



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA



**TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL DE PARTÍCULAS
DE BAIXA DENSIDADE: PROPOSTA DE UM SISTEMA DE
ALIMENTAÇÃO E ESTUDOS DE FLUIDODINÂMICA**

Giovani Aud Lourenço

Uberlândia-MG

2019

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

**TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL DE PARTÍCULAS
DE BAIXA DENSIDADE: PROPOSTA DE UM SISTEMA DE
ALIMENTAÇÃO E ESTUDOS DE FLUIDODINÂMICA**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Química.

Giovani Aud Lourenço

Orientador: Prof. Dr. Carlos Henrique Ataíde

Coorientador: Prof. Dr. Cláudio Roberto Duarte

Uberlândia-MG

2019

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

L892t
2019

Lourenço, Giovani Aud, 1984-
Transporte pneumático horizontal de partículas de baixa densidade [recurso eletrônico]: proposta de um sistema de alimentação e estudos de fluidodinâmica / Giovani Aud Lourenço. - 2019.

Orientador: Carlos Henrique Ataíde.

Coorientador: Cláudio Roberto Duarte.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química.

Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.25>

Inclui bibliografia.

Inclui ilustrações.

1. Engenharia química. 2. Bagaço de cana. 3. Malte. 4. Trigo. 5. Pneumática. 6. Processos químicos. I. Ataíde, Carlos Henrique, 1956-, (Orient.). II. Duarte, Cláudio Roberto, 1975-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. IV. Título.

CDU: 66.0

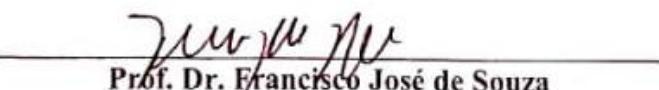
TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL DE PARTÍCULAS DE BAIXA DENSIDADE: PROPOSTA DE UM SISTEMA DE ALIMENTAÇÃO E ESTUDOS DE FLUIDODINÂMICA

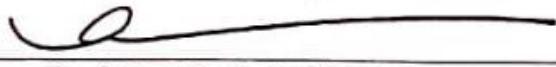
Tese de Doutorado submetida ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Doutor em Engenharia Química em 20 de Fevereiro de 2019.

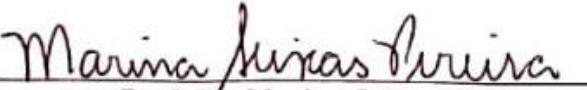
BANCA EXAMINADORA

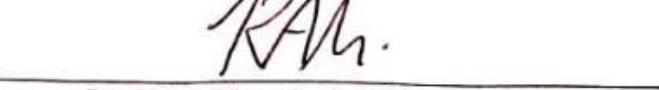

Prof. Dr. Carlos Henrique Ataíde
(Orientador - PPGEQ-UFU)


Prof. Dr. Cláudio Roberto Duarte
(Coorientador - PPGEQ-UFU)


Prof. Dr. Francisco José de Souza
(FEMEC-UFU)


Prof. Dr. Maria do Carmo Ferreira
(PPGEQ-UFSCar)


Prof. Dr. Marina Seixas Pereira
(PPGEQ-UFU)


Prof. Dr. Ricardo Amâncio Malagoni
(PPGEQ-UFU)


Prof. Dr. Rodrigo Bétega
(PPGEQ-UFSCar)

Agradecimentos

Muitas pessoas passam por nossas vidas e as vezes não têm a dimensão do quanto são importantes na transformação dela. Durante este período de doutorado, minha amada esposa, Bárbara, foi quem mais compartilhou as conquistas e dificuldades naturais deste processo. Agradeço por todo amor, incentivo e carinho depositado durante esta jornada, que sem você não seria tão especial.

Agradeço a Deus pelas oportunidades que me foram dadas, especialmente às quais meus pais, Benedito e Iara, proporcionaram-me. Se hoje me encontro nesta etapa, eles foram os principais responsáveis, não medindo esforços para minha formação.

Aos meus orientadores, Carlos e Cláudio, agradeço pela oportunidade ímpar de receber todos os ensinamentos. Obrigado pela amizade, incentivo e ajuda em todos os momentos. Vocês foram espelhos de dedicação para que eu pudesse superar minhas limitações. Fica aqui registrada minha profunda admiração.

Agradeço aos meus tios, Joaquim e Ângela, que me acolheram em Uberlândia desde a Graduação, oferecendo a oportunidade de conviver em um ambiente de muita alegria, às quais compartilhei com minhas queridas primas Adele e Laura.

Agradeço ao meu irmão, Marcelo, que ajudou na execução e configuração do sistema de alimentação, sempre na torcida e contribuindo para melhoria do processo. Ao meu irmão, Rafael, que muitas vezes passando por Uberlândia trazia uma palavra de incentivo, além de esporadicamente trazer algumas peças de Ribeirão Preto.

Agradeço pela torcida diária dos meus cunhados, Carolina e José Pedro, que durante este último ano conviveram bastante com a minha ansiedade. A todos meus amigos deste período de doutorado, que sempre estiveram na torcida e ajudaram-me de alguma forma: Felipe, Moroni, Jéssika Santos, Irineu, Benone, José Alair, Arley, Anderson, Vinicius, Ana, Davi, Daniel, Jessica Terra, Rodolpho, Thais e Rondineli.

Ao professor Ricardo Malagoni, agradeço por todo cuidado dedicado ao postinho e ao professor Humberto Molinar, por gentilmente se dispor a sanar minhas dúvidas durante a montagem do sistema de aquisição de dados e controle.

Agradeço a todos os funcionários do postinho, em especial ao Sr. José Antônio, pelas palavras de incentivo e sempre à disposição para ajudar. A todos aqueles que de alguma forma contribuíram na construção da unidade experimental, em especial, ao Roberto, Sr. Wellington, Sr. Edmilson, Ulysses e ao meu amigo, Otávio, que com muita gentileza ajudou na calibração dos sensores de pressão.

Por fim, agradeço ao Instituto Federal de Goiás pela oportunidade de afastamento para cursar o Doutorado, em especial, ao Programa Institucional de Qualificação de Servidores (PIQS) pela bolsa concedida.

Sumário

LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	iv
LISTA DE SÍMBOLOS	vi
RESUMO	ix
ABSTRACT	x
Capítulo 1 - Introdução	1
Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica.....	5
2.1 Transporte Pneumático.....	5
2.2 Tipos de Sistemas para Transporte Pneumático.....	6
2.3 Modo de Transporte Pneumático	12
2.4 Regime de Transporte	15
2.5 Diagrama de Estado.....	16
2.6 Relação das propriedades dos materiais com o modo de transporte pneumático	19
2.6.1 Diagrama <i>Dixon's Slugging</i>	22
2.7 Dispositivos de Alimentação dos Sistemas de Transporte Pneumático	27
2.8 Predição da queda de pressão no transporte pneumático.	31
2.9 Modelagem e simulação de escoamentos multifásicos	36
2.9.1 CFD aplicado aos sistemas de transporte pneumático.	38
2.9.2 Modelagem Euleriana do escoamento gás-sólido - CFD.....	41
2.9.3 Modelo Euleriano Granular Multifásico - Teoria cinética granular.....	42
2.9.4 Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na fase Granular	44
2.9.5 Tensão cisalhante na parede da tubulação.....	45
2.9.6 Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na fase gasosa.....	46
Capítulo 3 - Aparato Experimental e Instrumentação.....	52
3.1 Unidade Experimental	52
3.2 Sistema de Alimentação de Sólidos	55
3.3 Dispositivo de aquisição de dados e controle.....	56
3.3.1 Variável de Controle	57
3.3.2 Aquisição de dados de Pressão.....	58
3.3.3 Aquisição de dados de temperatura (T) e umidade relativa do ar (U).	59
3.3.4 Supervisório.....	59
3.4 Determinação da velocidade média do ar.....	62
Capítulo 4 - Caracterização do Material Transportado	66
4.1 Material	66

4.2	Densidades <i>Bulk</i> , Aparente e Real	67
4.3	Umidade em Base Seca (U_{bs})	67
4.4	Distribuição de tamanho das partículas.....	67
4.5	Fator de Forma	68
4.6	Ângulo de Repouso	71
4.7	Resultado consolidado da caracterização das partículas	71
	Capítulo 5 - Estudo da Alimentação de Sólidos	72
5.1	Procedimento Experimental	72
5.2	Planejamento Fatorial 3^k	73
5.3	Resultados e Discussão	75
5.3.1	Estudo das partículas de baixa densidade bulk (MDF e BCA)	75
5.3.2	Estudo dos Grãos.....	77
5.3.3	Verificação dos Modelos Ajustados.....	78
5.4	Conclusão	79
	Capítulo 6 - Modo de Transporte Pneumático	80
6.1	Procedimento Experimental	80
6.1.1	Determinação da região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido (F.T.D)	80
6.1.2	Classificação do modo de transporte pneumático	81
6.1.3	Avaliação das correlações disponíveis na literatura para previsão da queda de pressão em um trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido.....	82
6.2	Resultados e Discussão	82
6.2.1	Região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido (F.T.D)	82
6.2.2	Modo de transporte pneumático	84
6.2.3	Estudo de modelos para previsão da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido do transporte horizontal.....	86
6.2.3.1	Previsões para o MDF	86
6.2.3.2	Previsões para o BCA.....	89
6.3	Conclusão	92
	Capítulo 7 - Estudo Fluidodinâmico de um Tee de alimentação	93
7.1	Estudo Experimental	94
7.1.1	Metodologia para desenvolvimento de um modelo empírico para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.....	94
7.2	Estudo Numérico	95
7.2.1	Geometria	95
7.2.2	Malha Computacional	96

7.2.3	Teste de qualidade das malhas	97
7.2.4	Infraestrutura computacional utilizada nas simulações	100
7.2.5	Condições experimentais para verificação do modelo numérico.....	101
7.2.6	Modelagem e métodos numéricos.....	101
7.2.7	Coeficiente de especularidade (ϕ_e) e previsão do gradiente de pressão	103
7.3	Resultados e Discussão	103
7.3.1	Abordagem experimental para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação (Modelo Empírico).....	103
7.3.2	Verificação numérica para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.....	106
7.4	Conclusão	111
	Capítulo 8 – Conclusões e Sugestões.....	112
8.1	Conclusões.....	112
8.2	Sugestões para trabalhos futuros	113
	Apêndice A	125
	Apêndice B.....	127
	Apêndice C.....	128
	Apêndice D	131
	Apêndice E	132
	Apêndice F	134
	Apêndice G	136

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Sistema de transporte pneumático	7
Figura 2.2 - Diagrama ilustrativo das possibilidades de transportadores pneumáticos convencionais disponíveis para operação com uma única fonte de ar.....	8
Figura 2.3 - Transporte pneumático em circuito fechado	9
Figura 2.4 - Transporte Pneumático - Pressão Negativa.....	10
Figura 2.5 - Transporte Pneumático - Pressão Positiva	11
Figura 2.6 - Transporte Pneumático - Pressão Positiva e Negativa Combinados.....	11
Figura 2.7 - Modos de transporte pneumático: (a) Fase Diluída (b) Fase Densa	12
Figura 2.8 - Regimes de escoamento para transporte pneumático horizontal	15
Figura 2.9 - Regimes de escoamento para transporte pneumático vertical.....	16
Figura 2.10 - Variação da queda de pressão em função da velocidade do gás no escoamento vertical e horizontal	17
Figura 2.11 - Diagrama de GELDART (1973).	20
Figura 2.12 - Diagrama de Dixon's Slugging.	23
Figura 2.13 - Transição suave da fase diluída para a fase densa	24
Figura 2.14 - Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizadas pela fase diluída, zona instável e <i>slug flow</i>	25
Figura 2.15 - Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizado apenas pela fase diluída.	26
Figura 2.16 - Faixas de pressão de operação aproximadas para vários dispositivos de alimentação	28
Figura 2.17 - Válvula Rotativa.....	28
Figura 2.18 – Região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido.....	33
Figura 3.1 - Aparato experimental de transporte pneumático para partículas com diâmetro superior a 2 mm.	52
Figura 3.2 - Aparato experimental de transporte pneumático para partículas com diâmetro inferior a 2 mm.	53
Figura 3.3 - Compressor Radial Ibram.....	54
Figura 3.4 - Curva 90° (R/D = 4).....	54
Figura 3.5 - Módulo tubular de acrílico para os trechos retos.	55
Figura 3.6 - Sistema de alimentação com detalhes do projeto.....	55
Figura 3.7 - Motovibrador MVL.....	56
Figura 3.8 - Dispositivos de aquisição de dados.....	56
Figura 3.9 - Anemômetro Dwyer.....	57
Figura 3.10 - Controle PI	58

Figura 3.11 - Sensores de pressão utilizados	58
Figura 3.12 - Transmissor de Temperatura e Umidade	59
Figura 3.13 – Diagrama de blocos da programação utilizando o LabVIEW.....	60
Figura 3.14 - Tela do LabVIEW com disposição dos sensores na unidade.....	61
Figura 3.15 - Tela de controle no LabVIEW.	61
Figura 3.16 - Tela do LabVIEW para verificar o funcionamento dos sensores.....	62
Figura 3.17 - Pitot	62
Figura 3.18 - Posições da medida do Pitot.....	63
Figura 3.19 - Comparação das metodologias para determinação da velocidade média do ar.	65
Figura 4.1 - Pós	66
Figura 4.2 - Grãos	66
Figura 4.3 - Distribuição granulométrica acumulativa dos pós e grãos.....	69
Figura 4.4 - Análise de imagem no ImageJ	70
Figura 4.5 - Distribuição cumulativa da esfericidade dos pós e grãos.....	70
Figura 4.6 - Ângulo de repouso estático	71
Figura 5.1 - Eficiência de alimentação da válvula rotativa para os pós.....	76
Figura 5.2 - Eficiência de alimentação da válvula rotativa para os grãos.....	78
Figura 6.1 - Modelo linear exponencial ajustado para BCA.....	83
Figura 6.2 - Modelo linear exponencial ajustado para MDF.	83
Figura 6.3 - Diagrama de estado do BCA.	85
Figura 6.4 – Diagrama de estado do MDF.....	85
Figura 6.5 - Comparação dos resultados experimentais (MDF) com os preditos pelas correlações estudadas.	87
Figura 6.6 - Comparação dos resultados experimentais (BCA) com os preditos pelas correlações estudadas.	90
Figura 7.1 - Relações das dimensões de projeto de um Tee de alimentação.	93
Figura 7.2 – Tee de alimentação.	95
Figura 7.3 - Malha Tetraédrica	96
Figura 7.4 - Distribuição de células em função de <i>Skewness</i>	99
Figura 7.5 - Distribuição de células em função de <i>Orthogonal Quality</i>	100
Figura 7.6 - Comparação dos valores preditos (Equação 7.5) e observados experimentalmente para a queda de pressão.	104
Figura 7.7 – Gráficos comparativos entre a queda de pressão experimental e predita pelo modelo empírico (Equação 7.5) para as partículas de BCA e MDF.	105

Figura 7.8 - Gráficos comparativos entre a queda de pressão experimental e predita pelo modelo empírico (Equação 7.5) para a partícula de MPS.....	106
Figura 7.9 - Gradiente de pressão no Tee de alimentação - Partículas de MDF.....	107
Figura 7.10 – Gradiente de pressão no Tee de alimentação para o transporte de partículas de BCA: Modelos de turbulência <i>Realizable (k-ε)</i> - <i>Mixture</i> (a) e <i>Realizable (k-ε) – Dispersed</i> (b).	108
Figura 7.11 - Distribuição das partículas de MDF no Tee de Alimentação.....	109
Figura 7.12 - Distribuição das partículas de BCA no Tee de Alimentação	109
Figura 7.13 - Perfil de velocidade do ar para o transporte de BCA à 16 m.s^{-1}	110
Figura 7.14 - Formação de uma região de recirculação no Tee de alimentação.....	110

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Características dos sistemas pneumáticos em fase densa e diluída	13
Tabela 2.2 - Características e dados relevantes do transporte pneumático em fase densa e diluída.....	14
Tabela 2.3 - Velocidade mínima do ar em linhas de transporte vertical e horizontal para materiais com diferentes densidades <i>bulk</i> e tamanhos	18
Tabela 2.4 - Correlações para determinação do fator de atrito	35
Tabela 2.5 - Modelos dos coeficientes de troca sólido-fluido.	42
Tabela 2.6 - Equações constitutivas.....	44
Tabela 2.7 – Modelos que compõem μ_s	45
Tabela 2.8 - Modelo de turbulência <i>Realizable (k-ε)-Mixture</i>	47
Tabela 3.1 - Parâmetros de sintonia PI	57
Tabela 3.2 - Perfis de velocidade obtidos experimentalmente com Pitot	64
Tabela 3.3 - Comparação das velocidades médias determinadas experimentalmente e através do modelo (Equações 3.3).....	65
Tabela 4.1 - Parâmetros do modelo RRB de distribuição granulométrica.....	68
Tabela 4.2 - Propriedade das partículas utilizadas no transporte pneumático	71
Tabela 5.1 - Planejamento, fatorial 3^k para pós: MDF e BCA.....	74
Tabela 5.2 - Planejamento fatorial 3^k para grãos: MPS E TRI	74
Tabela 5.3 - Verificação dos modelos propostos (Equações 5.2 e 5.3)	79
Tabela 6.1 - Condições Experimentais	81
Tabela 6.2 - Parâmetros de ajuste do modelo linear exponencial (Equação 6.1)	83
Tabela 6.3 – Comprimento da região de aceleração.	84
Tabela 6.4 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da velocidade para as partículas de MDF.	88
Tabela 6.5 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da carga de sólidos para as partículas de MDF.	89
Tabela 6.6 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da velocidade para as partículas de BCA.....	91
Tabela 6.7 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da carga de sólidos para as partículas de BCA.....	91
Tabela 7.1 - Teste de independência de malha	97
Tabela 7.2 - Características da malha utilizada nas simulações.	97
Tabela 7.3 - Faixas de <i>Skewness</i> e qualidade da célula	98
Tabela 7.4 - Faixa de aceitação para simulação.....	98

Tabela 7.5 - Espectro do teste <i>Orthogonal Quality</i>	99
Tabela 7.6 - Computadores disponíveis para processamento.	100
Tabela 7.7 - Dados experimentais coletados.....	101
Tabela 7.8 - Modelagem Matemática e Condições de Contorno	102
Tabela 7.9 - Métodos de Solução.....	102
Tabela 7.10 – Desvio na previsão do modelo para cada ϕ_e	103
Tabela 7.11 - Parâmetros do modelo empírico para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.	103

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição	Dimensão
C_D	Coeficiente de arraste	
C_{DS}	Coeficiente de arrasto em uma única partícula	
D	Diâmetro interno da tubulação	$[M^0 L^1 T^0]$
d_p	Diâmetro da partícula	$[M^1 L^0 T^0]$
e_{ss}	Coeficiente de restituição entre sólidos	
e_{sw}	Coeficiente de restituição sólido-parede	
f	Fator de atrito do ar	
g	Aceleração da gravidade	$[M^0 L^1 T^{-2}]$
$g_{0,ss}$	Função de distribuição radial	
$\bar{\bar{I}}$	Tensor unitário	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
I_{2D}	Segundo invariante do tensor tensão	
k	Energia cinética turbulenta,	$[M^0 L^2 T^{-2}]$
K_{gs}	Coeficiente de troca de momentum entre as fases	$[M^1 L^0 T^{-1}]$
k_{θ_s}	Coeficiente de difusão da energia de flutuação granular	$[M^1 L^{-1} T^{-1}]$
L	Comprimento	$[M^0 L^1 T^0]$
\dot{m}_s	Vazão mássica de sólidos	$[M^1 L^0 T^{-1}]$
p	Pressão	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
p_s	Pressão na fase sólida	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
p_f	Pressão fricciional	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
q_s	Condição de contorno geral para temperatura granular na parede	
r	Raio	$[M^0 L^1 T^0]$
R	Raio da Tubulação	$[M^0 L^1 T^0]$
$Re = \frac{D v_g \rho_g}{\mu_g}$	Número de Reynolds relacionado ao diâmetro da tubulação	
Re_r	Reynolds Relativo	
$\bar{\bar{T}}_g$	Tensor tensão da fase fluida	$[M^1 L^1 T^{-2}]$
$\bar{\bar{T}}_s$	Tensor tensão da fase sólida	$[M^1 L^1 T^{-2}]$
$\vec{U}_{s,\parallel}$	Velocidade de deslizamento da partícula paralela à parede	$[M^0 L^1 T^{-1}]$

\bar{v}_{ar_modelo}	Velocidade média do ar calculado pelo modelo (Eq. 63)	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_g = \bar{v}_{ar}$	Velocidade da fase gasosa = Velocidade média do ar	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_{\varepsilon_t} = \frac{v_g}{\varepsilon}$	Velocidade superficial da fase gasosa	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
v_i	Velocidade medida em um ponto pelo Pitot	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
v_{max}	Velocidade no centro da tubulação (anemômetro)	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
v_p	Velocidade da partícula	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
v_r	Função radial da velocidade	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_{r,s}$	Velocidade terminal da fase sólida	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
\vec{v}_s	Vetor velocidade da fase sólida	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_t = \sqrt{\frac{4gd_p(\rho_s - \rho_g)}{3\rho_g C_{DS}}}$	Velocidade terminal de uma única partícula	$[M^1 L^{-1} T^0]$

Símbolos Gregos

α	Ângulo de repouso	
α_g	Fração volumétrica da fase gasosa	
$\alpha_{s,máx}$	Fração máxima de empacotamento da fase sólida	
α_s	Fração volumétrica da fase sólida	
γ_{θ_s}	Dissipação de energia através da colisão	
ε_t	Porosidade do leito de transporte	
ε	Dissipação turbulenta	$[M^0 L^2 T^{-3}]$
θ_s	Temperatura granular da fase sólida	
λ_p	Fator de atrito do sólido	
λ_s	Viscosidade granular <i>bulk</i>	$[M^1 L^{-1} T^{-1}]$
μ_g	Viscosidade dinâmica da fase gasosa	$[M^1 L^{-1} T^{-1}]$
μ_s	Viscosidade cisalhante da fase sólida	$[M^0 L^{-1} T^{-1}]$
$\mu_{s,cin}$	Viscosidade cinética da fase sólida	$[M^0 L^{-1} T^{-1}]$
$\mu_{s,col}$	Viscosidade colisional da fase sólida	$[M^0 L^{-1} T^{-1}]$
$\mu_{s,fric}$	Viscosidade friccional da fase sólida	$[M^0 L^{-1} T^{-1}]$
μ_t	Viscosidade turbulenta	$[M^1 L^{-1} T^{-1}]$

ν	Viscosidade cinemática	$[M^0 L^2 T^{-2}]$
ρ_g	Massa específica da fase gasosa	$[M^1 L^{-3} T^0]$
ρ_s	Massa específica da fase sólida	$[M^1 L^{-3} T^0]$
ΔP	Queda de pressão total em trecho horizontal	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{ag}	Queda de pressão por aceleração do gás	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{ap}	Queda de pressão por aceleração das partículas	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$\Delta P_{dinâmica}$	Queda de pressão dinâmica	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{fg}	Queda de pressão por atrito do gás	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{fp}	Queda de pressão por atrito das partículas	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{h_EE}	Queda de pressão na região de escoamento totalmente desenvolvido em trecho horizontal	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{pg}	Queda de pressão por peso do gás	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
ΔP_{pp}	Queda de pressão por peso das partículas	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
σ_ε	Número de dispersão de Prandtl para ε	
τ_i	Ganho Integral	
σ_k	Número de dispersão de Prandtl para κ	
τ_p	Ganho proporcional	
τ_s	Força de cisalhamento na parede	$[M^1 L^{-2} T^{-1}]$
$\phi = \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_{ar}}$	Carga de sólidos	
ϕ_e	Coeficiente de especularidade	
ϕ_{gs}	Troca de energia entre a fase sólida e a fase gasosa	
ϕ_i	Ângulo interno de fricção	
ω	Frequência de rotação da válvula	$[M^0 L^0 T^{-1}]$

RESUMO

O sistema de transporte pneumático em fase diluída apresenta muitas vantagens para aplicações industriais, dentre as quais se destacam a simplicidade de operação, manutenção e controle. Comparado ao transporte em fase densa, o risco de entupimento da tubulação é reduzido quando bem projetado. Para isso, deve-se estar atento às propriedades das partículas, pois elas afetam significativamente o desempenho do sistema de alimentação e a queda de pressão na linha. Neste trabalho foi construído um *loop* de transporte pneumático para operação em fase diluída com o objetivo de estudar um sistema de alimentação eficiente para quatro partículas diferentes. Os materiais estudados foram divididos em dois grupos: os pós (MDF e finos de bagaço de cana de açúcar - BCA) e os grãos (malte pilsen e trigo), escolhidos em função das diferentes classificações no diagrama de Geldart. Como se trata de uma unidade experimental de transporte pneumático positivo, a alimentação acontece após o compressor através de uma válvula rotativa. Devido à contrapressão na linha, materiais com baixa densidade *bulk* (MDF e BCA) apresentaram descontinuidade durante a alimentação, diminuindo o desempenho do sistema de transporte pneumático. Assim, foi testado um sistema de alimentação que operava com o silo fechado, dois motovibradores e um Tee de alimentação para garantia de uma alimentação homogênea. O estudo realizado mostra que para as partículas de MDF e BCA a velocidade do ar na linha afetava consideravelmente a taxa de alimentação. Uma correlação empírica não linear foi desenvolvida, capaz de prever a eficiência da taxa de alimentação do sistema de transporte pneumático com precisão, sendo o coeficiente de correlação de 88,73%. Ainda no sistema de alimentação, foi proposto um modelo empírico para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação, sendo o coeficiente de correlação do modelo de 98,25%. Como uma ferramenta complementar aos estudos experimentais do Tee de alimentação, as simulações numéricas em CFD (Fluidodinâmica Computacional) foram realizadas para a previsão da queda de pressão. O modelo utilizado foi o Euleriano Granular Multifásico e os resultados contribuíram para a compreensão da dispersão das partículas na câmara de mistura, sendo possível avaliar a influência da geometria do Tee na taxa de alimentação de sólidos. Considerando a perda de carga uma variável importante no projeto dos sistemas de transporte pneumático, também foram avaliados os modelos disponíveis na literatura para previsão da queda de pressão em trechos horizontais. De acordo com as partículas e condições experimentais estudadas, o modelo desenvolvido por Yang (1974) é o que se aproxima mais dos resultados experimentais, com desvios médios de 7,13% para o MDF e 14,57% para BCA.

Palavras chaves: Planejamento Fatorial 3^k, Modo de Transporte Pneumático, Controle de Velocidade do Ar, MDF, Bagaço de Cana de Açúcar, Malte Pilsen, Trigo.

ABSTRACT

The diluted phase pneumatic conveying system offers many advantages for industrial applications, among which stand out the simplicity of operation, maintenance and control. Compared to dense phase conveying, the risk of pipe clogging is reduced when well designed. For this, one should be aware of the properties of the particles, as they significantly affect the performance of the feed system and the pressure drop in the line. In this work, a pneumatic conveying loop was constructed for diluted phase operation in order to study an efficient feeding system for four different particles. The studied materials were divided in two groups: the powders (MDF and sugar cane bagasse fines - BCA) and the grains (malt pilsen and wheat), chosen according to the different classifications in the Geldart diagram. As this is an experimental positive pneumatic conveying unit, the feed takes place after the compressor through a rotary valve. Due to backpressure in the line, materials with low *bulk* density (MDF and BCA) showed discontinuity during feeding, disrupting the performance of the pneumatic conveying system. Thus, it was tested a feeding system that operated with the closed silo, two vibrators electric motors and a feeding Tee to guarantee a homogenous feeding. The study showed that for the particles of MDF and BCA the air velocity in the line affected the feed rate considerably. A nonlinear empirical correlation was developed, capable of predicting the feeding rate efficiency of the pneumatic conveying system with precision, with a coefficient of determination of 88.73%. Also in the feeding system, an empirical model was proposed to predict the pressure drop in the feed tee, with the correlation coefficient of the model being 98.25%. As a complementary tool to the experimental studies of feeding Tee, numerical simulations in CFD (Computational Fluid Dynamic) were carried out to the prediction of the pressure drop. The model used was the Eulerian Granular Multiphase and the results contributed in the understanding of the dispersion of the particles in the mixing chamber, being possible to evaluate the influence of the geometry of the Tee in the feed rate of solids. Considering the pressure loss an important variable in the design of the pneumatic conveying systems, we also evaluated the models available in the literature to predict the pressure drop in horizontal stretches. According to the particles and experimental conditions studied, the model developed by Yang (1974) is the closest to the experimental results, with mean deviations of 7,13% for MDF and 14,57% for BCA.

Keywords: 3^k Factorial Design, Mode of Pneumatic Conveying, Air Control Velocity, MDF, Sugar Cane Bagasse, Pilsen Malt, Wheat.

Capítulo 1 - Introdução

As transformações das matérias-primas em produtos comercializados necessitam de uma série de operações unitárias, dentre elas o transporte de material particulado, que deve ter um baixo custo, não influenciar na qualidade dos produtos e evitar os gargalos de produção. Além disso, a crescente preocupação com as questões ambientais faz com que muitas empresas procurem um sistema de transporte limpo e sem a emissão de particulados no ambiente. Neste contexto, o transporte pneumático passa a ser uma alternativa em função do baixo custo de aquisição e manutenção comparado aos transportadores de correia, canecas e helicoidal.

Segundo Santos (2009), o transporte pneumático pode ser classificado em relação ao modo de transporte pneumático como sendo de fase densa ou diluída. No transporte em fase diluída, as partículas permanecem suspensas durante o trajeto, tendo como característica a baixa concentração volumétrica de sólidos ($<1\%$) e a alta velocidade do ar, em torno de 20 m.s^{-1} . Neste caso, a perda de carga na linha normalmente não supera os 50 mm de coluna de água por metro. Na fase densa, a concentração de partículas na linha aumenta ($>30\%$), enquanto a velocidade de ar diminui, variando entre 1 e 5 m.s^{-1} , assim, observa-se uma perda de carga na linha com valores superiores a 200 mm de coluna de água por metro.

Muitas são as vantagens do transporte pneumático em fase diluída quando comparado ao transporte em fase densa. Além da possibilidade de conduzir os materiais a distâncias maiores, estão disponíveis alguns dispositivos de alimentação consolidado no mercado e de baixo custo, como é o caso da válvula rotativa.

O desempenho de um sistema de transporte pneumático em fase diluída pode ser afetado significativamente pela queda de pressão na linha, que, por sua vez, depende de diversos parâmetros, tais como as propriedades dos materiais, dimensões de tubos e vazão mássica de ar (SANTOS et al., 2011).

Atualmente, muitos esforços têm sido feito pelos pesquisadores que estudam o efeito da queda de pressão em trechos horizontais, verticais, curvas e na região de alimentação de sólidos. Modelos empíricos e numéricos são constantemente desenvolvidos para que a dependência experimental, ainda imprescindível, seja aos poucos substituída por um conjunto de equações que representem com precisão o comportamento de materiais diversos em um sistema de transporte pneumático.

As pesquisas ainda não apontaram uma metodologia de projeto para transporte pneumático baseado em medições de propriedades físicas de uma pequena amostra representativa do material a ser

transportado. É importante perceber que diferentes tipos do mesmo material podem apresentar diferenças muito significativas quanto às condições de transporte e alimentação (MILLS, 2016).

Assim, a caracterização do material é extremamente importante. Deve-se garantir o tamanho, forma, umidade e densidade para que a velocidade de transporte seja suficiente para manutenção das partículas em suspensão. Além disso, o sistema de alimentação escolhido não pode apresentar oscilação da carga de sólidos na linha. Nos casos de pequena taxa de alimentação de sólidos, a tubulação de transporte estará subutilizada, e se a taxa de alimentação for muito alta, a tubulação pode ser bloqueada. Assim, o controle da taxa de alimentação de sólidos na linha de transporte pneumático apresenta um papel importante no desempenho global do sistema.

Neste trabalho, duas linhas de pesquisas foram estudadas. A primeira trata da investigação de um sistema de alimentação eficiente para partículas de baixa densidade *bulk*, em que uma válvula rotativa conectada a um Tee proporciona a distribuição do material na linha. Nesta etapa foram avaliados: a queda de pressão no Tee e a eficiência de alimentação (fração mássica de sólidos (%)) responsável por ocupar o rotor da válvula durante a alimentação).

A segunda linha de pesquisa avaliou os modelos disponíveis na literatura para previsão da perda de carga em trechos retos na região de escoamento totalmente desenvolvido, permitindo classificar através do diagrama de estado o modo de transporte pneumático das partículas estudadas.

Na alimentação das partículas, um modelo empírico foi desenvolvido para previsão da eficiência de alimentação, levando-se em consideração as velocidades de rotação da válvula e do ar. No Tee de alimentação, um modelo empírico e outro fenomenológico com solução numérica (CFD) foram avaliados para previsão da queda de pressão.

O objetivo do estudo de modelos empíricos e fenomenológicos (CFD) na área de transporte pneumático é parte importante para futuras mudanças que impactem na diminuição do custo experimental atualmente necessário para projeto.

Objetivo Geral

Estudar o transporte pneumático de partículas de baixa densidade *bulk*, avaliando a eficiência de alimentação e a queda de pressão em trechos horizontais.

Objetivos Específicos

- Projetar e instalar uma unidade de transporte pneumático.
- Desenvolver um sistema de aquisição de dados e controle para unidade experimental construída.
- Estudar um sistema de alimentação para partículas de baixa densidade *bulk*, avaliando o efeito das velocidades de rotação da válvula e do ar na eficiência de alimentação.
- Propor um modelo empírico e outro numérico utilizando a Fluidodinâmica Computacional (CFD) para previsão da queda de pressão em um Tee de alimentação devidamente projetado.
- Verificar modelos disponíveis na literatura para previsão da queda de pressão em trechos horizontais na região de escoamento totalmente desenvolvido.

Apresentação do Trabalho

O desenvolvimento deste trabalho seguiu minuciosamente sete etapas consideradas imprescindíveis para reproduzibilidade e qualidade dos resultados experimentais. A primeira etapa, que corrobora na confecção do Capítulo 2, denominado “Revisão Bibliográfica”, apresenta os conceitos relevantes que foram utilizados como objeto norteador das atividades desenvolvidas neste trabalho. Na segunda etapa, foi projetada a unidade de transporte pneumático, desde o sistema de alimentação (válvula rotativa, Tee de alimentação e Silo), passando pela linha de transporte, sistema de separação de sólidos (Ciclone) e seleção do compressor. Na terceira etapa foi desenvolvido o sistema de aquisição de dados e controle da unidade experimental, em que foram utilizados sensores de pressão, velocidade, temperatura e umidade, devidamente calibrados para os estudos desenvolvidos. Essas informações estão detalhadas no Capítulo 3, denominado de “Aparato Experimental e Instrumentação”. Na quarta etapa do trabalho, os materiais estudados foram caracterizados, sendo os resultados apresentados no Capítulo 4 (“Caracterização do Material Transportado”). Em seguida, um estudo da alimentação de materiais de baixa densidade *bulk* foi realizado. O sistema de alimentação proposto, assim como os resultados experimentais, podem ser observados no Capítulo 5, considerada a quinta etapa na linha de execução do trabalho, e denominado “Estudo da Alimentação de Sólidos”. Na sexta etapa do trabalho, Capítulo 6 (Modo de Transporte Pneumático), foram estudados alguns modelos de fator de atrito de sólidos disponíveis na literatura para previsão da queda de pressão no transporte horizontal, sendo os resultados experimentais comparados aos resultados obtidos através dos modelos. Além disso, foram realizados experimentos para análise do modo de transporte pneumático (fase densa ou diluída) das partículas de

baixa densidade bulk, sendo avaliado o diagrama de estado para as partículas de MDF e BCA. Na última etapa experimental do trabalho, abordada no Capítulo 7 como “Estudo Fluidodinâmico de um Tee de Alimentação”, um estudo numérico e outro experimental foram realizados com objetivo de confrontar um modelo experimental e outro numérico (CFD) para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação. Finalmente, no Capítulo 8 são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica

2.1 Transporte Pneumático

Nas indústrias química, petroquímica, farmacêutica, alimentícia, agrícola, metalúrgica e de geração de energia, os sólidos podem ser deslocados por diversas formas, tais como, transporte hidráulico, pneumático, rodoviário, ferroviário e mecânico como por correia, corrente, caçamba, helicoide e por vibração, no entanto, cada um possui um traço característico (SANTOS, 2009). Quando o espaço disponível é pequeno e são necessárias taxas mássicas elevadas de transporte, o sistema pneumático pode ser muito útil (MAHURE et al., 2013).

Diversos materiais secos e em pó ($< 250 \mu\text{m}$) são transportados pneumaticamente com sucesso, como: cimento, carvão em pó, grãos, alumina, apatita, cinzas, algodão, carvão moído, serragem e muitos outros produtos.

No transporte pneumático, o material é conduzido em dutos através de uma corrente de ar. A principal vantagem está relacionada ao circuito fechado em que o material é transportado (tubos), isolando-o dos efeitos ambientais e vice-versa (Dhole; Bhuyar; Awari, 2011). Além disso, existe uma flexibilidade na condução dos produtos, podendo ser transportados horizontalmente e verticalmente através da adição de curvas, o que viabiliza a distribuição para áreas diferentes da planta. As desvantagens estão atreladas ao alto consumo de energia e ao desgaste por abrasão nos tubos para alguns tipos de partículas transportadas no equipamento (Molerus, 1996).

O conceito de transporte pneumático não é novo, assim estão disponíveis muitas referências para pesquisa nessa área. Apesar da vasta literatura, o sistema de transporte pneumático não apresenta um procedimento geral de projeto, ou seja, todos os problemas são tratados como únicos. Mas, definitivamente, alguns princípios gerais podem ser aplicados ao projetar um sistema de transporte pneumático, e são estes princípios que podem levar a um projeto otimizado (Mahure et al., 2013). No projeto e análise de desempenho de um transportador pneumático, parâmetros como velocidade do ar, pressão, tamanho, forma das partículas e a distância a serem transportadas são imprescindíveis (Dhole; Bhuyar; Awari, 2011). Deve-se estar atento às partículas adequadas para o transporte pneumático, neste caso não é recomendado pós-pegajosos e altamente úmidos (Klinzing et al., 1987). Os materiais devem ter no máximo 20% de umidade para não se agregarem às paredes da tubulação (Costa, 2009).

Na maioria das aplicações industriais, o sistema de transporte pneumático opera na faixa granulométrica de 0,1 mm até 10 mm. Além disso, deve estar projetado corretamente para garantir a eficiência energética da operação e não degradar o material transportado. Pressões elevadas, baixas ou negativas podem ser usadas para transportar materiais. Para materiais higroscópicos, ar seco pode ser usado e para materiais potencialmente explosivos, um gás inerte tal como o nitrogênio pode ser

empregado. Uma vantagem particular é que os materiais podem ser alimentados em vasos de recepção e mantidos a uma pressão elevada, se necessário (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

Normalmente, a capacidade de transporte pode chegar a 400 t.h^{-1} , percorrendo até um máximo de 500 m. Para maiores distâncias, o transporte pneumático deixa de ser competitivo (COSTA, 2009).

De acordo com Santos (2009), as principais variáveis para a seleção e o dimensionamento do sistema de transporte são:

- A capacidade de sólidos transportados;
- As distâncias e o desnível entre a carga e a descarga;
- A natureza do material, como as características físicas e mecânicas dos sólidos;
- Os fatores econômicos, como os custos de aquisição, operação e manutenção.

Na especificação de um sistema de transporte pneumático, as propriedades dos sólidos são importantíssimas, dentre as quais se destacam a granulometria, a forma das partículas, densidades real e aparente, ângulo de repouso dinâmico, fragilidade, umidade, mobilidade, dureza e características de abrasão, aderência e aglutinação.

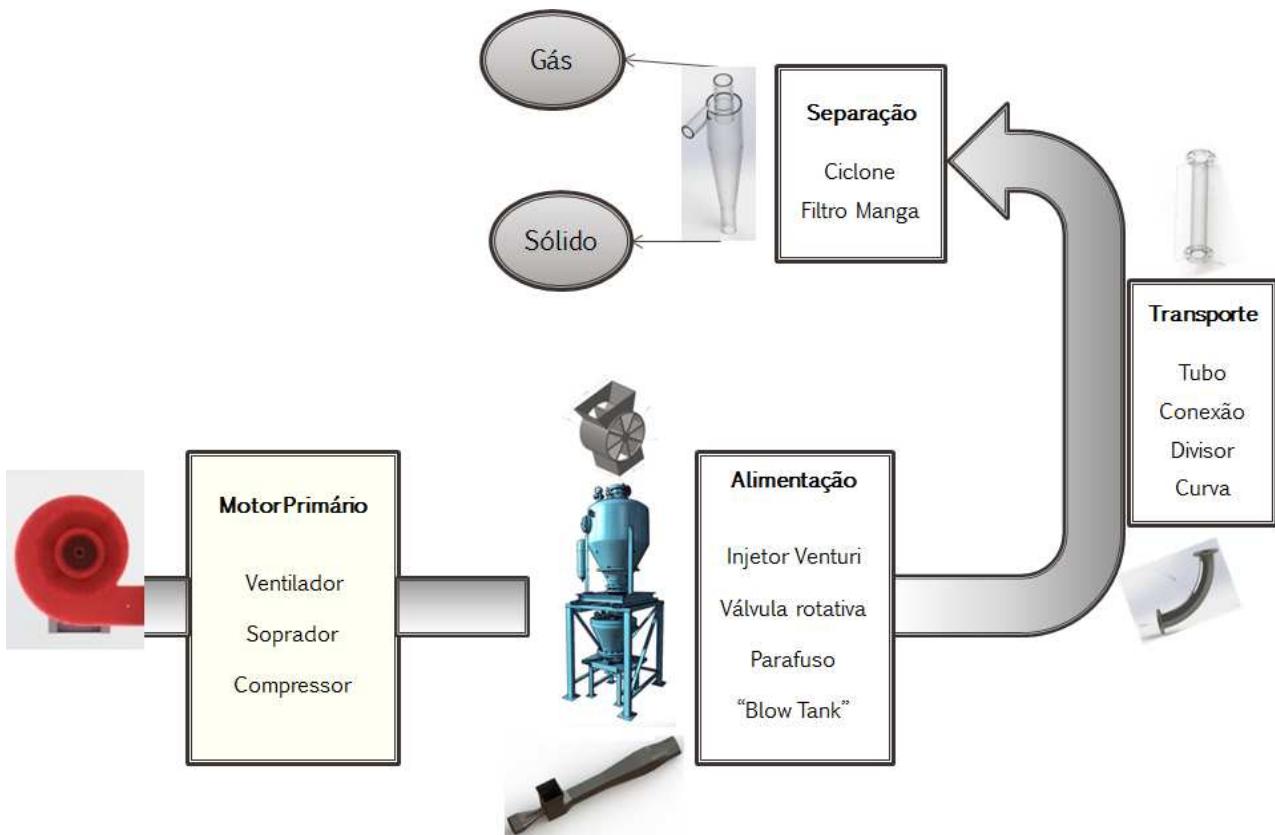
Quanto a seleção do sistema de transporte pelo critério econômico de menor custo de aquisição, operação e manutenção, deve-se incluir os periféricos, como os dispositivos de carga, armazenamento, embalagem e descarga final do produto.

A chamada teoria de transporte pneumático ainda está em fase de desenvolvimento. Ela é composta pelos dados adquiridos por experimentos, que determinam o efeito da transferência de energia cinética do ar para o escoamento de uma variedade de partículas sólidas, através de tubulações horizontais ou verticais. As equações e dados obtidos desses experimentos não podem ser estendidos ou aplicados para projeto de sistemas de transporte pneumático comercial de materiais diferentes dos testados. Portanto, as observações feitas durante esses experimentos revelam, qualitativamente, como a partícula se comporta em uma corrente de ar horizontal ou vertical para várias condições de carga de sólidos (KRAUS, 1980).

2.2 *Tipos de Sistemas para Transporte Pneumático*

Segundo Santos (2009), a operação do sistema de transporte pneumático é essencialmente constituída de quatro etapas como esquematizado na Figura 2.1.

Figura 2.1 - Sistema de transporte pneumático



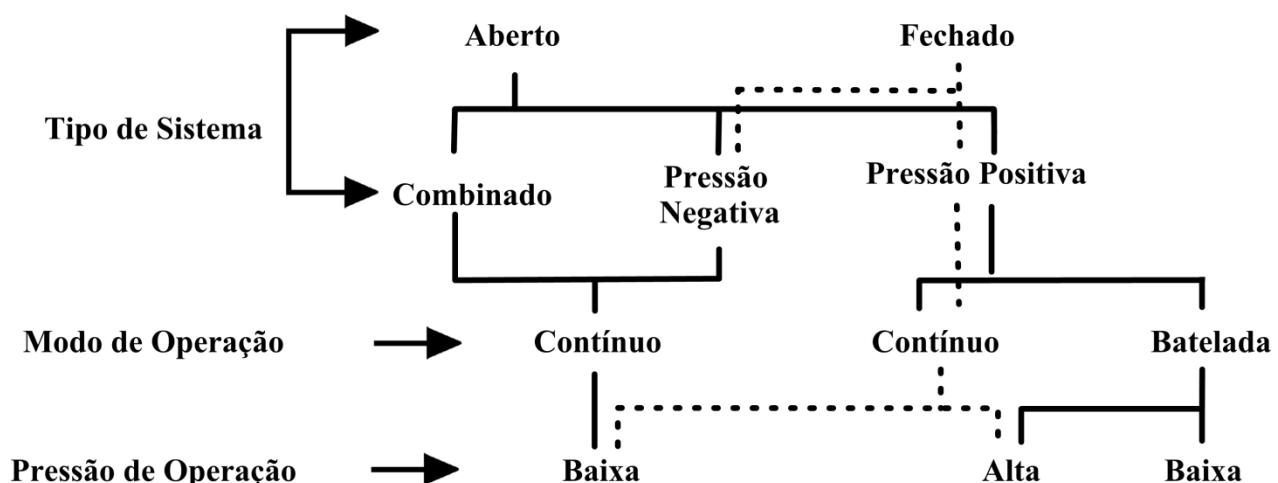
- **Alimentação de gás:** responsável pela movimentação do gás dentro da tubulação, que pode ser gerado por compressor, soprador ou ventilador centrífugo dependendo da velocidade e material a ser transportado.
- **Alimentação de sólidos:** responsável pelo encaminhamento dos sólidos contido em um silo para a linha de transporte. Um dos dispositivos mais utilizados é a válvula rotativa.
- **Linha de transporte:** responsável pelo direcionamento da mistura gás-sólido até o ponto de separação e descarga.
- **Separação de sólidos:** sistema responsável pela separação da mistura gás-sólido. Os ciclones e filtros de gases são os equipamentos utilizados.

No projeto da unidade transportadora, cada etapa descrita sofre influência significativa dependendo do tipo de sistema de transporte pneumático, que pode ser classificado como convencional, nos casos em que o material é alimentado na tubulação e um compressor é o suficiente para o transporte, ou inovador, quando não é possível o transporte dos materiais a baixa velocidade e, neste caso, são utilizadas alternativas inovadoras, como os *busters* de ar, que proporcionam o transporte em pacote de partículas (*slug*) (MILLS, 2016). A maioria é convencional, operando continuamente, com sistema aberto e em localização fixa. Para se adequar ao material a ser transportado ou ao processo, utiliza-se o

sistema Inovador, que opera frequentemente em batelada e fechado. Muitos destes sistemas podem ser operados em pressão positiva, negativa ou uma combinação dos dois (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

O problema da seleção do sistema de transporte pneumático está ilustrado na Figura 2.2, que mostra as diversas combinações que são possíveis apenas para sistemas de transporte pneumático convencionais, relacionando pressão positiva, vácuo, e sistemas com pressão positiva e negativa combinada com sistemas abertos e fechados. Portanto, deve-se estar atento às necessidades operacionais para que seja feita a melhor escolha (MILLS, 2016).

Figura 2.2 - Diagrama ilustrativo das possibilidades de transportadores pneumáticos convencionais disponíveis para operação com uma única fonte de ar



Fonte: adaptado de (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004)

- **Sistemas Aberto e Fechado**

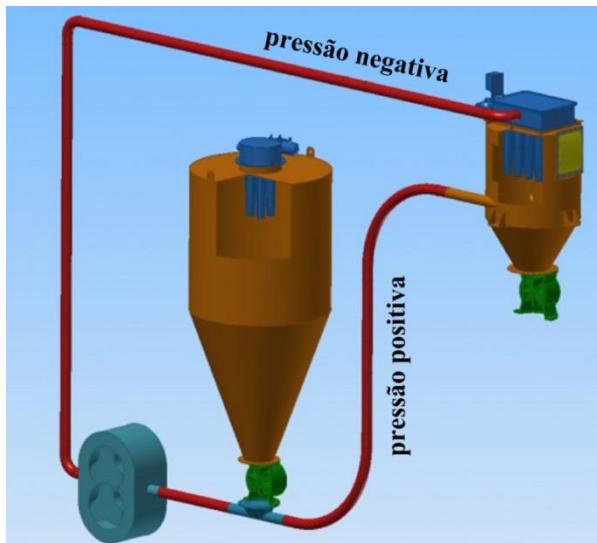
De acordo com Santos (2009), nos sistemas de circuito fechado o mesmo ar circula dentro das linhas de transporte, como pode ser visto na Figura 2.3. As vantagens são:

- i. Prevenir envenenamento ou que partículas perigosas sejam descarregadas para a atmosfera;
- ii. Impedir que materiais higroscópicos absorvam umidade da atmosfera;
- iii. Prevenir a contaminação dos produtos;
- iv. Isolar materiais altamente inflamáveis e explosivos na presença do oxigênio usando um gás inerte;
- v. Transportar materiais que não podem ser separados por filtros de tecido.

Sistemas abertos são mais comuns no transporte pneumático, principalmente quando não é necessário rigoroso controle ambiental. Nesse caso, o gás alimentado na linha vem da atmosfera e é lançado na atmosfera, ou seja, não existe reutilização do gás utilizado para o transporte. A maioria dos sistemas de transporte pneumático pode assegurar o transporte totalmente enclausurado do material,

assim, com ventilação e separação gás-sólido adequadas, a grande maioria dos materiais pode ser tratado de forma bastante segura em sistemas abertos. Muitos materiais combustíveis são transportados em sistemas abertos, incorporando recursos de segurança necessários. Ar é utilizado para o transporte da maior parte dos materiais. Nitrogênio e outros gases podem ser utilizados para aplicações e materiais específicos. Os sistemas fechados são utilizados apenas em circunstâncias muito específicas, como no caso de materiais tóxicos e potencialmente explosivos (MILLS, 2016).

Figura 2.3 - Transporte pneumático em circuito fechado



Fonte: Adaptado de Aptech (2018)

- **Sistemas Fixo e Móvel**

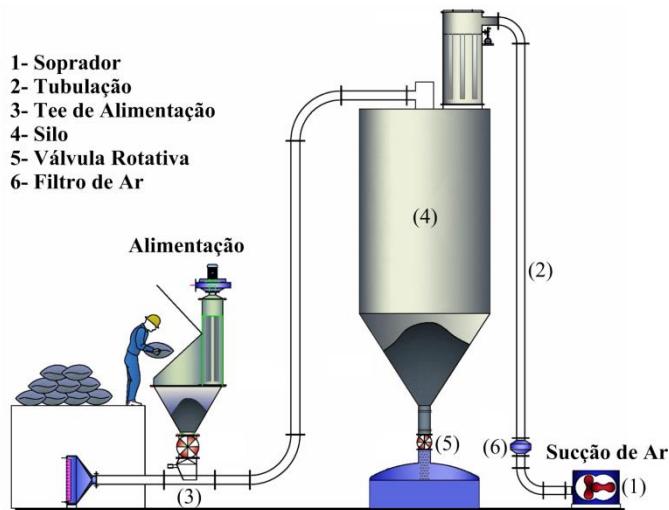
A maioria dos sistemas de transporte pneumático está em local fixo, no entanto, uma variedade de sistemas móveis está disponível para tarefas específicas, como, por exemplo, para descarga de grãos em caminhões e navios (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

- **Transporte pneumático em pressão positiva, negativa ou combinada.**

A Figura 2.4 mostra o sistema aberto que opera com pressão negativa ou sucção, em que um soprador (1) na extremidade do tubo cria vácuo a fim de gerar o escoamento de ar necessário no tubo (2). Como em um aspirador de pó, o produto é recolhido a partir da alimentação (3) e transportado através dos tubos para um silo (4). Assim, as partículas são separadas do ar e na sequencia retiradas do sistema através de uma válvula rotativa (5). O ar é liberado para atmosfera pelo rotor do soprador (1), que deve ter instalado um filtro para a limpeza do ar (6). Este tipo de transporte, por pressão negativa, permite que o produto possa ser introduzido em uma série de pontos para no final ser entregue em uma localização central. O sistema de sucção única pode ser fixo, móvel, auto itinerante, ou flutuante, como

os utilizados para descarregar grãos e sementes oleaginosas de embarcações nos oceanos, vagões ou caminhões (NEIDIGH, 2004).

Figura 2.4 - Transporte Pneumático - Pressão Negativa

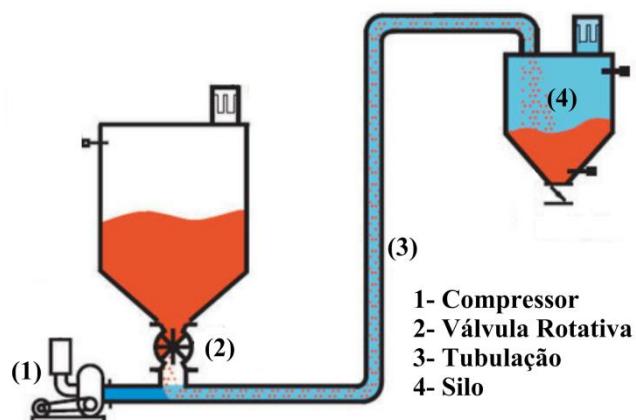


Fonte: Adaptado de Kleenair Systems (2018)

A Figura 2.5 ilustra o sistema de pressão positiva. Nesse caso, o ar é retirado diretamente da atmosfera e pressurizado pelo ventilador (1). O produto a ser transportado é introduzido no sistema, utilizando uma válvula rotativa (2) que permite que o material entre na corrente de ar do tubo (3). No final do tubo as partículas são coletadas em um silo com filtro de ar (4). O produto sai na parte inferior do silo e o ar no topo. Sistemas de pressão positiva são recomendados apenas quando o produto é introduzido em um ponto, e opcionalmente, podem ser transportados para diferentes pontos de descarga se forem utilizadas válvulas de desvio. Devido a maior diferença de pressão e peso específico do ar, o sistema de pressão positiva possui maior capacidade comparada ao sistema de sucção (pressão negativa) (NEIDIGH, 2004).

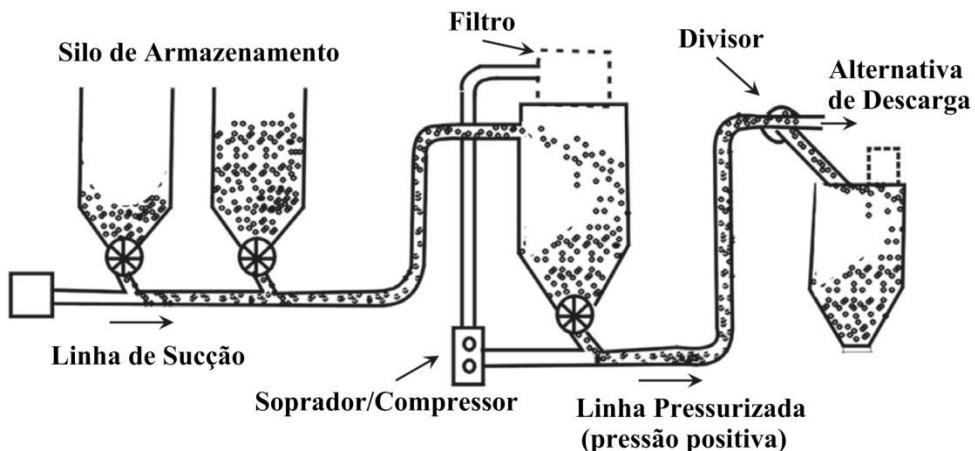
Sistemas com pressão positiva e negativa combinados que compartilham um motor de ar comum representam um tipo muito versátil de transporte pneumático, que combina muitas das características vantajosas de ambos os sistemas como observado na Figura 2.6. Eles são muitas vezes referidos como *suck-blow* ou sistemas de *push-pull*. Pode ser utilizado para transportar o material de diferentes fontes para diversos locais de descarga, assim, é possível estender os sistemas de vácuo a distâncias muito mais longas (MILLS, 2016). A primeira seção da linha de transporte usa sistema de sucção, para lançar o material dentro do tubo, e a segunda parte utiliza pressão positiva para transportar os sólidos em distâncias maiores (NEIDIGH, 2004).

Figura 2.5 - Transporte Pneumático - Pressão Positiva



Fonte: Adaptado de Trimech (2017)

Figura 2.6 - Transporte Pneumático - Pressão Positiva e Negativa Combinados



Fonte: (MILLS, 2016)

• Transporte Pneumático Contínuo e em Batelada

Os sistemas considerados até agora foram todos relacionados ao transporte contínuo. Em muitos processos, no entanto, pode ser mais conveniente transportar o material em lotes. Uma classificação adicional de sistemas de transporte, conforme indicado na Figura 2.2, baseia-se no modo de funcionamento. Transportadores podem operar de forma contínua ou em uma sequência de lotes isolados (batelada). Embora um sistema de transporte em batelada possa ser escolhido para uma demanda específica do processo, o modo de transporte é, em grande parte ditado pela escolha do dispositivo de alimentação dos tubos do sistema de transporte. A maioria dos sistemas transportadores em batelada é baseada em tanques de sopro (*blow tanks*), que são escolhidos devido à sua capacidade elevada de pressão de transporte, ou devido à natureza abrasiva do material (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). Este sistema de alimentação em batelada será detalhado adiante. No transporte em batelada o material

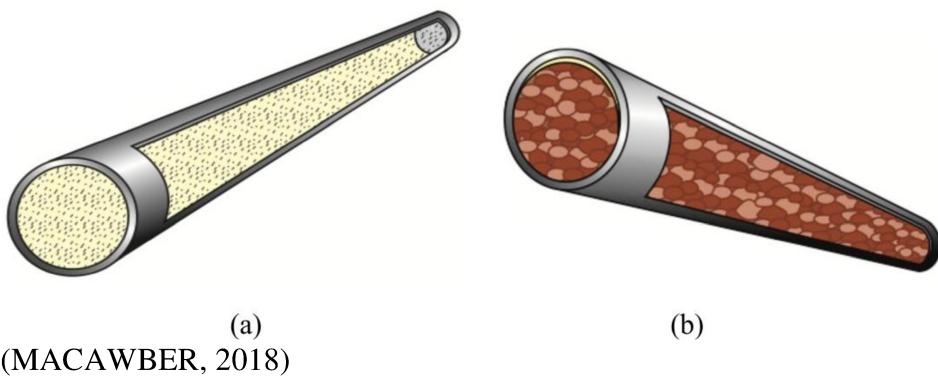
pode ser transportado como um único pulso se o tamanho do lote é relativamente pequeno (MILLS, 2016).

2.3 Modo de Transporte Pneumático

Como citado anteriormente, uma das principais vantagens dos dutos do sistema de transporte pneumático é a flexibilidade do percurso, podendo o escoamento gás-sólido ser vertical, horizontal, inclinado, e na maioria dos casos, misto. Essa mudança de direção normalmente é realizada através da colocação de acessórios, como curvas, cotovelos e tubos flexíveis (LOPES, 2011). Por essa e muitas outras vantagens, como a segurança e o encaminhamento livre de poeira, projetistas frequentemente preferem sistemas de transporte pneumático em relação a outras alternativas. No entanto, no projeto de sistemas de transporte pneumático é muito importante o conhecimento do modo de transporte pneumático, que dependendo das propriedades da partícula e das condições operacionais do sistema gás-sólido, podem ser definidos como transporte pneumático em fase densa ou transporte pneumático em fase diluída (RABINOVICH; KALMAN, 2011).

Durante muito tempo os sólidos foram transportados na forma de suspensão, ou seja, em fase diluída, com baixa concentração volumétrica de sólidos nos tubos, como pode ser observado na Figura 2.7 (a). No entanto, existe um interesse crescente em transporte pneumático em fase densa, que pode ser definido como o regime de transporte de partículas pelo gás ao longo de um tubo que está cheio de partículas em uma ou mais seções transversais (KONRAD, 1986). Nesse caso, as partículas não estão totalmente suspensas e as colisões entre partículas dominam o movimento dos sólidos, como pode ser visto na Figura 2.7 (b) (FOKEER et al., 2004).

Figura 2.7 - Modos de transporte pneumático: (a) Fase Diluída (b) Fase Densa



Fonte: (MACAWBER, 2018)

Konrad (1986) lista quatro meios alternativos de distinguir o transporte em fase densa do transporte em fase diluída:

- i. Relacionado à carga de sólidos $\left(\phi = \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_{ar}} \right)$;

- ii. Com base na concentração de sólidos;
- iii. Sabendo que o transporte em fase densa existe onde os sólidos preenchem completamente a seção transversal do tubo em algum ponto;
- iv. Sabendo que o transporte em fase densa existe quando, para escoamento horizontal, a velocidade do gás é insuficiente para suportar todas as partículas em suspensão, e, para escoamento vertical onde ocorre o fluxo inverso de sólidos.

Como descrito no item ‘i’, dependendo da velocidade superficial do gás e da carga de sólidos (ϕ), pode-se classificar o transporte pneumático em fase densa ou diluída. Assim, a Tabela 2.1 apresenta as características gerais dos transportes em fase densa e diluída a partir da carga de sólidos (SANTOS, 2009).

Tabela 2.1 - Características dos sistemas pneumáticos em fase densa e diluída

Modo de transporte pneumático	Carga de Sólidos (ϕ)	Velocidade de Transporte	Queda de Pressão
Fase Densa	Maior que 15	<10 m.s ⁻¹	>100 kPa
Fase Diluída	0-15	>10 m.s ⁻¹	<100 kPa

Fonte: (SANTOS, 2009)

De acordo com o item ‘ii’, o critério para diferenciar o transporte pneumático em fase diluída do transporte pneumático em fase densa, é analisando a fração volumétrica ou concentração de sólidos presente nos tubos, que está diretamente relacionado com a carga de sólidos do sistema, a velocidade de transporte e a queda de pressão na linha (LUNA, 2009). Este tipo de classificação do modo de transporte pneumático talvez seja a forma mais adequada (KLINZING et al., 2010).

Em relação ao transporte em fase diluída, a concentração volumétrica de sólidos nos tubos durante a operação é inferior a 1% e as velocidades normalmente são maiores que 10 m.s⁻¹ (MORAES, 2012). O transporte em fase diluída tem a vantagem de um baixo custo de aquisição, mas que provoca o desgaste irregular na tubulação em baixas velocidades de transporte, principalmente na parte inferior dos tubos horizontais e também nas singularidades (acidentes) que frequentemente são instaladas para o percurso dos sólidos.

É importante estar atento ao desempenho de um sistema de transporte pneumático em fase diluída, que é afetado significativamente pela queda de pressão na linha, que, por sua vez, depende de diversos parâmetros, tais como: as propriedades dos materiais, dimensões de tubos e vazão de ar. (SANTOS et al., 2011).

Quase todo material pode ser transportado em fase diluída, independentemente do tamanho da partícula, forma ou densidade (MILLS, 2016). Sob condições de escoamento diluído, as partículas

sólidas se comportam como indivíduo, totalmente suspensas no gás, onde as forças aerodinâmicas locais regem seu movimento. Nesse modo de transporte o movimento do sólido é orientado pelo balanço de forças em cada partícula e o efeito das colisões sólido-sólido e sólido-parede é pouco significativo, de tal modo que a perda de carga gerada no leito provém principalmente do atrito entre o gás e a parede da tubulação (LOPES, 2011). Uma velocidade relativamente alta é necessária e, portanto, a demanda de energia pode também ser elevada, mas não existe praticamente qualquer limite para a gama de materiais que podem ser transportados (FOKEER et al., 2004). Para um pó fino, a velocidade de transporte fica em torno de 12 m.s^{-1} , para um material granular fino ou partículas de maiores dimensões e com maior densidade, a velocidade fica em torno de 16 m.s^{-1} (MILLS, 2016). Sistema em fase diluída constitui o mais utilizado de todos os sistemas de transporte pneumático (KLINZING et al., 2010).

Na fase densa, as altas concentrações volumétricas de sólidos, tipicamente superiores a 30%, com porosidade variando de 0,75 à 0,8 e velocidade na faixa de 1 à 5 m.s^{-1} são aplicadas (SANTOS et al., 2011). Por essa razão, neste modo de transporte, o contato partícula-partícula desempenha papel fundamental, controlando totalmente o movimento dos sólidos e a perda de carga no leito, que é gerada principalmente pela densidade da suspensão (nesse caso, elevada) (LOPES, 2011).

O sistema em fase densa tem alto custo de aquisição e manutenção. Isto porque requer altas pressões de gás (pressões acima de 20 mbar/m) (SANTOS et al., 2011). No entanto, os benefícios estão concentrados no baixo consumo de ar, baixo custo de energia, pouca ou nenhuma degradação de materiais frágeis e baixo desgaste dos tubos por abrasão (KLINZING et al., 2010). A Tabela 2.2 apresenta algumas características com vantagens e desvantagens destes dois sistemas.

Tabela 2.2 - Características e dados relevantes do transporte pneumático em fase densa e diluída

	Fase Densa	Fase Diluída
Carga de Sólidos	Maior que 15	Menor que 15
Velocidade de Transporte	Menor que 10 m.s^{-1}	Maior que 10 m.s^{-1} , em geral acima de 20 m.s^{-1}
Concentração de Sólidos	Maior que 30% em volume	Menor que 1% em volume
Pressão de Operação	Maior que 15 psi (100kPa)	Menor que 15 psi (100kPa)
Vantagens	(i) Baixa relação de energia por kg de sólido transportado (ii) Baixa erosão da tubulação (iii) Baixa degradação do produto	Baixo custo de aquisição e manutenção
Desvantagens	Elevado custo de aquisição e manutenção	Elevada erosão na parte inferior da tubulação e em curvas.

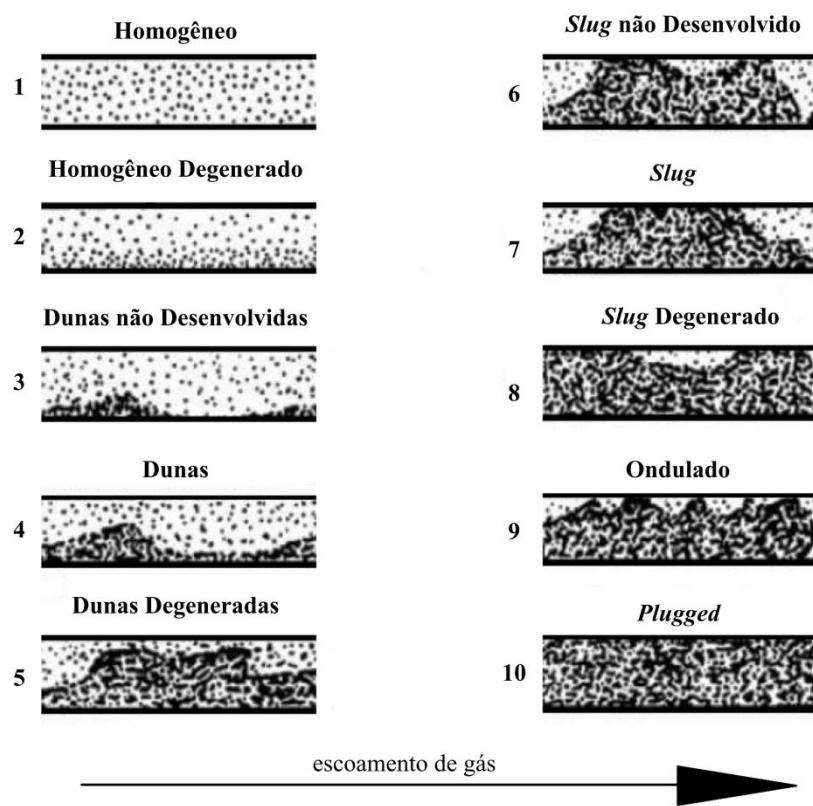
Fonte: (MORAES, 2012)

2.4 Regime de Transporte

A redução na velocidade do gás, para a mesma taxa de alimentação de sólido, resulta em uma distribuição não uniforme na seção transversal da linha de transporte, e fica evidente que existe um limite que não está bem definido entre o modo de transporte diluído e denso. Assim, a redução da vazão mássica de gás para uma carga fixa de sólido transportada, provoca uma mudança no padrão de escoamento da fase, passando de uma condição estável (fase diluída) para uma condição instável, que pode ser denominado de *slug* (regime em golfadas) ou *plug* (pistonado). Diminuindo ainda mais a vazão mássica do gás, o sistema passa para uma outra fase estável, que neste caso é denominada fase densa. No entanto, se a redução da velocidade atingir valores que não são suficientes para transportar os sólidos, configura-se um sistema em regime de bloqueio (FOKEER et al., 2004).

É muito importante diferenciar o modo de transporte pneumático do regime de transporte pneumático, sendo o modo de transporte pneumático definido pelo transporte em fase densa ou diluída e o regime de transporte estabelecido pelo perfil da distribuição de sólido e gás no interior da tubulação durante o transporte, como pode ser observado nas Figuras 2.8 e 2.9.

Figura 2.8 - Regimes de escoamento para transporte pneumático horizontal



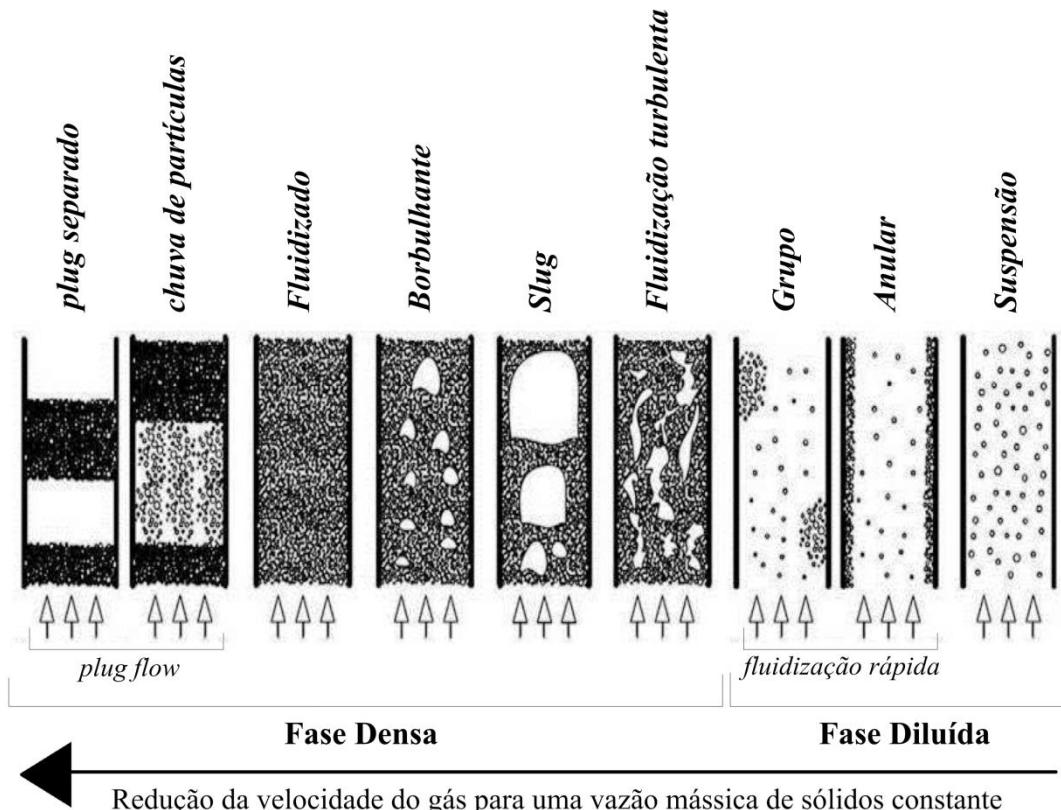
Fonte: (PERRY; GREEN, 2008)

Assim, na classificação do regime de transporte, existe diferença do transporte vertical para o horizontal, haja vista que as interações sólido-sólido, sólido-gás e sólido-parede são diferentes. Dentro

de cada tipo de fase, diluída ou densa, verifica-se diferentes padrões fluidodinâmicos. Wen e Simons (1959) apud Santos (2009) mostra na Figura 2.8 as classificações dos regimes em tubulações horizontais, que foram determinadas experimentalmente em condições que a velocidade de transporte era diminuída gradativamente e a vazão de sólidos permanecia constante.

Para o transporte vertical, Rabinovich e Kalman (2011) apresentam na Figura 2.9 as classificações dos regimes de transporte, nas mesmas condições especificadas para o transporte horizontal, ou seja, considerando a redução da velocidade em função de uma vazão mássica fixa de sólidos.

Figura 2.9 - Regimes de escoamento para transporte pneumático vertical



Fonte: (RABINOVICH; KALMAN, 2011)

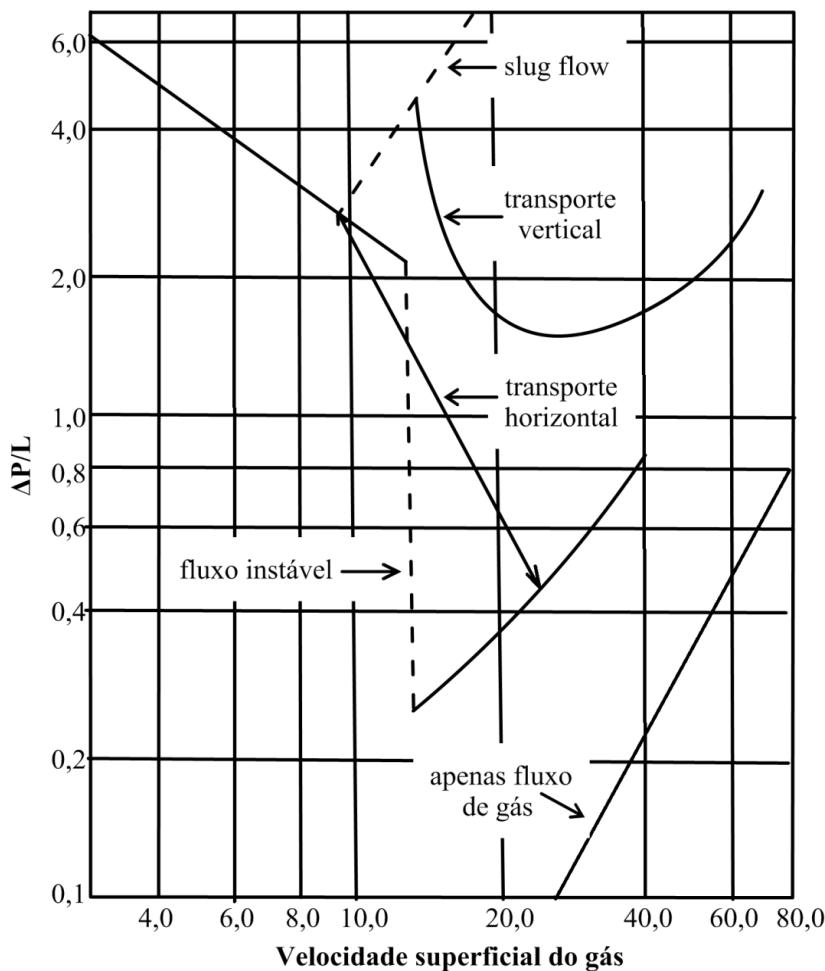
2.5 Diagrama de Estado

Talvez a melhor maneira de introduzir o processo de transporte gás-sólido seja por meio do chamado "diagrama de estado" (Figura 2.10). O diagrama de estado tem sido esboçado para um sistema de transporte e é uma representação gráfica da queda de pressão ($\Delta P/L$) em qualquer ponto da tubulação na região de escoamento totalmente desenvolvido em função da velocidade superficial do gás (v) (KLINZING et al., 2010).

Cada material a ser transportado reproduz seu próprio diagrama de estado, dependendo da distribuição granulométrica, da forma, da densidade, e das propriedades físicas. As diferentes

características dos materiais dificultam muito a formulação de uma correlação da queda de pressão com a velocidade do gás para uma determinada vazão mássica de sólidos. A Figura 2.10 mostra as curvas típicas de um material particulado, obtida experimentalmente em um sistema de transporte pneumático para trechos horizontais e verticais (KRAUS, 1980).

Figura 2.10 - Variação da queda de pressão em função da velocidade do gás no escoamento vertical e horizontal



Fonte: (KRAUS, 1980)

No transporte horizontal, a velocidade relativa ao ponto de menor pressão é denominada *saltation* (velocidade de saltitação). Para o transporte vertical, a velocidade neste ponto é denominada de "*choking*" ou velocidade de asfixia (KLINZING et al., 2010). Neste ponto define-se a transição do transporte em fase diluída para o transporte em fase densa, em que a direita do ponto de mínimo o transporte ocorre em fase diluída, e a esquerda, em fase densa.

Há uma nítida diferença entre a velocidade *saltation* (tubo horizontal) e a velocidade de *choking* (tubo vertical), como pode ser notada na Tabela 2.3. Nota-se que a velocidade mínima do gás para transporte de partículas em fase diluída na tubulação horizontal é consideravelmente maior quando comparada ao transporte vertical (KLINZING et al., 2010).

Em casos de transporte de partículas finas, a velocidade de transporte horizontal é da ordem de 3 a 5 vezes maior que a requerida para o transporte vertical. No entanto, para os casos do transporte de partículas grosseiras, a diferença entre as velocidades horizontal e vertical é menor (KLINZING et al., 2010).

Tabela 2.3 - Velocidade mínima do ar em linhas de transporte vertical e horizontal para materiais com diferentes densidades *bulk* e tamanhos

Material	Densidade <i>bulk</i> média (kg.m ⁻³)	Tamanho médio aproximado (mm)	Velocidade mínima de ar vertical (m.s ⁻¹)	Velocidade mínima de ar horizontal (m.s ⁻¹)
Carvão	720	13	12	15
Carvão	720	6	9	12
Trigo	753	5	9	12
Cubos de Polietileno	480	3	9	12
Cimento	1400	90	1,5	7,6
Farinha	560	150	1,5	4,6
Carvão Pulverizado	720	75	1,5	4,6
Cinza Pulverizada	720	150	1,5	4,6
Terra Argilosa	640	106	1,5	6,1
Bentonita	900	75	1,5	7,6
Barita	1750	63	4,6	7,6
Pó de sílica	880	106	1,5	6,1
Fluorita	1760	75	3	9,1
Rocha Fosfática	1280	150	3	9,1
Tripolifosfato	1040	180	1,5	7,6
Sal Comum	1360	150	3	9,1
Carbonato de Sódio	560	106	3	9,1
Carbonato de Sódio	1040	180	3	12,2
Sulfato de Sódio	1360	106	3	12,2
Perborato de Sódio	865	180	3	9,1
Bauxita	1440	106	1,5	7,6
Alumina	930	106	1,5	7,6
Diatomito	240	75	1,5	7,6
Magnesita	1600	75	3	3
Dióxido de Urânio	3520	75	6,1	18,3

Fonte: (KLINZING et al., 2010)

2.6 Relação das propriedades dos materiais com o modo de transporte pneumático

Segundo Pan (1999) e Santos (2009), inúmeros materiais sólidos a granel com propriedades diferentes entre as partículas, como, por exemplo, tamanho, distribuição de tamanhos, forma, densidade e dureza superficial, podem influenciar nos regimes de transporte.

Como é possível observar nas Figuras 2.8 e 2.9, para o transporte pneumático em fase densa e fase diluída, existem muitas subdivisões e variações nas características de escoamento que tornam o problema de previsão do comportamento extremamente difícil (MILLS, 2016). Portanto, identificar experimentalmente qual o melhor regime de transporte para um determinado material é uma tarefa muito árdua.

As propriedades do material a ser transportado tem uma grande influência sobre a capacidade de transporte de um sistema pneumático. São as propriedades do material que ditam se o material pode ser transportado em fase densa em um sistema de transporte convencional, e o valor mínimo da velocidade do ar de transporte necessária (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). Portanto, dependendo do material, é necessário conhecer a influência das partículas nos regimes de transporte ou no desempenho do sistema (PAN, 1999). Um dos desafios no transporte pneumático é tornar o projeto de um sistema possível, sem a necessidade da realização de testes de transporte em escala real com um material. Em um sistema de transporte pneumático convencional, nem todos os materiais podem ser transportados em fase densa. Um problema para os usuários e fabricantes de transportadores pneumáticos é identificar quais os materiais que têm capacidade para serem transportados em baixa velocidade e em fase densa sem a realização de ensaios de transporte em escala real (MILLS, 2016).

As pesquisas ainda não apontaram como um sistema de transporte pneumático poderia ser projetado baseado em medições de propriedades adequadas de uma pequena amostra representativa do material a ser transportado. É importante perceber que diferentes propriedades do mesmo material, como por exemplo o tamanho, podem apresentar diferenças muito significativas quanto às condições de transporte (MILLS, 2016).

Como resultado, é ainda necessário o teste com o material em uma unidade experimental de transporte pneumático em escala piloto, a fim de se obter dados confiáveis para o projeto do sistema, especialmente se for um material para o qual nenhuma experiência anterior de transporte esteja disponível e, principalmente, se o desejo for transportar o material a baixa velocidade em modo de fase densa (MILLS, 2016).

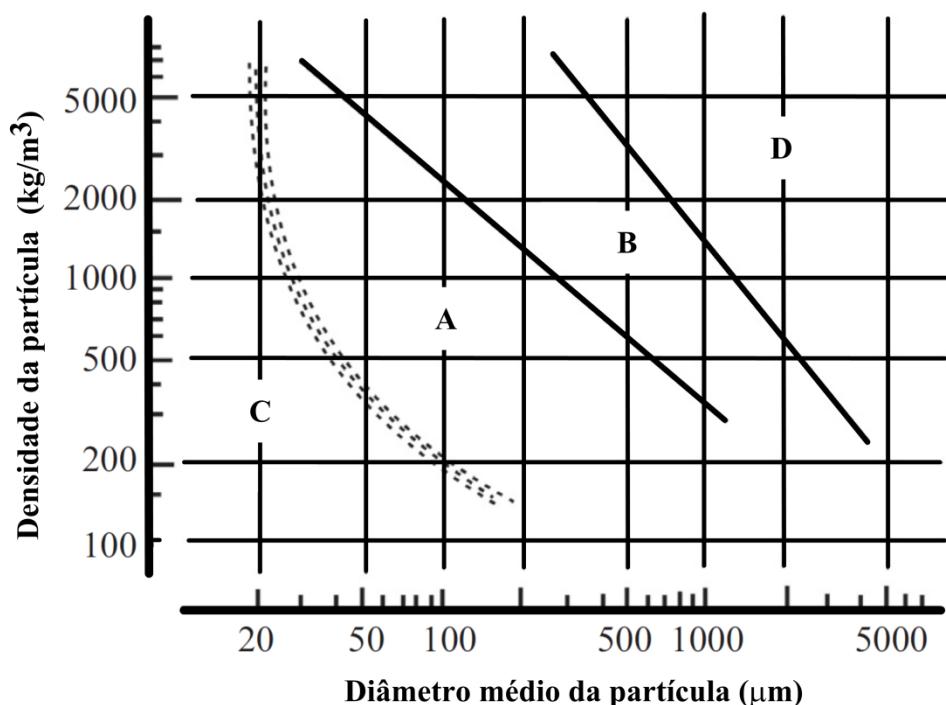
A grande maioria dos materiais pode ser transportada em fase diluída, mas apenas alguns podem ser transportados em fase densa em um sistema de transporte pneumático convencional (MILLS, 2016).

Portanto, a importância das propriedades dos materiais sobre o desempenho dos sistemas de transporte pneumático tem sido analisada por muitos pesquisadores de uma forma qualitativa. Algumas

das correlações mais relevantes disponíveis na literatura relacionam as propriedades dos materiais com o modo de transporte mais adequado (MILLS, 2016).

Nesse contexto, o primeiro diagrama de classificação do regime de fluidização foi estudado por Geldart em 1973, que teve como objetivo prever o modo de transporte pneumático das partículas relacionando apenas a diferença das densidades do sólido e do gás com o diâmetro médio das partículas transportadas, como pode ser observado na Figura 2.11. A classificação de Geldart fornece uma orientação limitada, pois foi originalmente derivada do comportamento de um leito fluidizado, sem qualquer referência ao transporte pneumático. Neste diagrama, quatro grandes grupos são classificados segundo seu comportamento ao serem aerados ou fluidizados. O diagrama prevê padrões de escoamento para partículas submetidas à aeração, e é usado principalmente para agrupar as partículas em grupos como: coesivas (Grupo C), aeráveis (Grupo A), de fácil fluidização (Grupo B) e jorráveis (Grupo D). Na maioria das vezes esta forma de classificação é utilizada para avaliar se o material pode ser transportado em fase densa (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

Figura 2.11 - Diagrama de GELDART (1973).



Fonte: (MILLS, 2016)

A classificação, portanto, baseia-se no comportamento de uma coluna de material, que é fluidizado por meio de uma base porosa. Nos materiais do Grupo A, que possuem um diâmetro típico na faixa de 30-100 μm , as forças hidrodinâmicas e forças de contato interpartículas podem desempenhar um papel significativo. O leito com partículas do Grupo A pode ser operado tanto no regime de fluidização de partículas, em que as bolhas não estão presentes, quanto no regime fluidização borbulhante, onde as bolhas estão presentes (FAN; ZHU, 2005). Também é importante notar que as

partículas do Grupo A retém a aeração e o leito fluidizado cai muito lentamente quando o ar é desligado. Estes materiais são os melhores candidatos para transporte em fase densa (MILLS, 2016).

Materiais do Grupo B não retém a aeração e o leito fluidizado entra em colapso quase que instantaneamente quando o suprimento de ar é desligado. Estes materiais geralmente não podem ser transportados em fase densa em um sistema de transporte convencional, por isso estão restritos a fase diluída (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

Os materiais do Grupo C são essencialmente partículas pequenas ($dp < 20 \mu\text{m}$) e coesivas. Comportam-se de uma forma semelhante aos materiais do grupo A, mas são mais difíceis de manusear tanto na fluidização quanto no transporte pneumático. Na fluidização, as forças de contato interpartículas, como a força de van der Waals, forças capilares e forças eletrostáticas, dominam as forças hidrodinâmicas. As forças de contato interpartículas são afetadas pelas propriedades das partículas, tais como: a dureza, a condutividade elétrica, a susceptibilidade magnética, a rugosidade da superfície e teor de umidade, bem como pelas propriedades de gás. As partículas são difíceis de fluidizar e a canalização de gás é a característica mais comum da fluidização dessas partículas. Além disso, quando as partículas do grupo C são fluidizadas, a expansão do leito pode ser muito alta (FAN; ZHU, 2005). Eles geralmente podem ser transportados em fase densa, mas o principal problema, na maioria das vezes, é sua alimentação na tubulação de transporte.

Para os materiais do Grupo D, é possível afirmar que são uma extensão do Grupo B em termos de transporte pneumático, no entanto precisam de uma vazão de ar maior para manter a fluidização (MI, 1994). As partículas do Grupo D são grandes ($dp > 1 \text{ mm}$) e são comumente tratadas como jorrante (FAN; ZHU, 2005). Normalmente são transportadas com altas velocidades de ar e uma baixa razão mássica sólidos/gás (carga de sólidos) (SANTOS, 2009). Quando as partículas do Grupo D são fluidizadas, a expansão do leito é baixa e a mistura das partículas não é tão boa quanto das partículas do Grupo A e B (FAN; ZHU, 2005).

Na divisão entre os materiais A (retenção de ar) e B (sem retenção de ar) não é possível identificar a capacidade de transporte em fase densa. No entanto, a propriedade importante que falta é a distribuição granulométrica das partículas. Isto faz com que a divisão entre A e B não seja confiável, e, por isso, não é possível identificar se a partícula é capaz de ser transportada em fase densa nas proximidades da fronteira. Como exemplo, tem-se a areia, que está no Grupo A, no entanto, não pode ser transportada em fase densa e a fluorita, que está no Grupo B e pode ser transportada em fase densa. Nestes exemplos, os resultados se contrapõem às definições discutidas para cada Grupo, o que pode ser explicado através da localização gráfica, haja vista que tanto a Areia como a Fluorita estão próximas da linha que divide o Grupo A do B (KLINZING et al., 2010).

Deste modo, antes da realização dos testes em uma unidade experimental, apenas com as propriedades do material é possível uma previsão do modo de transporte pneumático, como foi possível observar na Figura 2.11 (MORAES, 2012).

A compreensão do papel das propriedades da partícula, tais como: o tamanho, distribuição de tamanhos, forma e densidade, provavelmente fornecerão as melhores soluções para o problema da determinação do modo de transporte pneumático. Assim, uma possibilidade seria mensurar as propriedades associadas com as interações gás-partícula, que oferecem os melhores meios no curto prazo para utilização desses valores na previsão do desempenho do transporte pneumático. Retenção de ar e permeabilidade são, provavelmente, as melhores propriedades a considerar para este efeito (MILLS, 2016).

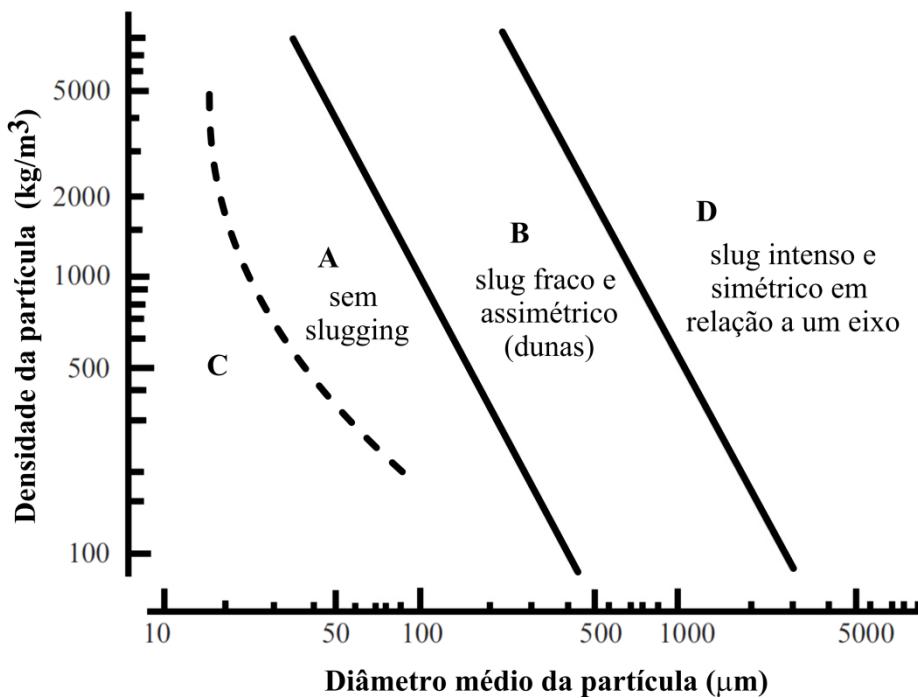
2.6.1 Diagrama Dixon's Slugging

Dixon apud Mills (2016), entre outros, perceberam a importância do tipo de material sobre o modo de transporte pneumático e idealizou uma classificação conhecida como o Diagrama Slugging, especificamente para o transporte pneumático, o qual é mostrado na Figura 2.12. Os eixos são os mesmos da classificação de Geldart: diferença de densidade em função do diâmetro médio das partículas, considerando que a diferença das densidades seja igual a densidade da partículas quando o meio de transporte é o ar.

Os diagramas de Dixon e Geldart são ambos divididos em áreas A, B, C, e D. Determina-se que os materiais pertencentes ao mesmo grupo tenham modo de transporte pneumático semelhante. De um modo geral, os materiais do grupo A são considerados pós capazes de fluidizar e, neste caso, podem ser transportados em fase densa. Materiais do Grupo B são mais grosseiros (partículas maiores) e não são capazes de serem transportados em fase densa em um sistema convencional (MILLS, 2016).

Os materiais do Grupo C são coesivos ou pós finos que podem ser difíceis de fluidizar, embora muitas vezes eles tenham boas características de retenção de ar. Estes materiais podem ser transportados em fase densa, mas podem ser problemáticos principalmente no ponto de alimentação. Materiais do Grupo D são produtos com partículas maiores, que são possíveis candidatos aos regimes de *plug* ou *slug flow*, desde que a distribuição granulométrica das partículas não tenha uma faixa muito extensa (MILLS, 2016).

Figura 2.12 - Diagrama de Dixon's Slugging.



Fonte: (MILLS, 2016)

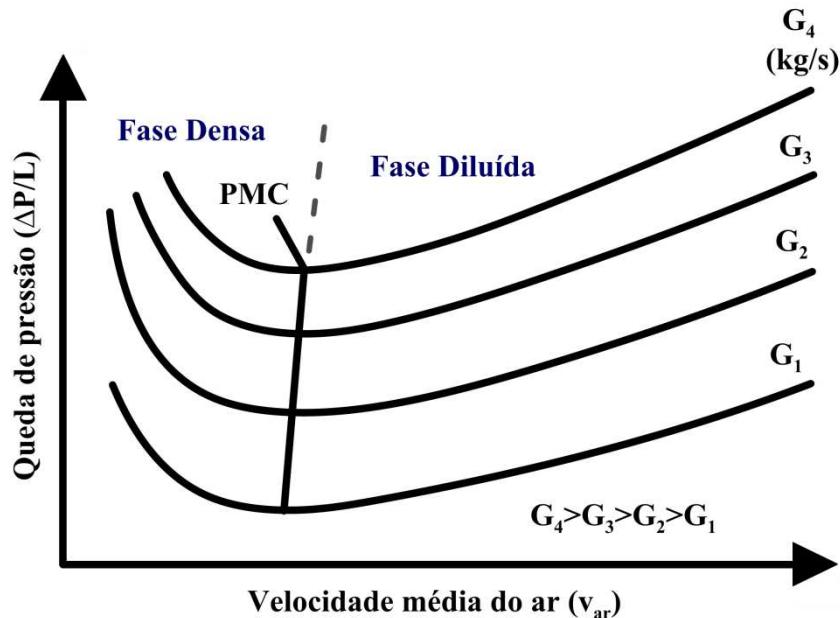
As características de permeabilidade, de retenção de ar e de aeração são amplamente utilizadas para inferir sobre os modos de transporte pneumático (fase densa ou diluída) e também contribui na identificação dos regime de escoamento dos materiais (PAN, 1999). De acordo com Pan (1999), para o transporte horizontal de materiais sólidos a granel em sistemas convencionais, três modos de transporte pneumático podem ser observados:

- Transição suave da fase diluída para a fase densa, típica de sólidos finos como cimento, carvão pulverizado e cinzas.
- Fase diluída, zona instável e “*slug-flow*”, comum em produtos granulares leves e de fácil escoamento como pellets de plásticos.
- Fase diluída única, característica de materiais triturados, granulares pesados como carvão cominuído, concreto primário, areia e também alguns materiais leves, fibrosos e esponjosos como lasca de madeira, grão em pó e serragem.

A transição suave da fase diluída para fase densa, como citado no primeiro item e representado na Figura 2.13, acontece quando a vazão mássica de ar diminui para uma vazão mássica constante do produto sólido, e a queda de pressão também diminui e atinge um valor mínimo. A região à direita deste ponto de pressão mínima é definida como fase diluída. Diminuindo ainda mais a vazão mássica de ar, a queda de pressão aumenta a uma taxa mais elevada comparada à fase diluída. Esta região é denominada fase densa. O ponto mínimo de pressão é definido como curva de pressão mínima (PMC - *Pressure*

Minimum Curve) e muitas vezes é utilizado para definir a condição mínima de transporte em fase diluída (PAN, 1999).

Figura 2.13 - Transição suave da fase diluída para a fase densa



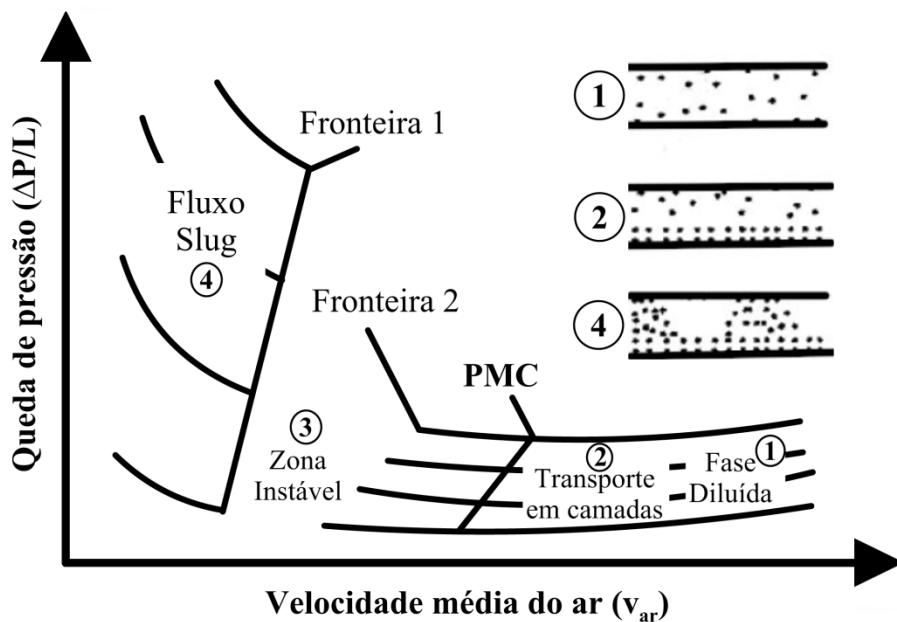
Fonte: Adaptado de Pan (1999)

Para analisar a transição da fase diluída para uma zona instável e de padrão de escoamento *slug*, a mesma linha de raciocínio é utilizada, em que as partículas estão uniformemente distribuídas ao longo de toda a secção transversal do tubo, como observado no ponto 1 da Figura 2.14, ou seja, sendo transportadas em fase diluída, e à medida que a vazão mássica de ar diminui para uma vazão mássica constante do produto sólido, o sistema caminha para um ponto de mínimo representado na Figura 2.14 pela curva de mínima pressão (PMC).

Nessa fase, um aglomerado de partículas é transportado ao longo da parte inferior do tubo, como pode ser observado no ponto 2 da Figura 2.14. Diminuindo ainda mais a vazão mássica de ar, algumas partículas se tornam estacionárias ao longo da parte inferior da tubulação e a maior parte do material é transportado em pequenos aglomerados ou dunas. As partículas estacionárias podem ser representadas pelos clusters ou dunas móveis. Com essas informações, é possível selecionar a vazão de ar mínimo para operação em fase diluída, que na Figura 2.14, serve para qualquer velocidade localizada à direita da pressão mínima. Se a vazão mássica de ar é diminuída ainda mais, a velocidade do ar não é suficientemente elevada para carregar todas as partículas e algumas partículas se acumulam na parte inferior da conduta, formando tampões longos. Essas obstruções longas são forçadas através da tubulação e produzem elevadas flutuações na queda de pressão, provocando vibração no sistema. Essa região é referida como a zona instável, e pode ser observada no ponto 3 da Figura 2.14. Reduzindo ainda mais a vazão mássica de ar, verificou-se que as partículas são transportadas suavemente e sob a forma

de escoamento *Slug* (*slug-flow*), como pode ser observado no ponto 4 da Figura 2.14. Ao longo do transporte horizontal, regime de transporte *Slug* incorpora as partículas do leito estacionário a sua frente e deposita a mesma quantidade de partículas atrás dele. Note que não existe, em geral, nenhum movimento entre partículas dentro do próprio *slug* (PAN, 1999).

Figura 2.14 - Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizadas pela fase diluída, zona instável e *slug flow*.

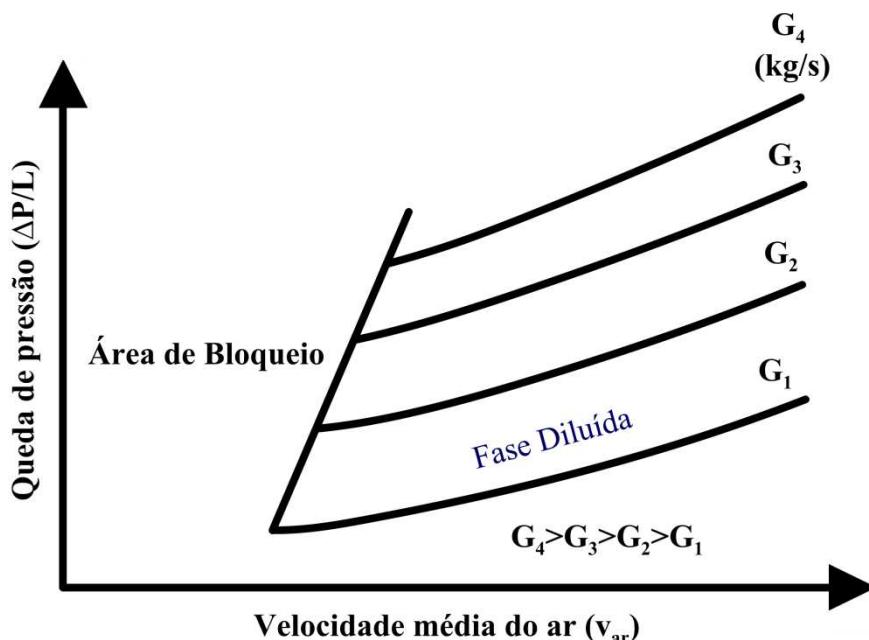


Fonte: Adaptado de Pan (1999)

Para analisar as características do transporte somente em fase diluída, como citado no terceiro item, observa-se na Figura 2.15 que quando a vazão mássica de ar decresce para uma vazão mássica de produto constante, a queda de pressão também diminui. Antes de alcançar o ponto de pressão mínima (PMC), as partículas começam a saltar e acumulam rapidamente ao longo da parte inferior da tubulação. O bloqueio ocorre logo que o material preenche completamente uma seção da tubulação (SANTOS, 2009).

Os diagramas do modo de transporte pneumático desenvolvidos por Pan (1999) classificam claramente os materiais sólidos a granel em três grupos (PC1, PC2 e PC3). Materiais do grupo PC1 podem ser transportados sem problemas e suavemente da fase diluída a fase densa como citado no primeiro item. Materiais do grupo PC2 podem ser transportados em fase diluída, na zona instável ou em o padrão de escoamento *Slug* e os materiais no grupo PC3 são transportados apenas em fase diluída. Há uma boa correlação entre os resultados experimentais e o modo de transporte pneumático observado através da sobreposição dos diagramas desenvolvidos, demonstrando que dependendo das características dos materiais é possível prever seu regime de escoamento através dos de estado (PAN, 1999).

Figura 2.15 - Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizado apenas pela fase diluída.



Fonte: Adaptado de Pan (1999)

Para selecionar o modo de transporte pneumático adequado aos materiais, o procedimento mais utilizado é o de realizar uma série de testes com uma amostra representativa de material em um equipamento de escala piloto. O modo de transporte pneumático do material pode ser determinado e quantificado a partir dos resultados do teste. No entanto, este procedimento pode ser um trabalho intensivo e dispendioso, mas é evidente que o desenvolvimento de teste em escala reduzida para auxiliar nesta avaliação é indispensável (PAN, 1999).

Em todos estes resultados experimentais citados acima, existem muitas divergências entre os autores, que reivindicam valores diferentes e aplicam interpretações diferentes. Uma das formas para verificar a transição entre os regimes diluído e denso está na velocidade de "afogamento" ou "*choking velocity*", que será usada para marcar o limite entre transporte em fase diluída e o transporte em fase densa para tubos verticais, e a velocidade de "saltitação" ou "*saltation velocity*", que será usada para delimitar a fronteira entre o transporte em fase diluída e o transporte em fase densa em tubos horizontais. Estas condições são definidas na sequência por relações que envolvem a velocidade do gás, a vazão mássica de sólidos e a queda de pressão por unidade de comprimento da linha de transporte horizontal e vertical (RHODES, 1990).

Até o momento, o diagrama de *Dixon slugging* com base nas classificações de fluidização Geldart tem sido amplamente utilizado para este propósito. O diagrama de *Dixon slugging*, caracterizado pela diferença de densidade entre as partículas e o ar e o diâmetro médio das partículas, é dividido em quatro categorias (A, B, C e D). A localização de um produto no diagrama *slugging* vai dar alguma indicação da possibilidade de um determinado modo de transporte pneumático, além da caracterização do provável

regime de escoamento. No entanto, o trabalho de teste mostrou que as classificações Geldart bem conhecidas, utilizadas para classificar o comportamento de fluidização do material particulado não são satisfatórias para a escolha dos modos de transporte pneumático de materiais sólidos a granel, assim como o diagrama de Dixon slugging intimamente relacionado (PAN, 1999).

2.7 Dispositivos de Alimentação dos Sistemas de Transporte Pneumático

O dispositivo para alimentação de material particulado em uma linha de transporte pneumático é particularmente crítico para o êxito do funcionamento do sistema, e um número considerável de dispositivos foram desenvolvidos para esta finalidade. Todos os sistemas de transporte pneumático, sejam eles de tipo pressão positiva ou negativa, podem operar de forma contínua, semicontínua ou batelada (MILLS, 2016).

Em função da diversidade de alimentadores disponíveis e comumente usados na indústria, deve-se estar atento as características que necessariamente precisam ser levadas em consideração para a seleção. De acordo com Klinzing et al. (2010), é conveniente classificar os dispositivos de alimentação em três faixas de pressão:

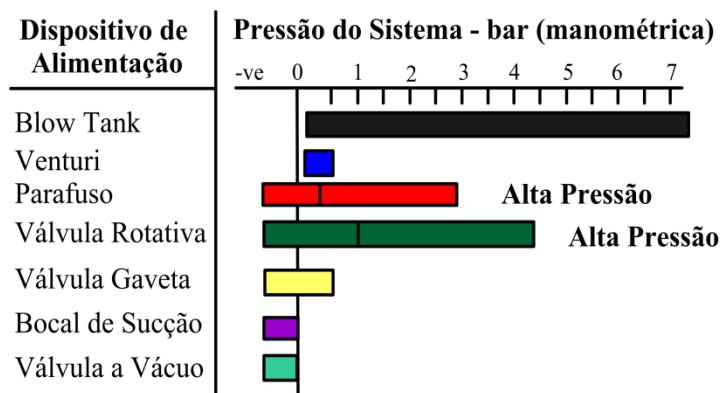
- (a) Baixa pressão - máximo de 100 kPa.
- (b) Pressão média - máximo de 300 kPa.
- (c) Alta pressão - máximo de 1000 kPa.

Apesar da classificação ser atrelada a faixa de pressão, deve-se estar muito atento à propriedade do material a ser transportado, pois determinadas propriedades são restritivas ou requerem atenção na utilização de um dispositivo de alimentação.

A melhoria contínua dos dispositivos de alimentação tem sido realizada tanto para aumentar a variedade de materiais que podem ser manipulados com sucesso quanto para aumentar a faixa de pressão de operação dos dispositivos. Cada tipo de dispositivo de alimentação, portanto, geralmente pode ser usado em diferentes sistemas de transporte, e há muitos arranjos alternativos do próprio dispositivo de alimentação (MILLS, 2016).

De acordo com Mills (2016), alguns dispositivos são apropriados especificamente para um único tipo de sistema, como os bocais de sucção para sistemas de vácuo. Outros como válvulas rotativas, parafusos e válvulas gaveta, podem ser utilizados tanto para sistemas de pressão negativa como pressão positiva. As faixas de pressão de operação aproximadas para vários dispositivos de alimentação são mostradas na Figura 2.16.

Figura 2.16 - Faixas de pressão de operação aproximadas para vários dispositivos de alimentação



Fonte: Adaptado de MILLS (2016).

Dentre os dispositivos de alimentação, a válvula rotativa é a mais utilizada na indústria, haja vista a larga faixa de pressão que pode ser manipulada. Na maioria das vezes é aplicada em sistemas de transporte pneumático em fase diluída (baixa pressão), no entanto, dependendo das propriedades do material, pode ser aplicado aos sistemas de transporte em fase densa (alta pressão). O dispositivo fornece um selo de pressão para inserir o material na linha e está disponível em uma variedade de configurações, todas conforme um projeto básico que consiste em um rotor em movimento e uma caixa estacionária, como apresentado na Figura 2.17 (WOODCOCK; MASON, 2012).

Figura 2.17 - Válvula Rotativa



Existem muitas outras aplicações em que as válvulas rotativas são usadas simplesmente para medição de uma taxa de alimentação controlada. Dado o grande número desses itens em uso, pode ser tentador pensar que a seleção de válvulas rotativas seria um processo direto e amplamente compreendido.

Ao projetar sistemas incorporando válvulas rotativas, e considerando a escolha da unidade, especialmente ao agir sob uma pressão diferencial, é importante reconhecer que a válvula rotativa não garante o escoamento do produto por si só, a ação da gravidade é imprescindível para que o material seja alimentado.

Todas as válvulas rotativas apresentam vazamento de ar (ou gás) quando o sistema está operando (independentemente de haver ou não um diferencial de pressão) e isso pode afetar o escoamento do produto e o desempenho do sistema, especialmente onde a pressão de gás abaixo da válvula é maior, como na alimentação de linhas de transporte pneumático positivo (WYPYCH; HASTIE, 2002). Neste caso, os materiais de baixa densidade *bulk*, como biomassa (tipicamente variando de 80 - 100 kg.m⁻³ para palha e gramíneas agrícolas, e de 150 - 200 kg.m⁻³ para biomassa lenhosa) são os que mais sofrem problemas durante a alimentação (TUMULURU et al., 2010). De acordo com Gundogdu (2004), a operação da válvula rotativa acoplada a um silo que tenha a pressão equalizada a linha de transporte favorece o escoamento de sólidos de baixa densidade, aumentando a taxa de alimentação.

A eficiência de alimentação (Y) de um sistema pode ser quantificada pela razão entre a vazão mássica experimental (\dot{m}_s) e teórica $\left[(\dot{m}_s)_{teor.} \right]$, como observado na Equação 2.1. A taxa mássica teórica é dependente do volume útil da válvula ($V_{útil}$) e da velocidade de rotação da válvula (ω), como está descrito na Equação 2.2.

$$Y = \frac{\dot{m}_s}{(\dot{m}_s)_{teor.}} \quad (2.1)$$

$$(\dot{m}_s)_{teor.} = \omega \rho_{bulk} V_{útil} \quad (2.2)$$

Experimentalmente é observado que quanto maior a velocidade de rotação da válvula, menor e mais irregular é a eficiência de enchimento do bolso do rotor. Além disso, quanto maior o diferencial de pressão em todo o rotor, menos previsível e menos estável a eficiência de alimentação.

De acordo com Rota Val Limited (2017), esses fatores significam que:

- A eficiência de alimentação de uma válvula rotativa é afetada pelo projeto e pela desempenho do sistema e vice-versa.
- A seleção da velocidade e do tamanho da válvula não é uma ciência precisa. Eles são selecionados levando-se em conta os vários fatores que podem afetar negativamente o desempenho da válvula a partir do máximo teórico.

As folgas entre o rotor e o corpo de válvula rotativa tem de ser tão pequena quanto possível, e devem ser concêntricas. Normalmente, as folgas circunferenciais são entre 0,1 e 0,2 mm, e as folgas laterais são de 0,15 e 0,25 mm. Para minimizar o vazamento de gás, as folgas de projeto devem ter o valor mais baixo desses intervalos (AGARWAL, 2005).

Existem vários fatores que afetam a escolha do tamanho e velocidade da válvula. Eles são avaliados coletivamente para fornecer uma boa eficiência de alimentação. Devido aos cuidados necessários para alimentação de um material e das condições/desempenho do sistema, é normal executar a válvula a uma velocidade que permita tempo para mitigar alguns desses fatores (ROTA VAL LIMITED, 2017).

Na prática, a taxa de transporte aumenta apenas até um valor máximo, e, em seguida, começa a diminuir quando a velocidade aumenta ainda mais. Isso acontece porque os sólidos enfrentam tanto as forças gravitacionais quanto as centrífugas. Para velocidades elevadas do rotor, que gera a força centrífuga, parte das partículas permanecem no bolso. Isto resulta na redução da eficiência de enchimento da válvula (AGARWAL, 2005).

A velocidade do rotor; com base no cálculo e suportado por dados empíricos, considera a velocidade máxima na ponta do rotor em aproximadamente $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$; depois disso, um aumento na velocidade resulta em uma diminuição na taxa de transferência. Isto é baseado em materiais com bom escoamento livre, que sofre a ação da gravidade imediatamente na entrada da válvula. isto é, a válvula opera em condição denominada inundada. O valor pode ser menor se o produto tiver uma baixa densidade bulk e/ou se houver um diferencial de pressão significativo que origine fluxo de produto oposto ao escoamento de ar. Em teoria, portanto, é possível operar uma válvula com um rotor de 150 mm (6") de diâmetro a 85 rpm para atingir uma velocidade de ponta de $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$, enquanto um rotor de 1000 mm (39,3") de diâmetro terá um limite de apenas 12,7 rpm (ROTA VAL LIMITED, 2017).

As características físicas do produto geralmente ditam o desenho detalhado e a construção dos componentes individuais da válvula rotativa. Um conhecimento profundo das características de manuseio dentro da válvula sob as condições de trabalho é essencial para sua seleção final. Este ponto é enfatizado, pois muitos produtos considerados fáceis de manusear em outros equipamentos podem se tornar difíceis quando expostos a condições dentro da válvula. Exemplos são materiais que se tornam abrasivos quando arrastados pelo ar de vazamento de alta velocidade através das folgas das pás da válvula, causando erosão das superfícies da válvula. Nestes casos, quanto menor o diferencial de pressão, melhor. Outros materiais podem formar uma crosta dura na superfícies de trabalho, causando excessivos requisitos de torque (ROTA VAL LIMITED, 2017).

As válvulas rotativas também precisam ser capazes de lidar com toda a gama de características desafiadoras dos materiais, como as propriedades coesivas, abrasivas, corrosivas, biologicamente sensíveis, coesas, tóxicas, inflamáveis, sensíveis à velocidade, explosivas e, na maioria das vezes, a combinação de alguns destes. É importante que o projeto das válvulas possa acomodar o maior número possível de recursos alternativos (ROTA VAL LIMITED, 2017).

Portanto, é essencial para o funcionamento adequado de um sistema de transporte pneumático que a alimentação dos sólidos na tubulação de transporte seja eficiente (KLINZING et al., 2010). Nos casos de pequena taxa de alimentação de sólidos, a tubulação de transporte estará subutilizada, e se a taxa de alimentação for muito alta, a tubulação pode ser bloqueada. Assim, o controle da taxa de alimentação de sólidos na linha de transporte pneumático apresenta um papel importante no desempenho global do sistema (KESSEL, 1985).

Embora muitos trabalhos reportados na literatura tenham estudado a alimentação de sistemas de transporte pneumático utilizando válvula rotativa (WYPYCH et al., 2006; YAO et al., 2006; ZHANG; WANG, 2006), observa-se a necessidade de avaliação das variáveis operacionais e de projeto que influenciam significativamente na eficiência de alimentação de sólidos ao sistema de transporte pneumático, como a pressão (GUNDOGDU, 2004; TOMITA; JOTAKI, 1979), velocidade de rotação da válvula (KLINZING et al., 2010; MILLS, 2016), dimensões do silo (AL-DIN; GUNN, 1983), dimensões e sentido de rotação da válvula (KESSEL, 1985), propriedades físicas dos sólidos e velocidade média do ar (GUNDOGDU, 2004; KESSEL, 1985).

Dentre as variáveis supracitadas em estudos anteriores com válvula rotativa, são poucos trabalhos que avaliam a influência da velocidade do ar na performance de alimentação de diferentes particulados. Na maioria das vezes, a velocidade de rotação da válvula é a única variável destacada para previsão do desempenho da alimentação, revelando a necessidade de estudos complementares que ajudem compreender a influência combinada de outras variáveis no desempenho do dispositivo.

2.8 *Predição da queda de pressão no transporte pneumático.*

Muitos esforços têm sido feito pelos pesquisadores que estudam o efeito de parâmetros fluidodinâmicos nos sistemas de transporte pneumático, sendo a queda de pressão uma variável importante para o dimensionamento correto do compressor empregado na operação (MANJULA et al., 2016). A natureza da perda por atrito entre as partículas e a parede depende se o transporte ocorre na horizontal, em curvas ou na vertical. No primeiro, o peso das partículas concentra a maior parte do atrito na metade inferior do tubo; no segundo caso, a força centrífuga tem um grande efeito sobre o atrito, e no terceiro caso, o atrito está associado às partículas que se chocam contra as paredes e outras partículas (HARIUS; MOLSTAD, 1949; SMAJSTRLA, 2013).

Para o projeto dos sistemas de transporte pneumático é muito importante a estimativa correta da queda de pressão total, e dentre os métodos disponíveis na literatura, a abordagem mais utilizada considera as contribuições individuais das fases (PATRO; DASH, 2013). Harius and Molstad (1949), Hinkle (1953), Capes e Nakamura (1973), Yang (1974 e 1978), Shimizu et al. (1978), Molerus (1981), Kmiec e Leschonski, (1984), Michaelides and Roy (1987), Klinzing et al. (1989), Plasynski e Klinzing

(1994), Raheman e Jindal (2001), Henthorn, Park e Curtis (2005), Ma et al.(2010), Patro e Dash (2013 e 2014), El-Behery, El-Haroun e Abuhegazy (2017), entre outros, utilizam esta abordagem em seus trabalhos para previsão da queda de pressão, seja em trechos verticais, horizontais ou em curvas.

Nesta abordagem, consideram-se contribuições do atrito da parede, atrito das partículas, aceleração das partículas e suporte das partículas (RAHEMAN; JINDAL, 2001). Segundo Henthorn, Park e Curtis (2005), considerando o fluido incompressível e desconsiderando o efeito eletrostático no transporte pneumático, as correlações geralmente expressam a queda de pressão total em um trecho reto (vertical ou horizontal) como uma soma de seis termos (Equação 2.3): a aceleração do gás (ΔP_{ag}), a aceleração das partículas (ΔP_{ap}), o atrito do gás (ΔP_{fg}), o atrito das partículas (ΔP_{fp}), o peso do gás (ΔP_{pg}) e o peso da partícula (ΔP_{pp}).

$$\Delta P = \Delta P_{ag} + \Delta P_{ap} + \Delta P_{fg} + \Delta P_{fp} + \Delta P_{pg} + \Delta P_{pp} \quad (2.3)$$

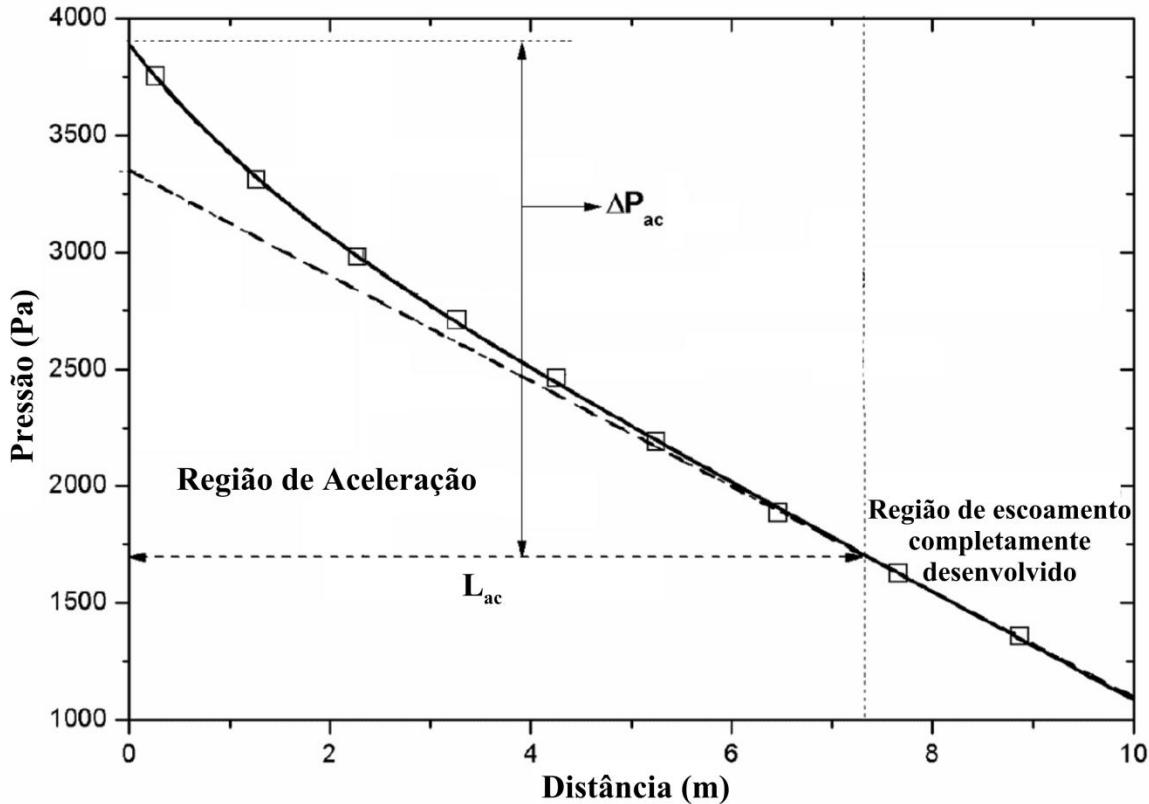
De acordo com Klinzing et al. (2010), para o transporte horizontal, os termos gravitacionais ($\Delta P_{pg} + \Delta P_{pp}$) são eliminados da Equação 2.3, enquanto para o transporte vertical estes dois termos precisam ser considerados.

Regiões próximas à alimentação ou curvas devem considerar o efeito da aceleração da partícula e do gás ($\Delta P_{ag} + \Delta P_{ap}$), no entanto, quando se trata de sistemas industriais com transporte de longas distâncias, o efeito da aceleração pode ser desprezado. Uma estimativa precisa da queda de pressão na região de aceleração ($\Delta P_{ag} + \Delta P_{ap} = \Delta P_{ac}$) é importante para o projeto confiável dos dutos de transporte (MILLS, 2016).

De acordo com Santo et al. (2018), após a alimentação ou curva de um sistema de transporte pneumático, observa-se que as partículas aceleram até atingirem uma velocidade constante. Esta região de aceleração pode ser determinada avaliando-se a queda de pressão por unidade de comprimento, sendo o comprimento da região de aceleração (L_{ac}) dependente do diâmetro da tubulação, propriedades do material, carga de sólidos e velocidade de transporte.

Na Figura 2.18, é possível observar que na região de aceleração a redução de pressão estática (gás-sólido) não é linear, haja vista a diminuição da energia necessária para acelerar as partículas. No entanto, quando a mistura atinge a região de escoamento completamente desenvolvido, a pressão estática deve diminuir linearmente; identificando uma queda de pressão por unidade de comprimento constante.

Figura 2.18 – Região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido



Portanto, ao restringir o estudo para um trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido é possível observar que o gradiente de pressão (ΔP_{h_EE}) depende apenas do atrito do gás e do sólido, como pode ser observado na Equação 2.4.

$$\Delta P_{h_EE} = \Delta P_{fg} + \Delta P_{fp} \quad (2.4)$$

O escoamento monofásico de gás está bem estabelecido com modelos matemáticos confiáveis (RATNAYAKE, 2005). Na Equação 2.5, Klinzing et al. (2010) apresentam o modelo desenvolvido por Fanning, que corrobora para a parcela referente ao atrito do gás (ΔP_{fg}), em que f é determinado pela equação de Koo (Equação 2.6).

$$\Delta P_{fg} = \frac{2f\rho_g \varepsilon_t v_g^2 L}{D} \quad (2.5)$$

$$f = 0,0014 + \frac{0,125}{Re^{0,32}} \quad (2.6)$$

Para determinação da contribuição do gradiente de pressão devido ao atrito dos sólidos (ΔP_{fp}), alguns autores adaptaram a equação de Fanning incluindo um termo para expressar o fator de atrito dos sólidos (λ_p), como pode ser observado nas correlações apresentadas na Tabela 2.4 (Equações 2.7 e 2.9).

Dentre os autores que estudaram correlações para previsão do fator de atrito em uma região de regime estabelecido, destacam-se Stemerding (1962), Konno e Saito (1969), Reddy e Pei (1969), Capes e Nakamura (1973), Yang (1978), Stegmaier (1978) e Weber (1991). No entanto, cada partícula apresenta um comportamento diferente no sistema de transporte e, consequentemente, verificação experimental dos modelos disponíveis para um maior número de partículas seria muito importante.

Segundo Klinzing et al. (2010), o conhecimento do regime de escoamento é essencial para estabelecer o valor correto do fator de atrito do sólido. Antes de Yang (1974 e 1978), os autores relacionavam o fator de atrito do sólido somente à velocidade do sólido (v_p), mas diferentemente do que era apresentado, Yang (1974 e 1978) passou a considerar em seu equacionamento a velocidade relativa (“*slip velocity*”) entre o gás e a partícula ($v_{\varepsilon_t} - v_p$).

Com destaque para o transporte horizontal, Yang, Keazrns e Archer (1973) propuseram um modelo para previsão da velocidade da partícula em um trecho horizontal (Equação 2.7), em que C_{DS} representa o coeficiente de arrasto de uma única partícula sólida e ε_t a porosidade da linha de transporte (Equação 2.8).

$$v_p = v_{\varepsilon_t} - \sqrt{\left(\frac{\lambda_p}{D} \frac{v_p^2}{2g} \right) \frac{4}{3} \frac{d_p (\rho_s - \rho_g) g}{\rho_g C_{DS}} \varepsilon_t^{4,7}} \quad (2.7)$$

$$\varepsilon_t = 1 - \frac{\dot{m}_s}{\rho_s v_p A} \quad (2.8)$$

Na metodologia proposta por Yang, Keazrns e Archer (1973), para determinar a velocidade da partícula (Equação 2.7) é necessário um método numérico. Além disso, a velocidade da partícula depende do fator de atrito (Equação 2.10), em que o modelo proposto por Yang (1974) está apresentado na Tabela 2.4.

Para simplificar os cálculos da previsão do gradiente de pressão em um trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido, Weber (1991) propôs um equacionamento desenvolvido para o fator de atrito (Tabela 2.4) independente da velocidade do sólido (Equação 2.12).

Muitos autores apontam maior confiabilidade no uso da velocidade relativa para o equacionamento, no entanto, esse formato possui um banco de dados tão limitado que seria impossível ignorar os outros modelos. A Tabela 2.4 apresenta as principais correlações para fator de atrito dos sólidos que são utilizadas para previsão da queda de pressão em trechos horizontais na região de escoamento completamente desenvolvido.

Tabela 2.4 - Correlações para determinação do fator de atrito

Correlação	ΔP_{fp}	Fator de Atrito (λ_p)
Yang (horizontal)	$\frac{\Delta P_{fp}}{L} = \frac{\lambda_p (1-\varepsilon_t) \rho_s v_p^2}{2D} \quad (2.9)$	$0,117 \frac{1-\varepsilon_t}{\varepsilon_t^3} \left((1-\varepsilon_t) \frac{v_t}{v_{\varepsilon_t} - v_p} \frac{v_{\varepsilon_t}}{(gD)^{0,5}} \right)^{-1,15} \quad (2.10)$
Weber	$\frac{\Delta P_{fp}}{L} = \frac{4\lambda_p \rho_g v_g^2}{2D} \quad (2.11)$	$1,315 \phi^{0,711} \left(\frac{v_g^2}{gD} \right)^{-1,047} \quad (2.12)$

Ao invés de usar o fator de atrito do sólido como foi apresentado, Patro e Dash (2013) propuseram correlações simplificadas para queda de pressão em regime estabelecido em trechos horizontais. Os parâmetros do modelo foram determinados usando regressão não linear, baseado nos resultados de experimentos numéricos em CFD, que foram verificados na comparação com os resultados experimentais de Tsuji e Morikawa (1982). Ao contrário das correlações existentes, o modelo é válido para uma ampla faixa de tamanhos de partículas, diâmetro do tubo e carga de sólidos, haja vista que a correlação foi desenvolvida usando um multiplicador de duas fases que depende de parâmetros adimensionais. A Equação 2.13 é para partícula com diâmetro menor que 50 μm enquanto a Equação 2.14 para diâmetro maior ou igual a 50 μm .

$$\frac{\Delta P_{h_EE}}{L} = \frac{\Delta P_{fg}}{L} \frac{(0,000356\phi + 0,0208)^{2,2064} \left[0,0242 \left(\frac{d_p}{D} \right)^2 - 0,015 \left(\frac{d_p}{D} \right) + 0,00282 \right]^{1,066}}{\left(\frac{d_p}{D Re} \right)^{1,296}} \quad (2.13)$$

$$\frac{\Delta P_{h_EE}}{L} = \frac{\Delta P_{fg}}{L} (0,0345\phi + 0,652)^{1,3637} \left[0,063 \left(\frac{d_p}{D} \right)^3 - 0,5722 \left(\frac{d_p}{D} \right)^2 + 1,15 \left(\frac{d_p}{D} \right) + 2,513 \right] \quad (2.14)$$

Michaelides (1987) também desenvolveu uma correlação empírica para estimar a queda de pressão gás-sólido horizontal (Equação 2.15), em que K é uma constante ajustada com base em 1600 pontos experimentais, sendo recomendado $K = 0,072$ para o conjunto de partículas por ele estudado. Para um material diferente, uma constante K da ordem de 0,1 dará uma boa estimativa da queda de pressão.

$$\Delta P = \Delta P_{fg} \left(1 + K \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_{ar}} \frac{\sqrt{Dg}}{v_g} \frac{1}{4f} \right) \quad (2.15)$$

2.9 Modelagem e simulação de escoamentos multifásicos

Com o avanço da tecnologia e com a crescente capacidade de processamento dos computadores, aliados aos altos custos envolvidos na construção de plantas piloto, estão disponíveis ferramentas, como a fluidodinâmica computacional (CFD), que permite a abordagem de modelos matemáticos para a compreensão de fenômenos físicos, em especial neste trabalho, os sistemas multifásicos. Entretanto, estudos de CFD devem ser verificados experimentalmente (NASCIMENTO, 2014)

Quando se faz referência a um sistema com escoamento multifásico é possível observar a interface entre as fases. Conforme a morfologia da interface, o escoamento multifásico pode ser denominado disperso ou separado (DAMIAN, 2007).

No escoamento multifásico separado, dois ou mais fluidos escoam separados por interfaces de fácil visualização, como ocorre nos escoamentos estratificados e anulares. Os dois fluidos são considerados meios contínuos e a modelagem é baseada nas equações de transporte dos fluidos (SOUZA, 2010).

No escoamento multifásico disperso, as partículas interagem entre si, podendo se agregar, sofrer colisões e quebrarem durante as colisões ou devido às interações com a fase contínua (fluído). Desta forma, em escoamentos dispersos a ocorrência de partículas com tamanhos diferentes é mais uma regra do que exceção. Nesses casos, as partículas podem ser diferenciadas por diversas propriedades, como: tamanho, forma, composição, energia, entre outras (DAMIAN, 2007).

Os escoamentos dispersos com interface definida subdividem-se ainda em bolhas de gás em líquidos, gás em gotas, partículas sólidas em líquido e partículas sólidas em gás. Essa classificação é útil para compreensão de formulações de modelos numéricos para escoamento multifásico (SANTOS, 2008).

Quando as partículas não podem ser assumidas como iguais, o escoamento é classificado como multifásico polidisperso. Também se pode classificar o escoamento multifásico conforme as fases presentes, definindo-os como gás-líquido, líquido-líquido, líquido-sólido ou gás-sólido (DAMIAN, 2007).

Em determinadas situações, observa-se no escoamento multifásico uma diferença significativa do movimento médio de um material em relação aos outros que o suportam, havendo desta forma, uma grande interação entre eles. A influência de uma fase sobre a outra causará uma modificação profunda na fluidodinâmica do escoamento. Assim, interessa-se muito pelo estudo do comportamento médio do sistema, ou seja, a solução da equação do movimento para uma única partícula é geralmente inadequada para inferir sobre as tendências do sistema. Para modelar um sistema multifásico, é necessário levar em consideração a conservação das propriedades envolvidas para ambas as fases, assim como contabilizar

a interação entre elas. Consequentemente, um modelo multifásico apropriado deve ser adotado para compreensão fenomenológica dos sistemas.

Considerando-se neste trabalho o foco em escoamentos multifásicos dispersos, em especial para sistemas de transporte pneumático (gás-sólido), existem dois métodos diferentes para representação do escoamento, que são compreendidos como abordagem Euler-Lagrange e abordagem Euler-Euler (SILVÉRIO et al., 2015).

Para o transporte de duas fases dispersas de um sistema multifásico, a abordagem Euler-Euler considera as duas fases como meios contínuos, o que define neste caso a simulação da fase particulada como se fosse um fluido (LAÍN; SOMMERFELD, 2013). Neste caso, tanto a fase fluida quanto a fase particulada são analisadas de um ponto de vista denominado Euleriano, ou seja, apesar das partículas serem entidades individuais, o seu conjunto é tratado como se fosse um meio contínuo, da mesma forma que se faz na abordagem Euleriana de um fluido, onde os espaços intermoleculares são desprezados e o fluido é tratado como um meio contínuo. Por ser tratada como um meio contínuo na abordagem Euler-Euler, a fase particulada pode ser considerada como um “pseudo-fluido” e a análise do seu movimento pode então ser realizada por meio das equações governantes de transporte dos fluidos (SANTOS et al., 2011).

Na abordagem Euler-Euler não é simples a representação das partículas por meio de sua distribuição granulométrica (tamanho) real, importante na análise de muitos sistemas como aqueles que envolvem segregação de partículas. Em geral, somente valores médios são utilizados, já que a inclusão da distribuição granulométrica de partículas requer o uso de equações adicionais ou submodelos que podem aumentar substancialmente a demanda computacional (BRANCO JUNIOR, 2013).

Nos modelos que utilizam a abordagem Euler-Euler, quando se tem mais de duas fases denomina-se o modelo de "Modelo Multifluidos", no entanto, se apenas duas fases estão presentes, denomina-se o modelo de "Modelo de Dois Fluidos"(TFM – *Two-Fluid Model*), também conhecido como “abordagem de dois fluidos” (BRANCO JUNIOR, 2013).

Na abordagem Euler-Euler, para cada fase é atribuída uma fração volumétrica, um campo de velocidade, um campo de pressão e um campo de temperatura, que por sua vez são acoplados pelos modelos de transferência na interface (o que inclui quantidade de movimento, massa e calor). Normalmente os problemas são resolvidos para um campo compartilhado de pressão, simplificando um pouco a modelagem (AZEVEDO, 2012).

No caso da abordagem Euler-Lagrange, a fase particulada é reconhecida como entidade discreta que se desloca através do fluido, considerado o meio contínuo. Assim, define-se o meio contínuo (fluido) como uma representação Euleriana e as partículas (meio discreto) como uma representação Lagrangeana (LAÍN; SOMMERFELD, 2013). Neste caso, o modelo da fase fluida, que é considerado contínuo, utiliza

as equações de Navier-Stokes calculadas no tempo, ausente da fase discreta, sendo assim, utiliza-se das informações fluidodinâmicas como dados de entrada para então fazer a descrição do comportamento da fase discreta (SANTOS, 2008).

A fase discreta é resolvida injetando-se um grande número de partículas, gotas ou bolhas que são tratadas pela mecânica clássica do corpo sólido, especificamente pela aplicação da 2^a Lei do movimento de Newton, sendo considerada a interação de momento, massa e energia da fase discreta com a fase fluida (SILVÉRIO, 2012).

Dentre as dificuldades encontradas na abordagem Lagrangeana, ressalta-se a necessidade em se utilizar correlações para descrever as interações partícula-parede, partícula-partícula e partícula-fluido e a dificuldade em prever as variáveis de campo para a fase particulada, dificultando a visualização científica dos fenômenos que influenciam nas trajetórias das partículas (SANTOS, 2008).

As colisões partícula-partícula e partícula-parede podem ser modeladas estocasticamente ou deterministicamente. Se a colisão é detectada com um modelo de colisão estocástico, o tratamento de colisão é realizado apenas com o modelo de esfera rígida. Nesse modelo, apenas colisões binárias são consideradas, em que as propriedades das partículas após as colisões estão relacionadas com as propriedades das partículas antes das colisões. (ALOBAID, 2015).

No caso de modelos de colisão determinística, o tratamento após a colisão pode ser alcançado quer com o modelo de esfera rígida ou modelo de esfera macia. No modelo de esfera macia (conhecido também como Método dos Elementos Discretos (DEM)), as partículas podem sobrepor-seumas às outras ou penetrar na parede. Dependendo da profundidade de penetração, uma força de contato é modelada utilizando um sistema de mola-amortecedor-deslizante (ALOBAID, 2015).

O Método dos Elementos Discretos (DEM), originalmente desenvolvido por Cundall e Strack (1979) para descrever o comportamento mecânico de conjuntos de discos e esferas, tem sido aplicado com sucesso por muitos pesquisadores das diversas áreas de interesse da engenharia (LIM; WANG; YU, 2006).

Na modelagem DEM é possível simular partículas em movimento como pontos de massa em sistemas concentrados (SILVÉRIO1 et al., 2015). Assim, aplica-se muito o método para investigações de sistemas granulares e gás-sólido (LIM; WANG; YU, 2006).

Muitos pesquisadores aplicam a abordagem de combinar DEM com CFD, como é o caso de trabalhos com sistemas de leito fluidizado e transporte pneumático (LIM; WANG; YU, 2006).

2.9.1 CFD aplicado aos sistemas de transporte pneumático.

Uma das maiores dificuldades em prever com precisão o desempenho do sistema de transporte pneumático implica na falta de entendimento de como as propriedades dos materiais influenciam no

regime de escoamento dentro da tubulação. Portanto, é essencial entender a complexa física envolvida no escoamento gás-sólido. A realização deste entendimento envolve o desenvolvimento de técnicas experimentais de medição, equações de escoamento multifásico verificadas experimentalmente e ferramentas de simulação numérica (MANJULA et al., 2016).

As aplicações de CFD para escoamento multifásico, em especial os sistemas de transporte pneumático, ainda não preveem com precisão os regimes de escoamento, queda de pressão e perfis de velocidade. Uma vez que as soluções computacionais estão a cada dia se tornando menos dispendiosas e mais confiáveis, seria vantajosa a utilização de técnicas de modelagem viáveis para auxiliar nos projetos dos sistemas de transporte pneumático (GENT, 2009).

Ao contrário dos métodos experimentais, o CFD fornece dados do campo de pressão, velocidade, distribuição de partículas e outras propriedades que são obtidas em todos os pontos do domínio simulado.

Em geral, as aplicações de CFD aos sistemas de transporte pneumático avaliaram uma gama de regimes de escoamento, por exemplo, escoamento disperso, estratificado, dunas, “*slug*” e “*plug flow*”.

Atualmente, muitos estudos são dedicados à melhoria da previsão da queda de pressão, velocidade da partícula, diagrama de fase e turbulência. Nos acidentes do tipo curva, o desenvolvimento de formação de “*rope*”, dispersão e escoamento secundário são comumente analisados. Além disso, muitos pesquisadores avaliaram a sensibilidade das condições operacionais (velocidades do gás, cargas sólidas, etc.), parâmetros geométricos (orientação, diâmetro do tubo, raio de curvatura, etc.) e propriedades das partículas (tamanho, forma, densidade, etc) na previsão dos modelos (MANJULA et al., 2016).

A abordagem Euleriana, em virtude do menor esforço computacional é muito aplicada aos sistemas de transporte pneumático, além disso, muitos *softwares* comerciais trazem em seus pacotes modelos atualizados que aumentam as possibilidades de uma boa previsão (PÁDUA, 2012).

Nos trabalhos que investigam a queda de pressão em trechos retos ou curvas, é possível observar muitas aplicações da modelagem Euler-Euler, como no trabalho de Mcglinchey et al. (2007), que investigou a capacidade do pacote comercial *Ansys Fluent* de prever a perda de carga em uma curva de 90° para o transporte pneumático de cimento na orientação vertical e horizontal. Os resultados do modelo Euleriano foram comparados ao modelo de mistura e verificados com os dados experimentais coletados em uma unidade teste de transporte pneumático em escala industrial. Na comparação quantitativa da queda de pressão os desvios variaram de 10 a 90% dependendo das condições de transporte e orientação da curva considerando as duas modelagens utilizadas.

Ma et al. (2010) foi outro pesquisador a desenvolver um estudo numérico tridimensional no *Ansys Fluent*. Em seu trabalho utilizou a abordagem Euleriana com acoplamento de quatro vias. As simulações tinham o objetivo de prever a pressão estática em certas secções transversais de uma tubulação de

transporte pneumático de 53 mm de diâmetro, 26 m de comprimento e o sistema operando com carga de sólidos na faixa de 20 a 70. As partículas transportadas eram cinzas volantes com diâmetro médio de 30 μm e os resultados obtidos foram validados experimentalmente com boa concordância aos simulados.

Patro e Dash (2013, 2014) estudaram a queda de pressão em trechos horizontais e verticais dos sistemas de transporte pneumático. Patro e Dash (2013) utilizaram o modelo Euleriano incorporando a teoria cinética do escoamento granular e consideraram o acoplamento de quatro vias para investigar a queda de pressão do transporte pneumático em tubos horizontais. O modelo foi validado com os resultados experimentais encontrados na literatura e uma correlação para previsão da queda de pressão foi desenvolvida a partir de um conjunto de dados gerados nas simulações. Em seguida, Patro e Dash (2014) desenvolveram um trabalho semelhante para a orientação vertical das tubulações, o que também resultou em uma correlação para previsão da queda de pressão.

Em um trabalho que envolveu transferência de calor, Patro, Patro e Murugan (2014) utilizaram a mesma abordagem Euler-Euler com acoplamento de quatro vias dos outros trabalhos do autor com o objetivo de estudar a queda de pressão total e a transferência de calor em um sistema de transporte pneumático horizontal.

No trabalho de Ariyaratne, Ratnayake, Melaaen (2018) é possível observar a utilização da abordagem Euler-Euler na avaliação dos efeitos do modelo de turbulência e do coeficiente de especularidade na previsão da queda de pressão em um duto horizontal para o transporte em fase diluída. O coeficiente de especularidade é uma medida da fração de colisões que transferem movimento à parede. Johnson e Jackson (1987) propuseram as condições de contorno assumindo que algumas partículas deslizavam de forma duradoura e algumas colidiam instantaneamente na parede. Nesse sentido, a transferência de momento tangencial das partículas deslizantes foi descrita pela fricção de Coulomb, e a das partículas em colisão foi caracterizada por um coeficiente de especularidade, ϕ_e . Vale a pena notar que ϕ_e depende da rugosidade da parede e varia entre zero para colisões perfeitamente especulares e um para colisões totalmente difusas. Além disso, ϕ_e não é mensurável em experimentos, e é especificado pelo empirismo ou por um método de tentativa e erro na prática (ZHAO et al., 2016).

A queda de pressão, como abordada nos trabalhos anteriores, é pouco estudada quando se faz referência aos dispositivos de alimentação, como o injetor Venturi e o Tee de alimentação.

No trabalho de Pádua (2012) foi estudado o perfil de pressão ao longo de um alimentador venturi para trecho vertical. A tese apresenta simulações eulerianas com modelos baseados na teoria cinética granular do escoamento gás-sólido. O perfil de queda de pressão obtido na simulação tridimensional aproximou-se dos resultados experimentais em um trecho vertical.

O problema particular da abordagem Euleriana está na dificuldade em representar com precisão as distribuições de tamanho de partícula. Para representar uma distribuição de tamanho real das

partículas, é necessário ter várias fases de partículas diferentes, com diâmetros variáveis e em proporções semelhantes aos diferentes tamanhos na distribuição original. Este é um problema particular para abordagem Euleriana, pois cada fase criada na intenção de representar uma faixa de tamanho requer um novo conjunto de equações para serem resolvidas (RATNAYAKE, 2005). Assim, constantemente novos trabalhos são desenvolvidos para melhoria das previsões em sistemas de transporte pneumático utilizando a abordagem Euleriana.

2.9.2 Modelagem Euleriana do escoamento gás-sólido - CFD.

De acordo com Nascimento (2018), na abordagem Euler-Euler as diferentes fases são tratadas matematicamente como contínuas e interpenetrantes, aparecendo o conceito de fração volumétrica das fases, que representa o espaço ocupado por cada fase. Para um sistema bifásico gás-sólido, as frações de cada fase são consideradas como contínuas no espaço e no tempo, sendo a soma igual a um (Equação 2.16).

$$\alpha_g + \alpha_s = 1 \quad (2.16)$$

Na simulação de um sistema transiente, desconsiderando as forças virtual mássica e de ascensão (“lift”), as equações da continuidade (Equações 2.17 e 2.19) e de conservação da quantidade de movimento (Equações 2.18 e 2.20) para a fase gasosa e sólida devem ser resolvidas.

- **Fase Gasosa**

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g) = 0 \quad (2.17)$$

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \vec{v}_g) = -\alpha_g \nabla p + \nabla \cdot \bar{\bar{T}}_g + \alpha_g \rho_g \vec{g} + [K_{gs}(\vec{v}_g - \vec{v}_s)] \quad (2.18)$$

- **Fase Sólida**

$$\frac{\partial(\alpha_s \rho_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) = 0 \quad (2.19)$$

$$\frac{\partial(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s) = -\alpha_s \nabla p - \nabla p_s + \nabla \cdot \bar{\bar{T}}_s + \alpha_s \rho_s \vec{g} + [K_{gs}(\vec{v}_g - \vec{v}_s)] \quad (2.20)$$

Neste caso, será considerado apenas o arraste ($[K_{gs}(\vec{v}_g - \vec{v}_s)]$) e a força gravitacional ($\alpha_s \rho_s \vec{g}$). A literatura apresenta alguns modelos para o coeficiente de troca sólido fluido (K_{gs}) para mensurar a força de arraste, que são apresentados na Tabela 2.5.

Tabela 2.5 - Modelos dos coeficientes de troca sólido-fluido.

Gidaspow (1992)

$$K_{gs_Wen_Yu} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_g \rho_g |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{d_p} \alpha_g^{-2,65} \quad (2.21)$$

$$K_{gs_Ergun} = 150 \frac{\alpha_s (1 - \alpha_g) \mu_g}{\alpha_g d_p^2} + 1,75 \frac{\rho_g \alpha_s |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{d_p} \quad (2.22)$$

$$K_{gs} = \begin{cases} K_{gs_Wen_Yu} & \alpha_g > 0,80 \\ K_{gs_Ergun} & \alpha_g \leq 0,80 \end{cases} \quad (2.23)$$

$$C_D \begin{cases} \frac{24}{(\text{Re}_r \alpha_g)} \left[1 + 0,15 (\text{Re}_r \alpha_g)^{0,687} \right] & \text{Re}_r \leq 1000 \\ 0,44 & \text{Re}_r > 1000 \end{cases} \quad (2.23)$$

$$\text{Re}_r = \frac{\rho_g d_p |\vec{v}_g - \vec{v}_s|}{\mu_g} \quad (2.24)$$

Syamlal e O'Brien (1988)

$$K_{gs} = \frac{3 \alpha_s \alpha_g \rho_g}{4 v_{r,s}^2 d_p} C_D \left(\frac{\text{Re}_r}{v_{r,s}} \right) |\vec{v}_s - \vec{v}_g| \quad (2.25)$$

$$v_{r,s} = 0,5(A - 0,06 \text{Re}_{pf}) + 0,5 \sqrt{(0,06 \text{Re}_r)^2 + 0,12 \text{Re}_r (2B - A) + A^2} \quad (2.26)$$

$$A = \alpha_g^{4,14} \quad (2.27)$$

$$B \begin{cases} 0,8 \alpha_g^{1,28} & \alpha_g \leq 0,85 \\ \alpha_g^{2,65} & \alpha_g > 0,85 \end{cases} \quad (2.28)$$

Gibilaro et al. (1985)

$$K_{gs} = \left(\frac{18}{\text{Re}_r \alpha_g} + 0,33 \right) \frac{\alpha_s \rho_g |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{d_p} \alpha_g^{-1,8} \quad (2.29)$$

Fonte: Adaptado de (SANTOS, 2015)

2.9.3 Modelo Euleriano Granular Multifásico - Teoria cinética granular

As colisões interpartículas dão origem à pressão de sólidos (p_s) e ao tensor de tensão da fase sólida (\bar{T}_s) na equação de equilíbrio de fase sólida (Equação 2.20). A teoria cinética do escoamento granular (LUN et al., 1984) foi usada para modelar esses termos com base na analogia com a colisão molecular em um gás denso.

De acordo com Nascimento (2018), um regime de escoamento é classificado como compressível quando a fração volumétrica de sólidos for inferior à fração máxima de empacotamento. Nestes regimes, um gradiente de pressão (∇p_s) é calculado na equação do momento da fase granular. A pressão de sólido é composta de um termo cinético (primeiro termo) e um termo colisional (segundo termo) conforme a Equação 2.30, em que e_{ss} é o coeficiente de restituição para as colisões entre as partículas, $g_{0,ss}$, a função de distribuição radial e θ_s a temperatura granular.

$$p_s = \alpha_s \rho_s \theta_s + 2\rho_s (1+e_{ss}) \alpha_s^2 g_{0,ss} \theta_s \quad (2.30)$$

O coeficiente de restituição representa a inelasticidade entre o choque de partículas. Para colisões perfeitamente elásticas, não existe dissipação de temperatura granular, sendo o valor de e_{ss} igual a 1. Para um material granular típico, o valor do coeficiente de restituição é tomado como sendo entre 0,9 e 0,99 (SANTOS, 2011).

A função de distribuição radial ($g_{0,ss}$) avalia a transição do escoamento compressível para o incompressível. Enquanto a fração de sólidos na linha for inferior ao limite de empacotamento ($\alpha \leq \alpha_{s,máx}$), considera-se que o espaço entre as partículas ainda pode diminuir, classificando o escoamento como compressível. Em caso da fração de sólidos atingir o máximo limite de empacotamento ($\alpha = \alpha_{s,máx}$), o escoamento é classificado como incompressível devido a inexistência de espaço entre as partículas (leito consolidado) (“ANSYS Fluent Theory Guide”, 2016).

Este fator de correção modifica a probabilidade de colisões entre as partículas quando a fase sólida está concentrada (NASCIMENTO, 2018). Assim, a função de distribuição radial é definida pela Equação 2.31:

$$g_{0,ss} = \left[1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,máx}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1} \quad (2.31)$$

De acordo com Santos (2008), a temperatura pseudo-térmica ou temperatura granular (θ_s) está associada a energia cinética do movimento aleatório das partículas. A equação do transporte derivada da Teoria Cinética segue a forma de Ding e Gidaspow (1990), apresentada na Equação 2.32.

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial(\alpha_s \rho_s \theta_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \theta_s) \right] = \left(-p_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{T}}_s \right) : \nabla \vec{v}_s + \nabla \cdot \left(k_{\theta_s} \nabla \theta_s \right) - \gamma_{\theta_s} + \phi_{gs} \quad (2.32)$$

Em que:

$\left(-p_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{T}}_s \right) : \nabla \vec{v}_s$ - Geração de energia pelo tensor tensão de sólidos.

$\nabla \cdot (k_{\theta_s} \theta_s)$ - Difusão de energia, sendo k_{θ_s} o coeficiente de difusão.

γ_{θ_s} - Dissipação de energia devido a colisões.

ϕ_{gs} - Troca de energia entre a fase sólida e a fase gasosa.

Os demais termos da Equação 2.32 são apresentados na Tabela 2.6.

Tabela 2.6 - Equações constitutivas.

Coeficiente de difusão da energia granular

$$k_{\theta_s} = \frac{150 \rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{384(1+e_{ss}) g_{0,ss}} \left[1 + \frac{6}{5} \alpha_s g_{0,ss} (1+e_{ss}) \right]^2 + 2 \rho_s \alpha_s^2 d_s (1+e_{ss}) g_{0,ss} \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (2.33)$$

Dissipação da energia granular

$$\gamma_{\theta_s} = \frac{12 (1+e_{ss})^2 g_{0,ss}}{d_p \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s^2 \theta_s^{1.5} \quad (2.34)$$

Transferência de energia granular entre as fases

$$\phi_{gs} = -3 K_{gs} \theta_s \quad (2.35)$$

Fonte: Adaptado de Santos (2015).

2.9.4 Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na fase Granular

Segundo Santos (2015), $\bar{\bar{T}}_s$ pode ser modelado de forma análoga à tensão da fase fluida, como mostrado na Equação 2.36, em que μ_s representa viscosidade granular cisalhante e λ_s a viscosidade granular *bulk*, respectivamente.

$$\bar{\bar{T}}_s = \alpha_s \mu_s \left(\nabla \vec{v}_s + \nabla \vec{v}_s^T \right) + \alpha_s \left(\lambda_s - \frac{2}{3} \mu_s \right) \nabla \vec{v}_s \bar{\bar{I}} \quad (2.36)$$

A viscosidade granular cisalhante (Equação 2.37) é composta pela soma das viscosidades cinética ($\mu_{s,cin}$), colisional ($\mu_{s,col}$) e friccional ($\mu_{s,fric}$), quando necessária.

$$\mu_s = \mu_{s,cin} + \mu_{s,col} + \mu_{s,fric} \quad (2.37)$$

A dissipação viscosa das partículas depende da concentração de sólidos no meio. Em um sistema diluído, as partículas apresentam um movimento desordenado e aleatório, assim assume-se que a dissipação viscosa ocorre somente devido ao movimento das partículas, sendo chamada de dissipação viscosa cinética. Em concentrações mais elevadas, além da dissipação viscosa cinética, existe a dissipação viscosa colisional, causadas por colisões instantâneas entre as partículas. Em situações de alta concentração de sólidos, não são observadas oscilações aleatórias das partículas e nem colisões instantâneas; ao contrário, as partículas permanecem mais tempo em contato e apresentam movimentos

de fricção umas sobre as outras. Esta forma de dissipação viscosa é chamada de dissipação viscosa friccional. A Tabela 2.7 apresenta os modelos reportados na literatura que compõem a viscosidade granular cisalhante.

Tabela 2.7 – Modelos que compõem μ_s

Viscosidade Cinética	Gidaspow, (1994) $\mu_{s,cin} = \frac{10\rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{96\alpha_s(1+e_{ss})g_{0,ss}} \left[1 + \frac{4}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1+e_{ss}) \right]^2 \alpha_s \quad (2.38)$ Syamlal et al. (1993) $\mu_{s,cin} = \frac{\alpha_s \rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{6(3-e_{ss})} \left[1 + \frac{2}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1+e_{ss}) (3e_{ss} - 1) \right] \quad (2.39)$
Viscosidade Colisional	Syamlal et al. (1993) $\mu_{s,col} = \frac{4}{5} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_{0,ss} (1+e_{ss}) \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (2.40)$
Viscosidade Friccional	Schaeffer (1987) $\mu_{s,fric} = \frac{p_f \sin \phi_i}{2\sqrt{I_{2D}}} \quad (2.41)$

A viscosidade granular *bulk* é responsável pela resistência das partículas granulares à compressão e expansão. Pode ser calculada pela Equação 2.42, desenvolvida por Lun et al. (1984).

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_{0,ss} (1+e_{ss}) \left(\frac{\theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.42)$$

2.9.5 Tensão cisalhante na parede da tubulação

De acordo com Nascimento (2018), a abordagem Euleriana para a fase granular depende não só dos modelos de arraste, colisões e de fricção, como também das condições de contorno utilizadas nas fronteiras do problema. Uma das formas de se definir essas condições de contorno é através das condições de cisalhamento na parede.

Para uma fase granular, descreve-se a força de cisalhamento na parede através da Equação 2.43.

$$\tau_s = -\frac{\pi}{6} \sqrt{3} \phi_e \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,máx}} \rho_s g_0 \sqrt{\theta_s} \vec{U}_{s,||} \quad (2.43)$$

$\vec{U}_{s,\parallel}$ representa a “*slip velocity*” ou velocidade relativa da partículas paralela à parede, ϕ_e é o coeficiente de especularidade entre a partícula e a parede, $\alpha_{s,máx}$ é a fração de volume das partículas no empacotamento máximo e g_0 é a função de distribuição radial que é dependente do modelo.

A condição de contorno geral da temperatura granular na parede segue a Equação 2.44.

$$q_s = \frac{\pi}{6} \sqrt{3} \phi_e \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,máx}} \rho_s g_0 \sqrt{\theta_s} \vec{U}_{s,\parallel} - \frac{\pi}{4} \sqrt{3} \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,máx}} (1 - e_{sw}^2) \rho_s g_0 \theta_s^{1.5} \quad (2.44)$$

O coeficiente de especularidade para condição de cisalhamento é usado especificamente para escoamentos multifásicos granulares. Como abordado na Seção 2.9.1, o parâmetro é uma medida da fração de colisões responsáveis por transferir momento para a parede e seu valor varia entre 0 e 1. Essa implementação é baseada nas condições de contorno Johnson e Jackson (1987) para escoamento s granulares (“ANSYS Fluent User’s Guide”, 2016).

Quando as partículas colidem com a parede do tubo, elas perdem alguma velocidade tangencial. A maior parte da queda de pressão no escoamento gás-sólido provém dessa perda de momento junto com a queda de pressão devido ao atrito.

Segundo Patro e Dash (2013), o coeficiente de especularidade depende de muitos fatores, incluindo o material da parede, o tipo de partículas usadas e a inclinação/geometria das paredes. Assim, não há valores genéricos disponíveis na literatura que sugiram coeficientes de especularidade apropriados dependendo dos fatores abordados, sendo necessário, portanto, o ajuste do parâmetro através da verificação com os resultados experimentais.

2.9.6 Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na fase gasosa

De acordo com Santos (2015), qualquer fluido em movimento exibe evidências da existência de um atrito interno o qual tende a homogeneizar, ou transferir, o movimento vindo de camadas de fluido superiores por todo o volume, sendo a causa deste “atrito” a presença da viscosidade. Desta forma, para a modelagem do tensor tensão da fase fluida ($\bar{\bar{T}}_g$), utiliza-se, no caso de fluidos newtonianos, a equação de *Navier-Stokes*, resultando na Equação 2.45.

$$\bar{\bar{T}}_g = -\frac{2}{3} (\alpha_g \rho_g k + \alpha_g \rho_g \mu_t \nabla \cdot \vec{v}_g) \bar{\bar{I}} + \alpha_g \rho_g \mu_t (\nabla \vec{v}_g + \nabla \vec{v}_g^T) \quad (2.45)$$

A abordagem mais viável para inclusão dos efeitos de turbulência para domínios computacionais de interesse na engenharia ainda é a utilização das equações médias de *Reynolds-Navier-Stokes* (*Reynolds averaged Navier-Stokes equations*, RANS) (LOPES, 2007).

Neste âmbito, os modelos de duas equações tem se destacado nas últimas décadas por sua simplicidade e ao mesmo tempo capacidade de representar adequadamente uma grande variedade de

problemas. Os modelos mais importantes neste contexto são o $k-\omega$ e $k-\varepsilon$, além de variantes dos mesmos (LOPES, 2007).

Nos últimos anos, o modelo $k-\varepsilon$ tem se popularizado nas aplicações em engenharia, mas não existe modelo de excelência para representação da turbulência e a área ainda é fonte de muita investigação (LOPES, 2007).

De acordo com o Ansys Fluent Theory Guide (2016), para sistemas multifásicos três opções de modelos de turbulência $k-\varepsilon$ estão disponíveis: *Mixture*, *Dispersed* e *Per-Phase*. Neste trabalho, em função da geração de zonas de recirculação de fluidos na geometria simulada, optou-se por usar o modelo de turbulência *Realizable* ($k-\varepsilon$) - *Mixture* e *Realizable* ($k-\varepsilon$) - *Dispersed*.

O modelo de turbulência $k-\varepsilon$ - *Mixture* é o modelo padrão do *Fluent* para turbulência multifásica. Representa a primeira extensão do modelo $k-\varepsilon$ monofásico, e é aplicável quando as fases se separam, para escoamentos multifásicos estratificados (ou quase estratificados) e quando a razão de densidade entre as fases é próxima a um. Nesses casos, usar propriedades de mistura e velocidades de mistura é suficiente para capturar características importantes do escoamento turbulento. A Tabela 2.8 apresenta o equacionamento do modelo *Realizable* ($k-\varepsilon$) - *Mixture*, desprezando os termos fontes que não foram utilizados para simulação numérica deste trabalho. (“ANSYS Fluent Theory Guide”, 2016).

Tabela 2.8 - Modelo de turbulência *Realizable* ($k-\varepsilon$)-*Mixture*

Modelo da equação de transporte para k :

$$\frac{\partial(\rho_m k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu_m + \frac{\mu_{t,m}}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_{k,m} - \rho_m \varepsilon \quad (2.46)$$

$$G_{k,m} = \mu_{t,m} \left(\nabla \vec{v}_m + (\nabla \vec{v}_m)^T \right) : \nabla \vec{v}_m \quad (2.47)$$

$$\rho_m = \sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i \quad (2.48) \qquad \mu_m = \sum_{i=1}^N \alpha_i \mu_i \quad (2.49) \qquad \vec{v}_m = \frac{\sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i \vec{v}_i}{\sum_{i=1}^N \alpha_i \rho_i} \quad (2.50)$$

Modelo da equação de transporte para ε :

$$\frac{\partial(\rho_m \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v}_m \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu_m + \frac{\mu_{t,m}}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \rho_m C_1 S \varepsilon - \rho_m C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{v \varepsilon}} \quad (2.51)$$

$$C_1 = \max \left[0, 43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right] \quad (2.52) \qquad \eta = S \frac{k}{\varepsilon} \quad (2.53) \qquad S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (2.54)$$

Constantes do modelo:

$$C_2 = 1,9$$

$$\sigma_k = 1$$

$$\sigma_\varepsilon = 1,2$$

Viscosidade Turbulenta:

$$\mu_{t,m} = \rho_m C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.55)$$

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (2.56)$$

$$A_0 = 4,04 \quad (2.57)$$

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (2.58)$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (2.59)$$

$$A_s = \sqrt{6} \cos \psi \quad (2.60)$$

$$\Psi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W) \quad (2.61)$$

$$W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}^3} \quad (2.62)$$

$$\tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}} \quad (2.63)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_{gj}}{\partial x_i} + \frac{\partial v_{gi}}{\partial x_j} \right) \quad (2.64)$$

O modelo de turbulência *k-ε-Dispersed* é apropriado quando as concentrações das fases secundárias são diluídas, ou quando se utiliza o modelo granular. As quantidades flutuantes das fases secundárias podem ser dadas em termos das características médias da fase primária e da razão entre o tempo de relaxamento das partículas e o tempo de interação turbulência-partículas. O modelo é aplicável quando há claramente uma fase contínua primária e o restante são fases secundárias diluídas e dispersas (“ANSYS Fluent Theory Guide”, 2016).

No Quadro 2.1, apresenta-se o equacionamento do modelo *Realizable (k-ε) – Dispersed*. Neste equacionamento não foi considerado nenhum termo fonte relacionado aos modelos de interação viscosa (Sato e Sekoguchi (1979), Simonin e Viollet (1990) e Troshko e Hassan (2001)). Estes modelos podem ser inseridos opcionalmente no *Fluent* para simular a influência da fase dispersa nas equações de turbulência multifásica.

Quadro 2.1 – Modelo de turbulência *Realizable* (k - ε) – *Dispersed*

Turbulência na fase contínua
<ul style="list-style-type: none"> Tensor de tensão de Reynolds para fase contínua
$\bar{\bar{T}}_g = -\frac{2}{3}(\rho_g k_g + \rho_g \mu_{t,g} \nabla \cdot \vec{v}_g) \bar{\bar{I}} + \rho_g \mu_{t,g} (\nabla \vec{v}_g + \nabla \vec{v}_g^T) \quad (2.65)$
<ul style="list-style-type: none"> Viscosidade Turbulenta
$\mu_{t,g} = \rho_g C_\mu \frac{k_g^2}{\varepsilon_g} \quad (2.66)$
<ul style="list-style-type: none"> Tempo de relaxação turbulento
$\tau_{t,g} = \frac{3}{2} C_\mu \frac{k_g}{\varepsilon_g} \quad (2.67)$
<ul style="list-style-type: none"> Escala do comprimento dos vórtices
$L_{t,g} = \sqrt{\frac{3}{2}} C_\mu \frac{k_g^{3/2}}{\varepsilon_g} \quad (2.68)$
<p>Obs. As Equações de 2.54 a 2.62, apresentadas na Tabela 2.8, devem ser utilizadas para determinação de C_μ</p> <p>➤ As previsões turbulentas são obtidas a partir do modelo k-ε (<i>Realizable</i>) modificado. As equações de transporte (excluindo empuxo, dilatação e termos fontes definidos pelo usuário) são:</p>
$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g k_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g k_g) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_g \left(\mu_g + \frac{\mu_{t,g}}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k_g}{\partial x_j} \right) + \alpha_g G_{k,g} - \alpha_g \rho_g \varepsilon_g \quad (2.69)$
$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g \varepsilon_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \varepsilon_g) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_g \left(\mu_g + \frac{\mu_{t,g}}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon_g}{\partial x_j} \right) + \alpha_g \rho_g C_1 S \varepsilon_g - \alpha_g \rho_g C_2 \frac{\varepsilon_g^2}{k_g + \sqrt{v \varepsilon_g}} \quad (2.70)$
$G_{k,g} = -\rho_g \overline{u_i u_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (2.71)$
Turbulência na fase dispersa
$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g k_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g k_g) &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_g \left(\mu_g + \frac{\mu_{t,g}}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k_g}{\partial x_j} \right) + \alpha_g G_{k,g} - \alpha_g \rho_g \varepsilon_g \\ &+ \sum_{s=1}^N K_{sg} (C_{sg} k_s - C_{gs} k_g) - \sum_{s=1}^N K_{sg} (\vec{v}_s - \vec{v}_g) \frac{\mu_{t,s}}{\alpha_s \sigma_s} \nabla \alpha_s \\ &+ \sum_{s=1}^N K_{sg} (\vec{v}_s - \vec{v}_g) \frac{\mu_{t,g}}{\alpha_g \sigma_g} \nabla \alpha_g \end{aligned} \quad (2.72)$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial(\alpha_g \rho_g \varepsilon_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \varepsilon_g) = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_g \left(\mu_g + \frac{\mu_{t,g}}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon_g}{\partial x_j} \right) + \alpha_g \rho_g C_1 S \varepsilon_g - \alpha_g \rho_g C_2 \frac{\varepsilon_g^2}{k_g + \sqrt{v \varepsilon_g}} + \\
& + \frac{\varepsilon_g}{k_g} \left[C_{3\varepsilon} \left(\sum_{s=1}^N K_{sg} (C_{sg} k_s - C_{gs} k_g) - \sum_{s=1}^N K_{sg} (\vec{v}_s - \vec{v}_g) \frac{\mu_{t,s}}{\alpha_s \sigma_s} \nabla \alpha_s \right. \right. \\
& \left. \left. + \sum_{s=1}^N K_{sg} (\vec{v}_s - \vec{v}_g) \frac{\mu_{t,g}}{\alpha_g \sigma_g} \nabla \alpha_g \right) \right] \quad (2.73)
\end{aligned}$$

Obs. Na Tabela 28 são apresentados os valores das constantes C_2 , σ_k e σ_ε . Também são apresentadas as equações 2.50, 2.51 e 2.52, utilizadas na determinação de C_1 . A constante $C_{3\varepsilon}$ vale 1 quando o escoamento principal está alinhada na direção da gravidade e vale 0 quando é perpendicular ao vetor gravitacional.

- Aproximação dos termos C_{sg} e C_{gs} .

$$C_{sg} = 2 \quad (2.74)$$

$$C_{gs} = 2 \left(\frac{\eta_{sg}}{1 + \eta_{sg}} \right) \quad (2.75)$$

- Definição de η_{sg}

$$\eta_{sg} = \frac{\tau_{sg}^t}{\tau_F}$$

- Para as fases dispersas, o tempo característico de relaxamento das partículas, associado aos efeitos inerciais que atuam sobre uma fase dispersa s , é definido como:

$$\tau_{sg}^F = \frac{\rho_g d_p^2}{18 \mu_c f(\text{Re}, \alpha_g)} \left(1 + C_{VM} \frac{\rho_g}{\rho_s} \right) \quad (2.76) \quad C_{VM} = 0,5 \quad (2.77)$$

- O tempo de interação viscosa das partículas é afetado principalmente pelo efeito de trajetória cruzada que é definido como:

$$\tau_{sg}^t = \frac{\tau_g^t}{\sigma_1 \sqrt{(1 + C_\beta \xi_\tau^2)}} \quad (2.78)$$

$$\sigma_1 = 1 \quad (2.79) \quad \xi_\tau = \frac{|\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{\sqrt{\frac{2}{3} k_g}} \quad (2.80) \quad C_\beta = 1,8 - 1,35 \cos^2 \theta \quad (2.81) \quad \tau_g^t = \frac{3}{2} C_\mu \frac{k_g}{\varepsilon_g} \quad (2.82)$$

De acordo com o “ANSYS Fluent User’s Guide” (2016), na modelagem de escoamento turbulento com uma quantidade significativa de vórtices (por exemplo, escoamentos de ciclone, “swirling jets”), o modelo *Realizable* (k - ε) é apresentado como uma boa opção.

Na literatura, alguns trabalhos relacionados ao transporte pneumático aplicam o modelo de turbulência *Realizable* (k - ε) justamente em estruturas que proporcionam a formação de vórtices, como é o caso das curvas. No trabalho de Hidayat e Rasmuson (2005) é possível observar a aplicação do modelo *Realizable* (k - ε), que foi utilizado sob uma abordagem Euler-Euler para investigar como a velocidade do gás, raio de curvatura e diâmetro, densidade e fração volumétrica das partículas influenciam no perfil de pressão, velocidade, distribuição e concentração de partículas.

Além do transporte pneumático, outras aplicações na engenharia empregam o modelo *Realizable* (k - ε), como é o caso de Ya *et al.* (2018), que aplicou o modelo para a fase gasosa no seu estudo de erosão em curvas de raio longo de 90°. Foi avaliada a influência da vazão mássica, tamanho da partícula e razão de curvatura (R/D) na taxa de erosão de uma curva de aço carbono em condições de transporte sólido-líquido.

Outras aplicações do modelo são observadas nos trabalhos de Hossain *et al.* (2017) e Shaheed, Mohammadian e Kheirkhah (2018) para sistemas monofásicos.

Capítulo 3 - Aparato Experimental e Instrumentação

Neste Capítulo, será apresentada a unidade experimental com o sistema de aquisição de dados e controle, sensores, supervisório e detalhes da metodologia empregada para coleta dos dados. No Apêndice A estão disponíveis imagens detalhadas da unidade experimental utilizada.

3.1 Unidade Experimental

Os experimentos deste trabalho foram conduzidos em uma unidade de transporte pneumático que apresentava duas configurações diferentes dependendo do tamanho da partícula, como detalhado nas Figuras 3.1 e 3.2.

Figura 3.1 - Aparato experimental de transporte pneumático para partículas com diâmetro superior a 2 mm.

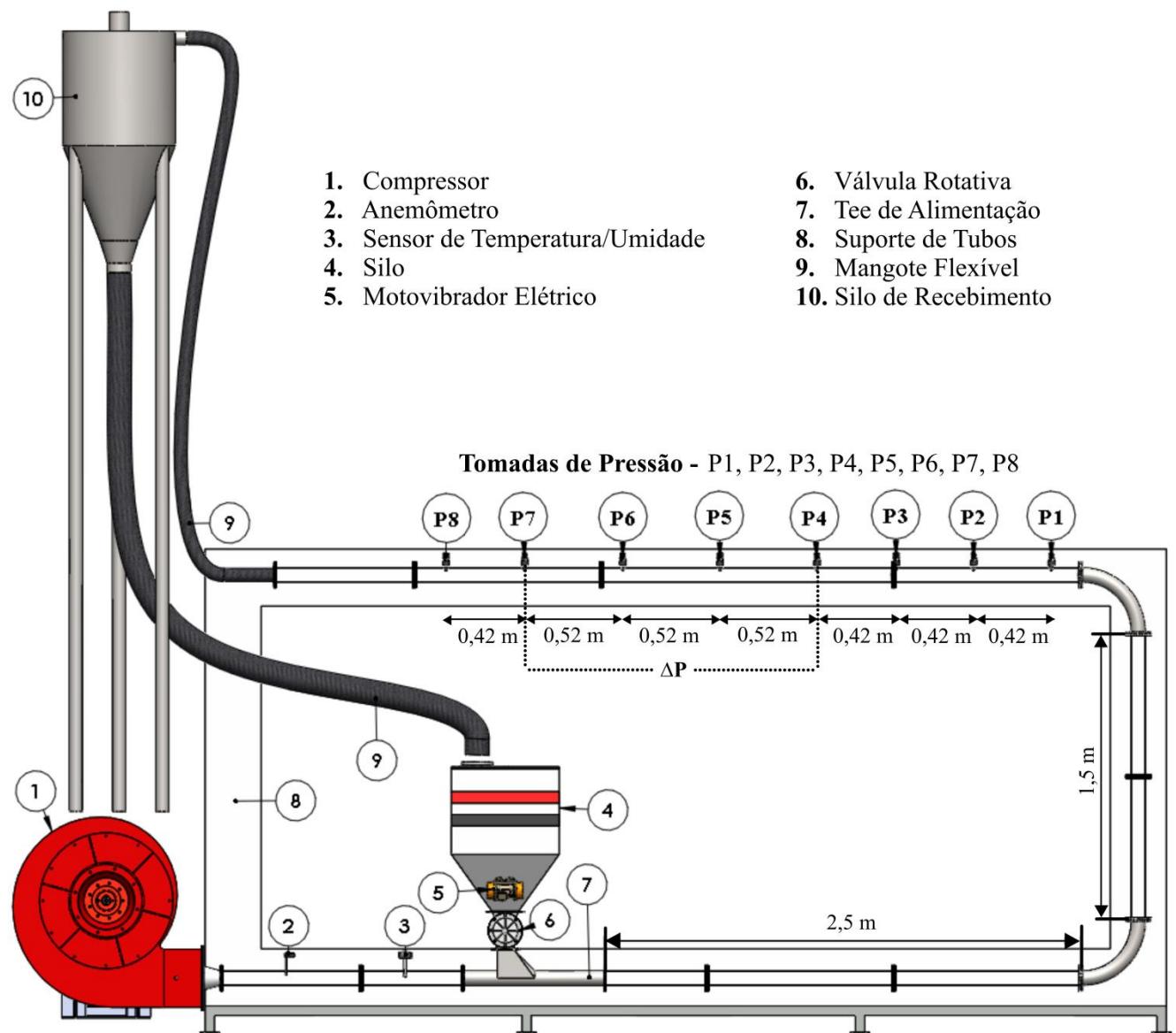
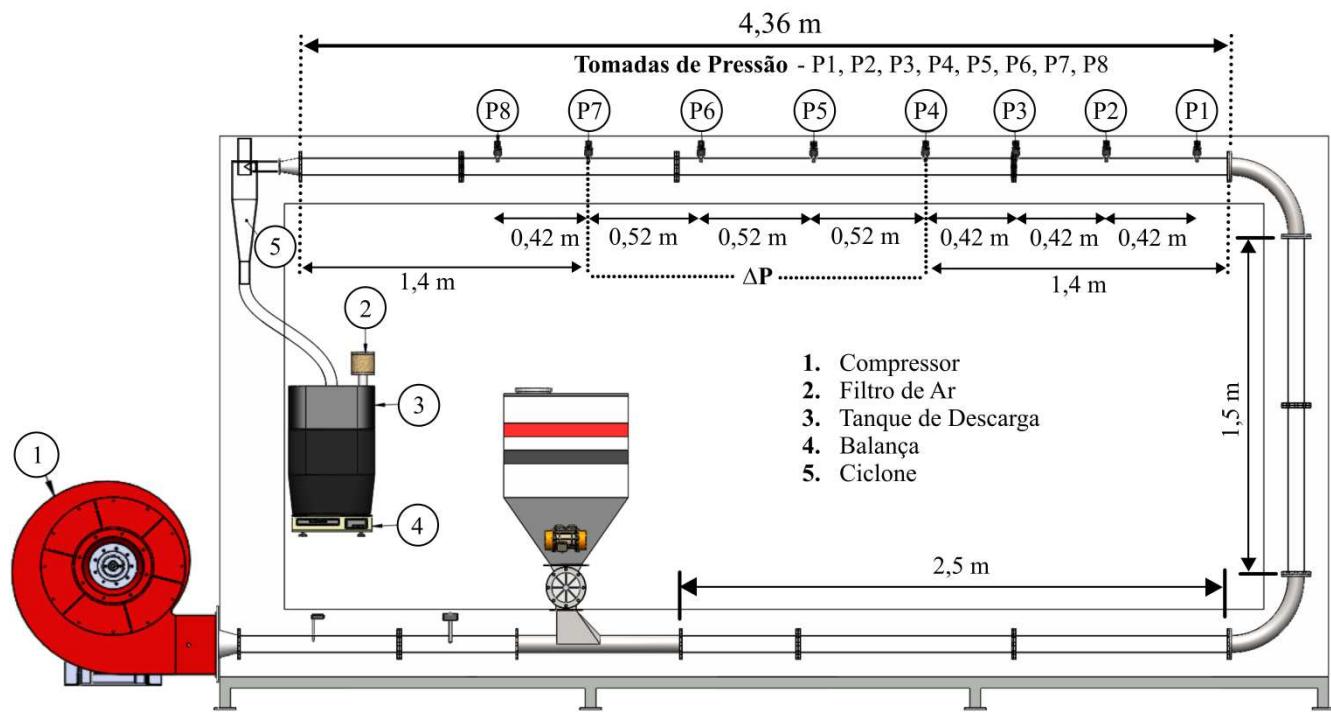


Figura 3.2 - Aparato experimental de transporte pneumático para partículas com diâmetro inferior a 2 mm.

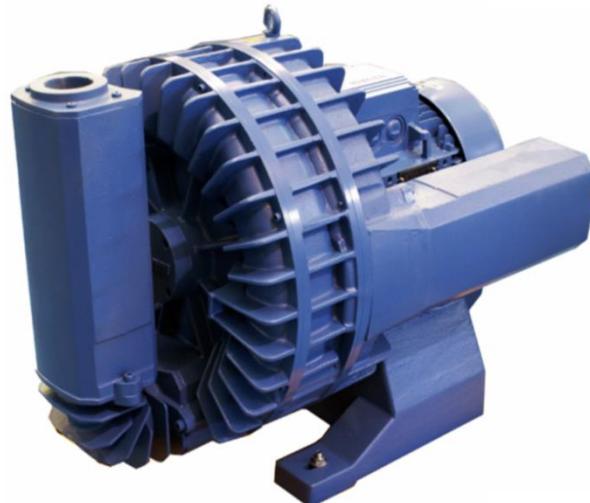


O sistema mostrado na Figura 3.2 está relacionado à configuração utilizada no transporte pneumático de partículas com diâmetro médio inferior a 2 mm, em que os materiais transportados foram separados em um ciclone (5) baseado no padrão Stairmand de alta eficiência (diâmetro característico de 115 mm) e direcionados para um recipiente coletor de sólido (3) posicionado sobre uma balança digital URANO (4), com 30 kg de capacidade e 5 g de precisão. No Apêndice B podem ser observadas as dimensões do ciclone utilizado.

Na Figura 3.1, o sistema de transporte pneumático foi concebido para o transporte de partículas com diâmetro maior que 2 mm. Assim, os materiais foram coletados em um silo de recebimento (10), não sendo necessário um ciclone para separação.

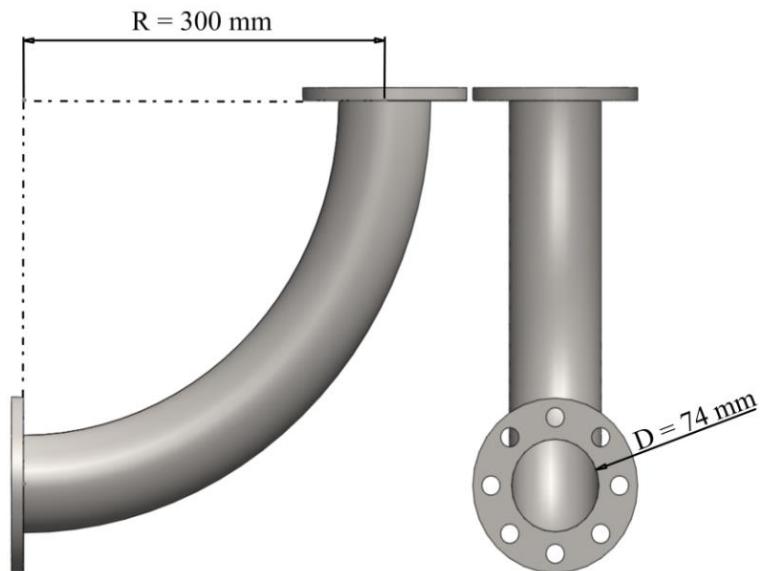
Para alimentação de ar no sistema de transporte pneumático foi utilizado um compressor radial duplo IBRAM de 10 CV (Figura 3.3), vazão máxima de $7,6 \text{ m}^3\text{min}^{-1}$, pressão de 6800 mmca e vácuo de 5800 mmca. O compressor estava conectado à linha de transporte por uma mangueira flexível de 75 mm de diâmetro interno e 1,5 m de comprimento.

Figura 3.3 - Compressor Radial Ibram



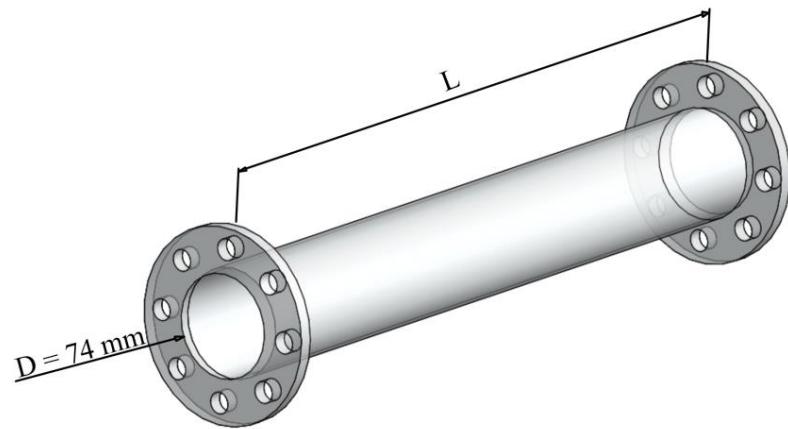
A linha de transporte pneumático é de acrílico, tem diâmetro interno (D) de 74 mm, 2,5 m de tubulação horizontal após o Tee de alimentação, 1,5 m de trecho vertical, duas curvas em PVC (Figura 3.4) com raio de curvatura (R) de 300 mm ($R/D = 4$) e 4,36 m de trecho horizontal na parte superior da estrutura, na qual foram instaladas oito tomadas de pressão para medir o gradiente de pressão após a curva (Figura 3.2).

Figura 3.4 - Curva 90° ($R/D = 4$)



Os trechos retos da tubulação de transporte pneumático foram montados com módulos de tubos de acrílico flangeado de seis parafusos, como é mostrado na Figura 3.5. Três comprimentos de tubos (L) diferentes foram utilizados, entre eles 55 cm, 75 cm e 1 m.

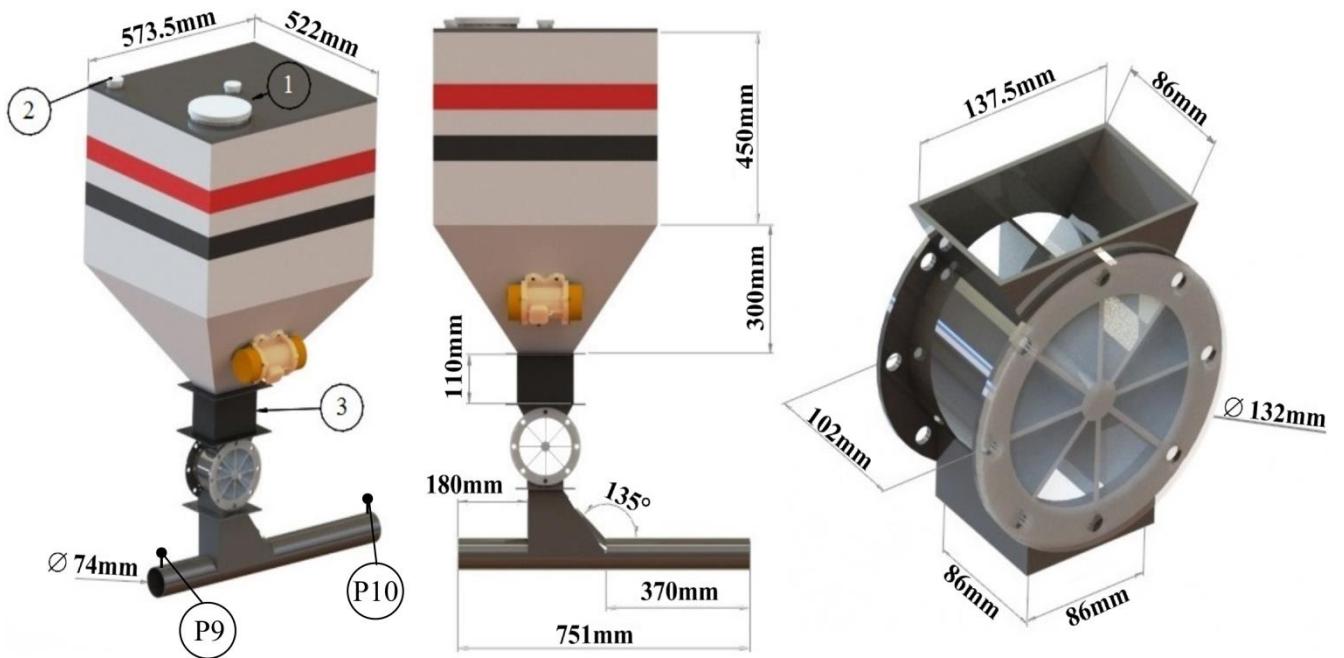
Figura 3.5 - Módulo tubular de acrílico para os trechos retos.



3.2 Sistema de Alimentação de Sólidos

O sistema de alimentação de sólidos, objeto principal deste estudo, é composto de um silo de 171 L e uma válvula rotativa com rotor de bolso profundo, 8 pás e do tipo extremidade aberta, em que comporta um volume útil de sólido de 1,1 L. Para acoplar a válvula rotativa à linha de transporte pneumático foi instalado um Tee de alimentação, projetado de acordo com Klinzing [5], que pode ser visto com mais detalhes na Figura 3.6.

Figura 3.6 - Sistema de alimentação com detalhes do projeto.



(1) Tampa de alimentação (2) Tampa de vedação (3) Amortecedor de vibração

Para auxiliar na homogeneidade da alimentação, dois motovibradores MVL (Figura 3.7) de 75 FC (Força Centrífuga) foram instalados em lados opostos na região piramidal do silo, como detalhado na Figura 3.6. Todos os experimentos foram realizados com o silo fechado e com os motovibradores a 3600

RPM (máxima rotação do equipamento), condição esta que proporcionava uma alimentação contínua do material. No Apêndice A podem ser observadas mais imagens do silo de alimentação.

Figura 3.7 - Motovibrador MVL



Fonte: <http://mvlvibradores.com.br/motovibrador-monofasico/>

3.3 Dispositivo de aquisição de dados e controle.

O sistema de aquisição de dados e controle da unidade experimental conta com os modelos de dispositivos multifuncionais NI USB-6211 e USB-6212 (Figura 3.8) da National Instruments (NI).

Figura 3.8 - Dispositivos de aquisição de dados



Fonte: <http://www.ni.com/pt-br/support/model.usb-6212.html>

Os hardwares apresentados possuem oito entradas diferenciais de -10 a 10 Volts (V) e duas saídas de 0 a 10 V, ambas para sinal analógico. A taxa de amostragem do hardware NI USB-6211 é de 250 kS/s (“kilosample”/s), enquanto na versão NI USB-6212 é de 400 kS/s. Nos dois casos a resolução do sinal é de 16 bits.

3.3.1 Variável de Controle

A unidade experimental utilizada neste trabalho realiza a aquisição de dados para velocidade média do ar através de um anemômetro de fio quente da *Dwyer* - Series 641-6-Led (Figura 3.9), configurado para faixa de leitura de 0 a 25 m.s⁻¹ e precisão de 3%. O sensor envia os dados de velocidade para a placa de aquisição (NI-USB 6211) e através de um *software* supervisório LabVIEW calculava-se a resposta para tomada de ação de controle. Um inversor de frequência vetorial (WEG - CFW500D28P0T2DB20) era o elemento final responsável por controlar a rotação do motor do compressor e, consequentemente, a velocidade do ar na linha de transporte.

Figura 3.9 - Anemômetro *Dwyer*



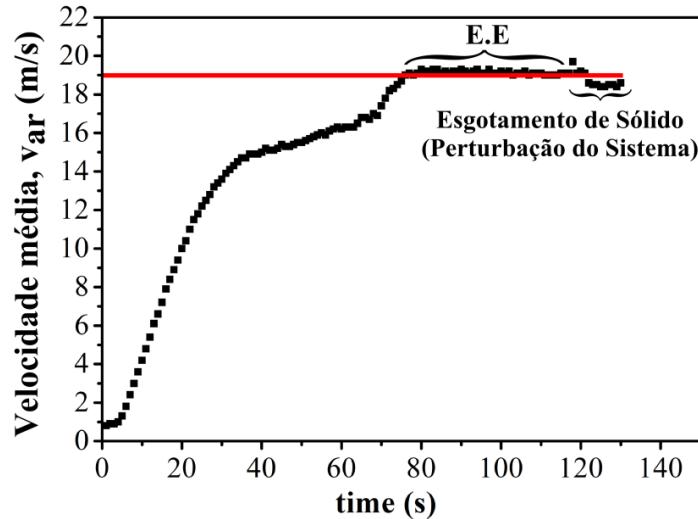
O sistema de controle utilizado foi um Proporcional e Integral (PI), cujos parâmetros foram ajustados de acordo com o método heurístico de *Ziegler e Nichols* (ZIEGLER; NICHOLS, 1995) em malha fechada. Os resultados da sintonia podem ser observados na Tabela 3.1, em que τ_p se refere ao parâmetro proporcional e τ_i ao parâmetro integral.

Tabela 3.1 - Parâmetros de sintonia PI

Parâmetro	Valores Ajustados
τ_p	7,75
τ_i	0,35

A Figura 3.10 representa como exemplo o perfil do controle para um set point (S.P) de 19 m.s⁻¹, mostrando a região em que se atinge o Estado Estacionário (E.E) e o tempo (em segundos) em que se inicia a perturbação do sistema devido ao esgotamento do sólido na linha de transporte.

Figura 3.10 - Controle PI



3.3.2 Aquisição de dados de Pressão.

Na realização de experimentos com materiais de baixa densidade aparente (pós), os dados de pressão estática foram coletados ao longo do trecho horizontal superior, representados pelos pontos P1, P2, P3, P5, P6, P7 e P8 da Figura 3.2.

A medida de pressão em P1 foi realizada utilizando um sensor de pressão diferencial Freescale, modelo Mpx5050DP (Figura 3.11), com faixa de leitura de 0 a 5098,7 mmH₂O e precisão de 2,5%. As pressões medidas em P2, P3, P5, P6, P7 e P8 foram realizadas por meio do gradiente de pressão em relação ao ponto P1, utilizando sensores diferenciais AutoTran (Figura 3.11), modelo 851, com faixa de leitura ajustável de no máximo 304,8 mmH₂O e com precisão de 1%. No Apêndice C podem ser observadas as calibrações destes sensores.

Além da pressão estática foi monitorado a diferença de pressão entre os pontos P4 e P7 (ΔP , conforme mostrado na Figura 3.2), que representa a região de escoamento completamente desenvolvido descrita em detalhes na Seção 6.1.1. O sensor utilizado para medir a pressão diferencial entre os pontos P4 e P7 (Figura 3.2) na região de escoamento completamente desenvolvido para os materiais de baixa densidade *bulk* (pós) foi o Autotran, apresentado na Figura 3.11.

Figura 3.11 - Sensores de pressão utilizados



No Tee de alimentação, o sensor AutoTran foi utilizado para monitorar a diferença de pressão entre os pontos P9 e P10 (ΔP_T , como representado na Figura 3.5), sendo esses dados utilizados para simulação e geração de um modelo de previsão da perda de carga.

3.3.3 Aquisição de dados de temperatura (T) e umidade relativa do ar (U).

Os dados de temperatura e umidade do ar foram coletados através do transmissor RHT-DM da NOVUS (Figura 3.12). O equipamento foi instalado após o anemômetro, localizado na tubulação que antecede o Tee de alimentação, como pode ser observado na Figura 3.1.

Figura 3.12 - Transmissor de Temperatura e Umidade



Fonte: https://www.novus.com.br/catalogos/layout_folheto.asp?ProdutoID=645063

Com os dados de pressão, temperatura e umidade foi possível determinar a densidade média do gás para cada um dos experimentos realizados. No Apêndice D está disponível a metodologia de cálculo empregada.

3.3.4 Supervisório

A interface gráfica com o usuário utilizada para aquisição de dados e controle foi desenvolvida no LabVIEW, de acordo com o código mostrado na Figura 3.13.

O usuário tinha à sua disposição três telas para interação com o sistema de transporte pneumático. A primeira tela (Figura 3.14), denominada “*Unidade*”, apresentava os valores em tempo real dos sensores instalados na planta. A segunda tela (Figura 3.15), denominada “*Controle*”, permitia a entrada de dados de velocidade do ar, assim como os parâmetros do controle PI. Através do botão “*Ativar Controle*” era habilitado o código para controle da velocidade. A terceira tela (Figura 3.16), denominada “*Gráficos*”, apresentava os gráficos com o sinal de todos os sensores, sendo possível avaliar se todos os dispositivos estavam em funcionamento.

A aquisição de dados era realizada em intervalos de 1 s, sendo os resultados registrados instantaneamente em uma planilha de Excel.

Figura 3.13 – Diagrama de blocos da programação utilizando o LabVIEW.

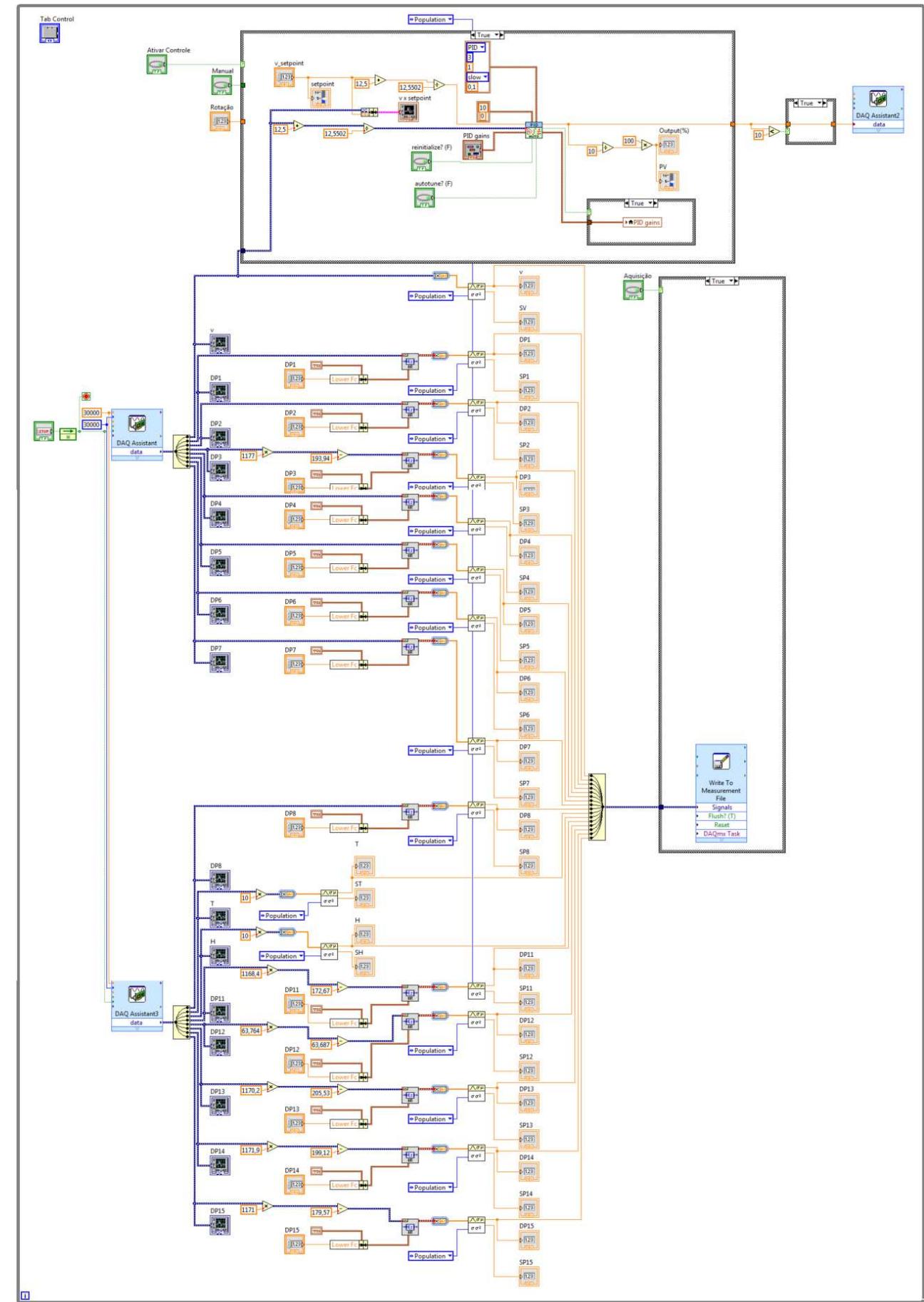


Figura 3.14 - Tela do LabVIEW com disposição dos sensores na unidade

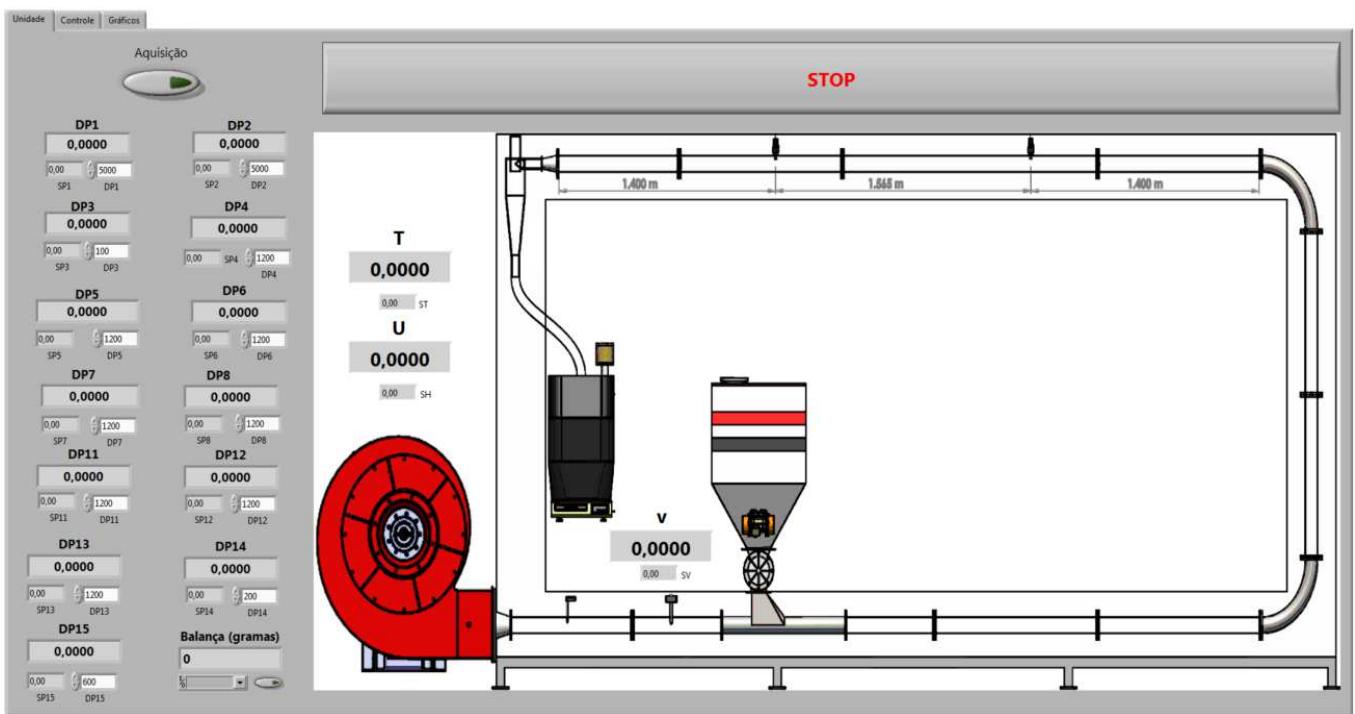


Figura 3.15 - Tela de controle no LabVIEW.

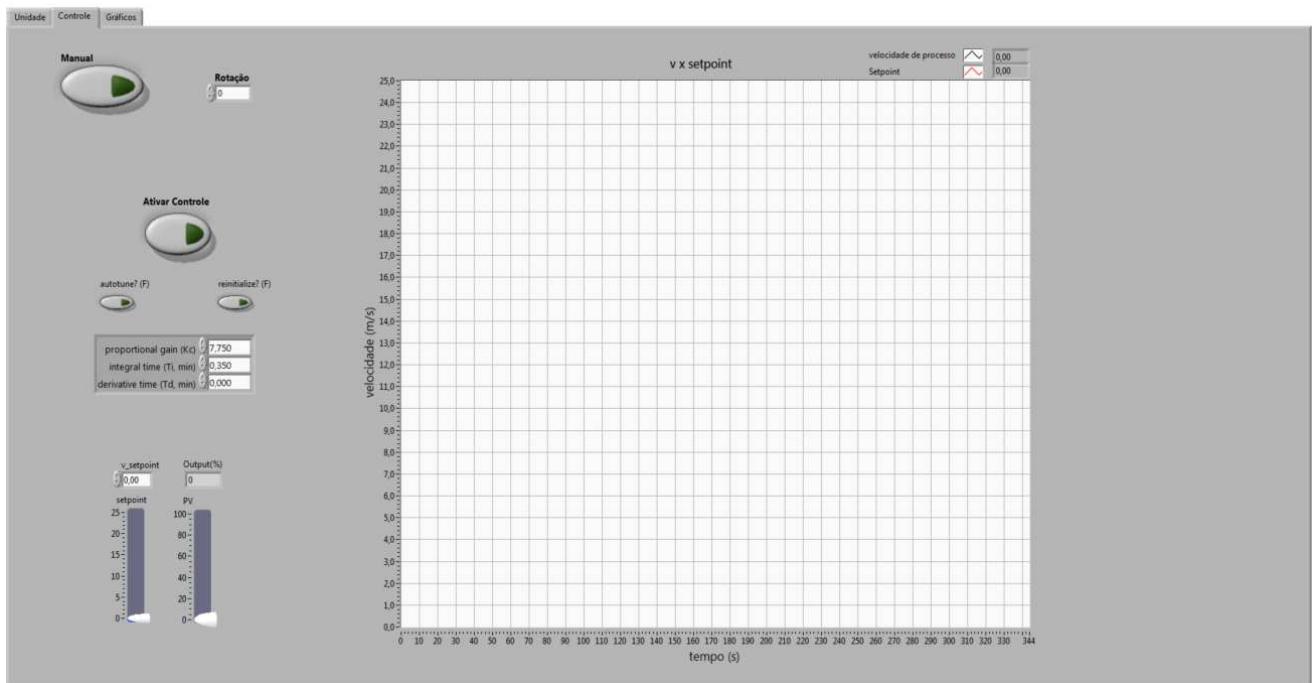
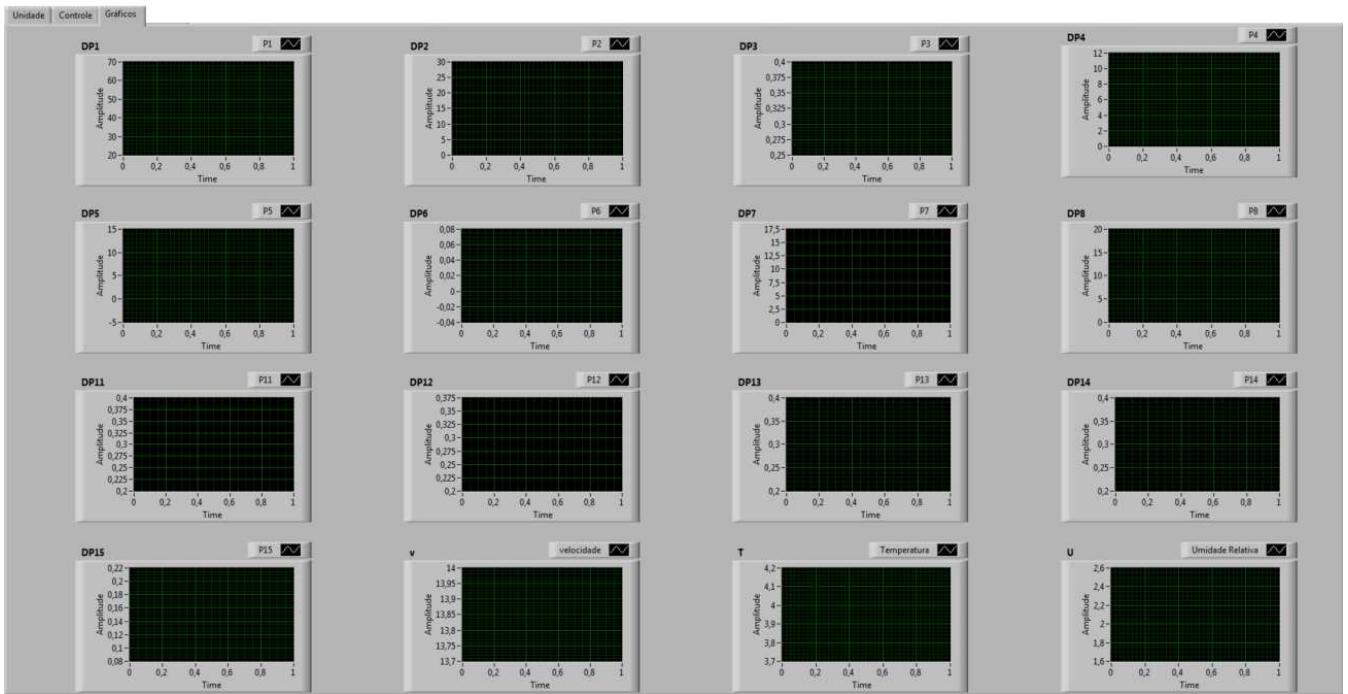


Figura 3.16 - Tela do LabVIEW para verificar o funcionamento dos sensores.



3.4 Determinação da velocidade média do ar.

Para realização do controle de velocidade na linha de transporte (Seção 3.3.1) foi utilizado um anemômetro de fio quente (Figura 3.9). Como a medida era realizada na posição central da tubulação, esta velocidade representava a máxima do perfil de velocidade radial (v_r) no ponto medido. Assim, para determinação de uma velocidade de transporte que representasse a média (\bar{v}_{ar}), duas metodologias foram analisadas e comparadas. A primeira foi determinar o perfil de velocidade experimentalmente, em que as medidas de velocidade ao longo do raio foram realizadas com um Pitot (Figura 3.17). No segundo método, determinou-se a velocidade média a partir do perfil de velocidade em regime turbulento apresentado no trabalho de Patro e Dash (2014).

Figura 3.17 - Pitot



De acordo com Patro e Dash (2014), no escoamento turbulento com $Re < 10^5$, o perfil de velocidade na seção transversal da tubulação segue a Equação 3.1.

$$v_r = v_{\max} \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{7}} \quad (3.1)$$

Considerando o fluido incompressível, através da Equação 3.2 foi possível determinar a velocidade média do ar.

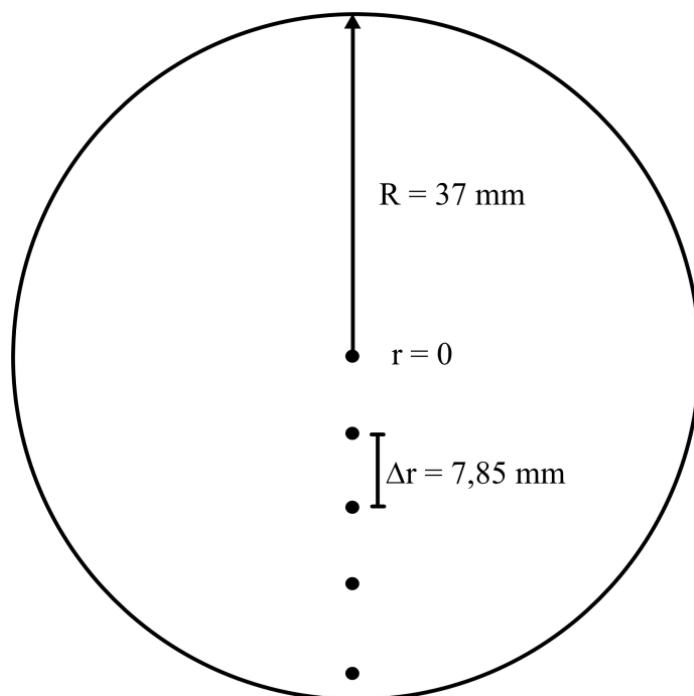
$$\bar{v}_{ar} = \frac{1}{A} \int_0^{2\pi} \int_0^R v_r r dr d\theta \quad (3.2)$$

O resultado da integral mostra que existe uma relação diretamente proporcional entre a velocidade média do ar e a velocidade máxima ($v_{\max} = v_{anemômetro}$), como pode ser observado na Equação 3.3.

$$\bar{v}_{ar_modelo} = \frac{49}{60} v_{\max} \quad (3.3)$$

Na metodologia experimental para determinação do perfil de velocidade (v_{r_exp}), foi utilizado um Pitot para medida da velocidade (v_i) em cada um dos pontos especificados na Figura 3.18. Assim, através do sistema de controle (Seção 3.3.1), fixou-se a velocidade do anemômetro (v_{\max}), enquanto os dados da pressão dinâmica ($\Delta P_{dinâmica} = P_{estagnação} - P_{estática}$) foram coletados a partir do Pitot ao longo do raio da tubulação de 74 mm de diâmetro.

Figura 3.18 - Posições da medida do Pitot



Através da Equação 3.4 determinou-se a velocidade em cada ponto (Figura 3.18), possibilitando o ajuste de uma função (v_{r_exp}) que representa o perfil de velocidade radial experimental. Na Tabela 3.2 são apresentados todos os perfis ajustados para faixa de velocidade estudada.

$$v_i = \sqrt{\frac{2(\Delta P_{dinâmica})}{\rho_g}} \quad (3.4)$$

Tabela 3.2 - Perfis de velocidade obtidos experimentalmente com Pitot

Velocidade do Anemômetro [v_{max} (m.s ⁻¹)]	Perfil de Velocidade Experimental (v_{r_exp})		R^2
8	$v_{r_exp} = -1175,72r^2 - 17,30r + 8,40$	(3.5)	98,6
9	$v_{r_exp} = -2109,84r^2 + 13,03r + 9,05$	(3.6)	100,0
11	$v_{r_exp} = -2055,4713r^2 - 9,7225r + 10,9409$	(3.7)	99,7
13	$v_{r_exp} = -1983,40r^2 - 19,77r + 12,93$	(3.8)	100,0
15	$v_{r_exp} = -2153,351r^2 - 26,045r + 14,934$	(3.9)	99,1
16	$v_{r_exp} = -530,684r^2 - 64,965r + 15,557$	(3.10)	99,6
18	$v_{r_exp} = -496,045r^2 - 77,018r + 17,072$	(3.11)	99,6
20	$v_{r_exp} = -132,293r + 19,547$	(3.12)	99,8
22	$v_{r_exp} = -116,307r + 20,846$	(3.13)	99,8

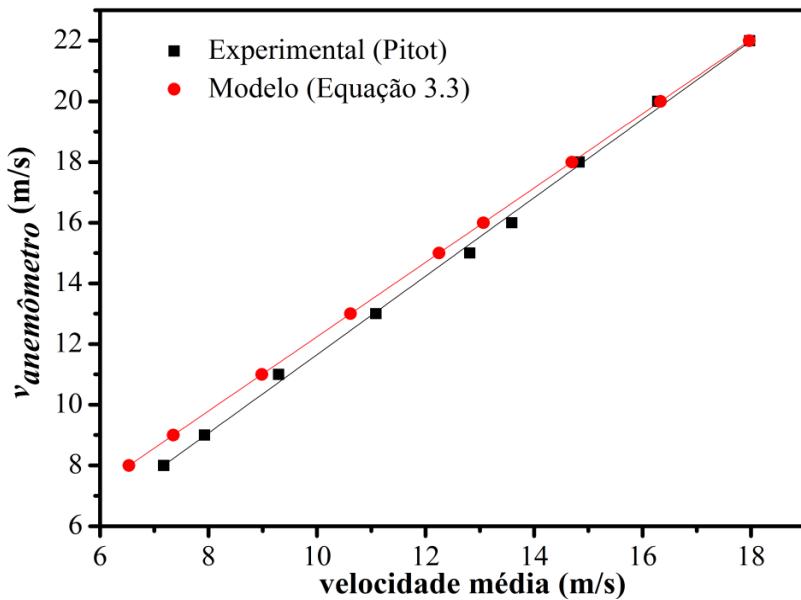
Assim como foi considerado anteriormente, a Equação 3.2 foi utilizada para cada perfil de velocidade apresentado na Tabela 3.2, sendo possível associar a velocidade média para cada velocidade especificada no anemômetro (v_{max}). A Tabela 3.3 compara as velocidades médias determinadas através do modelo apresentado na Equação 3.3 com os perfis de velocidade obtidos experimentalmente (Tabela 3.2).

Tabela 3.3 - Comparação das velocidades médias determinadas experimentalmente e através do modelo (Equações 3.3)

v_{\max} (m.s ⁻¹)	\bar{v}_{ar_modelo} (m.s ⁻¹)	\bar{v}_{ar_exp} (m.s ⁻¹)
8	6,53	7,17
9	7,35	7,93
11	8,98	9,29
13	10,62	11,08
15	12,25	12,82
16	13,07	13,59
18	14,70	14,83
20	16,33	16,28
22	17,97	17,98

Os resultados apresentados na Tabela 3.3 foram representados na forma gráfica (Figura 3.19) para mostrar a qualidade das medidas experimentais, que apresentaram um desvio médio de 3,63%.

Figura 3.19 - Comparação das metodologias para determinação da velocidade média do ar.



Como o controle da velocidade estava associado ao anemômetro (v_{\max}), uma correlação para que o usuário entrasse com a velocidade média do ar (\bar{v}_{ar}) e retornasse a velocidade máxima ($v_{anemômetro}$) foi desenvolvida. A Equação 3.14 apresenta o resultado do ajuste com coeficiente de correlação de 99,81%. Neste caso, os dados ajustados foram obtidos através da metodologia experimental, ou seja, utilizando o Pitot.

$$v_{\max} = 1,2924 \bar{v}_{ar} - 1,2707 \quad (3.14)$$

Capítulo 4 - Caracterização do Material Transportado

Neste capítulo, serão apresentados os resultados experimentais da caracterização dos materiais transportados na unidade de transporte pneumático. Os referidos materiais foram inicialmente submetidos a determinação das seguintes propriedades: densidades *bulk*, aparente e real, umidade em base seca, ângulo de repouso estático, distribuições de tamanho e fator de forma.

4.1 Material

Os materiais utilizados nos ensaios deste trabalho foram divididos em duas classes, os pós e os grãos. A serragem de MDF (*Medium Density Fiberboard*) e finos do bagaço de cana de açúcar (BCA) representam os pós (Figura 4.1), enquanto o malte pilser (MPS) e o trigo (TRI) estão relacionados aos grãos (Figura 4.2). A escolha dos pós estava relacionada à dificuldade de alimentação apresentada por estes materiais, classificados no Grupo A do diagrama de Geldart. Com o intuito de comparar o desempenho da alimentação através de partículas que apresentavam propriedades físicas muito distintas, foram escolhidos os grãos, que fazem parte do Grupo D do diagrama de Geldart.

Figura 4.1 - Pós

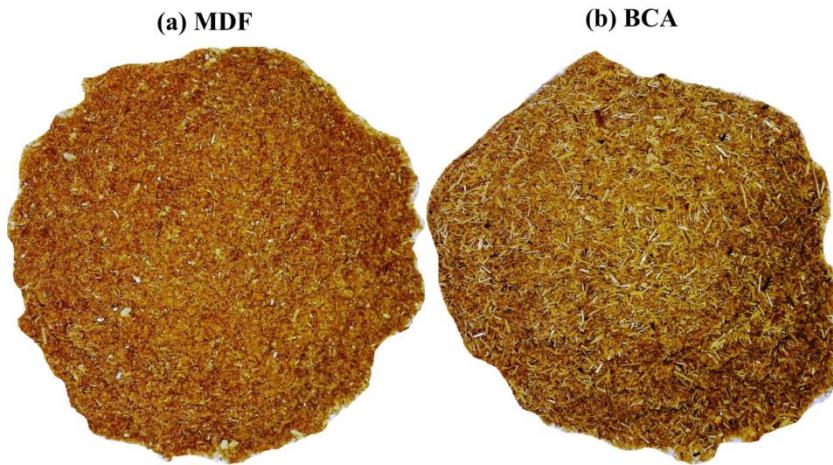


Figura 4.2 - Grãos



4.2 Densidades Bulk, Aparente e Real

Na determinação da densidade *bulk* (ρ_{bulk}) dos materiais transportados, uma proveta de 100 ml previamente calibrada com água destilada foi utilizada. Com a proveta seca, o material a ser analisado era adicionado até o menisco e a densidade *bulk* era calculada pela razão entre a massa e o volume ocupado. A proveta foi movimentada manualmente várias vezes para garantir que as partículas se acomodassem e que a quantidade de material adicionado fosse a máxima possível (sem que houvesse pressão externa para acomodar as partículas) (CARDOSO, 2012).

Para determinação da densidade aparente (ρ_s) foi utilizada a técnica de picnometria com líquido (CARDOSO, 2012). Como o fluido deve ser mais leve que o material sólido, foi empregado éter de petróleo (densidade 0,645 g.cm⁻³).

Finalmente, para inferir a densidade real (ρ_{real}) dos materiais estudados, a técnica de picnometria a gás (He) foi utilizada. Antes da análise o material foi mantido em estufa a 105°C durante 24 h e, em seguida, um picnômetro a gás (Micromeritics - Acuupyc 1331) foi utilizado para realização das medidas. Três análises foram realizadas e os resultados finais são as médias dos valores para cada partícula (CARDOSO et al., 2013).

4.3 Umidade em Base Seca (U_{bs})

Para determinação da umidade, o material foi inserido em uma estufa com circulação de ar a 105°C até atingir massa constante (aproximadamente 24 h). A razão entre a massa de água evaporada da amostra e a massa final do sólido completamente seco, resulta na umidade do material em base seca (BALA, 2016).

4.4 Distribuição de tamanho das partículas.

Para representação do diâmetro médio das partículas, o diâmetro médio de Sauter (\bar{d}_{Sauter}) foi o escolhido. Assim, foi realizado o peneiramento de cada uma das partículas utilizando o sistema vibratório AS 300 control da Retsch, com peneiras padrão Tyler de 12'' em aço inoxidável de alta liga (ASTM E11).

Com o resultado do peneiramento foi possível ajustar modelos clássicos de distribuição granulométrica biparamétricos para cada uma das partículas. De acordo com o coeficiente de correlação (R^2) especificava-se o modelo com melhor ajuste.

Os modelos de distribuição Rosin-Rammler-Bennet – RRB (Equação 4.1) e Sigmóide (Equação 4.2) foram os selecionados de acordo com a metodologia adotada, em que d_p representa o diâmetro

característico da abertura da peneira e X a fração de partículas com diâmetro menor ou igual a d_p (BITRA et al., 2009).

$$X = 1 - e^{\left(\frac{d_p}{d_{63,2}}\right)} \quad (4.1)$$

$$X = \frac{1}{1 + \left(\frac{d_{50}}{d_p}\right)^n} \quad (4.2)$$

Na Tabela 4.1 é apresentado o modelo que melhor representa a distribuição granulométrica de cada material, assim como os parâmetros n , d_{50} e $d_{63,2}$ ajustados.

Tabela 4.1 - Parâmetros do modelo RRB de distribuição granulométrica

Material	Modelo	R ²	Parâmetros
MDF (Pós)	Sigmóide	99,63%	$d_{50} = 151,40 \mu m$ $n = 2,35$
BCA (Pós)	RRB	99,86%	$d_{63,2} = 352,87 \mu m$ $n = 2,04$
MPS (Grãos)	RRB	99,96%	$d_{63,2} = 3,57 mm$ $n = 13,03$
TRI (Grãos)	RRB	100,00%	$d_{63,2} = 2,79 mm$ $n = 18,08$

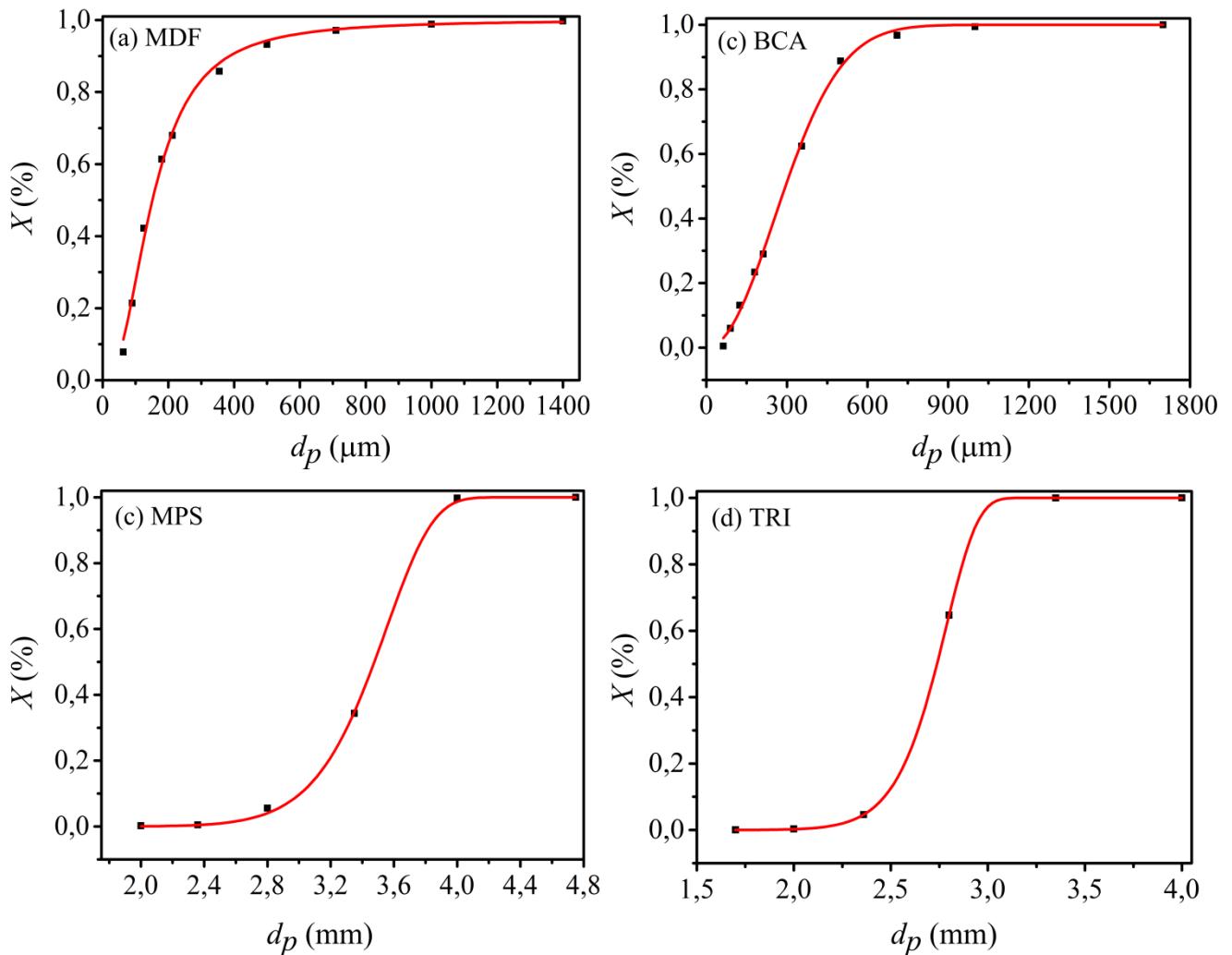
Como a faixa de tamanho das partículas é muito importante na previsão do modo de transporte pneumático (fase densa ou diluída), a Figura 4.3 apresenta todas as distribuições de tamanho das partículas na forma acumulativa.

4.5 Fator de Forma

Na caracterização do fator de forma da partícula, a esfericidade (φ) foi a medida escolhida. Para os grãos, foi adotada a metodologia utilizada por Hamdani et al. (2014). Assim, foram selecionados aleatoriamente 100 grãos para medida de três dimensões lineares, as quais se referem ao comprimento (C), largura (W) e espessura (T). As medidas foram realizadas com um paquímetro digital com precisão de 0,01 mm e a esfericidade foi calculada a partir da Equação 4.3.

$$\varphi_{grãos} = \frac{(CWT)^{\frac{1}{3}}}{C} \quad (4.3)$$

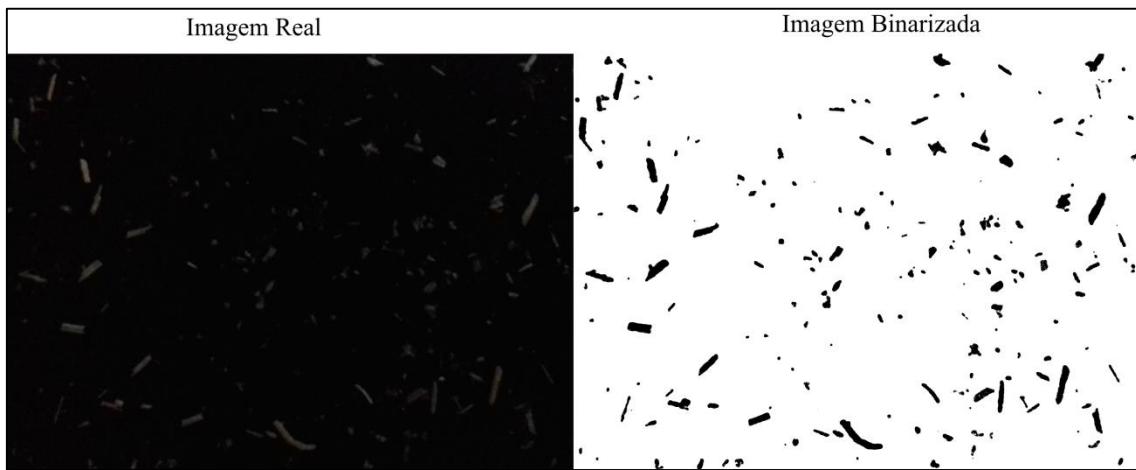
Figura 4.3 - Distribuição granulométrica acumulativa dos pós e grãos



Para a determinação da esfericidade do MDF e BCA, tratando-se de partículas menores e mais irregulares, foi utilizado um procedimento de imagens fotográficas (2D) de partículas estacionárias e dispersas sobre uma superfície plana, como destacado no trabalho de Igathinathane et al. (2008). As imagens capturadas são binarizadas (Figura 4.4) no software *ImageJ* e após ajuste da escala determinase o perímetro (Per) e a área projetada (A) de cada partícula da amostra. A esfericidade é calculada de acordo com a Equação 4.4.

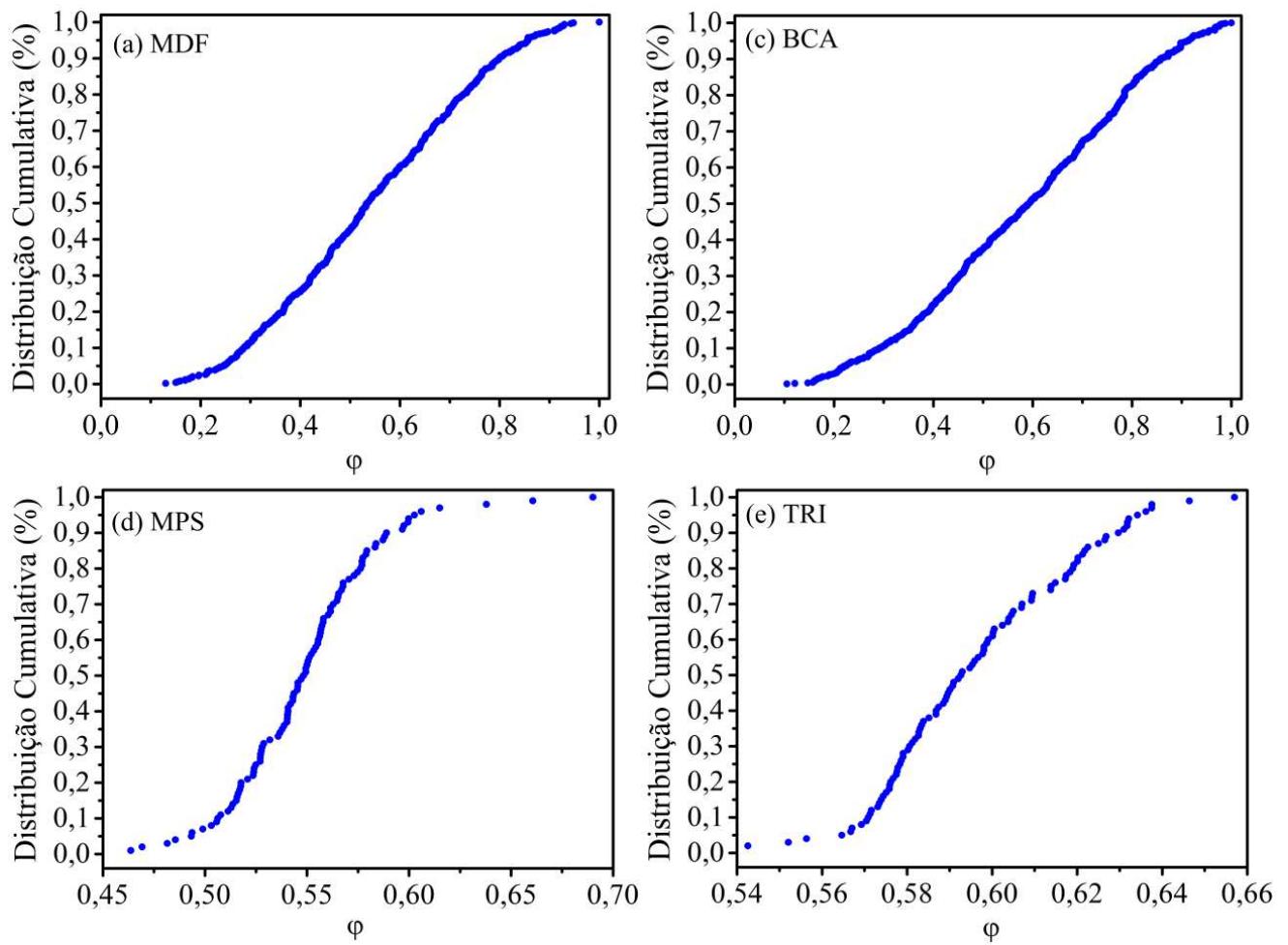
$$\varphi_{pós} = \frac{4\pi A}{Per^2} \quad (4.4)$$

Figura 4.4 - Análise de imagem no ImageJ



Na Figura 4.5 é possível observar a distribuição cumulativa da esfericidade de todas as partículas transportadas. Fica nítido que devido a menor irregularidade geométrica dos grãos a variação da esfericidade é restrita a uma pequena faixa, enquanto para os pós é observada uma faixa bem ampla.

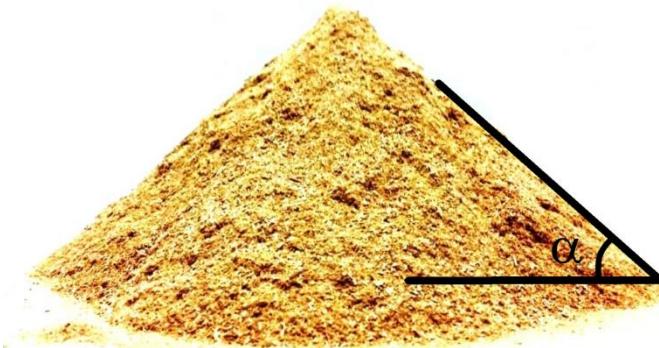
Figura 4.5 - Distribuição cumulativa da esfericidade dos pós e grãos



4.6 Ângulo de Repouso

O ângulo de repouso estático das partículas (α) é caracterizado pelo ângulo mais íngreme em relação ao plano horizontal (Figura 4.6), formado quando o material é despejado em uma superfície plana sem ocorrer deslizamento.

Figura 4.6 - Ângulo de repouso estático



Para determinar o ângulo de repouso, cada material foi despejado três vezes (triplicata) em uma superfície plana, de um funil posicionado a uma altura de 50 cm. Em seguida, foi medido por análise de imagem (*software ImageJ*) o ângulo formado com a superfície, como mostrado na Figura 4.6.

4.7 Resultado consolidado da caracterização das partículas

A Tabela 4.2 apresenta os resultados consolidados médios da caracterização dos materiais utilizados: Classificação de Geldart, densidades, umidade em base seca, esfericidade, diâmetro médio de Sauter e ângulo de repouso estático.

Tabela 4.2 - Propriedade das partículas utilizadas no transporte pneumático

Material	Geldart	* ρ_{bulk} ($kg \cdot m^{-3}$)	* ρ_s ($kg \cdot m^{-3}$)	* ρ_{real} ($kg \cdot m^{-3}$)	*U _{bs} (%)	* ϕ	\bar{d}_{Sauter} (μm)	* α ($^{\circ}$)
MDF	A	$256,5 \pm 2,5$	$877,9 \pm 10,2$	$1493,2 \pm 4,8$	$7,6 \pm 0,3$	$0,54 \pm 0,19$	115,2	$50,0 \pm 2,5$
BCA	A	$181,3 \pm 2,4$	$827,5 \pm 16,1$	$1548,1 \pm 2,2$	$6,3 \pm 0,0$	$0,58 \pm 0,21$	224,6	$43,1 \pm 4,0$
MPS	D	$573,6 \pm 8,0$	$1049,0 \pm 3,0$	$1442,0 \pm 1,6$	$15,8 \pm 0,2$	$0,55 \pm 0,04$	3447,6	$27,6 \pm 2,7$
TRI	D	$805,3 \pm 1,2$	$1242,8 \pm 2,7$	$1444,5 \pm 2,4$	$13,0 \pm 0,1$	$0,60 \pm 0,02$	2805,9	$25,2 \pm 1,7$

*As análises foram realizadas em triplicata, sendo os resultados apresentados como a média \pm SD (desvio padrão)

Capítulo 5 - Estudo da Alimentação de Sólidos

O principal objetivo deste capítulo foi avaliar a performance de alimentação de materiais classificados como pós (MDF e BCA) e grãos (MPS e TRI) aos sistemas de transporte pneumático. Os experimentos foram realizados em uma unidade experimental que operava em batelada, com o silo fechado (sem filtro de ar) e uma válvula rotativa (tipo “*drop through*”) que se conectava a linha de transporte por um Tee de alimentação (na literatura também apresentado como “*drop-out box*” KESSEL, 1985), detalhadamente descrito no Capítulo 2. Através da execução de um planejamento fatorial 3^k (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005), avaliou-se a influência das velocidades do ar e de rotação da válvula na eficiência de alimentação dos materiais.

5.1 Procedimento Experimental

Nos experimentos realizados para avaliação da eficiência de alimentação (Equação 5.1) do sistema de transporte pneumático, o silo foi preenchido com 40 L de material e em seguida fechado. O sistema de aquisição de dados foi ativado e a velocidade média de transporte desejada foi configurada para início da circulação de ar no sistema. Atingida a velocidade de transporte, a válvula rotativa foi acionada na rotação escolhida e o cronômetro disparado a partir do momento que o primeiro compartimento da válvula despejava o sólido na linha. Ao mesmo tempo, o sistema de aquisição de dados coletava os dados de pressão (P9 e P10) através dos sensores instalados no Tee de alimentação, como previamente apresentado na Figura 3.5. Parava-se o cronômetro exatamente quando as últimas partículas do silo eram alimentadas ao sistema de transporte. Em seguida, aguardava-se todo material ainda presente na linha ser transportado para desligamento do compressor.

O MDF e BCA eram transportados no sistema apresentado na Figura 3.2, em que o *under flow* do ciclone direcionava o material para um amostrador posicionado sobre a balança. Não houve perda de materiais para o ambiente no *overflow* do ciclone. A vazão mássica experimental ou real (\dot{m}_s) foi determinada pela relação entre a massa registada na balança e o tempo em que a válvula rotativa forneceu sólidos ao sistema de transporte pneumático.

Para o transporte de MPS e TRI, a unidade experimental não utilizava o ciclone em função do maior tamanho das partículas, assim, todo material era direcionado para um silo receptor (Figura 3.1). Nesse caso, a vazão mássica experimental foi medida pelo tempo gasto no esvaziamento do silo de alimentação, que foi previamente alimentado com uma massa conhecida de material. Todo o material coletado no silo receptor foi direcionado por gravidade ao silo de alimentação ao final de cada batelada.

De acordo com as Equações 2.1 e 2.2, apresentadas na Seção 2.7, a eficiência de alimentação (Y) do sistema foi determinada pela razão da vazão mássica experimental (\dot{m}_s) e teórica $\left[\left(\dot{m}_s \right)_{teor.} \right]$.

5.2 Planejamento Fatorial 3^k

Para investigar a eficiência de alimentação dos pós e grãos em um sistema de transporte pneumático, foi executado um planejamento fatorial 3^k para cada partícula. A execução do planejamento experimental permitiu avaliar o efeito das variáveis independentes, velocidade de transporte (\bar{v}_{ar} em $m.s^{-1}$) e velocidade de rotação da válvula rotativa (ω em RPM), na eficiência de alimentação de um sistema de transporte pneumático (Y em %). Um modelo não linear para os pós e outro para os grãos foi ajustado com nível de significância de 5% ($p < 0,05$), sendo considerado o efeito individual de cada variável e também as interações entre elas.

Por se tratar de um planejamento fatorial 3^k para duas variáveis independentes, 9 experimentos foram realizados em duplicata, totalizando 18 experimentos para cada partícula estudada. Nas Tabelas 5.1 e 5.2 podem ser observadas as matrizes do planejamento fatorial 3^k , em que X_1 e X_2 representam a velocidade de transporte e a rotação da válvula, respectivamente, na forma codificada. As variáveis decodificadas são apresentadas nas mesmas tabelas com os valores entre parênteses e Y , considerada a resposta do planejamento de experimentos, representa a medida experimental da eficiência de alimentação de cada material.

Os dados experimentais coletados foram analisados por regressão múltipla e os principais efeitos das variáveis, assim como as interações e contribuições quadráticas resultaram em um modelo não linear que pode ser representado genericamente pela Equação (5.1) e analisados pela metodologia de superfície de resposta (RSM). Na equação mencionada anteriormente, β são os parâmetros estimados pela regressão múltipla dos dados experimentais.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{12} X_1 X_2 \quad (5.1)$$

Tabela 5.1 - Planejamento, fatorial 3^k para pós: MDF e BCA

Planejamento Experimental			Resultados	
Experimentos	$X_1 \left(\bar{v}_{ar} \text{ em } m \cdot s^{-1} \right)$	$X_2 (\omega \text{ em RPM})$	$Y_{MDF} (\%)$	$Y_{BCA} (\%)$
1	-1 (10)	-1 (7)	77,45	73,18
2	-1 (10)	0 (16)	71,86	67,47
3	-1 (10)	+1 (25)	67,17	62,32
4	0 (14)	-1 (7)	81,96	88,46
5	0 (14)	0 (16)	73,84	74,55
6	0 (14)	+1 (25)	72,73	68,13
7	+1 (18)	-1 (7)	89,50	89,81
8	+1 (18)	0 (16)	77,86	80,79
9	+1 (18)	+1 (25)	74,04	66,54
10	-1 (10)	-1 (7)	77,78	73,70
11	-1 (10)	0 (16)	72,51	67,24
12	-1 (10)	+1 (25)	66,19	61,77
13	0 (14)	-1 (7)	83,06	89,57
14	0 (14)	0 (16)	74,37	72,95
15	0 (14)	+1 (25)	72,11	66,71
16	+1 (18)	-1 (7)	89,33	90,06
17	+1 (18)	0 (16)	77,81	81,19
18	+1 (18)	+1 (25)	74,05	66,65

Tabela 5.2 - Planejamento fatorial 3^k para grãos: MPS E TRI

Planejamento Experimental			Resultados	
Experimentos	$X_1 \left(\bar{v}_{ar} \text{ em } m \cdot s^{-1} \right)$	$X_2 (\omega \text{ em RPM})$	$Y_{MPS} (\%)$	$Y_{TRI} (\%)$
1	-1 (10)	-1 (20)	98,68	97,28
2	-1 (10)	0 (45)	91,68	93,05
3	-1 (10)	+1 (70)	77,85	85,85
4	0 (13)	-1 (20)	98,38	97,35
5	0 (13)	0 (45)	93,43	93,55
6	0 (13)	+1 (70)	85,53	86,04
7	+1 (16)	-1 (20)	96,72	97,51
8	+1 (16)	0 (45)	91,54	92,50
9	+1 (16)	+1 (70)	80,40	85,49
10	-1 (10)	-1 (20)	99,89	96,62
11	-1 (10)	0 (45)	90,49	92,41
12	-1 (10)	+1 (70)	79,06	85,93
13	0 (13)	-1 (20)	98,18	98,71
14	0 (13)	0 (45)	92,86	94,32
15	0 (13)	+1 (70)	85,84	85,89
16	+1 (16)	-1 (20)	95,82	99,38
17	+1 (16)	0 (45)	91,33	95,44
18	+1 (16)	+1 (70)	79,74	86,50

5.3 Resultados e Discussão

5.3.1 Estudo das partículas de baixa densidade bulk (MDF e BCA)

Analizando a Tabela 5.1, que apresenta os resultados da eficiência da válvula rotativa para alimentação de pós (MDF e BCA), é possível observar que as velocidades do ar e de rotação da válvula influenciam de forma significativa na eficiência. Neste contexto, nota-se que a condição experimental que apresentou a menor eficiência de alimentação foi para velocidade do ar de 10 m.s⁻¹ ($X_1 = -1$) e velocidade de rotação da válvula de 25 RPM ($X_2 = +1$), enquanto a condição experimental de maior eficiência de alimentação ocorreu para velocidade do ar de 18 m.s⁻¹ ($X_1 = +1$) e velocidade de rotação da válvula de 7 RPM ($X_2 = -1$).

Assim, os resultados apresentados indicam que o aumento da velocidade do ar contribui para o aumento da eficiência de alimentação do sistema. Isto pode ser explicado em função do aumento da turbulência gerada próximo ao bocal de saída do silo, reduzindo a possibilidade de arqueamento e, consequentemente, promovendo uma vazão mássica constante de material na alimentação. No caso da velocidade de rotação da válvula, rotações menores contribuem para o aumento da eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático, como reportado nos trabalhos de Klinzing et al. (2010) e Mills (2016), deixando claro que existe uma rotação limite para máxima eficiência de alimentação do sistema a depender das propriedades do material a ser alimentado. Isto se deve ao tempo necessário para acomodação do material nos bolsos do rotor da válvula, que quando o sistema é operado em baixa rotação, aumenta a performance de enchimento do bolso e, consequentemente, a eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático.

Os resultados encontrados para as partículas de MDF e BCA estão de acordo com os apresentados por Kessel (1985), que não estudou a alimentação de partículas com densidade *bulk* inferior a 200 kg.m⁻³, mas aponta a influência da velocidade do ar na performance de alimentação do sistema de transporte pneumático.

Diferentemente do sistema de alimentação proposto por Kessel (1985), neste trabalho o silo que abastecia a válvula rotativa operava fechado e não foram avaliadas diferentes geometrias para o Tee de alimentação. Assim, foi possível avaliar individualmente a influência da velocidade do ar na eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático, eliminando outras variáveis como o vazamento de ar pela válvula e as diferentes dimensões e geometrias do Tee de alimentação.

Como a eficiência de alimentação das partículas de MDF (Y_{MDF}) e BCA (Y_{BCA}) apresentaram um comportamento similar frente às velocidades do ar e de rotação da válvula (conforme Tabela 5.1), o desenvolvimento de uma correlação para previsão da eficiência de alimentação de pós ($Y_{pós}$) foi

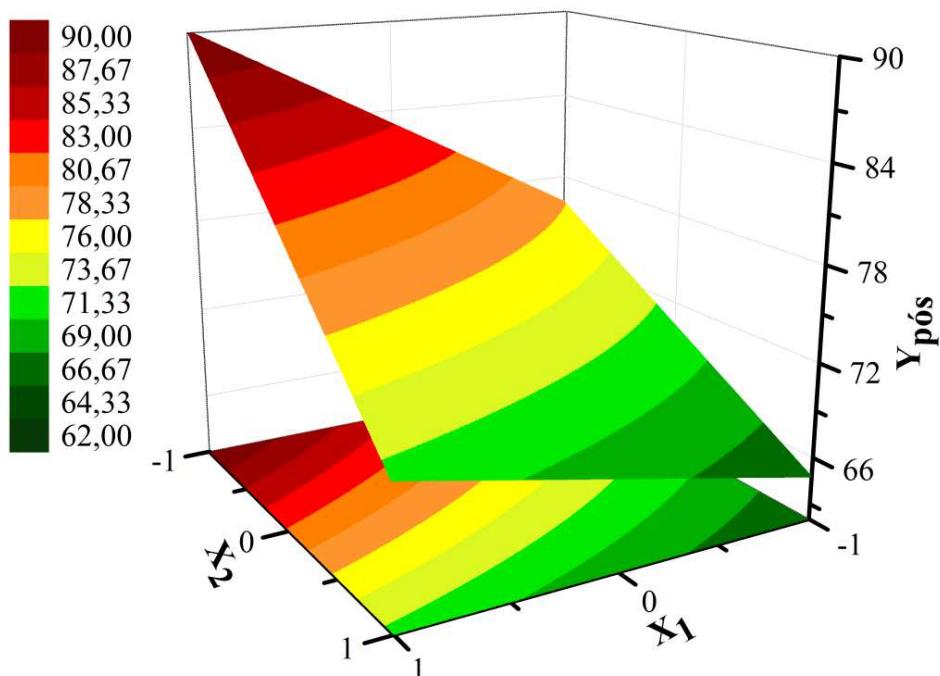
proposta neste estudo. A Equação 5.2 apresenta o modelo reduzido (correlação), com coeficiente de correlação (R^2) de 88,73%. No Apêndice E, observa-se a distribuição aleatória dos resíduos para o modelo proposto, indicando uma distribuição normal, e, portanto, a ausência de erros sistemáticos.

$$Y_{pós} = 75,41 + 4,96X_1 - 7,73X_2 - 2,05X_1X_2 \quad (5.2)$$

A partir desta equação, analisando os parâmetros do modelo reduzido, é possível prever a intensidade da contribuição das variáveis independentes na eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático. Fica nítido, neste caso, que o parâmetro linear da rotação da válvula ($\beta_2 = -7,73$) é quem mais influencia na redução da eficiência de alimentação do sistema, seguido pelo parâmetro linear da velocidade do ar ($\beta_1 = 4,96$), que ao contrário do apresentado anteriormente, contribui para o aumento da eficiência de alimentação. Além disso, é importante destacar a influência significativa da interação entre as variáveis estudadas ($\beta_{12} = -2,05$), que promove uma redução da eficiência de alimentação dos pós.

Portanto, através da generalização do modelo desenvolvido, observa-se que a rotação da válvula tem influência negativa sobre eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático, enquanto a velocidade do ar na linha de transporte tem influência positiva. Para ilustrar com mais detalhes a influência das variáveis estudadas (na forma codificada), a metodologia da superfície de resposta foi utilizada, como mostra a Figura 5.1, que representa o comportamento gráfico do modelo ajustado pela Equação 5.2.

Figura 5.1 - Eficiência de alimentação da válvula rotativa para os pós.



5.3.2. Estudo dos Grãos

Na avaliação da eficiência de alimentação dos grãos (MPS e TRI), a região experimental para que houvesse variação significativa da eficiência de alimentação necessitou ser mudada para o intervalo de rotação entre 20 RPM ($X_2 = -1$) e 70 RPM ($X_2 = +1$), como pode ser visualizado na Tabela 5.2. Comparado ao planejamento experimental da Tabela 5.1 (pós), observa-se uma região para operação da válvula muito superior da estudada para as partículas de MDF e BCA. É razoável relacionar esta diferença à maior densidade *bulk* dos grãos quando comparado aos pós, o que favorece a eficiência de enchimento da válvula.

Com as informações experimentais apresentadas na Tabela 5.2, uma regressão múltipla dos dados foi realizada com o objetivo de encontrar um modelo não linear para previsão da eficiência de alimentação dos grãos ao sistema de transporte pneumático. A Equação 5.3 descreve o modelo reduzido da eficiência de alimentação dos grãos ao sistema de transporte pneumático. O coeficiente de correlação do modelo proposto foi de 90,21%. No Apêndice E, observa-se a distribuição aleatória dos resíduos para o modelo proposto, indicando uma distribuição normal, e, portanto, a ausência de erros sistemáticos.

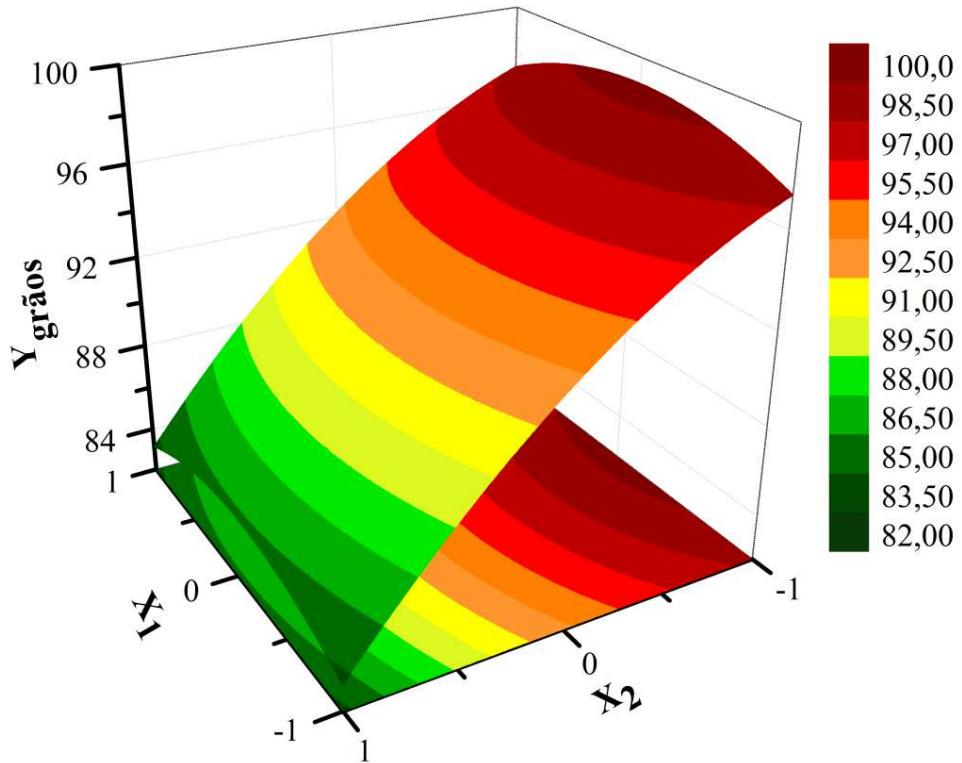
$$Y_{gr\tilde{a}os} = 93,80 - 7,10X_2 - 1,63X_1^2 - 1,94X_2^2 \quad (5.3)$$

Ao analisar os parâmetros do modelo reduzido obtido para previsão da eficiência de alimentação dos grãos, observa-se que a variável que mais afeta a resposta do sistema ($Y_{gr\tilde{a}os}$) é a rotação da válvula (X_2). A explicação para esta afirmação se deve a maior intensidade dos parâmetros linear ($\beta_2 = -7,10$) e quadrático ($\beta_{22} = -1,94$) da rotação da válvula quando comparado ao parâmetro quadrático da velocidade do ar ($\beta_{11} = -1,63$), como pode ser observado na Equação 5.3.

Comparando os modelos para previsão da eficiência de alimentação de pós e grãos (Equações 5.2 e 5.3, respectivamente) ao sistema de transporte pneumático, é possível observar maior influência da velocidade do ar na alimentação dos pós, haja vista que o parâmetro linear ($\beta_1 = 4,96$) ajustado na Equação 5.2 é aproximadamente três vezes maior (em módulo) que o parâmetro quadrático da velocidade do ar ($\beta_{11} = -1,63$) indicado na Equação 5.3. O que justifica este comportamento é o fato das partículas com maior densidade *bulk* sofrerem menor influência da turbulência provocada pelo ar que circula dentro do silo. Cabe destacar aspectos associados à coesividade dos materiais finos e leves como a biomassa, que prejudicam a descarga no silo devido a adesão nas paredes. Assim, quando se aumenta a velocidade do ar na linha de transporte os materiais considerados leves (pós) são os mais afetados em relação à eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático.

Para ilustrar com mais detalhes a influência das variáveis estudadas (na forma codificada) foi utilizada a metodologia de superfície de resposta, apresentada na Figura 5.2. Os resultados do modelo ajustado para eficiência de alimentação dos grãos apontam a melhor condição operacional para velocidade do ar em 13 m.s^{-1} ($X_1 = 0$) combinado à menor rotação da válvula ($X_2 = -1$).

Figura 5.2 - Eficiência de alimentação da válvula rotativa para os grãos.



5.3.3 Verificação dos Modelos Ajustados

Para verificação da capacidade preditiva dos modelos ajustados (Equações 5.2 e 5.3), foram realizados quatro testes experimentais, sendo um para cada partícula. Os experimentos adicionais foram executados em uma condição diferente das apresentadas no planejamento, no entanto, dentro da faixa experimental estudada, como mostra a Tabela 5.3. Esta tabela apresenta os valores das variáveis codificadas (X_1 e X_2) utilizadas para a validação dos modelos propostos, com seus respectivos valores predito (Y_{pre}) e observado experimentalmente (Y_{exp}). Para as partículas de MDF e BCA foi utilizada a correlação proposta para pós (Equação 5.2), enquanto para o MPS e TRI foi utilizado o modelo proposto para grãos (Equação 5.3). Os valores preditos foram comparados com os experimentais para determinação dos desvios relativo a previsão do modelo de cada material, sendo esses valores inferiores a 6,5% para todas as previsões.

Tabela 5.3 - Verificação dos modelos propostos (Equações 5.2 e 5.3)

Partículas	$X_1 \left(\bar{v}_{ar} \text{ em } m \cdot s^{-1} \right)$	$X_2 \text{ (}\omega\text{ em RPM)}$	$Y_{pre}(\%)$	$Y_{exp}(\%)$	Desvio (%)
MDF	0,5 (16)	0,6 (21,4)	72,65	76,99	5,64
BCA	0,5 (16)	0,6 (21,4)	72,65	77,72	6,52
MPS	0,5 (14,5)	0,6 (60)	88,44	94,37	6,29
TRI	0,5 (14,5)	0,6 (60)	88,44	91,44	3,28

5.4 Conclusão

A partir do planejamento experimental desenvolvido foi possível concluir que além da rotação da válvula, a velocidade do ar influencia na eficiência de alimentação de sólido na linha de transporte pneumático. Quando se opera o sistema em batelada com o silo fechado, o aumento da velocidade do ar de transporte contribui para o aumento da turbulência próximo ao bocal de saída do silo, favorecendo a alimentação de partículas de menor densidade *bulk* como é o caso dos pós.

Cada correlação proposta (pós e grãos) neste trabalho permite determinar as velocidades de rotação da válvula e do ar que garantem a maior eficiência de alimentação do sistema. Portanto, para projeto da alimentação dos sistemas de transporte pneumático, recomenda-se o estudo detalhado da eficiência de alimentação do sistema em função das velocidades de transporte e de rotação da válvula. Também se deve avaliar a homogeneidade da taxa de alimentação de sólidos aos sistemas de transporte pneumático, haja vista, que em casos de excessiva taxa de alimentação, ocorre o risco de entupimento e, em situações com redução da taxa de alimentação, observa-se um gasto energético maior que o necessário para a carga de sólidos transportada.

Capítulo 6 - Modo de Transporte Pneumático

Neste capítulo, através do diagrama de estado (diagrama de Zens), foi possível classificar o modo de transporte pneumático (fase densa ou diluída) para as partículas de menor densidade *bulk* (pós). Os experimentos foram realizados na unidade experimental apresentada em detalhes na Figura 3.2. Com o estudo da região de aceleração foi possível estimar o comprimento de tubulação horizontal necessário para as partículas atingirem a região de escoamento completamente desenvolvido. A partir deste ponto foi selecionado um trecho reto de 1,56 m para medida da queda de pressão empregada no diagrama de estado. Os resultados experimentais da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido foram comparados aos obtidos pelas correlações apresentadas na Seção 2.8. Em função da falta de uma base de dados abrangente que dê confiabilidade à previsão das correlações de perda de carga, este trabalho avaliou a qualidade de previsão dessas correlações para o transporte de MDF e BCA.

6.1 Procedimento Experimental

Antes da aquisição de dados de queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido, importante para construção do diagrama de Zens, avaliou-se para o aparato experimental disponível (Figura 3.2), quais partículas poderiam atingir o regime de escoamento completamente desenvolvido nos trechos horizontais retos disponíveis. De acordo com os resultados apresentados no trabalho de Tripathi, Levy e Kalman (2017), excluiu-se a possibilidade de avaliar o comprimento da região de aceleração dos grãos em função da necessidade de trechos horizontais retos superiores aos disponíveis na unidade. Assim, todo esforço experimental deste capítulo foi direcionado às partículas de MDF e BCA, sendo possível avaliar o comprimento da região de aceleração e o modo de transporte pneumático em que as partículas foram transportadas para faixa experimental definida no planejamento fatorial 3^k da Seção 5.2.

6.1.1 Determinação da região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido (F.T.D)

De acordo com Tripathi, Levy e Kalman (2017), o balanço de forças que atuam na partícula garante na região de aceleração uma tendência exponencial enquanto na região de escoamento completamente desenvolvido a tendência do gradiente de pressão é linear.

Para determinação da região de aceleração das partículas de MDF e BCA, um gráfico de pressão (P) por distância (x) foi ajustada de acordo com a equação linear e exponencial descrita na Equação 6.1, sendo a_1 , a_2 , a_3 e a_4 os parâmetros do modelo (TRIPATHI; LEVY; KALMAN, 2017).

$$P = a_1 e^{(-x/a_2)} + a_3 + a_4 x \quad (6.1)$$

As medidas de pressão (P) para alimentar a Equação 6.1 foram realizadas nas posições (x) representadas por P1, P2, P3, P5, P6, P7 e P8 (Figura 3.2), de acordo com a metodologia descrita na Seção 3.3.2.

De acordo com Klinzing (2010), a densidade da partícula, velocidade do ar e a carga de sólidos (ϕ) são variáveis diretamente proporcionais ao comprimento da região de aceleração (L_{ac}). Assim, os experimentos foram realizados na condição mais crítica do planejamento fatorial 3^k observado na Seção 5.2. Neste caso, foi considerado no ajuste a maior velocidade de transporte (18 m.s^{-1}) e a maior rotação da válvula (25 RPM) para cada uma das partículas.

Considerando a primeira parte da Equação 6.1 (termo exponencial) tendendo a zero, é possível determinar o comprimento de aceleração (L_{ac}). A partir deste ponto, observa-se uma tendência linear da queda de pressão, configurando a região de escoamento completamente desenvolvido (TRIPATHI; LEVY; KALMAN, 2017).

6.1.2. Classificação do modo de transporte pneumático.

Determinada a região de escoamento completamente desenvolvido, os modos de transporte pneumático do MDF e BCA foram avaliados. O diagrama de estado foi a ferramenta utilizada para identificação do modo de transporte pneumático dos materiais dentro da faixa experimental do planejamento 3^k proposto. A Tabela 6.1 apresenta a configuração experimental utilizada durante a realização dos experimentos com as partículas de MDF e BCA.

Tabela 6.1 - Condições Experimentais

MDF		BCA	
\dot{m}_s (kg.h^{-1})	\bar{v}_{ar} (m.s^{-1})	\dot{m}_s (kg.h^{-1})	\bar{v}_{ar} (m.s^{-1})
99,9 ($\approx 7 \text{ RPM}$)	10		10
	12		12
	14	70,7 ($\approx 7 \text{ RPM}$)	14
	16		16
	18		18
201,1 ($\approx 16 \text{ RPM}$)	10		10
	12		12
	14	140,0 ($\approx 16 \text{ RPM}$)	14
	16		16
	18		18
300,7 ($\approx 25 \text{ RPM}$)	10		10
	12		12
	14	194,9 ($\approx 25 \text{ RPM}$)	14
	16		16
	18		18

A execução dos experimentos e o tratamento dos dados podem ser divididos em três etapas:

- (i) Definia-se a velocidade de transporte e a rotação da válvula para garantir a vazão mássica desejada (7, 16 e 25 RPM). Como a velocidade do ar influencia na eficiência de alimentação, ajustes na rotação da válvula foram realizados para que a vazão mássica de material permanecesse constante em cada conjunto de experimentos.
- (ii) Realizava-se a aquisição de dados do gradiente de pressão entre os pontos P4 e P7 (Figura 3.2) localizados na região de escoamento completamente desenvolvido como destacado na Seção 3.1.
- (iii) Plotava-se os dados de queda de pressão (ordenada) em função da velocidade de transporte (abcissa) para construção do diagrama de estado.

6.1.3 Avaliação das correlações disponíveis na literatura para previsão da queda de pressão em um trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido

Quatro correlações apresentadas na Seção 2.8 foram utilizadas para previsão da queda de pressão ($\Delta P/L$) na região de escoamento completamente desenvolvido (trecho horizontal de 1,56 m apresentado na Figura 3.2).

Os dados experimentais do gradiente de pressão foram coletados durante a execução da metodologia empregada na Seção 6.1.2, enquanto executava-se o conjunto de experimentos apresentados na Tabela 6.1. Como destacado na Etapa (ii) da Seção anterior, o gradiente de pressão (P4-P7) foi monitorado e coletado através do sistema de aquisição de dados. Dividindo-se o gradiente de pressão pelo comprimento entre os dois pontos ($L=1,56\text{ m}$), determinava-se a queda de pressão experimental (Pa.m^{-1}) e os dados eram comparados com os resultados dos modelos estudados por Yang (1974), Weber (1991), Michaelides (1987) e Patro e Dash (2013).

6.2 Resultados e Discussão

6.2.1 Região de aceleração e escoamento completamente desenvolvido (F.T.D)

A coleta dos dados de pressão foi realizada na região de escoamento completamente desenvolvido, determinada de acordo com a metodologia descrita na Seção 6.1.1. As Figuras 6.1 e 6.2 apresentam os dados ajustados pela Equação 6.1, relacionando pressão (P) e distância (x), que permite determinar o comprimento de aceleração (L_{ac}) e, consequentemente, a região de escoamento completamente desenvolvido para cada partícula na condição mais crítica (velocidade de transporte de 18 m.s^{-1} e rotação da válvula de 25 RPM).

Figura 6.1 - Modelo linear exponencial ajustado para BCA.

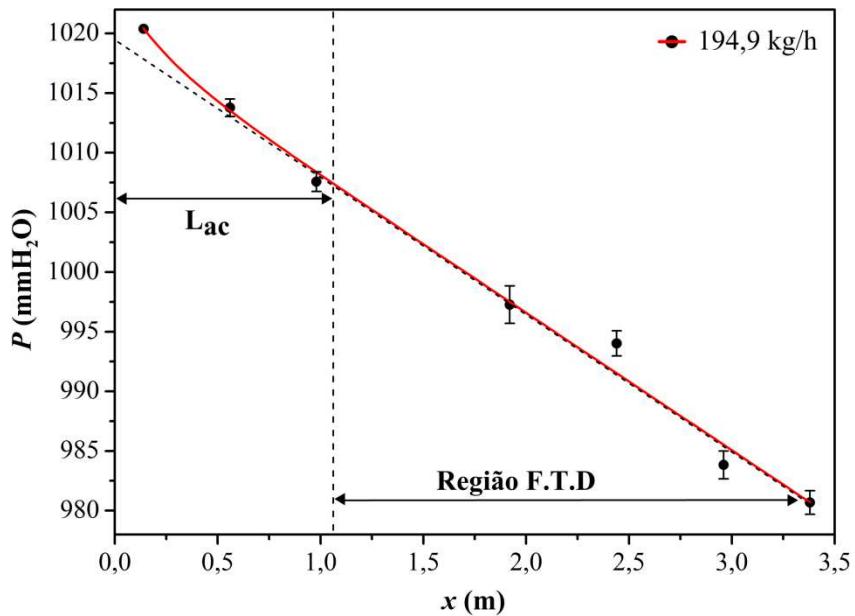
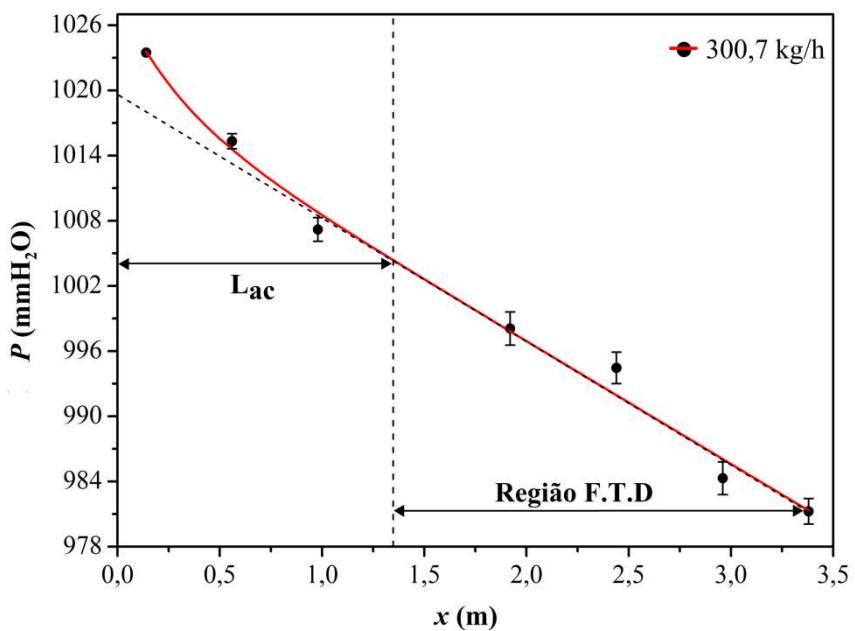


Figura 6.2 - Modelo linear exponencial ajustado para MDF.



Ao estimar os parâmetros do modelo exponencial e linear (Equação 6.1) para BCA (Figura 6.1) e MDF (Figura 6.2) os coeficientes de correlação foram 99,26 e 99,14%, respectivamente. Os valores dos parâmetros são apresentados individualmente para cada partícula na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 - Parâmetros de ajuste do modelo linear exponencial (Equação 6.1)

	BCA	MDF
a ₁	4.50	9.00
a ₂	0.22	0.30
a ₃	1019.62	1019.51
a ₄	-11.52	-11.30

O comprimento da região de aceleração (Tabela 6.3) das partículas de BCA e MDF foi então calculado considerando o termo exponencial da Equação 6.1 tendendo a zero, como abordado na Seção 6.1.1.

Tabela 6.3 – Comprimento da região de aceleração.

	BCA	MDF
L_{ac} (m)	1,01	1,38

De acordo com o número de Arquimedes (Ar) descrito na Equação 6.2, as propriedades das partículas que afetam no comprimento de aceleração são a densidade aparente (ρ_{ap}) e o diâmetro médio da partícula (\bar{d}_p). Os resultados relatados por Santo et al. (2018) apontam que quanto maior o número Ar , maior o comprimento da região de aceleração. No entanto, avaliando os resultados obtidos neste trabalho, foi observado um maior comprimento de aceleração para o MDF, material transportado que possui menor número de Ar . Este resultado pode ser justificado devido a maior carga de sólidos (ϕ) do MDF, uma importante variável de processo que precisa ser levada em consideração na avaliação do comprimento da região de aceleração da partícula (KLINZING et al., 2010; SANTO et al., 2018).

$$Ar = \frac{\rho_g g (\rho_s - \rho_g) \bar{d}_p^3}{\mu_g^2} \quad (6.2)$$

Os valores reportados na Tabela 6.3 foram utilizados como referências para a definição das tomadas de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido. Assim, para determinação do modo de transporte pneumático do BCA e do MDF, as medidas de queda de pressão foram realizadas após 1,4 m da curva localizada no trecho superior (Figura 3.2).

6.2.2 Modo de transporte pneumático

Os resultados da queda de pressão na zona de escoamento completamente desenvolvido (P4-P7) em função da velocidade do ar indicaram que o transporte pneumático de MDF e BCA foi realizado em fase diluída para todas as condições experimentais apresentadas na Tabela 6.1, como pode ser observado nas Figuras 6.3 e 6.4.

Figura 6.3 - Diagrama de estado do BCA.

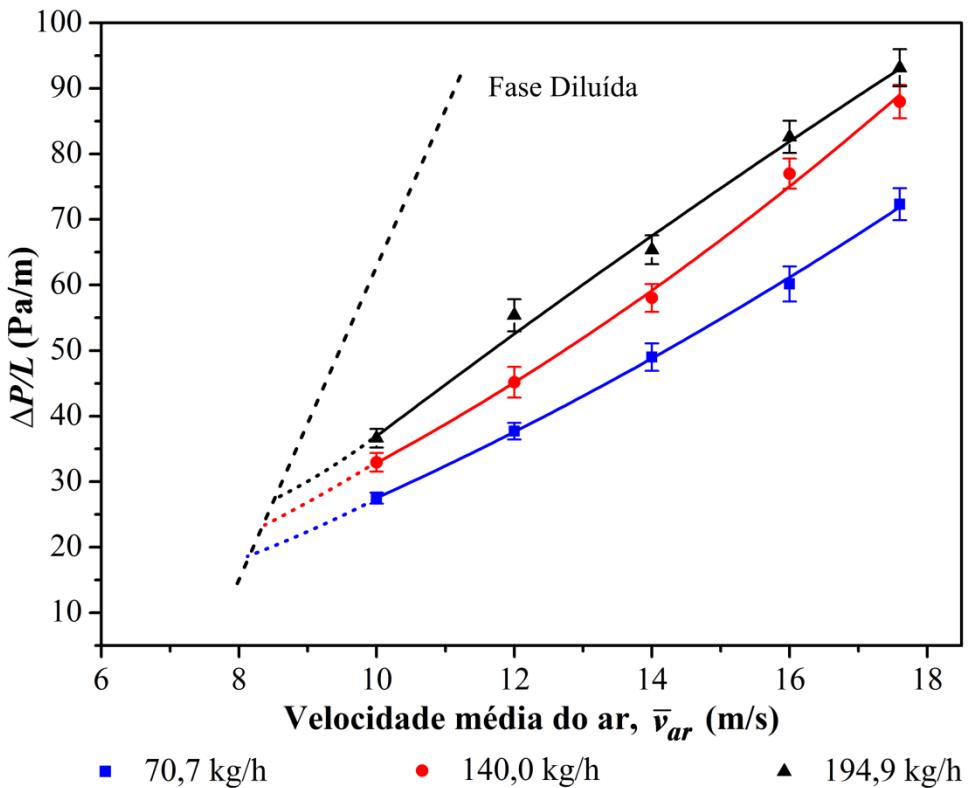
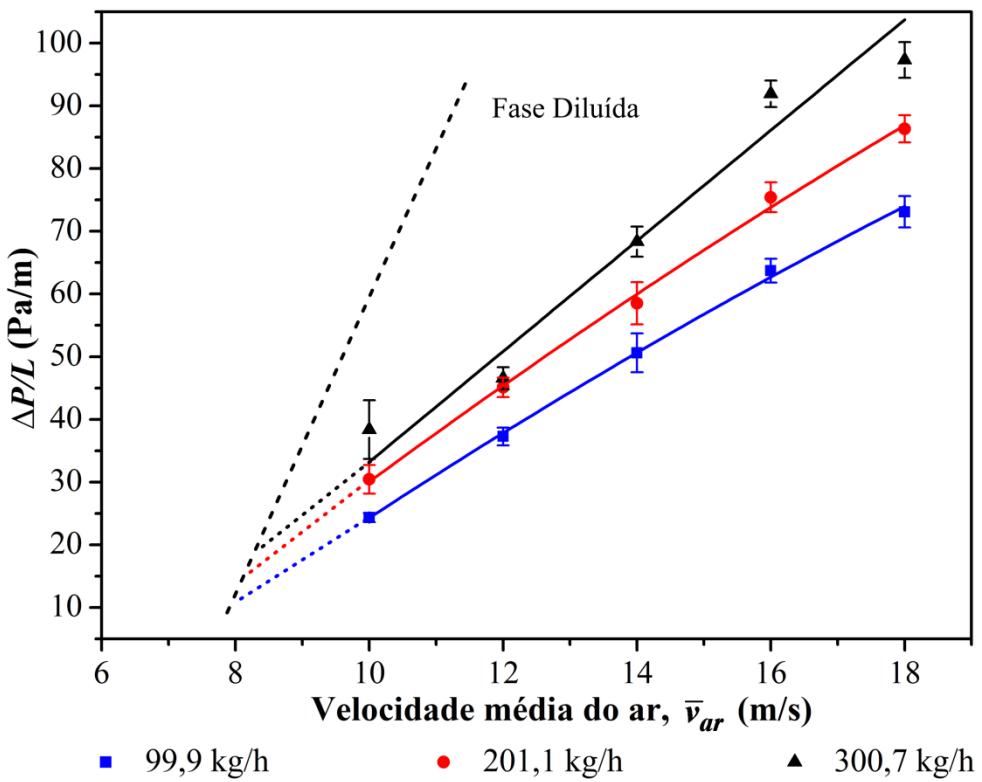


Figura 6.4 – Diagrama de estado do MDF.



Como a unidade não possui trechos horizontais longos o suficiente para que os grãos atinjam a região de escoamento completamente desenvolvido, o estudo do modo de transporte pneumático foi limitado aos pós.

6.2.3 Estudo de modelos para previsão da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido do transporte horizontal.

Quatro modelos previamente apresentados na Seção 2.8 foram utilizados para previsão da queda de pressão entre os pontos P4 e P7 como descrito na Seção 6.1.3. Apresentados como modelo de Yang (1974), Weber (1991), Michaelides (1987) e Patro e Dash (2013) (P.D), os resultados experimentais (P4-P7) foram comparados com os preditos pelo modelo. Como era necessária uma solução numérica para o modelo de Yang (1974), um código em *Maple* foi desenvolvido e está apresentado no Apêndice F.

Duas situações foram levadas em consideração para verificar a qualidade de previsão dos modelos. A primeira relaciona a queda de pressão com a velocidade de transporte, considerando a vazão mássica constante (Diagrama de Estado). Na segunda análise a queda de pressão foi relacionada à carga de sólidos (ϕ), considerando a velocidade de transporte fixa.

6.2.3.1 Previsões para o MDF

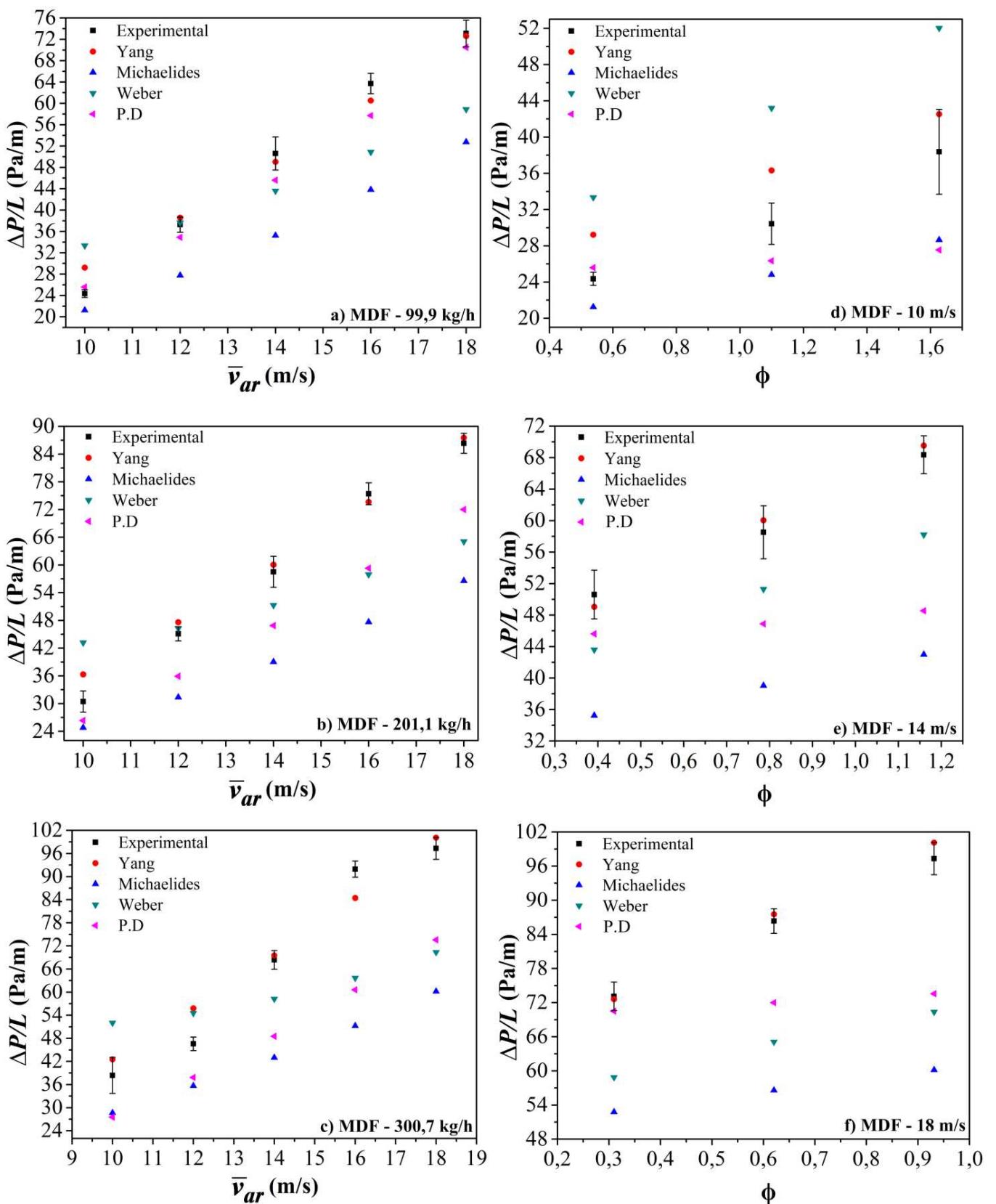
A Figura 6.5 apresenta os resultados das previsões de queda de pressão dos modelos para o transporte de MDF considerando os dois critérios de análise. Assim, foi possível avaliar a influência da velocidade do ar e da carga de sólido na queda de pressão do trecho horizontal estabelecido.

De modo geral, o modelo de Yang (1974) é o que melhor prevê a queda de pressão das partículas de MDF em um trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido. Independentemente da velocidade ou da carga de sólidos, o modelo de Yang (1974) apresenta boa correlação com os dados experimentais. Além disso, quase todos os valores preditos por este modelo estão no limite da barra do desvio padrão da medida experimental, o que reforça a qualidade da previsão da correlação proposta por Yang (1974) quando aplicada para as partículas de MDF.

Outra correlação que é possível observar um comportamento interessante na previsão da queda de pressão foi a de P.D. Observa-se através da Figura 6.5a (condição experimental de menor vazão mássica de MDF - $99,9 \text{ kg.h}^{-1}$), que o modelo proposto por P.D tem boa correlação com os dados experimentais. No entanto, conforme se aumenta a vazão mássica de sólido e, consequentemente, a carga de sólidos na linha, nota-se um distanciamento dos dados experimentais dos preditos pelo modelo, como pode ser observado nas Figuras 6.5b e 6.5c.

O modelo de P.D considera em seu equacionamento o efeito da carga de sólidos na previsão da queda de pressão. Mesmo assim, os resultados mostram que somente para condições de baixa carga de sólido os valores preditos se aproximam do experimental, como pode ser observado nas Figuras 6.5d, 6.5e e 6.5f.

Figura 6.5 - Comparação dos resultados experimentais (MDF) com os preditos pelas correlações estudadas.



Nestes gráficos, considera-se uma velocidade de transporte fixa, enquanto a carga de sólido é variada, ou seja, é possível avaliar individualmente a influência da carga de sólido na previsão da queda

de pressão. Assim, não é notada nenhuma contribuição da carga de sólidos para previsão da queda de pressão, haja vista a que os valores preditos através do modelo de P.D se aproximam de uma reta paralela ao eixo x em todos os casos, mostrando praticamente inexistência de influência da carga de sólidos na previsão do modelo.

No trabalho de Patro e Dash (2013), a correlação para previsão da queda de pressão (Equação 2.14) em um trecho horizontal foi desenvolvida através de modelagem Euleriana, incorporando a teoria cinética para partículas granulares, que neste caso considera a partícula esférica. Aponta-se a forma não esférica das partículas estudadas (MDF e BCA) como uma das variáveis que reduzem a sensibilidade da previsão da queda de pressão do modelo P.D.

Na Tabela 6.4 são apresentados os resultados experimentais e preditos da queda de pressão em função da velocidade de transporte para as partículas de MDF. O desvio experimental (DE) representa percentualmente quanto o valor predito se afasta do experimental, sendo a Equação 6.3 aplicada para cada uma das condições experimentais estudadas.

$$|DE|(\%) = 100 \frac{(Experimental - Predito)}{Experimental} \quad (6.3)$$

Tabela 6.4 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da velocidade para as partículas de MDF.

Experimental		Yang		Michaelides		Weber		P.D		
\dot{m}_s (kg.h ⁻¹)	v (m.s ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)
99,9	10	24,35	29,22	19,98	21,24	12,77	33,34	36,90	25,59	5,09
	12	37,27	38,58	3,53	27,75	25,52	37,69	1,12	34,91	6,32
	14	50,61	49,04	3,10	35,23	30,38	43,59	13,86	45,62	9,86
	16	63,72	60,52	5,02	43,82	31,22	50,88	20,14	57,71	9,43
	18	73,10	72,61	0,67	52,77	27,82	58,87	19,46	70,51	3,55
201,1	10	30,43	36,32	19,34	24,81	18,48	43,19	41,92	26,34	13,45
	12	45,11	47,60	5,51	31,36	30,49	46,28	2,58	35,91	20,40
	14	58,51	60,04	2,61	39,03	33,30	51,29	12,35	46,89	19,87
	16	75,42	73,63	2,37	47,66	36,81	57,94	23,17	59,30	21,37
	18	86,35	87,54	1,38	56,59	34,46	65,09	24,62	72,01	16,60
300,7	10	38,37	42,53	10,84	28,65	25,35	52,02	35,57	27,54	28,22
	12	46,56	55,79	19,82	35,66	23,41	54,53	17,12	37,83	18,75
	14	68,35	69,52	1,71	42,98	37,12	58,21	14,85%	48,55	28,98
	16	91,93	84,43	8,15	51,24	44,26	63,68	30,73	60,61	34,07
	18	97,32	100,12	2,88	60,17	38,17	70,37	27,70	73,57	24,40

O mesmo tratamento de dados foi realizado para queda de pressão em função da carga de sólidos. Assim, na Tabela 6.5 são apresentados os resultados da queda de pressão em função da carga de sólidos nas velocidades de 10, 14 e 18 m.s⁻¹.

Tabela 6.5 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da carga de sólidos para as partículas de MDF.

Experimental			Yang		Michaelides		Weber		P.D	
v (m.s ⁻¹)	ϕ	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$ DE $ (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$ DE $ (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$ DE $ (%)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$ DE $ (%)
10	0,54	24,35	29,22	19,98	21,24	12,77	33,34	36,90	25,59	5,09
	1,10	30,43	36,32	19,34	24,81	18,48	43,19	41,92	26,34	13,45
	1,63	38,37	42,53	10,84	28,65	25,35	52,02	35,57	27,54	28,22
14	0,39	50,61	49,04	3,10	35,23	30,38	43,59	13,86	45,62	9,86
	0,79	58,51	60,04	2,61	39,03	33,30	51,29	12,35	46,89	19,87
	1,16	68,35	69,52	1,71	42,98	37,12	58,21	14,85	48,55	28,98
18	0,31	73,10	72,61	0,67	52,77	27,82	58,87	19,46	70,51	3,55
	0,62	86,35	87,54	1,38	56,59	34,46	65,09	24,62	72,01	16,60
	0,93	97,32	100,12	2,88	60,17	38,17	70,37	27,70	73,57	24,40

Em uma análise detalhada dos desvios apresentados nas Tabelas 6.4 e 6.5, observa-se um menor desvio médio para o modelo de Yang (1974), de aproximadamente 6,2%. Conforme as condições experimentais se aproximam da velocidade de 18 m/s e consequentemente a carga de sólido é a menor possível para cada uma das vazões mássicas testadas, o desvio da previsão em relação aos dados experimentais é reduzido a um valor médio de 1,64%.

6.2.3.2 Previsões para o BCA

O mesmo tratamento de dados realizado para o MDF foi desenvolvido para o BCA. A Figura 6.6 apresenta um panorama geral dos resultados de queda de pressão previstos pelos modelos apresentados na Seção 2.8.

De um modo geral, o modelo de Yang, dentre os estudados, se destaca como o melhor para a previsão da queda de pressão no transporte de BCA. Através dos dados apresentados nas Figuras 6.6b, 6.6c, 6.6d, 6.6e e 6.6f fica nítido que os valores preditos pelo modelo de Yang foram os que mais se aproximaram dos resultados experimentais. Porém, diferentemente do MDF, os desvios em relação aos dados experimentais (DE) são superiores, como pode ser observado nas Tabelas 6.6 e 6.7.

Cabe destacar também que a correlação proposta por P.D não é capaz de prever o efeito da carga de sólido na queda de pressão considerando o transporte de partículas de BCA, assim como foi apresentado na Seção anterior para as partículas de MDF. A única condição em que os valores preditos

pelo modelo de P.D se aproximam do experimental é na menor vazão mássica de BCA ($70,7 \text{ kg.h}^{-1}$). Neste caso, a condição experimental estudada é a de menor carga de sólido o que corrobora com a boa previsão.

Figura 6.6 - Comparação dos resultados experimentais (BCA) com os preditos pelas correlações estudadas.

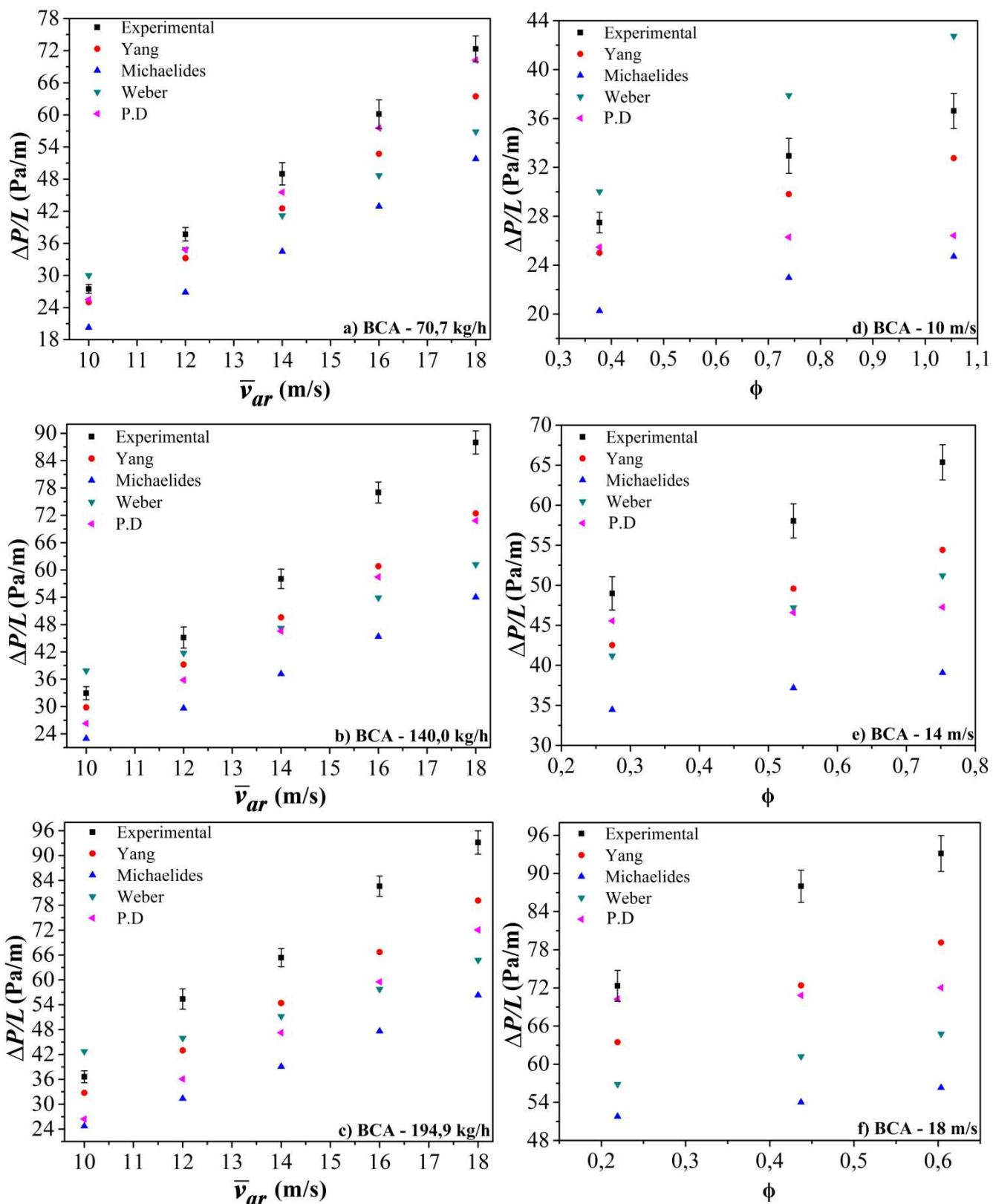


Tabela 6.6 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da velocidade para as partículas de BCA.

Experimental			Yang		Michaelides		Weber		P.D	
\dot{m}_s (kg.h ⁻¹)	v (m.s ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)						
70,7	10	27,49	25,01	9,01	20,27	26,27	30,02	9,20	25,48	7,31
	12	37,70	33,24	11,83	26,85	28,78	34,88	7,48	34,81	7,65
	14	48,99	42,53	13,19	34,47	29,65	41,19	15,93	45,56	7,02
	16	60,16	52,74	12,34	42,91	28,68	48,68	19,08	57,56	4,33
	18	72,33	63,47	12,25	51,77	28,42	56,85	21,40	70,25	2,87
140,0	10	32,94	29,82	9,48	22,98	30,25	37,89	15,03	26,29	20,18
	12	45,16	39,25	13,09	29,61	34,43	41,75	7,55	35,83	20,66
	14	58,05	49,59	14,57	37,18	35,95	47,20	18,68	46,58	19,75
	16	77,01	60,83	21,01	45,37	41,09	53,89	30,02	58,47	24,08
	18	88,00	72,41	17,72	54,01	38,62	61,21	30,44	70,83	19,52
194,9	10	36,62	32,76	10,55	24,71	32,52	42,74	16,71	26,42	27,85
	12	55,38	42,99	22,38	31,38	43,34	45,97	16,99	36,08	34,85
	14	65,37	54,42	16,75	39,08	40,22	51,22	21,64	47,27	27,69
	16	82,60	66,68	19,28	47,61	42,36	57,75	30,08	59,53	27,93
	18	93,14	79,14	15,03	56,31	39,54	64,77	30,46	72,04	22,65

Tabela 6.7 - Apresentação dos dados experimentais e preditos da queda de pressão em função da carga de sólidos para as partículas de BCA.

Experimental			Yang		Michaelides		Weber		P.D	
v (m.s ⁻¹)	ϕ	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	$\frac{\Delta P}{L}$ (Pa.m ⁻¹)	DE (%)						
10	0,38	27,49	25,01	9,01	20,27	26,27	30,02	9,20	25,48	7,31
	0,74	32,94	29,82	9,48	22,98	30,25	37,89	15,03	26,29	20,18
	1,05	36,62	32,76	10,55	24,71	32,52	42,74	16,71	26,42	27,85
14	0,27	48,99	42,53	13,19	34,47	29,65	41,19	15,93	45,56	7,02
	0,54	58,05	49,59	14,57	37,18	35,95	47,20	18,68	46,58	19,75
	0,75	65,37	54,42	16,75	39,08	40,22	51,22	21,64	47,27	27,69
18	0,22	72,33	63,47	12,25	51,77	28,42	56,85	21,40	70,25	2,87
	0,44	88,00	72,41	17,72	54,01	38,62	61,21	30,44	70,83	19,52
	0,60	93,14	79,14	15,03	56,31	39,54	64,77	30,46	72,04	22,65

De acordo com Yang (1974), no transporte pneumático horizontal, partículas sólidas podem saltar entre as paredes do tubo, podem rolar ou deslizar no fundo do tubo, ou podem ser suspensas completamente no fluido de transporte dependendo do tamanho da partícula, forma, densidade, diâmetro

do tubo, propriedades do fluido e velocidade de transporte. Assim, modelos que incorporem em seu equacionamento detalhes relacionados às propriedades do fluido, da partícula e às dimensões do equipamento podem melhorar a previsão da queda de pressão em trechos horizontais.

6.3 Conclusão

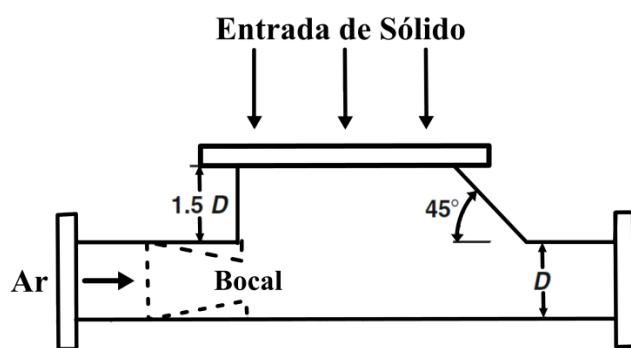
Na unidade experimental construída para este trabalho foi importante o monitoramento da pressão estática após a curva localizada no trecho horizontal superior (Figura 3.2), pois através do perfil de pressão gerado, determinou-se o comprimento da região de aceleração para as partículas de MDF e BCA. Assim, estabeleceu-se uma região de escoamento completamente desenvolvido onde foram realizadas todas as medidas experimentais da queda de pressão, que posteriormente foram importantes na construção do diagrama de estado e na avaliação da capacidade preditiva das correlações de Yang (1984), Michaelides (1987), Weber (1991) e Patro e Dash (2013).

De acordo com os resultados experimentais foi possível concluir que as partículas de MDF e BCA foram transportadas em fase diluída. Além disso, a correlação desenvolvida por Yang (1974) prevê com satisfatória aproximação dos resultados experimentais a queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido, com destaque para as partículas de MDF, em que o desvio entre os dados preditos e observados experimentalmente são inferiores a 20%.

Capítulo 7 - Estudo Fluidodinâmico de um Tee de alimentação

Para conectar uma válvula rotativa à linha de transporte pneumático, um dispositivo denominado Tee de alimentação foi desenvolvido. Segundo Klinzing et al (2010), o projeto desse dispositivo é assunto de muito debate. Até hoje, apenas uma quantidade limitada de dados está disponível na literatura para projeto de uma peça de transição eficiente. Além do arranjo de transição, um bocal pode ser incluído no lado do gás limpo em uma tentativa de arrastar os sólidos para a linha de transporte. Um arranjo típico, com informações sobre as dimensões de projeto pode ser observado na Figura 7.1.

Figura 7.1 - Relações das dimensões de projeto de um Tee de alimentação.



Fonte: (KLINZING et al., 2010)

Como cada partícula tem um comportamento fluidodinâmico diferente no transporte gás-sólido, ainda não foram relatados modelos empíricos ou numéricos capazes de prever a queda de pressão nesses dispositivos de alimentação com precisão. Portanto, o CFD aparece como uma ferramenta que pode contribuir neste cenário, podendo ser muito útil no projeto e na otimização desse tipo de dispositivo.

Neste trabalho foi realizado um estudo da fluidodinâmica em um Tee de alimentação para duas partículas diferentes (MDF e BCA). O gradiente de pressão coletado experimentalmente foi comparado ao modelo empírico e simulado para verificação da acurácia da previsão. Assim, com o modelo verificado, os perfis de velocidade e concentração de sólidos ao longo do alimentador foram avaliados para compreensão do comportamento das partículas na região de alimentação.

7.1 Estudo Experimental

7.1.1 Metodologia para desenvolvimento de um modelo empírico para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.

O Tee de alimentação empregado neste estudo é apresentado com as relações de projeto apresentadas por Klinzing et al. (2010) na Figura 7.1, em que a queda de pressão total consiste nas perdas de energia da entrada, saída e no trecho de mistura das partículas com o ar.

Quando se trata de sistemas gás-sólido, a literatura apresenta alguns modelos empíricos para previsão da queda de pressão. Os ciclones, que fazem parte de um nicho tecnológico consolidado para separação gás-sólido, apresentam modelos bem estabelecidos para previsão da queda de pressão, como pode ser observada na Equação 7.1 apresentada por Ogawa (1984), em que:

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho_g v_g^2}{2} \quad (7.1)$$

ζ representa o coeficiente de queda de pressão e pode ser determinado de acordo com as dimensões do equipamento, como apresentado no pioneiro trabalho de Shepherd e Lapple (1939).

Em uma analogia a Equação 7.1 foi proposto um modelo empírico para determinação da queda de pressão no Tee de alimentação (Equação 7.2). Neste caso, o coeficiente de queda de pressão é representado por K_T , sendo determinado de acordo com as propriedades da partícula e do fluido, dimensões do equipamento e carga de sólidos (ϕ) na linha de transporte pneumático.

$$\Delta P = K_T \frac{\rho_g \bar{v}_{ar}^2}{2} \quad (7.2)$$

Na Equação 7.3 é apresentado o modelo desenvolvido para K_T , em que três parâmetros (a, b e c) contribuem para cada grupamento adimensional $\left(\frac{dp}{D}, \frac{\rho_s}{\rho_g} \right)$. O diâmetro da partícula (dp) responsável por alimentar o modelo foi o diâmetro médio de Sauter (\bar{d}_{Sauter}), apresentado na Tabela 4.2.

$$K_T = \left(\frac{dp}{D} \right)^a \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^b (\phi)^c \quad (7.3)$$

Para determinação dos parâmetros do modelo, foi realizado o ajuste não linear dos dados experimentais de queda de pressão no Tee para três partículas diferentes (MDF, BCA e MPS). O transporte das partículas ocorreu em fase diluída, com velocidade na faixa de 10 a 18 m.s⁻¹ e carga de

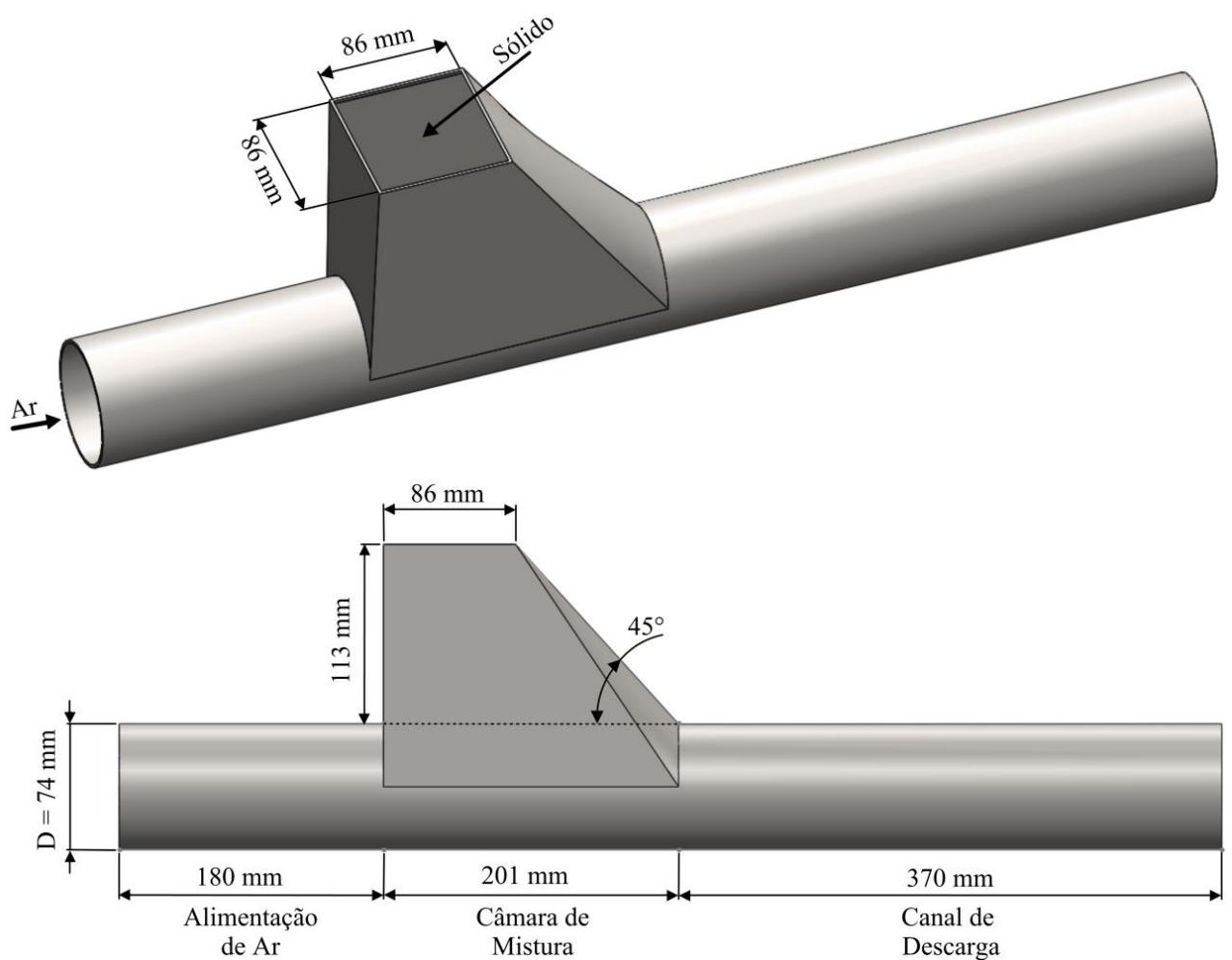
sólidos variando entre 0,22 e 9,75. A Tabela G.1 (Apêndice G) apresenta o conjunto de dados experimentais utilizados para alimentação do modelo e ajuste dos parâmetros (a, b e c).

7.2 Estudo Numérico

7.2.1 Geometria

A geometria tridimensional do Tee de alimentação utilizado nas simulações pode ser observado na Figura 7.2.

Figura 7.2 – Tee de alimentação.

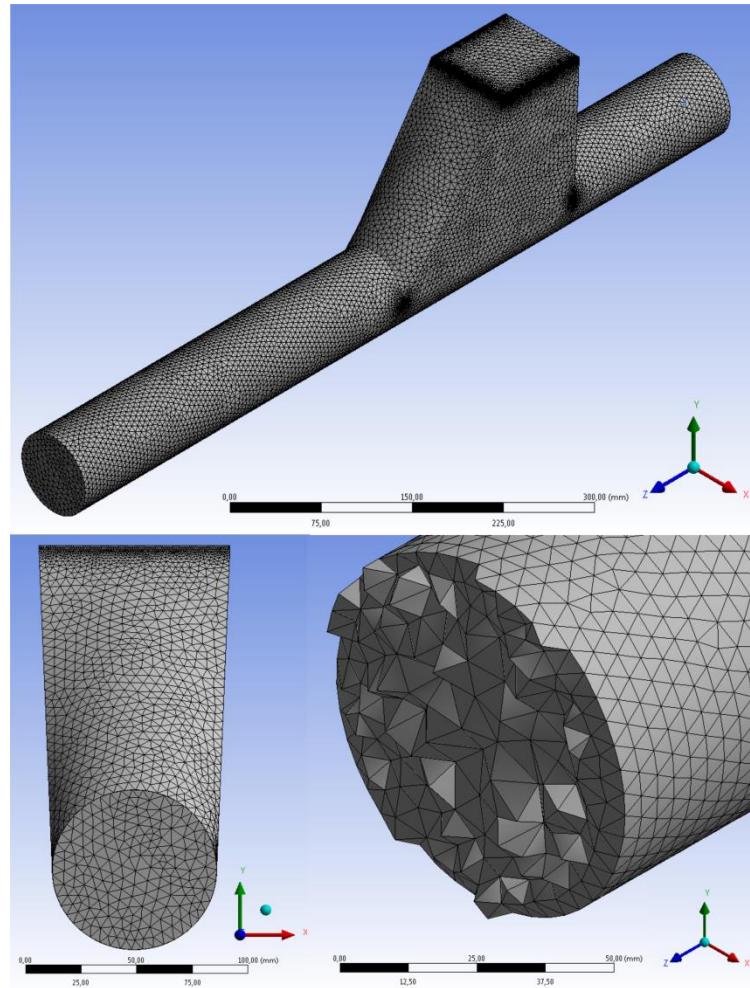


As dimensões utilizadas são as mesmas do equipamento utilizado experimentalmente. O Tee de alimentação fica localizado logo abaixo da válvula rotativa, portanto, é responsável pela mistura e dispersão das partículas na linha de transporte.

7.2.2 Malha Computacional

O software *Meshing* foi utilizado na estruturação da malha. Para geometria proposta todas as células geradas foram tetraédricas, como pode ser observado na Figura 7.3.

Figura 7.3 - Malha Tetraédrica



Como a quantidade de células ou volumes contidos em uma determinada malha podem influenciar nos resultados numéricos obtidos e, também, influenciar no custo de processamento incorrendo em uma inviabilidade de processamento computacional, foram construídas três configurações de malhas diferentes para avaliar a independência da malha nos resultados das simulações.

No teste de independência de malha foram adotadas malhas tetraédricas de 200294, 287601 e 404417 células. O resultado referente à pressão na entrada do Tee de alimentação foi adotado como critério de independência, mostrando na Tabela 7.1. Portanto, após estabilização da pressão calculada na entrada (P9), observa-se que as malhas testadas apresentam resultados muito próximos, com desvio inferior a 1%

Tabela 7.1 - Teste de independência de malha

Malha	P9 (Pa)
200294	4005,80
287601	4002,65
404417	4000,09

Em função do esforço computacional gerado na solução do teste de independência de malha para a geometria com 400000 células, optou-se pela utilização da malha com quantidade intermediária de células. Assim, a Tabela 7.2 apresenta detalhes das características da malha gerada no *software Meshing* e escolhida para utilização em todas as simulações.

Tabela 7.2 - Características da malha utilizada nas simulações.

Característica	Quantidade
Número de Células	287601
Número de Nós	56319
Células	Tetraédricas
Função de Tamanho (“Size Function”)	“Proximity and Curvature”
Tamanho Mínimo	0,388130 mm
Tamanho Máximo	10 mm
Tamanho Máximo da Face	5 mm

7.2.3 *Teste de qualidade das malhas.*

Dois métodos para avaliação da qualidade das malhas tetraédricas foram empregados: *Orthogonal Quality* e *Skewness*. A seguir será apresentado cada um dos testes de qualidade utilizados após construção da malha.

- *Skewness*

Skewness é uma das principais medidas de qualidade para uma malha, que determina o quão próximo do ideal (isto é, equilaterial ou equiangular) é uma face ou célula. De acordo com a definição de *Skewness*, um valor de 0 indica uma célula equilaterial (melhor) e um valor de 1 indica uma célula completamente degenerada. As células degeneradas (“*slivers*”) são caracterizadas por nós quase coplanares. Células com um valor de *Skewness* acima de 1 são inválidas.

Faces e células altamente inclinadas devem ser evitadas, pois podem levar a resultados menos precisos do que quando são usadas faces e células relativamente equilaterais / equiangulares.

Malhas 3D de qualidade têm um valor de *Skewness* de aproximadamente 0,4. A Tabela 7.3 apresenta um guia geral para a relação entre *Skewness* e a qualidade da célula. Em malhas 3D, a maioria das células deve ser de “boa” qualidade ou superior, mas uma pequena porcentagem geralmente estará na faixa “razoável” e geralmente há algumas poucas células “pobres”. A presença de muitas células “pobres” pode indicar má colocação do nó do contorno e deve ser evitado.

Tabela 7.3 - Faixas de *Skewness* e qualidade da célula

Equilátero	Excelente	Boa	Aceitável	Pobre	Ruim	Degenerado
0	>0 – 0,25	0,25 – 0,5	0,5 – 0,75	0,75 – 0,9	0,9 - <1	1

Fonte: Adaptado de “ANSYS Fluent Meshing User’s Guide” (2016)

Segundo Charco (2018), na Tabela 7.4 é apresentado o espectro máximo permitido para os critérios de *Skewness*, se não for cumprido, a execução da simulação com esta malha pode comprometer o resultado final.

Tabela 7.4 - Faixa de aceitação para simulação

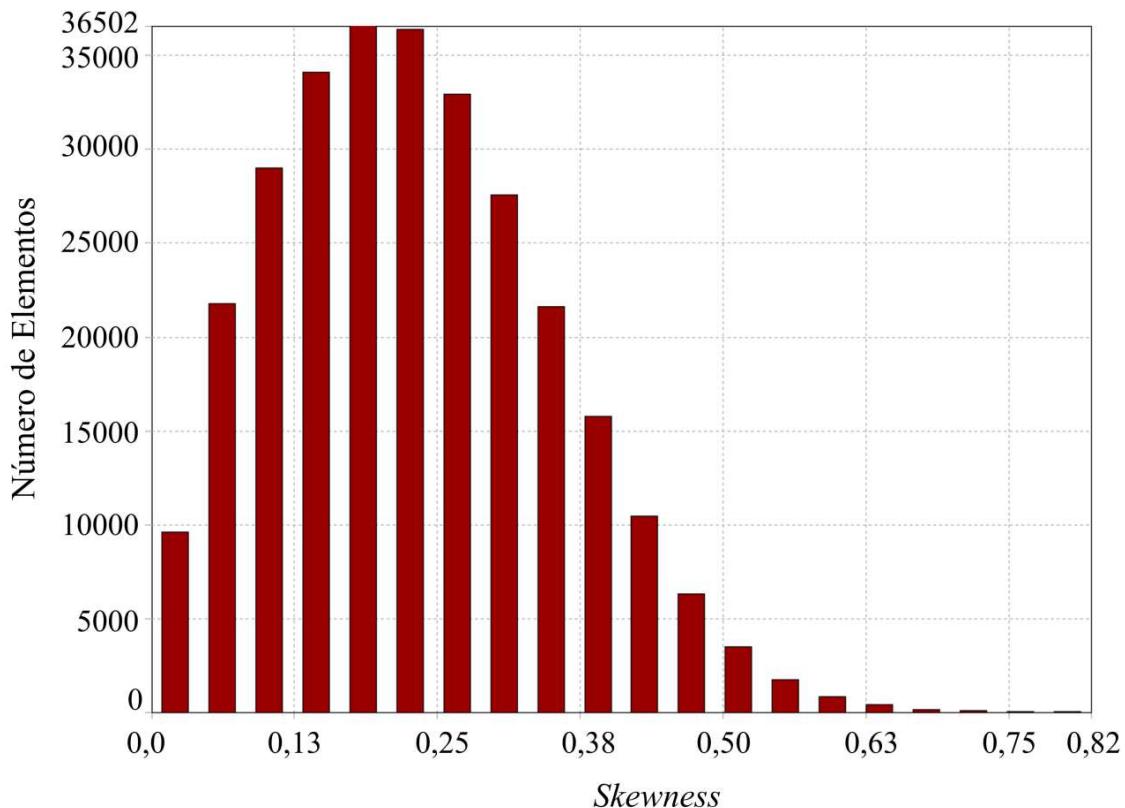
Excelente	Muito Boa	Boa	Aceitável	Ruim	Inaceitável
>0 – 0,25	0,25 – 0,5	0,5 – 0,8	0,8 – 0,94	0,95 – 0,97	0,98 – 1,00

Fonte: (CHARCO, 2018)

De acordo com “ANSYS Fluent User’s Guide” (2016), o *Fluent, software* utilizado para a modelagem numérica, recomenda *Skewness* inferior a 0,95, salientando que valores superiores dificultam a convergência, podem exigir a alteração dos controles do Solver, além de prejudicarem na acurácia dos resultados.

Na Figura 7.4 é possível observar que o *Skewness* da malha puramente tetraédrica confeccionada é inferior a 0,82. Além disso, a fração de células com *Skewness* superior a 0,76 é muito baixa (aproximadamente 0). Na imagem fica nítido a alta concentração de células na faixa de 0 a 0,38, destacando uma “muito boa” qualidade da malha gerada.

Figura 7.4 - Distribuição de células em função de *Skewness*



- ***Orthogonal Quality***

Orthogonal Quality diz respeito ao alinhamento dos vetores normais às faces do elemento com os vetores dos centroides do elemento e dos seus vizinhos. Quanto mais desalinhado, pior a qualidade.

Segundo Charco (2018), na Tabela 7.5 é apresentado o espectro mais baixo permitido para os critérios de *Orthogonal Quality*, sendo o valor mínimo aceitável de 0,15.

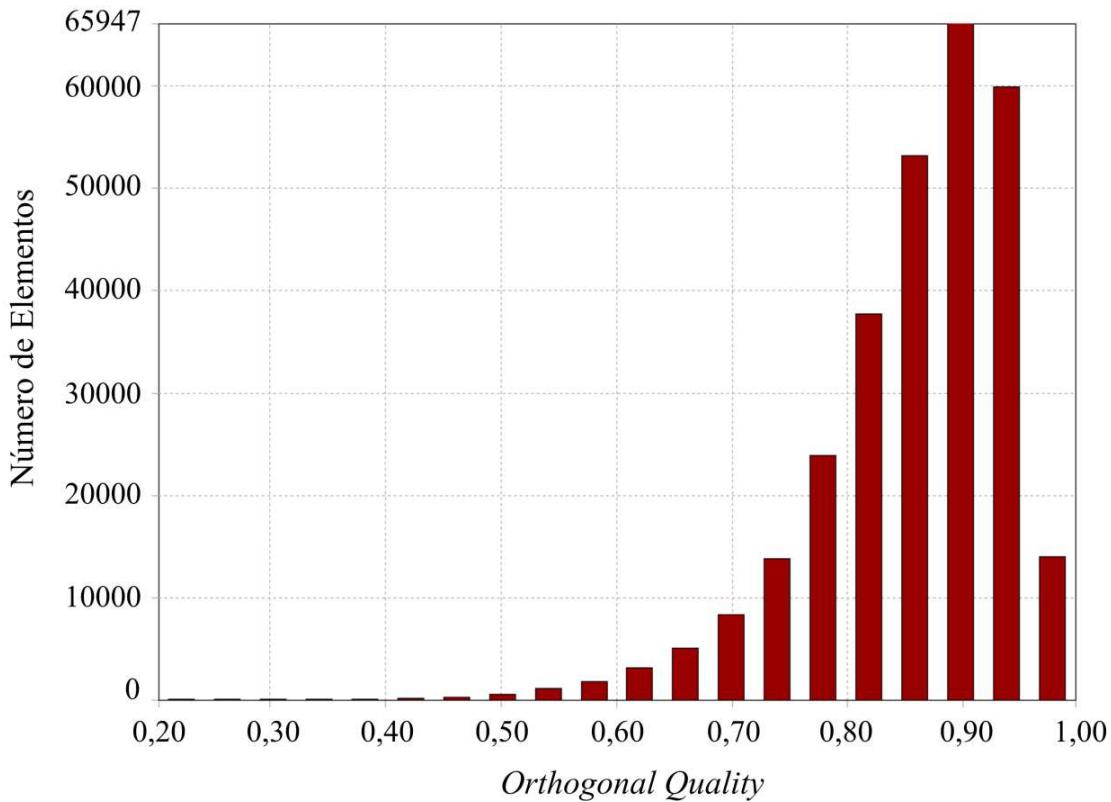
Tabela 7.5 - Espectro do teste *Orthogonal Quality*

Inaceitável	Ruim	Ruim	Boa	Muito Boa	Excelente
>0 – 0,001	0,001 – 0,14	0,15 – 0,20	0,20 – 0,69	0,70 – 0,95	0,95 – 1,00

Fonte: (CHARCO, 2018)

Na Figura 7.5 é possível observar que a *Orthogonal Quality* da malha puramente tetraédrica confeccionada é superior à 0,20. Além disso, a fração de células com *Orthogonal Quality* inferior a 0,5 é muito baixa. Na imagem fica nítido a alta concentração de células na faixa de 0,7 a 1, destacando uma “muito boa” qualidade da malha gerada.

Figura 7.5 - Distribuição de células em função de *Orthogonal Quality*



7.2.4 Infraestrutura computacional utilizada nas simulações

Para simulação dos casos estudados foram utilizados cinco computadores com sistema operacional Windows 64 bits. As configurações de cada um dos computadores estão em destaque na Tabela 7.6.

Tabela 7.6 - Computadores disponíveis para processamento.

Computador	Memória	Processador	Núcleos	Placa de Vídeo
1	8 GB	Intel I7-4790 3.6 GHz	8	Onboard
2	8 GB	Intel I7-4790 3.6 GHz	8	Onboard
3	16 GB	Intel I7-4790 3.6 GHz	8	Onboard
4	16 GB	Intel I7-4790 3.6 GHz	8	Onboard
5	32 GB	Intel I7-4790 3.6 GHz	8	Dedicada

A simulação de 10 segundos dos casos em que esta malha foi utilizada levava em média 11 dias para ser finalizada em todos os computadores com um *time step* de 10^{-5} .

7.2.5 Condições experimentais para verificação do modelo numérico.

Os experimentos para verificação do modelo e procedimento numérico foram realizados na unidade experimental representada pela Figura 3.2. Os materiais estudados foram o BCA e o MDF, em que as propriedades podem ser observadas na Tabela 4.2.

A medida do gradiente de pressão entre os pontos P9 e P10 foi realizada utilizando o sensor de pressão diferencial da AutoTran descrito na Seção 3.3.2. Também foi realizada aquisição de dados de pressão na saída do alimentador Tee, representado pela tomada de pressão P10. Neste caso, o sensor utilizado foi da Freescale descrito na Seção 3.3.2.

Os experimentos foram conduzidos para coleta da diferença de pressão nas velocidades de transporte de 10, 12, 14, 16 e 18 m.s⁻¹. Para o transporte de BCA, a vazão mássica estudada foi de 140 kg.h⁻¹, enquanto, para o MDF foi de 200 kg.h⁻¹.

Os resultados experimentais da diferença de pressão e da pressão na saída do Tee (importante para alimentação da condição de contorno empregada na solução numérica do modelo) estão descritos na Tabela 7.7.

Tabela 7.7 - Dados experimentais coletados.

Velocidade (m.s ⁻¹)	MDF (200 kg.h ⁻¹)		BCA (140 kg.h ⁻¹)	
	ΔP (Pa)	P10 (Pa)	ΔP (Pa)	P10 (Pa)
10	155,96	4019,15	118,94	3886,31
12	193,34	5746,28	142,99	6065,96
14	205,26	8049,05	162,06	8092,84
16	236,14	10276,73	180,94	9974,89
18	254,72	12059,09	198,65	12536,60

7.2.6 Modelagem e métodos numéricos

Para todas as simulações Eulerianas realizadas, o resolvedor numérico *Fluent*, versão *Student* 17.0, foi utilizado. A modelagem matemática assim como as condições de contorno podem ser observadas na Tabela 7.8, enquanto os métodos numéricos utilizados para solução das equações estão dispostos na Tabela 7.9.

Para determinação da condição de contorno referente a entrada de sólidos, a variável especificada foi a velocidade da partícula (v_p). Para determinar v_p a Equação 7.4 foi utilizada, sendo a vazão mássica de sólidos (\dot{m}_s) de 140 kg.h⁻¹ para o BCA e 200 kg.h⁻¹ para o MDF. Neste caso, A_s representa a área da seção transversal de entrada do Tee de alimentação ($A_s = 0,007396 \text{ m}^2$).

$$v_p = \frac{\dot{m}_s}{\rho_s A_s} \quad (7.4)$$

Tabela 7.8 - Modelagem Matemática e Condições de Contorno

	MDF	BCA
Condições de contorno	<i>Entrada de Sólidos:</i> $v_p = 0,008556 \text{ m.s}^{-1}$	<i>Entrada de Sólidos:</i> $v_p = 0,006354 \text{ m.s}^{-1}$
	<i>Entrada de Ar:</i> $\bar{v}_{ar} = 10, 12, 14, 16 \text{ e } 18 \text{ m.s}^{-1}$	<i>Entrada de Ar:</i> $\bar{v}_{ar} = 10, 12, 14, 16 \text{ e } 18 \text{ m.s}^{-1}$
	<i>Parede:</i> $\phi_e = 0,5$	<i>Parede:</i> $\phi_e = 0,5$
Modelo de Mistura	Euler-Euler Granular	Euler-Euler Granular
Modelo de Turbulência	<i>Realizable (k-ε) - Mixture</i>	<i>Realizable (k-ε) - Dispersed</i>
Modelo de Arraste	Gidaspow (1992) - Equação (2.19)	Gidaspow (1992) - Equação (2.19)
Pressão de Sólidos	Lun et al. (1984) – Equação (2.28)	Lun et al. (1984) – Equação (2.28)
Função de distribuição radial	Lun et al. (1984) – Equação (2.29)	Lun et al. (1984) – Equação (2.29)
Viscosidade granular	$\mu_s = \mu_{s,cin} + \mu_{s,col}$ Gidaspow (1994) - $\mu_{s,cin}$ Equação (2.36) Syamlal et al. (1993) - $\mu_{s,col}$ Equação (2.38)	$\mu_s = \mu_{s,cin} + \mu_{s,col}$ Gidaspow (1994) - $\mu_{s,cin}$ Equação (2.36) Syamlal et al. (1993) - $\mu_{s,col}$ Equação (2.38)
Viscosidade Granular Bulk	Lun et al. (1984) – Equação (2.40)	Lun et al. (1984) – Equação (2.40)
Limite máximo de Empacotamento	$\alpha_{s,\text{máx}} = 0,6$	$\alpha_{s,\text{máx}} = 0,6$
Coeficiente de Restituição	$e_{ss} = 0,9$	$e_{ss} = 0,9$

Tabela 7.9 - Métodos de Solução

Acoplamento Pressão - Velocidade	Phase Coupled SIMPLE (PCSIMPLE)
Discretização Espacial	<i>Gradiente:</i> QUICK <i>Momento:</i> QUICK <i>Fração Volumétrica (α):</i> QUICK <i>Energia Cinética Turbulenta (k):</i> QUICK <i>Taxa de dissipação turbulenta (ε):</i> QUICK
Critério de convergência	10^{-3}
Tempo simulado (Flow time)	10 s

Para convergência do caso simulado, iniciava-se a simulação com *time step* de 10^{-8} . De acordo com a redução do resíduo era possível aumentar o *time step*, no entanto, o valor máximo do *time step* alcançado foi de 10^{-5} para que não ocorresse divergência durante a solução.

7.2.7 Coeficiente de especularidade (ϕ_e) e previsão do gradiente de pressão

A melhor maneira de prever o valor do coeficiente de especularidade é comparando previsões numéricas com alguns dados experimentais disponíveis. Neste trabalho, o modelo com os parâmetros numéricos discutidos acima, com diferentes valores de coeficientes de especularidade (0,001, 0,5 e 1), foi usado para o transporte de MDF na velocidade de 10 m.s⁻¹ e vazão mássica de sólidos de 200 kg.h⁻¹. Os resultados numéricos da diferença de pressão para cada um dos coeficientes de especularidade foram comparados aos dados experimentais.

Observa-se a partir da Tabela 7.10 que o coeficiente de especularidade desempenha um papel significativo na previsão numérica da queda de pressão do escoamento gás-sólido em fase diluída. O menor desvio em relação ao resultado experimental obtido foi encontrado para $\phi_e = 0,5$.

Tabela 7.10 – Desvio na previsão do modelo para cada ϕ_e .

Resultado Experimental	Coeficiente de Especularidade	Desvio na Previsão
$\Delta P_{\text{exp}} = 155,96$	$\phi_e = 0,001$	5,16%
	$\phi_e = 0,5$	0,74%
	$\phi_e = 1$	13,15%

7.3 Resultados e Discussão

7.3.1 Abordagem experimental para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação (Modelo Empírico)

A queda de pressão no Tee de alimentação é função da geometria, velocidade do ar, propriedades dos materiais e carga de sólidos transportada. Assim, um modelo empírico abordado na Seção 7.1.1 (Equações 7.2 e 7.3) foi desenvolvido para prever a queda de pressão de diferentes materiais a partir de um conjunto de 42 dados experimentais apresentados na Tabela G.1 (Apêndice G).

Os parâmetros do modelo foram obtidos por regressão não linear dos dados com coeficiente de correlação de 98,25% e são apresentados na Tabela 7.11.

Tabela 7.11 - Parâmetros do modelo empírico para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.

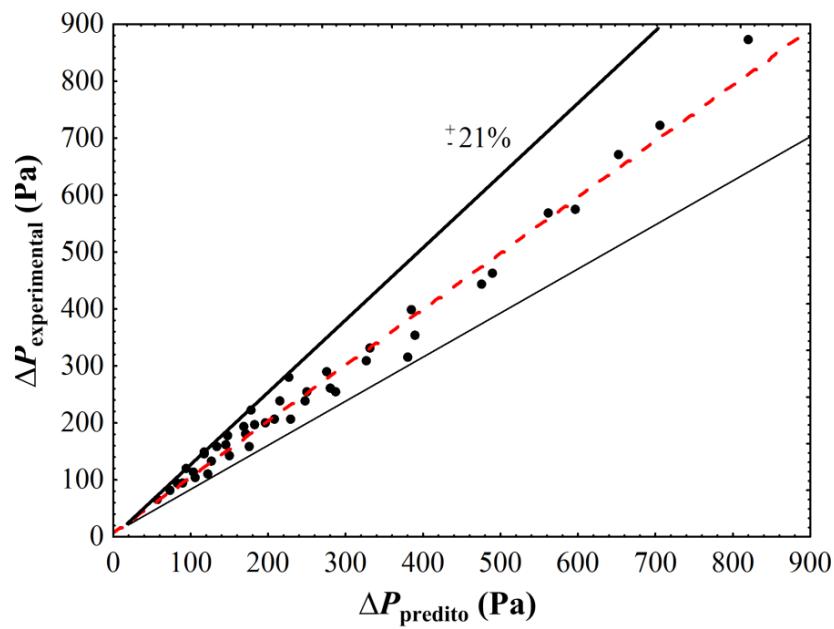
Parâmetros	p-level
$a = -0,1754$	0,000000
$b = -0,0569$	0,001327
$c = 0,6995$	0,000000

Assim, o modelo completo para previsão da queda de pressão é representado pela Equação 7.5.

$$\Delta P = \left(\frac{dp}{D} \right)^{-0,1754} \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^{-0,0569} (\phi)^{0,6995} \frac{\rho_g \bar{v}_{ar}^2}{2} \quad (7.5)$$

Os resultados da Equação (7.5) são comparados aos resultados experimentais mostrados na Figura 7.6. Neste caso é possível observar uma correlação satisfatória entre os dados experimentais e preditos pelo modelo empírico, sendo o desvio máximo inferior a 21%.

Figura 7.6 - Comparação dos valores preditos (Equação 7.5) e observados experimentalmente para a queda de pressão.



Nas Figuras 7.7 e 7.8 são apresentados os dados experimentais e simulados da queda de pressão no Tee de alimentação em função da velocidade de transporte para cada uma das partículas estudadas (MDF, BCA e MPS). Como pode ser observado nas figuras, cada material foi transportado em três vazões mássicas diferentes. De acordo com os gráficos apresentados, o modelo proposto (Equação 7.5) apresenta uma boa correlação com os dados experimentais do MPS para todas as vazões mássicas estudadas (Figura 7.8), com desvio médio de 5,23%. No caso do BCA e MDF, o modelo tem previsão satisfatória, com desvios médios de 9,75 e 9,68%, respectivamente. Como a faixa da queda de pressão experimental para esses materiais é muito baixa, os desvios apresentam percentualmente um valor ligeiramente maior que os observados para o MPS.

Figura 7.7 – Gráficos comparativos entre a queda de pressão experimental e predita pelo modelo empírico (Equação 7.5) para as partículas de BCA e MDF.

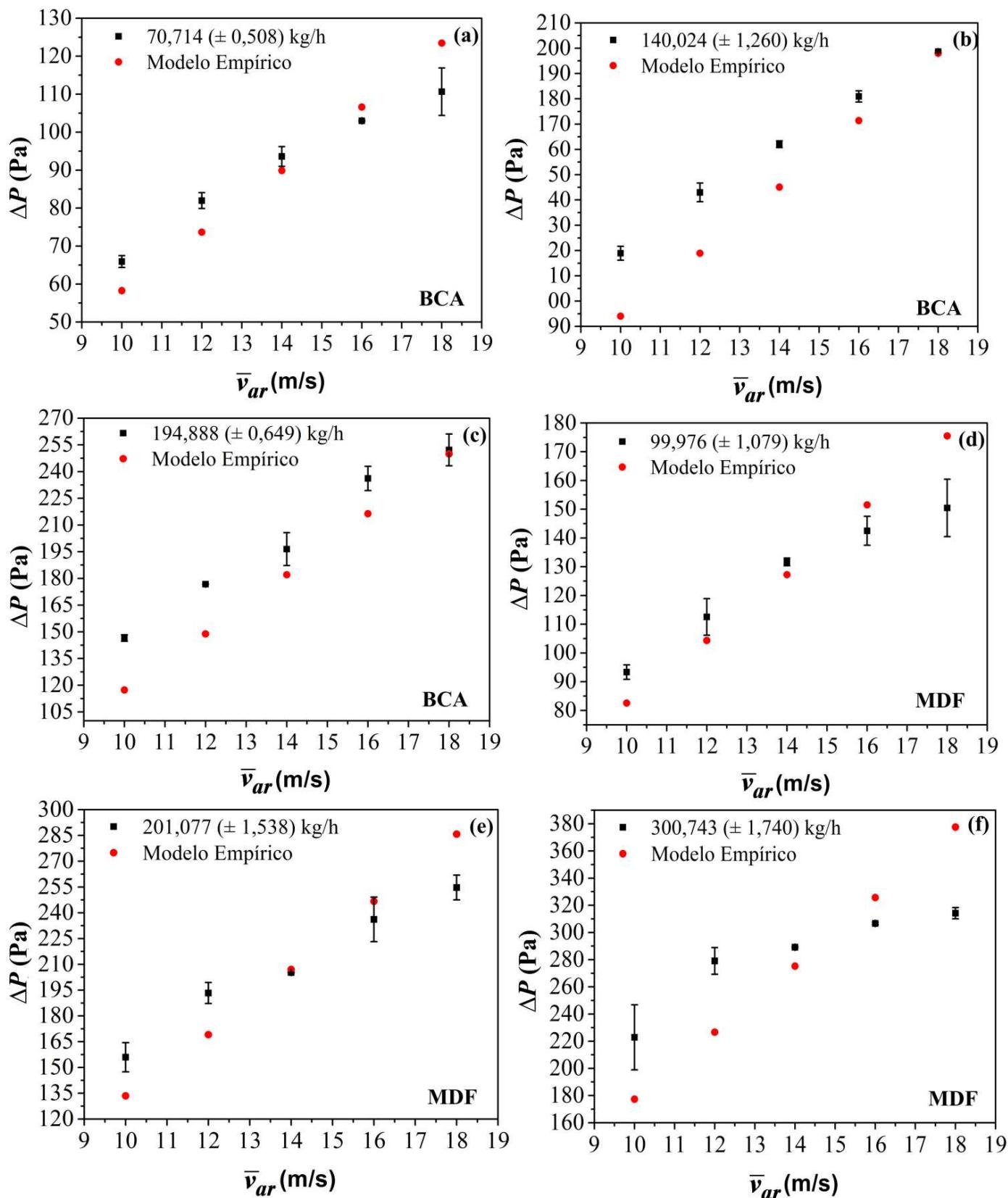
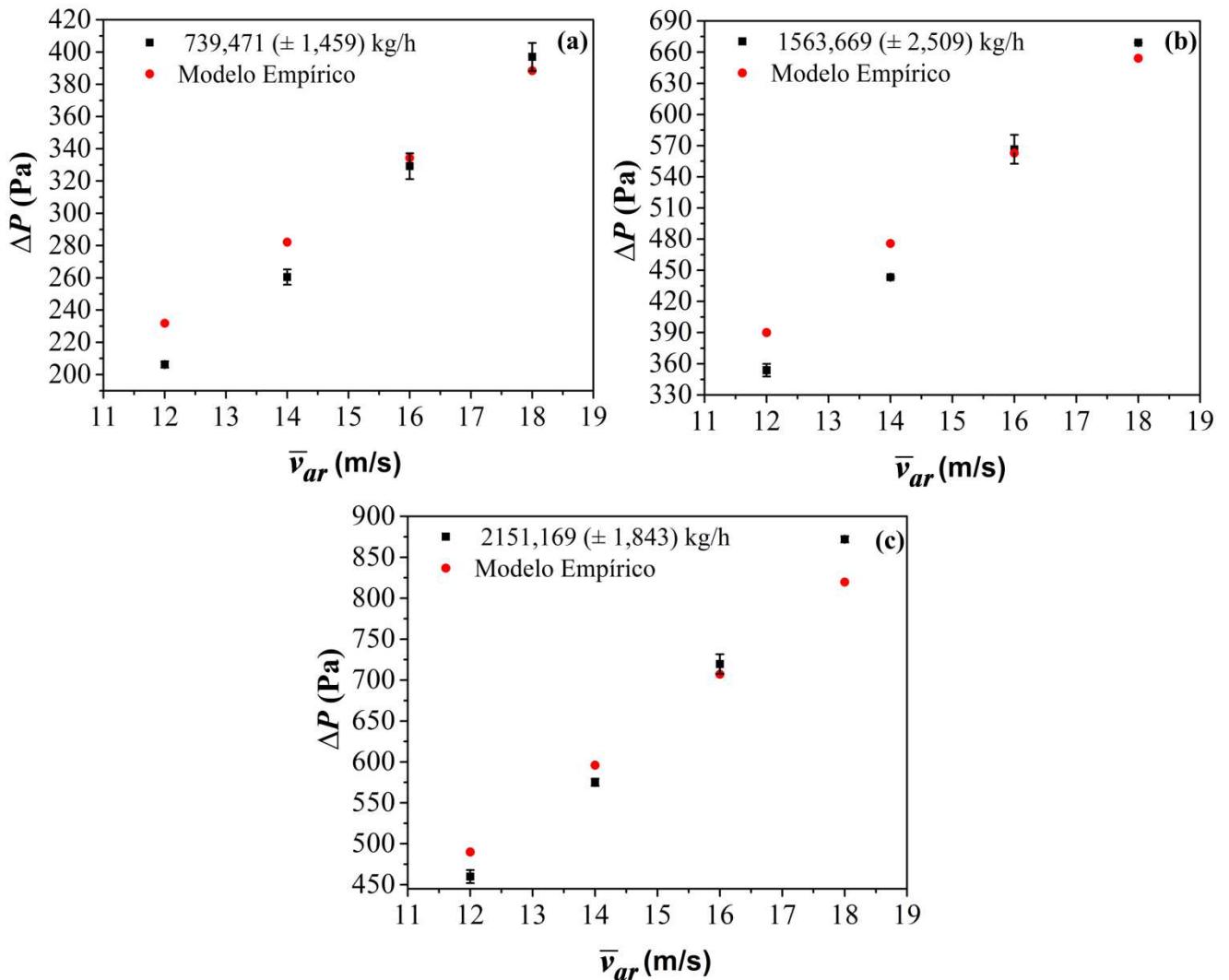


Figura 7.8 - Gráficos comparativos entre a queda de pressão experimental e predita pelo modelo empírico (Equação 7.5) para a partícula de MPS.



7.3.2 Verificação numérica para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.

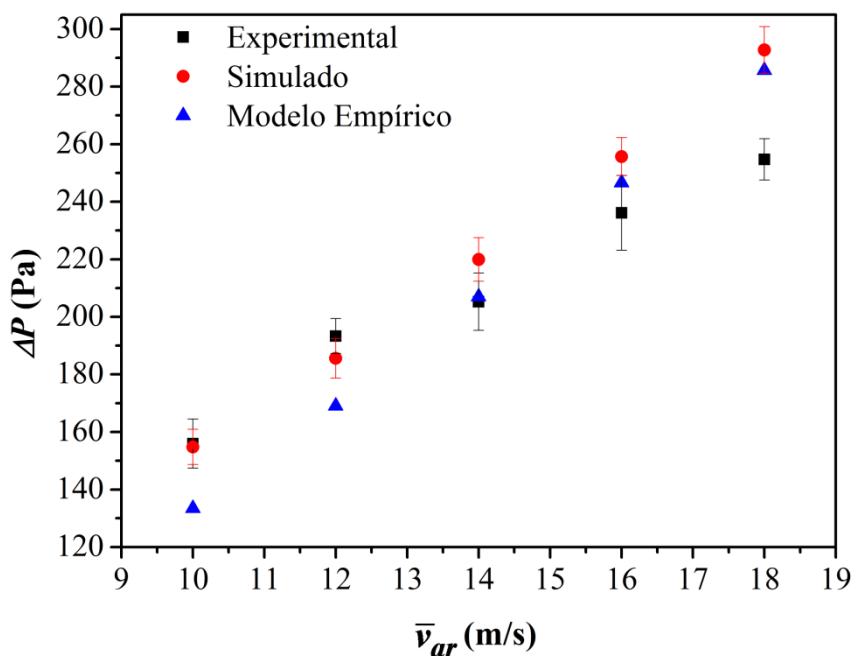
Para as condições experimentais estudadas, o transporte pneumático foi realizado na fração volumétrica de sólido máxima de 0,0015. A simulação numérica baseada na teoria cinética granular considera sistemas com fração volumétrica de até 0,1 como escoamento gás-sólido em fase diluída (LUN et al., 1984; PATRO; DASH, 2013). Além disso, os resultados obtidos na Seção 6.2.2, confirmam através do diagrama de estado (Figuras 6.3 e 6.4) que o transporte pneumático de MDF e BCA ocorreu em fase diluída para todos os pontos experimentais estudados.

De acordo com a modelagem numérica empregada na simulação (Tabela 7.8), cabe destacar que apenas o modelo de turbulência *Realizable (k-ε) – Mixture* foi testado para simulação do transporte de MDF. Os resultados experimentais da queda de pressão no Tee, disponíveis na Tabela 7.7, foram comparados aos simulados e aos determinados através do modelo empírico (Equação 7.5). Assim, foi

possível avaliar a capacidade preditiva da modelagem proposta para as partículas de MDF, que foram alimentadas com vazão mássica de 200 kg.h^{-1} .

Na Figura 7.9 é apresentada a comparação entre os resultados experimentais, simulados e do modelo empírico para as partículas de MDF. Neste caso, observa-se que o modelo numérico (CFD) se aproxima mais dos dados experimentais quando comparado ao modelo empírico, sendo o desvio médio de 7,02% e 8,90%, respectivamente. O modelo numérico apresenta um desvio mais acentuado apenas para a velocidade de 18 m.s^{-1} (14,93%), entretanto, para todos os outros pontos experimentais a previsão é muito satisfatória. Portanto, o modelo numérico testado é apresentado como uma alternativa interessante para previsão do gradiente de pressão no Tee de alimentação.

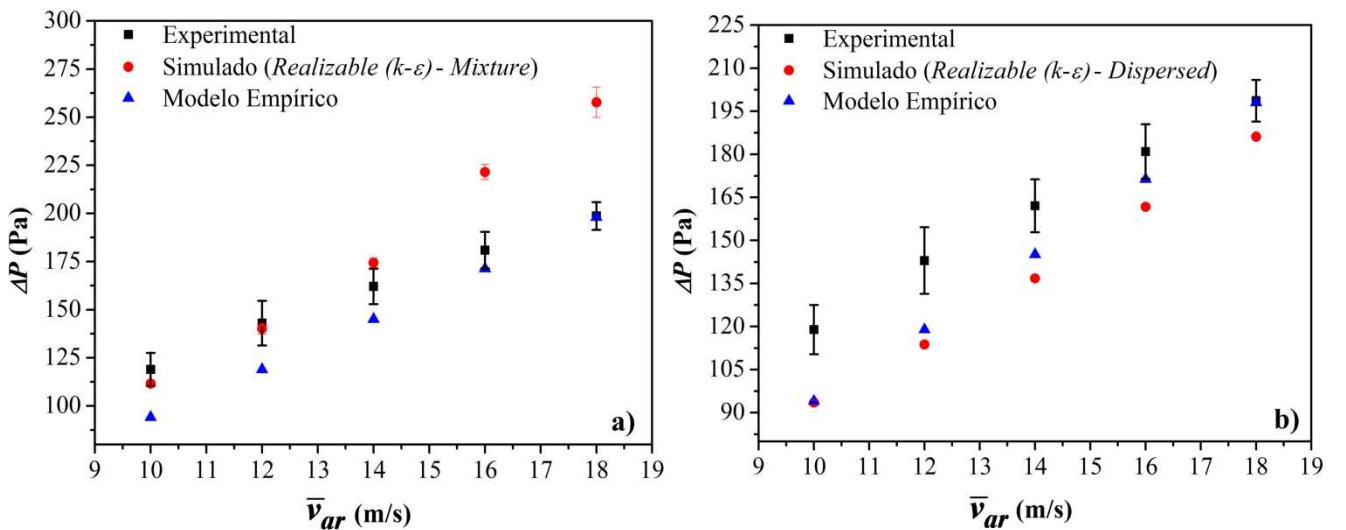
Figura 7.9 - Gradiente de pressão no Tee de alimentação - Partículas de MDF



Na simulação da queda de pressão do Tee de alimentação, considerando as partículas de BCA, dois modelos de turbulência foram testados. Inicialmente, realizou-se a simulação com o modelo *Realizable (k-ε) - Mixture*. Os resultados experimentais da queda de pressão do BCA foram comparados aos simulados em CFD e aos preditos pelo modelo empírico. Como apresentado na Figura 7.10a, fica evidente que a correlação entre os dados experimentais e simulados diminui conforme a velocidade do ar aumenta, ou seja, conforme o sistema se torna mais diluído (menor carga de sólidos). Na velocidade de 18 m.s^{-1} , o desvio atinge 33,58%, evidenciando a falta de sensibilidade do modelo em condições de transporte com menor carga de sólidos.

Utilizando o modelo de turbulência *Realizable* (k - ε) - *Dispersed*, observa-se o inverso do apresentado pelo modelo *Realizable* (k - ε) - *Mixture*. Neste caso, conforme se aumenta a velocidade média do ar, menor o desvio entre os resultados experimentais e simulados. Como pode ser observado na Figura 7.10b, o desvio máximo apresentado foi de 21,37%, ocorrendo para a condição de menor velocidade média do ar (10 m.s^{-1}). Portanto, fica evidente que o modelo *Realizable* (k - ε) - *Dispersed* apresenta melhor previsão em condições de transporte mais diluído (menor carga de sólidos), enquanto, o modelo *Realizable* (k - ε) - *Mixture* apresenta melhor previsão nas condições experimentais com maior carga de sólido.

Figura 7.10 – Gradiente de pressão no Tee de alimentação para o transporte de partículas de BCA: Modelos de turbulência *Realizable* (k - ε) - *Mixture* (a) e *Realizable* (k - ε) - *Dispersed* (b).



Dentre os modelos testados para o BCA, o modelo empírico (Equação 7.5) foi o que mais se aproximou dos resultados experimentais, com desvio médio de 10,77%. Na simulação que foi utilizado o modelo de turbulência *Realizable* (k - ε) - *Dispersed*, o desvio médio foi de 14,87%, enquanto para o modelo *Realizable* (k - ε) - *Mixture* o desvio médio foi de 13,60%.

Para melhoria da previsão dos modelos matemáticos utilizados através do CFD, é possível incorporar modelos de interação turbulenta, que incluem a influência da fase dispersa nas equações de turbulência multifásica entre as fases, como nos modelos de Simonin e Viollet (1990), Troshko e Hassan (2001) e Sato e Sekoguchi (1979), descritos por ANSYS Fluent Theory Guide (2016).

Analizando a fração volumétrica de sólidos após 10 s de simulação (Figuras 7.11 e 7.12), observa-se que existe na câmara de mistura a formação de uma região em que a concentração de sólidos é muito baixa (zona morta).

Figura 7.11 - Distribuição das partículas de MDF no Tee de Alimentação

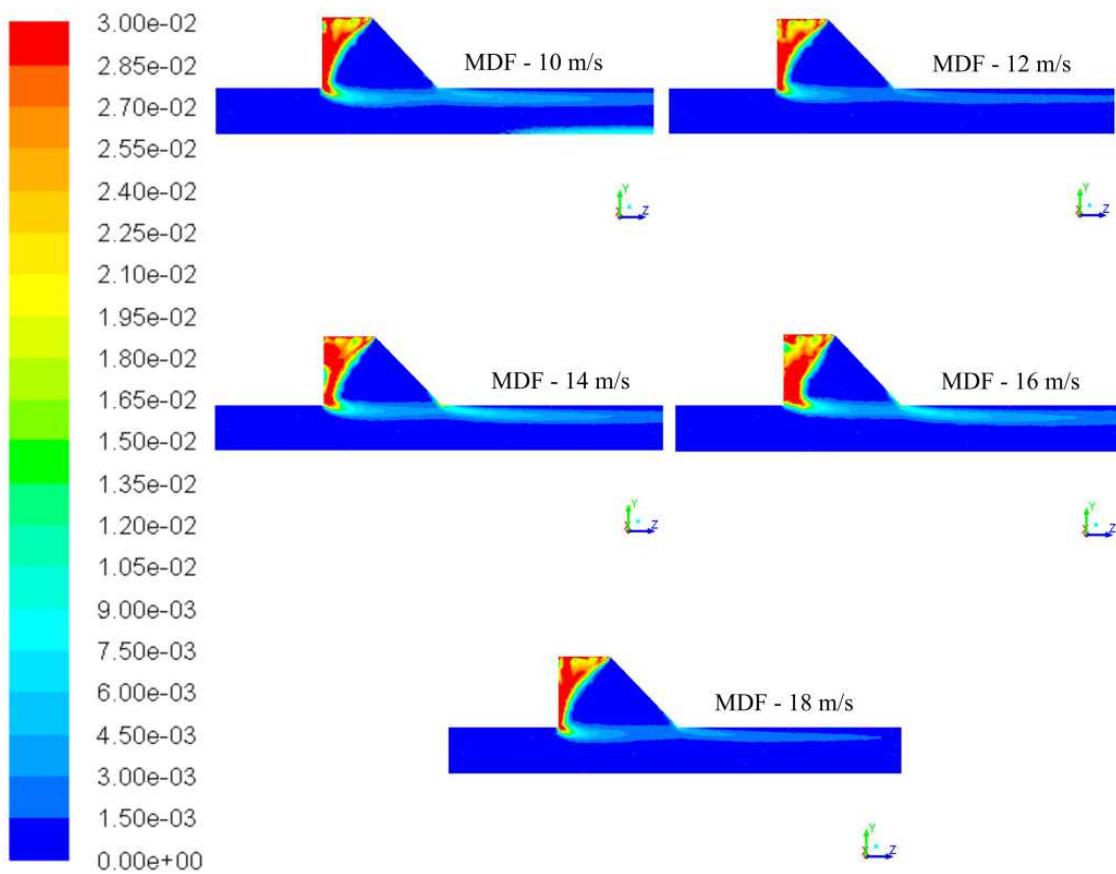
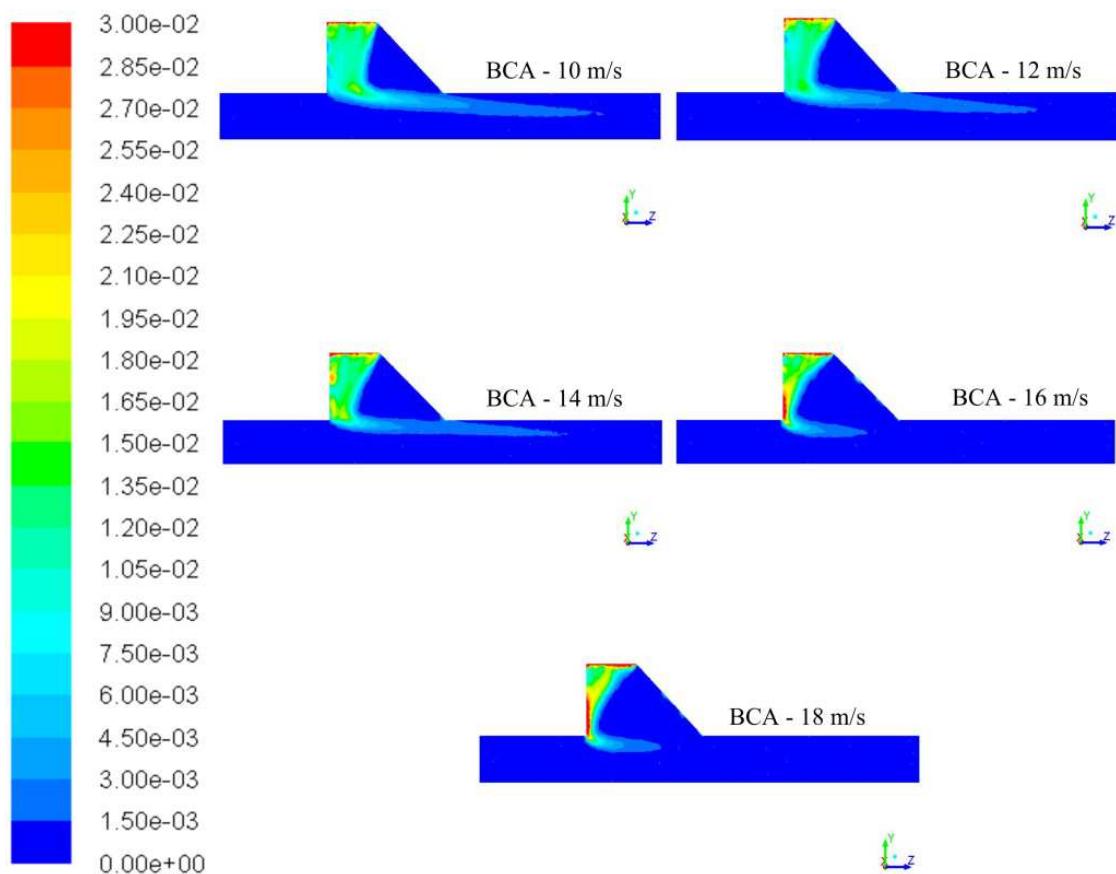
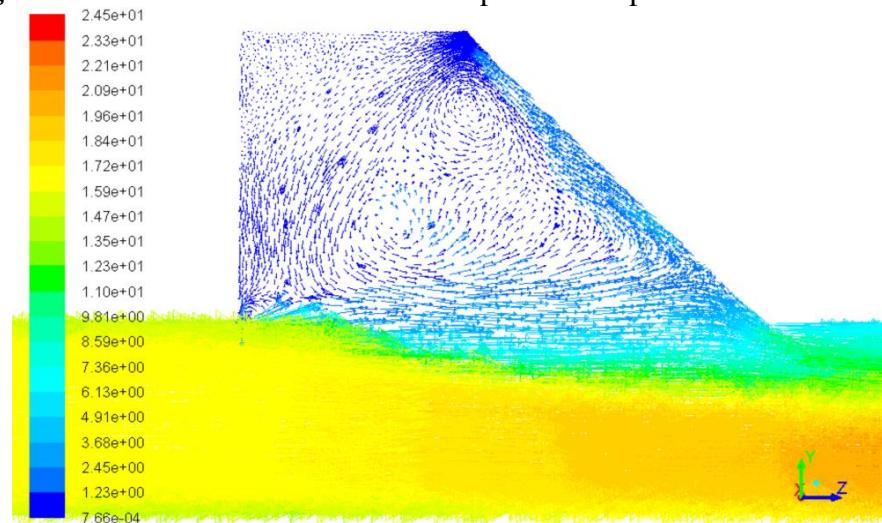


Figura 7.12 - Distribuição das partículas de BCA no Tee de Alimentação



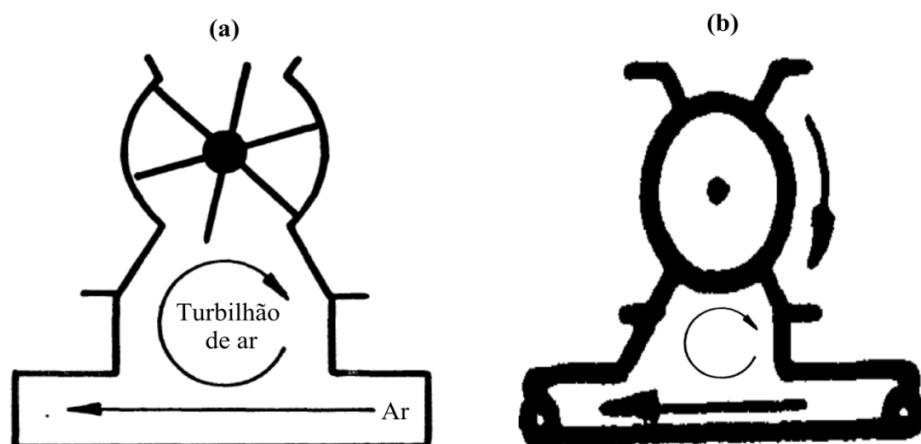
O que explica essa região com uma concentração reduzida de partículas é a formação de uma zona de recirculação (Figura 7.13), provocada pelo choque do ar contra a parede angular (45°) presente na câmara de mistura. De acordo com as Figuras 7.11 e 7.12, este fenômeno aumenta a concentração de partículas em um dos lados do alimentador e de acordo com Kessel (1985) faz com que as partículas sejam desviadas de volta para linha. Assim, o resultado deste fenômeno é a redução da quantidade de material que pode ser recapturado pelas bolsas de retorno do rotor da válvula rotativa, impactando no aumento da taxa de alimentação de sólidos. É possível observar que para todas as velocidades testadas ocorre o mesmo fenômeno, sendo que a Figura 7.13 foi utilizada para generalizar a discussão, no entanto, representa a condição experimental de transporte de BCA a 16 m.s^{-1} e 140 kg.h^{-1} .

Figura 7.13 - Perfil de velocidade do ar para o transporte de BCA à 16 m.s^{-1}



As observações realizadas na simulação podem ser comprovadas no trabalho de Kessel (1985). Em seu trabalho foi observado a formação dos redemoinhos como apresentado na Figura 7.14.

Figura 7.14 - Formação de uma região de recirculação no Tee de alimentação.



Fonte: Adaptado de Kessel (1985)

7.4 Conclusão

A contribuição da queda de pressão em um sistema de alimentação representa uma parte considerável da perda de energia total do transporte pneumático. Assim, uma boa previsão da queda de pressão fornece elementos importantes para redução do esforço experimental durante o projeto.

O modelo empírico desenvolvido para queda de pressão em um Tee de alimentação é uma contribuição importante, haja vista a falta de estudos para este tipo dispositivo, como destacado por Klinzing (2010). Neste modelo, foi observada uma boa correlação dos dados experimentais para as partículas de MDF, BCA e MPS, sendo o desvio médio da previsão para o MPS de 5,23%, para o BCA de 9,75% e para o MDF de 9,68%. A novidade do modelo está na possibilidade da inserção de algumas propriedades do material transportado, como densidade e diâmetro da partícula, além de levar em consideração as dimensões do dispositivo e a carga de sólidos na alimentação.

No estudo numérico (CFD), foi possível observar que o CFD é uma ferramenta promissora, no entanto, a mudança das propriedades das partículas influencia consideravelmente na previsão. Nos casos estudados, considerando o transporte em fase diluída de MDF (200 kg s^{-1}) e BCA (140 kg s^{-1}), os modelos de turbulência testados foram importantes para a aproximação entre os resultados simulados (CFD) e os experimentais.

O modelo de turbulência *Realizable (k-ε) - Mixture* apresentou melhor resultado para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação considerando o transporte de partículas de MDF. Neste caso específico, o desvio médio entre os resultados experimentais e simulados (CFD) foi de 7,02%.

Para as partículas de BCA, os resultados obtidos através da simulação (CFD) apresentaram desvio médio maior quando comparado às partículas de MDF. O modelo *Realizable (k-ε) - Mixture* apresentou melhor previsão nas condições experimentais de maior carga de sólido, enquanto, o modelo *Realizable (k-ε) - Dispersed* apresentou melhor previsão em condições de transporte mais diluído (menor carga de sólidos). Avaliando o desvio médio entre os valores experimentais e os previstos na simulação (CFD) da queda de pressão no Tee de alimentação para o transporte das partículas de BCA, o modelo *Realizable (k-ε) – Mixture* apresentou um desvio de 13,60%, enquanto o modelo *Realizable (k-ε) – Dispersed* um desvio de 14,87%.

O grande diferencial da simulação numérica está na possibilidade de avaliar o campo de pressão e velocidade ao longo de toda a geometria, neste caso, é possível compreender alguns fenômenos que com o equipamento fechado seriam impossíveis. Neste trabalho, foi possível avaliar o efeito da região de recirculação gerada no Tee, que de acordo com Kessel (1985) provoca o aumento da taxa de alimentação da válvula rotativa em função da menor quantidade de material recapturado.

Portanto, é importante destacar que as diferentes propriedades das partículas influenciam muito na previsão dos modelos e ajustes ainda são necessários.

Capítulo 8 – Conclusões e Sugestões

Este capítulo apresenta as principais conclusões dos estudos desenvolvidos para o transporte pneumático de partículas de baixa densidade bulk, avaliando o sistema de alimentação, a perda de carga em trechos horizontais e os resultados simulados em CFD para queda de pressão no Tee de alimentação. Algumas sugestões são propostas para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

8.1 Conclusões

As principais conclusões deste estudo são:

- Na alimentação de partículas de baixa densidade bulk, observa-se que a equalização da pressão da linha e do silo contribuem para o aumento da eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático.
- A partir do planejamento experimental desenvolvido foi possível concluir que além da rotação da válvula, a velocidade do ar influencia na eficiência de alimentação de sólido na linha de transporte pneumático.
- Quando se opera o sistema em batelada com o silo fechado, o aumento da velocidade do ar de transporte contribui para o aumento da eficiência de alimentação de partículas de menor densidade *bulk*, como é o caso dos pós.
- No estudo da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido, foi evidenciado o transporte em fase diluída dos materiais com baixa densidade *bulk* (MDF e BCA).
- A correlação desenvolvida por Yang (1974) prevê com satisfatória aproximação dos resultados experimentais a queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido, com destaque para as partículas de MDF, em que o desvio entre os dados preditos e observados experimentalmente são inferiores a 20%.
- Visando contribuir para o desenvolvimento de novos modelos para previsão da queda de pressão na região de alimentação, foi proposto um modelo empírico para queda de pressão no Tee de alimentação. A novidade do modelo está na possibilidade da inserção de algumas propriedades do material transportado, como densidade e diâmetro da partícula, além de levar em consideração as dimensões do dispositivo e a carga de sólidos na alimentação.
- O modelo empírico proposto para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação garante uma boa correlação com os dados experimentais para as partículas de MDF, BCA e MPS, sendo o desvio máximo inferior a 21%.

- Os resultados obtidos através da fluidodinâmica computacional indicam que as previsões da queda de pressão no Tee de alimentação para as partículas de MDF e BCA podem sofrer influência significativa dos modelos de turbulência. O modelo *Realizable (k-ε) - Mixture* foi que apresentou melhor correlação com os dados experimentais da queda de pressão no Tee de alimentação considerando o transporte de MDF, apresentando desvio médio de 7,02%. Para as partículas de BCA, o modelo *Realizable (k-ε) - Mixture* apresentou melhor previsão nas condições experimentais com maior carga de sólido, enquanto, o modelo *Realizable (k-ε) - Dispersed* apresentou melhor previsão em condições de transporte mais diluído (menor carga de sólidos).
- Além da previsão quantitativa dos fenômenos físicos através da Fluidodinâmica Computacional, uma abordagem qualitativa pode ser empregada no estudo, como por exemplo, na avaliação do campo de pressão e velocidade ao longo de toda a geometria, neste caso, é possível compreender alguns fenômenos que com o equipamento fechado seria impossível. Neste trabalho, foi possível avaliar o efeito da região de recirculação gerada no Tee, que de acordo com Kessel (1985) provoca o aumento da taxa de alimentação da válvula rotativa em função da menor quantidade de material recapturado.
- Cabe destacar que as diferentes propriedades das partículas influenciam significativamente na previsão dos modelos e ajustes ainda são necessários.

8.2 Sugestões para trabalhos futuros

- Aumentar o trecho horizontal para medida da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido considerando o transporte de partículas de maior densidade e em uma velocidade superior a 18m.s^{-1} .
- Utilizar diferentes materiais particulados, considerando diferentes formas, densidade e tamanho, para aumentar a robustez do modelo empírico de previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.
- Comparar as abordagens Euler-Lagrange e Euleriana na previsão da queda de pressão do Tee de alimentação, avaliando a sensibilidade dos modelos para as partículas de BCA e MDF.
- Construir um Tee de alimentação em acrílico para avaliar o perfil de concentração de sólidos na região de alimentação, sendo possível comparar os resultados experimentais aos simulados.
- Investigar a influência da carga de sólidos na previsão da queda de pressão no Tee de alimentação e na região de escoamento completamente desenvolvido.

Referências

AGARWAL, A. T. Improving rotary valve performance: achieve better pneumatic conveying performance through better design and operation of the rotary-valve venting system. **Chemical Engineering**, v. v. 112, n. n. 3, p. 29–34, 2005.

AL-DIN, N.; GUNN, D. J. Metering of solids by a rotary valve feeder. **Powder Technology**, v. 36, n. 1, p. 25–31, 1983. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(83\)80005-9](https://doi.org/10.1016/0032-5910(83)80005-9)

ALOBAID, F. A particle-grid method for euler-lagrange approach. **Powder Technology**, v. 286, p. 342–360, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.08.019>

ANSYS Fluent Meshing User's Guide . , 2016.

ANSYS Fluent Theory Guide . , 2016.

ANSYS Fluent User ' s Guide . , 2016.

APTECH. **Innovators in pneumatic conveying & bulk materials handling**. Disponível em: <<http://www.aptech.uk.com/pneumatic-conveying-systems/closed-loop-conveying/>>. Acesso em: 31 maio. 2018.

ARIYARATNE, W. K. H.; RATNAYAKE, C.; MELAAEN, M. C. CFD modeling of dilute phase pneumatic conveying in a horizontal pipe using Euler – Euler approach. **Particulate Science and Technology**, v. 0, n. 0, p. 1–9, 2018. <https://doi.org/10.1080/02726351.2018.1435595>

AZEVEDO, V. W. F. DE. **Simulação do escoamento multifásico no interior de bombas de cavidades progressivas metálicas**. [s.l.] Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2012.

BALA, B. K. **Drying and storage of cereal grains**. [s.l.] Wiley-Blackwell, 2016.
<https://doi.org/10.1002/9781119124207>

BITRA, V. S. P. et al. Mathematical model parameters for describing the particle size spectra of knife-milled corn stover. **Biosystems Engineering**, v. 104, n. 3, p. 369–383, 2009.
<https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2009.08.007>

BOX, G. E.; HUNTER, J. S.; HUNTER, W. G. **Statistics for experimenters**. Hoboken, NJ: Wiley Series in Probability and Statistics, 2005.

BRANCO JUNIOR, A. M. C. Interação CFD-DEM em fluidização: aplicação para o setor mineral. [s.l.] Universidade Federal do Pará, 2013.

CAPES, C. E.; NAKAMURA, K. Vertical pneumatic conveying: an experimental study with particles in the intermediate and turbulent flow regimes. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 51, n. 1, p. 31–38, 1973. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450510106>

CARDOSO, C. R. Efeito da temperatura e da adição de sais inorgânicos na pirólise analítica de resíduo de tabaco. Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

CARDOSO, C. R. et al. Physical characterization of sweet sorghum bagasse, tobacco residue, soy hull and fiber sorghum bagasse particles: Density, particle size and shape distributions. **Powder Technology**, v. 245, p. 105–114, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2013.04.029>

CHARCO, O. Effects of blast loading on buckling-restrained braces. [s.l.] California State University, 2018.

COSTA, C. F. F. Desenvolvimento de um programa de dimensionamento de instalações para transporte pneumático. [s.l.] Universidade do Porto, 2009.

CUNDALL, P. A.; STRACK, O. D. L. A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies. **Geotechnique**, v. 1, p. 47–65, 1979. <https://doi.org/10.1680/geot.1979.29.1.47>

DAMIAN, R. B. Acoplamento de balanço populacional à simulação computacional de escoamentos multifásicos polidispersos. [s.l.] Universidade Federal do Rio De Janeiro, 2007.

DHOLE, L.; BHUYAR, L.; AWARI, G. Design Considerations for Pneumatic Conveying System : A Review. **Vsrđ-Tntj**, v. 2, n. 8, p. 382–389, 2011

DING, J.; GIDASPOW, D. A Bubbling Fluidization Model Using Kinetic Theory of Granular Flow. **AIChE Journal**, v. 36, n. 4, p. 523–538, 1990. <https://doi.org/10.1002/aic.690360404>

EL-BEHERY, S. M.; EL-HAROUN, A. A.; ABUHEGAZY, M. R. Prediction of Pressure Drop in Vertical Pneumatic Conveyors. **Journal of Applied Fluid Mechanics**, v. 10, n. 2, p. 519–527, 2017. <https://doi.org/10.18869/acadpub.jafm.73.239.25384>

FAN, L. S.; ZHU, C. **Principles of gas-solid flows.** [s.l.] Cambridge University Press, 2005.

FOKEER, S. et al. Characterisation of the cross sectional particle concentration distribution in horizontal dilute flow conveying - a review. **Chemical Engineering and Processing: Process Intensification**, v. 43, n. 6, p. 677–691, 2004. [https://doi.org/10.1016/S0255-2701\(03\)00096-5](https://doi.org/10.1016/S0255-2701(03)00096-5)

GENT, S. P. **Computational modeling of multiphase fibrous flows for simulation based engineering design by.** [s.l.] Iowa State University Ames, 2009.

GIBILARO, L. G.; DI FELICE, R.; WALDRAM, S. P. Generalized friction factor and drag coefficient correlations for fluid-particle interactions. **Chemical Engineering Science**, v. 40, p. 1817–1823, 1985. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(85\)80116-0](https://doi.org/10.1016/0009-2509(85)80116-0)

GIDASPOW, D. **Multiphase Flow and Fluidization.** Boston: [s.n.].

GIDASPOW, D.; BEZBURUAH, R.; DING, J. **Hydrodynamics of circulating fluidized beds, kinetic theory approach in fluidization.** Proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization. **Anais...**1992

GUNDOGDU, M. Y. Design improvements on rotary valve particle feeders used for obtaining suspended airflows. **Powder Technology**, v. 139, n. 1, p. 76–80, 2004. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2003.10.010>

HAMDANI, A. et al. Physical properties of barley and oats cultivars grown in high altitude Himalayan regions of India. **Journal of Food Measurement and Characterization**, v. 8, n. 4, p. 296–304, 2014. <https://doi.org/10.1007/s11694-014-9188-1>

HARIUS, O. H.; MOLSTAD, M. C. Pressure Drop in Vertical Tubes in Transport of Solids by Gases. **Industrial and Engineering Chemistry**, v. 41, n. 6, p. 1148–1160, 1949. <https://doi.org/10.1021/ie50474a008>

HENTHORN, K. H.; PARK, K.; CURTIS, J. S. Measurement and Prediction of Pressure Drop in Pneumatic Conveying : Effect of Particle Characteristics , Mass Loading , and Reynolds Number. p. 5090–5098, 2005. <https://doi.org/10.1021/ie049505e>

HIDAYAT, M.; RASMUSON, A. Some aspects on gas-solid flow in a U-bend : Numerical investigation. v. 153, p. 1–12, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2005.01.016>.

HINKLE, B. L. **Acceleration of particles and pressure drops encountered in horizontal pneumatic conveying.** [s.l.] Georgia Institute of Technology, 1953.

HOSSAIN, S. et al. Analyzing the Turbulent Flow Characteristics by Utilizing k- ϵ Turbulence Model. **European Journal of Engineering Research and Science**, v. 2, n. 11, p. 28–34, 2017.
<https://doi.org/10.24018/ejers.2017.2.11.510>.

IGATHINATHANE, C. et al. Shape identification and particles size distribution from basic shape parameters using ImageJ. **Computers and Electronics in Agriculture**, v. 63, n. 2, p. 168–182, 2008.
<https://doi.org/10.1016/j.compag.2008.02.007>.

JOHNSON, P. C.; JACKSON, R. Frictional-Collisional Constitutive Relations for Granular Materials, with Application to Plane Shearing. **J. Fluid Mech**, v. 176, p. 67–93, 1987.
<https://doi.org/10.1017/S0022112087000570>

KESSEL, S. R. **The Interaction Between Rotary Valves and Pneumatic Conveying Pipelines.** [s.l.] Thames Polytechnic, 1985.

KLEENAIR SYSTEMS. **Solid & Powder Handling Systems - Dilute Phase.** Disponível em:
<<http://www.kleenairsystems.net/dilute-phase.html>>. Acesso em: 31 maio. 2018.

KLINZING, G. E. et al. Pneumatic transport - a review (generalized phase diagram approach to pneumatic transport). **Powder Technology**, v. 51, n. 2, p. 135–149, 1987.
[https://doi.org/10.1016/0032-5910\(87\)80011-6](https://doi.org/10.1016/0032-5910(87)80011-6)

KLINZING, G. E. et al. A simplified correlation for solids friction factor in horizontal conveying systems based on Yang's unified theory. **Powder Technology**, v. 58, n. 3, p. 187–193, 1989.
[https://doi.org/10.1016/0032-5910\(89\)80114-7](https://doi.org/10.1016/0032-5910(89)80114-7)

KLINZING, G. E. et al. **Pneumatic Conveying of Solids: A Theoretical and Practical Approach.** third ed. ed. New York: Springer, 2010. <https://doi.org/10.1007/978-90-481-3609-4>

KMIEC, A.; LESCHONSKI, K. An experimental study of the pressure drop of gas-solids suspension flow in vertical pipes. **The Chemical Engineering Journal**, v. 29, p. 51–56, 1984.
[https://doi.org/10.1016/0300-9467\(84\)80007-6](https://doi.org/10.1016/0300-9467(84)80007-6)

KONNO, A.; SAITO, S. Pneumatic conveying of solids through straight pipes. **Journal of Chemical Engineering of Japan**, v. 2, n. 2, p. 211–217, 1969. <https://doi.org/10.1252/jcej.2.211>

KONRAD, K. Dense-phase pneumatic conveying: A review. **Powder Technology**, v. 49, n. 1, p. 1–35, 1986. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(86\)85001-X](https://doi.org/10.1016/0032-5910(86)85001-X)

KRAUS, M. N. **Pneumatic conveying of bulk materials**. Second ed. New York: McGraw-Hill Chemical Engineering, 1980.

LAÍN, S.; SOMMERFELD, M. Characterisation of pneumatic conveying systems using the Euler / Lagrange approach. **Powder Technology**, v. 235, p. 764–782, 2013.
<https://doi.org/10.1016/j.powtec.2012.11.029>

LIM, E. W. C.; WANG, C.; YU, A.-B. Discrete Element Simulation for Pneumatic Conveying of Granular Material. **AIChE Journal**, v. 52, n. 2, p. 496–509, 2006. <https://doi.org/10.1002/aic.10645>

LOPES, C. S. **Estudo da alimentação de sólidos em sistemas de transporte pneumático**. [s.l.] UFScar, 2011.

LUN, C. K. K. et al. Kinetic Theories for Granular Flow: Inelastic Particles in Couette Flow and Slightly Inelastic Particles in a General Flow. **Field. J. Fluid Mech.**, v. 140, p. 223–256, 1984.
<https://doi.org/10.1017/S0022112084000586>

LUNA, C. M. R. **Análise e demonstração do comportamento do escoamento bifásico gás-sólido**. [s.l.] Universidade Estadual Paulista, 2009.

MA, A. C. et al. Numerical study on pressure prediction and its main influence factors in pneumatic conveyors. v. 65, p. 6247–6258, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2010.09.010>

MACAWBER. **Pneumatic conveying systems, valves and engineering services**. Disponível em: <<http://www.macawber.com/macawber-design-philosophy/>>. Acesso em: 2 jun. 2018.

MAHURE, J. M. et al. Design and development of pneumatic conveying system for chilli handling and experimentation. **Science Park**, v. I, n. X, p. 1–5, 2013.
<https://doi.org/10.9780/23218045/1102013/30>

MANJULA, E. V. P. J. et al. A Review of CFD Modelling Studies on Pneumatic Conveying and NUSC Challenges in Modelling Offshore Drill Cuttings Transport. **Powder Technology**, 2016.
<https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.10.026>

MCGLINCHEY, D. et al. Bend Pressure Drop Predictions Using the Euler-Euler Model in Dense Phase Pneumatic Conveying. **Particulate Science and Technology**, p. 495–506, 2007.
<https://doi.org/10.1080/02726350701492827>

MI, B. **Low-velocity pneumatic transportation of bulk solids.** [s.l.] University of Wollongong, 1994.

MICHAELIDES, E. E. Motion of Particles in Gases : Average Velocity and Pressure. **Journal of Fluids Engineering /ASME**, v. 109, p. 172–178, 1987. <https://doi.org/10.1115/1.3242640>

MICHAELIDES, E. E.; ROY, I. Evaluation of several correlations used for the prediction of pressure. v. 13, n. 3, p. 433–442, 1987. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(87\)90061-9](https://doi.org/10.1016/0301-9322(87)90061-9)

MILLS, D. **Pneumatic Conveying Design Guide.** third ed. ed. Waltham: Elsevier Ltd, 2016.

MILLS, D.; JONES, M. G.; AGARWAL, V. K. **Handbook of Pneumatic Conveying Engineering.** [s.l.] CRC Press, 2004. <https://doi.org/10.1201/9780203021989>

MOLERUS, O. Prediction of pressure drop with steady state pneumatic conveying of solids in horizontal pipes. **Chemical Engineering Science**, v. 36, n. 12, p. 1977–1984, 1981.
[https://doi.org/10.1016/0009-2509\(81\)80037-1](https://doi.org/10.1016/0009-2509(81)80037-1)

MOLERUS, O. Overview: Pneumatic transport of solids. **Powder Technology**, v. 88, n. 3, p. 309–321, 1996. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(96\)03136-1](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(96)03136-1)

MORAES, M. S. **Convecção forçada de partículas poliméricas em fase diluída : Curvas de pressão e distribuição de partículas ”.** [s.l.] UNICAMP, 2012.

NASCIMENTO, S. M. **Estudo experimental e de simulação da dinâmica de material particulado em tambor rotatório com suspensores.** [s.l.] Universidade Federal de Uberlândi, 2014.

NASCIMENTO, S. M. **Estudo da dinâmica de partículas em tambor rotatório com suspensores:análise experimental e numérica utilizando abordagens euleriana e lagrangeana.** [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2018.

NEIDIGH, S. Introduction to the theoretical and practical principles of pneumatic conveying. **Neuero Corporation**, 2004.

OGAWA, A. **Separation of particles from air and gases**, 1984.

PÁDUA, T. F. DE. Simulação de um alimentador Venturi em trecho ascendente no transporte pneumático de sólidos. [s.l.] Universidade Federal de São Carlos, 2012.

PAN, R. Material properties and flow modes in pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 104, n. 2, p. 157–163, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(99\)00044-3](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(99)00044-3)

PATRO, P.; DASH, S. K. Numerical Simulation for Hydrodynamic Analysis and Pressure Drop Prediction in Horizontal Gas-Solid Flows Numerical Simulation for Hydrodynamic Analysis and Pressure Drop Prediction in Horizontal Gas-Solid Flows. **Particulate Science and Technology: An International Journal**, n. 02 Dec 2013, p. 37–41, 2013.

PATRO, P.; DASH, S. K. Two-fluid modeling of turbulent particle-gas suspensions in vertical pipes. **Powder Technology**, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2014.05.048>

PATRO, P.; PATRO, B.; MURUGAN, S. Prediction of two-phase heat transfer and pressure drop in dilute gas – solid flows : A numerical investigation. **Drying Technology**, p. 1167–1178, 2014. <https://doi.org/10.1080/07373937.2014.887095>

PERRY, R. H.; GREEN, D. W. **Perry's chemical engineers' handbook**. 8. ed. New York: McGraw-hill, 2008.

PLASYNISKI, S. I.; KLINZING, G. E. High-pressure vertical pneumatic transport investigation. v. 79, p. 95–109, 1994. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(94\)02814-1](https://doi.org/10.1016/0032-5910(94)02814-1)

RABINOVICH, E.; KALMAN, H. Flow regime diagram for vertical pneumatic conveying and fluidized bed systems. **Powder Technology**, v. 207, n. 1–3, p. 119–133, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2010.10.017>

RAHEMAN, H.; JINDAL, V. K. Pressure drop gradient and solid friction factor in horizontal pneumatic conveying of agricultural grains. **Applied Engineering in Agriculture**, v. 17, n. 5, p. 649–656, 2001. <https://doi.org/10.13031/2013.6903>

RATNAYAKE, C. A Comprehensive Scaling Up Technique for Pneumatic Transport Systems. [s.l.] Norwegian University of Sceince and Technology, 2005.

REDDY, K. S.; PEI, D. C. T. Particle dynamics in solids-gas flows in vertical pipe. **Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals**, v. 8, n. 2, p. 490–497, 1969. <https://doi.org/10.1021/i160031a020>

RHODES, M. J. **Principles of powder technology**. New York: John Wiley and Sons Inc., 1990.

ROTA VAL LIMITED. **A practical guide to rotary valves**, 2017. Disponível em:

<<http://files.ecommercecdns.uk/216486/bb6F5Z9oQ2GZ3EVVtiuapWcaShTKOfME.pdf>>

SANTO, N. et al. Experimental study on the particle velocity development profile and acceleration length in horizontal dilute phase pneumatic conveying systems. **Powder Technology**, v. 339, p. 368–376, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.07.074>

SANTOS, D. A. DOS. **Contribuições ao estudo da fluidinâmica em leito de jorro – estudos experimentais e de simulação via cfd**. [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2011.

SANTOS, D. A. DOS. **Estudo experimental e numérico da dinâmica de partículas granulares em um tambor rotatório**. [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2015.

SANTOS, K. G. DOS. **Estudo da fluidodinâmica do leito de jorro por cfd com malhas tridimensionais**. [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

SANTOS, S. M. **Projeto e montagem de unidade piloto de transporte pneumático em fase diluída para estudo da relação entre a perda de carga e a distribuição de partículas granulares na seção transversal de dutos industriais**. [s.l.] Universidade Estadual de Campinas, 2009.

SANTOS, S. M. et al. Dilute-phase pneumatic conveying of polystyrene particles: Pressure drop curve and particle distribution over the pipe cross-section. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v. 28, n. 1, p. 81–88, 2011. <https://doi.org/10.1590/S0104-66322011000100010>

SATO, Y.; SEKOGUCHI, K. Liquid Velocity Distribution in Two-Phase Bubbly Flow. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 2, n. 1, p. 79–95, 1979. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(75\)90030-0](https://doi.org/10.1016/0301-9322(75)90030-0)

SCHAEFFER, D. G. Instability in the Evolution Equations Describing Incompressible Granular Flow. **J. Diff. Eq.**, v. 66, n. 1, p. 1–50, 1987. [https://doi.org/10.1016/0022-0396\(87\)90038-6](https://doi.org/10.1016/0022-0396(87)90038-6)

SHAHEED, R.; MOHAMMADIAN, A.; KHEIRKHAH, H. A comparison of standard k- ε and realizable k- ε turbulence models in curved and confluent channels. **Environmental Fluid Mechanics**, n. 0123456789, 2018. <https://doi.org/10.1007/s10652-018-9637-1>

SHEPHERD, C. B.; LAPPLE, C. E. **Air pollution control: a design approach**. Ed., Secon ed. Illinois: Woveland Press Inc., 1939.

SHIMIZU, A. et al. Experimental study on the pressure drop and the entry length of the gas-solid suspension flow in a circular tube. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 4, n. 1, p. 53–64, 1978. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(78\)90025-3](https://doi.org/10.1016/0301-9322(78)90025-3)

SILVÉRIO, B. C. **Estudos fluidodinâmicos e de secagem de fertilizantes em diferentes tipos de secadores rotatórios.** [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

SILVÉRIO, B. C. et al. **Uso da técnica de superfície de resposta na avaliação de parâmetros do método de elementos discretos na simulação de secadores rotatórios convencionais com fertilizantes.** XXXVII ENEMP. Anais...São Carlos: 2015 <https://doi.org/10.5151/ENEMP2015-SE-441>

SIMONIN, O.; VIOLET, P. L. Predictions of an Oxygen Droplet Pulverization in a Compressible Subsonic Coflowing Hydrogen Flow. **Numerical Methods for Multiphase Flows**, v. 91, p. 5–82, 1990.

SMAJSTRLA, K. W. Efficient Pneumatic Conveying Dense Phase vs . Dilute Phase : How Being Accurate is More Cost Effective Than Being Conservative. 2013.

SOUZA, J. **Modelagem e Simulação de Escoamento Multifásico em Dutos de Produção de Óleo e Gás Natural.** [s.l.] Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2010.

STEGMAIER, W. For the calculation of horizontal pneumatic conveying of fine grained solids. **Fordern and Heben**, v. 28, p. 363–366, 1978.

STEMERDING, S. The pneumatic transport of cracking catalyst in vertical risers. **Chemical Engineering Science**, v. 17, n. 8, p. 599–608, 1962. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(62\)80053-0](https://doi.org/10.1016/0009-2509(62)80053-0)

SYAMLAL, M.; O'BRIEN, T. J. Simulation of granular layer inversion in liquid fluidized beds. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 14, p. 473–481, 1988. [https://doi.org/10.1016/0301-9322\(88\)90023-7](https://doi.org/10.1016/0301-9322(88)90023-7)

SYAMLAL, M.; ROGERS, W.; O'BRIEN, T. J. **MFIX Documentation: Theory Guide** National Technical Information Service Springfield, USA, 1993. <https://doi.org/10.2172/10145548>

TOMITA, Y.; JOTAKI, T. Feed Rate of a Rotary Feeder. **Bulletin of JSME**, v. 22, n. 164, p. 213–217, 1979. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.22.213>

TRIMECH. **Lean Phase Conveying Systems From Trimech.** Disponível em:
<<http://www.trimechindia.com/blog/lean-phase-conveying-systems-trimech/>>. Acesso em: 31 maio.
2018.

TRIPATHI, N. M.; LEVY, A.; KALMAN, H. Acceleration pressure drop analysis in horizontal dilute phase pneumatic conveying system. **Powder Technology**, 2017.
<https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.12.045>

TROSHKO, A. A.; HASSAN, Y. A. A Two-Equation Turbulence Model of Turbulent Bubbly Flow. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 22, n. 11, p. 1965–2000, 2001.
[https://doi.org/10.1016/S0301-9322\(01\)00043-X](https://doi.org/10.1016/S0301-9322(01)00043-X)

TSUJI, Y.; MORIKAWA, Y. LDV measurements of an air-solid two-phase flow in a horizontal pipe. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 120, p. 385–409, 1982. <https://doi.org/10.1017/S002211208200281X>

TUMULURU, J. et al. **A Riview on Biomass Densification Technologies for Energy Application** Idaho National Laboratory, 2010.

WEBER, M. Friction of the air and the air/solid mixture in pneumatic conveying. **J. of Bulk Solids Handling**, v. 11, n. 1, p. 99–102, 1991.

WEN, C. Y.; SIMONS, H. Flow characteristics in horizontal fluidized solids transport. **AICHE Journal**, v. 5, n. 2, p. 263–267, 1959. <https://doi.org/10.1002/aic.690050225>

WOODCOCK, C. R.; MASON, J. S. **Bulk solids handling: an introduction to the practice and technology**. 1. ed. [s.l.] Springer Netherlands, 2012.

WYPYCH, P. W. et al. An experimental investigation into the feed rate capacity of rotary valve and blow tank feeders. **Particulate Science and Technology**, v. 24, n. 2, p. 165–179, 2006.
<https://doi.org/10.1080/02726350500544216>

WYPYCH, P. W.; HASTIE, D. B. Theoretical Modelling of Rotary Valve Air Leakage for Pneumatic Conveying Systems. p. 1–13, 2002.

YA, H. H. et al. **Simulation Study on Impact of Fine Sand Particle to 90 ° Steel Elbow in Pipe**. AIP Conference Proceedings. **Anais...** 2018 <https://doi.org/10.1063/1.5075559>

YANG, W.-C.; KEAZRNS, D. L.; ARCHER, D. Z. Estimating the Solid Particle Velocity in Horizontal Pneumatic Conveying Lines. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 51, n. 8, p. 779–781, 1973. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450510627>

YANG, W. C. Correlations for Solid Friction Factors in Vertical and Horizontal Pneumatic Conveyings. **AIChe Journal**, v. 20, n. 3, p. 605–607, 1974. <https://doi.org/10.1002/aic.690200327>

YANG, W. C. A Correlation for Solid Friction Factor in Vertical Pneumatic Conveying Lines. **AIChe Journal**, v. 24, n. 3, p. 548–551, 1978. <https://doi.org/10.1002/aic.690240326>

YAO, J. et al. Granular attrition in a rotary valve: Attrition product size and shape. **Chemical Engineering Science**, v. 61, n. 11, p. 3435–3451, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2005.12.013>

ZHANG, Y.; WANG, C. Particle Attrition Due to Rotary Valve Feeder in a Pneumatic Conveying System : Electrostatics and Mechanical Characteristics. **the Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 84, n. December, p. 663–679, 2006. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450840605>

ZHAO, Y. et al. A Specularity Coefficient Model and Its Application to Dense Particulate Flow Simulations. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 55, p. 1439–1448, 2016. <https://doi.org/10.1021/acs.iecr.5b03792>

ZIEGLER, J. G.; NICHOLS, N. B. Optimum settings for automatic controllers. **InTech**, v. 42, n. 6, p. 94–100, 1995.

Apêndice A

Figura A.1 – Unidade experimental e sistema de coleta de sólidos com o ciclone.

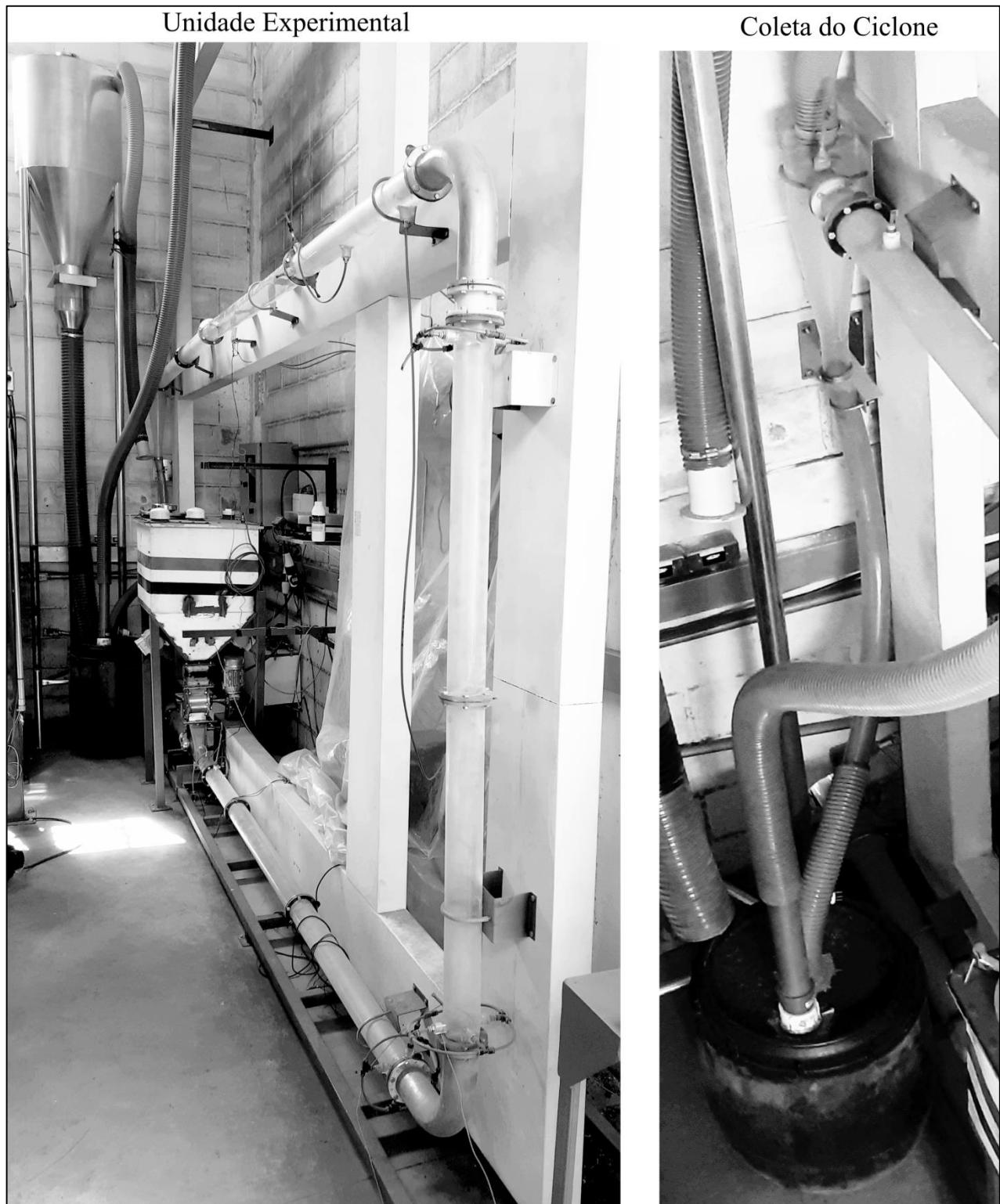
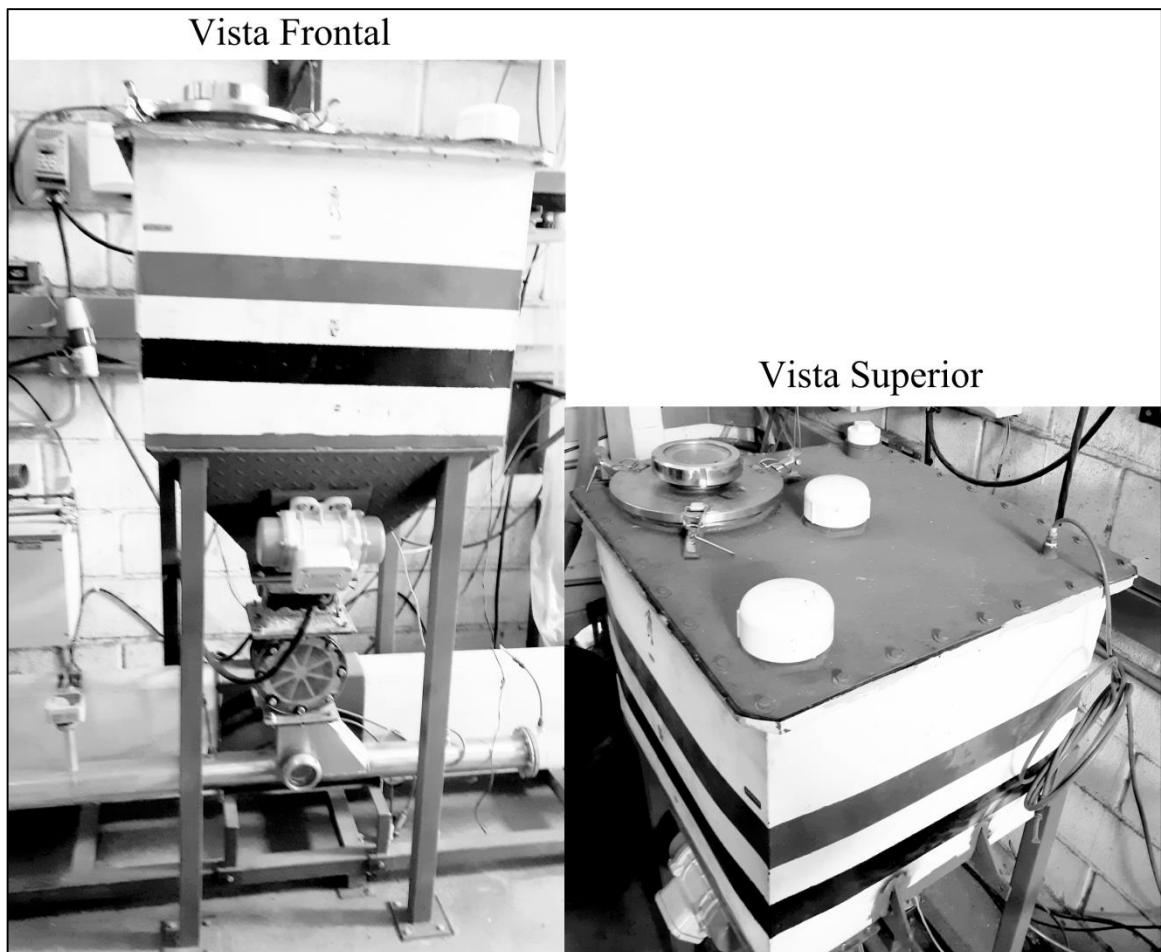


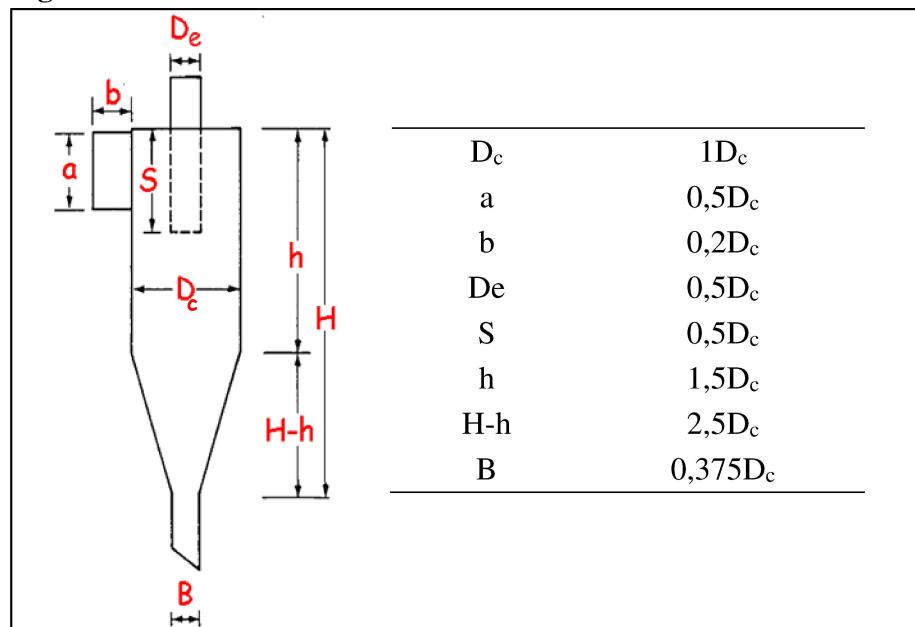
Figura A.2 – Sistema de Alimentação



Apêndice B

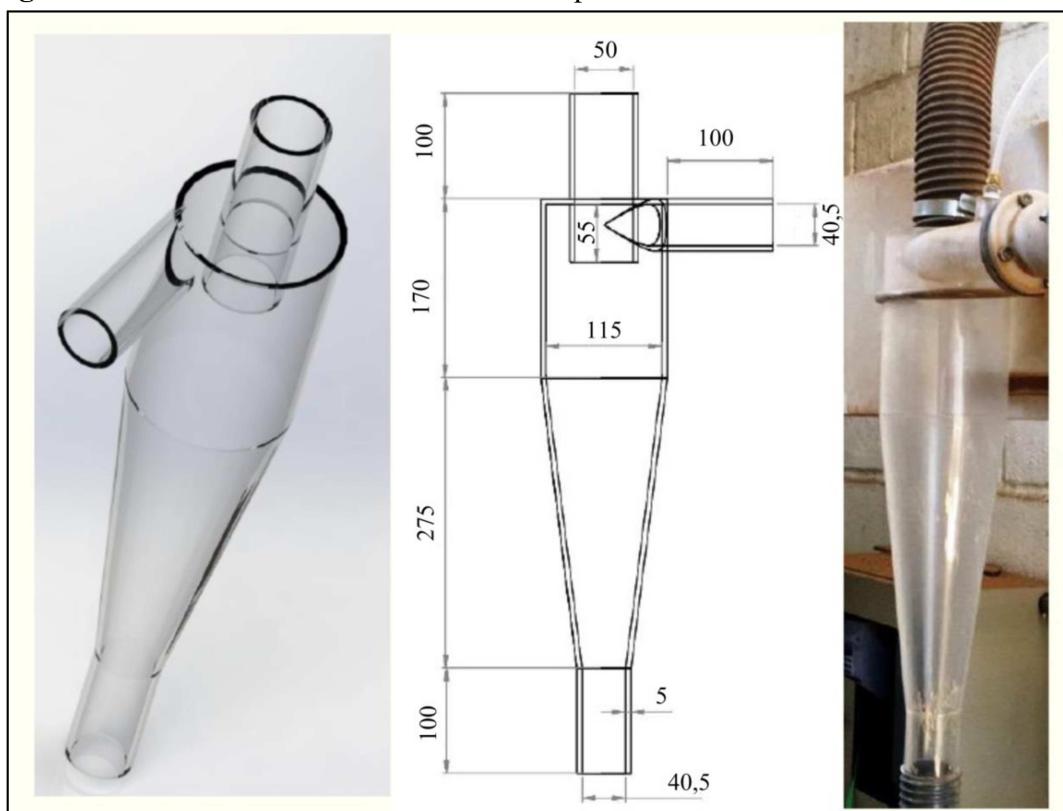
O ciclone construído foi baseado nas relações de um padrão Stairmand de alta eficiência, como apresentado na Figura B.1.

Figura B.1 - Referência do ciclone Stairmand de alta eficiência



A geometria final com as respectivas dimensões, construída em acrílico, pode ser observada na Figura B.2.

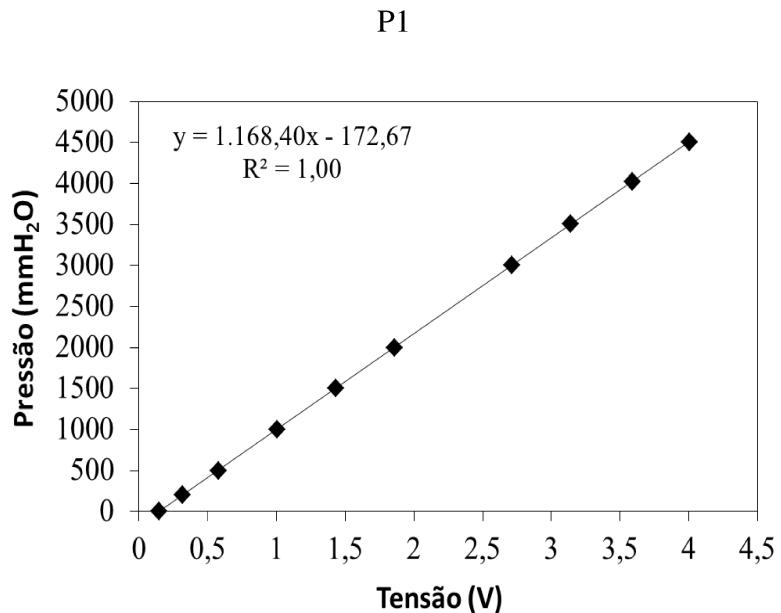
Figura B.2 – Ciclone utilizado na unidade experimental.



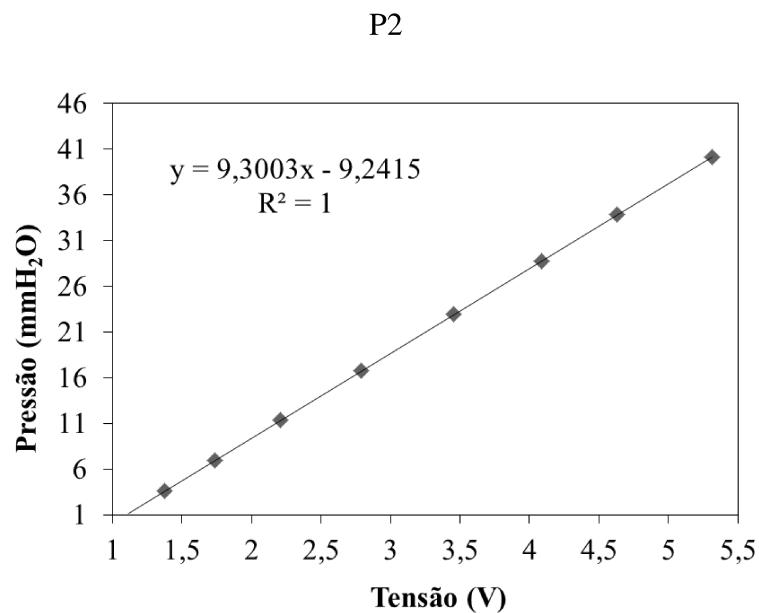
Apêndice C

C.1 - Calibração dos sensores de pressão

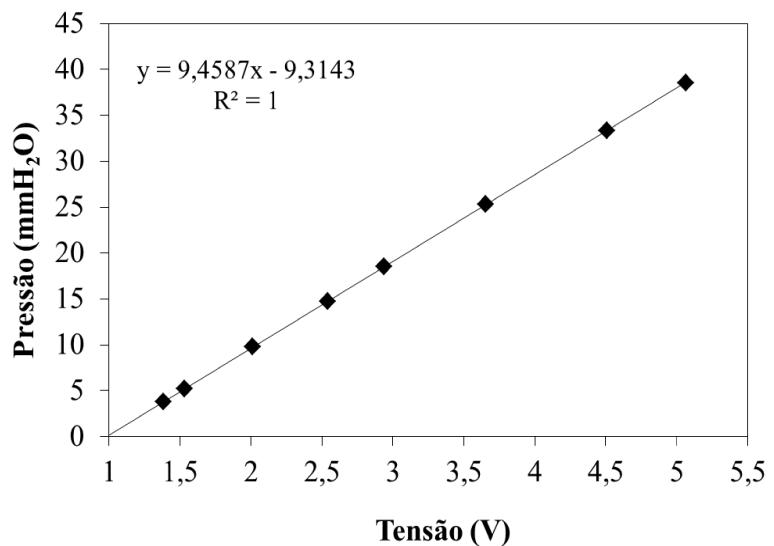
- Freescale : $P_{\text{máx}} = 5098,7 \text{ mmH}_2\text{O}$



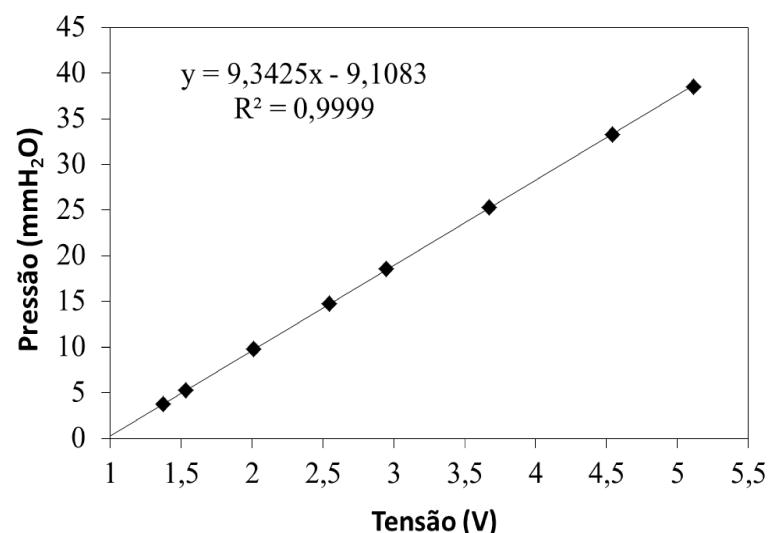
- ArtoTran : $\Delta P_{\text{máx}} = 38,1 \text{ mmH}_2\text{O}$



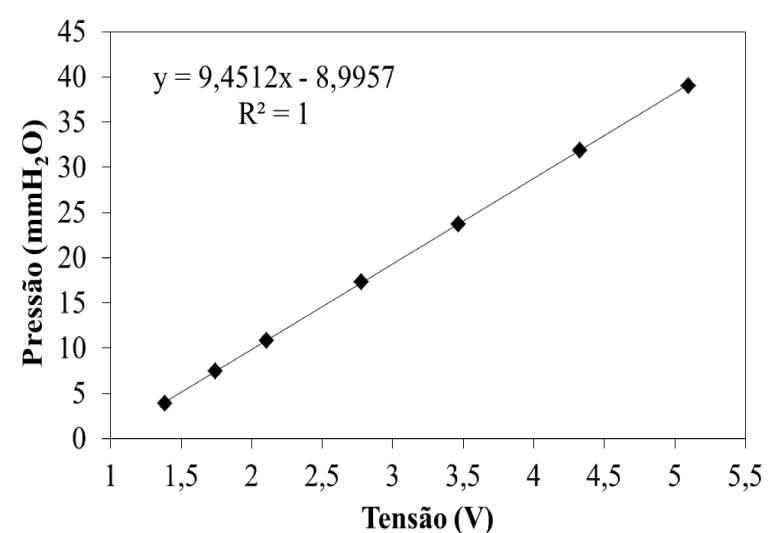
P3



P5

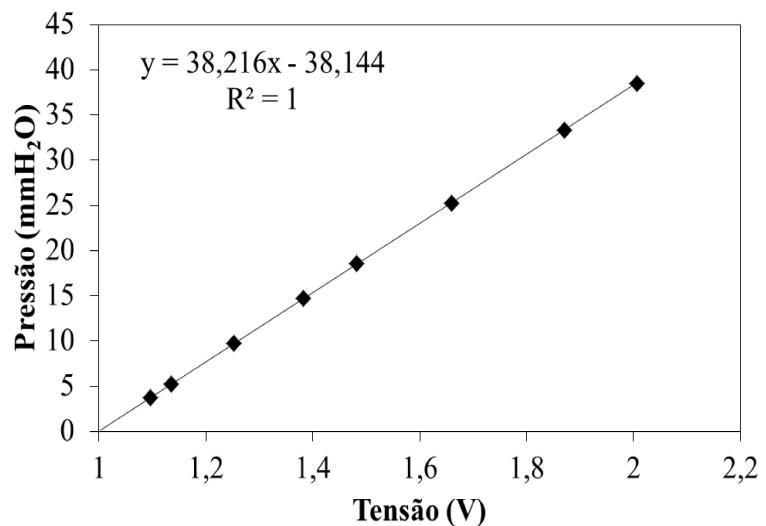


P6

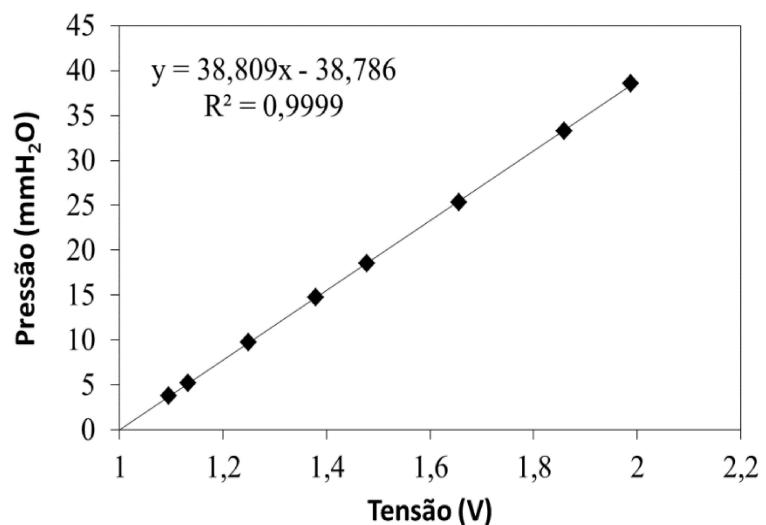


- ArtoTran : $P_{\text{máx}} = 152,4 \text{ mmH}_2\text{O}$

P7



P8



Apêndice D

■ Metodologia para determinação da densidade do ar

Através das medidas de pressão, umidade relativa do ar (%) e temperatura, obtidas com os sensores descritos nas Seções 3.3.2 e 3.3.3, foi possível determinar a densidade do ar para todas as condições experimentais executadas neste trabalho.

$$\rho_g = \frac{P_g}{R_s T} + \frac{P^v}{R_u T} \quad (\text{D.1})$$

$$P^v = UR \cdot P^{sat} \quad (\text{D.2})$$

$$P^{sat} = \left(6,1078 \cdot 10^{\frac{7,5T_c}{T_c+237,3}} \right) 100 \quad (\text{D.3})$$

$$P_g = P_{abs} - P^v \quad (\text{D.4})$$

$$P_{abs} = P_{atm} + P_m \quad (\text{D.5})$$

ρ_g : Densidade do ar úmido (kg.m^{-3})

P_g : Pressão parcial do ar seco (Pa)

R_s : Constante específica do gás para o ar seco, $287,058 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$

Temperatura (K) - *Determinada com o sensor de Temperatura e Umidade*

Pressão do vapor d'água (Pa)

UR : Umidade relativa do ar (%) - *Determinada com o sensor de Temperatura e Umidade*

R_u : Constante específica do gás para o vapor d'água, $461,495 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$

P^{sat} : Pressão de Saturação de vapor d'água (Pa)

Determinada com o sensor de Temperatura e Umidade

P_{abs} : Pressão absoluta (Pa)

P_{atm} : Pressão atmosférica (Pa)

P_m : Pressão manométrica (Pa) – *Determinada com sensor de pressão Freescale*

Apêndice E

- Distribuição dos resíduos para o modelo desenvolvido considerando a alimentação de Pós.

Figura E.1 – Distribuição de resíduos - Pós

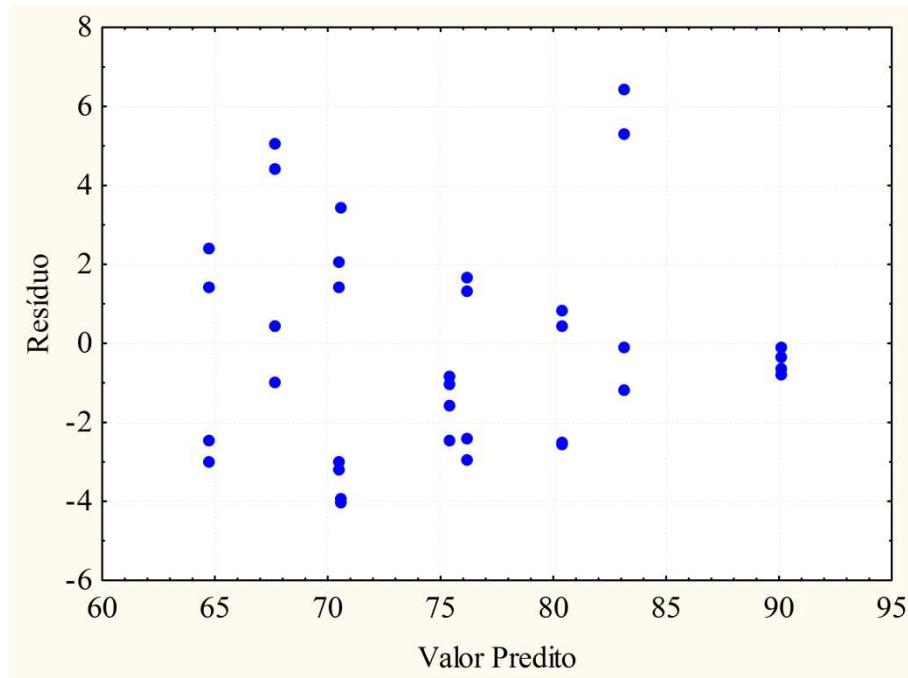
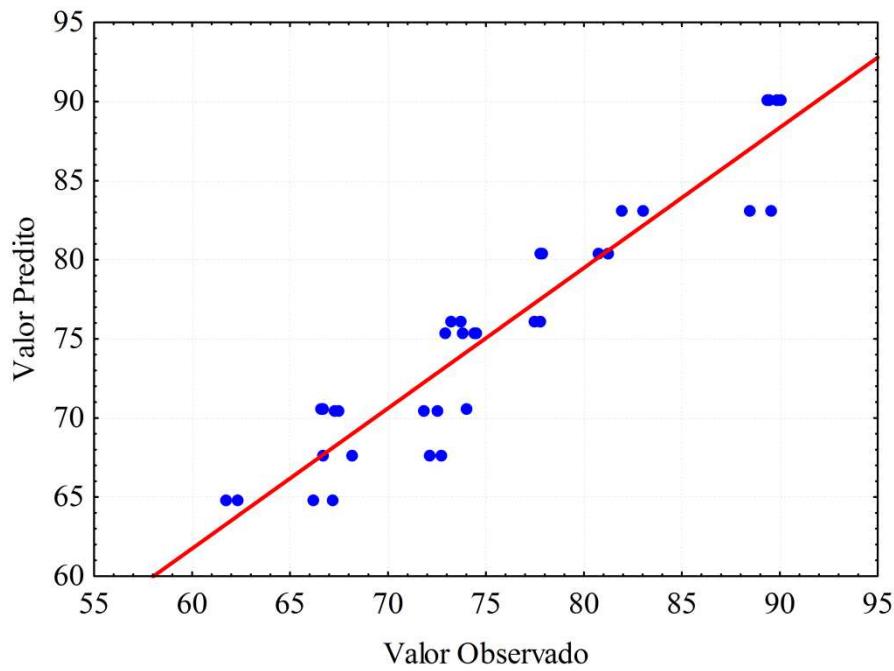


Figura E.2 – Predito x Observado - Pós



- Distribuição dos resíduos para o modelo desenvolvido considerando a alimentação de Grãos.

Figura E.3 – Distribuição de resíduos - Grãos

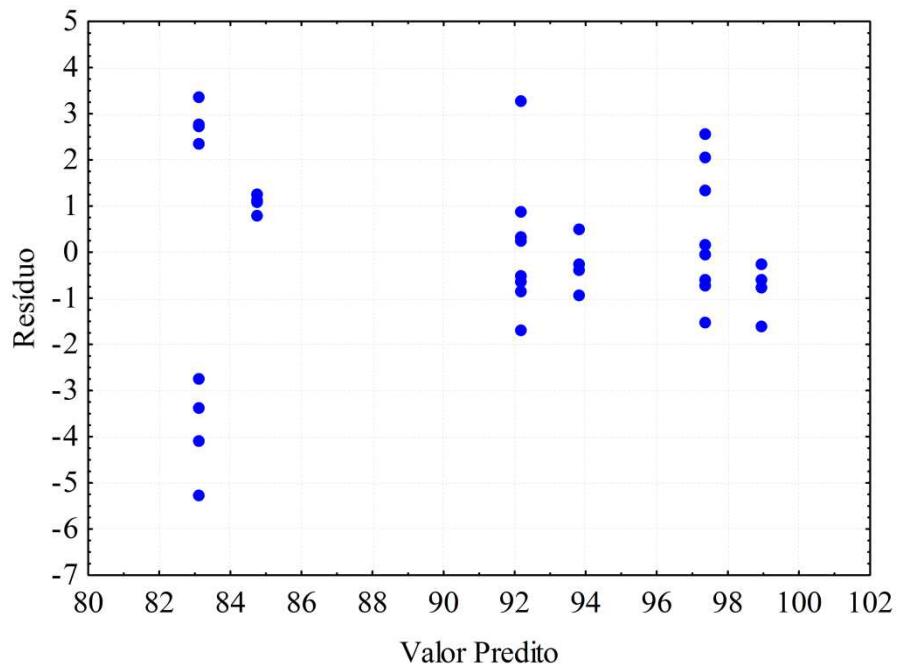
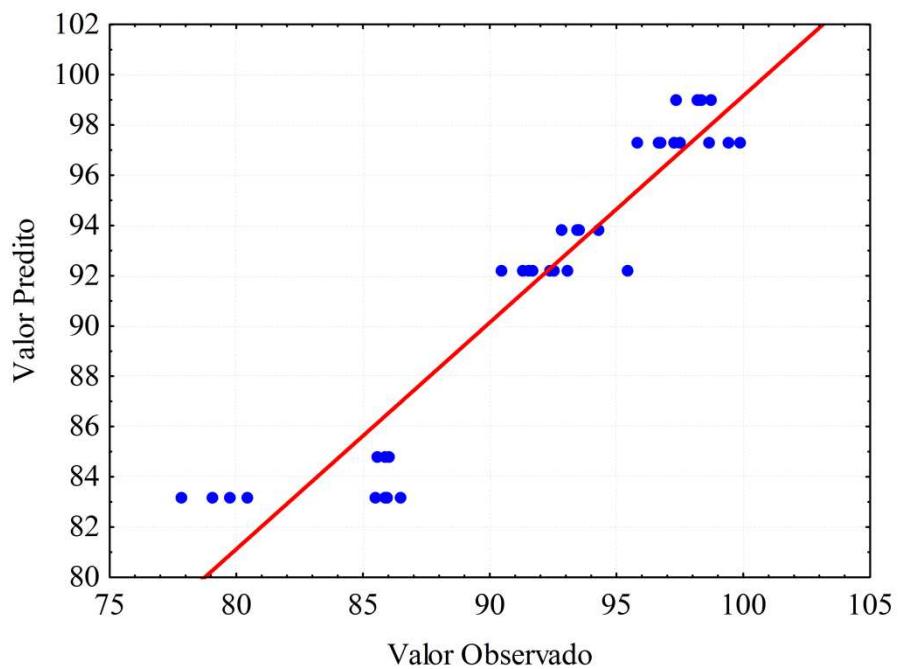


Figura E.4 – Preditivo x Observado - Grãos



Apêndice F

Código feito em *Maple* para o cálculo da perda de carga em trechos horizontais na região de escoamento completamente desenvolvido utilizando o modelo de Yang (1974). O exemplo a seguir representa o transporte pneumático de MDF a 18 m.s^{-1} e $300,7 \text{ kg.h}^{-1}$.

> *restart*;

$$g := 9.80665 :$$

Aceleração da gravidade

Propriedades da Partícula

$$\rho_p := 877.9 :$$

Densidade da partícula

$$dp := 0.0001152 :$$

Diâmetro médio da partícula

Propriedades do ar

$$\nu := 2.034 \cdot 10^{-5} :$$

Viscosidade do ar

$$\rho_f := 1.158 :$$

Densidade do ar

Dados da Linha de Transporte

$$v := 18 :$$

Velocidade média do ar

$$Di := 0.074 :$$

Diâmetro interno da tubulação

$$A_{st} := \frac{3.14 \cdot (Di^2)}{4} :$$

Área da seção transversal da tubulação

Condições Operacionais

$$ms := \frac{300.743}{3600} :$$

Vazão mássica de sólidos

$$mar := \rho_f \cdot v \cdot A_{st} :$$

Vazão mássica de ar

$$cs := \frac{ms}{mar} :$$

Carga de sólidos

Queda de pressão no trecho horizontal – Yang (1974)

$$Re_f := \frac{Di \cdot \rho_f \cdot v}{\nu} :$$

Número de Reynolds do gás

$$fL := 0.0014 + \frac{0.125}{Re_f^{0.32}} :$$

Fator de atrito-Equação 2.6

$$Re_p := \frac{(ve - c) \cdot dp \cdot \rho_f}{\nu} :$$

Número de Reynolds relacionado a velocidade terminal da partícula

$$Cds := 24 \cdot Re_p^{-1} + 3.6 \cdot Re_p^{-0.313} :$$

Coeficiente de arraste de uma única partícula

$$vt := \left(\frac{4 \cdot dp \cdot (\rho_p - \rho_f) \cdot g}{3 \cdot Cds \cdot \rho_f} \right)^{0.5} :$$

Velocidade terminal da partículas

$$e := 1 - \frac{ms}{\rho_p \cdot A_{st} \cdot c} :$$

Porosidade no leito de transporte pneumático (ϵ_t)

$$ve := \frac{v}{e} :$$

/Velocidade superficial do gás

$$fap_yh1 := \frac{0.117 \cdot (1 - e)}{e^3} \cdot \left(\frac{(1 - e) \cdot vt \cdot ve}{(ve - c) \cdot (g \cdot Di)^{0.5}} \right)^{-1.15} : /Fator de atrito de Yang - Equação 2.8$$

$$f := \left(ve - \left(\frac{fap_yh1 \cdot c^2 \cdot e^{4.7}}{2 \cdot g \cdot Di} \cdot \frac{4 \cdot dp \cdot (rho_p - rho_f) \cdot g}{3 \cdot Cds \cdot rho_f} \right)^{0.5} \right) - c : /Velocidade da partícula (c = v_p) - Equação 2.7$$

$$c := fsolve(f, c = 0 .. 30) :$$

/Velocidade da partícula - Equação 2.7

$$Dp_fs := \frac{fap_yh1 \cdot rho_p \cdot (1 - e) \cdot c^2}{2 \cdot Di} : /Perda de carga por atrito dos sólido \left(\frac{\Delta P_{fs}}{L} \right) - Equação 2.9$$

$$Dp_fg := \frac{2 \cdot fL \cdot rho_f \cdot e \cdot ve^2}{Di} : /Perda de carga por atrito do gás \left(\frac{\Delta P_{fg}}{L} \right) - Equação 2.5$$

$$Dp_hy := Dp_fs + Dp_fg :$$

/Perda de carga total

Apêndice G

Tabela G.1-Variáveis para alimentação do modelo de previsão da queda de pressão no Tee de alimentação (Equações 7.2 e 7.3).

\bar{v}_{ar} (m.s ⁻¹)	ΔP_T (Pa)	ϕ	d_p (m)	D (m)	ρ_g (kg.m ⁻³)	ρ_s (kg.m ⁻³)
10,00	93,35	0,54	0,0001152	0,074	1,20	877,89
12,00	112,55	0,45	0,0001152	0,074	1,19	877,89
14,00	131,67	0,39	0,0001152	0,074	1,18	877,89
16,00	142,49	0,34	0,0001152	0,074	1,18	877,89
18,00	157,54	0,31	0,0001152	0,074	1,16	877,89
10,00	155,95	1,10	0,0001152	0,074	1,18	877,89
12,00	193,33	0,92	0,0001152	0,074	1,18	877,89
14,00	205,25	0,79	0,0001152	0,074	1,18	877,89
16,00	236,13	0,69	0,0001152	0,074	1,18	877,89
18,00	254,71	0,62	0,0001152	0,074	1,16	877,89
10,00	222,89	1,63	0,0001152	0,074	1,19	877,89
12,00	279,04	1,33	0,0001152	0,074	1,22	877,89
14,00	289,15	1,16	0,0001152	0,074	1,20	877,89
16,00	306,67	1,03	0,0001152	0,074	1,18	877,89
18,00	314,19	0,93	0,0001152	0,074	1,16	877,89
10,00	65,92	0,38	0,0002246	0,074	1,21	827,50
12,00	81,97	0,32	0,0002246	0,074	1,20	827,50
14,00	93,61	0,27	0,0002246	0,074	1,19	827,50
16,00	102,98	0,24	0,0002246	0,074	1,18	827,50
18,00	110,66	0,22	0,0002246	0,074	1,16	827,50
10,00	118,94	0,74	0,0002246	0,074	1,22	827,50
12,00	142,99	0,62	0,0002246	0,074	1,21	827,50
14,00	162,06	0,54	0,0002246	0,074	1,20	827,50
16,00	180,94	0,48	0,0002246	0,074	1,18	827,50
18,00	198,65	0,44	0,0002246	0,074	1,15	827,50
10,00	146,52	1,05	0,0002246	0,074	1,19	827,50
12,00	176,75	0,88	0,0002246	0,074	1,19	827,50
14,00	196,45	0,75	0,0002246	0,074	1,19	827,50
16,00	236,16	0,66	0,0002246	0,074	1,19	827,50
18,00	252,17	0,60	0,0002246	0,074	1,16	827,50
12,00	206,24	3,40	0,0033866	0,074	1,17	1048,99
14,00	260,50	2,96	0,0033866	0,074	1,15	1048,99
16,00	329,22	2,62	0,0033866	0,074	1,14	1048,99
18,00	397,00	2,35	0,0033866	0,074	1,13	1048,99

12,00	353,79	7,21	0,0033866	0,074	1,17	1048,99
14,00	443,34	6,22	0,0033866	0,074	1,16	1048,99
16,00	566,47	5,54	0,0033866	0,074	1,14	1048,99
18,00	669,15	4,97	0,0033866	0,074	1,13	1048,99
12,00	459,99	9,75	0,0033866	0,074	1,19	1048,99
14,00	575,02	8,48	0,0033866	0,074	1,17	1048,99
16,00	719,61	7,48	0,0033866	0,074	1,16	1048,99
18,00	871,97	6,77	0,0033866	0,074	1,14	1048,99