



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



**TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL DE BIOMASSAS:
EXPERIMENTOS EM UNIDADE PILOTO E SIMULAÇÕES
NUMÉRICAS EM CFD**

Thais Logetto Caetité Gomes

Uberlândia – MG

2022



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



**TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL DE BIOMASSAS:
EXPERIMENTOS EM UNIDADE PILOTO E SIMULAÇÕES
NUMÉRICAS EM CFD**

Thais Logetto Caetité Gomes

Orientadores:

Claudio Roberto Duarte

Tese de doutorado 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.

Uberlândia – MG

2022

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

G633 Gomes, Thais Logetto Caetité, 1991-
2022 Transporte pneumático horizontal de biomassas:
experimentos em unidade piloto e simulações numéricas em
CFD [recurso eletrônico] / Thais Logetto Caetité Gomes.
- 2022.

Orientador: Claudio Roberto Duarte.
Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Pós-graduação em Engenharia Química.
Modo de acesso: Internet.
Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2022.314>
Inclui bibliografia.

1. Engenharia química. I. Duarte, Claudio Roberto,
1975-, (Orient.). II. Universidade Federal de
Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Química. III.
Título.

CDU: 66.0

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Química				
Defesa de:	Tese de Doutorado, 09/2022, PPGEQ				
Data:	15 de julho de 2022	Hora de início:	13:30	Hora de encerramento:	16:18
Matrícula do Discente:	11823EQU007				
Nome do Discente:	Thais Logetto Caetité Gomes				
Título do Trabalho:	Transporte pneumático horizontal de biomassas: experimentos em unidade piloto e simulações numéricas em CFD				
Área de concentração:	Desenvolvimento de Processos Químicos				
Linha de pesquisa:	Processos de Separação				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Estudo de alternativas para transporte pneumático, separação e secagem de cascalho em ambientes offshore				

Reuniu-se por meio de webconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, assim composta: Professores Doutores: Isabele Cristina Bicalho - DEG/UFLA; Giovani Aud Lourenço - IFG/Campus Itumbiara; Dyrney Araújo dos Santos - PPGEQ/UFG; Ricardo Amâncio Malagoni - FEQUI/UFU; Ricardo Corrêa de Santana - FEQUI/UFU e Claudio Roberto Duarte - PPGEQ/UFU, orientador da candidata.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Prof. Dr. Claudio Roberto Duarte, apresentou a Comissão Examinadora e a candidata, agradeceu a presença do público, e concedeu à Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação da Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovada.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Claudio Roberto Duarte, Professor(a) do Magistério Superior**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Giovani Aud Lourenço, Usuário Externo**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Isabele Cristina Bicalho, Usuário Externo**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Dyrney Araújo dos Santos, Usuário Externo**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ricardo Correa de Santana, Professor(a) do Magistério Superior**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ricardo Amâncio Malagoni, Professor(a) do Magistério Superior**, em 15/07/2022, às 16:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **3734483** e o código CRC **0196E42B**.

Dedico este trabalho aos meus pais, Madalena e Gilberto,
pelo amor e incentivo em todos os momentos.

“A persistência é o menor caminho do êxito”

Charles Chaplin

AGRADECIMENTOS

Primeiramente gostaria de agradecer a Deus por ter me dado forças nos momentos difíceis e por ter me concedido a oportunidade de desenvolver este trabalho.

Aos meus pais, Madalena e Gilberto, pelo amor incondicional proporcionado ao longo de todos esses anos. Sempre me incentivaram e apoiaram minhas decisões, sou eternamente grata por todos os sacrifícios e por tudo que fizeram em minha vida. Aos meus irmãos Victor e Igor, pelos conselhos, apoio, cumplicidade e por sempre acreditarem em meu potencial, obrigada pelo cuidado e carinho.

Ao meu namorado Rodolfo Brandão, que sempre esteve ao meu lado e nunca mediu esforços para me ajudar. Obrigada pelo carinho, compreensão, incentivo e paciência.

Gostaria de fazer um agradecimento muito especial ao meu orientador Carlos Henrique Ataíde (*in memoriam*), que infelizmente não está mais presente entre nós. Muita obrigada pela confiança depositada em meu trabalho e por não medir esforços para o desenvolvimento desta pesquisa. A Universidade Federal de Uberlândia perdeu um grande profissional, que sempre esteve empenhado em suas atividades acadêmicas e considerava a universidade como a sua segunda família. Por diversas vezes a luz da sua sala era a única acesa em plena sexta-feira às 9 da noite, sem falar nos sábados e domingos em que se dedicava a trabalhar na FEQUI. Tenho muita admiração e respeito pelo profissional que o professor Carlos Henrique Ataíde representou e representa na comunidade da Engenharia Química e sou muito grata pela oportunidade de ter trabalho em seu grupo de pesquisa e de poder trocar experiência com um dos melhores profissionais da minha área. Com certeza ele foi uma pessoa imprescindível para o meu crescimento acadêmico e pessoal.

Ao meu orientador, Claudio Roberto Duarte, expresso minha eterna gratidão por ter assumido a minha orientação, proporcionando todo o suporte necessário para a conclusão deste trabalho, e por ter acolhido todos os alunos do professor Carlos Ataíde nesse momento tão delicado, auxiliando na continuação do andamento das pesquisas.

Ao professor Giovani Aud Lourenço, que me orientou desde o início desta pesquisa e que muitas vezes saía Ituiutaba para me ajudar a resolver os problemas com a unidade de transporte pneumático em Uberlândia. Muito obrigada por todo conhecimento e experiência transmitidos, e pela sua prestatividade com todos os alunos do grupo de pesquisa.

Aos membros da banca examinadora, Isabele Cristina Bicalho, Ricardo Corrêa de Santana, Ricardo Amâncio Malagoni e Dyrney Araújo dos Santos, pelas valiosas contribuições para a melhoria desta tese. Aos amigos e colegas de laboratório, Vinícius,

Anderson, Amanda, Fernando, Ana Carolina, João Mauro e Heitor, pelos agradáveis momentos de convivência, aprendizado e incentivo.

Aos meus amigos, Ana Cláudia, Luis Gustavo, Rosi, Lindelha, João Inácio e Sandra Helena pelas palavras de conforto e carinho para continuar a jornada. Aos amigos formados durante a minha pós-graduação, Roberta, Érica, Olga, Luis, Larissa, Nara, Flávia, Argileu, Rondinelli, Geraldo, Priscila e Jeniffer, meu mestrado e doutorado foram muito mais leves e felizes com vocês! Gostaria de fazer um agradecimento especial às minhas amigas e parceiras de jornada Fernanda Arzani e Bruna Sene, muito obrigada por sempre estarem ao meu lado e por terem me encorajado em momentos de fraqueza.

Ao Ulysses da Oficina Mecânica da FEQ e ao Sebastião por toda ajuda e pelos serviços prestados para o melhoramento da unidade. Às porteiras do postinho Juliana e Silvânia, por serem tão gentis e divertidas! Sempre cuidando da nossa segurança.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia pela oportunidade concedida. Aos secretários Cecília, Silvana e Silvino pelo profissionalismo, gentileza e prestatividade.

Minha eterna gratidão a todos que de certa forma contribuíram para a realização deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	i
LISTA DE TABELAS.....	vi
LISTA DE SÍMBOLOS.....	i
RESUMO.....	i
ABSTRACT.....	iii
CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2: REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1. Transporte Pneumático.....	4
2.2. Tipos de Sistemas de Transporte Pneumático.....	5
2.3. Dispositivos de Alimentação dos Sistemas de Transporte Pneumático.....	10
2.4. Modo de Transporte Pneumático.....	15
2.5. Regimes de Escoamento no Transporte Pneumático.....	17
2.6. Diagrama de Estado.....	20
2.7. Propriedades dos Materiais e o Modo de Transporte Pneumático.....	21
2.8. Região de Aceleração e de Fluxo Totalmente Desenvolvido.....	28
2.9. Predição da Queda de Pressão em Sistemas de Transporte Pneumático.....	30
2.10. Modelagem e Simulação de Escoamentos Multifásicos.....	35
CAPÍTULO 3: APARATO EXPERIMENTAL.....	52
3.1. Unidade Experimental.....	52
3.2. Sistema de Alimentação de Sólidos.....	53
3.3. Sistema de Aquisição de Dados e Controle.....	54
CAPÍTULO 4: CARACTERIZAÇÃO DA BIOMASSA.....	56
4.1. Material.....	56
4.2. Distribuição de Tamanho das Partículas.....	57
4.3. Densidade <i>Bulk</i> , Real e Aparente.....	57
4.4. Umidade em Base Seca.....	58
4.5. Ângulo de Repouso.....	58
4.6. Fator de Forma.....	58
4.7. Resultados da Caracterização das Biomassas.....	59
CAPÍTULO 5: ESTUDO DA ALIMENTAÇÃO DE SÓLIDOS.....	64
5.1. Procedimento Experimental.....	64
5.2. Eficiência de Alimentação.....	64

5.3. Planejamento Composto Central	65
5.4. Avaliação da Eficiência de Alimentação	69
5.5. Conclusão.....	74
CAPÍTULO 6: ESTUDO DA QUEDA DE PRESSÃO NO TEE DE ALIMENTAÇÃO	76
6.1. Procedimento Experimental.....	76
6.2. Correlação Empírica para a Previsão da Queda de Pressão no Tee de Alimentação.....	76
6.3. Resultados e Discussão.....	78
6.4. Conclusão.....	87
CAPÍTULO 7: TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL.....	88
7.1. Procedimento Experimental.....	88
7.2. Determinação da Região de Aceleração e de Fluxo Totalmente Desenvolvido (F.T.D)	89
7.3. Resultados e Discussão.....	91
7.4. Conclusão.....	109
CAPÍTULO 8: ESTUDO NUMÉRICO DO TRANSPORTE PNEUMÁTICO DE BIOMASSAS EM TRECHO HORIZONTAL.....	111
8.1. Malha Computacional.....	111
8.2. Qualidade da Malha	113
8.3. Infraestrutura Computacional	115
8.4. Condições Numéricas Utilizadas nas Simulações	116
8.5. Influência do Coeficiente de Especularidade.....	117
8.6. Validação Numérica para a Previsão da Pressão Estática ao Longo do Trecho Horizontal	118
8.7. Conclusão.....	123
CAPÍTULO 9: CONCLUSÃO E SUGESTÕES	124
9.1. Conclusão.....	124
9.2. Sugestões para Trabalhos Futuros	125
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	126
APÊNDICE 1	136
APÊNDICE 2	137
APÊNDICE 3	138
APÊNDICE 4.....	148

APÉNDICE 5	150
APÉNDICE 6	153
APÉNDICE 7	156
APÉNDICE 8	158

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Sistema de transporte pneumático. Fonte: Lourenço (2019).	5
Figura 2.2: Diagrama ilustrativo das diferentes possibilidades de transportadores pneumáticos convencionais disponíveis, operando com uma única fonte de ar. Fonte: Mills (2016).	7
Figura 2.3: Representação de um sistema de transporte pneumático com pressão positiva.	8
Figura 2.4: Representação de um sistema de transporte pneumático com pressão negativa. Fonte: Mills (2016).	9
Figura 2.5: Esquema de um sistema de transporte pneumático com pressão combinada, pressão negativa e positiva. Fonte: Mills (2016).	10
Figura 2.6: Faixas de pressão de operação aproximada para vários dispositivos de alimentação. Fonte: Mills (2016).	11
Figura 2.7: Arranjo típico de uma válvula rotativa. Fontes: Mills, Jones e Agarwal (2004).	12
Figura 2.8: Fluxos de ar e caminhos de vazamento para uma válvula rotativa alimentando um sistema de transporte de pressão positiva. Fonte: Adaptado de Mills (2016).	13
Figura 2.9: Tee de alimentação.	15
Figura 2.10: Esquema dos regimes de fluxo para o transporte pneumático vertical e sistemas de leito fluidizado. Fonte: Rabinovich e Kalman (2011).	18
Figura 2.11: Regimes de escoamento para transporte pneumático horizontal. Fonte: Adaptado de Lourenço (2019).	19
Figura 2.12: Perfis de distribuição de partículas para o transporte pneumático horizontal em fase diluída.	19
Figura 2.13: Diagrama de fase para transporte pneumático horizontal de fase diluída. Fonte: Rhodes (2008).	20
Figura 2.14: Classificação de Geldart do comportamento de fluidização utilizando o ar. Fonte: Adaptado de Mills (2016).	23
Figura 2.15: Diagrama de Dixon's Slugging. Fonte: Mills (2016).	25
Figura 2.16: Transição suave entre a fase diluída e a fase densa. Fonte: Lourenço (2019).	26

Figura 2.17: Características gerais do transporte pneumático para fase diluída, zona instável e fluxo <i>slug</i> . Fonte: Lourenço (2019).....	27
Figura 2.18: Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizado apenas pela fase diluída. Fonte: Lourenço (2019).....	27
Figura 3.1: Aparato experimental do sistema de transporte pneumático.....	52
Figura 3.2: Distribuição das tomadas pressão ao longo do trecho horizontal de 9 m.....	53
Figura 3.3: Sistema de alimentação da unidade de transporte pneumático. Fonte: Adaptado de Lourenço (2019).....	54
Figura 4.1: Biomassas utilizadas no estudo.....	56
Figura 4.2: Distribuições acumulativas de tamanho de partículas e o ajuste do modelo RRB para o MMO (a) SMI (b) PMI (c) CAR (d) FTR (e).....	60
Figura 4.3: Correlação entre o índice de Hausner e o ângulo de repouso. Fonte: Adaptado de Altino, Lourenço e Ataíde (2021).....	62
Figura 4.4: Forma das partículas de casca de arroz.....	62
Figura 5.1:Variação da taxa mássica de sólidos com a velocidade de rotação para diferentes alturas de material no silo, considerando a alimentação do MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).	70
Figura 5.2:Variação da eficiência de alimentação de sólidos com a velocidade de rotação para diferentes alturas de material no silo, considerando a alimentação do MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).....	71
Figura 5.3: Variação da taxa mássica de sólidos com a rotação para diferentes biomassas, considerando a altura de material no silo de 0,3 m (a), 0,2 m (b) e 0,1 m (c).....	73
Figura 5.4: Variação da eficiência de alimentação com a rotação para diferentes biomassas, considerando a altura de material no silo de 0,3 m (a), 0,2 m (b) e 0,1 m (c).	74
Figura 6.1:Variação da queda de pressão no Tee com a velocidade do ar para diferentes taxas mássicas de sólidos, considerando o MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).	79
Figura 6.2: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o MMO a uma taxa mássica de sólidos de 312 kg/h (a), 686 kg/h (b) e 1001 kg/h (c).....	80

Figura 6.3: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o SMI a uma taxa mássica de sólidos de 144 kg/h (a), 301 kg/h (b) e 437 kg/h (c).....	80
Figura 6.4: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando a PMI a uma taxa mássica de sólidos de 69 kg/h (a), 146 kg/h (b) e 216 kg/h (c).....	81
Figura 6.5: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando a CAR a uma taxa mássica de sólidos de 125 kg/h (a), 297 kg/h (b) e 413 kg/h (c).....	81
Figura 6.6: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o FTR a uma taxa mássica de sólidos de 150 kg/h (a), 328 kg/h (b) e 444 kg/h (c).....	82
Figura 6.7: Comparação entre os valores experimentais e os preditos para a queda de pressão no Tee de alimentação, a partir da correlação modificada.	83
Figura 6.8: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o MMO a uma taxa mássica de sólidos de 312 kg/h (a), 686 kg/h (b) e 1001 kg/h (c).	84
Figura 6.9: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o SMI a uma taxa mássica de sólidos de 144 kg/h (a), 301 kg/h (b) e 437 kg/h (c).	84
Figura 6.10: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando a PMI a uma taxa mássica de sólidos de 69 kg/h (a), 146 kg/h (b) e 216 kg/h (c).	85
Figura 6.11: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando a CAR a uma taxa mássica de sólidos de 125 kg/h (a), 297 kg/h (b) e 413 kg/h (c).	85
Figura 6.12: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o FTR a uma taxa mássica de sólidos de 150 kg/h (a), 328 kg/h (b) e 444 kg/h (c).	86
Figura 7.1: Região de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido. Fonte: Adaptado de Tripathi, Levy e Kalman (2018).	89

Figura 7.2: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o MMO em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	91
Figura 7.3: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o SMI em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	92
Figura 7.4: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a PMI em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	92
Figura 7.5: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a CAR em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	93
Figura 7.6: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o FTR em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	93
Figura 7.7: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o FTR em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	95
Figura 7.8: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o SMI em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 95 kg/h (a), 262 kg/h (b), 437 kg/h (c), 543 kg/h (d) e 631 kg/h (e).	96
Figura 7.9: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a PMI em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 46 kg/h (a), 127 kg/h (b), 216 kg/h (c), 248 kg/h (d) e 278 kg/h (e).	97
Figura 7.10: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a CAR em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 91 kg/h (a), 260 kg/h (b), 413 kg/h (c), 538 kg/h (d) e 654 kg/h (e).	98
Figura 7.11: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o FTR em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 105 kg/h (a), 308 kg/h (b), 444 kg/h (c), 547 kg/h (d) e 576 kg/h (e).	99
Figura 7.12: Comprimento de aceleração em relação à taxa mássica de sólidos (a) e comprimento de aceleração em relação à velocidade do ar (b), para o MMO.	101

Figura 7.13: Comprimento de aceleração em relação à taxa mássica de sólidos (a) e comprimento de aceleração em relação à velocidade do ar (b), para o SMI.	101
Figura 7.14: Comprimento de aceleração em relação à taxa mássica de sólidos (a) e comprimento de aceleração em relação à velocidade do ar (b), para a PMI.	101
Figura 7.15: Comprimento de aceleração em relação à taxa mássica de sólidos (a) e comprimento de aceleração em relação à velocidade do ar (b), para a CAR.	102
Figura 7.16: Comprimento de aceleração em relação à taxa mássica de sólidos (a) e comprimento de aceleração em relação à velocidade do ar (b), para o FTR.	102
Figura 7.17: Diagrama de estado para o MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).	104
Figura 7.18: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o MMO a 229 kg/h (a), 678 kg/h (b), 1001 kg/h (c), 1284 kg/h (d) e 1483 kg/h (e). ...	106
Figura 7.19: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de MMO, na velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).	107
Figura 8.1: Malha computacional adota no estudo numérico.	112
Figura 8.2: Calibração de coeficiente de especularidade.	118
Figura 8.3: Pressão estática P1 ao longo do tempo.	119
Figura 8.4: Comparação dos resultados numéricos e experimentais do perfil de pressão estática ao longo do comprimento.	119
Figura 8.5: Perfil da distribuição de partículas de sabugo de milho ao longo da linha de transporte pneumático, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidade do ar de 16 m/s, em toda geometria (a), em um trecho do duto horizontal e na curva (c).	120
Figura 8.6: Distribuição de partículas de sabugo de milho nas seções transversais ao longo do trecho horizontal, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidade do ar de 16 m/s.	120
Figura 8.7: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da queda de pressão por comprimento em função da velocidade do ar.	121
Figura 8.8: Distribuição de partículas de sabugo de milho na seção transversal da posição P6 do trecho horizontal, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidades do ar de 14, 16, 18 e 20 m/s.	122

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Características do transporte pneumático nas fases densa e diluída.....	17
Tabela 2.2: Correlações para a predição do comprimento de aceleração em sistemas de transporte pneumático em fase diluída horizontal.	30
Tabela 2.3: Correlações publicadas para estimar o fator de atrito do sólido.....	33
Tabela 2.4: Propriedades e condições de aplicação para os modelos de Euler-Euler. ...	37
Tabela 2.5: Modelos do coeficiente de transferência de momento.	39
Tabela 2.6: Equações constitutivas que completam a teoria cinética do escoamento granular.....	41
Tabela 2.7: Modelo de turbulência RNG ($k-\varepsilon$) – <i>Dispersed</i>	47
Tabela 4.1: Parâmetros do modelo RRB de distribuição granulométrica.	59
Tabela 4.2: Propriedades das biomassas.....	61
Tabela 5.1: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o milho moído	65
Tabela 5.2: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o sabugo de milho.....	66
Tabela 5.3: Planejamento composto central e os resultados obtidos para a palha de milho.	66
Tabela 5.4: Planejamento composto central e os resultados obtidos para a casca de arroz.	67
Tabela 5.5: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o farelo de trigo.	67
Tabela 5.6: Modelos reduzidos do planejamento composto central para cada biomassa.	68
Tabela 6.1: Parâmetros da correlação modificada para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.	83
Tabela 7.1: Desvios médios das correlações para a previsão da queda de pressão por unidade de comprimento na região de fluxo totalmente desenvolvido.	108
Tabela 8.1: Teste de independência de malha.	112
Tabela 8.2: Relação entre <i>skewness</i> e qualidade da célula.	114
Tabela 8.3: Espectro de qualidade ortogonal da malha.	115
Tabela 8.4: Especificação dos computadores utilizados nas simulações.	115

Tabela 8.5: Modelagem Matemática.	116
Tabela 8.6: Métodos de Solução.....	116

LISTA DE SÍMBOLOS

Ar	Número de Arquimedes	$M^0L^0T^0$
C_D	Coefficiente de arraste	$M^0L^0T^0$
C_{DS}	Coefficiente de arraste de uma única partícula	$M^0L^0T^0$
D	Diâmetro interno da tubulação	$M^0L^1T^0$
D_{50}	Diâmetro interno de um tubo de 50 cm	$M^0L^1T^0$
d_p	Diâmetro da partícula	$M^0L^1T^0$
d_s	Diâmetro médio de Sauter	$M^0L^1T^0$
e_{ss}	Coefficiente de restituição entre sólidos	$M^0L^0T^0$
Fr	número de froude	$M^0L^0T^0$
f_g	Fator de atrito do gás	$M^0L^0T^0$
G_k	Produção de energia cinética turbulenta por cisalhamento	$M^1L^{-1}T^{-2}$
g	Aceleração da gravidade	$M^0L^{-1}T^{-2}$
$g_{0,ss}$	Função de distribuição radial	$M^0L^0T^0$
HR	Índice de Hausner	$M^0L^0T^0$
\bar{I}	Tensor unitário	$M^1L^{-1}T^{-2}$
I_{2D}	Segundo invariante do tensor tensão	$M^0L^0T^0$
k	Energia cinética turbulenta	$M^0L^2T^{-2}$
K_{gs}	Coefficiente de troca de momentum entre as fases	$M^1L^{-1}T^{-1}$
k_{θ_s}	Coefficiente de difusão da energia de flutuação granular	$M^1L^{-1}T^{-1}$
L	Comprimento da tubulação	$M^0L^1T^0$
L_{ac}	Comprimento de aceleração	$M^0L^1T^0$
m	massa	$M^1L^0T^0$
\dot{m}_f	Taxa mássica do fluido	$M^1L^0T^{-1}$
\dot{m}_s	Taxa mássica de sólidos	$M^1L^0T^{-1}$
P	Pressão estática	$M^1L^{-1}T^{-2}$
P_f	Pressão friccional	$M^1L^{-1}T^{-2}$
p_s	Pressão de sólidos	$M^1L^{-1}T^{-2}$
q_s	Condição de contorno geral para temperatura granular na parede	$M^0L^0T^0$
R	Raio da tubulação	$M^0L^1T^0$

Re	Número de Reynolds	$M^0L^0T^0$
Re_r	Reynolds relativo	$M^0L^0T^0$
\bar{T}	Tensor tensão	$M^1L^{-1}T^{-2}$
\bar{T}_f	Tensor tensão da fase fluída	$M^1L^{-1}T^{-2}$
\bar{T}_s	Tensor tensão da fase sólida	$M^1L^{-1}T^{-2}$
t	Tempo	$M^0L^0T^1$
U_{bs}	Teor de umidade em base seca	$M^0L^0T^0$
$\vec{U}_{s,\parallel}$	Velocidade de deslizamento da partícula paralela à parede	$M^0L^1T^{-1}$
$V_{útil}$	Volume útil da válvula rotativa	$M^0L^3T^0$
v_g	Velocidade superficial do gás	$M^0L^1T^{-1}$
v_f	Velocidade do fluido	$M^0L^1T^{-1}$
v_{rl}	Velocidade relativa entre o gás e a partícula	$M^0L^1T^{-1}$
$v_{r,s}$	Velocidade terminal da fase sólida	$M^0L^1T^{-1}$
v_s	Velocidade do sólido	$M^0L^1T^{-1}$
v_t	Velocidade terminal de uma única partícula	$M^0L^1T^{-1}$
v_{ε_t}	Velocidade real do gás	$M^0L^1T^{-1}$
\vec{v}_s	vetor velocidade da fase sólida	$M^0L^1T^{-1}$
\vec{v}_f	vetor velocidade da fase fluída	$M^0L^1T^{-1}$
u'	Flutuação de velocidade	$M^0L^1T^{-1}$
\bar{u}	Velocidade média de curto-prazo	$M^0L^1T^{-1}$
$u_{s,i}$	Componente da velocidade na direção i	$M^0L^1T^{-1}$
u_t	Velocidade de atrito	$M^0L^1T^{-1}$
Y	Eficiência de alimentação da válvula rotativa	$M^0L^0T^0$
<i>Símbolos gregos</i>		
α	Ângulo de repouso estático	$M^0L^0T^0$
α_g	Fração volumétrica da fase gasosa	$M^0L^0T^0$
$\alpha_{s,máx}$	Fração máxima de empacotamento da fase sólida	$M^0L^0T^0$
α_s	Fração volumétrica da fase sólida	$M^0L^0T^0$
γ_{θ_s}	Dissipação de energia devido a colisões	$M^0L^0T^0$
ε	Taxa de dissipação da energia cinética turbulenta	$M^0L^2T^{-3}$

ε_t	Porosidade do leito	$M^0L^0T^0$
θ_s	Temperatura granular	$M^0L^0T^0$
λ_s	Fator de atrito do sólido	$M^0L^0T^0$
λ_g	Viscosidade granular bulk	$M^1L^{-1}T^{-1}$
μ_g	Viscosidade dinâmica do gás	$M^1L^{-1}T^{-1}$
μ_s	Viscosidade cisalhante da fase sólida	$M^0L^{-1}T^{-1}$
$\mu_{s,cin}$	Viscosidade cinética da fase sólida	$M^0L^{-1}T^{-1}$
$\mu_{s,col}$	Viscosidade colisional da fase sólida	$M^0L^{-1}T^{-1}$
$\mu_{s,fric}$	Viscosidade friccional da fase sólida	$M^0L^{-1}T^{-1}$
μ_t	Viscosidade dinâmica turbulenta	$M^1L^{-1}T^{-1}$
ρ_{ba}	Densidade <i>bulk</i> aerada	$M^1L^{-3}T^0$
ρ_{bc}	Densidade <i>bulk</i> compactada	$M^1L^{-3}T^0$
ρ_f	Densidade da fase fluída	$M^1L^{-3}T^0$
ρ_g	Densidade do gás	$M^1L^{-3}T^0$
ρ_{real}	Densidade real	$M^1L^{-3}T^0$
ρ_s	densidade da fase sólida	$M^1L^{-3}T^0$
σ_k	Número de Prandtl de k	$M^0L^0T^0$
σ_ε	Número de Prandtl de ε	$M^0L^0T^0$
τ_w	Tensão de cisalhamento na parede	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{ag}	Aceleração do gás	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{as}	Aceleração dos sólidos	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{fg}	Atrito do gás com a parede	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{fs}	Atrito dos sólidos com a parede	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{pg}	Peso do gás	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{ps}	Peso dos sólidos	$M^1L^{-1}T^{-2}$
ΔP_{FTD}	Queda de pressão na região de fluxo totalmente desenvolvido	$M^1L^{-1}T^{-2}$
τ_{ij}	Torque entre a partícula i e j	$M^1L^2T^{-2}$
φ_e	Ângulo de fricção interna	$M^0L^0T^0$
ψ	Esfericidade de partícula	$M^0L^0T^0$
ω	Velocidade de rotação da válvula rotativa	$M^0L^0T^{-1}$
ϕ	Carga de sólidos	$M^0L^0T^0$
ϕ_e	Coefficiente de especularidade	$M^0L^0T^0$

RESUMO

O transporte pneumático de biomassa tem sido amplamente utilizado por indústrias químicas e de energia. As características e a estabilidade do fluxo gás-sólido são muito importantes para a qualidade do produto final e para o projeto e operação de plantas industriais. Devido às suas diferentes propriedades físicas, problemas operacionais são frequentemente verificados durante o transporte de biomassas, geralmente associados ao controle do processo de alimentação. Tendo isso em vista, um dos objetivos desse trabalho foi avaliar a eficiência de alimentação de uma válvula rotativa em uma linha de transporte pneumático de pressão positiva, empregando biomassas com diferentes propriedades físicas e variando condições operacionais, tais como: velocidade do ar, velocidade de rotação da válvula e diferentes alturas de material no silo de alimentação. As biomassas utilizadas foram: milho moído (MMO), sabugo de milho (SMI), palha de milho (PMI), casca de arroz (CAR) e farelo de trigo (FTR). Estas foram caracterizadas quanto à sua densidade, tamanho, forma, ângulo de repouso e teor de umidade. Foi observado que a altura de material no silo influenciou na eficiência de alimentação. Materiais de baixa densidade *bulk* obtiveram maiores eficiências de alimentação para as condições de menor altura, devido à maior facilidade de quebra dos arcos mecânicos/coesivos formados acima da abertura de saída do silo. Ainda no sistema de alimentação, foi proposta uma modificação de um modelo empírico apresentado por Lourenço (2019), para a previsão da queda de pressão no Tee de alimentação, a partir da inserção de um fator de forma em seu equacionamento, devido à irregularidade das partículas de biomassa. Os resultados obtidos pela correlação modificada mostraram boa concordância com os dados experimentais, com desvio máximo inferior a 10%. Além disso, foi realizado o estudo da perda de carga para o transporte pneumático de biomassas em fase diluída em um trecho horizontal de 9 m, no qual foi possível observar que o aumento da taxa mássica de sólidos, bem como da velocidade do ar, proporcionou o aumento da queda de pressão na linha. Por meio dos perfis de pressão estática ao longo do comprimento, foram identificadas as regiões de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido e, então, determinado o comprimento de aceleração para cada material e condição operacional avaliada. Concluiu-se que o comprimento de aceleração aumenta com aumento da velocidade do ar, da taxa mássica de sólidos e, conseqüentemente, da carga de sólidos. Simulações numéricas em CFD (Fluidodinâmica Computacional) foram realizadas para a previsão da queda de pressão no trecho horizontal para descrever o transporte

pneumático em fase diluída do sabugo de milho, utilizando a abordagem Euleriana Granular e aplicando o modelo de turbulência RGN ($k-\varepsilon$) – *Dispersed*. O estudo numérico conseguiu prever de forma satisfatória o perfil de pressão estática ao longo do comprimento, apresentando um desvio médio de 0,71% em relação aos dados experimentais para a condição operacional de velocidade do ar de 16 m/s e taxa mássica de sólidos de 437 kg/h. Além disso, o modelo conseguiu descrever qualitativamente a distribuição de partículas ao longo da linha, sendo possível identificar a formação de *rope* na curva e o estabelecimento da região de fluxo totalmente desenvolvido de acordo com similaridade dos perfis de frações volumétricas de sólidos nas seções transversais do trecho reto.

Palavras-chave: Transporte pneumático, queda de pressão em dutos horizontais, alimentação de biomassa, válvula rotativa, Tee de alimentação.

ABSTRACT

Biomass pneumatic conveying has been widely used in energy and chemical industries. The characteristics and stability of the gas-solid flow are very important for the final product quality, design, and operation of the industrial plants. Due to its different physical properties, operational problems are frequently verified during the transport of biomass, generally associated with the feeding process control. Bearing this in mind, one of the aims of this work was to evaluate the rotary valve feeding efficiency in a positive pressure pneumatic conveying line, using biomass with different physical properties and varying operating conditions such as: air velocity, valve rotational speed, and height of material in the feeding silo. The biomasses used were: milled corn, corn cob, corn straw, rice husk, and wheat bran. They were characterized as to their density, size, shape, angle of repose, and moisture content. It was observed that the height of material in the silo influenced the feeding efficiency. Materials of low bulk density obtained greater feeding efficiencies for the conditions of lower material height in the silo due to easier breaking of the mechanical/cohesive arches formed. Moreover, it was proposed a modification in an empirical correlation presented by Lourenço (2019) to predict the pressure drop in the feeding Tee, from the insertion of a form factor in its equation, due to the irregularity of the biomass particles. The results obtained by the modified correlation showed good agreement with the experimental data, with a maximum deviation of less than 10%. In addition, a study of the pressure drop was carried out for the pneumatic conveying of biomass in dilute phase in a horizontal stretch of 9 m, in which it was possible to observe that the increase in the solids' mass flow rate, as well as the air velocity, provided the increase of the pressure drop in the line. Through static pressure profiles along the length, the regions of acceleration and fully developed flow were identified and, then, the acceleration length was determined for each material and operational condition evaluated. It was concluded that the acceleration length increases with increasing air velocity, solids' mass flow rate, and, consequently, solids loading. Numerical simulations in CFD (Computational Fluid Dynamics) were performed to predict the pressure drop in the horizontal length to describe the dilute phase pneumatic conveying of corn cob, using the Granular Eulerian approach and applying the RGN turbulence model ($k-\varepsilon$) – Dispersed. The numerical study was able to satisfactorily predict the static pressure profile along its length, showing an average deviation of 0.71% in relation to the experimental data for the operational condition of air velocity of 16 m/s

and solids' mass flow rate of 437 kg/h. In addition, the model was able to describe qualitatively the distribution of particles along the line, making it possible to identify the formation of rope in the curve and the establishment of the fully developed flow region according to the similarity of the profiles of solids' volumetric fractions in the cross-sections of the straight stretch.

Keywords: Pneumatic conveying, pressure drop in horizontal ducts, biomass feeding, rotary valve, feeding Tee.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O transporte pneumático é um processo em que materiais particulados a granel são deslocados ao longo de dutos horizontais e/ou verticais, empregando o ar como meio transportador. Nas indústrias químicas e de energia, esse processo tem sido amplamente utilizado para o transporte de biomassa, permitindo que o material particulado seja transferido pneumaticamente, por exemplo, para um silo de armazenamento, reator, gaseificador ou caldeira (DAI; CUI; GRACE, 2012; HE et al., 2012; HASSAN; BJÖRN, 2000).

Um dos fatores limitantes e desafiadores para o transporte pneumático de biomassas é o controle do processo de alimentação do material na linha. Produtos desta natureza apresentam heterogeneidade substancial em suas propriedades físicas, que incluem uma ampla distribuição de tamanho de partículas, formas irregulares e variação de rugosidade superficial (CUI; GRACE, 2006; DAI; GRACE, 2011; DAI; CUI; GRACE, 2012), quando avaliada uma mesma amostra de material. Além disso, muitas biomassas tendem a ser compressíveis e flexíveis.

Problemas durante o processo de alimentação de biomassas em linhas de transporte pneumático são frequentemente encontrados, devido às suas diferentes propriedades físicas, tornando inviável a operação contínua de todo o sistema e, conseqüentemente, comprometendo o seu potencial uso como fonte de energia renovável (CUI; GRACE, 2006).

A válvula rotativa é um dos dispositivos mais empregados na alimentação de materiais em sistemas de transporte pneumático, tendo em vista o seu baixo custo, facilidade de construção e simplicidade de operação (MILLS, 2016; GUNDOGDU, 2004). Apesar disso, problemas operacionais podem ser encontrados durante a sua utilização, devido à possíveis vazamentos de ar na válvula e ao gradiente de pressão adverso formado entre a tubulação e o silo de alimentação, o que dificulta o fornecimento de material para a linha.

A região de alimentação é caracterizada pela rápida mudança de momento das partículas e grande turbulência durante a mistura gás-sólido, resultando em altas quedas de pressão (KLINZING et al., 2010). Para reduzir as perdas de energia nessa região, dispositivos de transição podem ser utilizados entre o alimentador e o duto de transporte. O Tee de alimentação, por exemplo, é amplamente utilizado como dispositivo de transição entre a

válvula rotativa e a linha de transporte pneumático, sendo responsável pela mistura e dispersão das partículas na linha (KLINZING et al., 2010; KESSEL, 1985).

A maioria dos estudos reportados na literatura associados ao manuseio de materiais particulados utilizam pós ou partículas que apresentam formatos regulares, com uma estreita faixa de distribuição de tamanho. Assim, existe uma carência de informações a respeito da alimentação e transporte de materiais que apresentam formatos irregulares e significativas diferenças em suas propriedades físicas, como é o caso da biomassa. A natureza dessas partículas impõe dificuldades consideráveis na previsibilidade dos processos de alimentação e transporte (CUI; GRACE, 2006; DAI; GRACE, 2008; DAI; GRACE, 2011; DAI; CUI; GRACE, 2012), principalmente em sistemas com pressão positiva, fazendo com que o dimensionamento dos transportadores pneumáticos passem por testes em unidades piloto, aumentando os custos de projeto.

De forma a contribuir para o enriquecimento da pesquisa associada ao manuseio de biomassas, neste trabalho foram realizados dois estudos. O primeiro, trata-se da investigação de um sistema de alimentação eficiente para partículas de biomassa, composto por uma válvula rotativa conectada a um Tee de alimentação, em que foram avaliados a queda de pressão no Tee e a eficiência de alimentação da válvula.

No segundo estudo, foi avaliada a queda de pressão no trecho horizontal da linha de transporte pneumático, permitindo classificar, por meio do diagrama de estado, o modo de transporte pneumático das partículas estudadas e comparar os resultados encontrados com modelos disponíveis na literatura para a previsão da perda de carga em trechos retos na região de escoamento totalmente desenvolvido. Além disso, foi empregada a técnica de Fluidodinâmica Computacional (CFD), utilizando o modelo Euleriano Granular Multifásico, para a previsão da queda de pressão no trecho horizontal.

1.1. Objetivos

Com base no exposto, o objetivo geral desse trabalho foi estudar o sistema de alimentação e o transporte pneumático de biomassas, avaliando a eficiência de uma válvula rotativa, a perda de carga de um Tee de alimentação e a queda de pressão na linha. Como objetivos específicos, pode-se destacar:

- Avaliar a eficiência de uma válvula rotativa na alimentação de um sistema de transporte pneumático, empregando diferentes biomassas e variando as condições

operacionais, tais como a velocidade de rotação da válvula e as alturas de material no silo de alimentação;

- Propor uma modificação do modelo empírico apresentado por Lourenço (2019) para a previsão da queda de pressão em um Tee de alimentação, através da inserção de um fator de forma;
- Avaliar a queda de pressão no trecho horizontal do sistema de transporte pneumático de biomassas em fase diluída;
- Verificar modelos disponíveis na literatura para a previsão da queda de pressão em trechos horizontais na região de fluxo totalmente desenvolvido e comparar com os resultados experimentais obtidos;
- Propor um modelo numérico para a predição da queda de pressão no transporte pneumático horizontal de biomassas utilizando a Fluidodinâmica Computacional (CFD) e avaliar o comportamento fluidodinâmico do escoamento multifásico.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Transporte Pneumático

A competitividade nas indústrias é um dos principais incentivos para que novas soluções sejam desenvolvidas com o intuito de melhorar processos, simplificar sistemas e garantir maior confiabilidade e disponibilidade de equipamentos. Para muitas indústrias, o transporte de materiais constitui uma das principais atividades realizadas, tornando-se foco de análise para o aumento do rendimento operacional (CARVALHO, 2018). Vários tipos de transportadores estão disponíveis no mercado. Entretanto, alguns deles ocupam muito espaço na planta, enquanto outros apresentam limitações em relação às taxas mássicas de material fornecidas. Tendo isso em vista, o transporte pneumático tem se destacado por se adequar fisicamente em pequenos espaços e proporcionar elevadas taxas mássicas de sólidos durante o transporte (MAHURE et al., 2013).

O transporte pneumático é um processo em que materiais particulados a granel são deslocados ao longo de dutos horizontais e/ou verticais, empregando o ar como meio transportador. Essa tecnologia tem sido amplamente utilizada nas indústrias químicas, alimentícias, minerais, farmacêuticas, metalúrgicas, entre outras (YANG et al., 2020; KLINZING, 2018; WANG et al., 2017; KLINZING et al., 2010). Na agricultura e na pecuária, grandes quantidades de grãos e rações animais também podem ser manuseados e transportados pneumaticamente.

Existem várias razões para o transporte pneumático ser o método mais comum para o transporte de materiais em pó e granulados pelas indústrias. Em primeiro lugar, a utilização de tubulações horizontais, verticais e curvas com qualquer combinação de orientações, permite que o arranjo do sistema seja bastante flexível tanto no layout da planta quanto na operação. Além disso, a condição de transporte fechado permite que o sistema desloque vários tipos de materiais granulares, incluindo materiais a granel perigosos, sem gerar problemas ambientais. E, por último, este sistema pode operar automaticamente e os custos de mão de obra podem ser reduzidos sem a constante necessidade de controlar e monitorar o processo (WANG et al., 2017). Suas desvantagens estão atreladas ao alto consumo de energia e ao desgaste por abrasão nos tubos para alguns tipos de partículas transportadas no equipamento (MOLERUS, 1981).

De acordo com Gomide (1983), as principais variáveis para a seleção e o dimensionamento de um 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 e os fatores econômicos, como os custos de aquisição, operação e manutenção.

Por apresentarem um excelente contato gás-partícula e baixos tempos de residência, os sistemas de transporte pneumático também podem ser utilizados como secadores, onde o mecanismo de transferência de calor relevante é o convectivo, ou como reatores, os denominados leitos fluidizados circulantes. Assim, devido à sua grande versatilidade, os sistemas de transporte pneumático são muito utilizados no meio industrial, o que torna bastante evidente a importância de seu estudo, completo entendimento e aperfeiçoamento desses sistemas (LOPES, 2007).

2.2. Tipos de Sistemas de Transporte Pneumático

De acordo com Klinzing et al. (2010), um sistema de transporte pneumático é normalmente composto por quatro zonas distintas, cada uma exigindo alguns equipamentos específicos para o bom funcionamento da planta, conforme esquematizado na Figura 2.1.

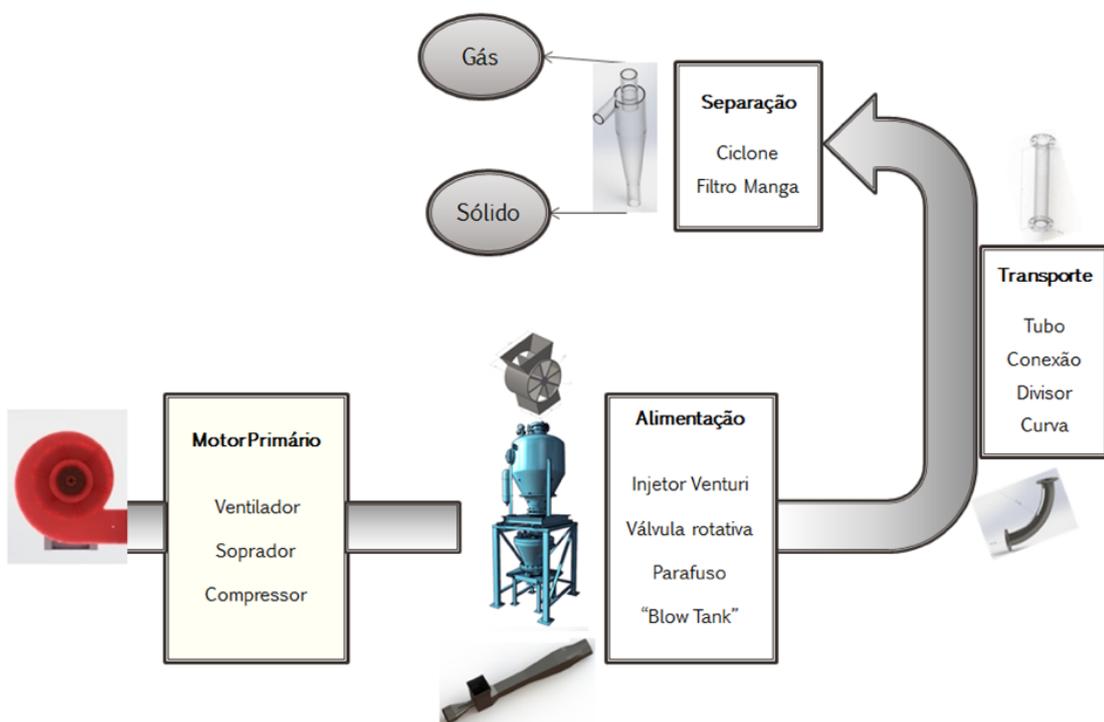


Figura 2.1: Sistema de transporte pneumático. Fonte: Lourenço (2019).

Essas zonas podem ser classificadas como:

- **Fontes de fornecimento de gás:** Responsáveis por fornecer a energia necessária para o gás circular no interior da tubulação. Vários tipos de compressores, ventiladores, sopradores e bombas de vácuo são utilizados como motor principal;
- **Mecanismo de alimentação:** Responsável por alimentar os sólidos na linha, utilizando um dispositivo de alimentação, como válvulas rotativas, alimentadores parafuso, etc;
- **Linha de transporte:** Responsável pelo direcionamento da mistura gás-sólidos até o ponto de separação e descarga. Consiste em todas as tubulações horizontais e verticais, curvas e outros componentes auxiliares;
- **Separação de sólidos:** Ao final da linha de transporte, as partículas sólidas precisam ser separadas da corrente de gás na qual foram transportadas. Para isto, pode-se utilizar ciclones, filtros de manga ou precipitadores eletrostáticos (KLINZING et al., 2010).

Diferentes tipos de sistemas de transporte pneumático estão disponíveis para atender uma variedade de aplicações. Um sistema 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 como inovador, quando não é possível o transporte dos materiais a baixa velocidade e são utilizadas alternativas inovadoras, como os *busters* de ar, que proporcionam o transporte em pacote de partículas (*slug*) (MILLS, 2016).

A maioria dos transportadores pneumáticos são convencionais, operados de forma contínua, com sistema aberto e localização fixa. Entretanto, para se adequar ao material que está sendo transportado ou ao processo, sistemas inovadores também podem ser utilizados, os quais são operados frequentemente em batelada e fechado. Para aumentar a complexidade da seleção do transportador, os sistemas podem ainda operar sob pressão positiva (utilizando uma máquina de fluxo no início da linha), negativa (utilizando um exaustor no final da linha) ou a combinação de ambas (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). Os sistemas de pressão positiva são geralmente limitados a uma pressão máxima de 1 bar manométrico e os sistemas de pressão negativa a um vácuo de cerca de 0,4 bar, pelos tipos de sopradores e exaustores utilizados (RHODES, 2008).

Inúmeros requisitos e condições impostas pelo material a ser transportado devem ser considerados para a seleção do tipo de sistema de transporte a ser empregado (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). A Figura 2.2 mostra as diversas combinações possíveis para sistemas de transporte pneumático convencionais, relacionando pressão positiva, negativa e

sistemas com pressão positiva e negativa combinada, com sistemas abertos e fechados (MILLS, 2016).

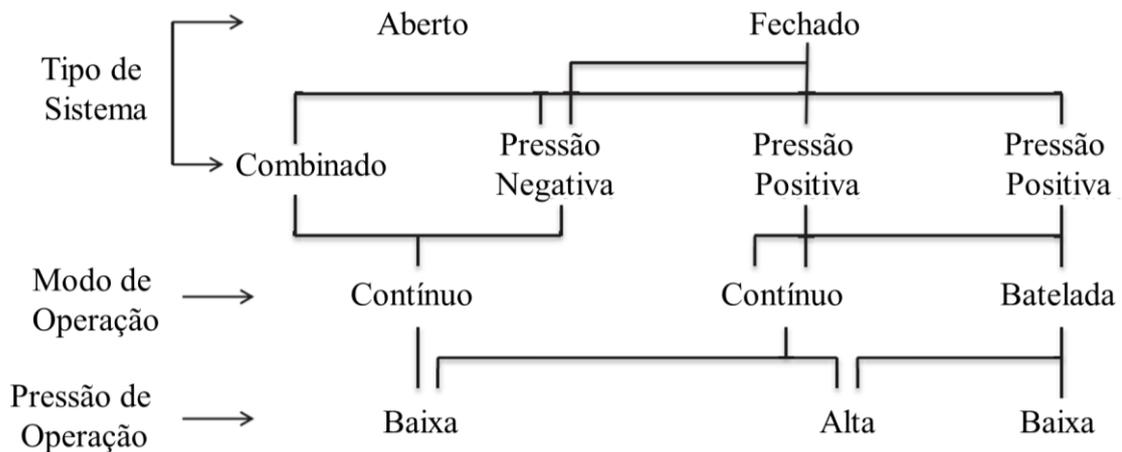


Figura 2.2: Diagrama das diferentes possibilidades de transportadores pneumáticos convencionais disponíveis, operando com uma única fonte de ar. Fonte: Mills (2016).

Conforme relatado por Santos (2009), para certos processos, é necessário que o transporte de sólidos seja realizado em um ambiente controlado, como ocorre nos sistemas de circuito fechado, em que o gás transportador é reciclado na linha de transporte, cujas vantagens são:

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

Os sistemas fechados são utilizados apenas em circunstâncias muito específicas, como no caso de materiais tóxicos e explosivos. Se uma nuvem de poeira do material for potencialmente explosiva, nitrogênio ou algum outro gás deve ser utilizado como meio transportador. Como o gás pode ser recirculado na linha, os custos operacionais em termos de gás inerte são significativamente reduzidos. Os sistemas de transporte contínuos são provavelmente os mais fáceis de organizar na forma de um circuito fechado (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

Quando o restrito controle ambiental não é necessário, é preferível a seleção de um sistema aberto, uma vez que o custo de capital da planta será menor, a complexidade

operacional será reduzida e uma variedade muito maior de sistemas estará disponível (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). 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 (LOURENÇO, 2019). Com a separação adequada do gás e dos sólidos, a grande maioria dos materiais podem ser manuseados com segurança em um sistema aberto (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

Segundo Klinzing et al. (2010), os sistemas de pressão positiva representam a configuração mais utilizada no transporte pneumático. São adequados para aplicações de descargas múltiplas, nas quais o material é alimentado por um ponto único e descarregado em vários silos de receptores com o auxílio de válvulas direcionais, como pode ser observado na Figura 2.3.

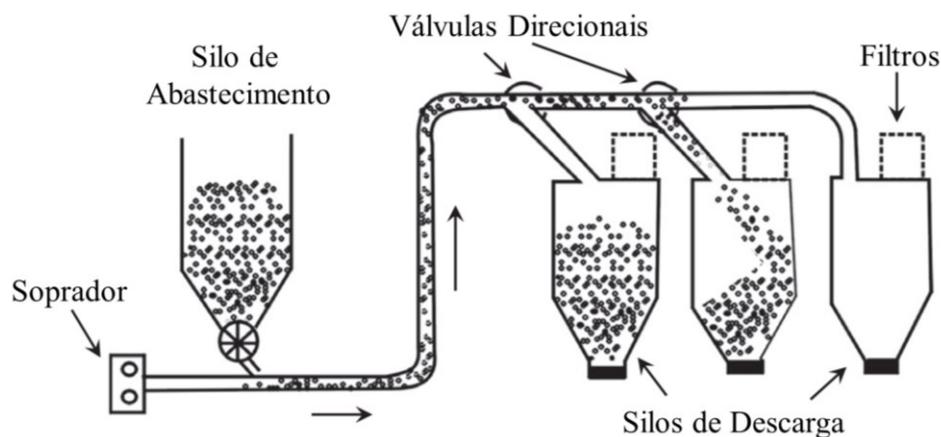


Figura 2.3: Representação de um sistema de transporte pneumático com pressão positiva. Fonte: Mills, Jones e Agarwal (2004).

Embora os sistemas de transporte de pressão positiva com descarregamento para um ponto de recepção em pressão atmosférica sejam provavelmente os mais comuns, a alimentação do material em uma tubulação com ar sob pressão apresenta uma série de problemas. Uma ampla variedade de dispositivos de alimentação estão disponíveis para serem empregados nesse tipo de sistema, como o alimentador venturi, parafuso, válvula rotativa e tanques de descarga (*blow tank*) (MILLS, 2016).

Sistemas de pressão negativa ou de vácuo são comumente usados para o deslocamento de materiais de múltiplas fontes para um ponto comum. Há uma pequena variação de pressão ao longo do dispositivo de alimentação, apresentando, portanto, poucos problemas durante o processo. Como consequência disso, o sistema de alimentação pode ser mais simples e barato

em comparação ao de pressão positiva. A Figura 2.4 ilustra o funcionamento desse tipo de sistema (MILLS, 2016).

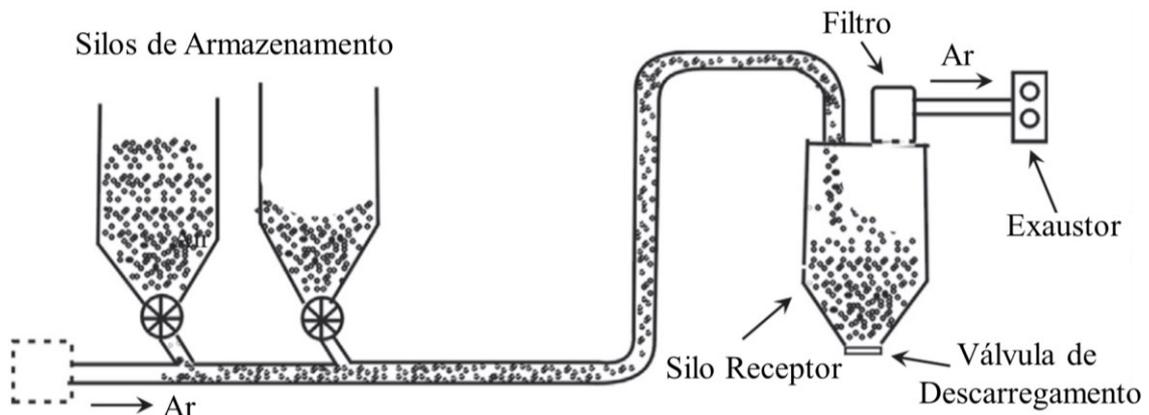


Figura 2.4: Representação de um sistema de transporte pneumático com pressão negativa.
Fonte: Mills (2016).

A partir da Figura 2.4 é possível notar que o silo receptor e a unidade de filtração devem operar sob vácuo. Dessa forma, existem três diferenças básicas do sistema de transporte de pressão negativa em relação ao de pressão positiva:

- O silo receptor deve ser projetado apropriadamente para suportar o vácuo;
- A planta de filtração deve ser maior, pois um maior volume de ar deve ser filtrado sob condições de vácuo;
- Em sistemas de operação contínua, o material precisará ser retirado do silo receptor. Porém, como ele opera sob vácuo, o ar pode vaziar através da válvula de descarga. Esta é efetivamente uma imagem espelhada do problema de alimentação de material contra um gradiente de pressão adverso apresentado no sistema de pressão positiva.

Os sistemas de pressão negativa também são utilizados para a retirada de materiais com armazenamento aberto e pilhas de estoque, onde a superfície superior do material é acessível, sendo este processo realizado por meio de bocais de sucção. Esses sistemas, portanto, podem ser usados de forma mais eficaz para descarregar navios, além de serem particularmente úteis em processos de limpeza, como a remoção de derramamentos de material e acúmulos de poeira (MILLS, 2016).

É possível também usufruir das vantagens dos sistemas positivos e negativos através dos sistemas combinados de transporte pneumático, os quais podem ser utilizados para captar materiais de várias fontes de alimentação e descarregá-los em múltiplos pontos (KLINZING et al., 1990), conforme ilustrado pela Figura 2.5. A primeira seção da linha de transporte usa

o sistema de sucção para lançar o material dentro da tubulação, e a segunda seção utiliza pressão positiva para transportar os sólidos em distâncias maiores (LOURENÇO, 2019).

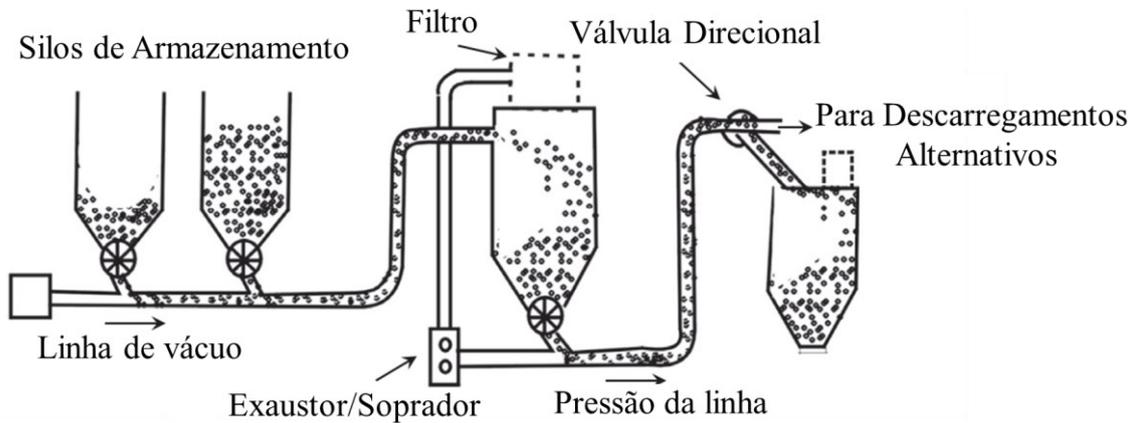


Figura 2.5: Esquema de um sistema de transporte pneumático com pressão combinada, pressão negativa e positiva. Fonte: Mills (2016).

Sistemas combinados que compartilham um motor de ar comum representam um tipo muito versátil de transporte pneumático, que combinam características vantajosas de ambos os sistemas. Eles são muitas vezes referidos como *suck-blow* ou sistemas de *push-pull*. Podem ser utilizados 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).

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 se baseia 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 (LOURENÇO, 2019). A maioria dos sistemas transportadores em batelada é baseada em tanques de descarga, *blow tanks*, que são escolhidos devido à sua capacidade de transporte a elevada pressão ou devido à natureza abrasiva do material (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

2.3. Dispositivos de Alimentação dos Sistemas de Transporte Pneumático

A análise de algumas plantas industriais e estudos científicos envolvendo transportadores pneumáticos evidenciam uma gama de possibilidades de dispositivos para a

alimentação de sólidos, com diversas configurações e princípios de atuação. Essa variedade se deve ao fato de que o alimentador está diretamente relacionado com a viabilidade técnica e econômica do sistema, além da possibilidade de geração de problemas operacionais graves, que podem inclusive inviabilizar o processo, como a restrição da vazão de sólidos a valores relativamente baixos, alteração da estabilidade operacional e a degradação severa do material manuseado (LOPES, 2011).

Existem diferentes tipos de alimentadores, alguns deles já consolidados na indústria de biomassa, como o alimentador parafuso helicoidal, válvula rotativa, alimentador de pistão, alimentador pneumático, alimentador de correia (DAI; GRACE, 2008; DAI; GRACE, 2011; DAI; CUI; GRACE, 2012; MINGLANI et al., 2020; LI et al., 2020), e outros estão sendo desenvolvidos e estudados na literatura, como o alimentador de leito de jorro (SOUSA; FERREIRA, 2020; SOUSA et al., 2020).

Alguns dispositivos são especificamente apropriados para um único tipo de sistema, como os bicos de sucção para os sistemas de vácuo. Outros, como as válvulas rotativas, parafusos e válvulas gaveta, podem ser usados tanto em sistemas de pressão negativa quanto de pressão positiva (MILLS, 2016). As faixas de pressão operacional aproximadas para alguns dispositivos de alimentação são mostradas na Figura 2.6.

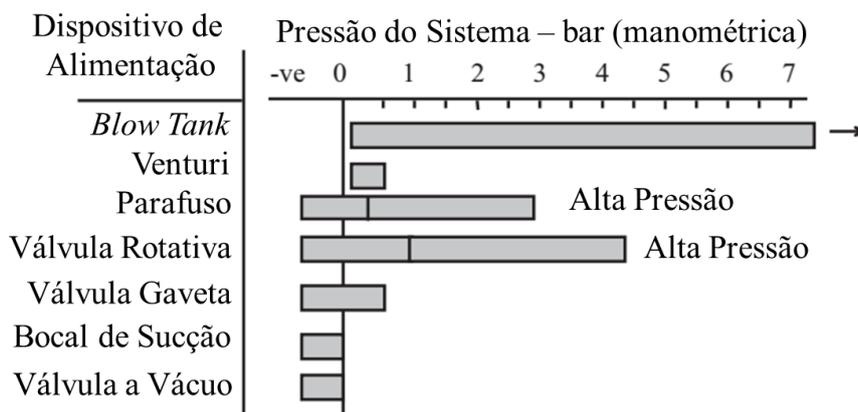


Figura 2.6: Faixas de pressão de operação aproximadas para vários dispositivos de alimentação. Fonte: Mills (2016).

Dentre os dispositivos de alimentação existentes, 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 aplicada aos sistemas de transporte em fase densa (alta pressão) (LOURENÇO, 2019). Este dispositivo fornece um selo de pressão

para inserir o material na linha e está disponível em uma variedade de configurações, todas em conformidade com o projeto básico que consiste em um rotor móvel e uma carcaça ou caixa estacionária (KLINZING et al., 2010), como apresentado na Figura 2.7.

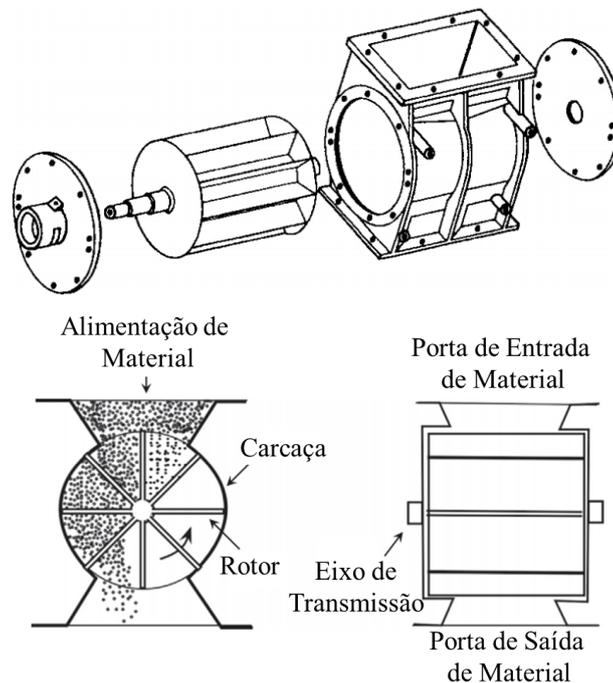


Figura 2.7: Arranjo típico de uma válvula rotativa. Fontes: Mills, Jones e Agarwal (2004).

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, e a ação da gravidade é imprescindível para que o material seja alimentado (LOURENÇO, 2019).

De acordo com Mills (2016), em um sistema de transporte pneumático com pressão positiva, é inevitável o vazamento de ar pela válvula rotativa, que pode ocorrer em três áreas:

- Através do retorno nos compartimentos/bolsos vazios;
- Através das folgas existentes entre as pontas das pás e a carcaça do rotor;
- Através das lacunas entre as laterais das pás e a carcaça do rotor.

Fluxos de ar típicos e caminhos de vazamento para uma válvula rotativa operando em um sistema de transporte com pressão positiva são ilustrados na Figura 2.8. Este problema é muito recorrente e a maioria dos fabricantes destas válvulas fornece informações sobre a taxa de vazamento de ar em seus dispositivos. Portanto, ao especificar a vazão de ar necessária do soprador ou compressor, esse vazamento deve ser levado em consideração para a operação do sistema (MILLS, 2016).

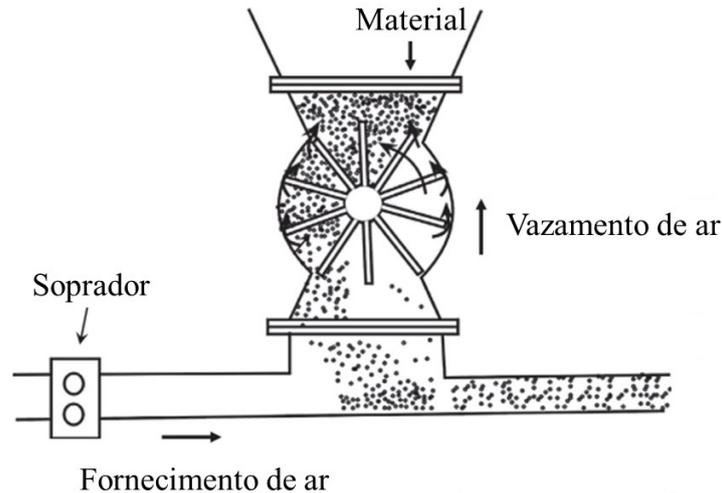


Figura 2.8: Fluxos de ar e caminhos de vazamento para uma válvula rotativa alimentando um sistema de transporte de pressão positiva. Fonte: Adaptado de Mills (2016).

O vazamento de ar pode afetar o escoamento do material pela ação da gravidade do silo de armazenamento para a válvula rotativa, prejudicando o desempenho do alimentador e, conseqüentemente, do sistema de transporte pneumático. Neste caso, os materiais de baixa densidade *bulk*, como as biomassas, são os que mais sofrem problemas durante o processo de alimentação. No trabalho de Gundogdu (2004), a equalização da pressão entre o silo de armazenamento de material, acoplado à uma válvula rotativa, e a linha de transporte pneumático, favoreceu o escoamento de sólidos de baixa densidade, aumentando, assim, a taxa de alimentação de material na linha e amenizando problemas de repulsão de partículas pelo refluxo/retorno de ar através da válvula.

A válvula rotativa é um dispositivo de deslocamento positivo. Portanto, a quantidade de material alimentada é proporcional à sua velocidade de rotação, até que seja atingida uma velocidade crítica, acima da qual ocorre uma diminuição da alimentação de sólidos devido à insuficiência no tempo de preenchimento e descarregamento completo dos seus compartimentos (KLINZING et al., 2010). A eficiência de alimentação de uma válvula rotativa pode ser determinada pela razão entre a taxa mássica de sólidos experimental, \dot{m}_s , e a taxa mássica de sólidos teórica, $\left(\dot{m}_s\right)_{teórica}$, conforme a Equação 2.1. A taxa mássica de sólidos teórica é dada em função da velocidade de rotação da válvula (ω), da densidade *bulk* do material (ρ_b) e do volume útil da válvula ($V_{útil}$), Equação 2.2.

$$Y = \frac{\dot{m}_s}{\left(\dot{m}_s\right)_{teórica}} \quad (2.1)$$

$$\left(\dot{m}_s\right)_{teórica} = \omega \rho_{bc} V_{útil} \quad (2.2)$$

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 estável é a eficiência de alimentação (LOURENÇO, 2019). Segundo Klinzing et al. (2010), essa eficiência não é a mesma para todos os materiais e a taxa de alimentação máxima depende das características do produto a ser manuseado. Dessa forma, esses dispositivos precisam ser capazes de lidar com toda a variedade de características desafiadoras dos materiais, como as propriedades coesivas, abrasivas, corrosivas, biológicas, tóxicas, inflamáveis, explosivas, aquelas sensíveis à velocidade de rotação e, na maioria das vezes, a combinação de algumas delas (LOURENÇO, 2019).

Durante a alimentação de sólidos em uma linha de transporte pneumático, existe uma intensa transferência de quantidade de movimento no ponto de mistura das fases, em que o gás apresenta um perfil de velocidade estabelecido (ou quase estabelecido), ao passo que a fase particulada possui baixa velocidade ou valores próximos de zero. A combinação dessa variação de quantidade de movimento com a elevada turbulência, inerente da região, provoca um aumento na perda de carga gerada pelo sistema, que, por conseguinte, elevam os custos de operação do equipamento. Assim, para que a operação de um alimentador conduza a um bom desempenho do sistema como um todo, sua especificação deve considerar as características do material e do sistema, permitir um bom controle de vazões, com distribuição uniforme e regular de sólidos, além de minimizar ao máximo o aumento da queda de pressão do equipamento (LOPES, 2011).

Para reduzir a perda de carga na região de alimentação, dispositivos de transição podem ser utilizados entre o alimentador e a tubulação de transporte. O Tee de alimentação (Figura 2.9), por exemplo, é amplamente utilizado como dispositivo de transição entre a válvula rotativa e a linha de transporte pneumático, sendo responsável pela mistura e dispersão das partículas na linha (KLINZING et al., 2010; KESSEL, 1985). Segundo Klinzing et al.

(2010), o projeto do Tee de alimentação é um assunto ainda muito debatido e controverso. Até hoje, apenas uma quantidade limitada de dados experimentais está disponível na literatura para o projeto de um dispositivo de transição eficiente. Como cada partícula apresenta um comportamento fluidodinâmico diferente no transporte gás-sólido, as correlações empíricas acabam atuando como recursos essenciais para a predição da queda de pressão nesses dispositivos.

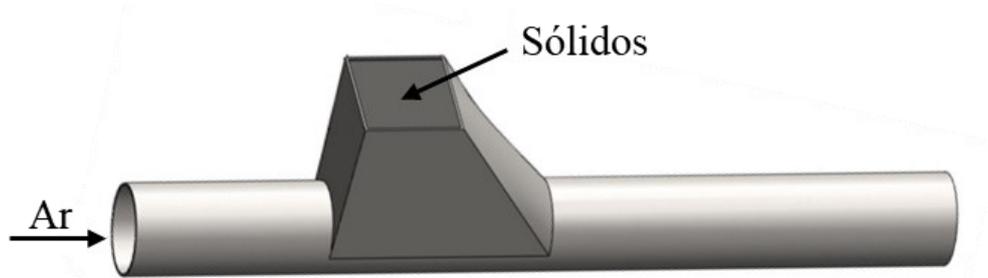


Figura 2.9: Tee de alimentação.

2.4. Modo de Transporte Pneumático

O transporte pneumático de partículas sólidas é amplamente classificado em dois modos de fluxo: fluxo em fase diluída e fluxo em fase densa. O fluxo em fase diluída é caracterizado pelas altas velocidades do gás transportador (superior a 20 m/s), baixas concentrações de sólidos (inferior a 1% em volume) e baixas quedas de pressão por unidade de comprimento da linha (normalmente inferior a 500 Pa/m). O transporte pneumático em fase diluída é limitado a uma rota curta, com o transporte contínuo de sólidos a taxas inferiores a 10 t/h e é o único sistema capaz de operar sob pressão negativa. Sob essas condições de fluxo, as partículas são transportadas totalmente suspensas no gás e as forças fluido-partícula se tornam dominantes. Em contrapartida, o escoamento em fase densa é caracterizado pelas baixas velocidades do gás (1–5 m/s), altas concentrações de sólidos (superior a 30% em volume) e altas quedas de pressão por unidade de comprimento do tubo (normalmente superior a 2000 Pa/m). Neste modo de fluxo, as partículas não se encontram totalmente suspensas e há muita interação partícula-partícula e partícula-parede (RHODES, 2008).

A fronteira entre os escoamentos em fase diluída e em fase densa não é bem definida e ainda não existem definições universalmente aceitas. Konrad (1986) lista alguns meios alternativos para distinguir o fluxo em fase densa do fluxo em fase diluída, que seriam:

- com base na razão entre as taxas mássicas de sólidos e do ar (carga de sólidos);
- com base na concentração de sólidos;

- fluxo em fase densa existe quando, para fluxo horizontal, a velocidade do gás é insuficiente para transportar todas as partículas em suspensão e, para fluxo vertical, quando ocorre fluxo reverso de sólidos.

Em todos esses casos, falta um consenso entre os trabalhos da literatura para o estabelecimento de valores de referência, por apresentarem diferentes interpretações.

Segundo Klinzing et al. (2010), talvez a forma mais adequada para a classificação dos modos de transporte pneumático seja baseada na concentração média de partículas na tubulação, que pode ser avaliada a partir da razão entre a taxa mássica de sólidos e a taxa mássica de ar, conhecida como carga de sólidos, representada pela Equação 2.3. Esta classificação sugere que para cargas de sólidos entre 0 e 15, o transporte será dado em fase diluída, caso contrário, será realizado em fase densa.

$$\phi = \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_f} \quad (2.3)$$

O transporte em fase diluída, que é o mais utilizado comercialmente, apresenta custo de aquisição relativamente baixo, porém, proporciona o desgaste irregular da tubulação a baixas velocidades, principalmente na parte inferior de tubos horizontais e nas curvas. Seu rendimento é altamente afetado pela queda de pressão, que por sua vez depende de vários parâmetros como as propriedades do material, configuração da tubulação e do fluxo de ar (SANTOS et al., 2011). O fluxo de gás transporta os materiais como partículas discretas por meio de forças de sustentação e arrasto que atuam nas partículas individuais (KLINZING et al., 2010). Nesse modo de transporte, 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).

Praticamente qualquer material pode ser transportado em fase diluída, independentemente do tamanho, forma ou densidade da partícula. Este modo de escoamento é frequentemente referido como fluxo em suspensão, uma vez que as partículas são mantidas suspensas no ar à medida que são deslocadas ao longo da tubulação. Como a velocidade requerida para esse tipo de escoamento é relativamente alta, o consumo de energia também é elevado (MILLS, 2016).

Por outro lado, o transporte em fase densa apresenta alto custo de aquisição, operação e manutenção, por requerer altas pressões de gás, superiores a 2,0 kPa (SANTOS et al., 2011). Sob condições de baixas vazões do gás transportador e elevadas concentrações de sólidos, o

fluxo gás-sólidos se torna instável e com caráter heterogêneo, apresentando uma distribuição não uniforme de sólidos na seção transversal da tubulação (KLINZING et al., 2010), sendo possível observar aglomerados ou recirculação de partículas. Por essa razão, nesse escoamento o contato partícula-partícula desempenha papel fundamental, controlando totalmente o movimento dos sólidos, e a perda de carga na linha é gerada principalmente pela elevada densidade da suspensão (LOPES, 2011).

Na Tabela 2.1 são apresentadas as principais características e condições para o transporte pneumático nas fases densa e diluída.

Tabela 2.1: Características do transporte pneumático nas fases densa e diluída.

	Fase Densa	Fase Diluída
Carga de Sólidos	Superior a 15	Inferior a 15
Velocidade de Transporte	Inferior a 10 m/s	Superior a 10 m/s, geralmente acima de 20 m/s
Concentração de Sólidos	Superior a 30% em volume	Inferior a 1% em volume
Pressão de Operação	Superior a 100 kPa	Inferior a 100 kPa
Vantagens	(i) Baixa relação de energia por massa de sólido transportado (ii) Baixa erosão da tubulação (iii) Baixa degradação do produto	(i) Baixo custo de aquisição e manutenção (ii) Transporte de material a maiores distâncias
Desvantagens	Elevado custo de aquisição, operação e manutenção	Elevado consumo energético e erosão na parte inferior da tubulação e em curvas

Fonte: Lourenço (2019).

2.5. Regimes de Escoamento no Transporte Pneumático

A redução na velocidade do gás, para uma mesma alimentação de sólidos, resulta em uma distribuição não uniforme na seção transversal da linha de transporte (SANTOS, 2009), ficando evidente a existência de um limite entre o escoamento em fase diluída e densa. Assim, a redução da vazão mássica de gás para uma taxa mássica de sólidos fixa, provoca uma mudança no padrão de escoamento, passando de uma condição estável (fase diluída) para uma

condição instável. 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; LOURENÇO, 2019).

É muito importante diferenciar o modo de transporte do regime de escoamento no transporte pneumático. O modo de transporte é definido como em fase densa ou diluída, conforme explanado anteriormente. Já o regime de escoamento, é estabelecido pelo perfil de distribuição de sólidos e gás no interior da tubulação durante o transporte (LOURENÇO, 2019), como pode ser observado nas Figuras 2.10 e 2.11, as quais representam os regimes de escoamento para o transporte pneumático vertical e horizontal, respectivamente, quando a velocidade do ar transportador é reduzida gradativamente, para uma taxa mássica de sólidos constante. O transporte horizontal tende a ser mais complexo que o vertical, por conta da assimetria no escoamento induzida pela gravidade agindo normal à direção do escoamento. Por conta desta força, a fase sólida tende a ocupar o fundo da tubulação (FOKEER et al., 2004).

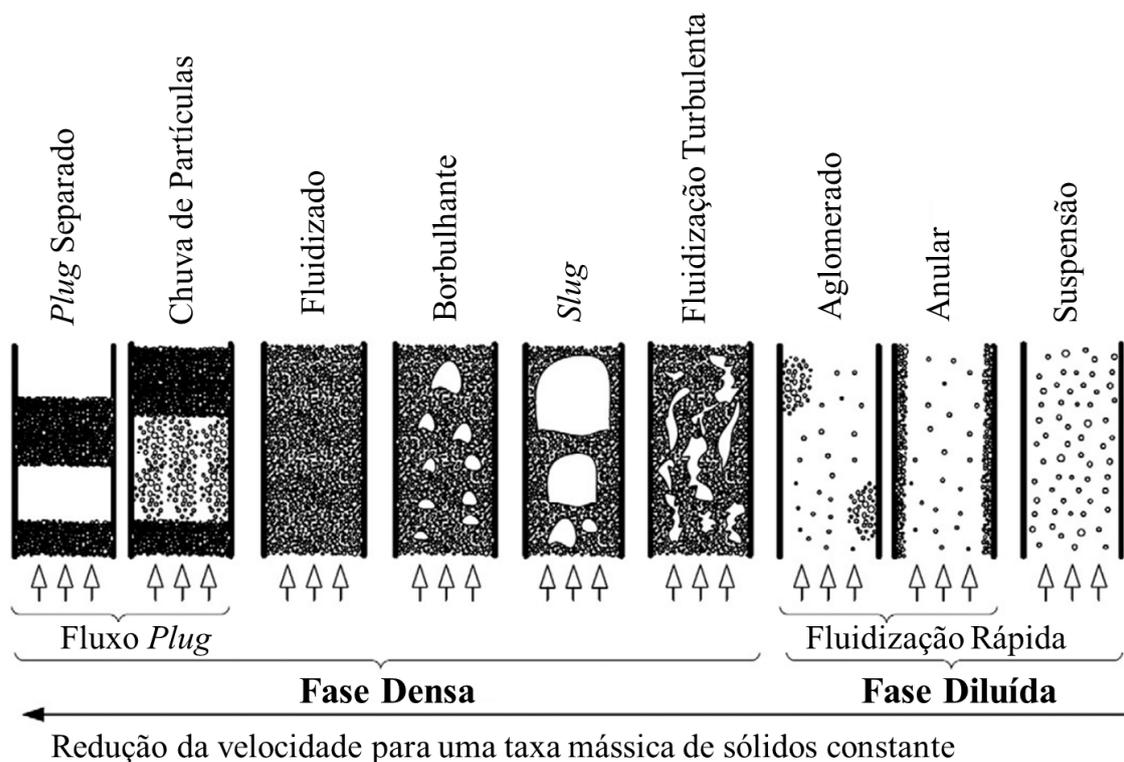


Figura 2.10: Esquema dos regimes de fluxo para o transporte pneumático vertical e sistemas de leito fluidizado. Fonte: Rabinovich e Kalman (2011).

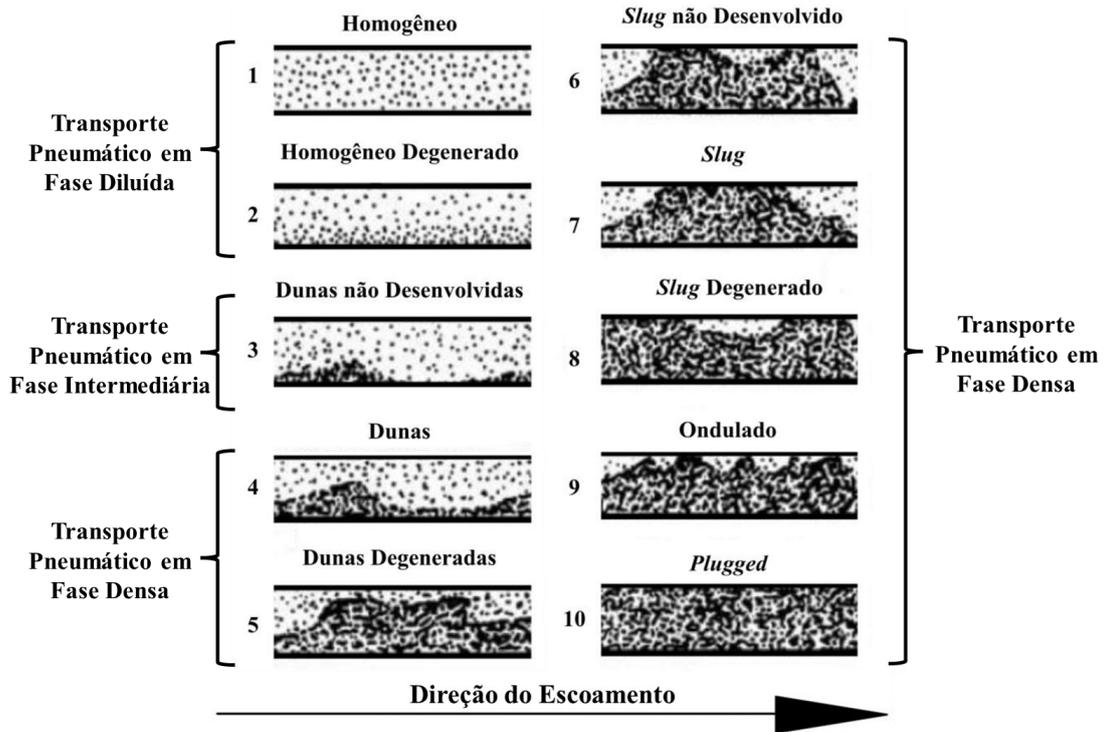


Figura 2.11: Regimes de escoamento para transporte pneumático horizontal. Fonte: Adaptado de Lourenço (2019).

De forma mais específica, os perfis de distribuição de sólidos no interior da tubulação durante o transporte pneumático horizontal em fase diluída podem ser representados conforme a Figura 2.12. Com a redução da velocidade do ar, algumas partículas começam a se deslocar em direção à base da tubulação, tornando a concentração de sólidos mais alta nessa região em comparação com a parte superior, caracterizando o regime de fluxo homogêneo degenerado.

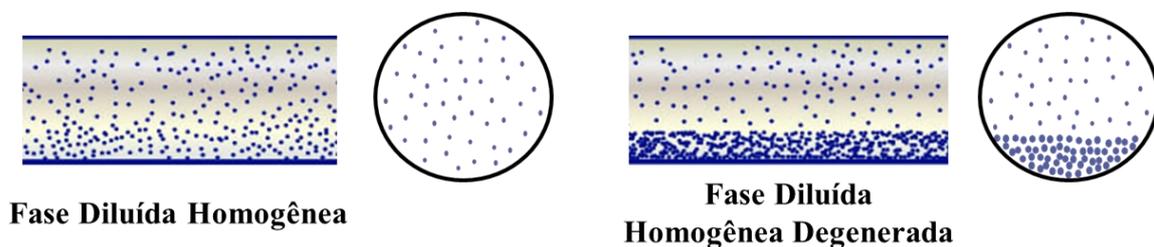


Figura 2.12: Perfis de distribuição de partículas para o transporte pneumático horizontal em fase diluída. Fonte: Adaptado de Wilms e Dhodapkar (2014).

De acordo com Schiavon (2000) apud Santos (2009), os padrões das fases de escoamento podem variar bruscamente, podendo preencher a seção da tubulação, ocasionando um escoamento pistonado denso ou gerando escoamentos nos quais os sólidos no fundo do tubo se movem como uma série de dunas e uma camada de fase dispersa se desloca sobre as dunas. As situações de escoamentos estáveis resultam em um processo de escoamento suave,

enquanto que situações instáveis podem ser caracterizadas por violentos aumentos de pressão conforme a camada móvel se quebra.

Dessa forma, para cada fase, diluída ou densa, é possível verificar vários tipos de regimes de escoamento. Como nos transportes horizontal e vertical as interações partícula-partícula, partícula-parede e partícula-gás são diferentes, seus regimes de escoamento também serão diferentes.

2.6. Diagrama de Estado

O limite real entre os modos de escoamento em fase diluída e em fase densa não possui um consenso na literatura, sendo esta região de transição definida de diferentes maneiras em vários estudos (LOPES, 2011).

Uma técnica utilizada para avaliar a transição entre os modos de fluxo seria por meio da construção de um diagrama de estado. Nele são plotadas as curvas do gradiente de pressão ($\Delta P/L$) em função da velocidade média do gás de transporte (v_f), para valores de taxas mássicas de sólidos constantes, como representado pela Figura 2.13 para um sistema de fluxo horizontal, que é em muitos aspectos semelhante ao de uma linha de transporte vertical (RHODES, 2008).

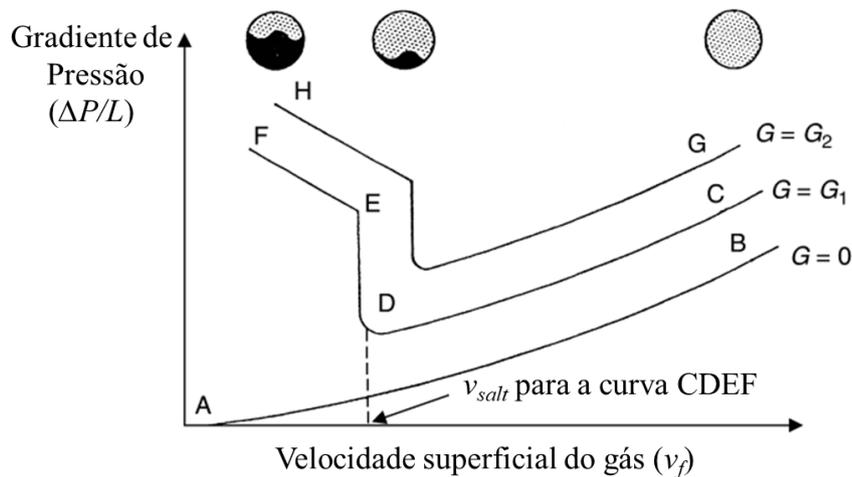


Figura 2.13: Diagrama de fase para transporte pneumático horizontal de fase diluída. Fonte: Rhodes (2008).

Na Figura 2.13, a linha AB representa a perda de carga por atrito para um duto horizontal transportando apenas o gás. A uma dada velocidade do ar, partículas sólidas são introduzidas na tubulação a uma taxa de alimentação constante. Como resultado do arraste das partículas e também devido à interação partícula-parede (atrito de sólidos), a queda de

pressão aumenta de B para C. A curva CDEF corresponde a uma taxa mássica de sólidos G_1 , e a curva GH corresponde a uma taxa de alimentação de sólidos mais alta, representada por G_2 . No ponto C, a velocidade do gás é suficientemente alta para transportar todos os sólidos em uma suspensão muito diluída, sendo impedidos de serem depositados nas paredes do tubo pelos redemoinhos turbulentos gerados no fluxo de gás. Se a velocidade do gás for reduzida enquanto a taxa mássica de sólidos é mantida constante, a resistência devido ao atrito e, conseqüentemente, a queda de pressão diminuem e os sólidos passam a se mover mais lentamente, aumentando a sua concentração na linha. No ponto D, a velocidade do gás é insuficiente para manter os sólidos em suspensão e estes começam a se depositar no fundo da tubulação. Uma diminuição adicional na velocidade do gás resulta em um rápido aumento da queda de pressão, uma vez que a área disponível para fluxo de gás estará restrita por conta da deposição de sólidos no duto (RHODES, 2008).

Na região EF alguns sólidos podem se mover em fluxo de fase densa ao longo da parte inferior do tubo, enquanto outros se deslocam em fase diluída na parte superior. A velocidade de “saltitação” (v_{salt}) marca o limite entre os escoamentos em fase densa e em fase diluída no transporte pneumático horizontal (RHODES, 2008).

Cada material a ser transportado apresentará o seu próprio diagrama de estado, dependendo das suas propriedades físicas. As diferentes características dos materiais dificultam a formulação de uma correlação entre o gradiente de pressão na linha de transporte e a velocidade do gás, para uma determinada vazão mássica de sólidos (LOURENÇO, 2019).

2.7. Propriedades dos Materiais e o Modo de Transporte Pneumático

Certas características do material podem ser utilizadas para prever o seu comportamento potencial quando transportado pneumáticamente. O modo de fluxo para um material a granel é totalmente dependente de suas propriedades, em particular, daquelas que envolvem a interação entre as partículas e o ar, como a permeabilidade, retenção de ar e a fluidização. Normalmente, as características de interação partícula/ar são dadas em função das propriedades básicas da partícula, como tamanho, distribuição de tamanho, densidade e forma (PAN, 1999).

As capacidades de retenção de ar de um material a granel são bons indicadores para avaliar se ele pode ou não ser transportado em fase densa. Os materiais em pó, como cinza volante fina, cimento, bentonita e barita, têm propriedades de retenção de ar muito boas e podem ser transportados em fase densa e em baixas velocidades. Materiais granulares

grosseiros, como areia, sal, carvão e cinzas granulares têm propriedades de retenção de ar muito baixas e não podem ser transportados em fase densa pelos sistemas de transporte pneumático convencionais. Entretanto, se os materiais tiverem uma distribuição de tamanho de partícula muito estreita e uma boa permeabilidade, é possível que eles sejam transportados em fase densa com fluxo pistonado (MILLS, 2016).

Em geral, boa parte dos materiais podem ser transportados em fase diluída, mas apenas alguns deles podem ser transportados em fase densa em um sistema convencional. A importância das propriedades dos materiais sobre o desempenho dos sistemas de transporte 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).

A classificação de materiais segundo o diagrama de Geldart é essencialmente dada em termos de duas propriedades dos materiais. Uma delas é a diferença entre as densidades da partícula e do fluido, sendo que para o ar, apenas a densidade da partícula pode ser considerada, uma vez que o valor densidade do ar é praticamente desprezível em relação a do material. A outra propriedade é o tamanho médio das partículas (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

O diagrama de Geldart, Figura 2.14, prevê padrões de escoamento para partículas quando submetidas à aeração ou fluidização e é utilizado para classificá-las em diferentes grupos especificados a seguir:

- Grupo A (partículas aeráveis): é formado por partículas com diâmetro típico na faixa de 30-100 μm , em que as forças fluidodinâmicas e forças de contato interpartículas podem desempenhar um papel significativo. O leito com partículas desse grupo pode ser operado tanto no regime de fluidização, em que as bolhas não estão presentes, quanto no regime de fluidização borbulhante (FAN; ZHU, 1998). Além disso, as partículas do Grupo A retêm a aeração e o leito fluidizado cai muito lentamente quando o fluxo de ar é cessado. Estes materiais são os melhores candidatos para transporte em fase densa (MILLS, 2016);
- Grupo B (partículas de fácil fluidização): não retém a aeração e o leito fluidizado entra em colapso quase que instantaneamente quando o suprimento de ar é interrompido. Geralmente, materiais pertencentes a este grupo não podem ser transportados em fase densa em um sistema de transporte convencional, por isso estão restritos ao transporte em fase diluída (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004);

- Grupo C (partículas coesivas): é formado essencialmente por partículas pequenas ($d_p < 20 \mu\text{m}$) e coesivas. Estas se comportam de uma forma semelhante aos materiais do grupo A, entretanto, são mais difíceis de serem manuseadas 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 fluidodinâmicas. As forças de contato interpartículas são afetadas pelas suas propriedades, tais como: dureza, condutividade elétrica, susceptibilidade magnética, rugosidade superficial e teor de umidade, bem como pelas propriedades do gás. As partículas são de difícil fluidização, com leito caracterizado pela formação de canais preferenciais (FAN; ZHU, 1998). Geralmente podem ser transportadas em fase densa, mas apresentam problemas típicos associados à sua alimentação na tubulação de transporte;
- Grupo D (partículas jorráveis): é considerado uma extensão do Grupo B em termos de transporte pneumático, no entanto precisa de uma vazão de ar maior para manter a fluidização. As partículas do Grupo D são grandes ($d_p > 1 \text{ mm}$) e comumente tratadas como jorrantes (FAN; ZHU, 1998). São transportadas com a aplicação de altas velocidades do ar e uma baixa carga de sólidos. 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.

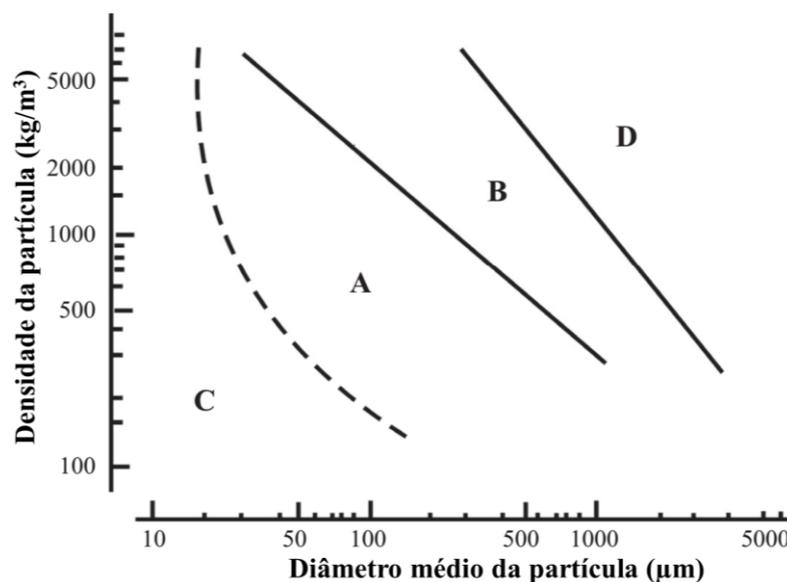


Figura 2.14: Classificação de Geldart do comportamento de fluidização utilizando o ar.
 Fonte: Adaptado de Mills (2016).

Essa forma de classificação foi frequentemente considerada para avaliar a adequação de materiais para o transporte em fase densa (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004). Entretanto, de acordo com Mills (2016), o diagrama de Geldart fornece uma orientação limitada, uma vez que originalmente foi derivado do comportamento de um leito fluidizado, sem qualquer referência ao transporte pneumático. Dessa forma, apesar do grande uso da classificação de Geldart para escoamentos gás-sólido, seu diagrama apresenta limitações para aplicação ao transporte pneumático.

Dixon (1979) apud Mills (2016), entre outros pesquisadores, percebeu a importância do tipo de material no modo de transporte e elaborou uma classificação conhecida como diagrama de *slugging*, especificamente para o transporte pneumático, o qual é apresentado na Figura 2.15. Os eixos são os mesmos da classificação de Geldart, representados pela densidade da partícula quando o meio transportador for o ar e pelo diâmetro médio das partículas.

Assim como o diagrama de Geldart, o diagrama de Dixon é dividido nas áreas A, B, C e D. Os materiais pertencentes ao mesmo grupo apresentam capacidade de fluxo semelhante. Em termos gerais, os materiais do Grupo A são considerados pós capazes de fluidizar e, neste caso, podem ser transportados em fase densa. Os materiais do Grupo B são mais grosseiros (apresentam partículas maiores) e não são capazes de serem transportados em fase densa em um sistema convencional (MILLS, 2016).

Os materiais do Grupo C representam os pós finos coesos que podem ser difíceis de fluidizar. Esses materiais podem ser transportados em fase densa, mas podem ser problemáticos principalmente no ponto de alimentação. Os materiais do Grupo D são produtos granulares maiores que são possíveis candidatos para o regime de fluxo *plug* ou *slug*, desde que a distribuição granulométrica das partículas não tenha uma faixa muito extensa (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004).

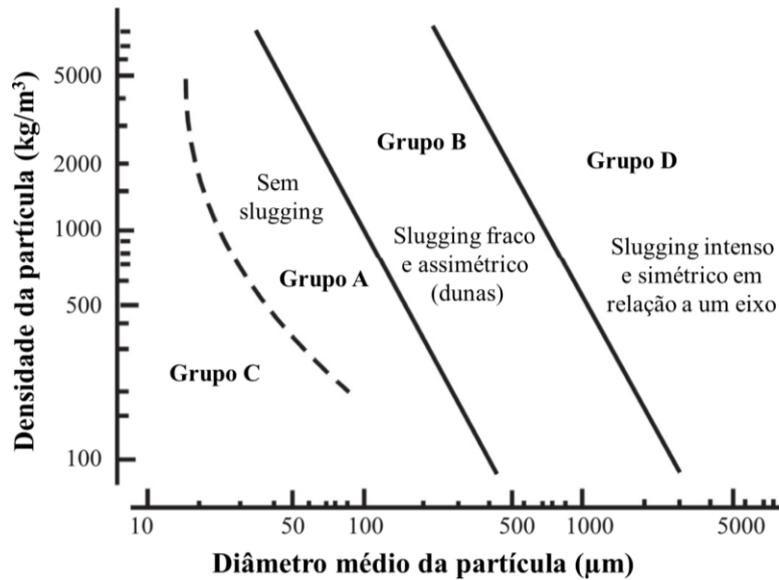


Figura 2.15: Diagrama de slugging. Fonte: Mills (2016).

De acordo com Pan (1999), quando materiais sólidos a granel são transportados em sistemas de transporte pneumático convencionais, três modos de fluxo podem ser observados: (i) transição suave da fase diluída para a fase densa fluidizada, típico para sólidos finos como cimento, carvão pulverizado e cinzas; (ii) fase diluída, zona instável e escoamento *slug*, comum para produtos granulares leves e de fluxo livre como pellets de plásticos, arroz, trigo e (iii) apenas fase diluída, característica de materiais triturados, granulares pesados como carvão cominuído, concreto primário, areia e também alguns materiais leves, fibrosos e esponjosos como lasca de madeira, grãos em pó e serragem. Uma vez que os materiais transportados têm grande influência sobre o modo de fluxo (ou desempenho do sistema), é muito importante realizar essa identificação ao projetar sistemas de transporte pneumático.

A Figura 2.16 representa a transição suave da fase diluída para fase densa. Quando a velocidade do ar é reduzida a uma taxa mássica de sólidos constante, a queda de pressão por comprimento diminui até atingir um valor mínimo. A região à direita desse ponto mínimo de pressão geralmente é denominada de fase diluída. Reduzindo ainda mais a velocidade do ar, a queda de pressão aumenta a uma taxa mais elevada do que na fase diluída. Essa região geralmente é conhecida como fase densa (PAN, 1999). O ponto de mínima pressão na curva, identificado como PMC (*Pressure Minimum Curve*), muitas vezes é utilizado para definir a velocidade mínima do ar necessária para que o transporte do material ocorra em fase diluída (LOURENÇO, 2019).

Conforme mencionado anteriormente, a velocidade mínima do ar pode ser utilizada para identificar a transição entre o transporte em fase densa e em fase diluída, sendo conhecida

como velocidade de "saltitação" (*saltation velocity*) para o transporte horizontal e velocidade de "afogamento" (*choking velocity*) para o transporte vertical (RHODES, 1990).

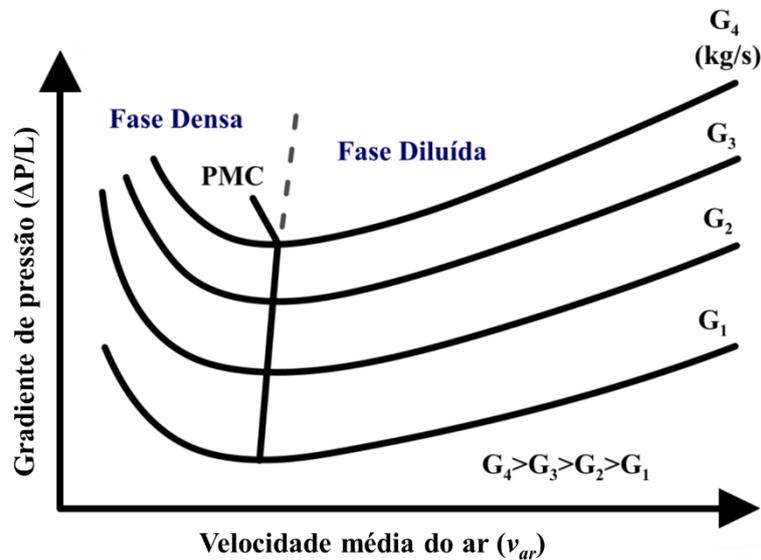


Figura 2.16: Transição entre a fase diluída e a fase densa. Fonte: Lourenço (2019).

A Figura 2.17 apresenta as características gerais do transporte pneumático para fase diluída, zona instável e fluxo *slug*. O ponto 1 representa a distribuição das partículas em fase diluída na seção transversal da tubulação. O ponto 2 indica o ponto de mínima pressão e a formação de uma camada de partículas na parte inferior da tubulação devido à redução da velocidade do ar. Com a velocidade do ar mais baixa, algumas partículas se tornam estacionárias ao longo da parte inferior do duto e outras são transportadas em pequenas dunas e agrupamentos. Manter as partículas em suspensão se torna cada vez mais difícil ao diminuir ainda mais a velocidade do ar, acarretando no acúmulo de algumas partículas na parte inferior da tubulação e a formação de dunas ou *plugs* longos. Estes *plugs* longos são forçados a atravessar a tubulação e produzem altas flutuações de pressão e vibrações no sistema, formando uma zona instável (ponto 3). No ponto 4 é possível observar que, ao reduzir ainda mais a velocidade do ar, as partículas passam a ser transportadas suavemente e sob a forma de escoamento *slug* (*slug-flow*) (SANTOS, 2009). Ao longo do transporte horizontal, o 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).

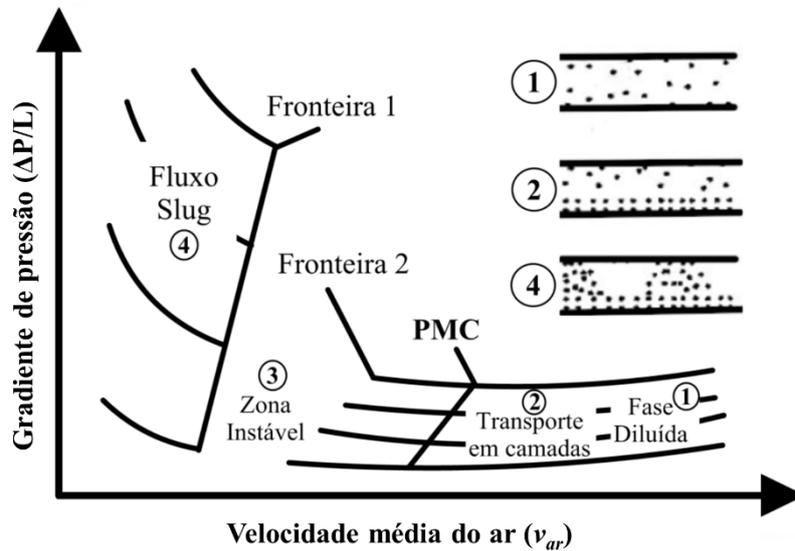


Figura 2.17: Características gerais do transporte pneumático para fase diluída, zona instável e fluxo slug. Fonte: Lourenço (2019).

As características de transporte para a fase diluída são representadas na Figura 2.18. É possível observar que, quando a velocidade do ar é reduzida para uma vazão mássica de sólidos constante, a queda de pressão diminui. Antes de alcançar o ponto de mínima pressão, as partículas começam a saltar e se acumular rapidamente ao longo da parte inferior da tubulação. O bloqueio ocorre quando o material passa a preencher completamente a seção da tubulação (SANTOS, 2009).

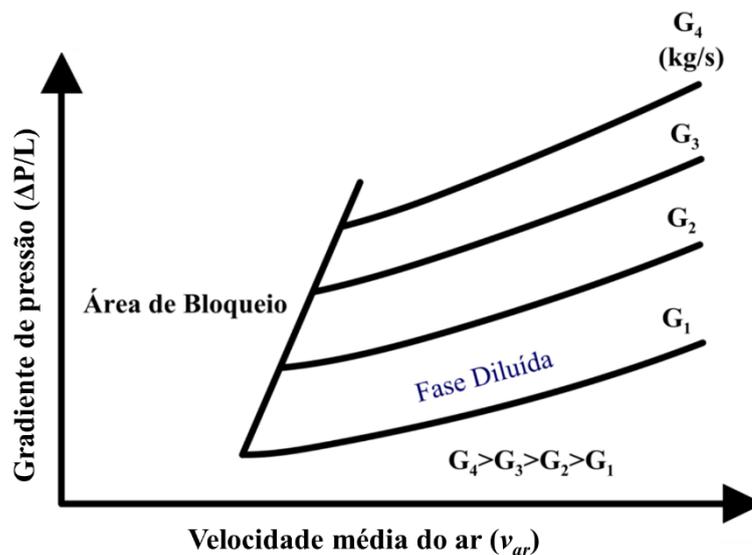


Figura 2.18: Forma geral do transporte pneumático de partículas caracterizado apenas pela fase diluída. Fonte: Lourenço (2019).

2.8. Região de Aceleração e de Fluxo Totalmente Desenvolvido

O desenvolvimento do perfil de velocidade do escoamento de um fluido no interior de uma tubulação não ocorre instantaneamente. Na entrada, a distribuição da velocidade ao longo do diâmetro do tubo é aproximadamente uniforme. Depois de percorrer um determinado comprimento, um perfil de velocidade constante é estabelecido. A distância necessária para o desenvolvimento deste perfil é referida como comprimento de entrada. Da mesma forma, para um escoamento gás-sólido, um certo comprimento é necessário para as partículas atingirem sua velocidade final (ENICK; KLINZING, 1986).

Dessa forma, em um sistema de transporte pneumático em fase diluída, é possível identificar duas regiões, a zona de aceleração e a zona de fluxo totalmente desenvolvido. A região de aceleração é caracterizada pela aceleração das partículas ao serem introduzidas na linha ou ao mudarem a direção de escoamento após se chocarem em uma curva. As partículas que apresentavam velocidade nula ou muito baixa, passam a adquirir velocidades cada vez maiores ao serem carreadas pela corrente gasosa. Após uma determinada distância no duto, conhecida como comprimento de aceleração, as partículas atingem uma velocidade média constante, indicando o início da região de fluxo totalmente desenvolvido (FTD). Esta é caracterizada pela variação linear da perda de carga em função do comprimento da tubulação, isto é, a queda de pressão por unidade de comprimento é constante (PATRO; DASH, 2014a; SANTO et al., 2018a; SANTO et al., 2018b; TRIPATHI; LEVY; KALMAN, 2018).

Ao projetar um sistema de transporte pneumático, o comprimento de aceleração não pode ser negligenciado, uma vez que a velocidade da partícula, a queda de pressão, as características de transferência de calor e massa e todas as interações partícula-partícula e partícula-parede variam muito ao longo dele. No momento em que a velocidade final das partículas é alcançada, essas quantidades permanecerão razoavelmente constantes. O comprimento de aceleração, portanto, deve ser determinado não apenas para garantir a validade de estudos anteriores que podem ter subestimado ou negligenciado seus efeitos, mas também para a obtenção de especificações de projeto adequadas (ENICK; KLINZING, 1986).

O comprimento de aceleração de fluxos gás-sólidos no interior de um tubo pode ser determinado de duas maneiras: com base na distância necessária para os perfis de velocidade

de ambas as fases se desenvolverem ou com base na distância em que o gradiente de pressão se torna constante (PATRO; DASH, 2014a).

Alguns trabalhos têm sido realizados para a previsão do comprimento de aceleração. Enick e Klinzing (2007), por exemplo, avaliaram a previsibilidade de uma correlação para a determinação do comprimento de aceleração de partículas finas em um fluxo vertical, bifásico e ascendente, a qual foi baseada em dados empíricos obtidos em diferentes estudos. O comprimento de aceleração adimensional foi correlacionado com o número de Froude (Fr), razão entre os diâmetros da partícula e da tubulação (d_p/D), razão entre as densidades da partícula e do fluido (ρ_p/ρ_f), número de Reynolds do gás (Re) e a carga de sólidos (ϕ). Segundo os autores, considerando a dificuldade em determinar experimentalmente o valor desse comprimento, a previsibilidade da correlação sugerida foi razoável.

Carpinlioglu e Gundogdu (1999) conduziram experimentos para investigar o comprimento de aceleração em escoamentos gás-sólidos horizontais. Eles concluíram que o comprimento é fortemente dependente do número de Reynolds do gás, de modo que o aumento no número de Reynolds proporcionou uma diminuição do seu valor, enquanto que a carga de sólidos apresentou menor relevância. Além disso, o tamanho da partícula não exerceu grande influência no comprimento para a faixa de tamanho de partículas (200 μm a 1 mm) adotada no estudo.

Strömgren et al. (2011) realizaram a modelagem de dois fluidos para estudar o fluxo gás-sólidos em um tubo vertical. Os autores observaram que o comprimento de aceleração é reduzido com o aumento do diâmetro das partículas, quando considerado um tamanho inferior a 100 μm . Acima desse valor, o comprimento de aceleração aumentava com o aumento do diâmetro, uma vez que partículas maiores necessitam de um tempo maior para se ajustarem à velocidade da fase gasosa.

Segundo Patro e Dash (2014a), a previsão do comprimento de aceleração em escoamentos gás-sólidos horizontais apresenta grandes complexidades, principalmente para a simulação numérica de uma tubulação longa, que estão associadas ao acúmulo de partículas na parede inferior do duto induzido pela ação da gravidade e às colisões partícula-parede e partícula-partícula, as quais dominam os fenômenos de fluxo na direção horizontal.

Na Tabela 2.2 são apresentadas algumas correlações da literatura, Equações 2.4 a 2.8, para a estimativa do comprimento de aceleração em sistemas de transporte pneumático em fase

diluída horizontal. As quatro primeiras correlações são empíricas, enquanto a última é derivada de simulações numéricas em CFD.

Tabela 2.2: Correlações para a predição do comprimento de aceleração em sistemas de transporte pneumático em fase diluída horizontal.

Correlação	Referência
$\frac{L_{ac}}{D} = 6 \left[\left(\frac{\dot{m}_s}{\rho_f g^2 D^2} \right)^{\frac{1}{5}} \left(\frac{D}{d_p} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{\frac{1}{2}} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (2.4)$	Rose e Duckworth (1969)
$L_{ac} = \left(e^{3,32} \right) \left(\frac{d_p}{D} \right)^{0,953} \phi^{-0,0912} \left(\frac{\rho_f}{\rho_s} \right) \quad (2.5)$	Dhodapkar et al. (1989)
$\frac{L_{ac}}{D} = 0,527 \left(\frac{D}{d_p} \right)^{-1,26} (1 + \phi) Re \quad (2.6)$	Klinzing et al. (2010)
$\frac{L_{ac}}{D} = 4,4 Re^{\frac{1}{6}} + 2,43 Re^{0,238} \left(\frac{0,001 \rho_s v_s}{0,999 \rho_f v_f} \right)^{0,495} \left(\frac{d_p}{D} \right)^{-0,191} \quad (2.7)$	Patro e Dash (2014a)
$\frac{L_{ac}}{D} = 35 Ar^{0,113} \left(\frac{D}{D_{50}} \right)^{-1,45} \left(0,84 + 2,9 \times 10^{-6} Re \right) \quad (2.8)$	Santo et al. (2018b)

2.9. Predição da Queda de Pressão em Sistemas de Transporte Pneumático

Uma etapa primordial para o projeto de sistemas de transporte pneumático é a estimativa da queda de pressão total na linha. Existem diferentes abordagens para a estimativa desse valor, sendo a mais empregada a que considera as contribuições individuais associadas a queda de pressão do ar e a queda de pressão dos sólidos (RAHEMA; JINDAL, 2001). Essa abordagem foi utilizada nos trabalhos de Vogt e White (1948), Hariu e Molstad (1949), Mehta, Smith e Comings (1957), Barth (1960a; 1960b), Capes e Nakamura (1973), Yang (1978 e 1974), Klinzing (1979), Weber (1981), Michaelides e Roy (1987), Barbosa e Pinho (2006), Patro e Dash (2014), El-Behery, El-Haroun e Abuhegazy (2017), Naveh, Tripathi e Kalman (2017), entre outros, para a predição da queda de pressão em trechos horizontais, verticais e em curvas.

Segundo Henthorn, Park e Curtis (2005) e Rhodes (2008), considerando o fluido incompressível e desprezando os efeitos eletrostáticos, a queda de pressão total ao longo de um trecho reto, seja na direção vertical ou horizontal, pode ser expressa como a soma de seis

termos: a aceleração do gás (ΔP_{ag}), a aceleração dos sólidos (ΔP_{as}), atrito do gás com a parede (ΔP_{fg}), atrito dos sólidos com a parede (ΔP_{fs}), peso do gás (ΔP_{pg}) e o peso dos sólidos (ΔP_{ps}), conforme a Equação 2.9.

$$\Delta P = \Delta P_{ag} + \Delta P_{as} + \Delta P_{fg} + \Delta P_{fs} + \Delta P_{pg} + \Delta P_{ps} \quad (2.9)$$

No transporte pneumático, as partículas são alimentadas em uma corrente gasosa a uma velocidade nula ou com um valor específico, a depender do tipo de alimentador utilizado, produzindo uma perturbação no gás transportador e uma grande mudança de momento. Com isso, a queda de pressão devido à incorporação das partículas no escoamento se torna maior do que em um fluxo monofásico (TRIPATHI; LEVY; KALMAN, 2018).

Geralmente, as partículas são aceleradas após serem alimentadas no sistema ou após passarem por curvas. A queda de pressão na região de aceleração pode ser estimada por meio da soma dos termos de queda de pressão associada à aceleração dos sólidos e do gás, conforme a Equação 2.10. No entanto, os efeitos da aceleração se tornam menos significativos para sistemas de transporte pneumático que apresentam uma grande extensão, como verificado no trabalho de Tripathi, Levy e Kalman (2018), para uma tubulação de 10 m de comprimento a queda de pressão de aceleração foi cerca de 25% da queda de pressão total da tubulação, enquanto que para uma tubulação com 100 m essa porcentagem foi reduzida para 4%.

$$\Delta P_{ac} = \Delta P_{ag} + \Delta P_{as} \quad (2.10)$$

Alguns dos termos apresentados na Equação (2.9) podem ser desprezados dependendo das circunstâncias avaliadas. Nos casos em que o transporte é realizado na direção horizontal, os termos ΔP_{pg} e ΔP_{ps} podem ser desconsiderados, uma vez que a queda de pressão devido à gravidade não é tão significativa em comparação ao transporte vertical (RHODES, 2008; KLINZING et al., 2010). Dessa forma, a queda de pressão em sistemas de transporte pneumático horizontal pode ser representada pela Equação 2.11.

$$\Delta P = \Delta P_{ag} + \Delta P_{as} + \Delta P_{fs} + \Delta P_{fg} \quad (2.11)$$

Se o gás e os sólidos já foram acelerados na linha e se encontram em um escoamento completamente desenvolvido ou se a linha apresenta uma grande extensão, os dois primeiros termos da Equação 2.11 (ΔP_{ag} e ΔP_{as}) podem ser omitidos. Dessa forma, a queda de pressão em um trecho horizontal na região de fluxo totalmente desenvolvido (ΔP_{FTD}) pode ser representada apenas pela soma dos termos associados ao atrito do gás e ao atrito dos sólidos (Equação 2.12).

$$\Delta P_{FTD} = \Delta P_{fs} + \Delta P_{fg} \quad (2.12)$$

O atrito do gás é geralmente considerado independente da presença de sólidos, então o termo ΔP_{fg} pode ser calculado a partir do fator de atrito de Fanning, f_g , para a determinação da queda de pressão em escoamento monofásico, como mostrado na Equação 2.13:

$$\Delta P_{fg} = \frac{2f_g \rho_g v_g^2 L}{D} \quad (2.13)$$

sendo: ρ_g e v_g a densidade e a velocidade do gás e L e D o comprimento e o diâmetro da tubulação, respectivamente.

Conforme relatado por Klinzing et al. (2010), existem vários métodos para a obtenção do fator de atrito do gás. Por simplicidade, para tubos lisos é recomendada a utilização da equação de Koo para a sua determinação (Equação 2.14).

$$f_g = 0,0014 + \frac{0,125}{Re^{0,32}}; 10^5 < Re < 3 \times 10^6 \quad (2.14)$$

Pesquisadores como Mehta, Smith e Comings (1957), Weber (1981, 1991), Barbosa e Pinho (2006), Pinho (1999, 2001), entre outros, analisaram a queda de pressão devido ao atrito dos sólidos com a parede de forma análoga à Equação 2.13 para fluxo monofásico, só que levando em consideração o fator de atrito dos sólidos, λ_s , como mostrado na Equação 2.15.

$$\Delta P_{fs} = \frac{2\lambda_s \rho_s v_s^2 L}{D} \quad (2.15)$$

Sendo: ρ_s a densidade e v_s a velocidade do sólido.

Capes e Nakamura (1973), Yousfi e Gau (1974), Yang (1974) e Klinzing e Mathur (1981) consideraram a porosidade da linha de transporte através do termo $(1-\varepsilon_t)$, além daqueles já presentes na Equação 2.15 para a estimativa da queda de pressão, conforme apresentado na Tabela 2.3.

Muitos esforços têm sido realizados para o desenvolvimento de correlações empíricas para a estimativa do fator de atrito dos sólidos e algumas delas se encontram apresentadas na Tabela 2.3. Conforme pode ser verificado na tabela, Weber (1991) propôs uma correlação independente da velocidade do sólido. Já Capes e Nakamura (1973) indicaram que λ_s é inversamente proporcional à velocidade do sólido. No trabalho de Yousfi e Gau (1974), foram obtidos fatores de atrito praticamente constantes, cujos valores foram de 0,0015 para partículas de poliestireno e 0,003 para partículas de vidro. Outros pesquisadores sugeriram

que λ_s é dado em função da velocidade relativa entre o gás e a partícula (v_{rl} , *slip velocity*), diâmetro da partícula, diâmetro do tubo, velocidade do gás e densidade do gás e do sólido (HINKLE, 1953; MEHTA; SMITH; COMINGS, 1957; YANG, 1974; BARBOSA; PINHO, 2006; PINHO, 2001). De acordo com Klinzing et al. (2010), a velocidade relativa é a velocidade resultante entre o fluido e o sólido, proveniente das interações partícula-partícula e partícula-parede. Sua determinação é essencial para a modelagem e compreensão do fluxo gás-sólido. Apesar de sua relativa importância, existe uma grande dificuldade para a obtenção de medidas precisas dessa grandeza.

Tabela 2.3: Correlações para a estimativa da queda de pressão e do fator de atrito dos sólidos.

Referência	Direção	ΔP_{fs}	λ_s
Hinkle (1953)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s (1 - \varepsilon_t) v_s^2 L}{D}$ (2.16)	$\frac{3C_D \rho_g D (v_g - v_s)^2}{8\rho_s d_p v_s^2}$ (2.17)
	Vertical		
Mehta et al. (1957)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s v_s^2 L}{D}$ (2.18)	$\frac{3C_D \rho_g D (v_g - v_s)^2}{8\rho_s d_p v_s}$ (2.19)
Capes e Nakamura (1973)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s (1 - \varepsilon_t) v_s^2 L}{D}$ (2.20)	$0,048 v_s^{-1,22}$ (2.21)
	Vertical		
Yang (1974)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s (1 - \varepsilon_t) v_s^2 L}{D}$ (2.22)	$0,0293 \frac{1 - \varepsilon_t}{\varepsilon_t^3} \left((1 - \varepsilon_t) \frac{v_t}{v_{\varepsilon_t} - v_s} \frac{v_{\varepsilon_t}}{(gD)^{1/2}} \right)^{-1,15}$ (2.23)
Klinzing e Mathur (1981)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s (1 - \varepsilon_t) v_s^2 L}{D}$ (2.24)	$\frac{55,5 D^{1,1}}{v_{\varepsilon_t}^{0,64} d_p^{0,26} \rho_s^{0,91}}$ (2.25)
	Vertical		
Webber (1991)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s v_s^2 L}{D}$ (2.26)	$1,315 \phi^{0,711} \left(\frac{v_g^2}{gD} \right)^{-1,047}$ (2.27)
	Vertical		
Pinho (2001)	Horizontal	$\frac{2\lambda_s \rho_s v_s^2 L}{D}$ (2.28)	$\lambda_s = a \phi^b Fr^c \left(\frac{d_p}{D} \right)^e \left(\frac{\rho_s}{\rho_g} \right)^f$ (2.29)

a, b, c, e e f são parâmetros empíricos

É importante ressaltar que a velocidade superficial do gás, v_g , é baseada no diâmetro da tubulação, enquanto que a velocidade real do gás entre as partículas em suspensão, v_{ε_t} , é dada em função da porosidade do leito, conforme a Equação 2.30. Com isso, a velocidade relativa entre o gás e as partículas pode ser determinada a partir da Equação 2.31.

$$v_{\varepsilon_t} = \frac{v_g}{\varepsilon_t} \quad (2.30)$$

$$v_{rl} = v_{\varepsilon_t} - v_s \quad (2.31)$$

sendo a porosidade do leito de partículas dada pela Equação 2.32:

$$\varepsilon_t = 1 - \frac{V_s}{V} \quad (2.32)$$

em que V representa o volume total do tubo considerado e V_s o volume de sólidos contidos.

Yang, Keairns e Archer (1973) sugeriram uma correlação para o cálculo da velocidade do sólido em trecho horizontal, Equação 2.33, que é dada em função da porosidade da linha de transporte, do coeficiente de arraste de uma única partícula (C_{DS}), das propriedades do gás e do sólido e do fator de atrito dos sólidos, o qual pode ser determinado segundo a correlação de Yang (1974) apresentada na Equação 2.23.

$$v_s = v_{\varepsilon_t} - \sqrt{\left(\frac{\lambda_s v_s^2}{2gD}\right) \frac{4(\rho_s - \rho_g)d_p g \varepsilon_t^{4,7}}{\rho_g C_{DS}}} \quad (2.33)$$

Outras correlações estão disponíveis na literatura para a estimativa da velocidade da partícula (HINKLE, 1953; KLINZING et al., 1989; WEI et al., 2011; KLINZING; BASHA, 2017; SANTO et al., 2018b).

No trabalho de Patro e Dash (2014b), simulações numéricas foram realizadas para investigar o efeito das propriedades das partículas, da velocidade do gás, do diâmetro da tubulação e da carga de sólidos, na previsão de queda de pressão em escoamentos gás-sólidos. A partir dos dados obtidos, os autores desenvolveram uma correlação simplificada para a queda de pressão na região de escoamento totalmente desenvolvido em trecho horizontal, utilizando um multiplicador de duas fases. Ao contrário das correlações existentes, o modelo sugerido apresenta validade para uma ampla variedade de tamanhos de partículas, diâmetros de tubo e cargas de sólidos. Na Equação 2.34 é apresentada a correlação para partículas com diâmetro menor que 50 μm e na Equação 2.35 para diâmetro maior ou igual a 50 μm .

$$\frac{\Delta P_{FTD}}{L} = \frac{\Delta P_{fg}}{L} \frac{(0,000356\phi + 0,0208)^{2,2064} \left[0,0242 \left(\frac{d_p}{D}\right)^2 - 0,015 \left(\frac{d_p}{D}\right) + 0,00282 \right]^{1,066}}{\left(\frac{d_p}{ReD}\right)^{1,296}} \quad (2.34)$$

$$\frac{\Delta P_{FTD}}{L} = \frac{\Delta P_{fg}}{L} (0,000345\phi + 0,652)^{1,3637} \left[0,063 \left(\frac{d_p}{D} \right)^3 - 0,572 \left(\frac{d_p}{D} \right)^2 + 1,15 \left(\frac{d_p}{D} \right) + 2,513 \right] \quad (2.35)$$

Michaelides (1987) também desenvolveu uma correlação empírica para estimar a queda de pressão em um fluxo gás-sólido horizontal, Equação 2.36, a qual é composta por uma constante K , associada às características do material transportado, que foi derivada estatisticamente de um banco de aproximadamente 1600 dados experimentais provenientes dos trabalhos de Konchesky, George e Craig (1975), Rose e Duckworth (1961), Rose e Barnacle (1957), Hinkle (1953), Hariu e Molstad (1949), Uematu e Moricawa (1960), Vogt e White (1948), Welschhof (1962) e Degliobizzi, Michaelides e Thompson (1983), que utilizaram como materiais de estudo: carvão, trigo, colza, polietileno, lucite, semente de mostarda, semente de trevo, vidro, areia e alundum. Para o conjunto de partículas avaliadas, K igual a 0,072 proporcionou menores desvios em relação aos dados experimentais. Segundo o autor, para materiais diferentes aos empregados, uma boa estimativa da queda de pressão pode ser encontrada quando o valor de K é da ordem de 0,1.

$$\Delta P_{FTD} = \Delta P_{fg} \left(1 + K \frac{\dot{m}_s}{\dot{m}_{ar}} \frac{\sqrt{Dg}}{v_g} \frac{1}{4f_g} \right) \quad (2.36)$$

2.10. Modelagem e Simulação de Escoamentos Multifásicos

Os fluxos gás-sólidos turbulentos prevalecem em muitas aplicações da engenharia e o transporte pneumático é uma delas. Com uma escolha adequada e disposição do equipamento, o material a granel pode ser transportado por longas distâncias. As características de transporte, como padrão de fluxo e queda de pressão, dependem de muitos fatores, tais como da geometria e orientação da tubulação, condições de operação (vazão do ar transportador e carga de sólidos), bem como das propriedades das partículas e das paredes do tubo (MILLS, 2016b). A compreensão da influência desses fatores é muito importante para o apropriado projeto, operação, controle e otimização de um sistema de transporte pneumático. A modelagem CFD (*Computational Fluid Dynamics*) é uma ferramenta avançada para estudar os vários aspectos das características desse tipo de transporte (ARIYARATNE; RATNAYAKE; MELAAEN, 2018). Pacotes comerciais contendo modelos clássicos da literatura, que estabelecem relações para as principais variáveis intrínsecas ao escoamento de fluidos, têm viabilizado a simulação de problemas considerados de resolução complexa como os sistemas multifásicos (SANTOS, 2008).

Os avanços computacionais em mecânica dos fluidos forneceram uma base de introspecção adicional na dinâmica de sistemas com escoamento multifásico. Existem duas aproximações para a modelagem de escoamentos multifásicos: a aproximação Euler-Lagrange e a aproximação Euler-Euler (SANTOS, 2008).

Na aproximação Euler-Lagrange, o fluido (meio contínuo) é definido como uma representação Euleriana e as partículas (meio discreto) como uma representação Lagrangeana. Dessa forma, a fase contínua é modelada pelas equações de conservação de massa e quantidade de movimento e o deslocamento de uma quantidade representativa de partículas da fase dispersa é calculado por meio do balanço de forças que agem sobre elas, levando em consideração as interações com as demais partículas e destas com os contornos sólidos, através de leis de contato (NASCIMENTO, 2018).

Dentre as dificuldades encontradas na abordagem Lagrangeana, pode-se destacar o elevado número de parâmetros para a caracterização das partículas e o alto custo computacional, visto que o balanço de forças é considerado para cada partícula individual, além da necessidade de identificar cada interação com as demais partículas para a aplicação dos modelos de contato.

Na aproximação Euler-Euler, as fases envolvidas, independentemente de suas composições e características físicas, são tratadas como contínuas e interpenetrantes, introduzindo o conceito de fração volumétrica. Desta forma, a fase particulada pode ser considerada como um “pseudo-fluido” e a análise do seu movimento realizada por meio das equações governantes de transporte dos fluidos (LOURENÇO, 2019). 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 entre as fases (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).

Modelos que utilizam a abordagem Euler-Euler são conhecidos como Modelo de Multifluidos, quando apresentam mais de duas fases. Quando apenas duas fases estão envolvidas, o modelo é denominado Modelo de Dois Fluidos (TFM – *Two-Fluid Model*) (LOURENÇO, 2019; BRANCO JUNIOR, 2013).

2.10.1. Modelagem Euleriana do Escoamento Gás-Sólido – CFD

Em virtude do menor esforço computacional, a abordagem Euleriana tem sido 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.

Existem três tipos de modelos Euler-Euler: o modelo de Volume de Fluido (VOF, *Volume of Fluid*), o modelo de Mistura e o modelo Euleriano, que se encontram especificados na Tabela 2.4.

Tabela 2.4: Propriedades e condições de aplicação para os modelos Euler-Euler.

Modelo	Propriedades	Condições de simulação adequadas
Modelo VOF	Modelagem de dois ou mais fluidos imiscíveis. Um conjunto único de equações de conservação de massa e de quantidade de movimento é compartilhado pelos fluidos e a fração volumétrica de cada um deles em cada célula computacional é rastreada em todo o domínio.	a) interações onda-estrutura b) aumento de bolhas únicas e múltiplas em líquidos cisalhados c) fluxos estratificados
Modelo de Mistura	Apropriado para calcular o fluxo de mais de duas fases. O modelo de mistura resolve a equação do momento da mistura e prescreve as velocidades relativas para descrever as fases dispersas.	a) fluxos de partículas com baixa carga de sólidos a) fluxos com bolhas b) sedimentação c) separadores de ciclone
Modelo Euleriano	Resolve um conjunto de equações de momento e continuidade para cada fase. O acoplamento de fases é baseado na pressão e coeficientes de troca entre as fases.	a) colunas de bolhas b) <i>risers</i> c) suspensão de partículas e leitos fluidizados

Fonte: Adaptado de Wang et al. (2017).

Conforme já mencionado anteriormente, o modelo Euler-Euler trata ambas as fases, gás e sólidos, como contínuas e interpenetrantes. Portanto, a soma das frações volumétricas das fases é sempre igual a 1, Equação 2.37, as quais são descritas como funções contínuas no espaço e no tempo. Este modelo fornece a ideia básica da abordagem matemática para simular o mecanismo de fluxo ao longo de um duto de transporte pneumático, não apresentando limitações em relação ao número de partículas que estão sendo simuladas (WANG et al., 2017).

$$\alpha_g + \alpha_s = 1 \quad (2.37)$$

Os subscritos s e g se referem as fases sólida e gasosa, respectivamente.

A modelagem de escoamentos gás-sólido com base nesse modelo envolve, portanto, a solução das equações da continuidade e de momento para cada uma das fases envolvidas, conforme apresentado a seguir.

Equações da Continuidade

- Fase gasosa

$$\frac{\partial(\alpha_g \rho_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g) = 0 \quad (2.38)$$

- Fase sólida

$$\frac{\partial(\alpha_s \rho_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) = 0 \quad (2.39)$$

Equações de Conservação da Quantidade de Movimento

- Fase gasosa

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_g \rho_g \vec{v}_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}_g \vec{v}_g) = & -\alpha_g \nabla p + \nabla \cdot \overline{\overline{T}}_g + \alpha_g \rho_g \vec{g} + [K_{gs} (\vec{v}_g - \vec{v}_s)] \\ & + \vec{F}_{c,g} + \vec{F}_{\text{lift},g} + \vec{F}_{\text{vm},g} \end{aligned} \quad (2.40)$$

- Fase sólida

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s) = & -\alpha_s \nabla p - \nabla p_s + \nabla \cdot \overline{\overline{T}}_s + \alpha_s \rho_s \vec{g} + [K_{gs} (\vec{v}_s - \vec{v}_g)] \\ & + \vec{F}_{c,s} + \vec{F}_{\text{lift},s} + \vec{F}_{\text{vm},s} \end{aligned} \quad (2.41)$$

Sendo: p a pressão compartilhada por todas as fases, p_s a pressão de sólidos, $\overline{\overline{T}}$ o tensor tensão, \vec{g} a aceleração da gravidade, K_{gs} o coeficiente de transferência de momento entre as fases gasosa e sólida, \vec{F}_c as forças de campo, \vec{F}_{lift} a força de ascensão e \vec{F}_{vm} a força de massa virtual.

O coeficiente de transferência de momento entre as fases contabiliza o efeito do arraste que a fase fluida exerce sobre a fase sólida e pode ser estimado de diferentes formas, a

dependem do modelo adotado na modelagem do escoamento. Na Tabela 2.5 são exibidos alguns modelos para o cálculo deste coeficiente.

Tabela 2.5: Modelos para a estimativa do coeficiente de transferência de momento.

Gidaspow et al. (1992)

$$Se \alpha_g > 0,8 : K_{gs} = K_{gs_Wen-Yu} \quad (2.42)$$

$$K_{gs_Wen-Yu} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_g \rho_g |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{d_p} \alpha_g^{-2,65} \quad (2.43)$$

$$C_D = \frac{24}{\alpha_s Re_r} \left[1 + 0,15 (\alpha_s Re_r)^{0,687} \right] \quad (2.44)$$

$$Re_r = \frac{\rho_g d_p |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{\mu_g} \quad (2.45)$$

$$Se \alpha_g \leq 0,8 : K_{gs} = K_{gs_Ergun} \quad (2.46)$$

$$K_{gs_Ergun} = 150 \frac{\alpha_s (1 - \alpha_g) \mu_g}{\alpha_g d_p^2} + 1,75 \frac{\rho_g \alpha_s |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{d_p} \quad (2.47)$$

Syamlal e O'Brien (1988)

$$K_{gs} = \frac{3 \alpha_s \alpha_g \rho_g}{4 v_{r,s}^2 d_p} C_D \left(\frac{Re_r}{v_{r,s}} \right) |\vec{v}_s - \vec{v}_g| \quad (2.48)$$

$$C_D = \left(0,63 + \frac{4,8}{\sqrt{Re_r / v_{r,s}}} \right)^2 \quad (2.49)$$

$$v_{r,s} = 0,5 \left(\alpha_g^{4,14} - 0,06 Re_r + \sqrt{(0,06 Re_r)^2 + 0,12 Re_r (2B - A) + A^2} \right) \quad (2.50)$$

$$A = \alpha_g^{4,14} \quad (2.51)$$

$$Se \alpha_g \leq 0,85, B = 0,8 \alpha_g^{1,28} \quad (2.52)$$

$$Se \alpha_g > 0,85, B = \alpha_g^{2,65} \quad (2.53)$$

Fonte: Adaptado de Nascimento (2018).

Devido à descrição contínua das partículas, a modelagem Euleriana requer leis adicionais para a reologia do sólido. Duas variáveis extras de transporte, tensor de tensão de

sólidos e pressão de sólidos, aparecem na equação de momento da fase sólida, que são modeladas de acordo com a Teoria Cinética Granular (PATRO; DASH, 2014a).

2.10.2. Modelo Euleriano Granular Multifásico – Teoria Cinética Granular

As interações na fase particulada são dadas pelas colisões partícula-partícula, que atuam como o principal mecanismo de transporte das propriedades da fase sólida. Visto que partículas podem mover-se aleatoriamente no escoamento e, conseqüentemente, estarem sujeitas a uma flutuação em seu movimento, assim como as moléculas em um gás, a mesma demonstração feita na teoria cinética dos gases pode ser aplicada para o escoamento granular (SANTOS, 2015). Dessa forma, a substituição das moléculas por partículas deu origem à Teoria Cinética do Escoamento Granular, a qual foi desenvolvida por Lun et al. (1984). Esta teoria é utilizada para o cálculo da distribuição de tensões na fase granular, viscosidade granular e pressão de sólidos.

Regimes de escoamento de sólidos em que a fração volumétrica é menor do que a fração máxima de empacotamento são chamados de compressíveis. Nestes regimes, um gradiente de pressão, ∇p_s , é calculado na equação do momento da fase granular, Equação 2.54. A pressão de sólidos é composta por um termo cinético (primeiro termo) e um termo colisional (segundo termo) (NASCIMENTO, 2018), conforme a Equação 2.54.

$$p_s = \alpha_s \rho_s \theta_s + 2\rho_s (1 + e_{ss}) \alpha_s^2 g_{0,ss} \theta_s \quad (2.54)$$

Sendo: e_{ss} o coeficiente de restituição para as colisões entre as partículas, $g_{0,ss}$ a função de distribuição radial e θ_s a temperatura granular.

O coeficiente de restituição representa a inelasticidade entre o choque de partículas. Para um material granular típico, o valor do coeficiente de restituição é considerado na faixa entre 0,9 e 0,99 (SANTOS, 2011).

A função de distribuição radial $g_{0,ss}$ é um fator de correção que modifica a probabilidade de colisões entre partículas quando a fase sólida granular se torna concentrada (WANG et al., 2017). É uma função de distribuição que governa a transição da condição compressível ($\alpha < \alpha_{s,máx}$), na qual o espaçamento entre as partículas sólidas pode continuar a

diminuir, para a condição incompressível ($\alpha = \alpha_{s,máx}$), em que nenhuma diminuição adicional no espaçamento pode ocorrer (“ANSYS Fluent Theory Guide”, 2009).

A finalidade da função de distribuição radial é a de prevenir que uma partícula se sobreponha a outra, agindo como uma função repulsiva quando a fração dos sólidos está próxima ao limite máximo de empacotamento, $\alpha_{s,máx}$ (NASCIMENTO, 2018). Um dos modelos mais populares para a determinação desta função foi proposto por Ogawa et al. (1980), que se encontra representado pela Equação 2.55.

$$g_{0,ss} = \left[1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,máx}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1} \quad (2.55)$$

Analogamente à temperatura termodinâmica para gases, a temperatura granular pode ser introduzida como sendo uma medida da flutuação da velocidade das partículas. A obtenção do seu valor no interior de um escoamento granular é realizada levando em consideração o fato de que, sendo esta variável uma representação da energia da flutuação granular, deve existir, naturalmente, uma equação fundamental para a sua conservação, como apresentado na Equação 2.56 (SANTOS, 2015).

$$\frac{3}{2} \left(\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s \theta_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \theta_s \vec{v}_s) \right) = \left(-p_s \bar{I} + \bar{T}_s \right) : \nabla \vec{v}_s + \nabla \cdot (k_{\theta_s} \nabla \theta_s) - \gamma_{\theta_s} + \varphi_{gs} \quad (2.56)$$

Sendo:

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

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

γ_{θ_s} = Dissipação de energia devido às colisões;

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

Os demais termos da Equação 2.56 são obtidos de acordo com as Equações 2.57 a 2.60, que estão apresentadas na Tabela 2.6.

Tabela 2.6: Equações constitutivas que completam a teoria cinética do escoamento granular.

Viscosidade *bulk* de sólidos

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \left(\frac{\theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.57)$$

Coefficiente de difusão da energia granular

$$k_{\theta_s} = \frac{150 \rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{384 (1 + e_{ss}) g_{0,ss}} \left[1 + \frac{6}{5} \alpha_s g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \right]^2 + 2 \rho_s \alpha_s^2 d_p (1 + e_{ss}) g_{0,ss} \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (2.57)$$

Dissipação da energia granular

$$\gamma_{\theta_s} = \frac{12 (1 + e_{ss}^2) g_{0,ss}}{d_p \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s^2 \theta_s^{1,5} \quad (2.59)$$

Transferência de energia granular entre as fases

$$\varphi_{gs} = -3 K_{gs} \theta_s \quad (2.60)$$

Fonte: Adaptado de Santos (2015).

Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na Fase Granular

A concentração de sólidos no meio irá influenciar nas diferentes formas de dissipação viscosa. Por exemplo, em uma região mais diluída do escoamento, as partículas apresentam um movimento desordenado e aleatório, e a dissipação viscosa ocorre somente devido a esse movimento das partículas, sendo chamada de dissipação viscosa cinética. As tensões que agem e se distribuem nessa região são chamadas de tensões cinéticas. No caso de uma região que apresenta uma concentração um pouco maior, além da dissipação viscosa cinética, existe a dissipação viscosa colisional, causadas por colisões instantâneas entre as partículas (NASCIMENTO, 2018). As tensões que agem e se distribuem nessa região são chamadas de tensões colisionais. Porém, se a região apresenta alta concentração de sólidos, ou seja, próximo ao limite máximo de empacotamento (concentrações volumétricas de sólidos superiores a 50%), não se observam mais oscilações aleatórias das partículas ou colisões instantâneas, mas ao contrário, notam-se íntimos contatos e duradouros ao mesmo tempo que partículas começam a deslizar e atritar entre si. Esta forma de dissipação viscosa é dita dissipação viscosa friccional e as tensões que agem e se distribuem nesta região são chamadas de tensões friccionalis (SANTOS, 2011).

De uma forma geral, o tensor tensão da fase granular pode ser modelado de forma análoga à modelagem da tensão da fase fluida, como mostrado na Equação 2.61.

$$\bar{T}_s = \alpha_s \mu_s \left(\nabla \vec{v}_s + \nabla \vec{v}_s^T \right) + \alpha_s \left(\lambda_s - \frac{2}{3} \mu_s \right) \nabla \vec{v}_s \bar{I} \quad (2.61)$$

Sendo μ_s a viscosidade granular cisalhante, λ_s a viscosidade granular *bulk* de sólidos e \bar{I} o tensor unitário. O sobrescrito “T” corresponde ao transposto de uma matriz.

A viscosidade granular cisalhante (μ_s) pode ser determinada pela simples soma das viscosidades cinética ($\mu_{s,cin}$), colisional ($\mu_{s,col}$) e friccional ($\mu_{s,fric}$), conforme a Equação 2.62.

$$\mu_s = \mu_{s,cin} + \mu_{s,col} + \mu_{s,fric} \quad (2.62)$$

No caso do escoamento granular, a viscosidade colisional está associado ao movimento randômico das partículas e pode ser calculada utilizando o modelo de Syamlal et al. (1993), representado pela Equação 2.63.

$$\mu_{s,col} = \frac{4}{5} \alpha_s^2 \rho_s d_p g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (2.63)$$

Dentre os modelos existentes na literatura para estimar a viscosidade cinética, pode-se destacar aqueles propostos por Gidaspow (1994), Equação 2.64, e por Syamlal et al. (1993), Equação 2.65.

$$\mu_{s,cin} = \frac{10 \rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{96 \alpha_s (1 + e_{ss}) g_{0,ss}} \left[1 + \frac{4}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1 + e_{ss}) \right]^2 \alpha_s \quad (2.64)$$

$$\mu_{s,cin} = \frac{\alpha_s \rho_s d_p \sqrt{\theta_s \pi}}{6(3 - e_{ss})} \left[1 + \frac{2}{5} g_{0,ss} \alpha_s (3e_{ss} - 1)(1 + e_{ss}) \right] \quad (2.65)$$

A viscosidade cisalhante friccional, originada do atrito e do contato prolongado entre as partículas, pode ser determinada pelo modelo proposto por Schaeffer (1987), o qual é muito representativo, devido à consideração do ângulo de fricção interna para descrever o leito de partículas, uma vez que essa propriedade é facilmente medida indiretamente através do ângulo de repouso estático (NASCIMENTO, 2018).

A Equação 2.66 apresenta o modelo de Schaeffer (1987) para o cálculo da viscosidade cisalhante friccional:

$$\mu_{s,\text{fric}} = \frac{P_f \text{sen}(\varphi_e)}{2\sqrt{I_{2D}}} \quad (2.66)$$

em que: P_f é a pressão friccional, φ_e é o ângulo de fricção interna, ou ângulo de repouso estático do material e I_{2D} é o segundo invariante do tensor tensão.

O segundo invariante do tensor tensão é dado pela Equação 2.67

$$I_{2D} = \frac{1}{6} \left[(D_{s,xx} - D_{s,yy})^2 + (D_{s,yy} - D_{s,zz})^2 + (D_{s,zz} - D_{s,xx})^2 \right] + D_{s,xy}^2 + D_{s,yz}^2 + D_{s,zx}^2 \quad (2.67)$$

De uma forma geral, o tensor taxa de deformação é representado pela Equação 2.68:

$$D_{s,ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_{s,i}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{s,j}}{\partial x_i} \right) \quad (2.68)$$

sendo: $D_{s,ij}$ a componente do tensor taxa de deformação e $u_{s,i}$ a componente da velocidade na direção i .

Tensão Cisalhante na Parede da Tubulação

A implementação de um problema utilizando a abordagem Euleriana 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. A força cisalhante exercida sobre a parede para a fase granular pode ser escrita conforme a Equação 2.69 (NASCIMENTO, 2018).

$$\vec{\tau}_s = -\frac{\pi}{6} \sqrt{3} \phi_e \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\text{máx}}} \rho_s g_{0,ss} \sqrt{\theta_s} \vec{U}_{s,\parallel} \quad (2.69)$$

Sendo: $\vec{U}_{s,\parallel}$ a velocidade de deslizamento da partícula paralela à parede e ϕ_e o coeficiente de especularidade entre a partícula e a parede

A condição de contorno geral para a temperatura granular na parede é dada pela Equação 2.70 (LOURENÇO, 2019).

$$q_s = \frac{\pi}{6} \sqrt{3} \phi_e \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\text{máx}}} \rho_s g_{0,ss} \sqrt{\theta_s} \vec{U}_{s,\parallel} \cdot \vec{U}_{s,\parallel} - \frac{\pi}{4} \sqrt{3} \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\text{máx}}} (1 - e_{sw}^2) \rho_s g_{0,ss} \theta_s^{\frac{3}{2}} \quad (2.70)$$

Para a condição de cisalhamento, o coeficiente de especularidade é utilizado especificamente em escoamentos multifásicos granulares. Esse parâmetro é uma medida da fração de colisões responsáveis por transferir momento para a parede e o seu valor varia na faixa entre 0 e 1. Essa implementação é baseada nas condições de contorno de Johnson e Jackson (1987) para escoamentos granulares (“ANSYS Fluent User’s Guide”, 2013).

Modelagem da Distribuição das Tensões Viscosas na Fase Gasosa

De acordo com Santos (2011), ao observar as equações de conservação da quantidade de movimento, nota-se que, para a análise de um escoamento multifásico, é essencial o conhecimento da distribuição das tensões viscosas (forças de superfície) que agem sobre um determinado volume de fluido ou de partículas. Qualquer fluido quando posto em movimento exibe evidências da existência de um atrito interno, o qual tende a homogeneizar ou transferir o movimento das camadas superiores para todo o volume, sendo este “atrito” causado devido à presença da viscosidade. A distribuição de tensões no interior do fluido dá origem ao gradiente de velocidade ou à distribuição de velocidades, a qual caracteriza o escoamento de um determinado fluido, sendo desta forma, a relação entre a tensão viscosa e o gradiente de velocidade de suma importância na previsão do comportamento.

Desta forma, para a modelagem do tensor tensão da fase fluida, utiliza-se, no caso de fluidos newtonianos, a equação de Navier-Stokes (relação linear entre tensão e taxa de deformação), conforme apresentado na Equação 2.71 (SANTOS, 2015).

$$\overline{\overline{T}}_g = -\frac{2}{3} \mu_g \left(\nabla \cdot \vec{v}_g \right) \overline{\overline{I}} + \mu_g \left(\nabla \vec{v}_g + \nabla \vec{v}_g^T \right) \quad (2.71)$$

A abordagem mais viável para a inclusão dos efeitos de turbulência para domínios computacionais de interesse na engenharia ainda é a utilização das equações médias de Reynolds-Navier-Stokes (modelo RANS - Reynolds *Averaged* Navier-Stokes) (PÁDUA, 2012).

Neste âmbito, os modelos de duas equações têm se destacado nas últimas décadas pela sua simplicidade e capacidade de representar adequadamente uma grande variedade de problemas. Os modelos mais importantes neste contexto são o $k-\omega$ e o $k-\varepsilon$, além das suas variantes (LOURENÇO, 2019).

Os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ são os mais utilizados para calcular a turbulência em escoamentos multifásicos, sendo k a energia cinética de turbulência e ε a taxa de dissipação da energia de turbulência (NASCIMENTO, 2018). Dentre os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ existentes, pode-se destacar o *standard*, RNG e o *realizable*. Embora todos esses modelos tenham formas semelhantes de equações de transporte para k e ε , os métodos para calcular a viscosidade turbulenta são diferentes (WANG et al., 2017).

O modelo de turbulência *standard* ($k-\varepsilon$) é o mais prático e amplamente utilizado em cálculos de engenharia. Embora seja um modelo semi-empírico, é considerado o mais popular por fornecer resultados de simulação robustos, econômicos e precisos para uma variedade de escoamentos turbulentos. O modelo RNG melhora a precisão para simulação de fluxos de rápida tensão e fluxos com turbilhonamento. Comparado com o modelo *standard*, ele é mais preciso e confiável para uma ampla variedade de escoamentos. O modelo *realizable* tem mostrado um desempenho superior para fluxos com forte curvatura aerodinâmica, vórtices e rotação. Comparado ao modelo *standard* ($k-\varepsilon$), ele apresenta uma equação de transporte modificada para a taxa de dissipação, ε . Além disso, o modelo *realizable* contém uma formulação alternativa para a viscosidade turbulenta e satisfaz certas restrições matemáticas sobre as tensões de Reynolds, consistentes com a física dos fluxos turbulentos. Portanto, os modelos RNG ($k-\varepsilon$) e *realizable* ($k-\varepsilon$) fornecem grandes melhorias para os fluxos com fortes curvaturas, vórtices e rotações aerodinâmicas (WANG et al., 2017).

Segundo o Ansys Fluent Theory Guide (2016), para sistemas multifásicos três opções de modelos de turbulência $k-\varepsilon$ estão disponíveis: *Mixture*, *Dispersed* e o *Per-Phase*. Em função do seu melhor desempenho para a previsão das quantidades turbulentas dentro do campo de fluxo em sistemas de transporte pneumático que apresentam curvas (QUEK; WANG; RAY, 2005; EL-BEHERY et al., 2009; YILMAZ; LEVY, 2001; MIAO et al., 2019), o modelo de turbulência RNG ($k-\varepsilon$) – *Dispersed* tem ganhado maior destaque em estudos.

O modelo de turbulência $k-\varepsilon$ *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 (LOURENÇO, 2019).

Na Tabela 2.7 é apresentado o equacionamento do modelo RNG (k - ε) – *Dispersed*, desprezando os termos fontes segundo o ANSYS Fluent User’s Guide (2016).

Tabela 2.7: Modelo de turbulência RNG (k - ε) – *Dispersed*.

Equação de transporte para k	
$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon$	(2.72)
$G_k = -\overline{\rho u_i' u_j'} \frac{\partial u_j}{\partial u_i}$	(2.73)
$G_k = \mu_t S^2$	(2.74)
$S \equiv \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$	(2.75)
Equação de transporte para ε	
$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2}^* \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$	(2.76)
$C_{\varepsilon 2}^* \equiv C_{\varepsilon 2} + \frac{C_\mu \eta^3 (1 - \eta / \eta_0)}{1 + \beta \eta^3}$	(2.77)
$\eta \equiv \frac{Sk}{\varepsilon}$	(2.78)
$S \equiv \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$	(2.79)
Constantes do modelo	
$C_\mu = 0,0845$	(2.80)
$\sigma_k = 0,7194$	(2.81)
$\sigma_\varepsilon = 0,7194$	(2.82)
$C_{\varepsilon 1} = 1,42$	(2.83)
$C_{\varepsilon 2} = 1,68$	(2.84)
$\eta_0 = 4,38$	(2.85)
$\beta = 0,012$	(2.86)
Viscosidade turbulenta	
$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$	(2.87)

Na literatura é possível encontrar alguns trabalhos envolvendo simulações de sistemas de transporte pneumático que aplicam o modelo de turbulência RNG (k - ε) em estruturas que proporcionam a formação de vórtices, como é o caso das curvas. No trabalho de El-Behery et

al. (2009), por exemplo, o fluxo gás-sólido em um duto curvo de 180° foi simulado usando uma abordagem Euler-Lagrange, para a avaliação de quatro modelos de turbulência: *Standard (k-ε)*, RNG (*k-ε*), *Low-Re (k-ε)* e uma versão estendida do modelo *Standard (k-ε)*. O modelo RNG (*k-ε*) apresentou uma melhor previsão do comportamento de fluxo em relação aos outros modelos. A concentração e a velocidade das partículas previstas tiveram uma boa concordância com os dados experimentais. Além disso, foram discutidos os efeitos da velocidade do gás de entrada, geometria da curva, carga de sólidos e tamanho de partícula no comportamento do fluxo e na queda de pressão da curva. Os resultados apontaram que o comportamento do fluxo é bastante afetado por esses parâmetros.

Miao et al. (2019) aplicaram o modelo RNG (*k-ε*), sob uma abordagem Euler-Euler, para simular o transporte pneumático de partículas finas em diferentes configurações de tubos: horizontal, vertical e curva. Os resultados da simulação mostraram uma concordância razoável com os dados experimentais, além de indicarem que o modelo proposto apresenta extensa aplicabilidade para diferentes configurações de transporte.

Simulações de escoamento gás-sólido em fase diluída em curvas de diferentes raios de curvatura foram conduzidas por Quek, Wang e Ray (2005), utilizando a abordagem Euler-Lagrange. O modelo de turbulência RNG (*k-ε*) foi utilizado para os cálculos do fluxo da fase contínua, enquanto a abordagem Lagrangeana foi empregada para o cálculo da trajetória da fase discreta. As previsões do modelo foram validadas a partir das medidas de concentração e velocidade de sólidos. Os resultados obtidos indicaram a formação de uma região de segregação de fases, sendo este fenômeno conhecido como “*rope*” de partículas, o qual foi mais intenso para a curva vertical com maior raio de curvatura.

Além do transporte pneumático, o modelo RNG (*k-ε*) pode ser útil para outras aplicações na engenharia, tendo em vista a sua maior precisão para a descrição de escoamentos com fortes curvaturas, vórtices e rotações aerodinâmicas.

2.10.3. CFD Aplicado aos Sistemas de Transporte Pneumático

Muitos estudos têm sido dedicados à melhoria da previsão da queda de pressão, velocidade e distribuição de partículas em sistemas de transporte pneumático. Além disso, pesquisas têm sido realizadas para avaliar a sensibilidade das condições operacionais (velocidade do gás, carga de sólidos, etc.), parâmetros geométricos (orientação e diâmetro do tubo, raio de curvatura, etc.) e propriedades das partículas (tamanho, forma, densidade, etc.) na previsão dos modelos (MANJULA et al., 2017).

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. Esses benefícios tornam a fluidodinâmica computacional uma ferramenta viável para análise e projeto para situações complexas de fluxo multifásico (MANJULA et al., 2017).

Dentre os trabalhos presentes na literatura que utilizaram a modelagem CFD para auxiliar na compreensão e previsão de escoamentos gás-sólidos em sistemas de transporte pneumático, pode-se destacar o estudo realizado por Patro e Dash (2014b), que utilizaram a abordagem Euler-Euler, aplicando a teoria cinética do escoamento granular, para avaliar as características de queda de pressão e fluidodinâmicas de escoamentos gás-sólidos em tubos horizontais. O modelo foi validado com os resultados experimentais reportados na literatura e uma correlação para a predição da queda de pressão na região de fluxo totalmente desenvolvido foi proposta a partir de um conjunto de dados provenientes das simulações. Além disso, os autores verificaram que a força *lift* e o coeficiente de especularidade desempenharam um papel significativo na simulação de fluxos horizontais.

Em um trabalho posterior, Patro e Dash (2014a) realizaram simulações numéricas para investigar a variação do comprimento de aceleração em um tubo horizontal, com base nos perfis axiais do gradiente de pressão, considerando diferentes propriedades e cargas das partículas. A partir dos resultados obtidos, foi verificado que o comprimento de aceleração aumenta com o aumento da carga de partículas e/ou diminuição da velocidade do gás. No entanto, as variações do seu valor com o diâmetro da partícula foram muito distintas para diferentes condições operacionais.

Jägers et al. (2021) desenvolveram e implementaram um modelo numérico de degradação baseado em duas funções-chave, conhecidas como funções de seleção e quebra, empregando o acoplamento DEM-CFD, para investigar a degradação de pellets de madeira e formação de finos durante o transporte pneumático devido ao impacto das partículas com a parede. Com isso, foi verificada a influência das condições operacionais como fluxo de ar, fluxo de produto e carga de sólidos no processo de degradação. Além das condições de operação, o raio de curvatura foi variado em quatro etapas, complementadas por uma curva de 90° como o pior cenário e uma seção de tubo reto para referência. O aumento da vazão do ar e, portanto, da velocidade das partículas, bem como a diminuição da taxa mássica de sólidos e menores raios de curvatura, resultaram na degradação progressiva das partículas. As colisões do tipo partícula-parede acabaram sendo a principal razão para a quebra das partículas e os

resultados numéricos apresentaram boa concordância quando comparados aos dados experimentais.

Simulações fluidodinâmicas computacionais do transporte pneumático em fase diluída de pellets de plástico em um tubo horizontal, foram realizadas por Ariyaratne, Ratnayake e Melaaen (2018), utilizando a abordagem Euler-Euler. Neste trabalho, foram investigados os efeitos do modelo de turbulência e dos parâmetros de colisão na queda de pressão, fração de volumétrica de sólidos e nos perfis de velocidade. Dentre os parâmetros de colisão adotados no modelo, o coeficiente de especularidade apresentou um efeito considerável na queda de pressão. Ao avaliar diferentes modelos de turbulência, foi observado que para as condições de maiores velocidades do ar, as quedas de pressão previstas pelo modelo de turbulência *Standard (k- ω)* foram maiores do que aquelas previstas pelo modelo *Standard (k- ϵ)*. Em contrapartida, para velocidades mais baixas, o modelo *Standard (k- ϵ)* proporcionou quedas de pressão mais altas em comparação ao modelo *Standard (k- ω)*. Entretanto, nenhuma diferença significativa foi verificada nos perfis de velocidade do sólido e do ar ao avaliar os dois modelos.

Miao et al. (2019) utilizaram a abordagem Euler-Euler para investigar a distribuição de partículas ao longo de diferentes configurações da tubulação (horizontal, vertical e curva), de acordo com o seu tamanho. Para isto, foram divididos diferentes intervalos de tamanho de partículas que foram representados por tamanhos médios e tratados como fases independentes. Segundo os autores, algumas observações do estudo experimental puderam ser reproduzidas quando foram considerados os diferentes tamanhos médios de partículas, como a concentração de partículas no tubo reto. No tubo horizontal, as partículas grandes foram depositadas na parte inferior do tubo, enquanto as partículas pequenas ficaram suspensas na região superior. No tubo vertical, as partículas maiores foram transportadas ao longo da região do eixo central, enquanto partículas menores ficaram dispersas no tubo. E no interior da curva, foi observado um desvio no padrão de fluxo de partículas pequenas, enquanto as partículas maiores desempenharam um papel essencial na formação do *rope*. Por possuírem maior energia cinética (ou momento), as partículas maiores desviam as partículas pequenas da direção do fluxo principal para as laterais do tubo.

A abordagem Euleriana é um método comum para a investigação de fluxos industriais (WANG et al., 2017). Constantemente novos trabalhos são desenvolvidos para melhoria das previsões em sistemas de transporte pneumático, as quais têm contribuído para projeto e otimização do processo, além de reduzir custos e esforços experimentais.

CAPÍTULO 3

APARATO EXPERIMENTAL

3.1. Unidade Experimental

Os experimentos foram conduzidos em uma unidade de transporte pneumático composta por um compressor radial duplo IBRAM de 10 CV, com vazão máxima de $7,6 \text{ m}^3 \cdot \text{min}^{-1}$, pressão de 6800 mmca e vácuo de 5800 mmca. A unidade foi confeccionada com tubos de acrílico cristal, com diâmetro interno (D) de 74 mm, apresentando três trechos horizontais com comprimentos de 2,5 m, 3,90 m e 9 m, dois trechos verticais de 1,5 m e quatro curvas em PVC com raio de curvatura (R) de 300 mm ($R/D = 4$), conforme a Figura 3.1.

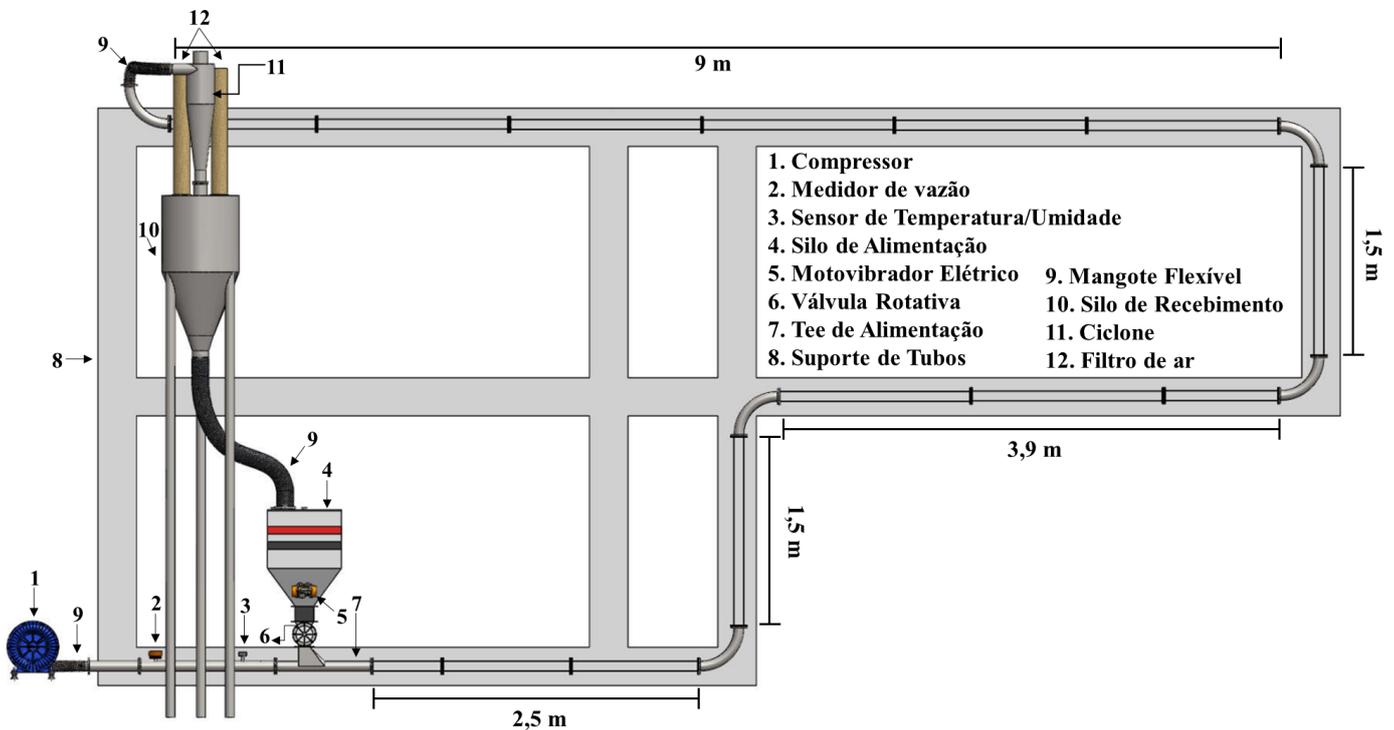


Figura 3.1: Aparato experimental do sistema de transporte pneumático.

De uma forma simplificada, para a realização de cada teste experimental, inicialmente as biomassas tinham suas massas aferidas com o auxílio de uma balança digital (URANO, 30 kg de capacidade e 5 g de precisão). Posteriormente, os materiais eram alimentados no silo de alimentação, transportados ao longo da linha, separados da fase gasosa através de um ciclone de alta eficiência *Stairmand* com diâmetro do corpo cilíndrico de 207 mm e, por fim,

direcionados para um silo de recebimento de sólidos. No Apêndice 1 podem ser observadas as dimensões do ciclone utilizado no trabalho. As condições e os procedimentos experimentais adotados serão melhor detalhados ao longo dos capítulos posteriores referentes a cada estudo realizado.

Para avaliar as regiões de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido, foram dispostas oito tomadas de pressão ao longo do trecho horizontal de 9 m da linha de transporte pneumático. A primeira tomada de pressão (P1) foi posicionada a 10 cm de distância da curva. Posteriormente, quatro tomadas de pressão foram dispostas com distanciamento de 94 cm entre elas, no intuito de alcançar uma melhor representação da região de aceleração. As três últimas tomadas foram instaladas com um maior distanciamento, conforme apresentado na Figura 3.2.

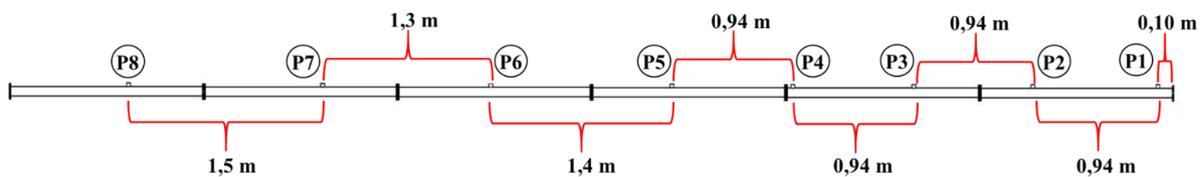


Figura 3.2: Distribuição das tomadas de pressão ao longo do trecho horizontal de 9 m.

3.2. Sistema de Alimentação de Sólidos

Conforme apresentado na Figura 3.3, o sistema de alimentação de sólidos é formado por um silo de alimentação de 171 L e uma válvula rotativa com rotor de bolso profundo, formada por 8 pás do tipo extremidade aberta, que comporta um volume útil de sólido ($V_{\text{útil}}$) de 1,1 L. Para acoplar a válvula rotativa à linha de transporte pneumático, foi instalado um Tee de alimentação, que foi projetado de acordo com Klinzing et al. (2010). Na entrada e saída do Tee, foram instaladas duas tomadas de pressão representadas por P9 e P10, respectivamente.

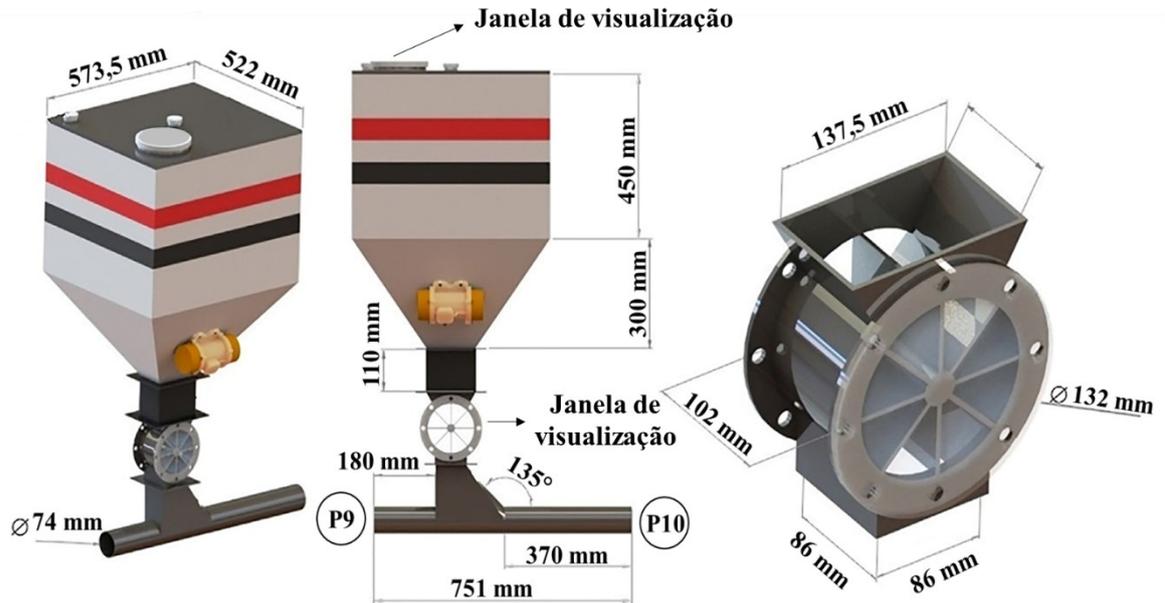


Figura 3.3: Sistema de alimentação da unidade de transporte pneumático. Fonte: Adaptado de Lourenço (2019).

Na tampa superior do silo e na carcaça da válvula rotativa havia janelas de visualização, feitas em acrílico, que permitiam o operador observar o processo de alimentação.

Para auxiliar na homogeneidade da alimentação de sólidos na linha, dois motovibradores MVL de 75 FC (Força Centrífuga) foram instalados em lados opostos da região piramidal do silo. Todos os experimentos foram realizados em batelada, com o silo fechado e os motovibradores operados em sua máxima rotação (3600 rpm), com o intuito de obter uma alimentação contínua do sistema.

3.3. Sistema de Aquisição de Dados e Controle

O sistema de aquisição de dados e controle da unidade experimental foi realizado com o auxílio dos dispositivos multifuncionais USB-6211 e USB-6009 da National Instruments (NI) e de um inversor de frequência vetorial (WEG - CFW500D28P0T2DB20).

A vazão volumétrica do ar era aferida através de um medidor de vazão volumétrica tipo turbina em linha da Tecnofluid, modelo TVT 75, que enviava os dados para uma das placas de aquisição e, através do *software* supervisor LabVIEW, a vazão volumétrica era convertida em velocidade média, baseado na área da seção transversal da tubulação. O inversor de frequência era o elemento final responsável por controlar a rotação do motor do compressor e, conseqüentemente, a velocidade do ar na linha.

Dois transmissores de pressão diferencial da marca Cole-Parmer foram utilizados durante o estudo da queda de pressão no Tee de alimentação, um para medir a diferença de pressão entre os pontos P9 e P10 (Figura 3.3), com faixa de medição de 0 a 2491 Pa e precisão de 0,5%, e outro para medir a pressão de saída no Tee (P10), com faixa de medição de 0 a 6227 Pa e precisão de 0,4%. Para pressões de saída no Tee superiores a 6227 Pa, foi utilizado um sensor de pressão diferencial Freescale, modelo Mpx5050DP, com faixa de leitura de 0 a 50000 Pa e precisão de 2,5%.

Pressões estáticas foram medidas ao longo do trecho horizontal superior da unidade, através dos pontos P1, P2, P3, P4, P5, P6, P7 e P8, conforme apresentado na Figura 3.2. A pressão no ponto P1 foi medida utilizando um transmissor de pressão diferencial da marca Cole-Parmer, com faixa de medição de 0 a 6227 Pa e precisão de 0,4%. Já as medidas nos pontos P2, P3, P5, P6, P7 e P8 foram realizadas através da diferença de pressão em relação ao ponto P1, utilizando transmissores de pressão diferencial da AutoTran, modelo 851, com faixa de leitura ajustável de no máximo 2989 Pa e com precisão de 1%.

Vale ressaltar que, antes da realização dos testes experimentais, os transmissores de pressão passavam por um processo de calibração para garantir uma maior precisão nas medidas realizadas.

Os dados de temperatura e umidade relativa do ar foram coletados através do transmissor RHT-DM da NOVUS, para que fosse possível determinar a densidade média do gás em cada experimento realizado, conforme a metodologia de cálculo apresentada no Apêndice 2.

CAPÍTULO 4

CARACTERIZAÇÃO DA BIOMASSA

Neste capítulo, serão apresentadas as metodologias de caracterização das biomassas transportadas na unidade de transporte pneumático e os principais resultados obtidos. Os materiais foram submetidos à 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

As biomassas utilizadas no presente trabalho para a realização dos testes experimentais foram: o milho moído (MMO), sabugo de milho (SMI), palha de milho (PMI), casca de arroz (CAR) e o farelo de trigo (FTR), conforme apresentado na Figura 4.1. A palha e o sabugo de milho foram fornecidos pela empresa JC Rações e Insumos Siderúrgicos LTD da cidade de Uberlândia, já processados. O milho e a casca de arroz foram submetidos ao processo de moagem, de forma a evitar o travamento da válvula rotativa. Já o farelo de trigo, foi utilizado conforme fornecido comercialmente, sem processamentos adicionais.



Figura 4.1: Biomassas utilizadas no estudo.

Estes materiais foram inicialmente submetidos a um processo de caracterização para a determinação das seguintes propriedades físicas: distribuição de tamanho de partículas, densidade *bulk* aerada e compactada, índice de Hausner, densidade aparente, densidade real,

ângulo de repouso estático, teor de umidade em base seca e esfericidade. É importante ressaltar que todos os processos de caracterização foram realizados em triplicata.

4.2. Distribuição de Tamanho das Partículas

O diâmetro médio das partículas de cada material foi representado pelo diâmetro médio de Sauter (d_s), que foi obtido através da técnica de peneiramento. Para isso, foi utilizado o sistema vibratório AS 300 control da Retsch, com peneiras padrão Tyler de 12” em aço inoxidável de alta liga (ASTM E11), por um tempo de 20 minutos.

4.3. Densidade *Bulk*, Real e Aparente

A densidade *bulk* aerada (ρ_{ba}) foi medida utilizando uma proveta de vidro de 250 mL. Com o auxílio de um funil, a biomassa foi acomodada no recipiente sob a ação da gravidade, sem que houvesse qualquer tipo de perturbação. Com isso, a densidade *bulk* aerada pôde ser calculada pela razão entre a massa e o volume ocupado pelas partículas. Para a determinação da densidade *bulk* compactada (ρ_{bc}), a proveta foi deixada cair sob a ação de sua própria massa, para que houvesse a compactação das partículas. Este procedimento foi repetido várias vezes até que o volume de material não fosse mais alterado com número de batidas.

Para avaliar a fluidez e compressibilidade dos materiais, foi calculado o índice de Hausner (HR) através da razão entre a densidade *bulk* compactada e a densidade *bulk* aerada, conforme a Equação 4.1. Hausner (1967) mediu as densidades *bulk* aerada e compactada de partículas com diferentes formatos e observou que, quanto mais as partículas se desviavam do formato esférico, maior era o valor de HR e mais difícil era o escoamento do material.

$$HR = \frac{\rho_{bc}}{\rho_{ba}} \quad (4.1)$$

A densidade aparente ou densidade do sólido (ρ_s) foi obtida pela técnica de picnometria líquida utilizando éter de petróleo puro, enquanto a densidade real (ρ_{real}) foi medida em um picnômetro a gás (He) do modelo Micromeritics Accupyc 1330 (CARDOSO et al., 2013).

4.4. Umidade em Base Seca

Para determinar a umidade, o material foi colocado em estufa a 105°C até atingir massa constante (ISO 18134). A razão entre a massa de água evaporada da amostra e a massa final do sólido seco, resultou no teor de umidade em base seca, U_{bs} (NZIHOU, 2020).

4.5. Ângulo de Repouso

O ângulo de repouso estático das partículas (α) é aquele formado em relação a um plano horizontal quando o material é despejado sobre uma superfície plana para formar um monte.

Para a determinação desta propriedade, o material particulado foi despejado com auxílio de um funil sobre uma superfície plana. Para facilitar o escoamento dos materiais e minimizar o efeito da parede, foi utilizado um funil com diâmetro interno de saída de 2 cm e a sua distância em relação à base da superfície plana foi de 15 cm. Após o despejamento dos materiais, o diâmetro e a altura do monte formado foram medidos e o ângulo de repouso foi calculado a partir da Equação 4.2:

$$\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{H}{R}\right) \quad (4.2)$$

sendo: H a altura e R o raio do monte formado após o escoamento dos materiais (LAM et al., 2008).

4.6. Fator de Forma

Para caracterizar a forma das partículas, foi utilizado o conceito de esfericidade (ψ), a qual foi medida por análise dinâmica de imagem no equipamento Camsizer L, da marca Retsch, segundo procedimento descrito pela norma ISO 13322-2/2006. A esfericidade é calculada de acordo com a Equação 4.3.

$$\psi = \frac{4\pi A}{P^2} \quad (4.3)$$

Sendo: P o perímetro ou circunferência medida a partir da projeção da partícula e A a área de cobertura dessa projeção.

4.7. Resultados da Caracterização das Biomassas

A partir dos resultados obtidos do processo de peneiramento, modelos de distribuição granulométrica a 2 parâmetros foram ajustados para cada material avaliado. De acordo com o coeficiente de correlação (R^2), o modelo de distribuição Rosin-Rammler-Bennet (RRB) foi aquele que melhor representou a distribuição de tamanho das partículas para os cinco materiais. Este modelo é representado pela Equação 4.4, sendo d_p o diâmetro característico da abertura da peneira e X a fração de partículas com diâmetro menor ou igual a d_p .

$$X = 1 - e^{-\left(\frac{d_p}{d_{63,2}}\right)^n} \quad (4.4)$$

Na Tabela 4.1 são apresentados os valores dos parâmetros ajustados para cada biomassa e seus respectivos coeficientes de correlação.

Tabela 4.1: Parâmetros do modelo RRB de distribuição granulométrica.

Material	R²	Parâmetros
MMO	0,9932	$d_{63,2} = 1,39$ mm $n = 1,72$
SMI	0,9980	$d_{63,2} = 1,21$ mm $n = 1,81$
PMI	0,9998	$d_{63,2} = 1,56$ mm $n = 1,36$
CAR	0,9921	$d_{63,2} = 0,85$ mm $n = 3,73$
FTR	0,9878	$d_{63,2} = 0,59$ mm $n = 1,60$

Na Figura 4.2 são apresentadas as distribuições acumulativas de tamanho de partículas das biomassas e o ajuste do modelo RRB aos dados experimentais. Vale ressaltar que o conhecimento sobre a faixa de tamanho das partículas a serem transportadas é muito importante para a previsão sobre o modo de transporte pneumático, que pode ocorrer em fase densa ou diluída, conforme detalhado na Seção 2.4.

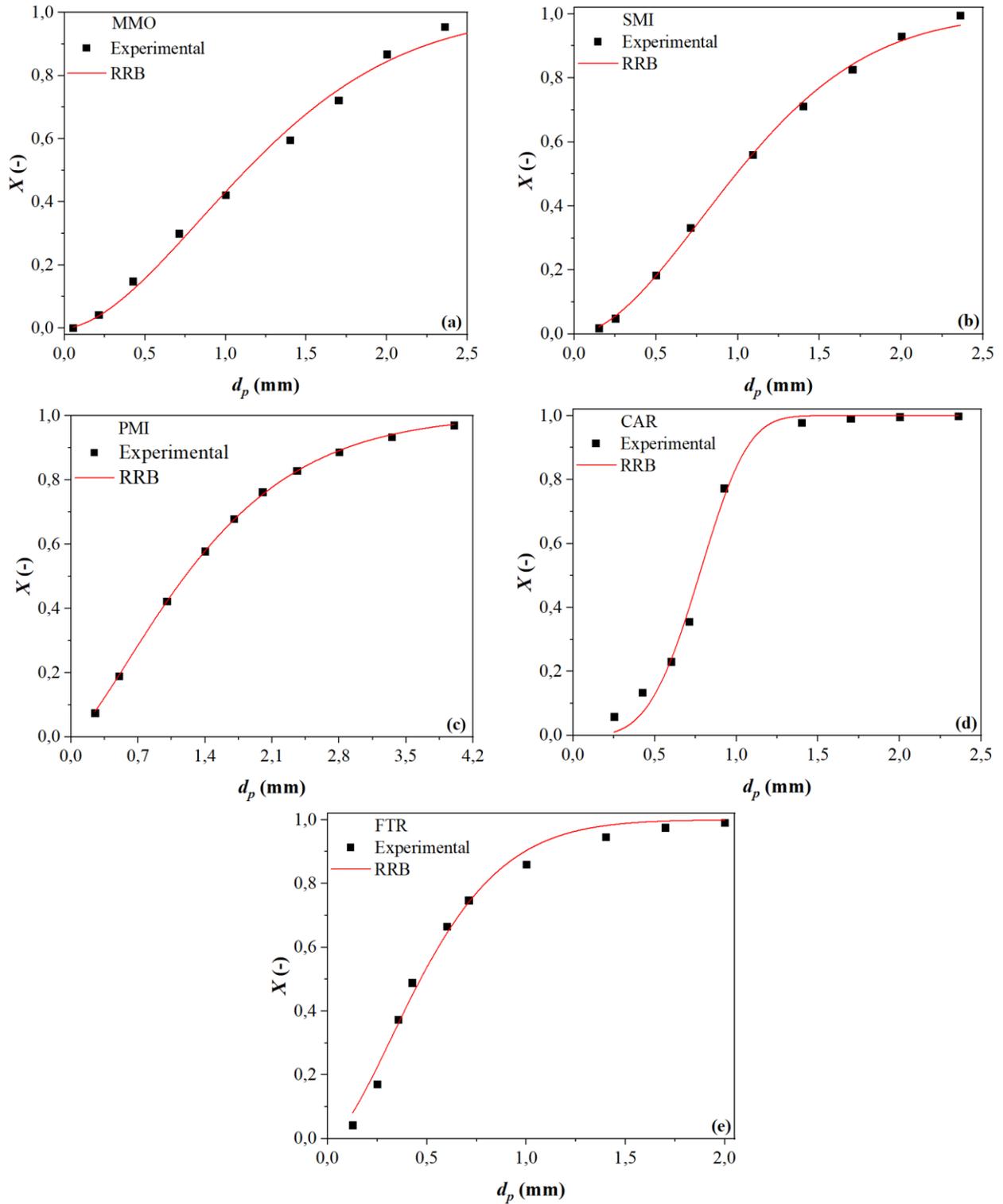


Figura 4.2: Distribuições acumulativas de tamanho de partículas e o ajuste do modelo RRB para o MMO (a) SMI (b) PMI (c) CAR (d) FTR (e).

Na Tabela 4.2 estão apresentados os valores médios de todas as propriedades avaliadas para cada material, com os seus respectivos desvios padrão.

Tabela 4.2: Propriedades das biomassas.

Material	Grupo Geldart	d_s (μm)	ρ_{ba} (kg/m^3)	ρ_{bc} (kg/m^3)	ρ_s (kg/m^3)	ρ_{real} (kg/m^3)	U_{bs} (%)	α ($^\circ$)	HR (-)	Ψ (-)
MMO	B	696,44 ± 26,45	645,28 ± 9,14	857,83 ± 7,01	1092,51 ± 8,18	1456,6 ± 3,0	11,28 ± 0,14	35,60 ± 2,59	1,33 ± 0,03	0,78 ± 0,04
		650,21 ± 24,69	252,16 ± 3,41	307,19 ± 5,04	865,20 ± 15,48	1368,6 ± 10,5	9,56 ± 0,08	34,41 ± 1,55	1,22 ± 0,01	0,65 ± 0,03
SMI	B	653,39 ± 33,71	143,93 ± 4,75	187,42 ± 5,39	737,94 ± 18,54	1249,2 ± 16,4	10,02 ± 0,26	35,03 ± 1,83	1,30 ± 0,01	0,33 ± 0,02
		559,13 ± 46,23	257,33 ± 3,00	356,00 ± 2,76	918,15 ± 8,23	1499,8 ± 5,3	8,54 ± 0,23	31,74 ± 1,32	1,38 ± 0,02	0,34 ± 0,05
PMI	B	338,92 ± 18,35	318,19 ± 3,53	455,04 ± 3,49	1069,36 ± 3,22	1392,4 ± 5,3	12,68 ± 0,21	41,03 ± 1,24	1,43 ± 0,02	0,62 ± 0,03

Conforme apresentado na Tabela 4.2, todas as biomassas foram classificadas como pertencentes ao grupo B de Geldart, o qual é caracterizado por materiais granulares de fácil fluidização, que não retêm a aeração e, portanto, o leito fluidizado entra em colapso quase que instantaneamente quando o suprimento de ar é interrompido. Estes materiais estão restritos ao transporte pneumático em fase diluída (MILLS; JONES; AGARWAL, 2004), que é o foco deste estudo.

A umidade é uma importante propriedade a ser avaliada para o manuseio e aplicação de materiais em processos de transporte e armazenamento. Quanto mais úmido for o material, mais difícil será o seu escoamento (WOODCOCK; MASON, 1987). Para as biomassas estudadas, baixos teores de umidade foram verificados, os quais se encontram na faixa entre 8% e 13%.

O índice de Hausner e o ângulo de repouso podem ser correlacionados para a classificação da característica de escoabilidade do material granular, conforme a Figura 4.3, (ALTINO; LOURENÇO; ATAÍDE, 2021).

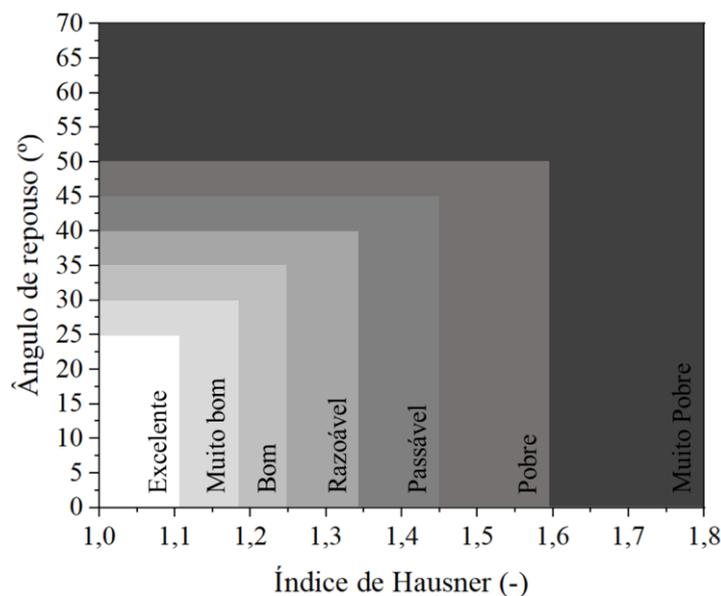


Figura 4.3: Correlação entre o índice de Hausner e o ângulo de repouso sobre a escoabilidade do material. Fonte: Adaptado de Altino, Lourenço e Ataíde (2021).

Tendo em vista os resultados apresentados na Tabela 4.2, dentre os materiais avaliados neste trabalho, o farelo de trigo foi aquele que apresentou maior ângulo de repouso e índice de Hausner, podendo ser classificado como um material com característica de fluxo passável, isto é, por ser um pó mais fino e coesivo, apresenta maior dificuldade de escoamento. As partículas de casca de arroz adotadas apresentavam um formato alongado (Figura 4.4), o que interferiu diretamente no comportamento de empacotamento do leito, favorecendo a formação de vazios, e no contato interpartículas, contribuindo para o deslizamento entre as partículas e dificultando a formação da pilha de material na avaliação do ângulo de repouso. Tais características conferiram a este material um caráter de fluxo passável. Já o sabugo de milho, pode ser considerado um material com boa escoabilidade, enquanto que a palha de milho e o milho moído podem ser considerados como materiais de escoabilidade razoável.



Figura 4.4: Forma das partículas de casca de arroz.

Em relação às esfericidades dos materiais, a casca de arroz e a palha de milho foram os materiais que apresentaram as menores esfericidades, cujos valores foram inferiores a 0,35. Segundo Yu e Standish (1993), a forma das partículas afeta a porosidade do leito por conta das possíveis orientações que elas assumem em um empacotamento aleatório. À medida que o desvio da forma esférica aumenta, a porosidade inicial do leito também aumenta. Isto ocorre devido à maior probabilidade de formação de pontes pelos cantos angulares das partículas ou pela maior fricção gerada entre elas. Assim, partículas com formas irregulares permitem a formação da estrutura do leito mais aerada, fazendo com que maiores valores de porosidade sejam obtidos (GOMES, 2002). Deste modo, conhecimentos acerca da técnica de empacotamento e da porosidade do leito geram informações úteis a respeito da permeabilidade do ar através de sua matriz porosa (LIMA, 2009).

A forma da partícula pode influenciar outras propriedades do material e o seu desempenho durante aplicação em operações unitárias. Por exemplo, a forma das partículas pode afetar na maneira como ocorre o seu empacotamento e, assim, interferir na sua densidade bulk e capacidade de armazenamento. Além disso, pode influenciar o contato entre as superfícies das partículas e, conseqüentemente, afetar a escoabilidade e o desempenho no manuseio do material em certas operações (FITZPATRICK, 2013). Mesmo sendo uma importante propriedade, existem poucos trabalhos publicados que quantifiquem a influência da forma das partículas.

Uma vez que as propriedades físicas das partículas de biomassa apresentam grandes particularidades associadas à sua natureza, e tendo em vista que a escoabilidade dos materiais particulados é influenciada pelas complexas interações entre as características das partículas, tais como a esfericidade, rugosidade da superfície, umidade, distribuição do tamanho das partículas e área de contato (ALTINO; LOURENÇO; ATAÍDE, 2021), existe uma grande complexidade para a avaliação da aplicação de biomassas em processos de alimentação e transporte.

CAPÍTULO 5

ESTUDO DA ALIMENTAÇÃO DE SÓLIDOS

Neste capítulo será apresentado o estudo da eficiência de alimentação da válvula rotativa presente na unidade de transporte pneumático de biomassas, a partir do qual foi possível avaliar a influência da velocidade do ar transportador, da altura de material no silo, da velocidade de rotação e das particularidades associadas a cada biomassa no processo de alimentação.

5.1. Procedimento Experimental

Para a realização dos experimentos, o silo de alimentação foi inicialmente preenchido com uma massa pré-estabelecida e, em seguida, fechado. Então, circulou-se o ar comprimido na linha até atingir uma velocidade média constante, possibilitando o ajuste da válvula rotativa à rotação desejada. No momento em que o primeiro compartimento da válvula despejava sólidos na linha, acionava-se o cronômetro para o monitoramento do tempo de alimentação e parava-se ao alimentar as últimas partículas no sistema. Ao final de cada batelada, o material do silo de recebimento foi descarregado no silo de alimentação, com o auxílio de um mangote, possibilitando a realização de um novo experimento. É importante ressaltar que não houve perdas significativas de materiais para o ambiente no *overflow* do ciclone.

5.2. Eficiência de Alimentação

A taxa mássica de sólidos foi determinada pela razão entre a massa previamente conhecida de material no silo e o tempo gasto para a válvula rotativa alimentar todo o material na linha, conforme a Equação 5.1.

$$\dot{m}_s = \frac{m}{t} \quad (5.1)$$

A eficiência de alimentação (Y) da válvula rotativa foi determinada pela razão entre a taxa mássica de sólidos experimental e a taxa mássica de sólidos teórica, conforme a Equação 2.1. A taxa mássica de sólidos teórica depende do volume útil e da velocidade de rotação da válvula, sendo determinada pela Equação 2.2.

5.3. Planejamento Composto Central

Para uma investigação preliminar a respeito do efeito de algumas variáveis na eficiência de alimentação das biomassas no sistema de transporte pneumático, um planejamento composto central (PCC) foi realizado para cada material. As variáveis independentes adotadas foram a velocidade de rotação da válvula rotativa (ω), a massa de material presente no silo de alimentação (m) e a velocidade do ar transportador (v_f).

Por possuir 3 fatores, o PCC foi composto por 8 pontos fatoriais, 6 pontos axiais e dois pontos centrais, resultando em 16 experimentos, utilizando um alfa de ortogonalidade de 1,287. Para garantir a reprodutibilidade dos resultados encontrados, o planejamento foi realizado em duplicata, totalizando 32 experimentos para cada biomassa avaliada. Nas Tabelas 5.1 a 5.5 podem ser observadas as matrizes do planejamento experimental, em que x_1 , x_2 e x_3 representam a velocidade de rotação, massa de material e a velocidade do ar, respectivamente, na forma codificada. Y representa a eficiência de alimentação e \dot{m}_s a taxa mássica de sólidos, que foram escolhidas como as respostas do planejamento. Os modelos não lineares obtidos podem ser representados genericamente pela Equação 5.4.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{33} x_3^2 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{23} x_2 x_3 + \beta_{13} x_1 x_3 \quad (5.2)$$

Tabela 5.1: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o MMO.

PCC MMO									
Variáveis Originais			Variáveis Codificadas			Respostas			
ω (rpm)	m (kg)	v_f (m/s)	x_1 (-)	x_2 (-)	x_3 (-)	\dot{m}_{s1} (kg/h)	\dot{m}_{s2} (kg/h)	Y_1 (%)	Y_2 (%)
10	15	14	-1	-1	-1	415,10	412,03	73,32	72,78
10	15	20	-1	-1	1	418,36	415,11	73,89	73,32
10	25	14	-1	1	-1	454,37	450,00	80,25	79,48
10	25	20	-1	1	1	452,24	449,80	79,88	79,45
40	15	14	1	-1	-1	1225,71	1225,24	54,12	54,10
40	15	20	1	-1	1	1224,85	1198,75	54,09	52,93
40	25	14	1	1	-1	1304,29	1342,00	57,59	59,26
40	25	20	1	1	1	1285,07	1322,62	56,74	58,40
5,69	20	17	-1,287	0	0	255,30	253,46	79,25	78,68
44,31	20	17	1,287	0	0	1410,46	1437,21	56,22	57,29
25	13,565	17	0	-1,287	0	855,99	840,69	60,48	59,40
25	26,595	17	0	1,287	0	1113,28	1125,17	78,65	79,49
25	20	13,14	0	0	-1,287	1013,60	1027,59	71,61	72,60
25	20	20,86	0	0	1,287	1027,43	1042,00	72,59	73,62
25	20	17	0	0	0	1013,33	1028,16	71,59	72,64
25	20	17	0	0	0	1027,84	1027,51	72,62	72,59

Tabela 5.2: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o SMI.

PCC SMI									
Variáveis Originais			Variáveis Codificadas			Respostas			
ω (rpm)	m (kg)	v_f (m/s)	x_1 (-)	x_2 (-)	x_3 (-)	\dot{m}_{s1} (kg/h)	\dot{m}_{s2} (kg/h)	Y_1 (%)	Y_2 (%)
10	6	14	-1	-1	-1	187,82	186,21	92,64	91,84
10	6	20	-1	-1	1	187,67	189,40	92,57	93,42
10	10	14	-1	1	-1	181,77	182,73	89,66	90,13
10	10	20	-1	1	1	180,82	184,52	89,19	91,01
40	6	14	1	-1	-1	654,55	653,22	80,71	80,55
40	6	20	1	-1	1	633,52	635,29	78,12	78,34
40	10	14	1	1	-1	620,13	619,71	76,47	76,41
40	10	20	1	1	1	620,65	609,49	76,53	75,15
5,69	8	17	-1,287	0	0	110,74	110,31	95,99	95,62
44,31	8	17	1,287	0	0	639,73	654,01	71,21	72,80
25	5,42	17	0	-1,287	0	452,79	453,64	89,33	89,50
25	10,57	17	0	1,287	0	427,17	422,76	84,28	83,41
25	8	13,14	0	0	-1,287	442,92	435,74	87,39	85,97
25	8	20,86	0	0	1,287	436,34	443,08	86,09	87,42
25	8	17	0	0	0	429,25	435,93	84,69	86,01
25	8	17	0	0	0	429,44	436,36	84,73	86,09

Tabela 5.3: Planejamento composto central e os resultados obtidos para a PMI.

PCC PMI									
Variáveis Originais			Variáveis Codificadas			Respostas			
ω (rpm)	m (kg)	v_f (m/s)	x_1 (-)	x_2 (-)	x_3 (-)	\dot{m}_{s1} (kg/h)	\dot{m}_{s2} (kg/h)	Y_1 (%)	Y_2 (%)
10	2	14	-1	-1	-1	98,50	98,52	79,63	79,65
10	2	20	-1	-1	1	97,30	99,99	78,66	80,84
10	6	14	-1	1	-1	95,54	94,32	77,23	76,25
10	6	20	-1	1	1	95,12	96,43	76,90	77,95
40	2	14	1	-1	-1	311,70	298,77	63,00	60,38
40	2	20	1	-1	1	299,99	312,35	60,63	63,13
40	6	14	1	1	-1	280,49	295,87	56,69	59,80
40	6	20	1	1	1	287,73	284,19	58,15	57,44
5,69	4	17	-1,287	0	0	62,87	62,88	89,32	89,33
44,31	4	17	1,287	0	0	293,48	299,46	53,54	54,64
25	1,43	17	0	-1,287	0	243,33	244,45	78,69	79,05
25	6,57	17	0	1,287	0	200,43	198,86	64,81	64,31
25	4	13,14	0	0	-1,287	211,66	214,92	68,44	69,50
25	4	20,86	0	0	1,287	214,64	214,63	69,41	69,40
25	4	17	0	0	0	211,46	214,76	68,38	69,45
25	4	17	0	0	0	214,83	211,49	69,47	68,39

Tabela 5.4: Planejamento composto central e os resultados obtidos para a CAR.

PCC CAR									
Variáveis Originais			Variáveis Codificadas			Respostas			
ω (rpm)	m (kg)	v_f (m/s)	x_1 (-)	x_2 (-)	x_3 (-)	\dot{m}_{s1} (kg/h)	\dot{m}_{s2} (kg/h)	Y_1 (%)	Y_2 (%)
10	6	14	-1	-1	-1	181,39	183,03	77,20	77,90
10	6	20	-1	-1	1	182,90	184,57	77,84	78,56
10	10	14	-1	1	-1	178,21	179,05	75,85	76,20
10	10	20	-1	1	1	178,15	179,08	75,82	76,22
40	6	14	1	-1	-1	598,44	599,92	63,67	63,83
40	6	20	1	-1	1	583,39	599,08	62,07	63,74
40	10	14	1	1	-1	571,39	562,50	60,80	59,85
40	10	20	1	1	1	579,92	570,73	61,70	60,73
5,69	8	17	-1,287	0	0	100,70	101,05	75,32	75,59
44,31	8	17	1,287	0	0	639,94	653,79	61,47	62,80
25	5,42	17	0	-1,287	0	414,74	423,52	70,61	72,10
25	10,57	17	0	1,287	0	396,21	396,38	67,45	67,48
25	8	13,14	0	0	-1,287	417,14	423,53	71,02	72,10
25	8	20,86	0	0	1,287	417,13	423,01	71,01	72,01
25	8	17	0	0	0	417,15	423,14	71,02	72,04
25	8	17	0	0	0	422,98	429,35	72,01	73,09

Tabela 5.5: Planejamento composto central e os resultados obtidos para o FTR.

PCC FTR									
Variáveis Originais			Variáveis Codificadas			Respostas			
ω (rpm)	m (kg)	v_f (m/s)	x_1 (-)	x_2 (-)	x_3 (-)	\dot{m}_{s1} (kg/h)	\dot{m}_{s2} (kg/h)	Y_1 (%)	Y_2 (%)
10	8	14	-1	-1	-1	226,77	226,63	75,51	75,46
10	8	20	-1	-1	1	223,24	224,88	74,33	74,88
10	12	14	-1	1	-1	218,10	217,03	72,62	72,26
10	12	20	-1	1	1	219,23	212,80	73,00	70,86
40	8	14	1	-1	-1	612,41	639,33	50,98	53,22
40	8	20	1	-1	1	638,74	624,88	53,17	52,02
40	12	14	1	1	-1	583,15	583,78	48,54	48,60
40	12	20	1	1	1	591,00	575,38	49,20	47,90
5,69	10	17	-1,287	0	0	122,84	123,27	71,89	72,14
44,31	10	17	1,287	0	0	599,95	599,75	45,08	45,07
25	7,42	17	0	-1,287	0	503,97	513,37	67,12	68,37
25	12,57	17	0	1,287	0	422,56	418,72	56,28	55,77
25	10	13,14	0	0	-1,287	449,88	444,16	59,92	59,16
25	10	20,86	0	0	1,287	461,51	455,67	61,47	60,69
25	10	17	0	0	0	449,88	455,62	59,92	60,68
25	10	17	0	0	0	455,61	461,16	60,68	61,42

As massas foram variadas de acordo com as propriedades de cada biomassa, de forma a proporcionar mudanças significativas na altura de material no interior do silo, facilitando, assim, a verificação da influência desta variável sobre as respostas.

Para a obtenção de modelos que representassem os principais efeitos das variáveis e das interações entre elas sobre as respostas, foi realizada a regressão não linear dos dados experimentais, adotando-se um nível de significância de 5%, com auxílio do *software* Statistica® 7.

5.3.1. Resultados e Discussão

Com a realização do planejamento experimental, foi possível obter uma perspectiva preliminar a respeito da influência da rotação da válvula, massa de material no silo e da velocidade do ar sobre a eficiência de alimentação e a taxa mássica de sólidos no sistema de transporte pneumático.

Como as taxas mássicas e as eficiências de alimentação das partículas de MMO (milho moído), SMI (sabugo de milho), PMI (palha de milho), CAR (casca de arroz) e FTR (farelo de trigo) apresentaram comportamentos distintos frente às variáveis estudadas (Tabelas 5.1 a 5.5), diferentes modelos foram gerados para cada material, conforme mostrado na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: Modelos reduzidos do planejamento composto central para cada biomassa.

Material	Modelos Reduzidos	R^2	
MMO	$Y = 72,66 - 9,82x_1 - 3,50x_1^2 + 4,05x_2 - 2,51x_2^2$	0,950	(5.3)
	$\dot{m}_s = 1029,87 + 427,45x_1 - 128,98x_1^2 + 54,03x_2 - 41,66x_2^2$	0,990	(5.4)
SMI	$Y = 86,18 - 7,49x_1 - 1,53x_1^2 - 1,68x_2$	0,963	(5.5)
	$\dot{m}_s = 438,33 + 218,60x_1 - 32,65x_1^2 - 8,86x_2 - 5,33x_1x_2$	0,998	(5.6)
PMI	$Y = 69,76 - 10,54x_1 - 2,76x_2$	0,922	(5.7)
	$\dot{m}_s = 216,78 + 97,08x_1 - 21,04x_1^2 - 8,90x_2 - 3,85x_1x_2$	0,993	(5.8)
CAR	$Y = 71,69 - 6,78x_1 - 1,40x_1^2 - 1,22x_2 - 1,03x_2^2$	0,965	(5.9)
	$\dot{m}_s = 421,93 + 204,38x_1 - 29,88x_1^2 - 7,62x_2 - 9,46x_2^2 - 4,93x_1x_2$	0,999	(5.10)
FTR	$Y = 60,03 - 11,25x_1 - 2,51x_2 + 1,64x_2^2$	0,976	(5.11)
	$\dot{m}_s = 453,25 + 190,36x_1 - 52,11x_1^2 - 19,58x_2 + 10,18x_2^2 - 9,23x_1x_2$	0,996	(5.12)

De uma forma geral, os modelos reduzidos apresentaram coeficientes de correlação (R^2) superiores a 0,92. No Apêndice 3 são apresentados os gráficos de distribuição de resíduos, a partir dos quais é possível verificar que para todos os modelos obtidos, os resíduos

estão dispostos de forma aleatória em torno de zero e seguem uma distribuição normal, indicando a ausência de erros sistemáticos.

Avaliando os parâmetros dos modelos reduzidos, é possível verificar a intensidade de contribuição das variáveis independentes. Por exemplo, para todos os materiais avaliados, a rotação da válvula rotativa (x_1) foi a variável que exerceu maior influência sobre as respostas, contribuindo tanto para a redução da eficiência de alimentação quanto para o aumento da taxa mássica de sólidos. Já a velocidade do ar (x_3), não apresentou influência significativa em ambas as respostas, em função da equalização das pressões no silo e na linha de transporte.

A eficiência de alimentação basicamente está associada ao tempo necessário para a acomodação das partículas nos bolsos do rotor da válvula. Dessa forma, quando o sistema é operado em baixa rotação, a performance de preenchimento do bolso aumenta e, conseqüentemente, a eficiência de alimentação do sistema de transporte pneumático também aumenta. Quando a eficiência é reduzida, é sinal de que os compartimentos não estão sendo completamente preenchidos e/ou descarregados pelo material particulado (MILLS, 2016; KLINZING et al., 2010).

Para todos os materiais, exceto o milho moído, a massa de material (x_2) influenciou negativamente as respostas, isto é, o aumento de massa no silo proporcionou a diminuição da eficiência de alimentação e da taxa mássica de sólidos. Já para o milho moído, a massa apresentou efeito positivo, contribuindo para o aumento das respostas.

Além disso, é importante destacar a influência da interação entre as variáveis rotação da válvula e velocidade do ar (x_1x_2) para a redução da taxa mássica de sólidos do SMI, PMI, CAR e o FTR.

Diante dos resultados obtidos, foi realizado um estudo mais detalhado a respeito do efeito da rotação da válvula rotativa e da altura de material no silo sobre o sistema de alimentação de biomassas da unidade de transporte pneumático, que será abordado no próximo tópico.

5.4. Avaliação da Eficiência de Alimentação

Para avaliar a eficiência de alimentação da válvula rotativa, as biomassas foram dispostas no silo de alimentação em diferentes alturas, 0,1, 0,2 e 0,3 m, para uma velocidade do ar transportador de 16 m/s e rotações da válvula rotativa variando entre 5 a 65 rpm.

5.4.1. Resultados e discussão

Os gráficos apresentados na Figura 5.1 mostram a variação da taxa mássica de sólidos com o aumento da velocidade de rotação, e aqueles presentes na Figura 5.2 mostram a

variação da eficiência de alimentação com o aumento da rotação, para diferentes alturas de cada biomassa. Para todos os materiais avaliados, as curvas apresentaram o mesmo comportamento. O aumento da velocidade de rotação proporcionou a elevação da taxa mássica de sólidos, até que fosse atingido um valor praticamente constante, enquanto as curvas de eficiência de alimentação apresentaram tendência decrescente.

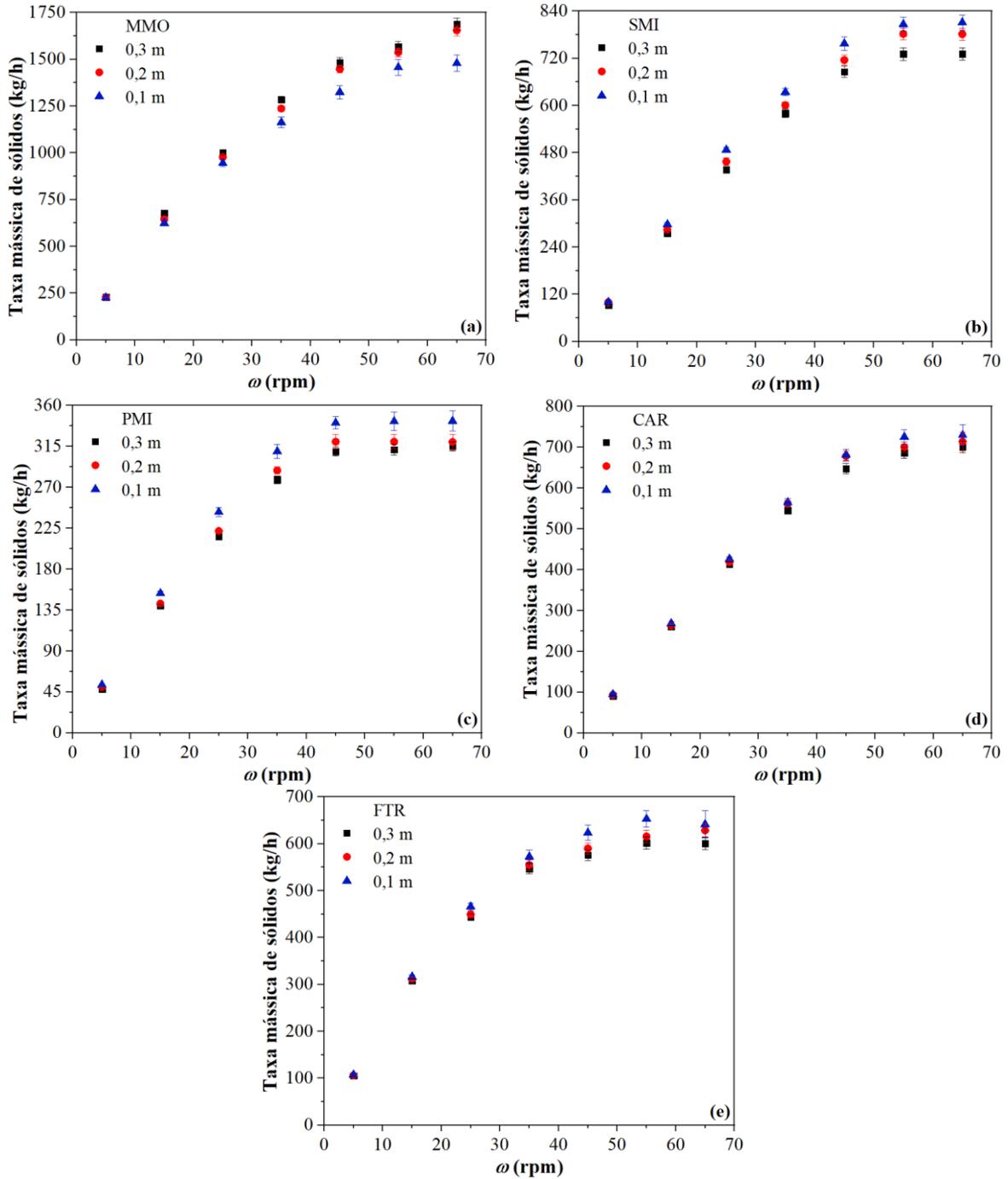


Figura 5.1: Variação da taxa mássica de sólidos com a velocidade de rotação para diferentes alturas de material no silo, considerando a alimentação do MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).

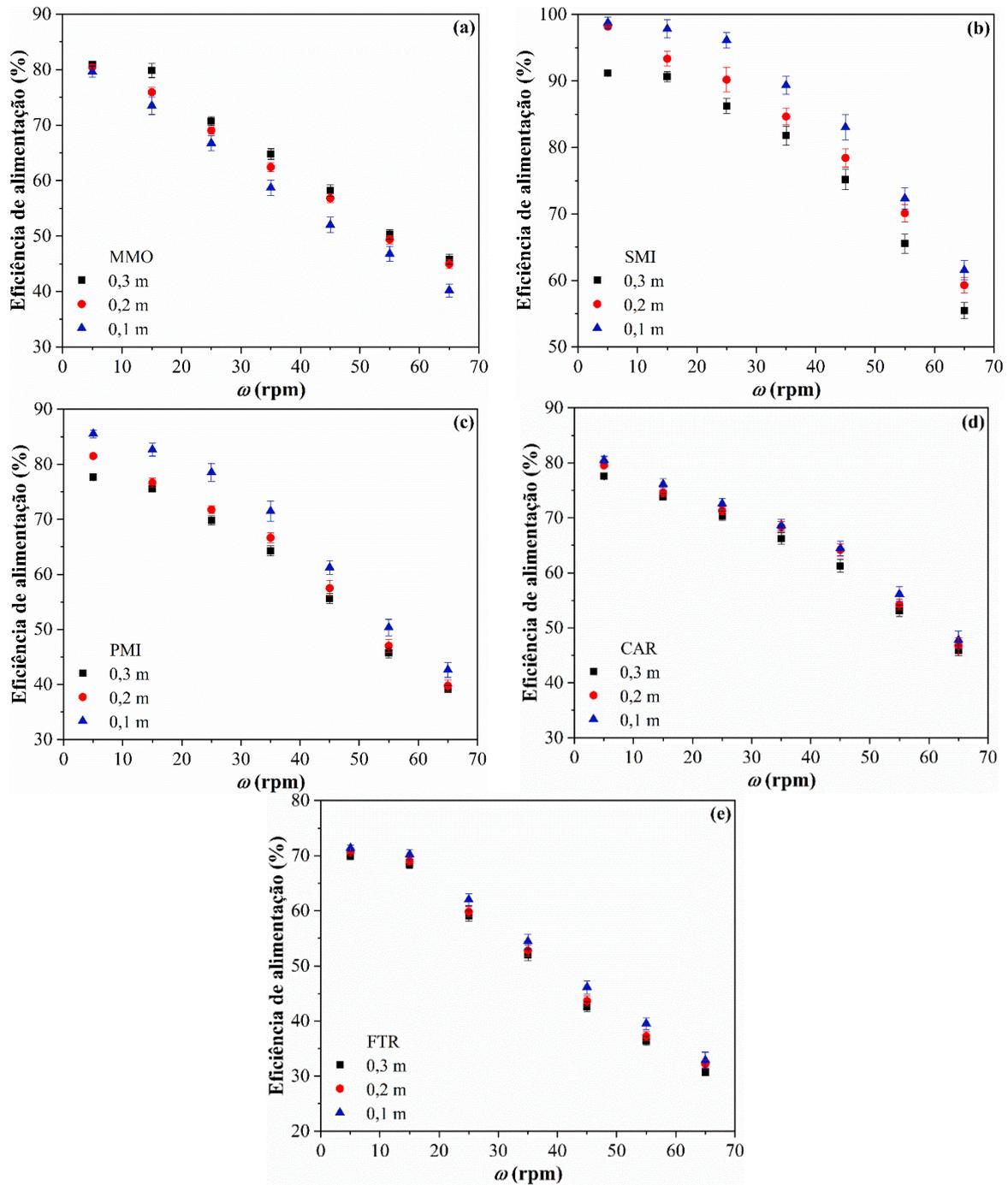


Figura 5.2: Variação da eficiência de alimentação de sólidos com a velocidade de rotação para diferentes alturas de material no silo, considerando a alimentação do MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).

Segundo Al-din e Gunn (1983), para baixas velocidades de rotação da válvula, a taxa mássica de sólidos é diretamente proporcional à velocidade de rotação. Entretanto, essa dependência é reduzida para velocidades mais altas, de forma que a taxa mássica de sólidos se torna constante, independente da rotação aplicada, passando a ser limitada pelas características de descarregamento do silo de alimentação.

Como reportado nos trabalhos de Klinzing et al. (2010) e Mills (2016), rotações menores contribuem para o aumento da eficiência de alimentação em sistemas de transporte pneumático, uma vez que esta condição favorece uma maior acomodação das partículas nos bolsos da válvula rotativa. Além disso, os autores ressaltam que a eficiência de alimentação de uma válvula não é a mesma para todos os materiais e, na prática, a velocidade crítica do rotor, na qual ocorre a máxima taxa de alimentação, depende unicamente das características do material a ser manuseado.

Devido à sua forma irregular, ampla faixa de tamanho e coesividade, muitas biomassas apresentam dificuldade de escoamento durante o seu descarregamento do silo. Obstruções no fluxo de partículas podem ser ocasionadas pela formação de arcos mecânicos ou coesivos acima da abertura de descarga de material, resultando em um fluxo irregular de sólidos ou até mesmo em seu total bloqueio. Como relatado no trabalho de Marinelli e Carson (1992), os arcos mecânicos são formados pelo entrelaçamento/entrosamento de partículas maiores, enquanto os arcos coesivos são formados pela ligação de partículas mais finas.

Segundo Drescher, Waters e Rhoades (1995a, 1995b) a formação de arcos está associada à coesividade das partículas, às geometrias do silo e da tremonha e à dimensão da abertura de descarga de material. Teunou, Fitzpatrick e Synnott (1999) também mencionaram as propriedades físicas e de fluxo dos produtos sólidos e as condições ambientais (pressão, temperatura e umidade) como fatores que influenciam o arqueamento. Cabe destacar que nos trabalhos citados não havia uma corrente de ar que causava uma contrapressão no silo, o que torna ainda mais relevante o estudo do comportamento da taxa de alimentação para sistemas de transporte pneumático.

Neste trabalho, que se destaca pelo estudo da alimentação de um sistema de transporte pneumático positivo, foi verificada a formação de arcos na descarga do silo. Conforme apresentado nas Figuras 5.1 e 5.2, para todas as biomassas estudadas, exceto o milho moído, quanto menor a altura de material no silo, maior a taxa mássica de sólidos e, conseqüentemente, maior a eficiência de alimentação, apesar desse efeito ter sido menos expressivo para a casca de arroz e o farelo de trigo.

Apesar da utilização de motovibradores, os quais foram operados em sua máxima frequência de vibração (3600 rpm) para todos os testes realizados, para as condições de maior altura de material foi necessário um maior tempo para o rompimento dos arcos de partículas formados acima da abertura de descarregamento do silo, resultando em menores valores de taxas mássicas de sólidos e eficiências de alimentação. Já para as condições de menor altura, os arcos foram rompidos com maior facilidade, melhorando o fluxo de sólidos para os

compartimentos da válvula rotativa, garantindo, assim, maiores eficiências de alimentação. É importante ressaltar que o efeito da altura foi mais relevante para o sabugo e a palha do milho, que foram os materiais que apresentaram menores densidades e, portanto, sofreram maior influência do processo de vibração no silo, deixando as partículas mais livres para o escoamento.

O milho moído, por apresentar maior densidade *bulk*, requereu maiores massas de material para preencher as alturas predeterminadas no silo de alimentação. Com isso, a pressão de sólidos atuou de forma mais efetiva para este material, promovendo maiores eficiências de alimentação para as condições de maiores alturas.

Os gráficos apresentados nas Figuras 5.3 e 5.4 mostram, respectivamente, as curvas comparativas das biomassas em relação à variação da taxa mássica de sólidos e da eficiência de alimentação com o aumento da velocidade de rotação, para uma mesma altura de material no silo.

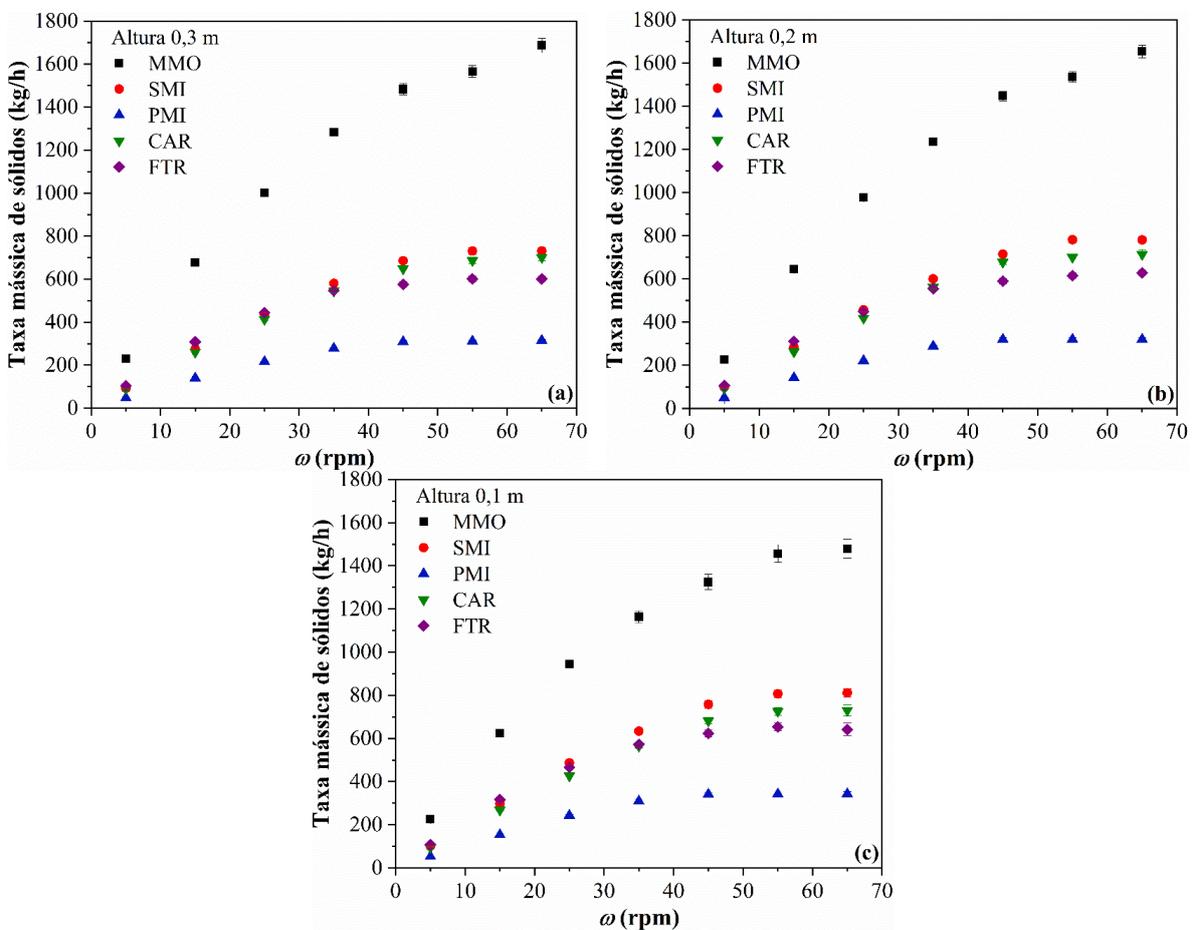


Figura 5.3: Variação da taxa mássica de sólidos com a rotação para diferentes biomassas, considerando a altura de material no silo de 0,3 m (a), 0,2 m (b) e 0,1 m (c).

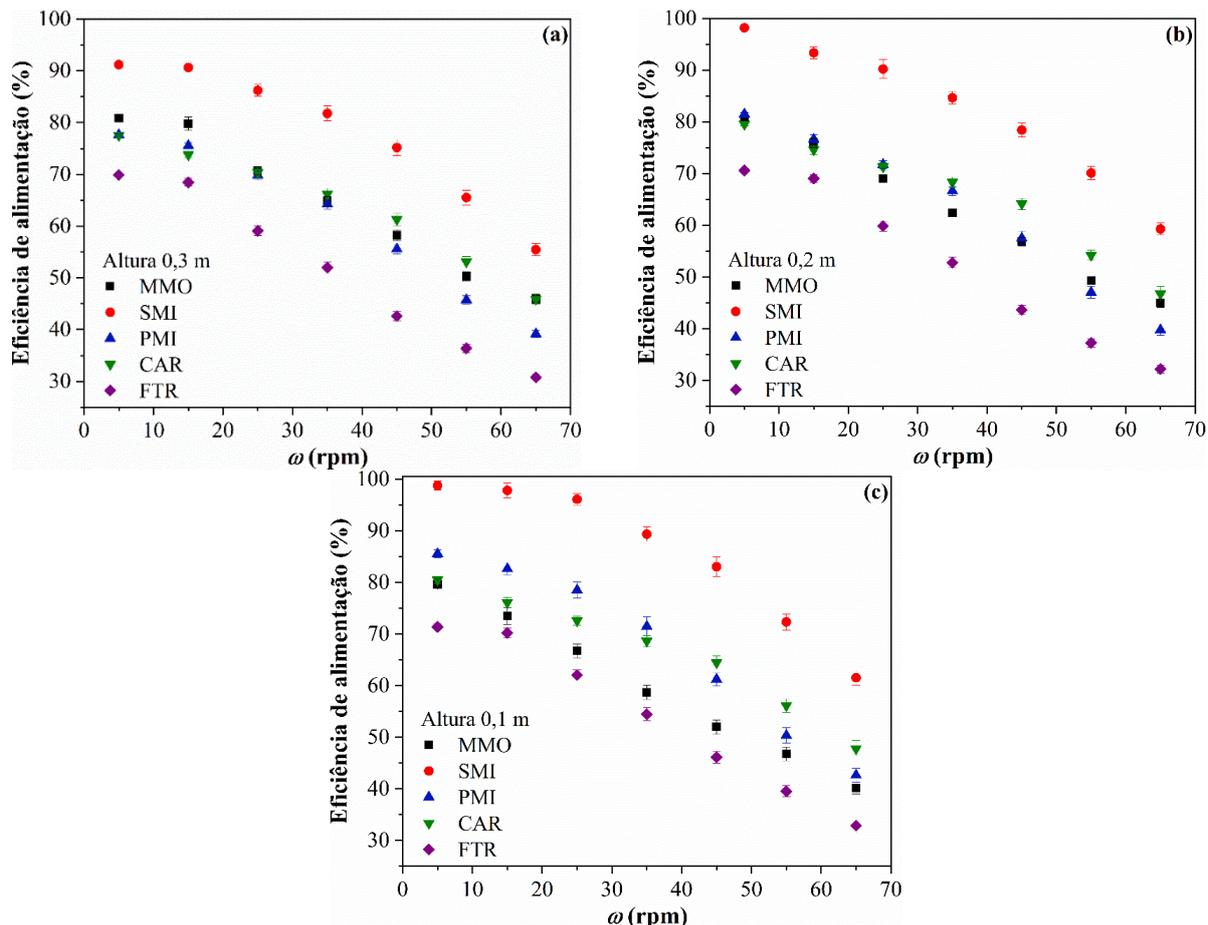


Figura 5.4: Variação da eficiência de alimentação com a rotação para diferentes biomassas, considerando a altura de material no silo de 0,3 m (a), 0,2 m (b) e 0,1 m (c).

Em concordância com a classificação de escoabilidade de partículas segundo o índice de Hausner (ABDULLAH; GELDART, 1999), o sabugo de milho foi o material que apresentou maior facilidade de escoamento, o que lhe proporcionou as maiores eficiências de alimentação, conforme pode ser observado nos gráficos da Figura 5.4.

Durante os testes experimentais, o farelo de trigo se mostrou um material denso e o mais coesivo, sendo este fato confirmado pelo ângulo de repouso superior a 41° e índice de Hausner superior a 1,4. A sua baixa escoabilidade acabou comprometendo o preenchimento dos compartimentos da válvula rotativa, conferindo a este material menores eficiências de alimentação quando comparado aos demais.

5.5. Conclusão

Os resultados encontrados apontaram informações relevantes para o estudo da alimentação de biomassa em sistemas de transporte pneumático, a partir dos quais foi possível

concluir que além da velocidade de rotação, a altura de material no silo também influencia a eficiência de alimentação da válvula rotativa.

Além disso, foi possível avaliar o comportamento de cada material em relação ao processo de alimentação. Para biomassas com menor densidade *bulk*, foi verificado maiores eficiências de alimentação para as condições de menor altura de material no silo, em razão da maior facilidade de quebra dos arcos mecânicos/coesivos formados. Por outro lado, a pressão de sólidos atuou de forma mais efetiva para o milho moído devido à sua maior densidade *bulk*, promovendo maiores eficiências de alimentação para as condições de maiores alturas.

O sabugo de milho foi o material com maior facilidade de escoamento, apresentando as maiores eficiências de alimentação no estudo, enquanto o farelo de trigo se mostrou um material denso e o mais coesivo, apresentando as menores eficiências de alimentação quando comparado aos demais.

CAPÍTULO 6

ESTUDO DA QUEDA DE PRESSÃO NO TEE DE ALIMENTAÇÃO

O Tee de alimentação é um dispositivo de transição muito utilizado entre a válvula rotativa e a linha de transporte pneumático, sendo responsável pela mistura e dispersão das partículas na linha e pela redução da turbulência e perdas de energia na região localizada abaixo da válvula.

Na literatura apenas uma quantidade limitada de dados experimentais encontra-se disponível para o projeto de um dispositivo de transição eficiente. Tendo isso em vista, neste capítulo será apresentado o estudo da queda de pressão no Tee de alimentação presente no sistema de transporte pneumático de biomassas, a partir do qual foi possível propor uma modificação na correlação apresentada por Lourenço (2019) para a predição da queda de pressão neste dispositivo.

6.1. Procedimento Experimental

O procedimento experimental realizado para o estudo da queda de pressão no Tee durante a alimentação de partículas na linha de transporte pneumático foi semelhante ao descrito na Seção 5.1. Durante o transporte do material, o sistema de aquisição de dados foi acionado, possibilitando a obtenção de dados referentes à queda de pressão e à pressão de saída no Tee.

Como condições operacionais adotadas, o silo de alimentação foi preenchido com cada biomassa até uma altura de 0,3 m, a velocidade do ar foi variada de 12 a 20 m/s e a velocidade de rotação da válvula foi ajustada para 7, 16 e 25 rpm, tendo como referência o trabalho de Lourenço et al. (2019).

6.2. Correlação Empírica para a Previsão da Queda de Pressão no Tee de Alimentação

A literatura apresenta algumas correlações empíricas para a predição da queda de pressão em sistemas gás-sólido, como em ciclones, leitos fluidizados e de jorro, sistemas de transporte pneumático, entre outros (OGAWA, 1984; MALEK; LU, 1965; BARTH, 1958; BARTH, 1960; SZIKSZAY, 1988; WEBER, 1991; BARBOSA; PINHO, 2006).

Os ciclones, por exemplo, apresentam expressões bem estabelecidas para previsão da queda de pressão, como pode ser observado na Equação 6.1, apresentada por Ogawa (1984):

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho_f v_f^2}{2} \quad (6.1)$$

sendo: ζ o coeficiente de queda de pressão, que pode ser determinado a partir das dimensões do equipamento, conforme reportado no trabalho de Shepherd e Lapple (1939).

Já em sistemas de transporte pneumático, Barth (1958) propôs um modelo para estimar a queda de pressão total em condições de transporte em fase diluída, baseado nas contribuições individuais das quedas de pressão do ar e dos sólidos, independente da direção do escoamento, conforme mostrado na Equação 6.2. É perceptível que este modelo é fortemente baseado na teoria de escoamento monofásico do fluido, com a inclusão dos termos de carga e fator de atrito de sólidos.

$$\Delta P_t = \Delta P_f + \Delta P_s = (\lambda_f + \phi \lambda_s) \frac{\rho_f v_f^2 L}{2D} \quad (6.2)$$

O atrito entre os sólidos e a parede do tubo é um importante fator a ser avaliado. Este depende das características das partículas sólidas, material da tubulação, velocidade do fluido e da carga de sólidos (SZIKSZAY, 1988). Em uma metodologia simples e alternativa, Szikszay (1988) e Weber (1991) consideraram um único fator de atrito (fator de atrito total, λ_t) para representar a queda de pressão do fluxo gás-sólido, como apresentado na Equação 6.3.

$$\Delta P_t = \lambda_t \frac{\rho_f v_f^2 L}{2D} \quad (6.3)$$

O fator de atrito total pode ser escrito como uma simples função de parâmetros adimensionais associados às propriedades das partículas e do fluido, dimensões da tubulação e condições operacionais. No trabalho de Szikszay (1988), os seguintes adimensionais foram abordados, Equação 6.4, quando avaliado um sistema de transporte pneumático horizontal em fase diluída:

$$\lambda_t = a \phi^b Fr^c \left(\frac{d_s}{D} \right)^d \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^e \quad (6.4)$$

Tendo em vista que o Tee de alimentação é um dispositivo de mistura gás-sólido que contribui significativamente para a queda de pressão na linha de transporte pneumático, Lourenço (2019) propôs uma correlação empírica para a predição da queda de pressão neste dispositivo, Equação 6.5, utilizando como materiais a serragem de MDF, finos de bagaço de cana de açúcar e grãos de malte pilsen.

$$\Delta P = \left(\frac{d_s}{D}\right)^{-0,1754} \left(\frac{\rho_s}{\rho_f}\right)^{-0,0569} (\phi)^{0,6995} \frac{\rho_f v_f^2}{2} \quad (6.5)$$

Neste trabalho, foi proposto uma modificação da correlação apresentada por Lourenço (2019), através da inserção do parâmetro esfericidade (ψ) no termo $\frac{d_s}{D}$, conforme apresentado na Equação 6.6, com o intuito de melhorar a previsibilidade da correlação, uma vez que as partículas de biomassa são irregulares.

$$\Delta P = \left(\frac{d_s \psi}{D}\right)^a \left(\frac{\rho_s}{\rho_f}\right)^b (\phi)^c \frac{\rho_f v_f^2}{2} \quad (6.6)$$

Os parâmetros a, b e c da Equação 6.6 foram determinados através de uma regressão não linear dos dados experimentais de queda de pressão no Tee para as cinco biomassas estudadas, com auxílio do *software* Statistica® 7.

6.3. Resultados e Discussão

Na Figura 6.1 são apresentados os gráficos da queda de pressão no Tee em função da velocidade do ar para diferentes taxas mássicas de sólidos de cada biomassa. Nota-se que, para todos os materiais avaliados, o aumento da velocidade de rotação da válvula e, conseqüentemente, da vazão mássica de sólidos, proporcionou o aumento da queda de pressão no Tee de alimentação. Isso se deve ao fato de que a elevação da quantidade de sólidos na linha impõe uma certa dificuldade para a passagem do ar transportador, que a depender da sua velocidade, provoca o acúmulo de material na saída do Tee, gerando uma região de turbilhonamento e o aumento da perda de carga. Da mesma forma, o aumento da velocidade do ar aumenta o processo de interação entre as fases fluida e sólida, provocando um maior atrito partícula-partícula e partícula-parede, ou seja, o aumento da queda de pressão.

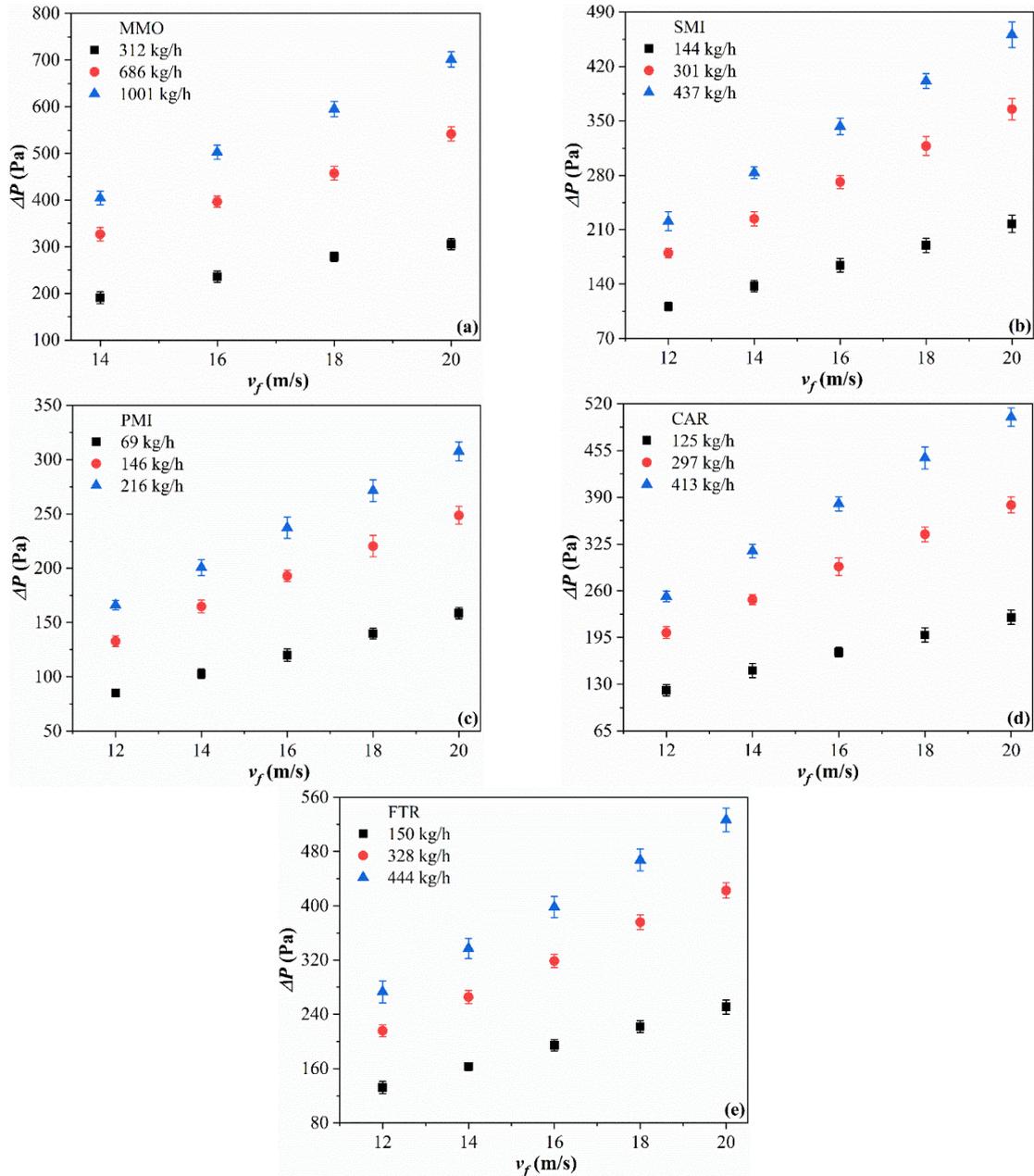


Figura 6.1: Variação da queda de pressão no Tee com a velocidade do ar para diferentes taxas mássicas de sólidos, considerando o MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).

Segundo a correlação proposta por Lourenço (2019), Equação 6.5, a queda de pressão no Tee de alimentação depende da sua geometria, velocidade do ar, propriedades do material transportado e da carga de sólidos. Nas Figuras 6.2 a 6.6, são apresentados os gráficos comparativos entre os dados experimentais e os preditos pela correlação citada, da queda de pressão no Tee em função da velocidade do ar, para as três taxas mássicas de cada biomassa.

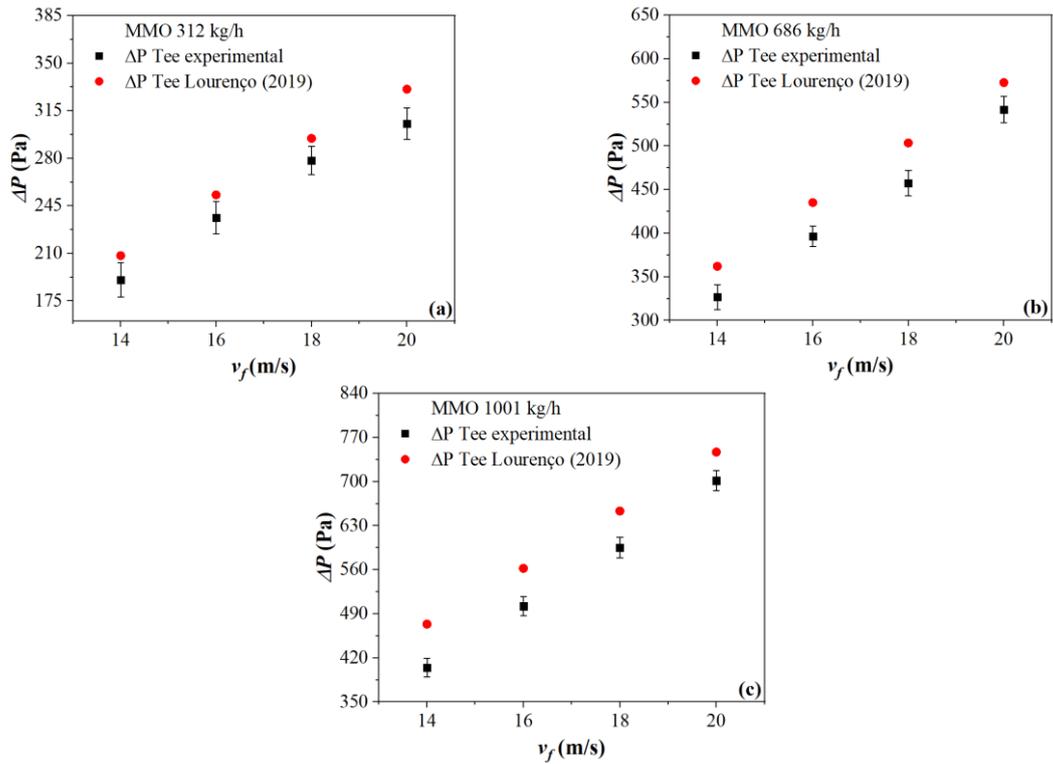


Figura 6.2: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o MMO a uma taxa mássica de sólidos de 312 kg/h (a), 686 kg/h (b) e 1001 kg/h (c).

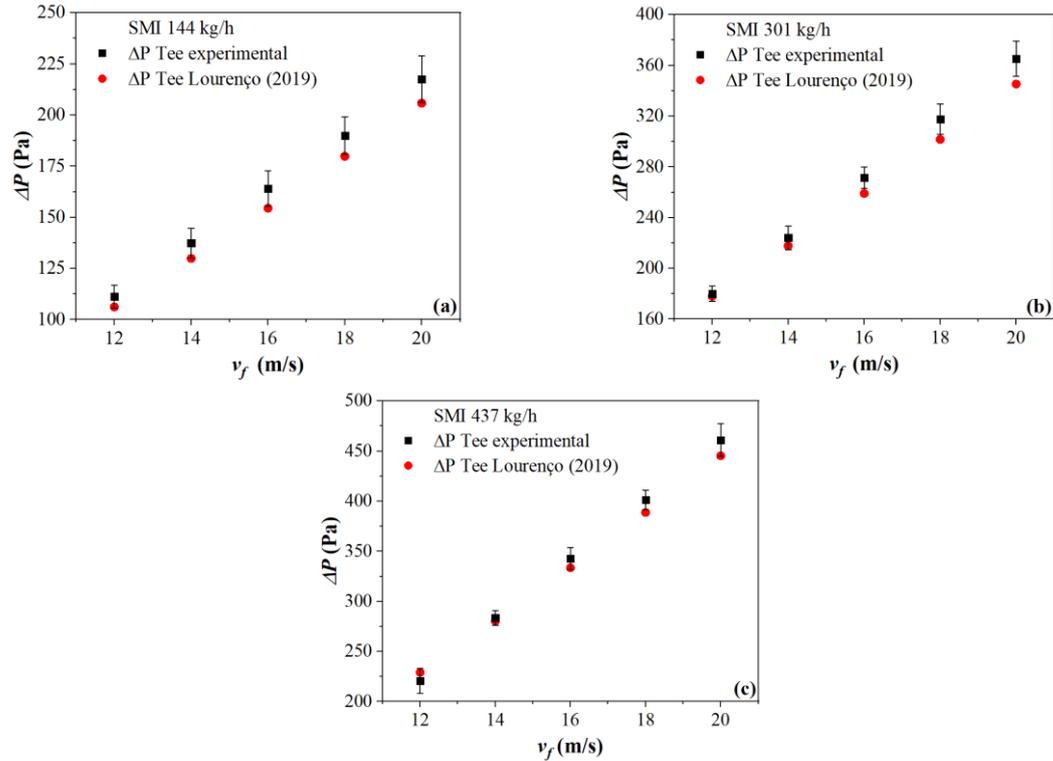


Figura 6.3: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o SMI a uma taxa mássica de sólidos de 144 kg/h (a), 301 kg/h (b) e 437 kg/h (c).

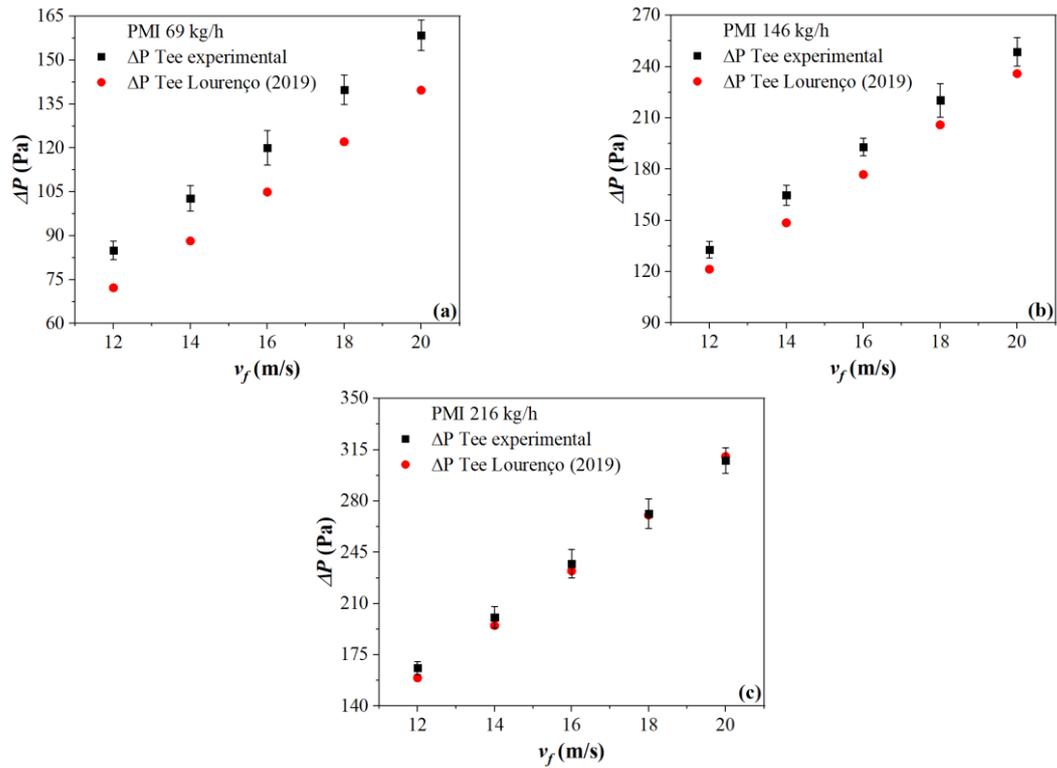


Figura 6.4: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando a PMI a uma taxa mássica de sólidos de 69 kg/h (a), 146 kg/h (b) e 216 kg/h (c).

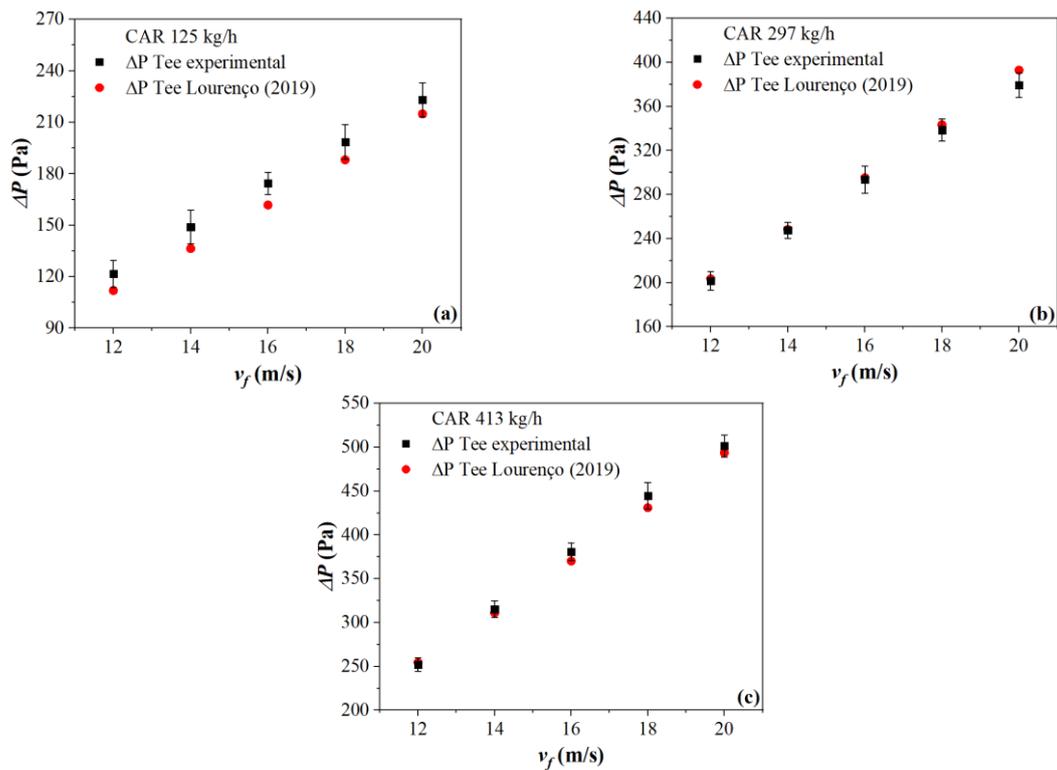


Figura 6.5: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando a CAR a uma taxa mássica de sólidos de 125 kg/h (a), 297 kg/h (b) e 413 kg/h (c).

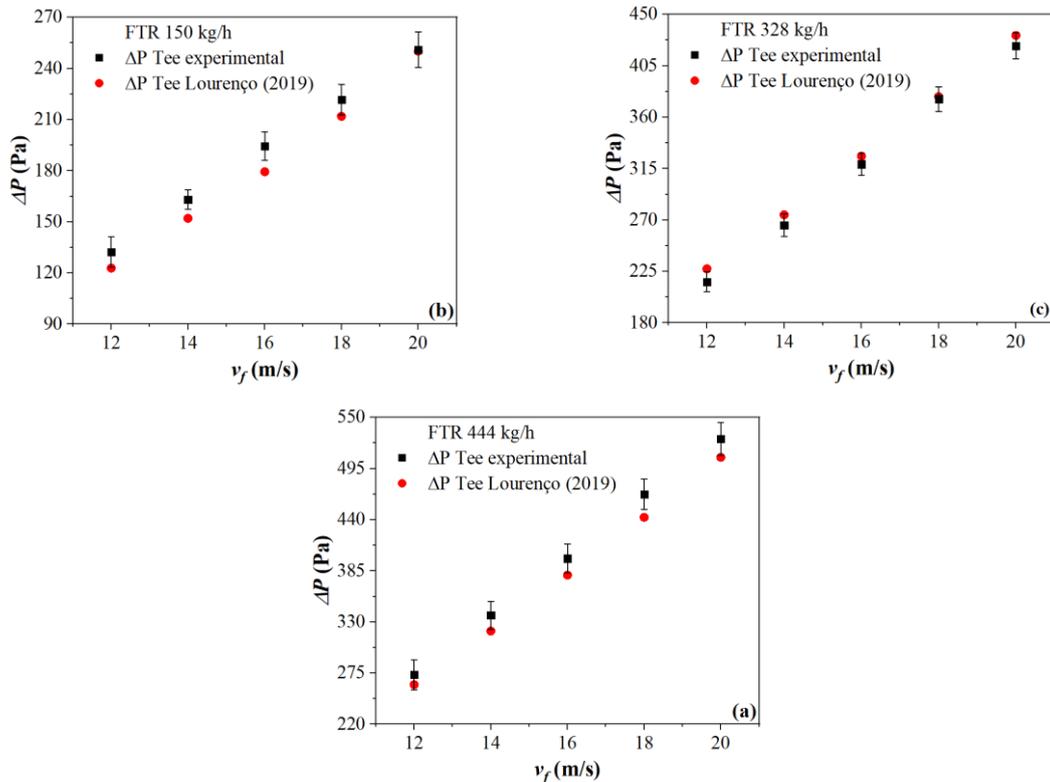


Figura 6.6: Comparação entre os valores experimentais e os preditos pela correlação de Lourenço (2019) para a queda de pressão no Tee, considerando o FTR a uma taxa mássica de sólidos de 150 kg/h (a), 328 kg/h (b) e 444 kg/h (c).

Tendo em vista que no trabalho de Lourenço (2019) os materiais empregados apresentavam formas mais regulares através da utilização de pós e grãos, e que as partículas de biomassa empregadas neste estudo apresentam uma maior irregularidade em sua forma e maior diversidade em suas propriedades físicas, a correlação sugerida pelo autor proporcionou valores de desvios altos para alguns materiais em estudo, principalmente para a palha e o milho moído. O desvio máximo dos valores preditos em relação aos experimentais foi de 17,14% e os desvios médios foram de 9,36%, 3,99%, 7,67%, 3,28%, 4,17% para o milho moído, sabugo de milho, palha de milho, casca de arroz e o farelo de trigo, respectivamente.

Assim, neste trabalho foi proposto uma modificação na correlação de Lourenço (2019), através da inserção do parâmetro esfericidade, conforme foi apresentado pela Equação 6.6, para melhorar a sua previsibilidade. A partir da regressão não linear de um conjunto de 72 dados experimentais (Apêndice 4), adotando-se um nível de significância de 5%, foi possível obter os parâmetros da equação, Tabela 6.1, com coeficiente de determinação de 99,18%.

Tabela 6.1: Parâmetros da correlação modificada para previsão da queda de pressão no Tee de alimentação.

Parâmetros	p-valor
a = -0,2240	0,0118
b = -0,0957	0,0098
c = 0,6520	0,0100

A correlação modificada completa para previsão da queda de pressão no Tee com a utilização de biomassas é representada pela Equação 6.7.

$$\Delta P = \left(\frac{d_s \psi}{D} \right)^{-0,2240} \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{-0,0957} (\phi)^{0,6520} \frac{\rho_f v_f^2}{2} \quad (6.7)$$

Os resultados preditos pela Equação 6.7 foram comparados aos resultados experimentais, conforme mostrado na Figura 6.7. Nota-se que a correlação proposta pôde prever de forma satisfatória os dados experimentais, apresentando um desvio máximo inferior a 10%.

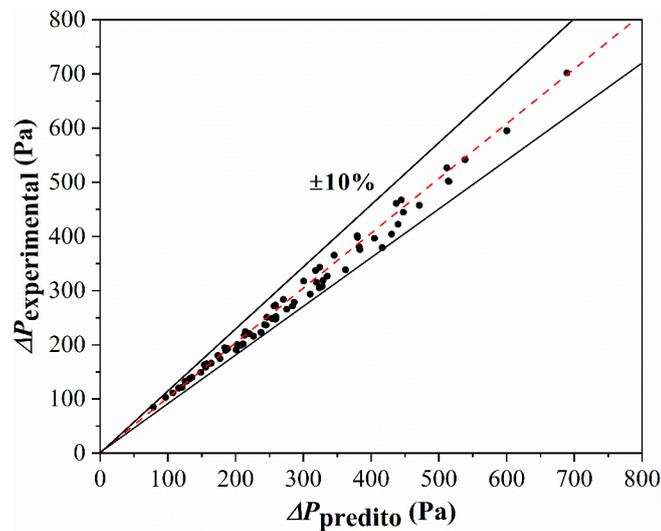


Figura 6.7: Comparação entre os valores experimentais e os preditos para a queda de pressão no Tee de alimentação, a partir da correlação modificada.

Nas Figuras 6.8 a 6.12 são apresentados os gráficos comparativos entre os dados experimentais e os preditos da queda de pressão no Tee em função da velocidade do ar, para as três taxas mássicas de cada biomassa. De forma geral, a correlação proposta apresentou uma boa concordância com os dados experimentais, com desvios médios de 3,15%, 3,99%, 3,34%, 2,54%, 3,80% para o milho moído, sabugo de milho, palha de milho, casca de arroz e o farelo de trigo, respectivamente. Dessa forma, é possível afirmar que a inclusão de um fator de forma melhorou significativamente a previsibilidade da correlação.

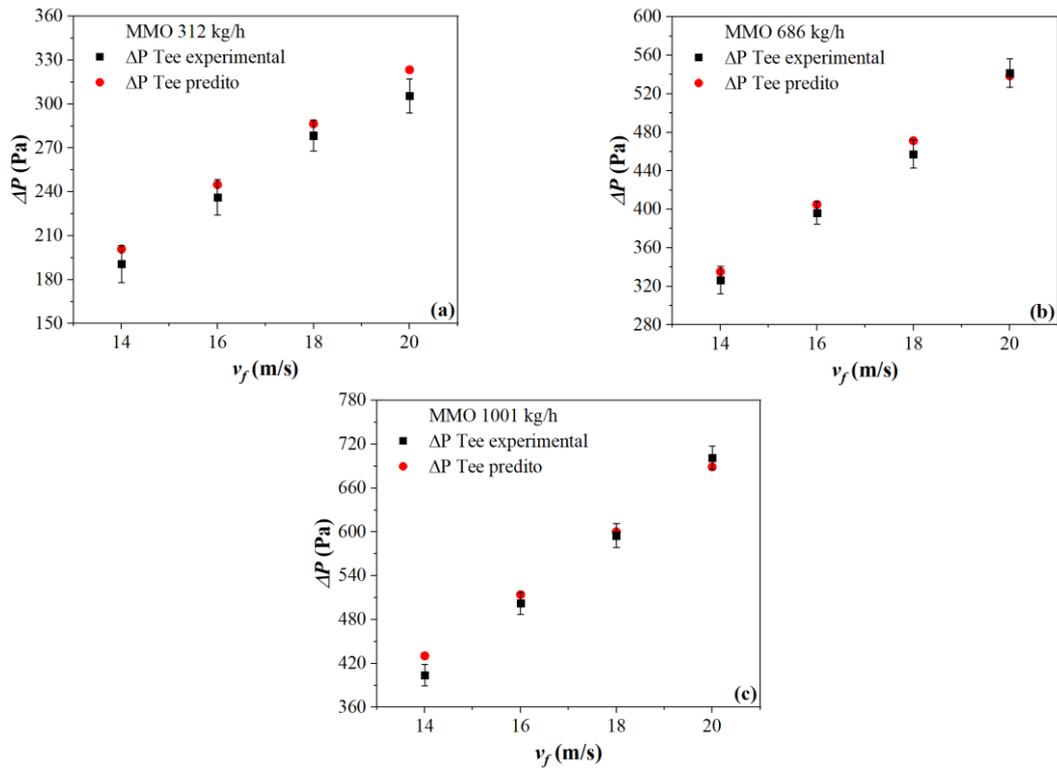


Figura 6.8: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o MMO a uma taxa mássica de sólidos de 312 kg/h (a), 686 kg/h (b) e 1001 kg/h (c).

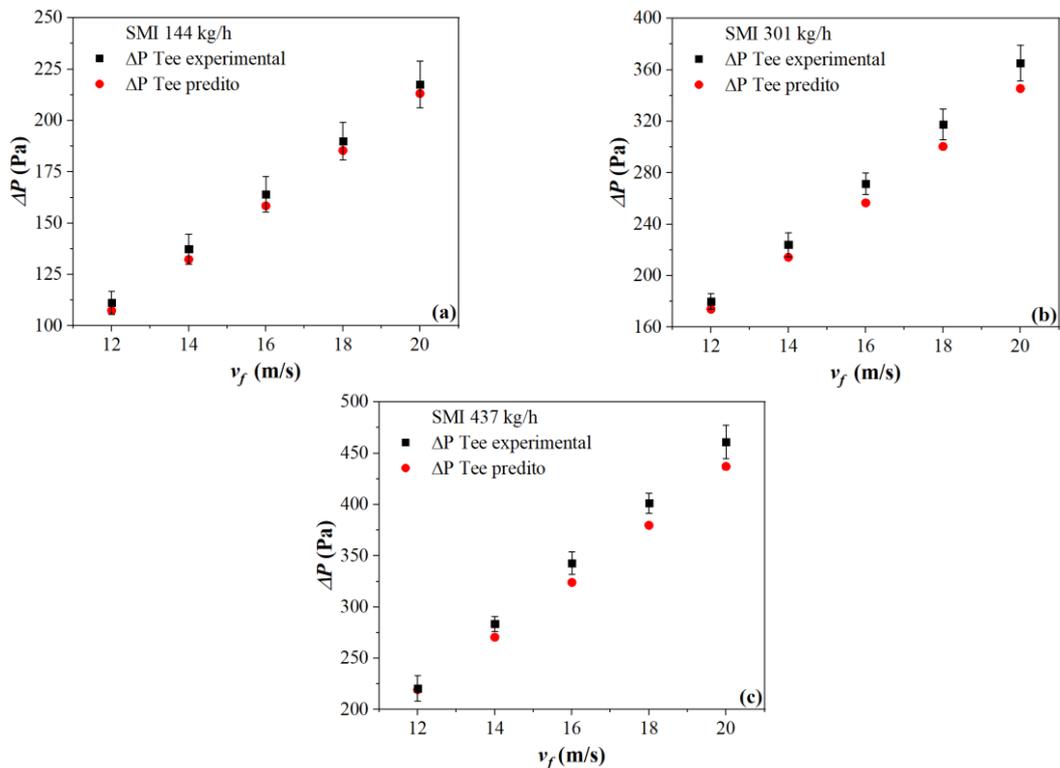


Figura 6.9: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o SMI a uma taxa mássica de sólidos de 144 kg/h (a), 301 kg/h (b) e 437 kg/h (c).

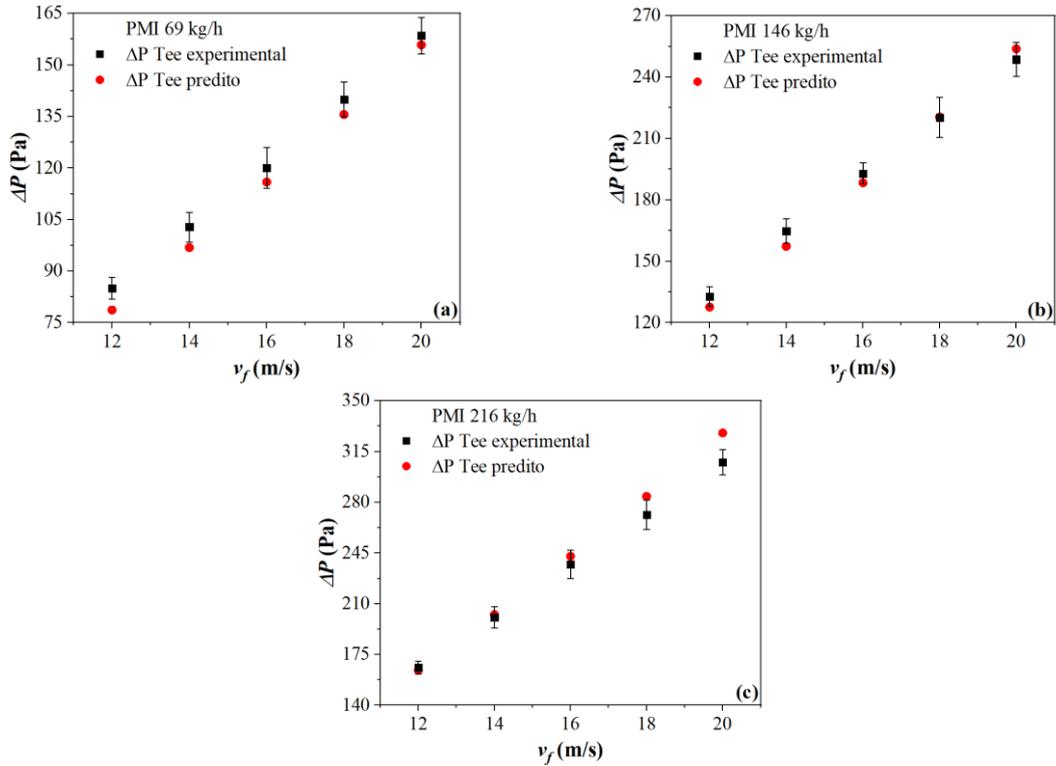


Figura 6.10: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando a PMI a uma taxa mássica de sólidos de 69 kg/h (a), 146 kg/h (b) e 216 kg/h (c).

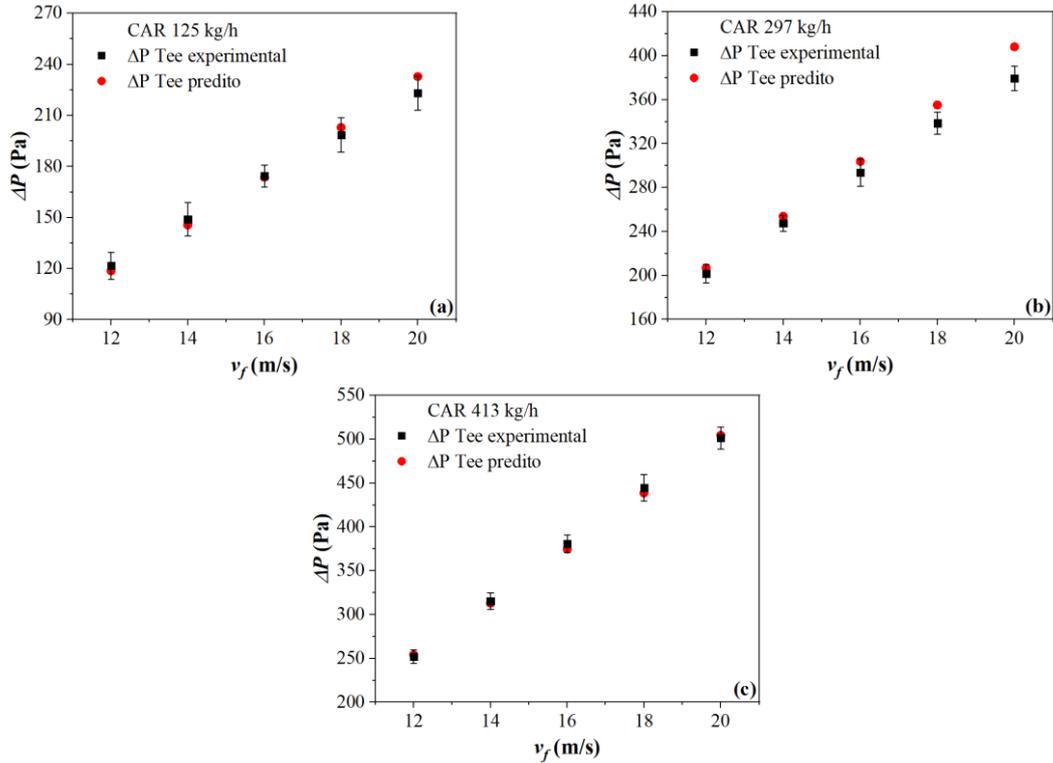


Figura 6.11: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando a CAR a uma taxa mássica de sólidos de 125 kg/h (a), 297 kg/h (b) e 413 kg/h (c).

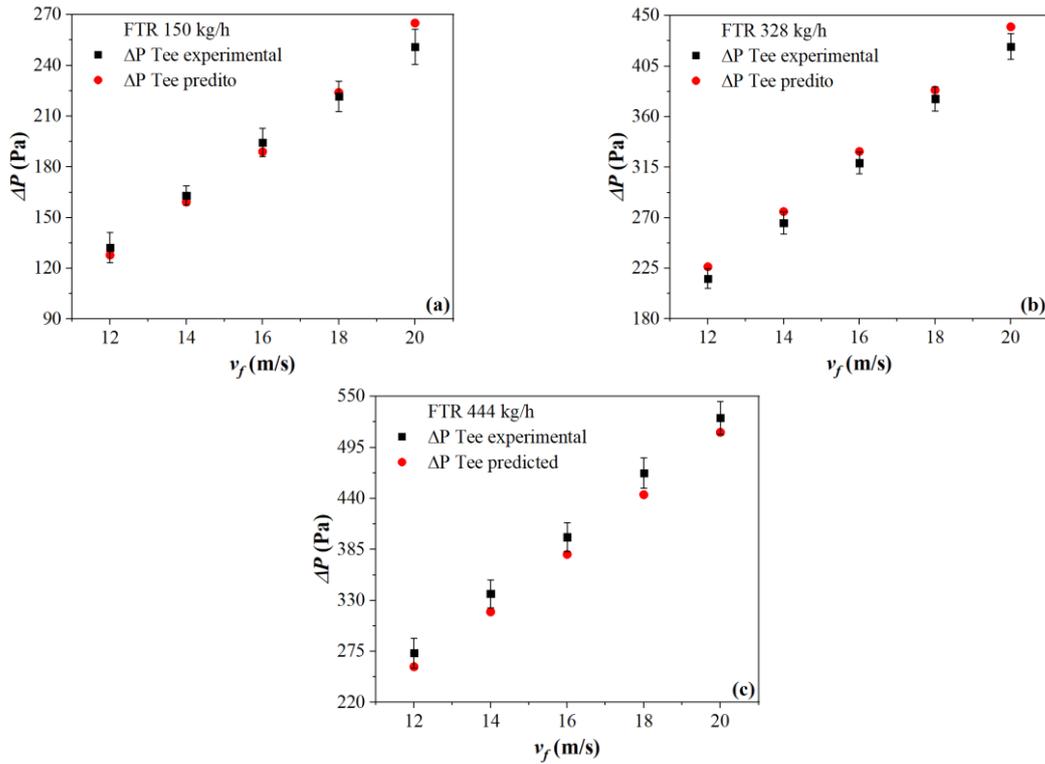


Figura 6.12: Comparação entre os dados experimentais e os valores preditos pela correlação modificada para a queda de pressão no Tee, considerando o FTR a uma taxa mássica de sólidos de 150 kg/h (a), 328 kg/h (b) e 444 kg/h (c).

A forma, tamanho e densidade das partículas afetam as suas características fluidodinâmicas em dispositivos de escoamento gás-sólidos. Em muitos trabalhos, a forma é caracterizada pela esfericidade. Liu et al. (2008) realizaram um estudo da fluidização de partículas com forma cilíndrica ($\Psi = 0,80$), cilíndrica com base quadrada ($\Psi = 0,60$) e partículas semelhantes a placas circulares (esfericidades de 0,70 a 0,85). Os autores constataram uma variação na queda de pressão no leito com a esfericidade, para ambos os estágios de fluidização e desfluidização, sugerindo uma tendência das partículas não esféricas de se acumularem no interior do leito, resultando em uma fluidização de má qualidade. Gupta e Mujumdar (1980) avaliaram a influência da esfericidade de partículas em leitos vibrofluidizados e concluíram que quanto mais as partículas se aproximam da forma esférica, menores são as quedas de pressão do leito. Alguns estudos da literatura têm reportado a influência da esfericidade da partícula em fluxos gás-sólidos, o que motivou a inclusão desse parâmetro na correlação proposta por Lourenço (2019).

6.4. Conclusão

A partir do estudo da queda de pressão no Tee de alimentação, foi possível concluir que, para todos os materiais avaliados, o aumento da velocidade de rotação da válvula rotativa e da velocidade do ar transportador proporcionaram o aumento da queda de pressão no dispositivo. Além disso, a proposta de modificação da correlação empírica sugerida por Lourenço (2019), para a predição da queda de pressão no Tee, apresentou uma boa concordância com os dados experimentais, com desvio máximo inferior a 10% e desvios médios de 3,15%, 3,99%, 3,34%, 2,54%, 3,80% para o milho moído, sabugo de milho, palha de milho, casca de arroz e o farelo de trigo, respectivamente. Dessa forma, a inserção de um fator de forma na correlação contribuiu significativamente para a previsão da queda de pressão no Tee de alimentação, uma vez que as partículas de biomassa possuem formas irregulares.

CAPÍTULO 7

TRANSPORTE PNEUMÁTICO HORIZONTAL

O transporte pneumático é muito utilizado para o transporte de materiais a granel em processos industriais, caracterizado pelo deslocamento da mistura gás-sólidos ao longo de uma tubulação. Teoricamente, qualquer material pode ser transportado pneumaticamente, desde que haja velocidade do gás e queda de pressão suficientes.

A avaliação da queda de pressão é essencial para o projeto de sistemas de transporte pneumático em fase diluída, nos quais partículas são deslocadas em suspensão na tubulação, em condições de altas velocidades, baixas pressões e cargas de sólidos. Embora esse assunto tenha sido amplamente estudado, existe uma carência de informações a respeito do transporte pneumático de biomassas e a ausência de uma correlação consistente para a estimativa do comprimento de aceleração, que abranja diferentes condições operacionais e uma maior variedade de propriedades das partículas.

Tendo isso em vista, neste capítulo será apresentado o estudo da região de aceleração no trecho horizontal, no qual foi possível estimar o comprimento de tubulação necessário para que as partículas de biomassa atingissem a região de escoamento completamente desenvolvido. Além disso, serão apresentados os diagramas de estado para os diferentes materiais e condições operacionais, sendo possível identificar o modo de transporte pneumático, fase densa ou diluída. Com os resultados experimentais da queda de pressão na região de escoamento completamente desenvolvido, foi possível compará-los aos obtidos pelas correlações presentes na literatura.

7.1. Procedimento Experimental

O procedimento experimental para o estudo da queda de pressão no trecho horizontal foi o mesmo descrito na Seção 5.1. Durante o transporte do material, o sistema de aquisição de dados foi acionado, possibilitando a obtenção de dados referentes às pressões estáticas ao longo do comprimento da tubulação.

Como condições operacionais adotadas, o silo de alimentação foi preenchido com cada biomassa até uma altura de 0,3 m, a velocidade do ar foi variada em 14, 16, 18 e 20 m/s e a rotação da válvula ajustada para 5, 15, 25, 35 e 45 rpm, com o intuito de garantir o transporte em fase diluída para todas as condições e biomassas avaliadas.

7.2. Determinação da Região de Aceleração e de Fluxo Totalmente Desenvolvido (F.T.D)

Segundo Tripathi, Levy e Kalman (2018) a tendência da queda de pressão em um sistema de transporte pneumático em trecho horizontal pode ser representada através do gráfico de pressão estática (P) em função da distância (x), quando estabelecido o regime estacionário, conforme apresentado na Figura 7.1.

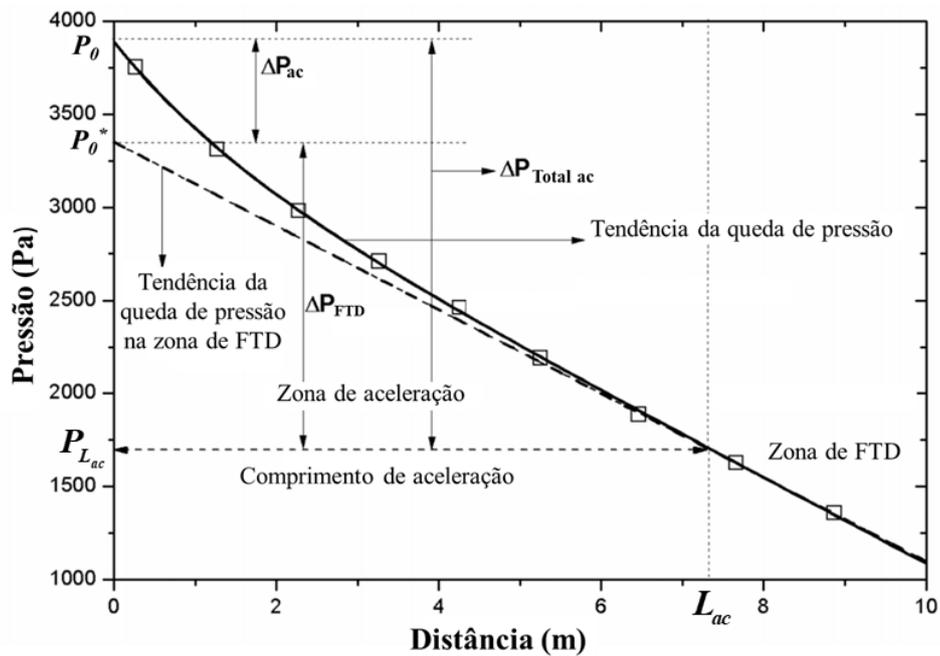


Figura 7.1: Região de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido. Fonte: Adaptado de Tripathi, Levy e Kalman (2018).

Dessa forma, é possível identificar graficamente duas regiões, a região de aceleração, que segue uma tendência exponencial, e a região de fluxo totalmente desenvolvido, que apresenta uma tendência linear. Tendo isso em vista, Tripathi, Levy e Kalman (2018) propuseram uma equação exponencial-linear, Equação 7.1, para ajustar a tendência dos pontos de pressão.

$$P = a_1 \exp\left(-\frac{x}{a_2}\right) + a_3 + a_4 x \quad (7.1)$$

O comprimento de aceleração (L_{ac}) é definido como o comprimento necessário para que as partículas atinjam uma velocidade média constante, isto é, para que elas atinjam a região de fluxo totalmente desenvolvido.

De acordo com a Figura 7.1 a queda de pressão total na zona de aceleração é dada pela soma da queda de pressão de aceleração, ΔP_{ac} , mais a queda de pressão no fluxo totalmente desenvolvido, ΔP_{FTD} , Equação 7.2.

$$\Delta P_{Total\ ac} = \Delta P_{ac} + \Delta P_{FTD} \quad (7.2)$$

Extrapolando a curva correspondente à Equação 7.1 para uma distância igual a zero, é possível estimar o valor de P_0 (Equação 7.3), como mostrado na Figura 7.1. Realizando uma nova extrapolação para o termo linear da Equação 7.1, determina-se P_0^* (Equação 7.4). Por meio desses valores, a queda de pressão de aceleração pode ser calculada através da diferença entre P_0 e P_0^* , conforme a Equação 7.5.

$$P_0 = a_1 + a_3 \quad (7.3)$$

$$P_0^* = a_3 \quad (7.4)$$

$$\Delta P_{ac} = P_0 - P_0^* = a_1 \quad (7.5)$$

A queda de pressão no fluxo completamente desenvolvido pode ser calculada pela diferença entre a pressão P_0^* e a pressão estática no comprimento de aceleração ($P_{L_{ac}}$), considerando apenas o termo linear da Equação 7.1, conforme apresentado na Equação 7.6, ou de uma forma mais simples, a queda de pressão por comprimento pode ser determinada pelo próprio valor do coeficiente angular da reta que melhor se ajusta aos dados de pressão estática referentes à região de fluxo totalmente desenvolvido.

$$\Delta P_{FTD} = P_0^* - P_{L_{ac}} \quad (7.6)$$

$$P_{L_{ac}} = a_4 L_{ac} + a_3 \quad (7.7)$$

$$\Delta P_{FTD} = -a_4 L_{ac} \quad (7.8)$$

De acordo com o trabalho de Tripathi, Levy e Kalman (2018) o comprimento de aceleração pode ser estimado quando o termo exponencial da Equação 7.1 se aproxima de zero.

7.3. Resultados e Discussão

7.3.1. Região de Aceleração e de Fluxo Totalmente Desenvolvido

Nas Figuras 7.2 a 7.6 são apresentados os gráficos referentes às pressões estáticas ao longo do trecho horizontal para diferentes taxas mássicas de sólidos de cada material, a velocidade do ar constante. Para a identificação das regiões de aceleração e de escoamento completamente desenvolvido, a Equação 7.1 foi ajustada aos dados experimentais, cujos valores dos parâmetros e coeficientes de correlação se encontram no Apêndice 5.

Segundo Santo et al. (2018b), na zona de aceleração a queda de pressão por unidade de comprimento não é constante, uma vez que a energia necessária para acelerar as partículas é reduzida à medida que elas são transportadas ao longo do duto. Após a zona de aceleração, a pressão estática tende a diminuir linearmente e a queda de pressão por unidade de comprimento se torna constante, indicando o início da zona de fluxo totalmente desenvolvido.

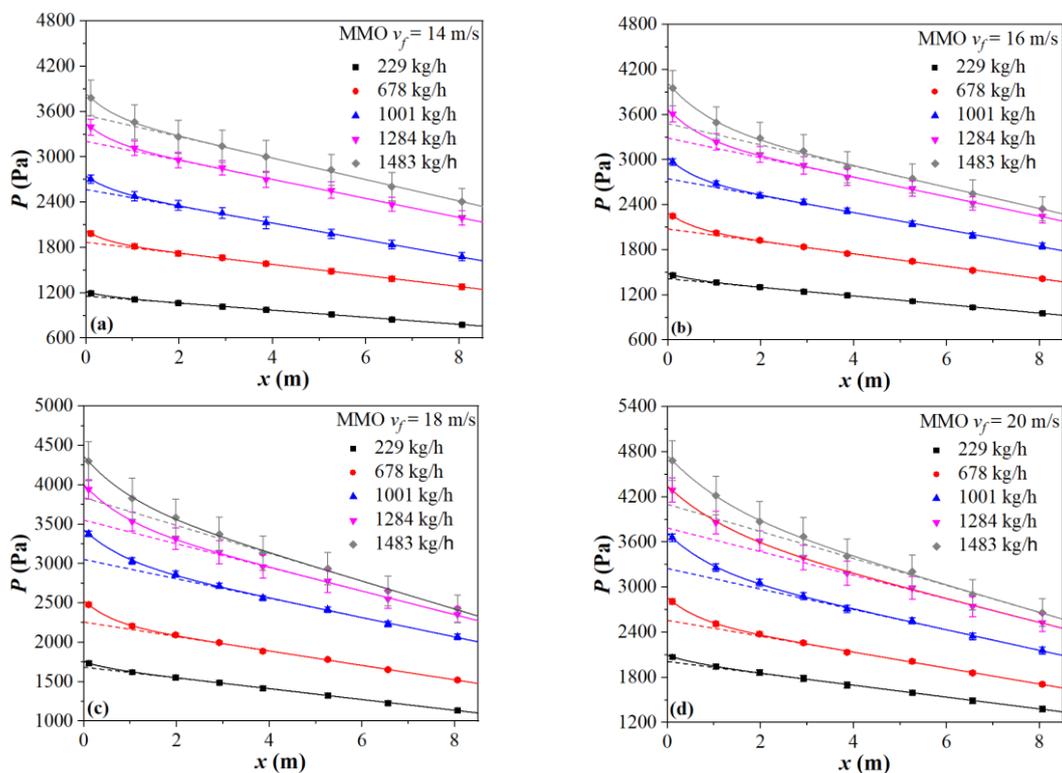


Figura 7.2: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o MMO em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

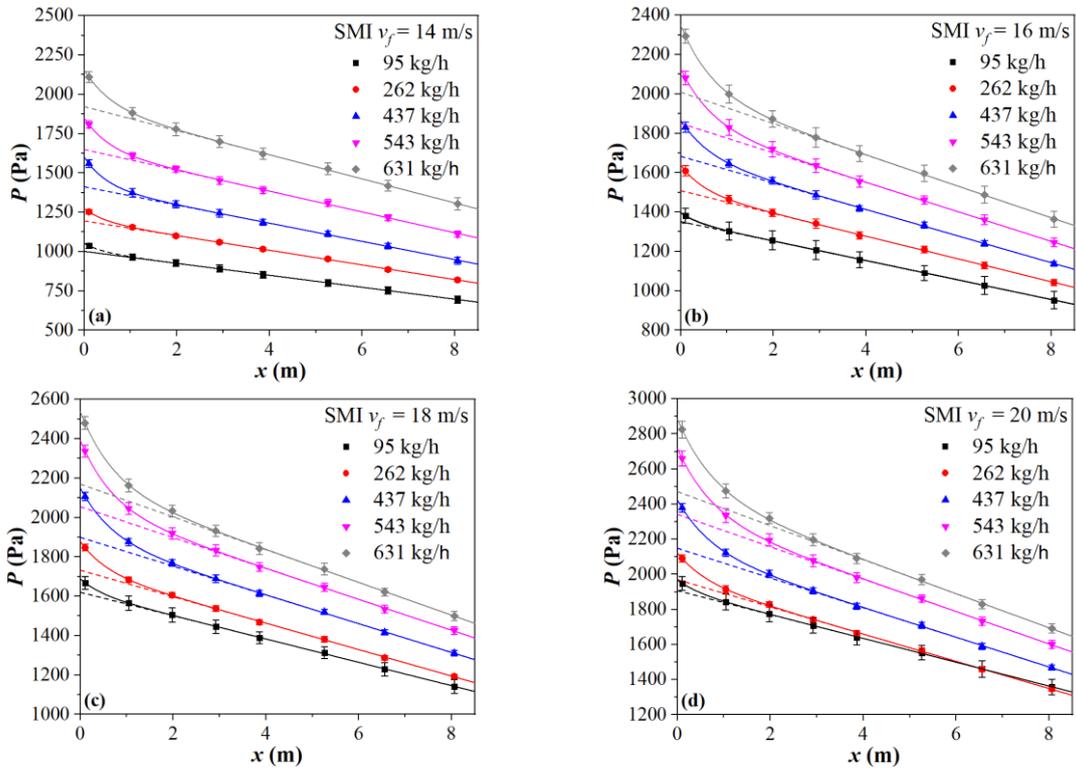


Figura 7.3: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o SMI em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

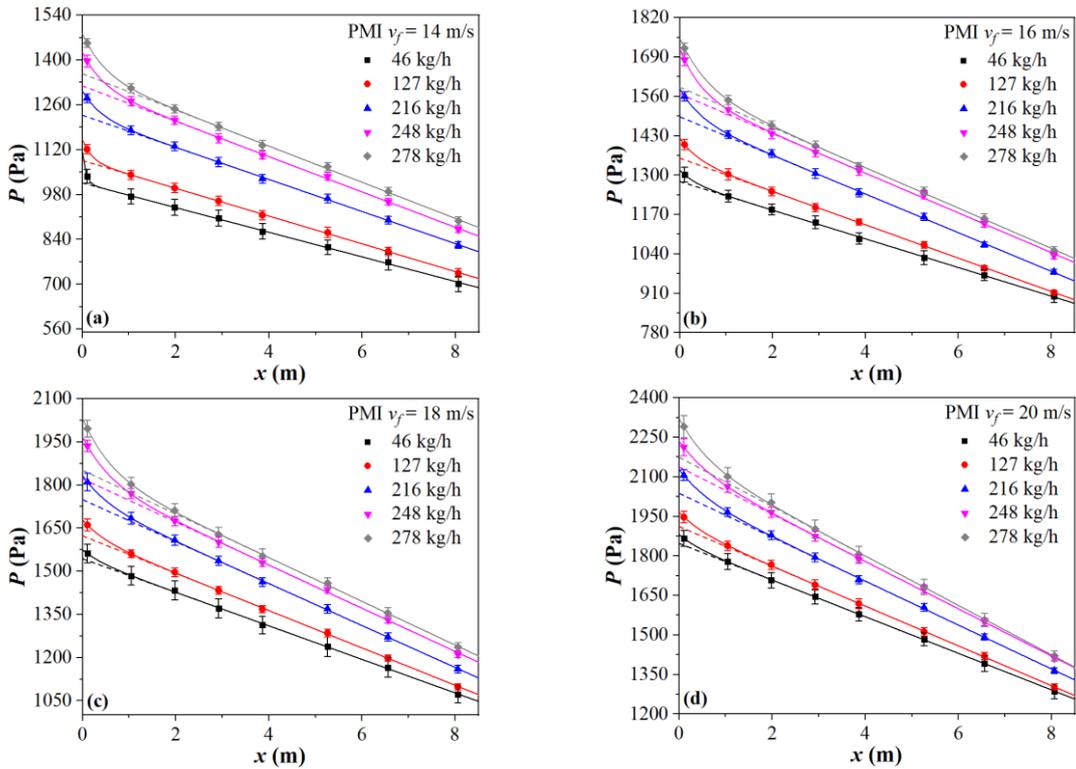


Figura 7.4: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a PMI em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

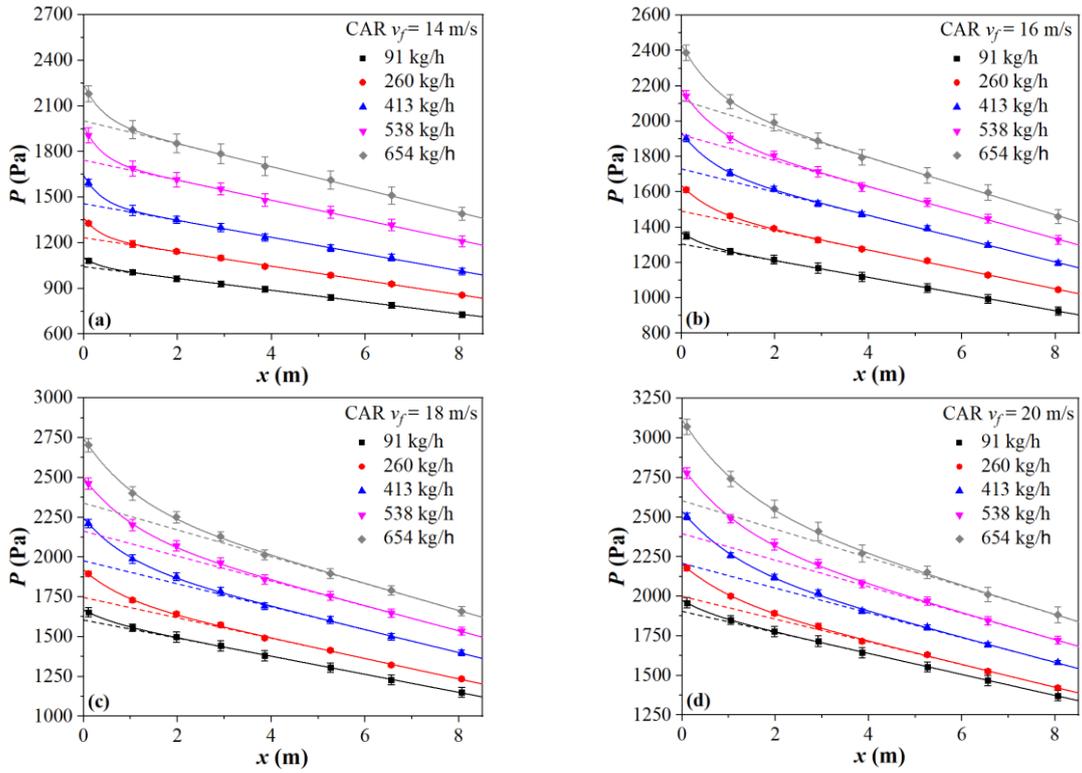


Figura 7.5: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a CAR em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

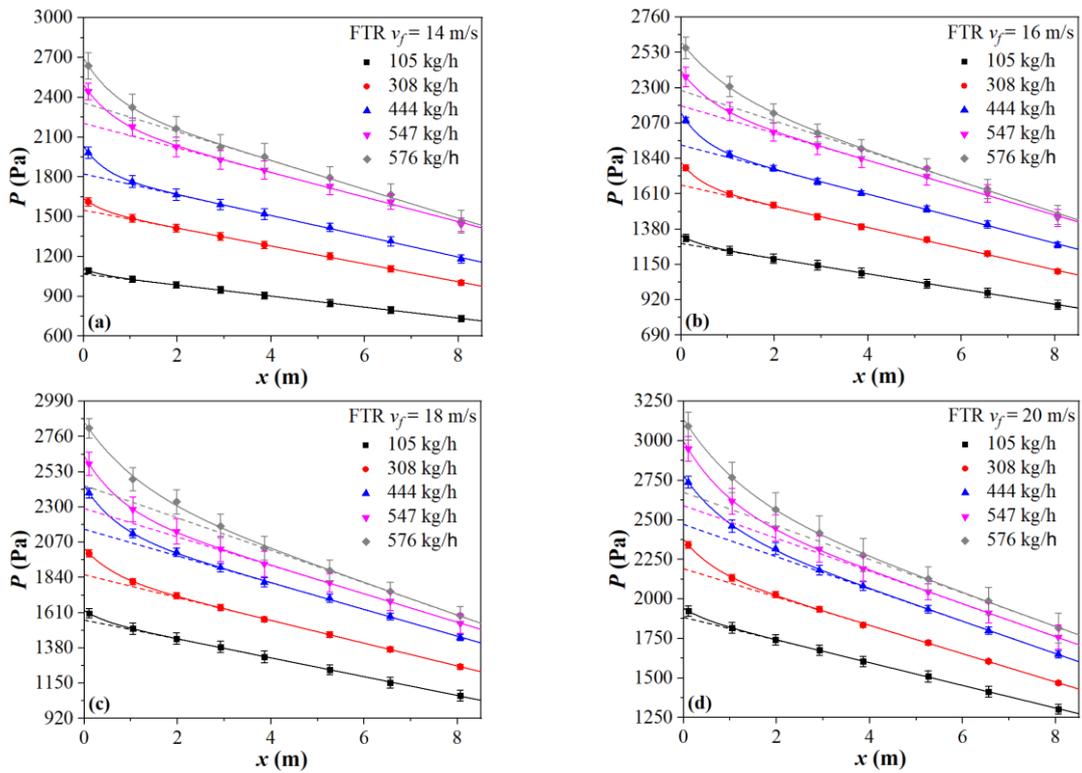


Figura 7.6: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o FTR em diferentes taxas mássicas de sólidos e condições de velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

Nas Figuras 7.2 a 7.6, é possível notar que, de modo geral, o aumento da taxa mássica de sólidos proporcionou o aumento da queda de pressão na linha, devido a uma maior concentração de partículas na seção transversal do duto, dificultando o escoamento do ar pela tubulação e aumentando o atrito das partículas com a parede. Além disso, é possível observar que a região exponencial das curvas se torna mais acentuada para as condições de maiores taxas mássicas de sólidos, indicando um maior comprimento da tubulação para as partículas alcançarem uma velocidade média constante, isto é, maior é o comprimento de aceleração.

As principais contribuições para a queda de pressão em escoamentos gás-sólido em tubulações horizontais são: a energia necessária para que a força de arrasto seja exercida sobre as partículas; perdas de momento e energia por colisões partícula-partícula e as perdas de momento e energia por colisões partícula-parede (PATRO; DASH, 2013). As colisões partícula-parede desempenham um papel essencial no processo de transporte de partículas, sendo a frequência das colisões diretamente responsável pela queda de pressão adicional associada à presença de sólidos no escoamento, como resultado das perdas envolvidas no processo de deformação (VÁSQUEZ et al., 2008).

O aumento da taxa mássica de sólidos aumenta o número de partículas na linha e, portanto, intensifica a frequência de colisões partícula-partícula e partícula-parede, proporcionando maiores perdas de energia e o aumento da queda de pressão no sistema (PATRO; PATRO; MURUGAN, 2014). Singh e Lo (2009) realizaram simulações DEM do escoamento gás-sólido e sugeriram que embora o número total de colisões aumente com o aumento da carga de partículas, o aumento do número de colisões partícula-partícula é maior do que o aumento de colisões partícula-parede.

A força de arraste do gás sobre as partículas possibilita o seu transporte ao longo da tubulação. Portanto, a velocidade do gás é um importante parâmetro a ser avaliado em escoamentos gás-sólidos. Nas Figuras 7.7 a 7.11 são apresentados os gráficos dos perfis de pressão estática ao longo do trecho horizontal para diferentes velocidades do ar, a taxa mássica de sólidos constante. Observa-se que a queda de pressão aumenta com o aumento da velocidade do gás, de forma similar ao que acontece nos escoamentos monofásicos.

À medida que a velocidade do ar decresce, ocorre a diminuição da queda de pressão na linha, em razão da redução do atrito fluido-parede e do aumento da retenção de sólidos. Com isso, o material passa a ser transportado mais próximo à base do tubo, devido à sedimentação gravitacional das partículas. Com a elevação da velocidade do ar, haverá o

aumento do atrito interno e do atrito fluido-parede, e maiores serão as perturbações do fluxo, proporcionando o aumento da queda de pressão no sistema (TAMBOURGI et al. 2011).

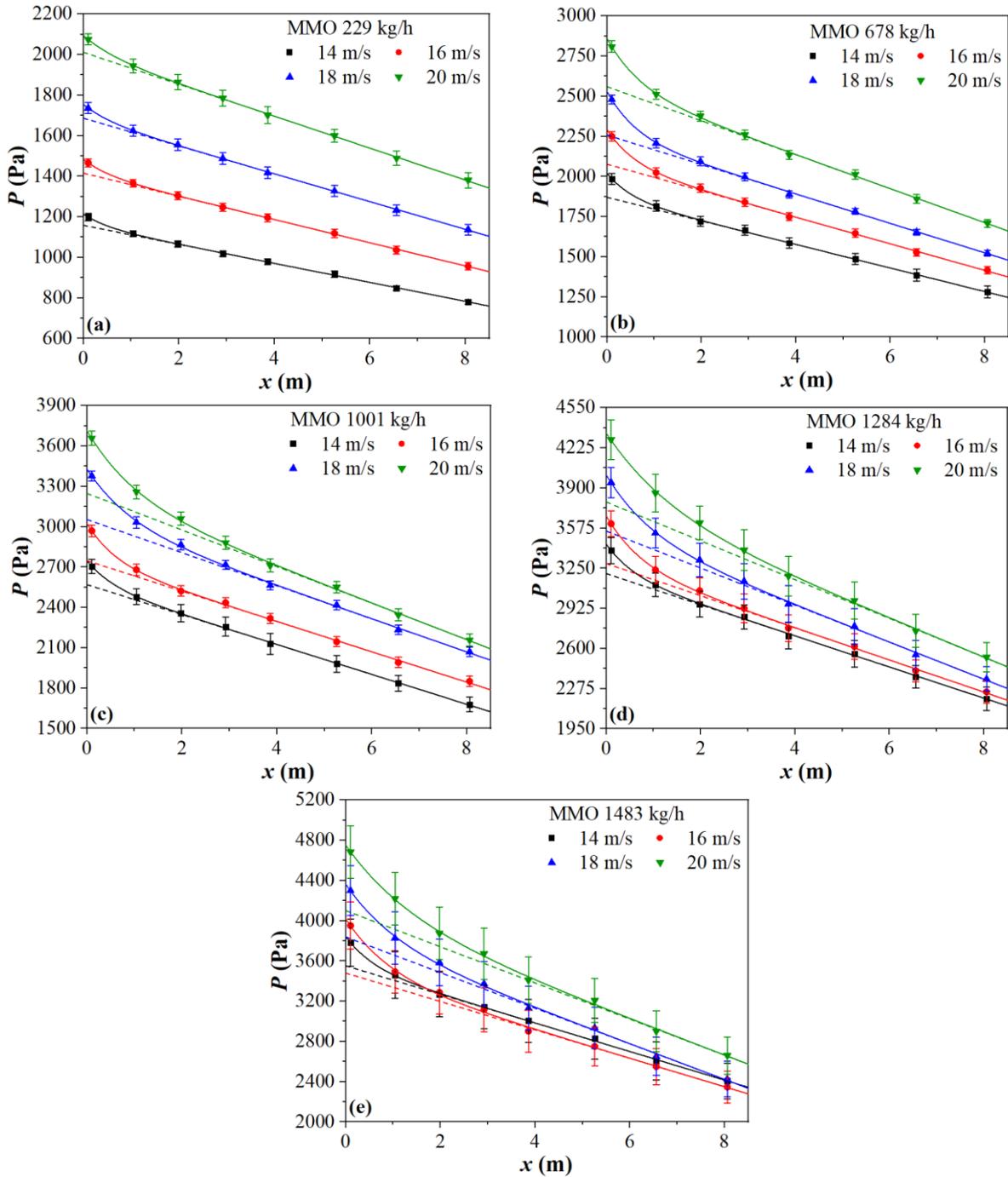


Figura 7.7: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o MMO em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 229 kg/h (a), 678 kg/h (b), 1001 kg/h (c), 1284 kg/h (d) e 1483 kg/h (e).

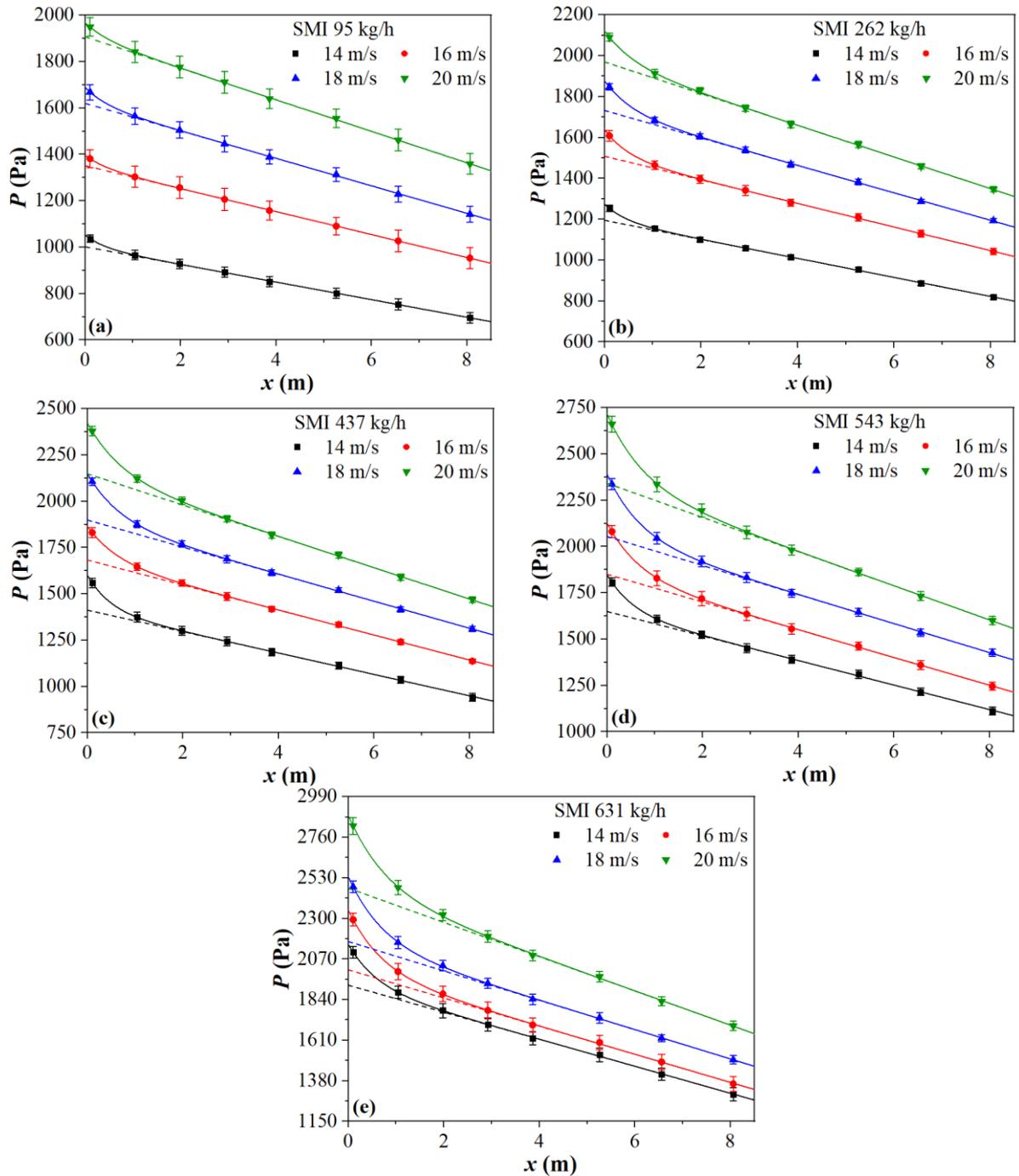


Figura 7.8: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o SMI em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 95 kg/h (a), 262 kg/h (b), 437 kg/h (c), 543 kg/h (d) e 631 kg/h (e).

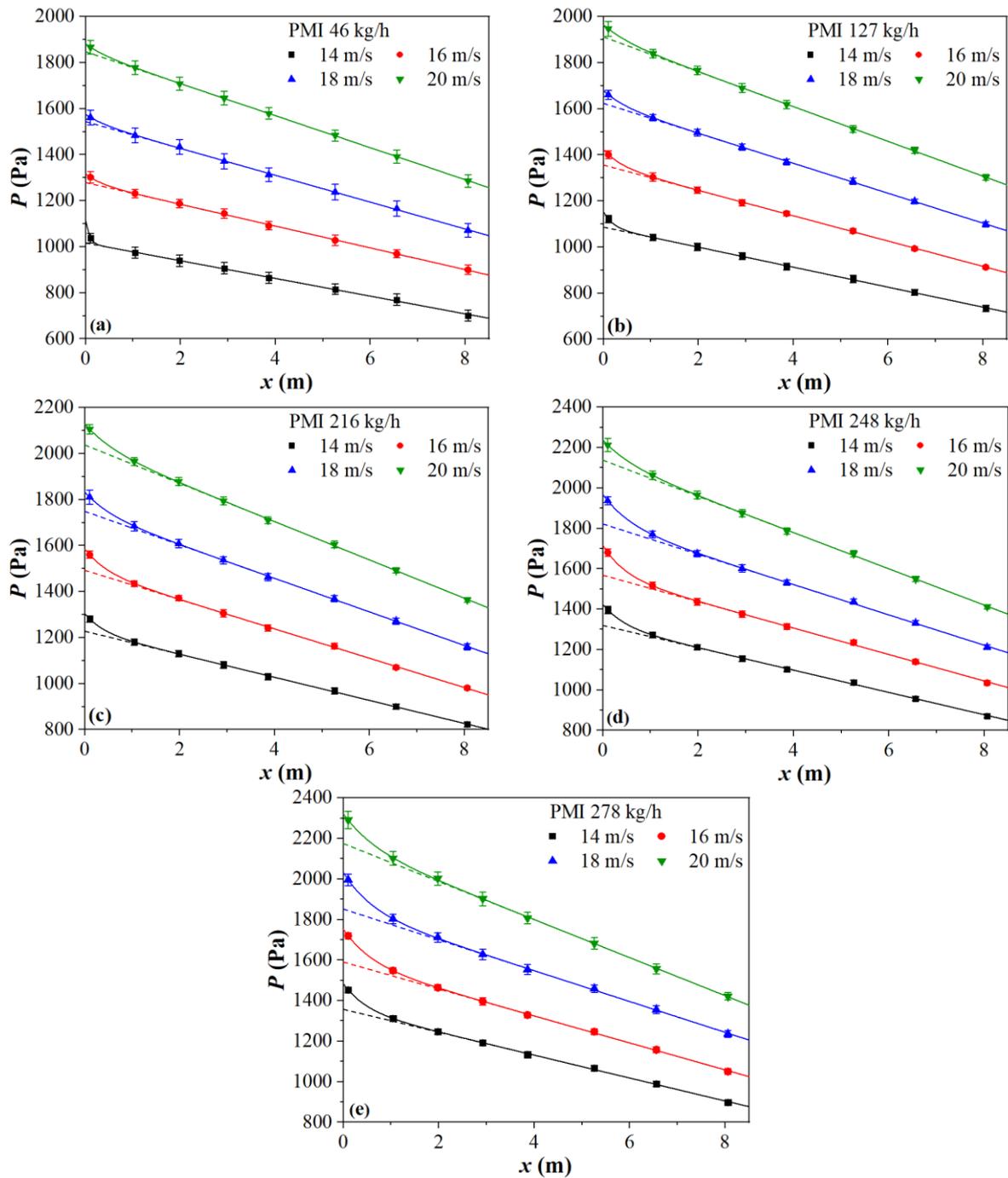


Figura 7.9: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a PMI em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 46 kg/h (a), 127 kg/h (b), 216 kg/h (c), 248 kg/h (d) e 278 kg/h (e).

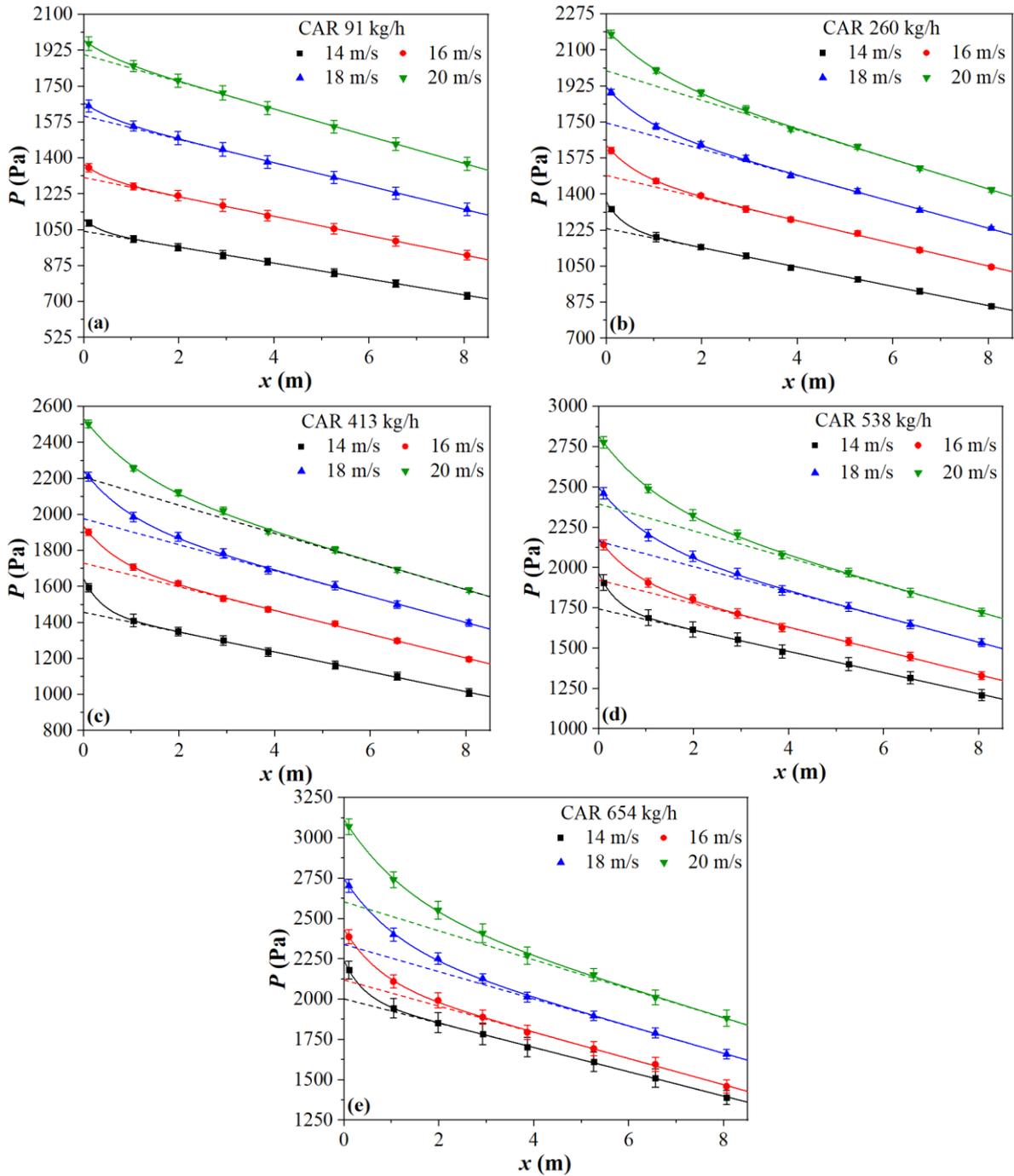


Figura 7.10: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para a CAR em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 91 kg/h (a), 260 kg/h (b), 413 kg/h (c), 538 kg/h (d) e 654 kg/h (e).

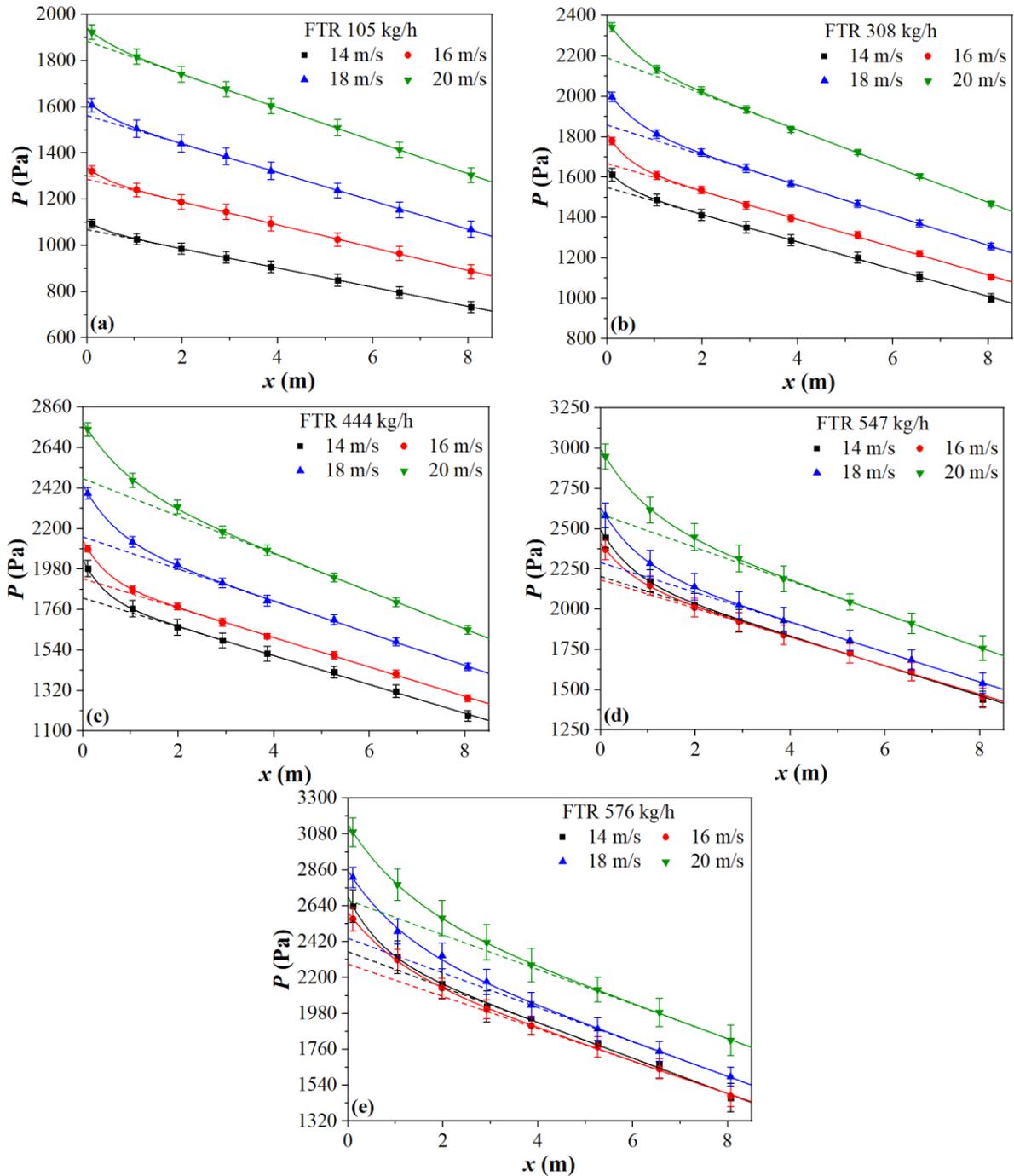


Figura 7.11: Pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal para o FTR em diferentes velocidades do ar, considerando uma taxa mássica de sólidos de 105 kg/h (a), 308 kg/h (b), 444 kg/h (c), 547 kg/h (d) e 576 kg/h (e).

A inércia das partículas aumenta com o aumento do seu diâmetro e densidade, principais responsáveis pela sedimentação de sólidos em fluxos horizontais. Com o aumento da inércia das partículas, mais energia é necessária para transportá-las, aumentando, assim, a queda de pressão (PATRO; DASH, 2014a). Este fato pode ter conferido ao milho moído maiores quedas de pressão no trecho horizontal em relação às demais biomassas avaliadas,

uma vez que este material apresentou maior diâmetro e densidade durante o processo de caracterização.

Nas Figuras 7.7 a 7.11, é possível notar que, de modo geral, para as condições de baixas rotações, ou seja, menores taxas mássicas de sólidos, houve uma menor variação na região exponencial entre as curvas referentes às diferentes velocidades do ar. Entretanto, à medida que a taxa assume valores maiores, a região exponencial se torna mais pronunciada, indicando, assim, que o aumento da velocidade do ar contribui para o aumento do comprimento de aceleração, sendo este comportamento menos expressivo para a palha de milho.

Cálculos precisos do comprimento de aceleração são cruciais para uma pré-avaliação e projeto de um sistema de transporte pneumático em fase diluída. Existem vários métodos para a medição do comprimento na região de aceleração. Monazam e Shadle (2008) mediram o comprimento de aceleração monitorando a fração de vazios ao longo da tubulação. O fim da zona de aceleração foi determinado quando a fração de vazios se tornava invariável. Uma forma comumente aplicada para medir o comprimento de aceleração é dada a partir da utilização de transdutores de pressão (TRIPATHI; LEVY; KALMAN, 2018; MARCUS; HILBERT.; KLINZING 1985; KONNO; SAITO 1969). Quando a pressão estática na linha diminui linearmente com o comprimento da tubulação, tem-se o início da zona de fluxo totalmente desenvolvido e o fim da zona de aceleração. Outro método de medição sugerido em estudos anteriores, é o rastreamento individual da velocidade das partículas a partir da utilização de câmeras de alta velocidade. Ao dividir a distância percorrida pelas partículas pelo tempo gasto, é possível estimar a sua velocidade e, conseqüentemente, a sua aceleração (SANTO et al., 2018a; SANTO et al., 2018b).

Neste trabalho, como as pressões estáticas foram determinadas por meio da utilização de transdutores de pressão, o comprimento de aceleração foi estimado segundo o trabalho de Tripathi, Levy e Kalman (2018), aproximando o termo exponencial da Equação (7.1) a zero. Seus valores estão disponíveis no Apêndice 5.

Nas Figuras 7.12 a 7.16 são apresentados os gráficos referentes à variação do comprimento de aceleração com a taxa mássica de sólidos e com a velocidade do ar transportador para cada biomassa.

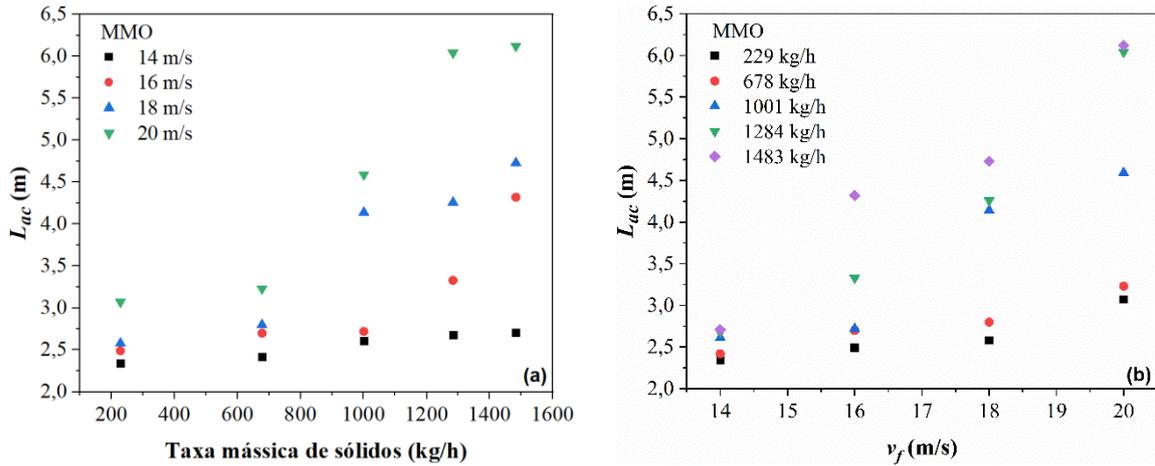


Figura 7.12: Comprimento de aceleração em função da taxa mássica de sólidos (a) e da velocidade do ar (b) para o MMO.

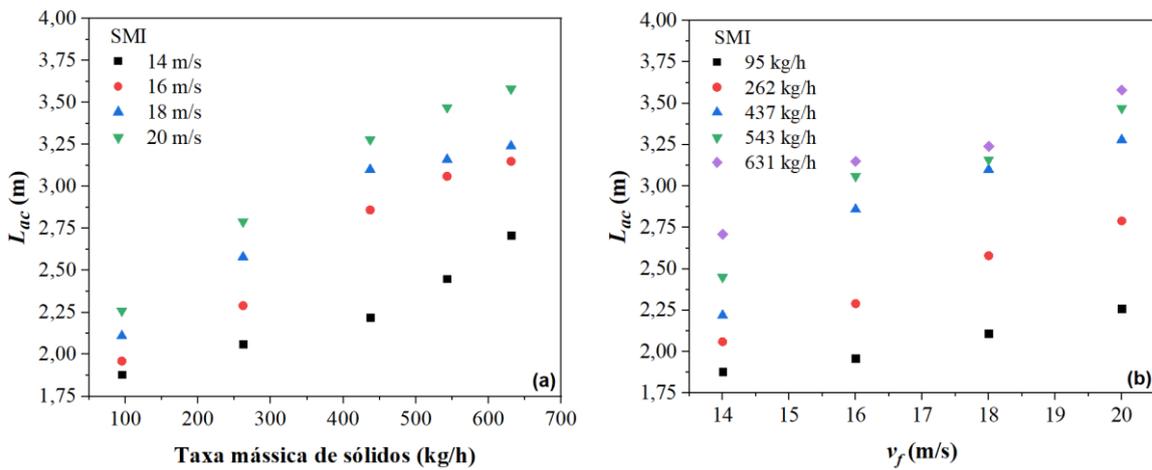


Figura 7.13: Comprimento de aceleração em função da taxa mássica de sólidos (a) e da velocidade do ar (b) para o SMI.

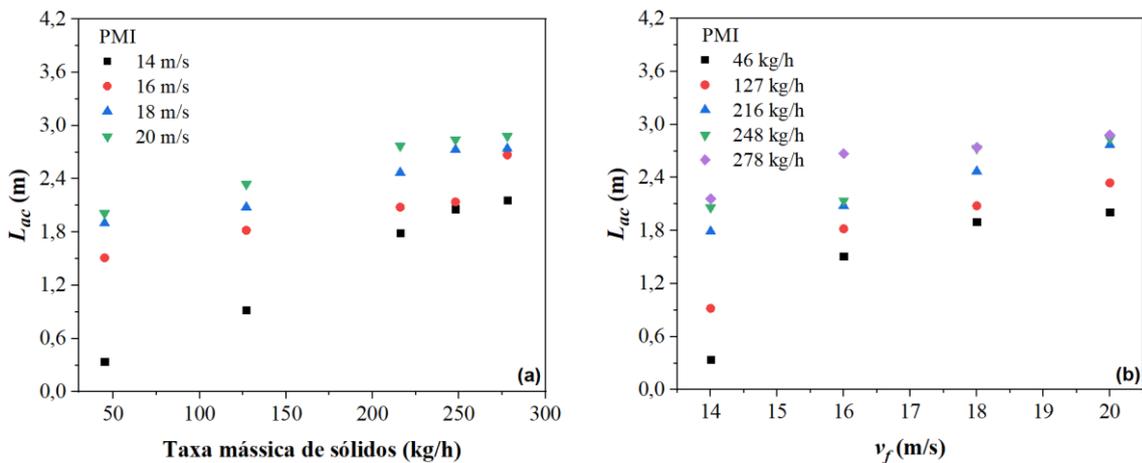


Figura 7.14: Comprimento de aceleração em função da taxa mássica de sólidos (a) e da velocidade do ar (b) para a PMI.

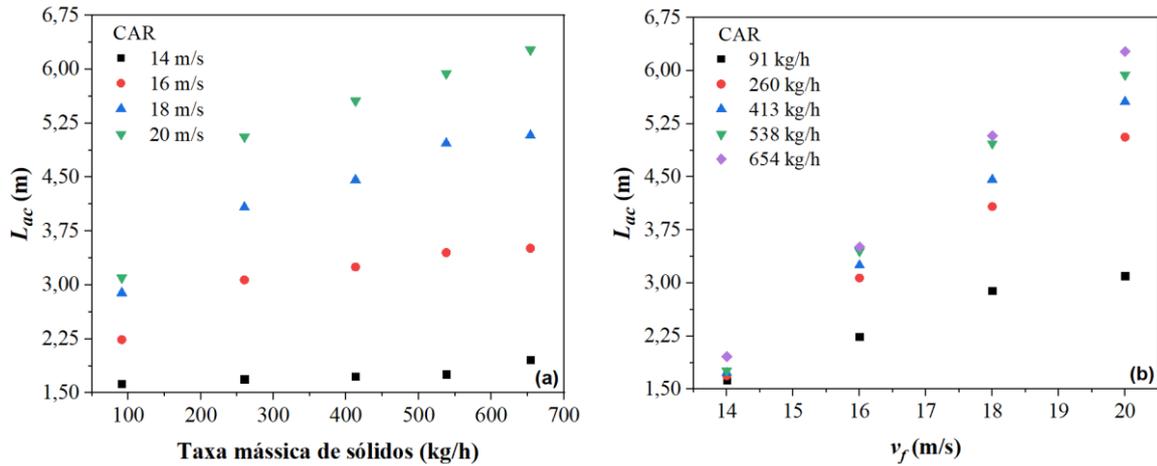


Figura 7.15: Comprimento de aceleração em função da taxa mássica de sólidos (a) e da velocidade do ar (b) para a CAR.

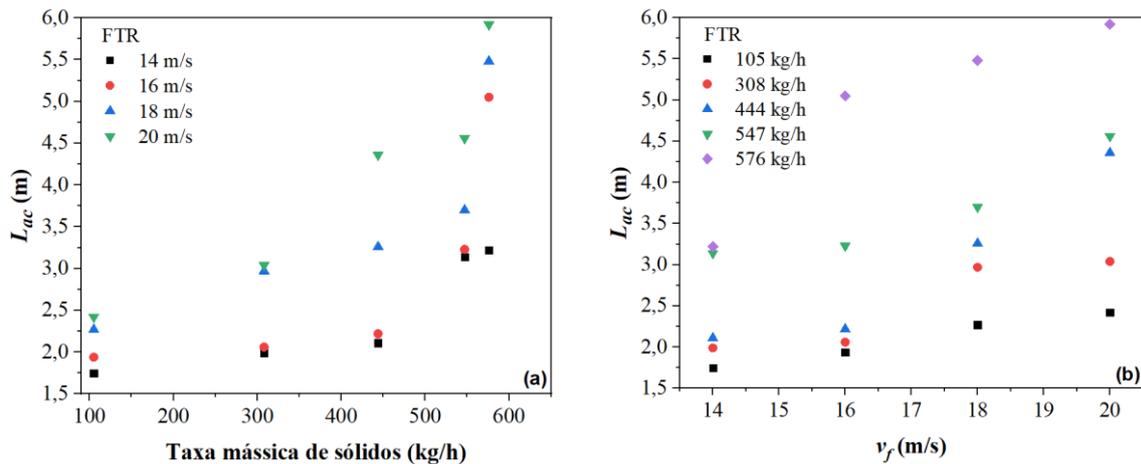


Figura 7.16: Comprimento de aceleração em função da taxa mássica de sólidos (a) e da velocidade do ar (b) para o FTR.

A palha de milho apresentou os menores valores de comprimento de aceleração para as condições operacionais avaliadas, o que possivelmente está associado à sua baixa densidade e menores cargas de sólidos em comparação aos demais materiais. De acordo com Patro e Dash (2014), para baixas cargas de sólidos e partículas muito finas, a região de aceleração de sólidos pode ser alcançada em uma distância tão pequena que o comprimento de aceleração pode ser considerado como o comprimento de entrada de um escoamento monofásico do fluido, apresentando um comportamento praticamente linear da curva de pressão estática por comprimento da tubulação.

De forma geral, neste estudo o comprimento de aceleração de partículas aumentou com aumento da velocidade do ar, da taxa mássica de sólidos e, conseqüentemente, da carga de sólidos. Santo et al. (2018a) ao transportarem esferas de alumina, vidro, zircônio, plástico,

poli-carbonato em formato cilíndrico, sal e arroz, também verificaram o aumento do comprimento da aceleração com o aumento da velocidade do ar.

Na literatura são apresentadas algumas correlações para a predição do comprimento de aceleração, conforme descrito na Seção 2.8. Quando os resultados obtidos na presente tese foram comparados aos calculados pelas correlações descritas, foram observadas grandes discrepâncias entre os seus valores. Este fato pode estar associado às diferenças de materiais e condições operacionais dos estudos em relação aos empregados neste trabalho. Além disso, a metodologia utilizada para a determinação do comprimento de aceleração em sistemas de transporte pneumático a partir dos perfis axiais de pressão estática ao longo do escoamento, apresenta imprecisões, principalmente pelo fato do perfil de pressão apresentar comportamento assintótico (LOPES, 2011).

Bovo e Ferreira (2004) apud Lopes (2011) realizaram um estudo com o objetivo de avaliar diferentes métodos de estimativa de L_{ac} . Para isso, na porção inicial de um leito pneumático com alimentador tipo parafuso helicoidal inclinado foram feitas medidas de pressão a cada 2 mm, dispostos na forma de um helicóide. As autoras concluíram que os métodos avaliados, baseados no princípio de identificação do trecho não linear do perfil de pressão, são recomendados para realizar estimativas de L_{ac} , nas situações em que a precisão não seja um requisito importante. Mostraram ainda que a utilização de correlações empíricas da literatura, como as de Rose e Duckworth (1969) e de Enick e Klinzing (1984), apresentaram resultados insatisfatórios, já que os valores encontrados para L_{ac} ultrapassaram o comprimento da tubulação do leito.

7.3.2. Classificação do Modo de Transporte Pneumático

A velocidade do ar ditará o regime de escoamento nos sistemas de transporte pneumático, apresentando grande influência na queda de pressão total da linha. Dessa forma, a partir da determinação da região de escoamento completamente desenvolvido, diagramas de estado foram construídos para a classificação do modo de transporte (fase diluída ou fase densa) de cada biomassa, nas condições operacionais avaliadas. Para isto, foram plotados gráficos da queda de pressão por comprimento em função da velocidade do ar, conforme apresentado na Figura 7.17.

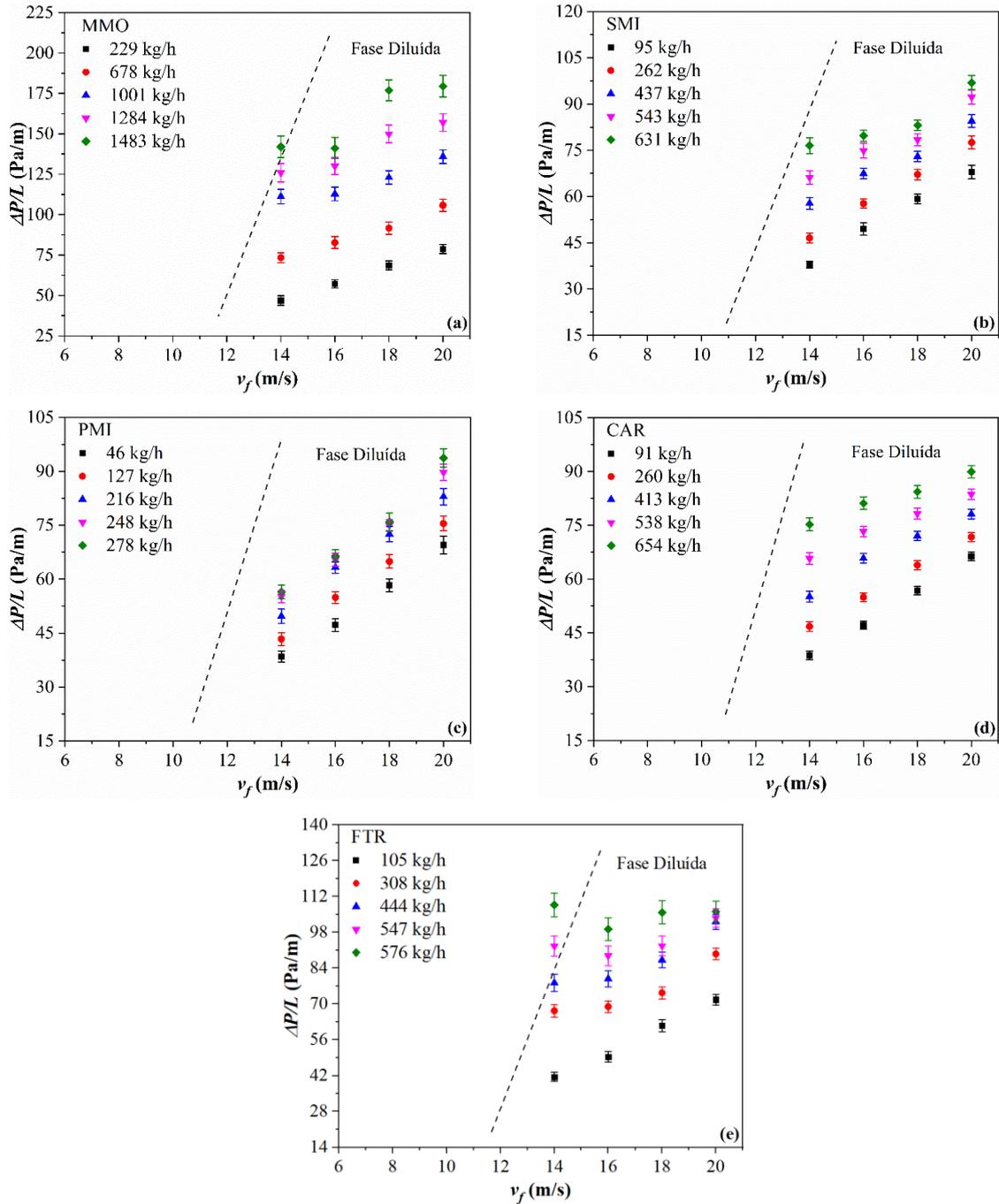


Figura 7.17: Diagrama de estado para o MMO (a), SMI (b), PMI (c), CAR (d) e FTR (e).

Conforme mostrado na Figura 7.17, para a maioria das condições operacionais avaliadas, o transporte das biomassas ocorreu em fase diluída. Entretanto, durante alguns testes experimentais foi observada a transição do escoamento em fase diluída para a fase densa, quando transportados o milho moído e o farelo de trigo em condições de baixa velocidade do ar e alta rotação da válvula rotativa, a qual proporciona maiores taxas mássicas de sólidos na linha. Este fato pode estar associado às maiores densidades dessas biomassas e maior coesividade do farelo trigo, os quais conferiram uma maior resistência das partículas

ao escoamento. Ma et al. (2010) e Hidayat e Rasmuson (2005) constataram que é necessária uma maior energia para transportar partículas mais pesadas, conseqüentemente, um aumento na densidade do material resulta no aumento da queda de pressão total do sistema de transporte pneumático.

Tendo em vista que as linhas pontilhadas dos gráficos da Figura 7.17 representam a velocidade mínima do ar em que foi observada a transição do escoamento em fase diluída para a fase densa, nota-se que o aumento na taxa mássica de sólidos proporcionou o aumento da velocidade mínima do ar para que o transporte ocorresse em fase diluída, estando de acordo com a literatura.

7.3.3. Previsão da Queda de Pressão em um Trecho Horizontal na Região de Fluxo Totalmente Desenvolvido

Para avaliar a previsibilidade das correlações de Yang (1974), Weber (1991), Michaelides (1987) e Patro e Dash (2014b), apresentadas na Seção 2.9, em relação à queda de pressão no trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido, os valores preditos foram comparados aos resultados experimentais, para todas as condições e materiais avaliados no estudo, conforme pode ser verificado na tabela presente no Apêndice 6. Como o modelo de Yang (1974) necessita de uma solução numérica, um código em Maple, desenvolvido por Lourenço (2019), foi utilizado para a determinação da queda de pressão, o qual se encontra apresentado no Apêndice 7.

Os resultados das previsões de queda de pressão das correlações para o milho moído foram dispostos da seguinte forma: na Figura 7.18 estão apresentados os gráficos de queda de pressão por comprimento em função da velocidade do ar, para taxa mássica de sólidos constante, e na Figura 7.19 estão dispostos os gráficos de queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos, para velocidade do ar transportador constante, todos avaliados na região de fluxo totalmente desenvolvido do trecho horizontal.

As correlações de Yang (1974) e Weber (1991) proporcionaram valores mais próximos dos resultados experimentais, apresentando um desvio médio de 12,87% e 16,67%, respectivamente, exibindo melhor desempenho para as condições de menores rotações da válvula rotativa, isto é, menores taxas mássicas de sólidos. Para as condições de maiores rotações, os desvios em relação aos dados experimentais se tornaram cada vez maiores, principalmente no que diz respeito às condições de maior rotação e baixa velocidade do ar, as quais proporcionaram maiores cargas de sólidos na linha.

As correlações analisadas são aplicáveis ao transporte em fase muito diluída, com fração volumétrica de sólidos da ordem de 10^{-3} ou inferior a esse valor. Dessa forma, elas não

apresentaram uma boa previsão para as condições com frações de sólidos mais elevadas, o que justifica os maiores desvios encontrados, principalmente para as condições associadas à transição do modo de escoamento.

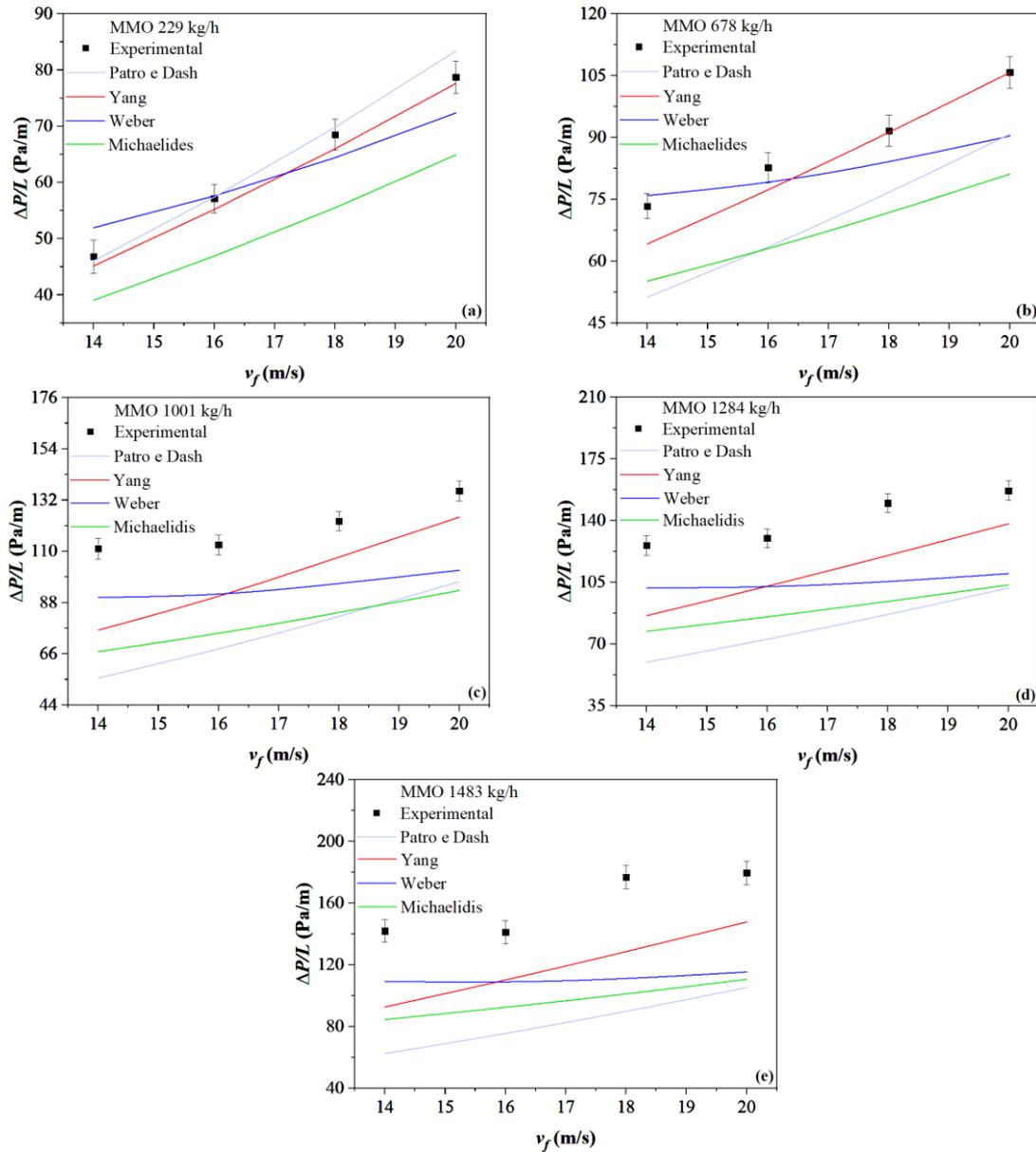


Figura 7.18: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o MMO a 229 kg/h (a), 678 kg/h (b), 1001 kg/h (c), 1284 kg/h (d) e 1483 kg/h (e).

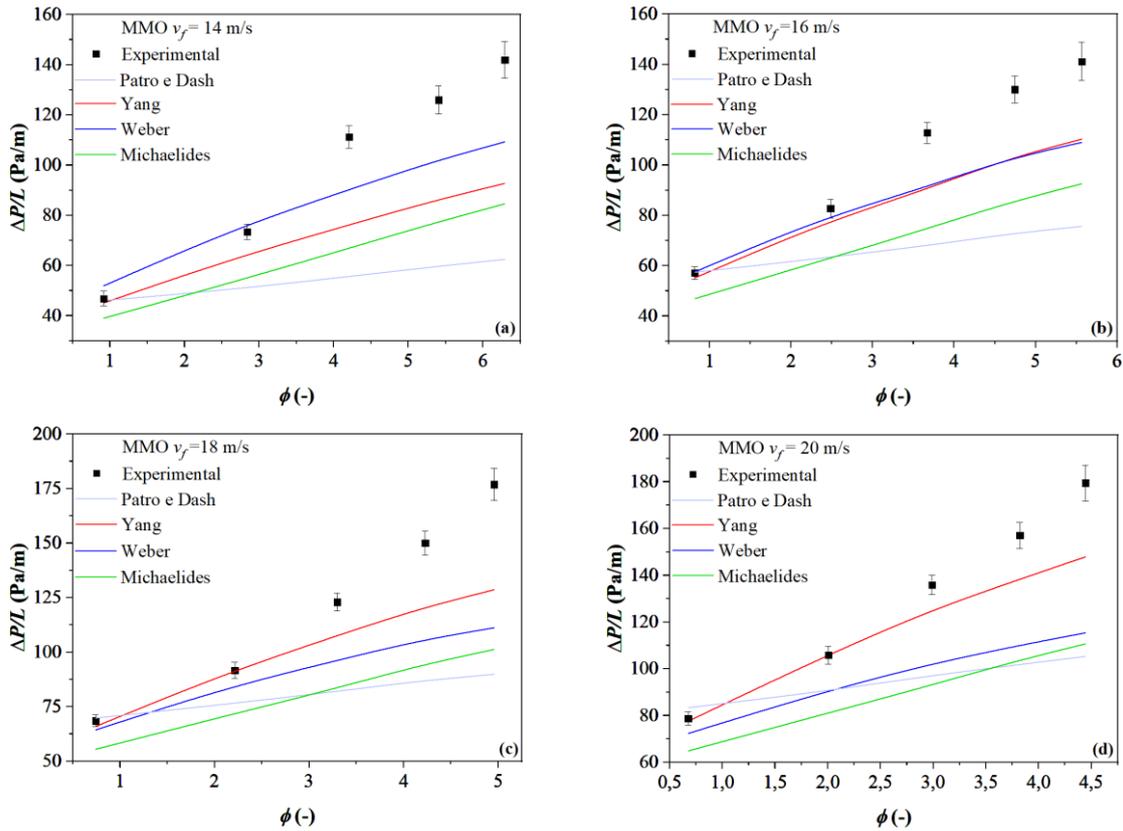


Figura 7.19: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de MMO, na velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

Assim como relatado por Lourenço (2019), apesar do modelo de Patro e Dash (2014b) considerar em seu equacionamento o efeito da carga de sólidos na previsão da queda de pressão, os resultados apresentados na Figura 7.19 mostram que somente para as condições de menor carga de sólidos os valores preditos se aproximaram dos dados experimentais. Como a correlação proposta pelos autores foi desenvolvida através da modelagem Euleriana, incorporando a teoria cinética para partículas granulares, os sólidos foram considerados esféricos. Entretanto, as biomassas são caracterizadas pela sua forma irregular, o que pode ter contribuído para a redução da sensibilidade da previsão da queda de pressão pelo modelo.

Os gráficos associados às demais biomassas se encontram apresentados no Apêndice 8. De modo geral, para o sabugo de milho, as correlações de Yang (1974) e de Weber (1991) foram as que proporcionaram resultados mais satisfatórios em relação aos dados experimentais, apresentando desvios médios de 5,95% e 4,62%, respectivamente. É importante destacar que, para as condições de maiores taxas mássicas de sabugo (437, 543 e 631 kg/h), a correlação de Weber (1991) proporcionou uma melhor previsão dos valores de queda de pressão.

No caso da palha de milho, para as condições de rotação de 15, 25 e 35 rpm, correspondentes às taxas mássicas de sólidos médias de 127, 216 e 248 kg/h, a correlação de Patro e Dash (2014b) proporcionou menores desvios em relação aos dados experimentais, enquanto que para a menor taxa mássica de sólidos, 46 kg/h, as correlações de Weber (1991) e de Yang (1974) apresentaram resultados mais próximos do esperado.

Para a casca de arroz, a correlação de Weber (1991) foi a que proporcionou os resultados mais satisfatórios, para todas as condições operacionais avaliadas, apresentando um desvio médio de 3,95% em relação aos dados experimentais.

Por fim, para o farelo de trigo, o modelo de Yang (1974) apresentou melhor correlação com os dados experimentais, para todas as condições operacionais avaliadas, com desvio médio de 8,98%. Vale ressaltar que os modelos avaliados não são adequados para o transporte pneumático de materiais em transição do modo de fluxo, o que justifica os elevados desvios obtidos para as condições de taxas mássicas de farelo de trigo de 547 e 576 kg/h e velocidade do ar de 14 m/s.

Para todos os materiais estudados, a correlação de Michaelides (1987) foi a que forneceu os resultados menos satisfatórios, não apresentando uma boa previsão da queda de pressão. Este fato pode estar associado às diferenças de condições operacionais (velocidade do ar, diâmetro da tubulação e carga de sólidos) e materiais empregados para o estabelecimento dessa correlação em relação aos adotados neste estudo, o que pode ter contribuído para o distanciamento dos valores esperados.

Na Tabela 7.1 são especificados os desvios médios obtidos pelas correlações para a previsão da queda de pressão por unidade de comprimento na região de fluxo totalmente desenvolvido, para todas as condições experimentais e biomassas avaliadas.

Tabela 7.1: Desvios médios das correlações para a previsão da queda de pressão por unidade de comprimento na região de fluxo totalmente desenvolvido para as diferentes biomassas.

Material	Yang (1974)	Weber (1991)	Patro e Dash (2014b)	Michaelides (1987)
MMO	12,87%	16,67%	29,19%	28,53%
SMI	5,95%	4,62%	11,56%	16,70%
PMI	8,19%	8,84%	9,58%	22,12%
CAR	9,24%	3,95%	12,49%	14,63%
FTR	8,98%	15,30%	21,94%	29,41%

Durante o transporte pneumático horizontal, as partículas podem apresentar diferentes comportamentos tais como saltar entre as paredes do tubo, rolar ou deslizar no fundo do tubo, ou ficar completamente suspensas no fluido transportador. Isso dependerá do tamanho, forma e densidade da partícula, bem como do diâmetro do tubo, das propriedades do fluido e da velocidade de transporte (YANG, 1974). Dessa forma, a consideração das propriedades da partícula e do fluido, das dimensões do equipamento e das condições operacionais, podem melhorar a previsibilidade da correlação para a queda de pressão em trechos horizontais. Apesar de na literatura ainda não existir uma correlação específica para a previsão da queda de pressão para o transporte pneumático de biomassas, para as condições de menores cargas de sólidos, os valores previstos pelas correlações de Yang (1974) e Weber (1991), conseguiram ter uma boa concordância com os resultados experimentais obtidos neste estudo.

7.4. Conclusão

A partir do estudo da queda de pressão no trecho horizontal, foi possível observar que o aumento da taxa mássica de sólidos proporcionou o aumento da queda de pressão na linha, devido a uma maior concentração de partículas na seção transversal do tubo, o que dificultou o escoamento do ar na linha e aumentou o atrito das partículas com a parede. Em relação à velocidade do ar, foi notado que para as condições de baixa velocidade houve a diminuição da queda de pressão, que pode estar associada à redução do atrito fluido-parede e ao aumento da retenção de sólidos. Com isso, o material passou a ser transportado mais próximo à base do tubo, devido à sedimentação gravitacional das partículas.

Através dos perfis de pressão estática ao longo do trecho horizontal, foi possível identificar as regiões de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido, possibilitando a determinação do comprimento de aceleração para cada material transportado e condição operacional avaliada. A partir dos dados obtidos foi possível concluir que o comprimento de aceleração aumenta com o aumento da velocidade do ar, da taxa mássica de sólidos e, conseqüentemente, da carga de sólidos.

Para a maioria das condições operacionais avaliadas, o transporte das biomassas ocorreu em fase diluída. Em algumas condições, quando o milho moído e o farelo de trigo foram transportados em baixa velocidade do ar e alta taxa mássica de sólidos na linha, foi observada a transição do escoamento em fase diluída para a fase densa. Este fato pode estar associado às maiores densidades dessas biomassas e à maior coesividade do farelo de trigo,

os quais conferiram uma maior resistência das partículas ao escoamento, desencadeando no aumento da queda de pressão total do sistema de transporte pneumático.

Ao avaliar a previsibilidade das correlações de Yang (1974), Weber (1991), Michaelides (1987) e Patro e Dash (2014b) em relação à queda de pressão no trecho horizontal na região de escoamento completamente desenvolvido, foi possível concluir que, de modo geral, o modelo de Michaelides (1987) apresentou os maiores desvios para todas as condições operacionais e materiais avaliados. Já a correlação de Yang (1974) apresentou resultados satisfatórios, principalmente para as condições de menores rotações da válvula rotativa, isto é, menores taxas mássicas de sólidos, exibindo desvios médios de 12,87%, 5,95%, 8,19%, 9,24% e 8,98% para o MMO, SMI, PMI, CAR e FTR, respectivamente. Como as correlações analisadas são aplicáveis ao transporte pneumático em fase muito diluída, para as condições de altas cargas de sólidos, não houve uma previsão satisfatória das quedas de pressão, principalmente aquelas associadas ao transporte do milho moído, o que justifica os maiores desvios encontrados entre os valores preditos e os experimentais.

CAPÍTULO 8

ESTUDO NUMÉRICO DO TRANSPORTE PNEUMÁTICO DE BIOMASSAS EM TRECHO HORIZONTAL

As simulações fluidodinâmicas de sistemas multifásicos são ferramentas essenciais para melhorar a compreensão a respeito dos fenômenos físicos e das variáveis envolvidas em um processo, uma vez que algumas grandezas são difíceis de serem mensuradas experimentalmente. Como as soluções computacionais estão se tornando menos dispendiosas e mais confiáveis, a utilização de técnicas de modelagem viáveis para auxiliar nos projetos de sistemas de transporte pneumático tem se tornado cada vez mais comum. Tendo isso em vista, neste capítulo será apresentado o estudo numérico da fluidodinâmica no sistema de transporte pneumático de biomassas no trecho horizontal.

8.1. Malha Computacional

Como a unidade piloto de transporte pneumático utilizada neste estudo possui uma grande extensão e o foco do trabalho está na avaliação do transporte horizontal de biomassas em fase diluída, apenas uma região da unidade foi adotada para a realização do estudo numérico. Esta corresponde a um trecho vertical de 0,5 m, uma curva com raio de curvatura de 0,3 m e um trecho horizontal de 8,06 m, de acordo com a posição da última tomada de pressão apresentada na Figura 3.2. A curva foi avaliada com o intuito de descrever melhor o comportamento das partículas, uma vez que ela é responsável pela mudança de direção da trajetória do escoamento gás-sólido. Dessa forma, com o auxílio do *software* Gambit 2.4.6, foi construída uma malha tridimensional estruturada com células hexaédricas, Figura 8.1, com as mesmas dimensões do equipamento experimental.

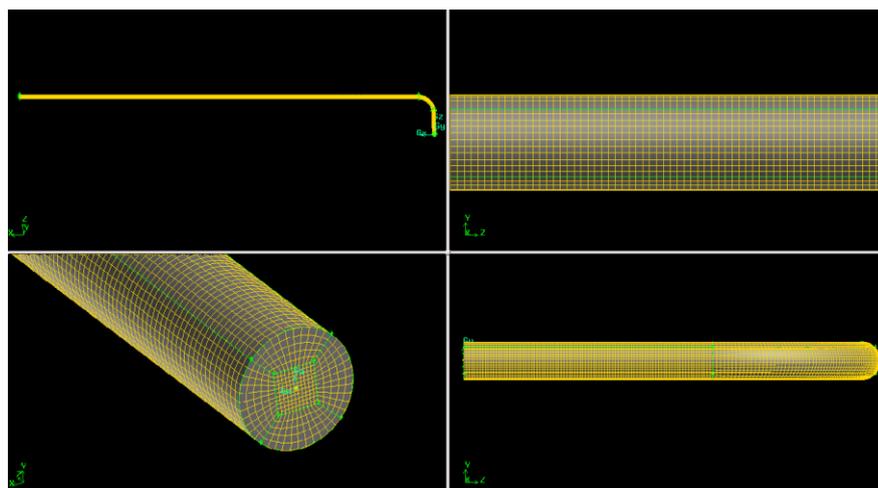


Figura 8.1: Malha computacional adota no estudo numérico.

Uma simulação bem sucedida é caracterizada por dois aspectos: a convergência da solução e a independência de malha. A convergência de uma solução é monitorada pelos chamados resíduos (medidas da conservação geral das propriedades de fluxo), que devem apresentar valores inferiores ao limite estipulado pelo usuário. Por outro lado, a independência de malha é um procedimento sucessivo de refino de uma malha inicialmente grosseira, até que a variação das respostas entre as malhas seja mínima ou nula (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007). Tendo isso em vista, para o teste de independência de malha deste trabalho foram adotadas malhas hexaédricas com 253.440, 583.110 e 1.342.245 células, as quais foram classificadas como grosseira, média e refinada, respectivamente. Conforme pode ser observado na Tabela 8.1, as pressões estáticas previstas ao longo do trecho horizontal não variaram muito com o número de células. Como a geometria simulada apresenta uma extensão considerável e os desvios entre os valores de pressão obtidos pela malha refinada e a malha média foram inferiores a 1%, optou-se pela utilização da malha média por proporcionar um menor esforço computacional.

Tabela 8.1: Teste de independência de malha.

	Grosseira	Média	Refinada
P1 (Pa)	1787,84	1824,92	1828,06
P2 (Pa)	1601,75	1639,88	1644,00
P3 (Pa)	1546,80	1575,27	1584,50
P4 (Pa)	1484,66	1509,10	1520,13
P5 (Pa)	1425,06	1439,80	1451,43
P6 (Pa)	1317,29	1333,26	1344,85
P7 (Pa)	1225,81	1231,46	1242,42
P8 (Pa)	1137,26	1137,17	1137,12

Para a construção de uma malha, é de extrema importância que as células próximas à parede sejam devidamente dimensionadas para garantir uma simulação precisa do campo de fluxo, permitindo a identificação da formação da camada limite e a correta quantificação dos efeitos viscosos inerentes a esta região.

O parâmetro y^+ (*y plus*) representa a distância adimensional do primeiro nó da malha em relação à parede, sendo frequentemente utilizado para descrever o quão grosseira ou refinada é uma malha para um padrão de fluxo específico. Dependendo do modelo de turbulência a ser utilizado, a exigência de distância mínima pode variar. No caso do modelo de Turbulência $k-\varepsilon$, que foi adotado neste estudo, uma malha de alta resolução pode ser obtida quando $30 < y^+ < 300$ (MIAO et al., 2019), critério que garante que o perfil de velocidade e o formato da camada limite sejam desenvolvidos corretamente, e que foi atendido pelas malhas confeccionadas. O valor de y^+ pode ser determinado a partir da Equação (8.1).

$$y^+ = \frac{\rho_f y u_t}{\mu} \quad (8.1)$$

Sendo y a distância do primeiro ponto da malha adjacente à parede e u_t é a velocidade de atrito, a qual pode ser definida como:

$$u_t = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_f}} \quad (8.2)$$

em que τ_w é a tensão de cisalhamento na parede.

8.2. Qualidade da Malha

A disposição e forma dos elementos de uma malha afetam diretamente a acurácia da solução, a taxa de convergência numérica e o tempo computacional necessário. Desta forma, a geração de uma malha de alta qualidade se torna de suma importância na solução de um problema de CFD.

Diferentes parâmetros podem avaliar certas características dos volumes de controle na malha. A grande maioria está associada ao formato geométrico do volume e à conectividade com seus vizinhos. Outros parâmetros estão relacionados com a quantidade de volumes e a transição entre eles em uma dada região do domínio de solução. Estes parâmetros usualmente são chamados de métricas da malha, tendo como destaque a razão de aspecto (*aspect ratio*), assimetria ou distorção (*skewness*) e a ortogonalidade (*orthogonality*).

A razão de aspecto está relacionada ao grau de alongamento/deformação dos elementos da malha, podendo ser determinada através da relação entre as áreas máxima e mínima das superfícies de todos os elementos. Idealmente, o seu valor deve ser igual a 1 para garantir os melhores resultados. Valores muito altos da razão de aspecto podem induzir erros inadmissíveis na previsão numérica do escoamento do fluido nas faces das células. Dessa forma, recomenda-se que o seu valor máximo seja inferior a 100 (MARQUARDT, 2019; RIBEIRO, 2012). A máxima razão de aspecto da malha utilizada neste estudo foi de 4,63, valor que está dentro dos critérios utilizados para garantir a sua boa qualidade.

De acordo com “ANSYS Fluent User’s Guide” (2010), a assimetria ou *skewness* é uma das principais medidas de qualidade para uma malha e determina o quão perto do ideal (isto é, equilátero ou equiangular) uma face ou uma célula se encontra. O valor 0 indica uma célula equilátera (melhor) e o valor 1 indica uma célula completamente degenerada (pior). Células degeneradas (*slivers*) são caracterizadas por nós que são quase coplanares (ou colineares em 2D) e podem facilmente diminuir a precisão e desestabilizar a solução. Portanto, faces e células altamente distorcidas devem ser evitadas.

A Tabela 8.2 fornece um guia geral para a relação entre o *skewness* e a qualidade das células. No caso das malhas 3D, a maioria das células deve ser de boa qualidade ou melhor, mas uma pequena porcentagem geralmente estará na faixa razoável e haverá até mesmo algumas células pobres.

Tabela 8.2: Relação entre *skewness* e qualidade da célula.

<i>Skewness</i>	Qualidade da célula
1	Degenerada
0,9 – <1	Ruim
0,75 – 0,9	Pobre
0,5 – 0,75	Razoável
0,25 – 0,5	Boa
> 0 – 0,25	Excelente
0	Equilátera

Fonte: Adaptado de ANSYS Meshing User's Guide (2010).

Geralmente é recomendado que a malha apresente um valor máximo de *skewness* inferior a 0,95 e valor médio significativamente menor, uma vez que valores superiores podem levar a dificuldades de convergência e prejudicar a acurácia dos resultados (ANSYS Fluent User’s Guide, 2016).

Para a malha utilizada neste estudo, 88,27% das células apresentaram *skewness* entre 0 e 0,25, 9,43% entre 0,25 e 0,5 e 2,3% entre 0,5 e 0,75, isto é, nenhum dos elementos possuíram valor superior a 0,75, destacando uma boa qualidade da malha gerada.

A ortogonalidade diz respeito ao alinhamento dos vetores normais às faces do elemento com os vetores dos centroides do elemento e dos seus vizinhos. Quanto mais desalinhados, pior a qualidade (LOURENÇO, 2019). Em outras palavras, o conceito de ortogonalidade da malha está associado ao quanto os ângulos entre faces de elementos ou entre arestas de elementos adjacentes estão próximos de um ângulo ótimo, 90° para elementos com faces quadrilaterais e 60° para elementos com faces triangulares (VENTURIN, 2014). As piores células terão uma qualidade ortogonal mais próxima de 0 e as melhores mais próximas de 1.

Na Tabela 8.3 é apresentado o espectro mais baixo permitido para os critérios de qualidade ortogonal, sendo o valor mínimo aceitável de 0,15.

Tabela 8.3: Espectro de qualidade ortogonal da malha.

Inaceitável	Ruim	Aceitável	Bom	Muito Bom	Excelente
0 – 0,001	0,001 – 0,14	0,15 – 0,20	0,20 – 0,69	0,70 – 0,95	0,95 – 1

Fonte: Charco (2018), Wibowo et al. (2018).

A qualidade ortogonal mínima entre os elementos da malha gerada neste trabalho foi de 0,77, indicando que ela apresenta uma qualidade muito boa.

8.3. Infraestrutura Computacional

Para a simulação dos casos estudados foram utilizados dois computadores com sistema operacional Windows 64 bits. As configurações de cada um deles estão destacadas na Tabela 8.4.

Tabela 8.4: Especificação dos computadores utilizados nas simulações.

Computador	Memória	Processador	Núcleos	Placa de vídeo
1	32.0 GB	2 x Processador Intel® Xeon® E5-2620 v4 @ 2.10GHz	24	Onboard
2	32.0 GB	2 x Processador Intel® Xeon® E5-2620 v4 @ 2.10GHz	24	Onboard

8.4. Condições Numéricas Utilizadas nas Simulações

Para todas as simulações Eulerianas realizadas, foi utilizado o resolvidor numérico Fluent[®], versão 14.0. A modelagem matemática empregada pode ser observada na Tabela 8.5, enquanto os métodos numéricos utilizados para a solução das equações estão dispostos na Tabela 8.6.

Tabela 8.5: Modelagem Matemática.

Modelo Multifásico	Euleriano Granular
Modelo de Turbulência	RNG ($k-\varepsilon$) - <i>Dispersed</i>
Modelo de Arraste	Gisdaspow (1992)
Modelo <i>Lift</i>	Saffman-Mei (1965,1968)
Pressão de Sólidos	Lun et al. (1984)
Função de Distribuição Radial	Lun et al. (1984)
Viscosidade Granular	Gisdaspow (1992)
Viscosidade Granular <i>Bulk</i>	Lun et al. (1984)
Coefficiente de Restituição	$e_{ss} = 0,9$

Tabela 8.6: Métodos de Solução.

Acoplamento Pressão - Velocidade	<i>Phase Coupled SIMPLE (PCSIMPLE)</i>
	Gradiente:
	<i>LEAST SQUARES CELL BASED</i>
	Momento:
	<i>SECOND ORDER UPWIND</i>
	Fração Volumétrica (α):
	<i>QUICK</i>
	Energia Cinética Turbulenta (k):
	<i>SECOND ORDER UPWIND</i>
	Taxa de Dissipação Turbulenta (ε):
	<i>SECOND ORDER UPWIND</i>
Passo de tempo (<i>time step</i>)	10^{-4} s
Critério de Convergência	10^{-3}
Tempo de Simulação (<i>Flow time</i>)	100 s

Em cada simulação foram especificadas como condições de contorno de entrada os valores das velocidades do ar e da partícula, que foram considerados iguais, e a fração volumétrica de sólidos, que foi determinada de acordo com a Equação 8.1. Como condição de saída, foi empregada a pressão estática na última tomada de pressão do trecho horizontal de 9 m (P8 da Figura 3.2). Já na parede, adotou-se a condição de não deslizamento (*no-slip*) para a fase gasosa.

$$\alpha_s = \frac{\phi v_f \rho_f}{v_s \rho_s + \phi v_f \rho_f} \quad (8.1)$$

Como sugerido no trabalho de Wang et al. (2017), o limite máximo de empacotamento do material foi redefinido para se adequar às condições reais de fluxo no sistema de transporte pneumático, de acordo com a Equação 8.2.

$$\alpha_{s,max} = \frac{\rho_{bc}}{\rho_s} \quad (8.2)$$

8.5. Influência do Coeficiente de Especularidade

A maior parte da queda de pressão no fluxo gás-sólido está associada à perda de momento das partículas ao colidirem com as paredes do tubo e devido ao atrito. O coeficiente de especularidade (ϕ_e) é um parâmetro associado à fração de momento tangencial perdida em colisões partícula-parede, utilizado na modelagem Euleriana para determinar a quantidade de energia gasta devido à colisão (PATRO; DASH, 2014b; PATRO; DASH, 2014c). O valor deste coeficiente pode variar de 0 a 1, dependendo da natureza das colisões e da rugosidade da parede. Um coeficiente de especularidade igual a 0 caracteriza uma colisão perfeitamente especular e uma condição de parede extremamente lisa, garantindo um deslizamento total do sólido sobre ela, enquanto que para o coeficiente de especularidade igual a 1, a colisão partícula-parede é perfeitamente difusa e considera-se uma parede extremamente rugosa (NASCIMENTO, 2018).

O coeficiente de especularidade depende de muitos fatores, tais como do material, rugosidade, inclinação e geometria das paredes do tubo e das propriedades das partículas a serem transportadas (ZHU et al., 2004; PATRO; DASH, 2014b). Este parâmetro não pode ser determinado experimentalmente e não existem valores genéricos disponíveis na literatura para representá-lo. A melhor maneira de prever o seu valor é comparando as previsões numéricas com os dados experimentais (PATRO; DASH, 2014b; PATRO; DASH, 2014c; ARIYARATNE; RATNAYAKE; MELAAEN, 2018). Dessa forma, diferentes valores de coeficientes de especularidade foram investigados, adotando-se como condição o transporte

do sabugo de milho, à velocidade do ar de 16 m/s e rotação da válvula rotativa de 25 rpm, correspondente à taxa mássica de sólidos de 437 kg/h, conforme apresentado na Figura 8.2.

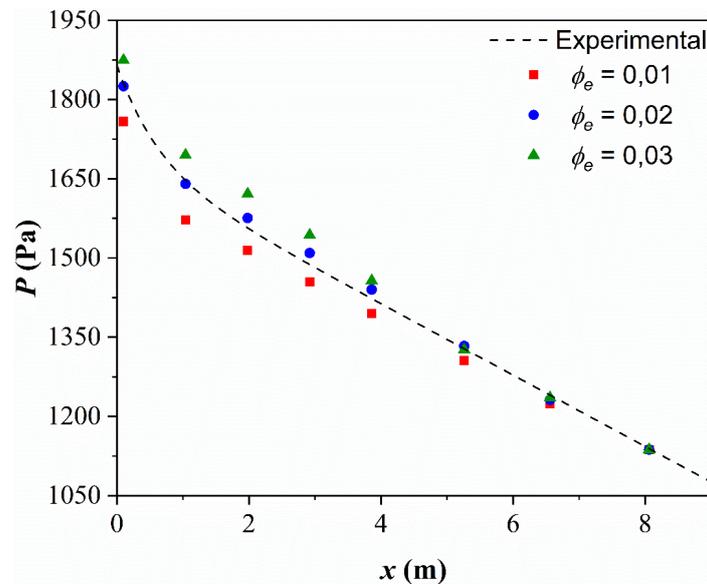


Figura 8.2: Calibração do coeficiente de especularidade.

Observa-se que apesar dos valores do coeficiente de especularidade serem submetidos a pequenas variações, este parâmetro desempenhou um papel significativo na previsão numérica da queda de pressão do escoamento gás-sólido. Além disso, houve uma melhor concordância dos dados simulados com os experimentais quando $\phi_e = 0,02$.

8.6. Validação Numérica para a Previsão da Pressão Estática ao Longo do Trecho Horizontal

A partir da simulação numérica referente ao transporte do sabugo de milho, à velocidade do ar de 16 m/s e taxa mássica de sólidos de 437 kg/h, dados de pressões estáticas ao longo do comprimento horizontal foram coletados durante um tempo de 100 s.

Na Figura 8.3 é apresentada a variação do valor da pressão estática P1 (tomada de pressão sinalizada na Figura 3.2) ao longo do tempo. Apesar do valor médio da pressão ter estabilizado em um tempo bem inferior a 100 s, foi necessário um tempo maior para que a fração volumétrica de sólidos na tubulação entrasse em regime permanente. Comportamento similar foi verificado para as outras tomadas de pressão no trecho horizontal.

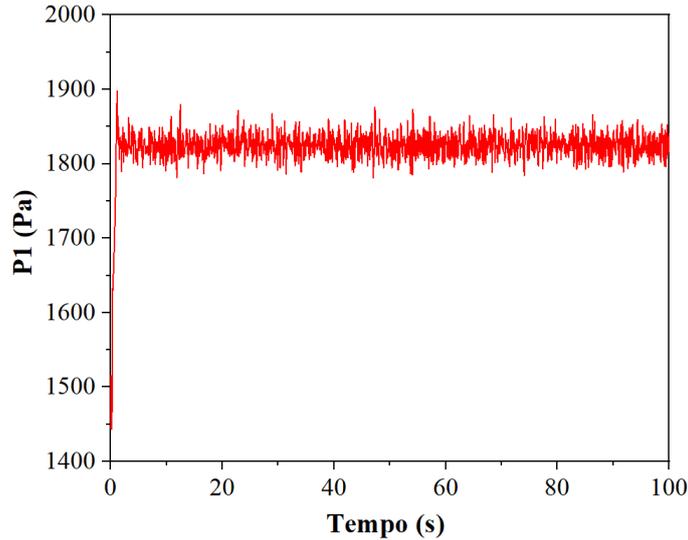


Figura 8.3: Pressão estática P1 ao longo do tempo.

Ao comparar os resultados experimentais e os simulados do perfil de pressão estática ao longo do comprimento, Figura 8.4, verifica-se que o modelo numérico (CFD) tem uma boa concordância com os dados experimentais, apresentando desvio médio de 0,71%, sendo, portanto, uma alternativa viável para a previsão da queda de pressão no sistema de transporte pneumático horizontal de biomassas em fase diluída.

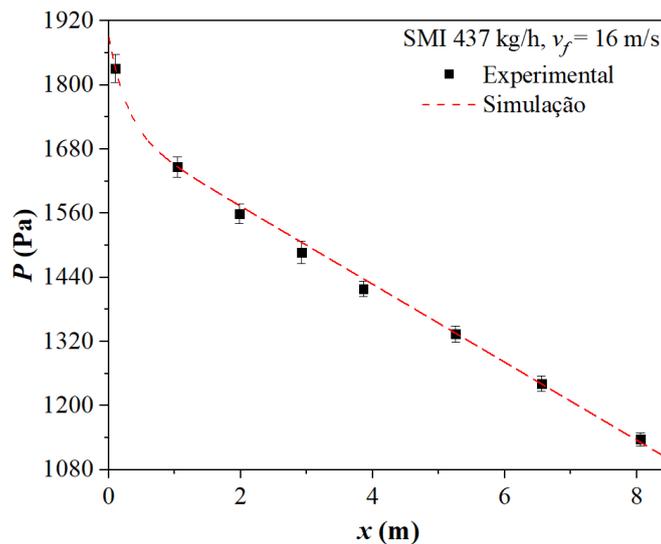


Figura 8.4: Comparação dos resultados numéricos e experimentais do perfil de pressão estática ao longo do comprimento.

Analisando a fração volumétrica de sólidos após 100 s de simulação (Figuras 8.5 e 8.6), observa-se que após a curva existe uma região de maior concentração de sólidos na parte superior da tubulação com a brusca mudança de direção do escoamento gás-sólido da direção vertical para a horizontal. Posteriormente, o material particulado passa a ser transportado mais

próximo a base da tubulação e permanece com esse comportamento ao longo de todo o comprimento.

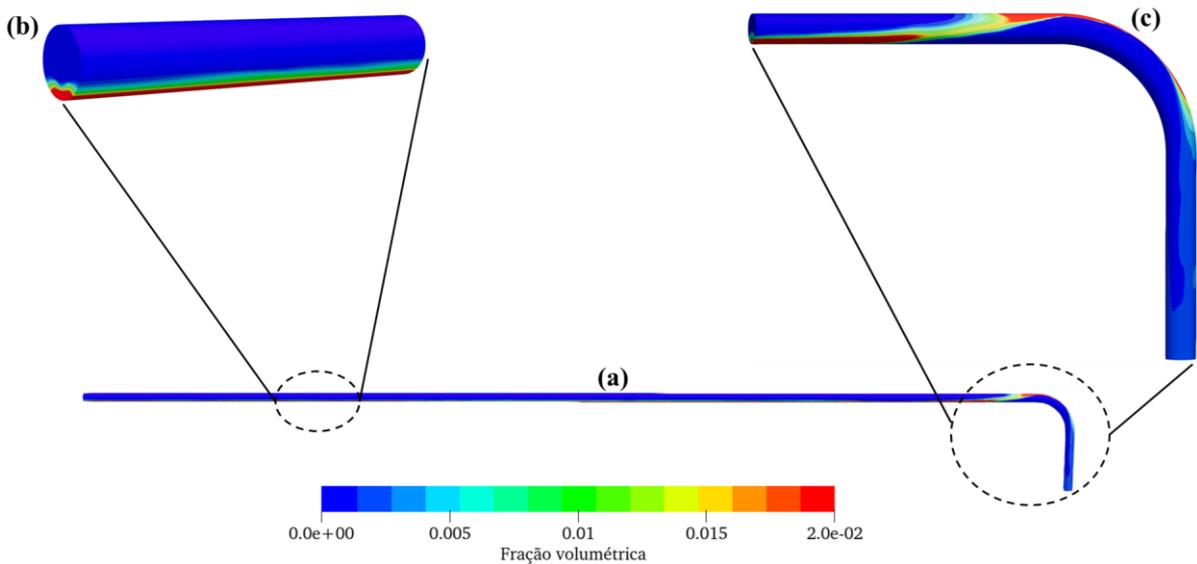


Figura 8.5: Distribuição de fração volumétrica do sabugo de milho ao longo da linha de transporte pneumático, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidade do ar de 16 m/s, em toda geometria (a), em um trecho do duto horizontal (b) e na curva (c).

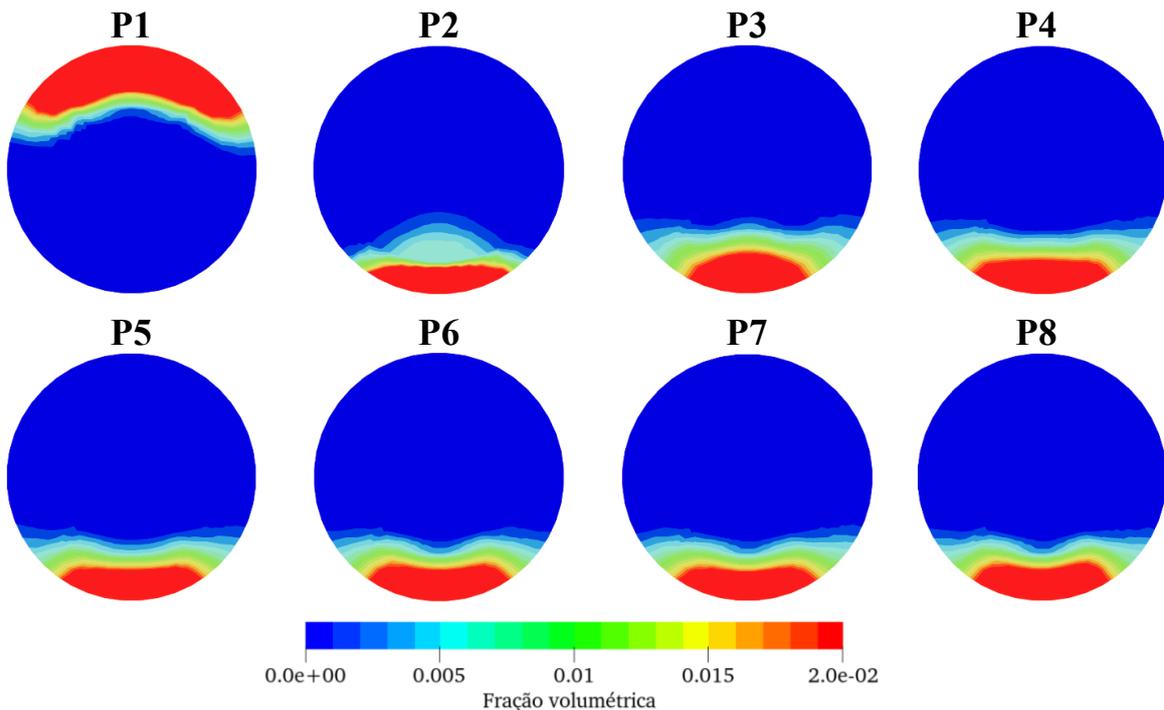


Figura 8.6: Distribuição de fração volumétrica do sabugo de milho nas seções transversais do tubo horizontal, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidade do ar de 16 m/s.

Uma das principais vantagens dos leitos pneumáticos 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 utilização de acessórios, como curvas, cotovelos e tubos flexíveis. Ao atravessar uma curva, o material particulado se estratifica numa pequena porção da tubulação junto à parede (“*rope*”) (LOPES, 2011), como apresentado na Figura 8.5 (c). Esse movimento de separação das fases ocorre devido ao balanço de forças presente, composto pelas forças centrífuga, viscosa e gravitacional (AKILLI; LEVY; SAHIN, 2001). Uma vez formado, o *rope* gradativamente se dispersa, sendo as partículas novamente misturadas ao fluido devido à turbulência do escoamento (SCHALLERT; LEVY, 2000).

Ao analisar a distribuição de partículas nas seções transversais ao longo do trecho horizontal representada na Figura 8.6, é possível notar que não houve alterações significativas do seu comportamento a partir da seção P5, indicando o estabelecimento da região de fluxo totalmente estabelecido.

A partir das simulações realizadas para a mesma taxa mássica de sólidos de sabugo, 437 kg/h, e empregando diferentes velocidades do ar, 14, 16, 18 e 20 m/s, foi possível obter a curva prevista de queda de pressão por comprimento em função da velocidade do gás na região de fluxo totalmente desenvolvido no trecho horizontal. A queda de pressão foi determinada pelo ajuste da Equação 7.1 aos resultados de pressões estáticas obtidos das simulações, conforme o procedimento apresentado na seção 7.2. Como pode ser observado na Figura 8.7, a previsão do modelo numérico representou de forma satisfatória os resultados experimentais, apresentando um desvio médio de 8,78% e comportamento similar ao esperado.

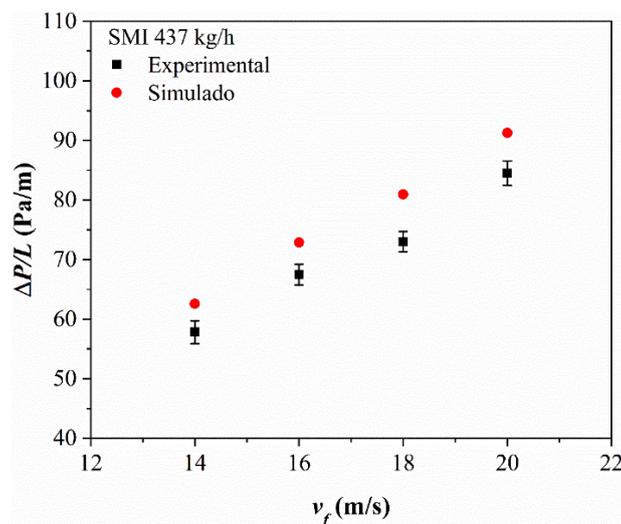


Figura 8.7: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da queda de pressão por comprimento em função da velocidade do ar.

A Figura 8.8 apresenta as distribuições de sólidos para uma mesma seção transversal da tubulação, correspondente à posição P6 do trecho horizontal, nas diferentes condições de velocidade do ar. Nota-se que o aumento da velocidade do ar proporcionou a diminuição da fração volumétrica de sólidos na linha. Portanto, nas condições de menor velocidade é possível identificar uma maior retenção de partículas próximo à base da tubulação, o que já era esperado. Conforme discutido no capítulo anterior, para uma taxa mássica de sólidos constante, a velocidade do gás será a principal responsável pelo estabelecimento do regime de escoamento gás-sólido, influenciando de forma significativa na distribuição de sólidos e na queda de pressão total da linha de transporte pneumático. Dessa forma, o aumento da concentração de sólidos devido à redução da velocidade do ar proporciona o aumento das forças resistivas e, conseqüentemente, a mudança nos padrões de fluxo.

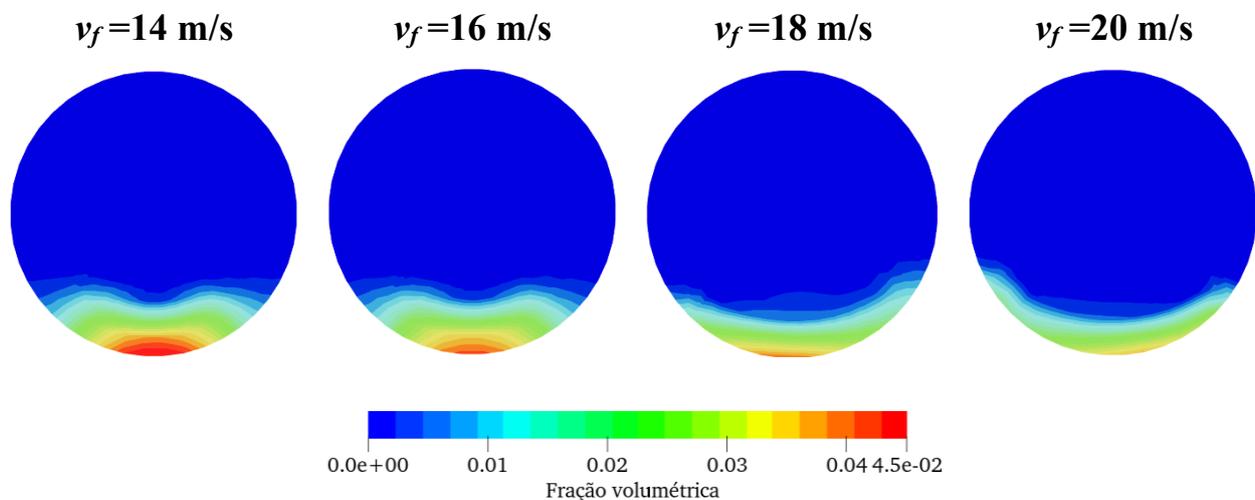


Figura 8.8: Distribuição de fração volumétrica do sabugo de milho na seção transversal da posição P6 do trecho horizontal, para taxa mássica de sólidos de 437 kg/h e velocidades do ar de 14, 16, 18 e 20 m/s.

No transporte horizontal, os fenômenos de fluxo são ainda mais complexos do que na direção vertical, devido à sedimentação das partículas no fundo da tubulação (PATRO; DASH, 2014a). O conhecimento da dinâmica das partículas no interior de um sistema de transporte pneumático é necessário para garantir o seu melhor desempenho. Paralelo aos estudos experimentais, que são desenvolvidos para a descrição da fluidodinâmica do material particulado no interior da linha, o uso de ferramentas numéricas tem sido cada vez mais expandido no auxílio à compreensão do escoamento e para minimizar custos e esforços experimentais (NASCIMENTO, 2018).

8.7. Conclusão

A abordagem Euleriana Granular, aplicando o modelo de turbulência RGN ($k-\varepsilon$) – *Dispersed*, foi utilizada para descrever o transporte pneumático em fase diluída do sabugo de milho em um tubo horizontal. A partir da análise de sensibilidade do coeficiente de especularidade, foi verificado um efeito significativo desse parâmetro na previsão da queda de pressão na linha. Uma melhor concordância dos dados simulados com os experimentais foi alcançada para o coeficiente de especularidade (ϕ_e) igual a 0,02.

O estudo numérico realizado através da fluidodinâmica computacional (CFD), conseguiu prever de forma satisfatória o perfil de pressão estática ao longo do trecho horizontal, apresentando um desvio médio de 0,71% em relação aos dados experimentais para a condição operacional de velocidade do ar de 16 m/s e taxa mássica de sólidos de 437 kg/h para o SMI. Além disso, o modelo conseguiu descrever qualitativamente a distribuição de partículas ao longo da linha, sendo possível identificar a formação de *rope* na curva e o estabelecimento da região de fluxo totalmente desenvolvido de acordo com similaridade dos perfis de frações volumétricas de sólidos nas seções transversais do trecho reto. Com a diminuição da velocidade do ar para uma mesma taxa mássica de sólidos, foi verificada uma região de maior concentração de partículas próximo à base da tubulação, o que indica uma maior tendência de deposição de material. O modelo numérico empregado demonstrou ter boa sensibilidade na previsão do transporte pneumático em fase diluída.

CAPÍTULO 9

CONCLUSÃO E SUGESTÕES

Neste capítulo serão apresentadas as conclusões gerais obtidas a partir do estudo desenvolvido para o transporte pneumático horizontal de biomassas em fase diluída, avaliando o sistema de alimentação, a perda de carga na linha e os resultados simulados em CFD. Além disso, algumas sugestões são propostas para o desenvolvimento de trabalhos futuros.

9.1. Conclusão

As principais conclusões deste trabalho foram:

- A partir do planejamento experimental desenvolvido para o estudo da eficiência de alimentação da válvula rotativa, foi possível concluir que além da rotação da válvula, a altura de material no silo também influencia a eficiência de alimentação de sólidos na linha de transporte pneumático;
- Ao avaliar o comportamento de cada material em relação ao processo de alimentação, foi observado que para biomassas com menor densidade *bulk*, maiores eficiências de alimentação foram obtidas para as condições de menor altura de material no silo, em razão da maior facilidade de quebra dos arcos mecânicos/coesivos formados. Por outro lado, a pressão de sólidos atuou de forma mais efetiva para o milho moído devido à sua maior densidade *bulk*, promovendo maiores eficiências de alimentação para as condições de maiores alturas;
- O sabugo de milho foi o material com maior facilidade de escoamento, apresentando as maiores eficiências de alimentação no estudo, enquanto o farelo de trigo se mostrou um material denso e o mais coesivo, apresentando as menores eficiências de alimentação quando comparado aos demais;
- Para o estudo da queda de pressão no Tee de alimentação, foi possível propor uma modificação da correlação empírica sugerida por Lourenço (2019) para a predição da queda de pressão neste dispositivo, através da inserção do parâmetro esfericidade. A correlação modificada apresentou uma boa concordância com os dados experimentais, com desvio máximo inferior a 10% e desvios médios de 3,15%, 3,99%, 3,34%, 2,54%, 3,80% para o milho moído, sabugo de milho, palha de milho, casca de arroz e o farelo de trigo, respectivamente. A inserção de um fator de forma na correlação, portanto,

contribuiu significativamente para a previsão da queda de pressão, uma vez que as partículas de biomassa possuem formato irregular;

- A partir do estudo da queda de pressão no trecho horizontal, foi possível observar que o aumento da taxa mássica de sólidos, bem como da velocidade do ar, proporcionou o aumento da queda de pressão na linha. Através dos perfis de pressão estática ao longo do trecho horizontal, foram identificadas as regiões de aceleração e de fluxo totalmente desenvolvido, possibilitando a determinação do comprimento de aceleração para cada material e condição operacional avaliada. Com os resultados obtidos foi concluído que o comprimento de aceleração aumenta com aumento da velocidade do ar, da taxa mássica de sólidos e, conseqüentemente, da carga de sólidos;
- Para a maioria das condições operacionais avaliadas, o transporte das biomassas ocorreu em fase diluída. Em algumas condições, quando o milho moído e o farelo de trigo foram transportados em baixa velocidade do ar e alta taxa mássica de sólidos na linha, foi observada a transição do escoamento em fase diluída para a fase densa;
- A abordagem Euleriana Granular, aplicando o modelo de turbulência RGN ($k-\epsilon$) – *Dispersed*, foi utilizada para descrever o transporte pneumático em fase diluída do sabugo de milho em um tubo horizontal. O estudo numérico realizado, conseguiu prever de forma satisfatória o perfil de pressão estática ao longo do trecho horizontal, apresentando um desvio médio de 0,71% em relação aos dados experimentais para a condição operacional de velocidade do ar de 16 m/s e taxa mássica de sólidos de 437 kg/h. Além disso, o modelo conseguiu descrever qualitativamente a distribuição de partículas ao longo da linha, sendo possível identificar a formação de *rope* na curva e o estabelecimento da região de fluxo totalmente desenvolvido de acordo com a similaridade dos perfis de frações volumétricas de sólidos nas seções transversais do trecho reto.

9.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

- Utilização de redes neurais artificiais para a predição do perfil de pressão estática ao longo do trecho horizontal;
- Avaliação da influência do parâmetro coeficiente de especularidade sobre a dinâmica do material granular no transporte pneumático em fase diluída;
- Estudo da queda de pressão e da fluidodinâmica de partículas no transporte pneumático de biomassas em fase diluída no trecho vertical e em curvas;
- Estudo experimental e numérico do transporte pneumático de biomassas em fase densa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABDULLAH, E. C.; GELDART, D. The use of bulk density measurements as flowability indicators. **Powder Technology**, v. 102, n. 2, p. 151–165, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(98\)00208-3](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(98)00208-3)
- AKILLI, H.; LEVY, E. K.; SAHIN, B. Gas–solid flow behavior in a horizontal pipe after a 90° vertical-to-horizontal elbow. **Powder Technology**, v. 116, p. 43–52, 2001. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(00\)00360-0](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(00)00360-0)
- 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)
- ALTINO, H. O. N.; LOURENÇO, G. A.; ATAÍDE, C. H. System development for bulk density data acquisition of granular materials: Effect of operational conditions and optimization. **Powder Technology**, v. 391, p. 184–197, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2021.06.013>
- ANSYS Fluent Theory Guide**, 2016.
- ANSYS Fluent 12.0 Theory Guide**, 2009.
- ANSYS Fluent 15.0 User's Guide**, 2013.
- 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. 6351, 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**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2012.
- BARBOSA, R.; PINHO, C. Dilute phase vertical pneumatic conveying of cork stoppers. **Revista de Engenharia Térmica**, v. 5, n. 2, p. 36–41, 2006. <https://doi.org/10.5380/reterm.v5i2.61850>
- BARTH, W. Stromungsvorgänge beim Transport von Festteilchen und Flüssigkeitsteilchen in Gasen. **Chemie Ingenieur Technik**, v. 30, p. 171–180, 1958. <https://doi.org/10.1002/cite.330300311>
- BRANCO JUNIOR, A. M. C. **Interação CFD-DEM em fluidização: Aplicação para o setor mineral**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Pará, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2013.
- CAI, L. et al. Experimental investigation and stability analysis on dense-phase pneumatic conveying of coal and biomass at high pressure. **Korean Journal of Chemical Engineering**, v. 30, n. 2, p. 295–305, 2013. <https://doi.org/10.1007/s11814-012-0165-2>
- CAPES, C. E.; NAKAMURA, K. Vertical pneumatic conveying: A theoretical study of uniform and annular particle flow models. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 51, n. 1, p. 39–46, 1973. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450510107>
- 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>
- CARPINLIOGLU, M. O.; GUNDOGDU, M. Y. Effect of particle size and loading on development region in two-phase flows. **Turkish Journal of Engineering and Environmental Science**, v. 23, p. 27–37, 1999.
- CARVALHO, M. **Projeto conceitual de um transportador pneumático para fins de bauxita**. Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Departamento de Engenharia Mecânica, 2018.
- CHARCO, O. **Effects of blast loading on buckling-restrained braces of a single- and two-bay chevron frame**. Masters Dissertation – California State University, Northridge, Department of Civil Engineering and Construction Management Technology, 2018.
- CUI, H.; GRACE, J. R. Pneumatic conveying of biomass particles: A review. **China Particuology**, v. 4, n. 3–4, p. 183–188, 2006. [https://doi.org/10.1016/S1672-2515\(07\)60259-0](https://doi.org/10.1016/S1672-2515(07)60259-0)
- DAI, J.; CUI, H.; GRACE, J. R. Biomass feeding for thermochemical reactors. **Progress in Energy and Combustion Science**, v. 38, n. 5, p. 716–736, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.peccs.2012.04.002>
- DAI, J.; GRACE, J. R. A model for biomass screw feeding. **Powder Technology**, v. 186, n. 1, p. 40–55, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2007.10.032>
- DAI, J.; GRACE, J. R. Biomass granular screw feeding: An experimental investigation. **Biomass and Bioenergy**, v. 35, n. 2, p. 942–955, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2010.11.026>
- DEGLIOBIZZI, M. A., MICHAELIDES, E. E.; THOMPSON, F. M. **Experimental studies on the feeding of solid particles in a pneumatic conveying system**. Doctoral Thesis – University of Delaware, 1983.
- DHODAPKAR, S. et al. Acceleration zone studies in pneumatic conveying systems at various inclinations. **AIChE Symposium, AIChE Symposium Series**, v. 85, n. 270, p. 1–10, 1989.
- DRESCHER, A.; WATERS, A. J.; RHOADES, C. A. Arching in hoppers: I. Arching theories and bulk material flow properties. **Powder Technology**, v. 84, n. 2, p. 165–176, 1995a. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(95\)02981-7](https://doi.org/10.1016/0032-5910(95)02981-7)
- DRESCHER, A.; WATERS, A. J.; RHOADES, C. A. Arching in hoppers: II. Arching theories and critical outlet size. **Powder Technology**, v. 84, n. 2, p. 177–183, 1995b. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(95\)02982-8](https://doi.org/10.1016/0032-5910(95)02982-8)
- EL-BEHERY, S. M. et al. CFD prediction of air–solid flow in 180° curved duct. **Powder Technology**, v. 191, n. 1–2, p. 130–142, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2008.09.018>
- 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>
- ENICK, R. M.; KLINZING, G. E. A correlation for the acceleration length in vertical gas–solid transport. **Chemical Engineering Communications**, v. 49, n. 1–3, p. 127–131, 1986. <https://doi.org/10.1080/00986448608911798>
- FAN, L.-S.; ZHU, C. **Principles of gas–solid flows**. Cambridge University Press, 1998. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511530142>

- FITZPATRICK, J. J. **Handbook of food powders: processes and properties. Powder properties in food production systems.** Woodhead Publishing, p. 285–308, 2013. <https://doi.org/10.1533/9780857098672.2.285>
- 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)
- GELDART, D.; HARNBY, N.; WONG, A.C. Fluidization of cohesive powders. **Powder Technology**, v. 37, n.1, p. 25–37, 1984. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(84\)80003-0](https://doi.org/10.1016/0032-5910(84)80003-0)
- GIDASPOW, D.; BEZBURUAH, R.; DING, J. Hydrodynamics of circulating fluidized beds: Kinetic theory approach. **Fluidization VII, Proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization**, Brisbane, Australia, p.75–82, 1992.
- GIDASPOW, D. **Multiphase flow and fluidization.** Academic Press, 1994.
- GOMES, L. G. **Estimativa dos perfis de permeabilidade e de porosidade utilizando rede neural artificial.** Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Pará, Programa de Pós-Graduação em Geofísica, 2002.
- GOMIDE, R. **Operações unitárias.** São Paulo: R. Gomide, 1983, p.164-182.
- 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>
- GUPTA, R.; MUJUMDAR, A. S. Aerodynamics of a vibrated fluid bed. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 58, p. 332–338, 1980. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450580309>
- HARIU, O. H.; MOLSTAD, M. C. Pressure drop in vertical tubes in transport of solids by gases. **Industrial & Engineering Chemistry**, v. 41, n. 6, p. 1148–1160, 1949. <https://doi.org/10.1021/ie50474a008>
- HASSAN, S.; BJÖRN, K. Pneumatic conveying of wood powder by using a steam-jet ejector. **Biomass and Bioenergy**, v. 19, n. 2, p. 103–117, 2000. [https://doi.org/10.1016/S0961-9534\(00\)00024-6](https://doi.org/10.1016/S0961-9534(00)00024-6)
- HE, C. et al. Conveying characteristics and resistance characteristics in dense phase pneumatic conveying of rice husk and blendings of rice husk and coal at high pressure. **Powder Technology**, v. 227, p. 51–60, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2012.02.014>
- 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. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, v. 44, n. 14, 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. **Powder Technology**, v. 153, n. 1, p. 1–13, 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.** Doctoral Thesis – Georgia Institute of Technology, School of Chemical Engineering, 1953.
- JÄGERS, J. et al. DEM-CFD simulation of wood pellet degradation by particle-wall impact

- during pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 391, p. 385–402, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2021.06.037>
- JOHNSON, P. C.; JACKSON, R. Frictional-Colisional Constitutive Relations for Granular Materials with Application to Plane Shearing. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 176, p. 67–93, 1987. <https://doi.org/10.1017/S0022112087000570>
- KESSEL, S. R. **The interaction between rotary valves and pneumatic conveying pipelines**. Doctoral Thesis – University of Greenwich, Thames Polytechnic, 1985.
- KLINZING, G. E. Vertical pneumatic transport of solids in the minimum pressure drop region. **Industrial and Engineering Chemistry Process Design and Development**, v. 18, n. 3, p. 404–408, 1979. <https://doi.org/10.1021/i260071a009>
- KLINZING, G. E. et al. Simplified correlation for solids friction factor in horizontal conveying systems based on Yang’s unified theory. **Powder Technology**, v. 58, 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**. New York: Springer, 2010. <https://doi.org/10.1007/978-90-481-3609-4>
- KLINZING, G. E. A review of pneumatic conveying status, advances and projections. **Powder Technology**, v. 333, p. 78–90, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.04.012>
- KLINZING, G. E.; BASHA, O. M. A Correlation for particle velocities in pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 310, p. 201–204, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.01.020>
- KLINZING, G. E.; MATHUR, M. P. The dense and extrusion flow regime in gas-solid transport. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 59, n. 5, p. 590–594, 1981. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450590505>
- KONCHESKY, J. L.; GEORGE, T. J.; CRAIG, J. G. Air and power requirements for the vacuum transport of crushed coal in horizontal pipelines. **ASME Journal of Engineering for Industry**, v. 97, p. 94–100, 1975. <https://doi.org/10.1115/1.3438430>
- KONNO, H.; 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)
- LAM, P. S. et al. Effect of particle size and shape on physical properties of biomass grinds. **American Society of Agricultural and Biological Engineers**, v. 24, n. 3, p. 351–358, 2008. <https://doi.org/10.13031/2013.24879>
- LI, P. et al. Feeding characteristics of a novel double-bin pneumatic feeder of biomass particles. **Powder Technology**, v. 363, p. 735–744, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.01.030>
- LIMA, R. A. B. **Fluidodinâmica de leitos fluidizados e vibrofluidizados operando com partículas planas**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de São Carlos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2009.
- LIU, B. et al. Fluidization of non-spherical particles: Sphericity, Zingg factor and other fluidization parameters. **Particuology**, v. 6, n. 2, p. 125–129, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.cpart.2007.07.005>

- LOPES, C. S. **Influência do alimentador de sólidos na fluidodinâmica do transporte pneumático**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de São Carlos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2007.
- LOPES, C. S. **Estudo da alimentação de sólidos em sistemas de transporte pneumático**. Tese de Doutorado – Universidade Federal de São Carlos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2011.
- LOURENÇO, G. A. **Transporte pneumático horizontal de partículas de baixa densidade: proposta de um sistema de alimentação e estudos de fluidodinâmica**. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2019.
- LOURENÇO, G. A. et al. Experimental study of efficiency in pneumatic conveying system's feeding rate. **Powder Technology**, v. 343, p. 262–269, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.11.002>
- LUN, C. K. K. et al. Kinetic theories for granular flow: Inelastic particles in Couette flow and slightly inelastic particles in a general flowfield. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 140, p. 223–256, 1984. <https://doi.org/10.1017/S0022112084000586>
- MA, A. C. et al. Numerical study on pressure prediction and its main influence factors in pneumatic conveyors. **Chemical Engineering Science**, v. 65, n. 23, p. 6247–6258, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2010.09.010>
- MAHURE, J. M. et al. Design and development of pneumatic conveying system for chilli handling and experimentation. **Science Park Research Journal**, v. 1, n. 10, 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 challenges in modelling offshore drill cuttings transport. **Powder Technology**, v. 305, p. 782–793, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.10.026>
- MARCUS, R. D., HILBERT, J. D.; KLINZING, G. E. Flow through bends and acceleration zones in pneumatic conveying systems. **Bulk Solid Handling**, v. 5, n. 4, p. 121–127, 1985.
- MARINELLI, J.; CARSON, J. W. Solve solids flow problems in bins, hoppers, and feeders. **American Intitute of Chemical Engineers**, 1992.
- MARQUARDT, R. M. **Influência do efeito de vizinhança nas solicitações devido à ação do vento: estudo comparativo segundo normativa técnica e simulação fluidodinâmica computacional**. Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade de Santa Cruz do Sul, Curso de Engenharia Civil, 2019.
- MCKENDRY, P. Energy production from biomass (part 1): Overview of biomass. **Bioresource Technology**, v. 83, n. 1, p. 37–46, 2002. [https://doi.org/10.1016/S0960-8524\(01\)00118-3](https://doi.org/10.1016/S0960-8524(01)00118-3)
- MEHTA, N. C.; SMITH, J. M.; COMINGS, E. W. Pressure drop in air-solid flow systems. **Industrial and Engineering Chemistry**, v. 49, n. 6, p. 986–992, 1957. <https://doi.org/10.1021/ie50570a030>
- MIAO, Z. et al. CFD simulation of dilute-phase pneumatic conveying of powders. **Powder Technology**, v. 349, p. 70–83, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.03.031>
- MICHAELIDES, E. E.; ROY, I. An evaluation of several correlations used for the prediction of pressure drop in particulate flows. **International Journal of Multiphase Flow**, 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**. Elsevier Ltd, 2016.
- MILLS, D.; JONES, M. G.; AGARWAL, V. K. C. **Handbook of pneumatic conveying engineering**. Marcel Dekker Inc., 2004. <https://doi.org/10.1201/9780203021989>
- MINGLANI, D. et al. A review of granular flow in screw feeders and conveyors. **Powder Technology**, v. 366, p. 369–381, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.02.066>
- MOLERUS, O. Prediction of pressure drop with steady pneumatic conveying of solids in horizontal pipes. **Chemical Engineering Science**, v. 36, p. 1977–1984, 1981. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(81\)80037-1](https://doi.org/10.1016/0009-2509(81)80037-1)
- MONAZAM, E. R.; SHADLE, L. J. Analysis of the acceleration region in a circulating fluidized bed riser operating above fast fluidization velocities. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, v. 47, n. 21, p. 8423–8429, 2008. <https://doi.org/10.1021/ie8009445>
- NASCIMENTO, S. M. **Estudo da dinâmica de partículas em tambor rotatório com suspensores: análise experimental e numérica utilizando abordagens euleriana e lagrangeana**. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2018.
- NAVEH, R.; TRIPATHI, N. M.; KALMAN, H. Experimental pressure drop analysis for horizontal dilute phase particle-fluid flows. **Powder Technology**, v. 321, p. 355–368, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.08.029>
- NARIMATSU, C.P.; FERREIRA, M.C. Vertical pneumatic conveying in dilute and dense-phase flows: experimental study of the influence of particle density and diameter on fluid dynamic behavior. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v.18, n.3, 2001. <https://doi.org/10.1590/S0104-66322001000300002>
- NZIHOU, A. **Handbook on characterization of biomass, biowaste and related by products**. Springer, 2020. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-35020-8>
- OGAWA, S.; UMEMURA, A.; OSHIMA, N. On the equations of fully fluidized granular materials. **Journal of Applied Mathematics and Physics (ZAMP)**, v. 31, p. 483–493, 1980. <https://doi.org/10.1007/BF01590859>
- OGAWA, A. **Separation of particles from air and gases**. CRC Press, 1984.
- PÁDUA, T. F. **Simulação de um alimentador Venturi em trecho ascendente no transporte pneumático de sólidos**. Tese de Doutorado – Universidade Federal de São Carlos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2012.
- PAN, R. Material properties and flow modes in pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 104, 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. Prediction of acceleration length in turbulent gas-solid flows. **Advanced Powder Technology**, v. 25, n. 5, p. 1643–1652, 2014a. <https://doi.org/10.1016/j.apt.2014.05.019>
- PATRO, P.; DASH, S. K. Numerical simulation for hydrodynamic analysis and pressure drop prediction in horizontal gas-solid flows. **Particulate Science and Technology**, v. 32, n. 1, p. 94–103, 2014b. <https://doi.org/10.1080/02726351.2013.829543>
- PATRO, P.; DASH, S. K. Two-fluid modeling of turbulent particle-gas suspensions in vertical pipes. **Powder Technology**, v. 264, p. 320–331, 2014c.

<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: An International Journal**, v. 32, p. 1167–1178, 2014. <https://doi.org/10.1080/07373937.2014.887095>

PINHO, C. **Horizontal pneumatic conveying of cork stoppers**. XVI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 2001

PINHO, C. **Acceleration of cork stoppers in pneumatic conveying**. XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1999.

QUEK, T. Y.; WANG, C.; RAY, M. B. Dilute gas - solid flows in horizontal and vertical bends. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 44, p. 2301–2315, 2005. <https://doi.org/10.1021/ie040123i>

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

RAHEMA, 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, 2001. <https://doi.org/10.13031/2013.6903>

RHODES, M. **Introduction to particle technology**. Monash: John Wiley & Sons Ltd, 2008.

ROSE, H. E., BARNACLE, H. E. Flow of suspensions of non-cohesive spherical particles in pipes. **The Engineer**, p. 898–903, 1957.

ROSE, H.E.; DUCKWORTH, R. A. Transport of solids particles in liquids and gases. **The Engineer**, v. 227, n. 14, p. 478–483, 1969.

SANTO, N. et al. Experimental study on particle steady state velocity distribution in horizontal dilute phase pneumatic conveying. **Chemical Engineering Science**, v. 187, p. 354–366, 2018a. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2018.04.058>

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, 2018b. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.07.074>

SANTOS, D. A. **Contribuições ao estudo da fluidinâmica em leito de jorro – estudos experimentais e de simulação via CFD**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2011.

SANTOS, D. A. **Estudo experimental e numérico da dinâmica de partículas granulares em um tambor rotatório**. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 2015.

SANTOS, K. G. **Estudo da fluidodinâmica do leito de jorro por CFD com malhas tridimensionais**. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 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**. Tese de Doutorado – Universidade Estadual de Campinas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, 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>
- SCHAEFFER, D. G. Instability in the evolution equations describing incompressible granular flow. **Journal of Differential Equations**, v. 66, n. 1, p. 19–50, 1987. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(99\)00189-8](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(99)00189-8)
- SCHALLERT, R.; LEVY, E. Effect of a combination of two elbows on particle roping in pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 107, n. 3, p. 226–233, 2000.
- SHEPHERD, C. B.; LAPPLE C. E. **Air pollution control: A design approach**. Waveland Press Inc., Illinois, 1939.
- SINGH, V.; LO, S. **Predicting pressure drop in pneumatic conveying using the discrete element modelling approach**. Seventh International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. CSIRO, Melbourne, Australia, 2009
- SOUSA, M. L. et al. Feeding spent coffee grounds into reactors: TFM simulation of a non-mechanical spouted bed type feeder. **Waste Management**, v. 109, p. 161–170, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.wasman.2020.04.056>
- SOUSA, M. L.; FERREIRA, M. C. On the performance of a spouted bed type device for feeding spent coffee grounds to a circulating fluidized bed reactor. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 160, p. 31–38, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.cherd.2020.05.002>
- STRÖMGREN, T. et al. A Modelling study of evolving particle-laden turbulent pipe-flow. **Flow Turbulence Combust**, v. 86, p. 477–495, 2011. <https://doi.org/10.1007/s10494-011-9335-2>
- SYAMLAL, M.; O'BRIEN, T. J. Simulation of granular layer inversion in liquid fluidized beds. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 14, n. 4, 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.; 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**. [s.l.] Morgantown Energy Technology Center, 1993. <https://doi.org/10.2172/10145548>
- SZIKSZAY, G. Friction factor for dilute phase pneumatic conveying, bulk solids handling, v. 8, n. 4, p. 395-399, 1988.
- TAMBOURGI, E. B. 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, p. 81–88, 2011. <https://doi.org/10.1590/S0104-66322011000100010>
- TEUNOU, E.; FITZPATRICK, J. J.; SYNNOTT, E. C. Characterization of food powder flowability. **Journal of Food Engineering**, v. 39, n. 1, p. 31–37, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0260-8774\(98\)00140-X](https://doi.org/10.1016/S0260-8774(98)00140-X)
- TRIPATHI, N. M.; LEVY, A.; KALMAN, H. Acceleration pressure drop analysis in horizontal dilute phase pneumatic conveying system. **Powder Technology**, v. 327, p. 43–56, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.12.045>

- UEMATU, T.; MORICAWA, Y. Pressure losses in pneumatic conveying systems. **Bulletin of JSME**, v. 3, n. 12, p. 444–448, 1960. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.3.444>
- VÁSQUEZ, N. et al. Visual analysis of particle bouncing and its effect on pressure drop in dilute phase pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 179, p. 170–175, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2007.06.015>
- VENTURIN, V. S. **Simulação computacional de bio-escoamentos utilizando o OpenFOAM**. Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade Federal do Espírito Santo, Curso de Engenharia Mecânica, 2014.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An introduction to computational fluid dynamics: The finite volume method**. Prentice Hal, 2007.
- VOGT, E. G.; WHITE, R. R. Friction in the flow of suspension. **Industrial and Engineering Chemistry**, v. 40, n. 9, p. 1731–1738, 1948. <https://doi.org/10.1021/ie50465a028>
- WANG, Y. et al. CFD simulation methodology for gas-solid flow in bypass. **Applied Thermal Engineering**, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.05.063>
- WEBER, M. Principles of hydraulic and pneumatic conveying in pipes. **Bulk Solids Handling**, v. 1, n. 1, p. 57–63, 1981.
- WEBER, M. Friction of the air and the air/solid mixture in pneumatic conveying. **Bulk Solids Handling**, v. 11, n. 1, p. 99–102, 1991.
- WELSHOF, R. M. Pneumatic conveying at high particle concentration. **VDI Forschungenshaft**, p. 12–42, 1962.
- WIBOWO, T. T. et al. Numerical study of the effect of geometry variation on the performance of innovative design wind speed enhancer. **E3S Web of Conferences**, v. 42, p. 1–9, 2018. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20184201013>
- WILMS, H; DHODAPKAR, S. Pneumatic conveying: optimal system design, operation and control. **Chemical Engineering**, v. 121, n 10, 2014.
- WOODCOCK, C.R.; MASON, J.S. **Bulk solids handling: An introduction to the practice and technology**. Glasgow: Leonard Hill, 1987. <https://doi.org/10.1007/978-94-009-2635-6>
- YANG, D. et al. Prediction of horizontal pneumatic conveying of large coal particles using discrete phase model. **Advances in Materials Science and Engineering**, p. 1–15, 2020. <https://doi.org/10.1155/2020/1967052>
- 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. 548–552, 1978. <https://doi.org/10.1002/aic.690240326>
- YANG, W. C.; KEAIRNS, D. L.; ARCHER, D. H. Estimating the solid particle velocity in horizontal pneumatic conveying lines. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 51, n. 6, p. 779–781, 1973. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450510627>
- YILMAZ, A.; LEVY, E. K. Formation and dispersion of ropes in pneumatic conveying. **Powder Technology**, v. 114, p. 168–185, 2001. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(00\)00319-3](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(00)00319-3)
- YOUSFI, Y.; GAU, G. Aerodynamique de L'écoulement vertical de suspensions concentrees

gazsolides-I. regimes D'écoulement et stabilité aérodynamique. **Chemical Engineering Science**, v. 29, p. 1947–1953, 1974. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(74\)85013-X](https://doi.org/10.1016/0009-2509(74)85013-X)

YU, A. B.; STANDISH, N. Characterisation of non-spherical particles from their packing behaviour. **Powder Technology**, v. 74, p. 205-213, 1993. [https://doi.org/10.1016/0032-5910\(93\)85029-9](https://doi.org/10.1016/0032-5910(93)85029-9)

ZHU, K. et al. Pneumatic conveying of granular solids in horizontal and inclined pipes. **AIChE Journal**, v. 50, n. 8, p. 1729–1745, 2004. <https://doi.org/10.1002/aic.10172>

APÊNDICE 1

Dimensões do ciclone de alta eficiência.

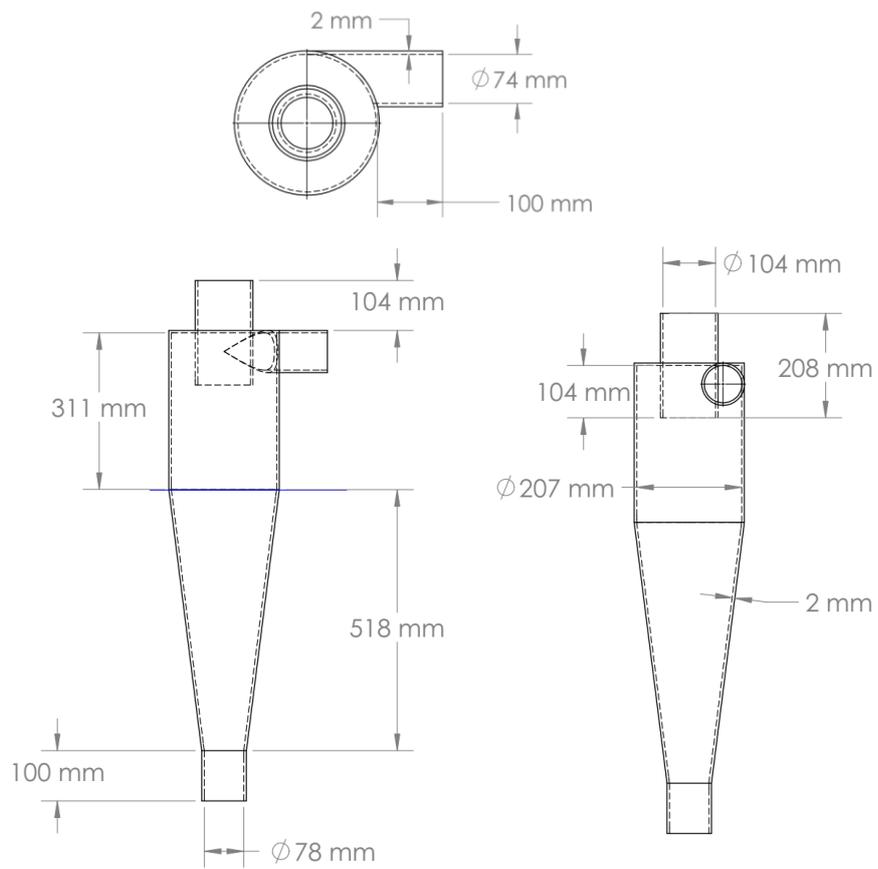


Figura A.1: Dimensões do ciclone de alta eficiência.

APÊNDICE 2

Através das medidas de pressão, umidade relativa do ar (%) e temperatura, obtidas com os sensores descritos na Seção 3.3., foi possível determinar a densidade do ar para todas as condições experimentais adotadas neste trabalho.

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

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

$$P^{sat} = \left(6,1078.10^{\frac{7,5T_c}{T_c+237,3}} \right) 100 \quad (\text{A.3})$$

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

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

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 J/kgK

P^v : Pressão do vapor d'água (Pa)

UR : Umidade relativa do ar (%)

R_u : Constante específica do gás para o vapor d'água, 461,495 J/kgK

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

P_{abs} : Pressão absoluta (Pa)

P_{atm} : Pressão atmosférica (Pa)

P_m : Pressão manométrica (Pa)

APÊNDICE 3

Distribuição dos resíduos dos modelos obtidos pelos PCCs:

➤ **MMO**

- **Resposta: Taxa mássica de sólidos**

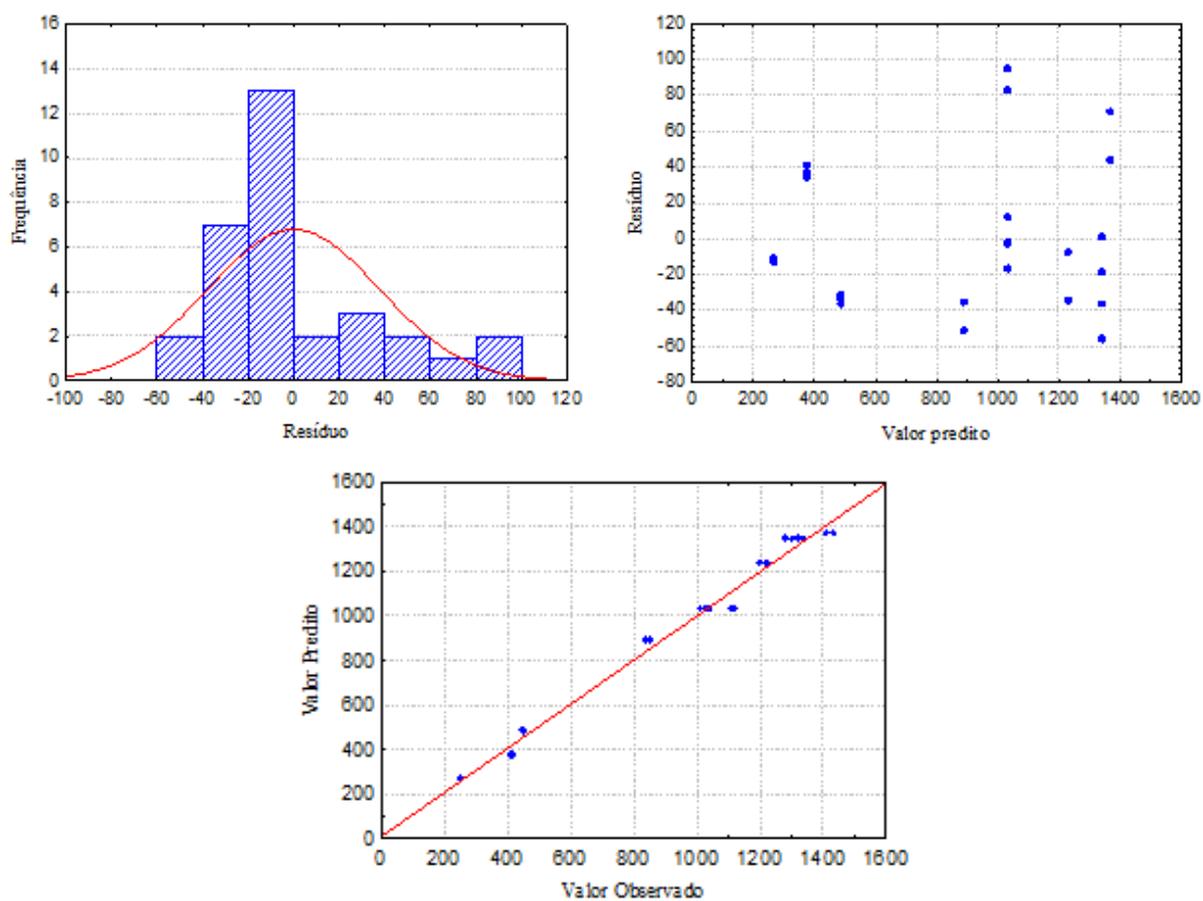


Figura A.1: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a taxa mássica de sólidos do MMO.

➤ **MMO**

▪ **Resposta: Eficiência de alimentação**

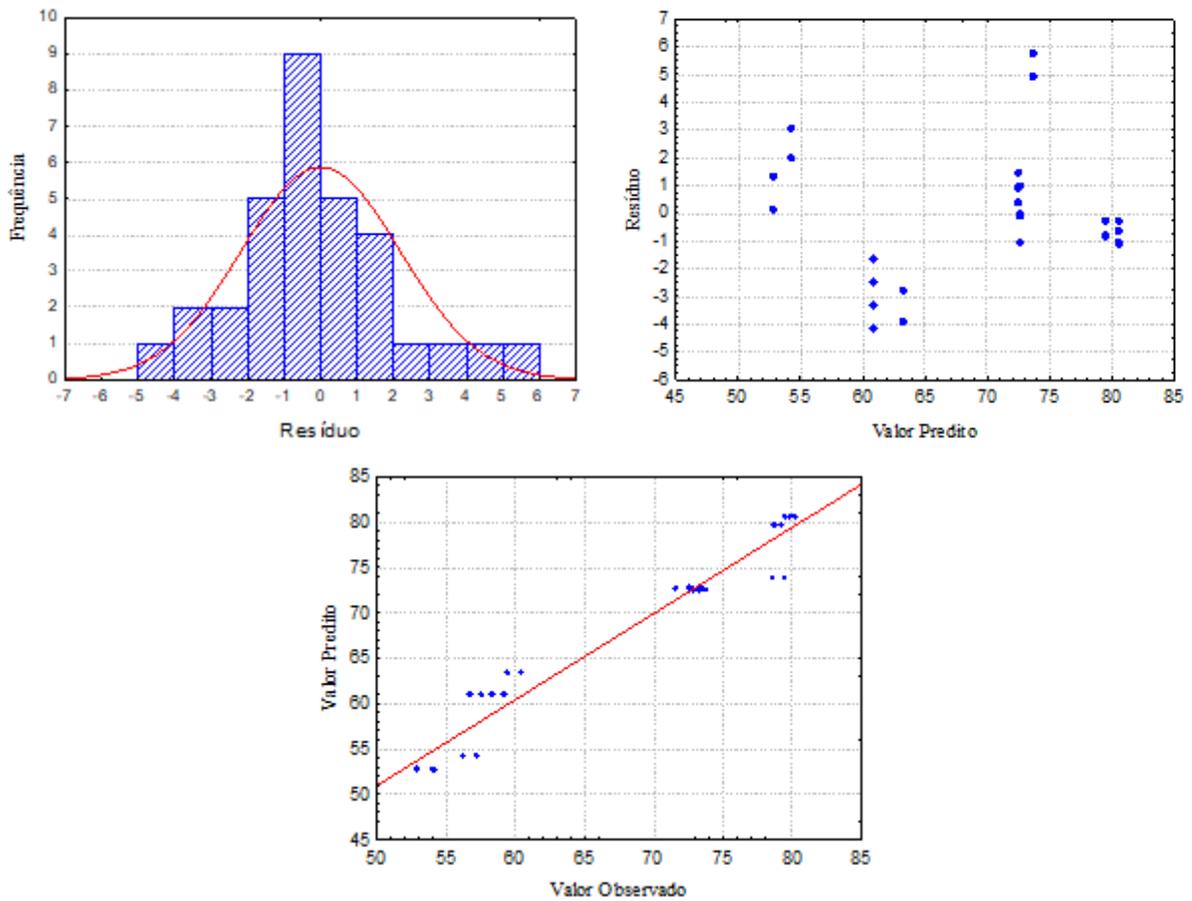


Figura A.2: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a eficiência de alimentação do MMO.

➤ SMI

- Resposta: Taxa mássica de sólidos

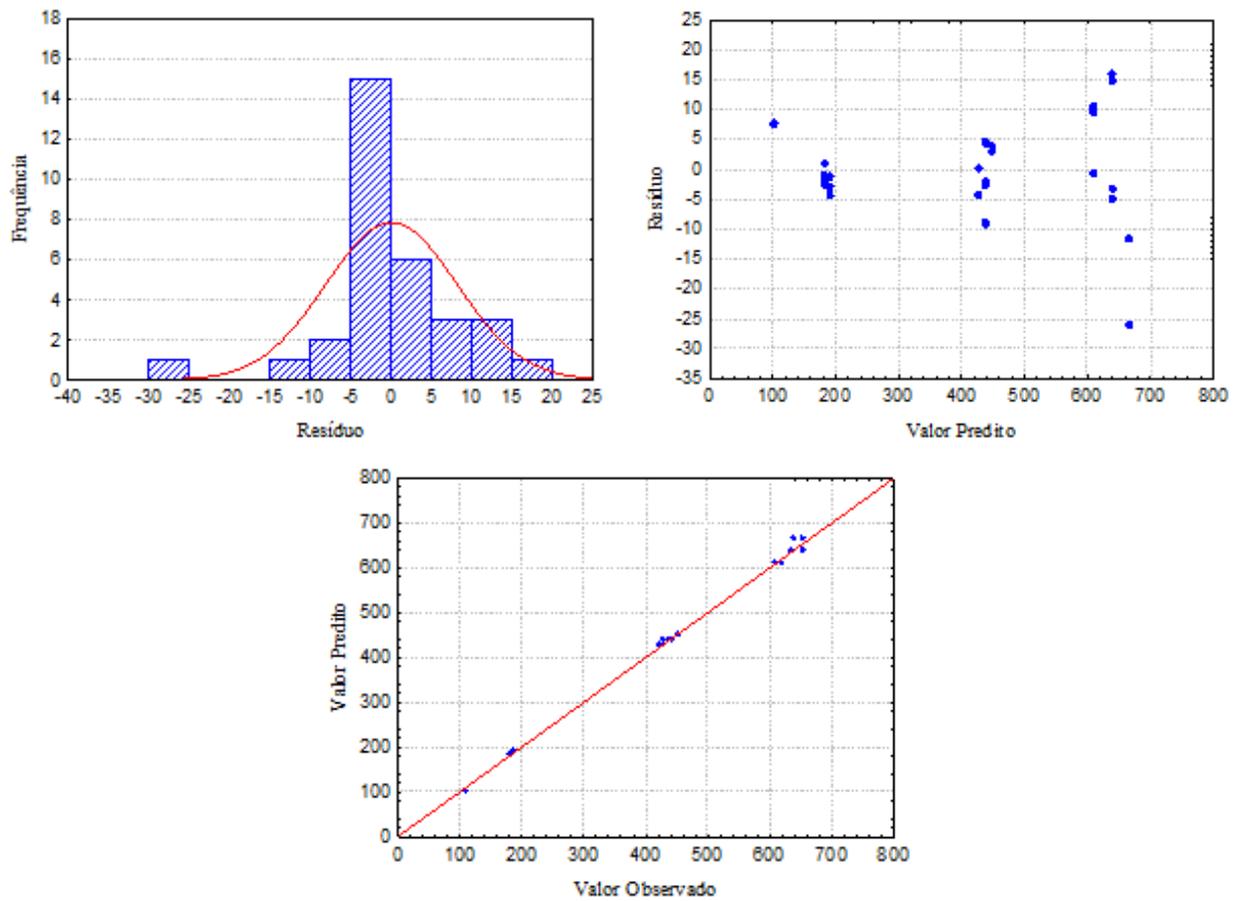


Figura A.3: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a taxa mássica de sólidos do SMI.

➤ SMI

▪ Resposta: Eficiência de alimentação

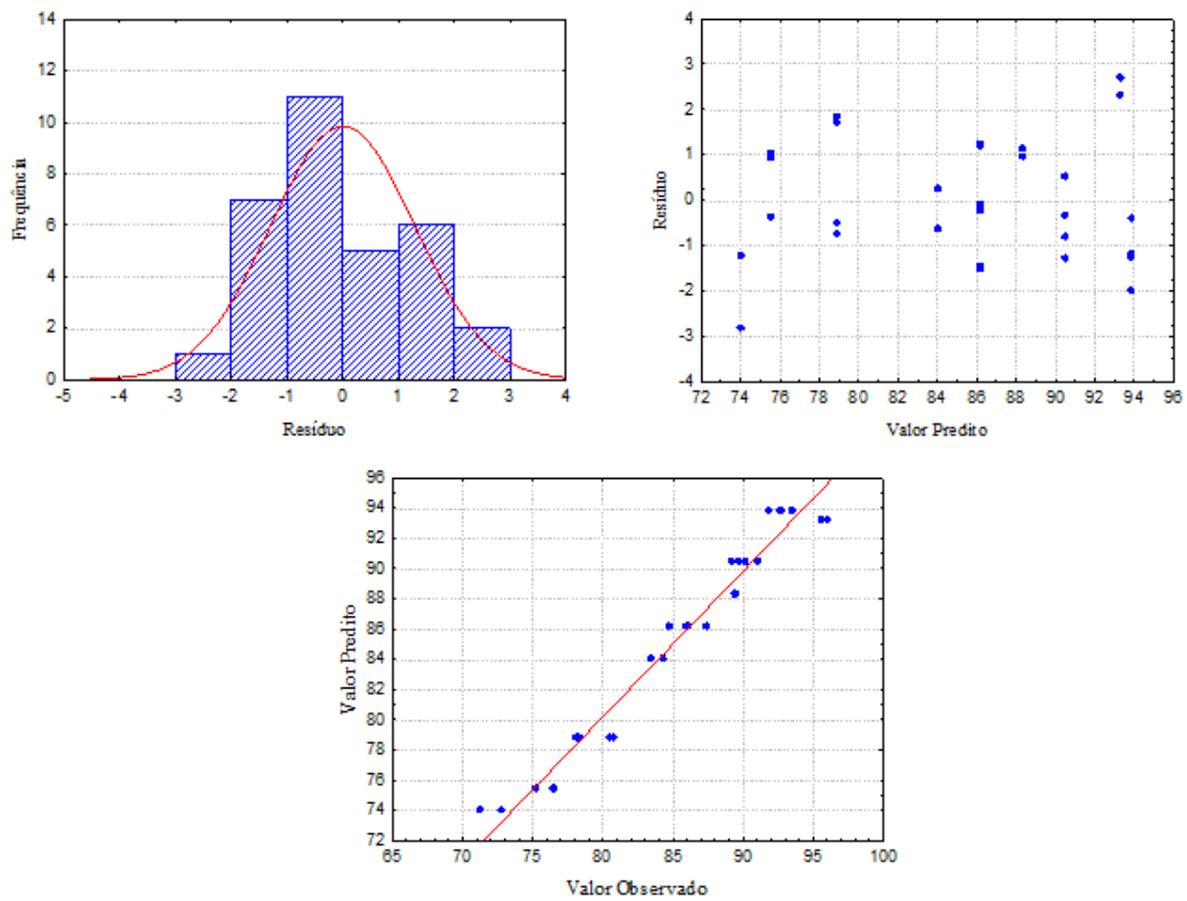


Figura A.4: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a eficiência de alimentação do SMI.

➤ **PMI**

- **Resposta: Taxa mássica de sólidos**

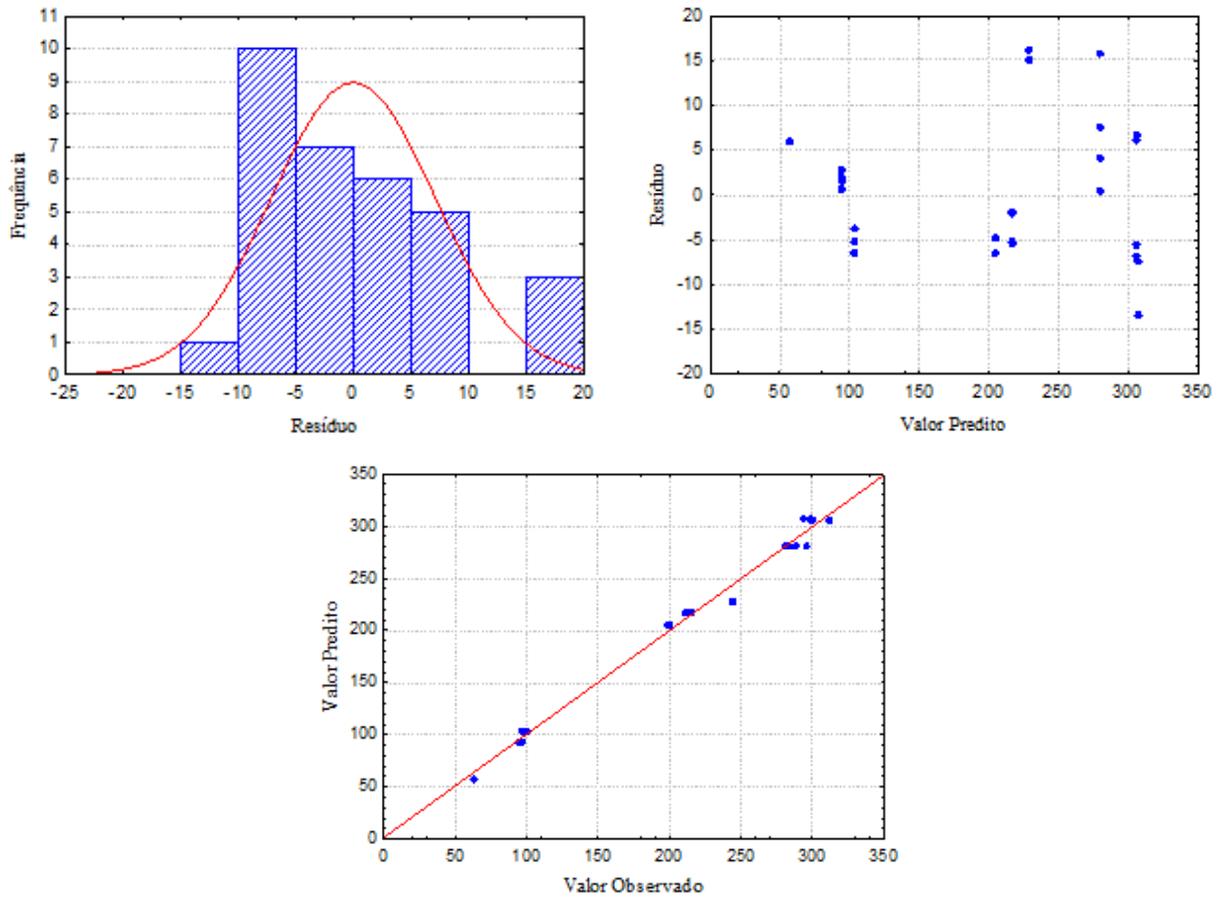


Figura A.5: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a taxa mássica de sólidos do PMI.

➤ PMI

▪ Resposta: Eficiência de alimentação

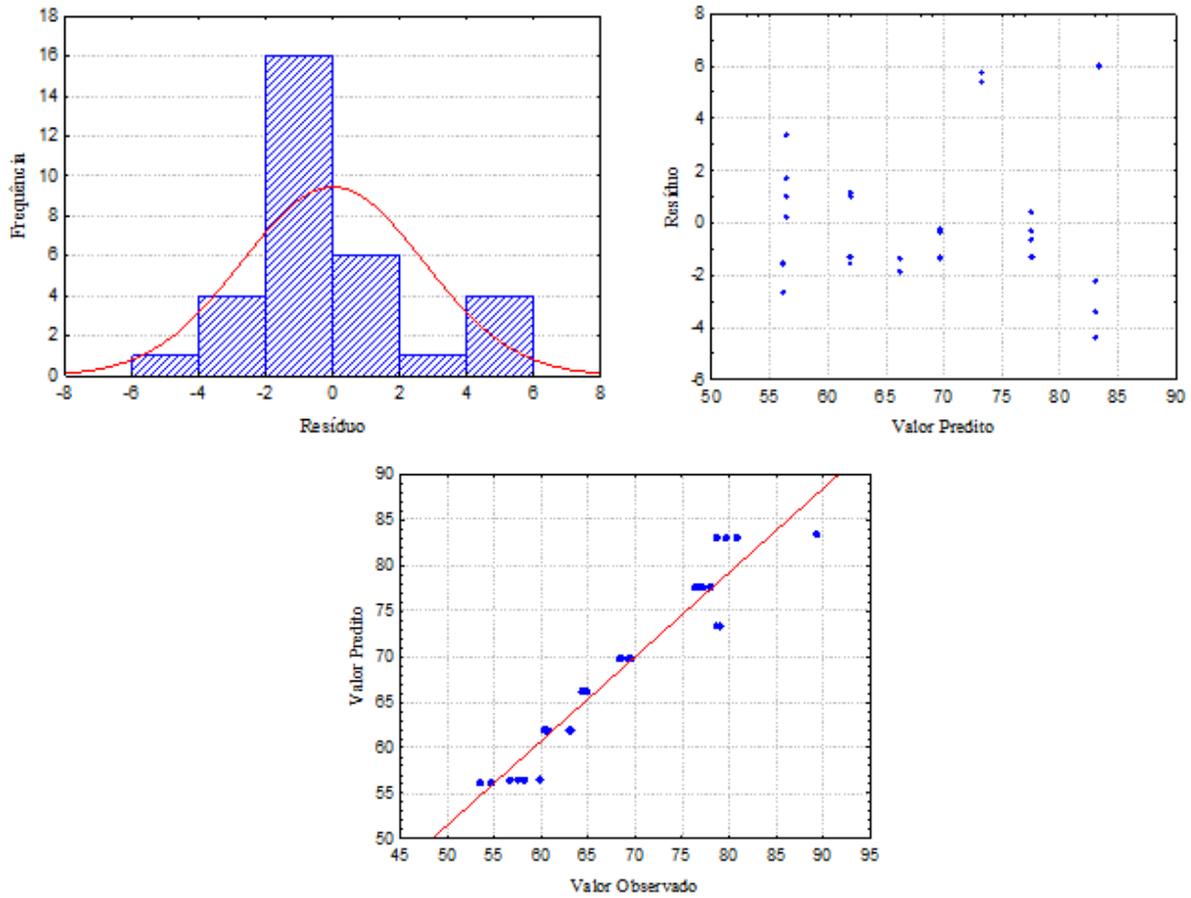


Figura A.6: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a eficiência de alimentação do PMI.

➤ CAR

- Resposta: Taxa mássica de sólidos

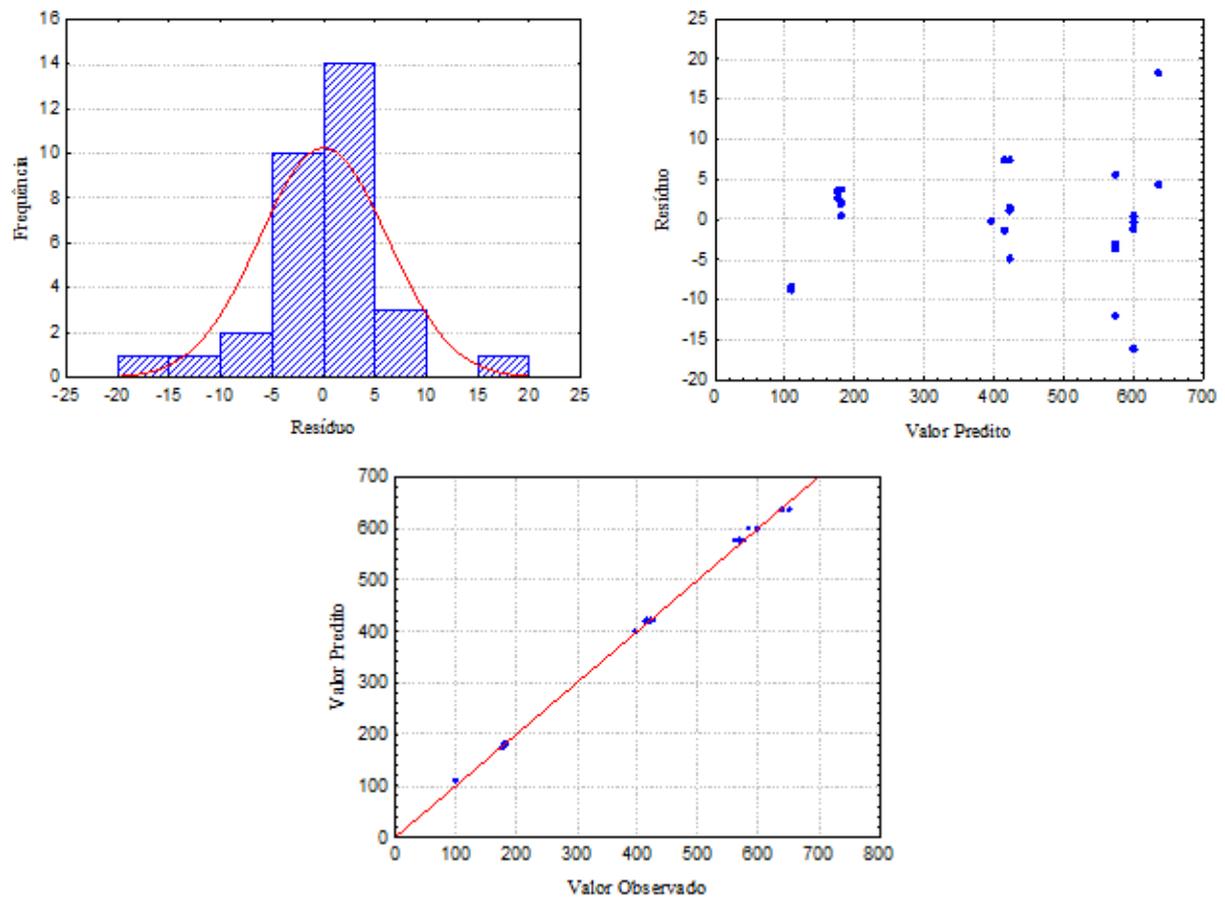


Figura A.7: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a taxa mássica de sólidos do CAR.

➤ CAR

▪ Resposta: Eficiência de alimentação

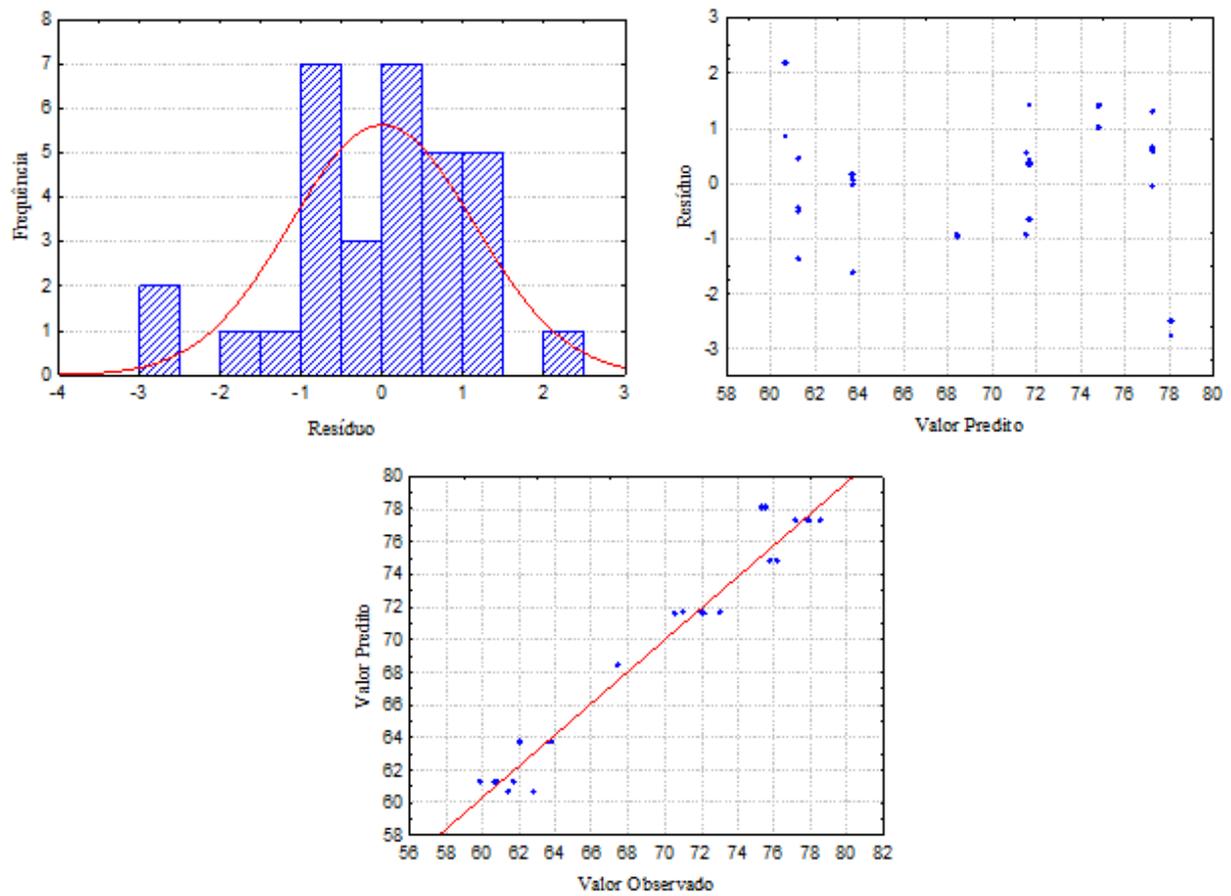


Figura A.8: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a eficiência de alimentação do CAR.

➤ FTR

- Resposta: Taxa mássica de sólidos

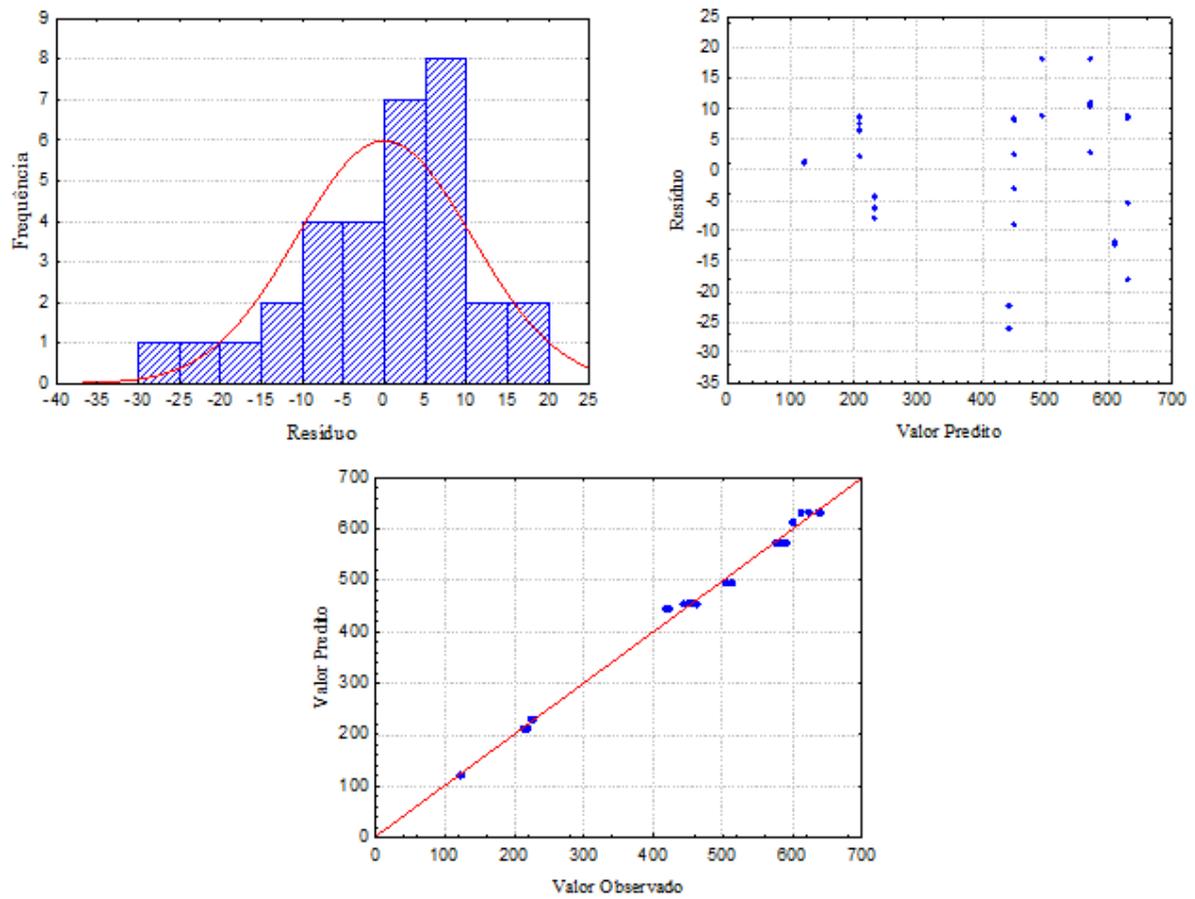


Figura A.9: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a taxa mássica de sólidos do FTR.

➤ FTR

▪ Resposta: Eficiência de alimentação

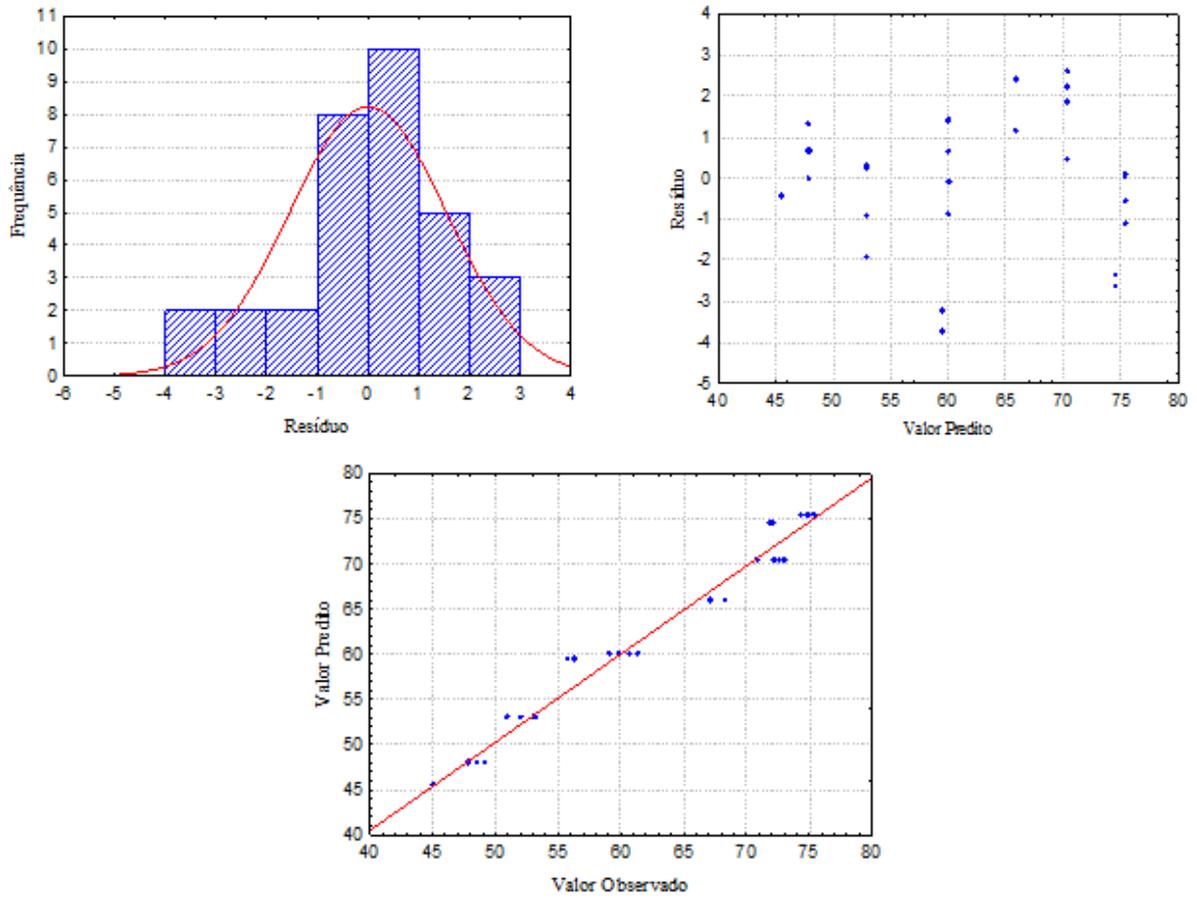


Figura A.10: Distribuição de resíduos para o modelo obtido tendo como resposta a eficiência de alimentação do FTR.

APÊNDICE 4

Dados utilizados na regressão não linear para a determinação dos parâmetros da correlação da queda de pressão no Tee de alimentação (Equação 6.6).

Tabela A1: Dados utilizados na regressão não linear para a determinação dos parâmetros da correlação da queda de pressão no Tee de alimentação.

	v_f (m/s)	ΔP_{Tee} (Pa)	D (m)	d_s (m)	Ψ (-)	ϕ (-)	ρ_s (kg/m ³)	ρ_f (kg/m ³)
SMI	12	111,2293	0,074	0,0006502	0,6490	0,6823	865,2000	1,1359
	14	137,3542	0,074	0,0006502	0,6490	0,5838	865,2000	1,1380
	16	164,1016	0,074	0,0006502	0,6490	0,5112	865,2000	1,1371
	18	189,9663	0,074	0,0006502	0,6490	0,4559	865,2000	1,1333
	20	217,5294	0,074	0,0006502	0,6490	0,4127	865,2000	1,1267
	12	180,0346	0,074	0,0006502	0,6490	1,4224	865,2000	1,1390
	14	224,0598	0,074	0,0006502	0,6490	1,2169	865,2000	1,1411
	16	271,5577	0,074	0,0006502	0,6490	1,0647	865,2000	1,1412
	18	317,6598	0,074	0,0006502	0,6490	0,9489	865,2000	1,1382
	20	365,2239	0,074	0,0006502	0,6490	0,8585	865,2000	1,1322
	12	220,6868	0,074	0,0006502	0,6490	2,1161	865,2000	1,1115
	14	283,4287	0,074	0,0006502	0,6490	1,8075	865,2000	1,1154
	16	342,9441	0,074	0,0006502	0,6490	1,5806	865,2000	1,1160
	18	401,2697	0,074	0,0006502	0,6490	1,4053	865,2000	1,1158
	20	460,9744	0,074	0,0006502	0,6490	1,2687	865,2000	1,1124
PMI	12	85,0205	0,074	0,0006534	0,3270	0,3265	737,9020	1,1375
	14	102,8079	0,074	0,0006534	0,3270	0,2800	737,9020	1,1369
	16	120,0158	0,074	0,0006534	0,3270	0,2452	737,9020	1,1359
	18	139,9439	0,074	0,0006534	0,3270	0,2189	737,9020	1,1309
	20	158,5380	0,074	0,0006534	0,3270	0,1983	737,9020	1,1237
	12	132,8216	0,074	0,0006534	0,3270	0,6994	737,9020	1,1235
	14	164,7844	0,074	0,0006534	0,3270	0,5976	737,9020	1,1272
	16	192,9417	0,074	0,0006534	0,3270	0,5224	737,9020	1,1282
	18	220,3034	0,074	0,0006534	0,3270	0,4655	737,9020	1,1255
	20	248,6520	0,074	0,0006534	0,3270	0,4204	737,9020	1,1216
	12	166,0546	0,074	0,0006534	0,3270	1,0434	737,9020	1,1142
	14	200,6321	0,074	0,0006534	0,3270	0,8887	737,9020	1,1213
	16	237,2979	0,074	0,0006534	0,3270	0,7757	737,9020	1,1240
	18	271,4079	0,074	0,0006534	0,3270	0,6922	737,9020	1,1197
	20	307,6834	0,074	0,0006534	0,3270	0,6212	737,9020	1,1229
	14	190,6497	0,074	0,0006964	0,7750	1,2219	1092,5100	1,1515
	16	236,2764	0,074	0,0006964	0,7750	1,1174	1092,5100	1,1406

MMO	18	278,4263	0,074	0,0006964	0,7750	1,0061	1092,5100	1,1300
	20	305,5240	0,074	0,0006964	0,7750	0,8936	1092,5100	1,1174
	14	326,7780	0,074	0,0006964	0,7750	2,8050	1092,5100	1,1208
	16	396,4798	0,074	0,0006964	0,7750	2,4987	1092,5100	1,1182
	18	457,4542	0,074	0,0006964	0,7750	2,2135	1092,5100	1,1130
	20	541,7365	0,074	0,0006964	0,7750	1,9958	1092,5100	1,1032
	14	404,2454	0,074	0,0006964	0,7750	4,1290	1092,5100	1,1184
	16	502,1360	0,074	0,0006964	0,7750	3,6321	1092,5100	1,1125
	18	595,0600	0,074	0,0006964	0,7750	3,2564	1092,5100	1,1030
	20	701,6199	0,074	0,0006964	0,7750	2,9569	1092,5100	1,0932
CAR	12	121,6397	0,074	0,0005591	0,3410	0,5670	918,1497	1,1866
	14	149,0379	0,074	0,0005591	0,3410	0,4895	918,1497	1,1780
	16	174,4475	0,074	0,0005591	0,3410	0,4323	918,1497	1,1672
	18	198,6152	0,074	0,0005591	0,3410	0,3868	918,1497	1,1597
	20	223,0698	0,074	0,0005591	0,3410	0,3519	918,1497	1,1471
	12	201,6386	0,074	0,0005591	0,3410	1,3727	918,1497	1,1638
	14	247,4777	0,074	0,0005591	0,3410	1,1875	918,1497	1,1546
	16	293,5313	0,074	0,0005591	0,3410	1,0403	918,1497	1,1533
	18	338,5218	0,074	0,0005591	0,3410	0,9314	918,1497	1,1455
	20	379,2996	0,074	0,0005591	0,3410	0,8446	918,1497	1,1373
	12	252,0953	0,074	0,0005591	0,3410	1,9516	918,1497	1,1390
	14	315,2451	0,074	0,0005591	0,3410	1,6708	918,1497	1,1404
	16	380,9794	0,074	0,0005591	0,3410	1,4617	918,1497	1,1406
	18	444,7335	0,074	0,0005591	0,3410	1,3027	918,1497	1,1375
20	501,4074	0,074	0,0005591	0,3410	1,1777	918,1497	1,1325	
FTR	12	132,2786	0,074	0,0003389	0,6150	0,6712	1069,3619	1,1858
	14	163,1586	0,074	0,0003389	0,6150	0,5925	1069,3619	1,1772
	16	194,4505	0,074	0,0003389	0,6150	0,5181	1069,3619	1,1682
	18	221,7724	0,074	0,0003389	0,6150	0,4756	1069,3619	1,1581
	20	250,9689	0,074	0,0003389	0,6150	0,4530	1069,3619	1,1465
	12	215,8972	0,074	0,0003389	0,6150	1,6646	1069,3619	1,1631
	14	265,5508	0,074	0,0003389	0,6150	1,4205	1069,3619	1,1540
	16	318,7492	0,074	0,0003389	0,6150	1,2441	1069,3619	1,1508
	18	375,9408	0,074	0,0003389	0,6150	1,1102	1069,3619	1,1427
	20	422,4645	0,074	0,0003389	0,6150	1,0053	1069,3619	1,1333
	12	273,1373	0,074	0,0003389	0,6150	2,1122	1069,3619	1,1391
	14	337,1433	0,074	0,0003389	0,6150	1,8043	1069,3619	1,1397
	16	398,2608	0,074	0,0003389	0,6150	1,5773	1069,3619	1,1386
	18	467,4442	0,074	0,0003389	0,6150	1,4080	1069,3619	1,1333
20	526,7870	0,074	0,0003389	0,6150	1,2682	1069,3619	1,1319	

APÊNDICE 5

Valores dos parâmetros obtidos pelo ajuste da Equação 7.1 aos dados experimentais e os comprimentos de aceleração para cada material e condição operacional avaliados.

Tabela A2: Valores dos parâmetros obtidos pelo ajuste da Equação 7.1 aos dados experimentais e dos comprimentos de aceleração.

Material	v_f (m/s)	\dot{m}_s (kg/h)	a_1 (Pa)	a_2 (m)	a_3 (Pa)	a_4 (Pa/m)	R^2	L_{ac} (m)
MMO	14	229	55,20	0,51	1158,00	-46,81	1,000	2,34
	16		67,87	0,54	1415,31	-57,13	1,000	2,49
	18		67,33	0,56	1686,32	-68,52	1,000	2,58
	20		82,30	0,67	2011,01	-78,71	1,000	3,07
	14	678	148,78	0,52	1870,17	-73,34	1,000	2,42
	16		214,50	0,59	2076,99	-82,69	1,000	2,70
	18		271,30	0,61	2257,70	-91,62	0,999	2,80
	20		299,54	0,70	2558,91	-105,78	0,999	3,23
	14	1001	176,33	0,57	2569,16	-111,16	1,000	2,61
	16		276,93	0,59	2746,97	-112,81	0,999	2,72
	18		374,55	0,90	3053,21	-122,99	0,999	4,14
	20		466,40	1,00	3247,62	-135,91	0,999	4,59
	14	1284	238,07	0,58	3205,95	-125,94	0,999	2,68
	16		384,28	0,72	3287,60	-130,02	0,999	3,33
	18		451,97	0,93	3551,32	-149,96	0,999	4,26
	20		557,77	1,31	3786,03	-157,00	0,999	6,04
	14	1483	289,50	0,59	3551,99	-141,98	0,999	2,71
	16		536,86	0,94	3479,67	-141,17	0,998	4,32
	18		523,59	1,03	3838,38	-176,93	0,999	4,73
	20		649,88	1,33	4100,04	-179,51	0,999	6,12
SMI	14	95	50,25	0,41	1001,59	-37,94	1,000	1,88
	16		44,01	0,43	1351,50	-49,49	1,000	1,96
	18		67,47	0,46	1620,11	-59,25	1,000	2,11
	20		59,83	0,49	1907,17	-67,95	1,000	2,26
	14	262	78,12	0,45	1194,97	-46,55	1,000	2,06
	16		129,64	0,50	1508,51	-57,75	1,000	2,29
	18		145,05	0,56	1732,12	-67,15	1,000	2,58
	20		151,87	0,61	1969,75	-77,52	1,000	2,79
	14	437	188,19	0,48	1412,20	-57,81	1,000	2,22

	16		181,79	0,62	1682,98	-67,49	1,000	2,86	
	18		249,55	0,67	1898,83	-73,02	1,000	3,10	
	20		274,33	0,71	2148,55	-84,51	1,000	3,28	
	14	543	199,37	0,53	1649,31	-66,18	1,000	2,45	
	16		276,32	0,67	1850,23	-74,85	1,000	3,06	
	18		335,81	0,69	2054,57	-78,40	1,000	3,16	
	20		374,44	0,75	2341,67	-92,23	1,000	3,47	
	14	631	230,82	0,59	1921,98	-76,54	1,000	2,71	
	16		338,41	0,68	2008,94	-79,70	1,000	3,15	
	18		366,85	0,70	2169,22	-83,13	1,000	3,24	
	20		412,61	0,78	2471,53	-96,98	1,000	3,58	
PMI	14	46	96,66	0,07	1016,43	-38,46	0,999	0,34	
	16		37,30	0,33	1278,99	-47,26	1,000	1,51	
	18		30,74	0,41	1543,79	-58,29	1,000	1,90	
	20		33,19	0,44	1847,49	-69,48	1,000	2,01	
	14	127	65,32	0,20	1086,56	-43,36	1,000	0,92	
	16		65,20	0,40	1355,99	-54,93	1,000	1,82	
	18		55,02	0,45	1623,53	-64,92	1,000	2,08	
	20		52,77	0,51	1911,67	-75,47	0,999	2,34	
	14	216	75,74	0,39	1227,89	-50,13	1,000	1,79	
	16		91,85	0,45	1492,78	-63,73	1,000	2,08	
	18		83,20	0,54	1749,12	-72,89	1,000	2,47	
	20		90,87	0,60	2037,53	-83,28	1,000	2,77	
	14	248	103,92	0,45	1319,39	-55,20	1,000	2,06	
	16		147,71	0,46	1568,26	-65,42	0,999	2,14	
	18		144,81	0,59	1821,75	-74,98	1,000	2,73	
	20		98,25	0,62	2137,78	-89,70	1,000	2,84	
	14	278	125,77	0,47	1357,29	-56,47	1,000	2,16	
	16		161,60	0,58	1590,35	-66,45	1,000	2,67	
	18		180,18	0,60	1851,53	-75,94	1,000	2,74	
	20		146,95	0,62	2174,63	-93,72	1,000	2,88	
	CAR	14	91	57,34	0,35	1043,49	-38,79	1,000	1,63
		16		64,72	0,49	1305,21	-47,17	1,000	2,24
		18		63,75	0,63	1604,79	-56,78	1,000	2,89
		20		69,59	0,67	1904,72	-66,33	1,000	3,10
14		260	129,74	0,37	1233,82	-46,82	0,999	1,69	
16			145,92	0,67	1491,26	-54,98	1,000	3,07	
18			172,51	0,89	1746,52	-63,92	0,999	4,08	
20			202,43	1,10	1999,60	-71,76	0,999	5,06	
14		413	185,91	0,38	1457,58	-55,15	0,999	1,73	

	16		205,66	0,71	1730,30	-65,83	0,999	3,25
	18		266,65	0,97	1976,91	-72,08	0,999	4,46
	20		327,58	1,21	2208,11	-78,17	0,999	5,56
	14	538	221,73	0,38	1743,43	-65,76	1,000	1,76
	16		258,22	0,75	1922,90	-73,31	0,999	3,45
	18		333,36	1,08	2163,06	-78,28	1,000	4,97
	20		420,73	1,29	2395,28	-83,64	0,999	5,94
	14	654	235,29	0,42	2002,10	-75,29	1,000	1,96
	16		314,07	0,76	2119,50	-81,19	0,999	3,51
	18		405,96	1,10	2339,51	-84,36	0,999	5,08
	20		509,93	1,36	2604,01	-89,97	0,999	6,27
FTR	14	105	39,13	0,38	1068,19	-41,53	1,000	1,75
	16		50,69	0,42	1287,04	-49,40	1,000	1,94
	18		62,29	0,49	1562,24	-61,54	1,000	2,27
	20		56,44	0,52	1884,15	-71,74	1,000	2,42
	14	308	89,01	0,43	1549,05	-67,37	1,000	1,99
	16		148,50	0,45	1667,26	-68,94	0,999	2,06
	18		171,58	0,64	1857,83	-74,39	1,000	2,97
	20		185,74	0,66	2191,31	-89,52	1,000	3,04
	14	444	209,55	0,46	1822,88	-78,26	0,999	2,11
	16		209,94	0,48	1927,77	-79,86	1,000	2,22
	18		282,57	0,71	2154,95	-87,21	1,000	3,26
	20		306,82	0,95	2471,44	-102,10	1,000	4,36
	14	547	290,34	0,68	2203,83	-92,62	0,999	3,14
	16		228,55	0,70	2182,68	-88,84	0,999	3,23
	18		341,23	0,80	2290,01	-92,72	1,000	3,70
	20		406,13	0,99	2590,47	-103,57	1,000	4,56
	14	576	335,03	0,70	2358,73	-108,70	0,999	3,22
	16		315,42	1,10	2283,06	-99,21	0,999	5,05
	18		413,28	1,19	2440,56	-105,77	0,999	5,48
	20		462,88	1,29	2674,33	-106,11	1,000	5,92

APÊNDICE 6

Dados experimentais e preditos da queda de pressão na região de fluxo totalmente desenvolvido em função da velocidade do ar, para todas as biomassas avaliadas.

Tabela A3: Dados experimentais e preditos da queda de pressão na região de fluxo totalmente desenvolvido em função da velocidade do ar.

Material	Experimental				Yang		Weber		Patro e Dash		Michaelides	
	\dot{m}_s (kg/h)	v_f (m/s)	ϕ (-)	$\Delta P/L$ (Pa/m)	$\Delta P/L$ (Pa/m)	DE (%)						
MMO	229	14	0,92	46,81	45,18	3,48	51,98	11,04	46,08	1,55	39,07	16,54
		16	0,82	57,13	55,24	3,31	57,63	7,21	57,44	0,55	46,94	17,83
		18	0,74	68,52	66,02	3,64	64,44	5,96	69,86	1,95	55,54	18,95
		20	0,68	78,71	77,64	1,35	72,39	8,02	83,40	5,96	64,94	17,49
	678	14	2,84	73,34	64,23	12,42	75,94	3,55	51,31	30,03	55,17	24,77
		16	2,48	82,69	77,37	6,44	79,21	4,22	63,50	23,21	63,12	23,67
		18	2,21	91,62	91,3	0,35	84,18	8,12	76,75	16,23	71,85	21,58
		20	2,00	105,78	105,81	0,03	90,38	14,56	90,85	14,11	81,16	23,27
	1001	14	4,21	111,16	76,24	31,41	90,27	18,79	55,70	49,89	66,97	39,75
		16	3,67	112,81	90,8	19,51	91,68	18,73	68,16	39,58	74,86	33,64
		18	3,30	122,99	107,57	12,53	96,25	21,74	82,16	33,20	83,78	31,88
		20	2,99	135,91	124,76	8,20	101,91	25,02	97,00	28,63	93,23	31,41
	1284	14	5,40	125,94	86,16	31,59	101,81	19,16	59,72	52,58	77,37	38,57
		16	4,74	130,02	102,87	20,88	102,62	21,08	72,79	44,02	85,49	34,25
		18	4,23	149,96	120,33	19,76	105,53	29,63	86,90	42,05	94,27	37,14
		20	3,82	157,00	138,32	11,90	109,99	29,94	101,87	35,11	103,58	34,03
	1483	14	6,29	141,98	92,78	34,65	109,30	23,01	62,53	55,96	84,64	40,38
		16	5,56	141,17	110,28	22,32	108,99	23,23	75,66	46,71	92,57	34,80
		18	4,96	176,93	128,69	9,36	111,22	21,66	89,94	36,65	101,27	28,67
		20	4,44	179,51	147,92	4,19	115,46	18,68	105,35	25,80	110,72	22,02
SMI	95	14	0,40	37,94	38,67	1,92	42,26	11,40	44,28	16,70	34,18	9,91
		16	0,34	49,49	47,85	3,31	49,03	0,93	55,86	12,88	42,24	14,64
		18	0,29	59,25	57,64	2,72	56,74	4,24	68,53	15,66	51,03	13,88
		20	0,28	67,95	68,96	1,48	65,97	2,91	82,31	21,13	60,87	10,43
	262	14	1,07	46,55	48,13	3,39	54,25	16,53	46,44	0,24	40,34	13,35
		16	0,95	57,75	59,16	2,45	60,17	4,20	58,39	1,12	48,62	15,81
		18	0,82	67,15	70,21	4,56	66,66	0,73	71,12	5,92	57,19	14,83
		20	0,74	77,52	82,44	6,35	74,66	3,68	85,01	9,66	66,77	13,86

	437	14	1,79	57,81	56,35	2,52	64,20	11,07	48,58	15,97	46,60	19,39	
		16	1,57	67,49	68,51	1,52	68,91	2,11	60,59	10,21	54,74	18,89	
		18	1,40	73,02	81,27	11,29	74,88	2,54	73,60	0,79	63,50	13,04	
		20	1,27	84,51	94,28	11,56	81,60	3,44	87,12	3,09	72,58	14,12	
	543	14	2,23	66,18	61,17	7,57	69,93	5,66	50,01	24,43	50,59	23,55	
		16	1,99	74,85	74,43	0,55	74,36	0,65	62,29	16,78	58,98	21,19	
		18	1,73	78,40	87,04	11,02	79,08	0,87	75,09	4,21	67,09	14,42	
		20	1,58	92,23	100,82	9,31	85,42	7,38	88,67	3,86	76,17	17,41	
	631	14	2,62	76,54	65,01	15,06	74,41	2,77	51,19	33,12	53,91	29,56	
		16	2,28	79,70	78,32	1,73	77,89	2,27	63,43	20,41	61,89	22,35	
		18	2,02	83,13	92,21	10,92	82,83	0,36	76,58	7,88	70,47	15,23	
		20	1,86	96,98	106,4	9,71	88,64	8,60	90,11	7,09	79,37	18,15	
PMI	46	14	0,18	38,46	35,52	7,65	37,79	1,76	44,16	14,82	32,64	15,15	
		16	0,16	47,26	44,23	6,42	45,11	4,56	55,47	17,36	40,63	14,03	
		18	0,15	58,29	53,66	7,94	53,27	8,61	67,87	16,44	49,39	15,27	
		20	0,13	69,48	63,72	8,29	62,17	10,52	81,14	16,79	58,77	15,42	
	127	14	0,50	43,36	40,94	5,58	44,91	3,58	45,15	4,12	35,55	18,02	
		16	0,44	54,93	50,39	8,26	51,36	6,50	56,49	2,85	43,47	20,87	
		18	0,41	64,92	60,97	6,09	59,18	8,85	69,04	6,35	52,35	19,36	
		20	0,37	75,47	71,95	4,66	67,59	10,45	82,40	9,18	61,72	18,22	
	216	14	0,86	50,13	46,09	8,05	51,40	2,55	46,22	7,79	38,81	22,58	
		16	0,76	63,73	56,44	11,44	57,26	10,15	57,79	9,33	46,80	26,56	
		18	0,70	72,89	67,82	6,95	64,48	11,53	70,39	3,42	55,66	23,64	
		20	0,62	83,28	79,22	4,88	72,18	13,33	83,83	0,66	64,85	22,13	
	248	14	0,97	55,20	47,56	13,84	53,22	3,59	46,55	15,67	39,81	27,89	
		16	0,87	65,42	58,25	10,96	58,98	9,84	58,14	11,13	47,86	26,85	
		18	0,79	74,98	69,74	6,99	65,93	12,08	70,78	5,61	56,64	24,46	
		20	0,74	89,70	82,49	8,03	74,20	17,28	84,52	5,77	66,37	26,00	
	278	14	1,08	56,47	48,98	13,26	54,97	2,66	46,89	16,96	40,80	27,74	
		16	0,98	66,45	60,13	9,51	60,76	8,56	58,58	11,84	49,00	26,26	
		18	0,90	75,94	72,17	4,96	67,76	10,77	71,32	6,07	57,95	23,69	
		20	0,81	93,72	84,26	10,10	75,28	19,68	84,90	9,41	67,22	28,28	
	CAR	91	14	0,36	38,79	38,87	0,20	41,74	7,60	44,42	14,50	34,05	12,21
			16	0,33	47,17	47,88	1,50	48,35	2,49	55,35	17,33	41,78	11,44
			18	0,30	56,78	58,05	2,24	56,33	0,80	67,87	19,54	50,62	10,85
			20	0,27	66,33	68,43	3,16	64,69	2,48	80,89	21,95	59,77	9,89
260		14	1,05	46,82	49,25	5,18	54,10	15,54	46,50	0,70	40,28	13,99	
		16	0,94	54,98	59,89	8,92	59,38	7,99	57,73	5,00	48,03	12,64	
		18	0,84	63,92	71,37	11,65	66,05	3,32	70,30	9,97	56,67	11,35	
		20	0,77	71,76	83,17	15,90	73,43	2,33	83,47	16,32	65,70	8,44	

	413	14	1,67	55,15	57,26	3,83	63,28	14,75	48,53	12,01	45,98	16,63
		16	1,49	65,83	69,03	4,86	67,46	2,47	59,97	8,89	53,66	18,48
		18	1,34	72,08	81,74	13,40	73,35	1,75	72,69	0,84	62,26	13,62
		20	1,22	78,17	94,77	21,24	80,07	2,43	86,04	10,07	71,26	8,84
	538	14	2,20	65,76	63,38	3,62	70,13	6,64	50,18	23,69	50,71	22,90
		16	1,94	73,31	75,84	3,45	73,35	0,06	61,78	15,72	58,20	20,60
		18	1,75	78,28	89,44	14,26	78,62	0,44	74,60	4,70	66,76	14,72
		20	1,60	83,64	103,65	23,92	85,07	1,70	88,26	5,52	75,89	9,26
	654	14	2,69	75,29	68,7	8,76	75,99	0,93	51,72	31,30	55,06	26,88
		16	2,37	81,19	81,98	0,97	78,60	3,20	63,52	21,77	62,53	22,98
		18	2,11	84,36	95,98	13,77	83,06	1,55	76,37	9,48	70,78	16,10
		20	1,95	89,97	111,47	23,90	89,39	0,64	90,32	0,39	80,20	10,86
FTR	105	14	0,43	41,53	42,7	2,81	43,30	4,26	44,65	7,49	34,76	16,30
		16	0,38	49,40	52,01	5,29	49,49	0,18	55,56	12,47	42,36	14,24
		18	0,33	61,54	62,27	1,19	57,06	7,27	68,02	10,53	51,05	17,05
		20	0,31	71,74	74,12	3,32	65,98	8,03	81,48	13,58	60,65	15,45
	308	14	1,27	67,37	57,5	14,65	57,36	14,86	47,06	30,14	42,21	37,34
		16	1,11	68,94	68,98	0,05	61,92	10,18	58,34	15,38	49,73	27,86
		18	0,99	74,39	81,97	10,20	68,53	7,87	71,06	4,47	58,51	21,35
		20	0,90	89,52	95,32	6,48	75,97	15,14	84,57	5,53	67,76	24,31
	444	14	1,83	78,26	65,72	16,02	64,92	17,04	48,67	37,80	47,09	39,82
		16	1,61	79,86	78,95	1,14	69,07	13,51	60,39	24,39	54,88	31,28
		18	1,43	87,21	92,96	6,60	74,78	14,25	73,19	16,08	63,45	27,24
		20	1,30	102,10	107,77	5,55	81,71	19,97	86,87	14,92	72,72	28,78
	547	14	2,26	92,62	71,64	22,65	70,33	24,07	49,99	46,02	50,89	45,06
		16	1,99	88,84	85,82	3,40	73,89	16,83	61,84	30,40	58,65	33,98
		18	1,77	92,72	100,75	8,66	79,13	14,65	74,78	19,35	67,20	27,53
		20	1,60	103,57	116,53	12,51	85,71	17,24	88,63	14,42	76,47	26,16
	576	14	2,38	108,70	73,23	32,63	71,77	33,97	50,37	53,66	51,95	52,21
		16	2,09	99,21	87,55	11,75	75,09	24,31	62,21	37,29	59,63	39,90
		18	1,87	105,77	103,01	2,61	80,38	24,00	75,24	28,86	68,31	35,41
		20	1,69	106,11	118,85	12,00	86,72	18,28	89,05	16,08	77,47	27,00

APÊNDICE 7

O código feito no Maple para o cálculo da perda de carga em trechos horizontais na região de escoamento completamente desenvolvido aplicando o modelo de Yang (1974) se encontra apresentado abaixo, utilizando como exemplo o transporte pneumático do MMO a 18 m.s^{-1} e $229,79 \text{ kg.h}^{-1}$.

>restart;

$g := 9.80665$ */Aceleração da gravidade*

Propriedades da Particula

$\rho_p := 1092.51$ */Densidade da partícula*

$d_p := 0.00069644$ */Diâmetro médio da partícula*

Propriedades do ar

$\nu_f := 1.940110^{-5}$ */Viscosidade do ar*

$\rho_f := 1.1128$ */Densidade do ar*

Dados da Linha de Transporte

$v := 18$ */Velocidade média do ar*

$D_i := 0.074$ */Diâmetro interno da tubulação*

$A_{st} := \frac{3.14 \cdot (D_i^2)}{4}$ */Área da seção transversal da tubulação*

Condições Operacionais

$m_s := \frac{229.79}{3600}$ */Vazão mássica de sólidos*

$m_{ar} := \rho_f \cdot v \cdot A_{st}$ */Vazão mássica de ar*

$c_s := \frac{m_s}{m_{ar}}$ */Carga de sólidos*

Queda de Pressão no Trecho Horizontal – Yang (1974)

$Re_f := \frac{D_i \cdot \rho_f \cdot v}{\nu_f}$ */Número de Reynolds do gás*

$fL := 0.0014 + \frac{0.125}{Re_f^{0.32}}$ */Fator de atrito-Equação 2.6*

$Re_p := \frac{(v-c) \cdot d_p \cdot \rho_f}{\nu_f}$ */Reynolds relacionado a velocidade terminal da partícula*

$C_{ds} := 24 \cdot Re_p^{-1} + 3.6 \cdot Re_p^{-0.313}$ */Coeficiente de arraste de uma única partícula*

$$v_t := \left(\frac{4 \cdot dp \cdot (\rho_p - \rho_f) \cdot g}{3 \cdot \rho_f \cdot Cds} \right)^{0.5} \quad \text{/Velocidade terminal da partícula}$$

$$e := 1 - \frac{ms}{\rho_p \cdot A_{st} \cdot c} \quad \text{/Porosidade no leito de transporte pneumático}$$

$$v_e := \frac{v}{e} \quad \text{/Velocidade superficial do gás}$$

$$fap_{yh1} := \frac{0.117 \cdot (1 - e)}{e^3} \cdot \left(\frac{Re_{pf} \cdot (1 - e) \cdot v_e}{Re_p \cdot (g \cdot Di)^{0.5}} \right)^{-1.15} \quad \text{/Fator de atrito de Yang (1974)}$$

$$f := \left(v_e - \left(\frac{fap_{yh1} \cdot c^2 \cdot e^{4.7}}{2 \cdot g \cdot Di} \cdot \frac{4 \cdot dp \cdot (\rho_p - \rho_f) \cdot g}{3 \cdot Cds \cdot \rho_f} \right)^{0.5} \right)^{-c} \quad \text{/Velocidade da partícula (c=v_s)}$$

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

$$Dp_{fg} := \frac{2 \cdot fL \cdot \rho_f \cdot e \cdot v_e^2}{Di} \quad \text{/Perda de carga por atrito dos sólido} \left(\frac{\Delta P_{fg}}{L} \right)$$

$$Dp_{fs} := \frac{fap_{yh1} \cdot \rho_p \cdot (1 - e) \cdot c^2}{2Di} \quad \text{/Perda de carga por atrito do gás} \left(\frac{\Delta P_{fs}}{L} \right)$$

$$Dp_{hy} := Dp_{fg} + Dp_{fs} \quad \text{/Perda de carga total}$$

APÊNDICE 8

Previsão da queda de pressão no trecho horizontal na região de fluxo totalmente desenvolvido.

Previsão para o sabugo de milho

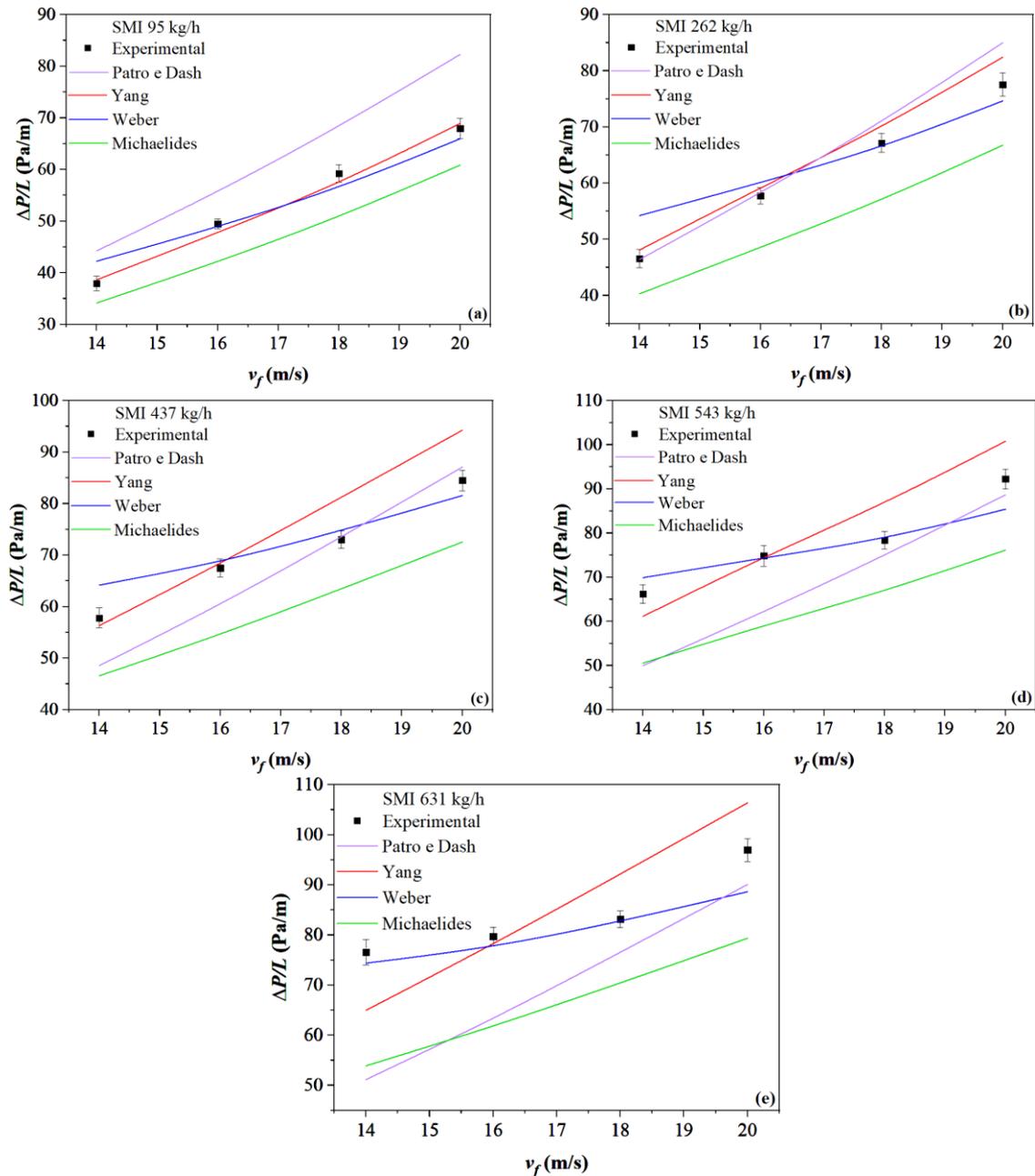


Figura A11: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o SMI a 95 kg/h (a), 262 kg/h (b), 437 kg/h (c), 543 kg/h (d) e 631 kg/h (e).

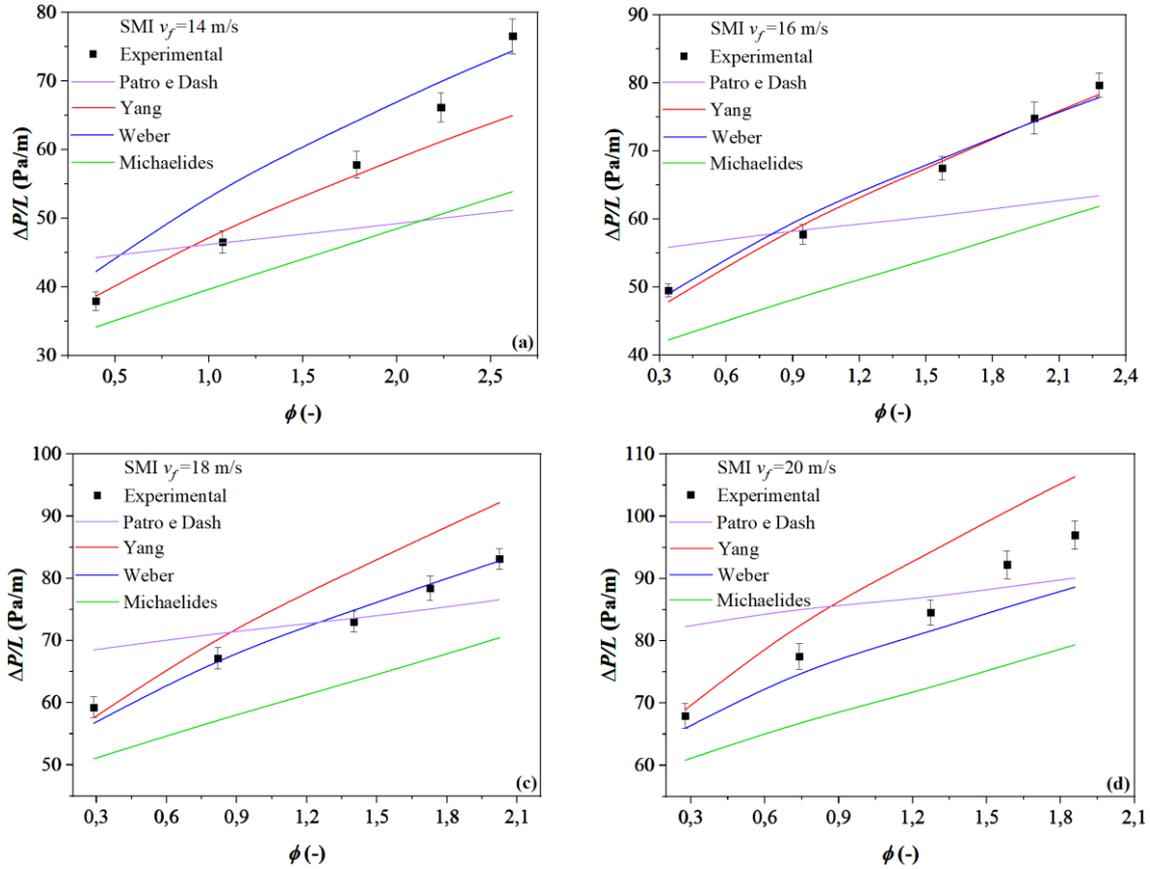


Figura A12: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de SMI, considerando a velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

Previsão para a palha de milho

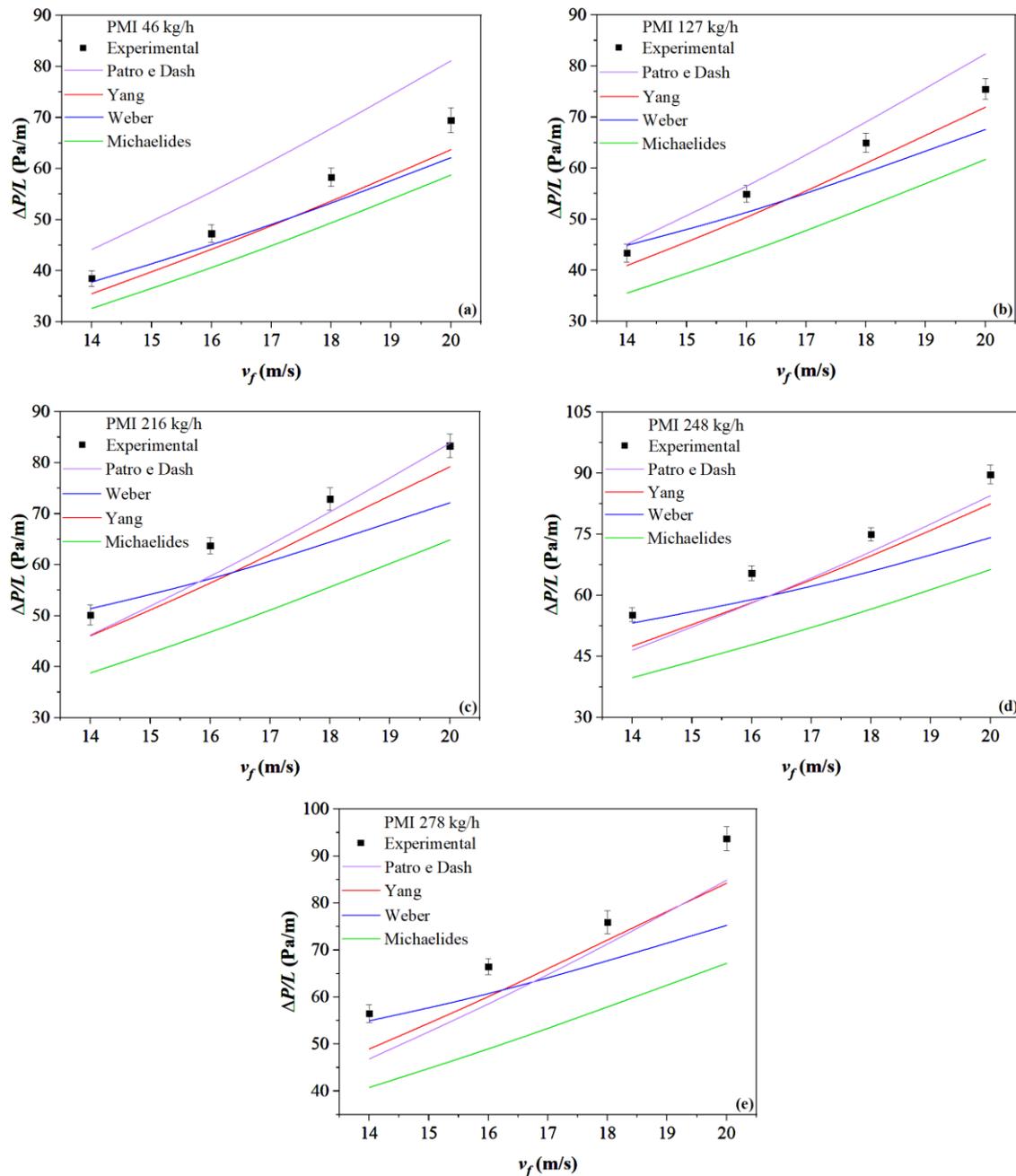


Figura A13: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o PMI a 46 kg/h (a), 127 kg/h (b), 216 kg/h (c), 248 kg/h (d) e 278 kg/h (e).

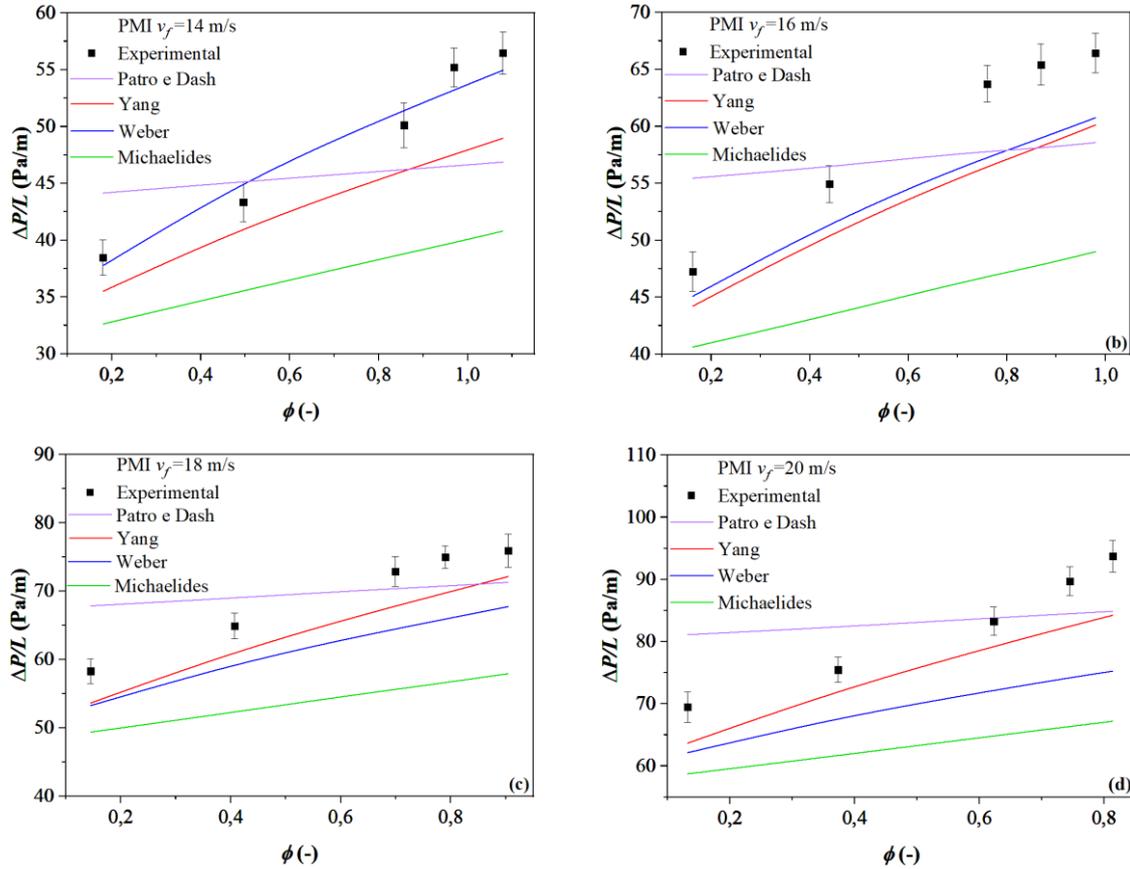


Figura A14: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de PMI, considerando a velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

Previsão para a casca de arroz

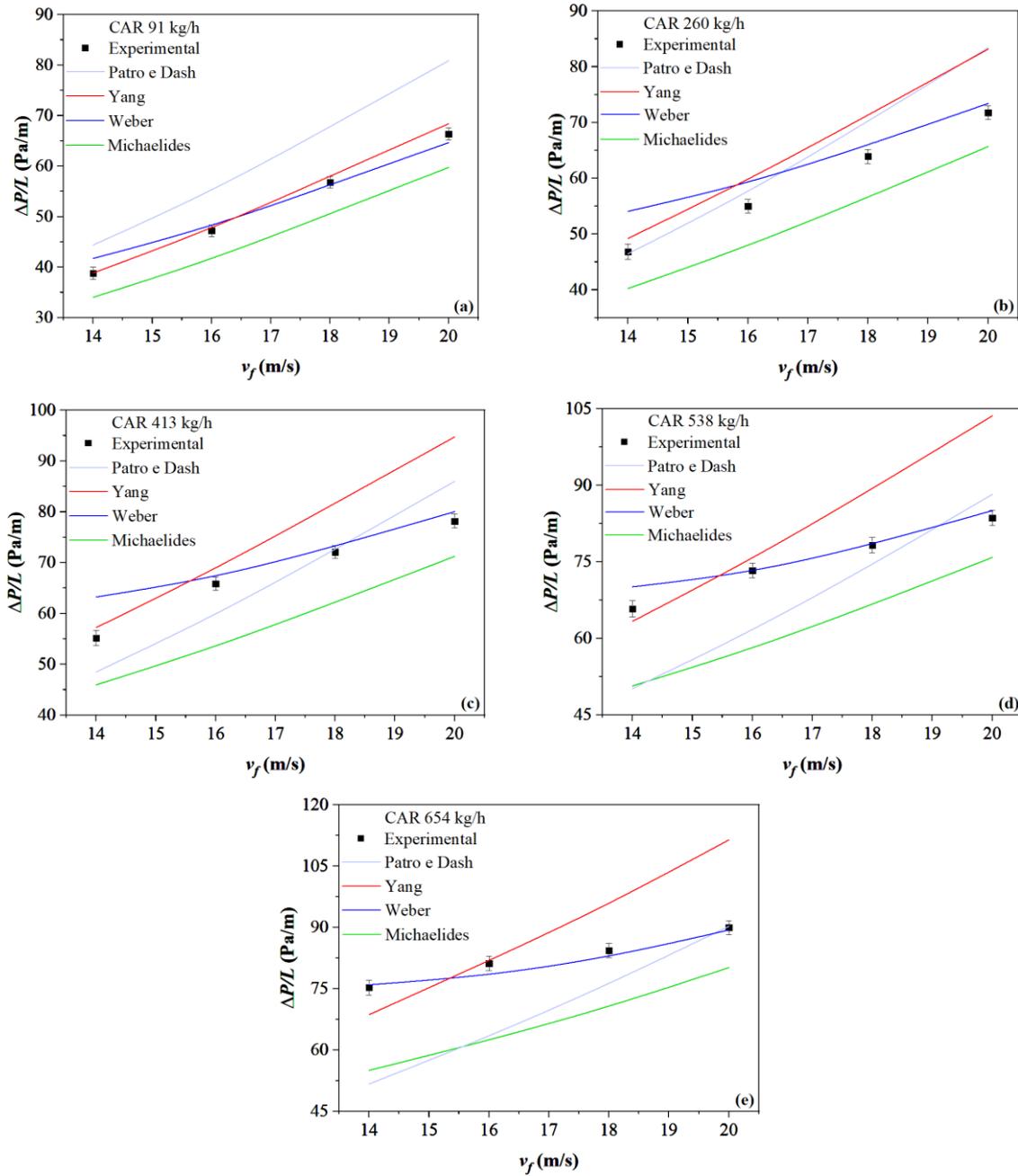


Figura A15: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o CAR a 91 kg/h (a), 260 kg/h (b), 413 kg/h (c), 538 kg/h (d) e 654 kg/h (e).

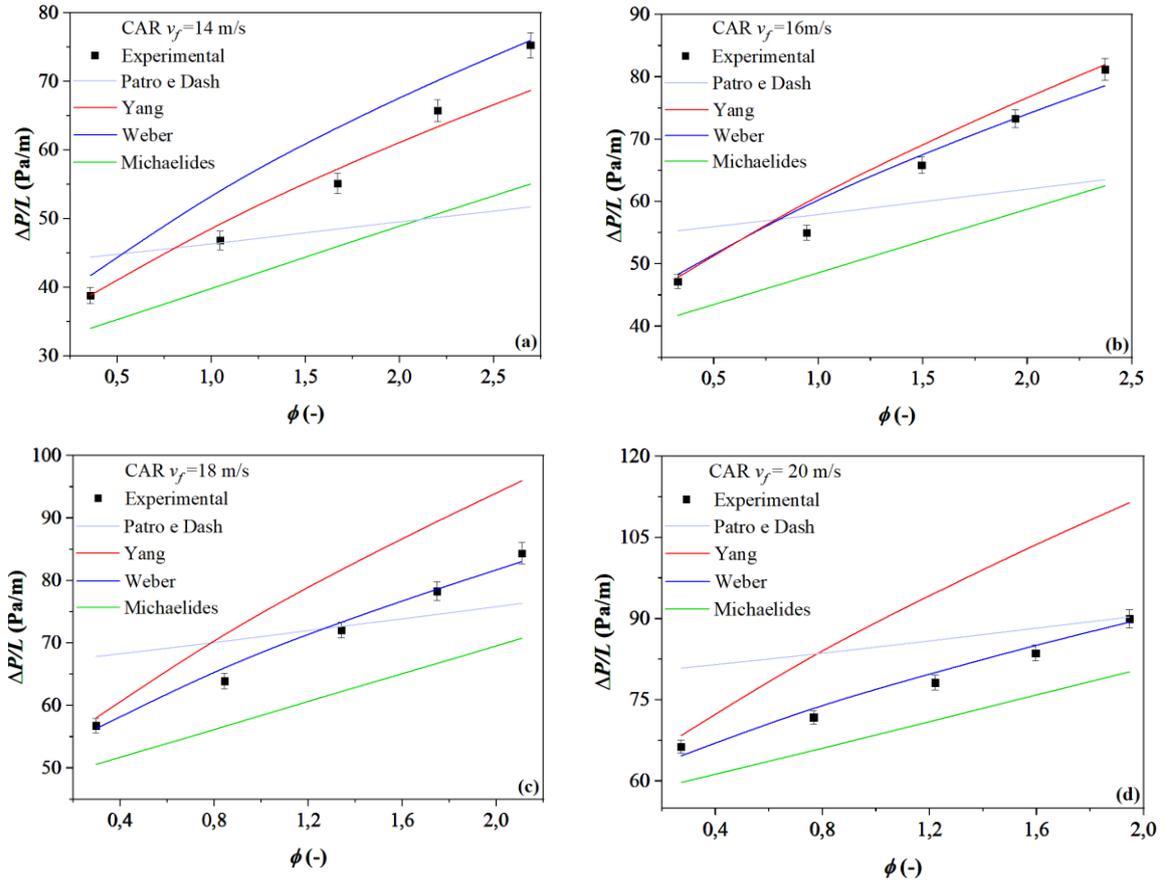


Figura A16 Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de CAR, considerando a velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).

Previsão para o farelo de trigo

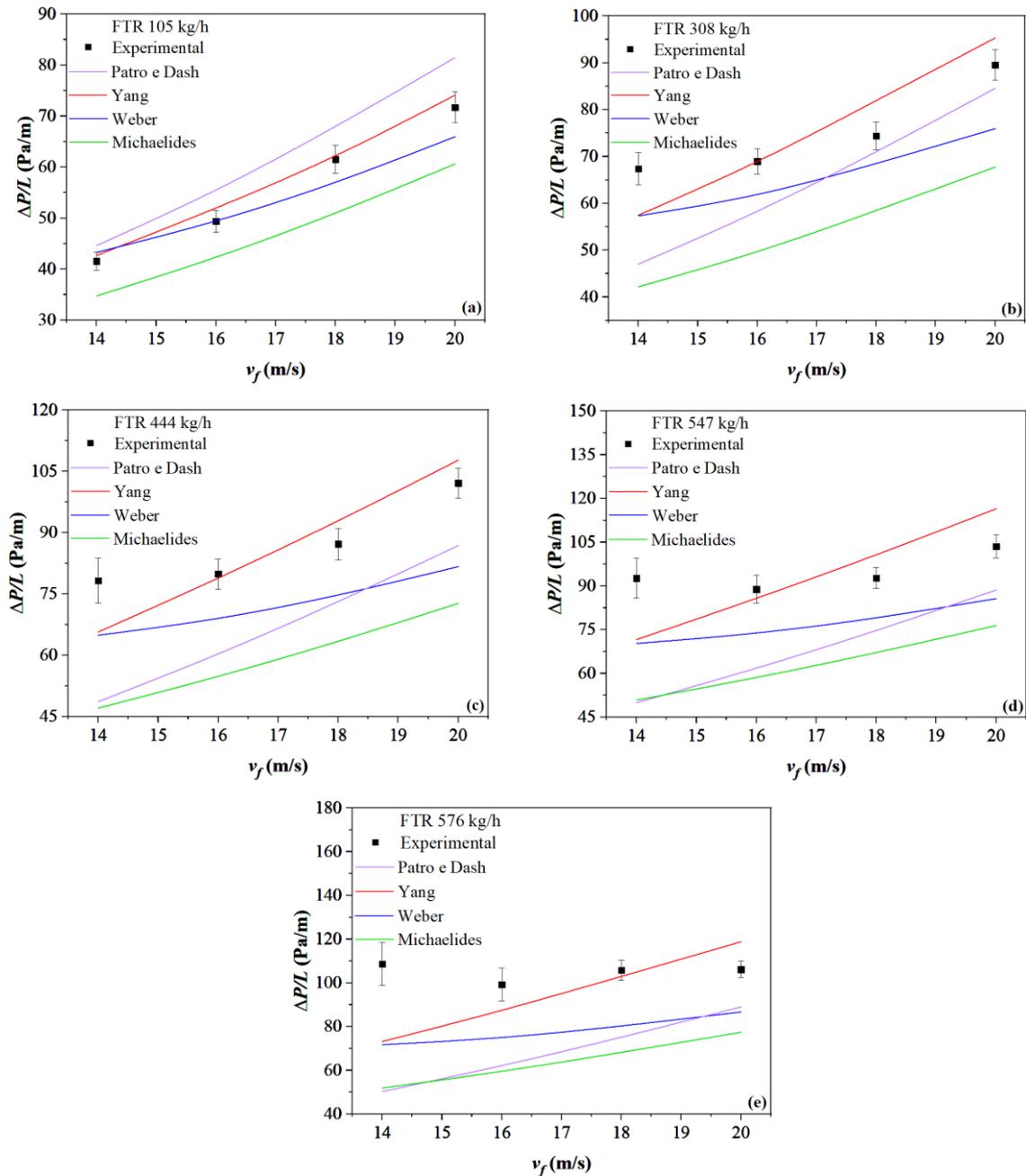


Figura A17: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função de velocidade do ar, para o FTR a 105 kg/h (a), 308 kg/h (b), 444 kg/h (c), 547 kg/h (d) e 576 kg/h (e).

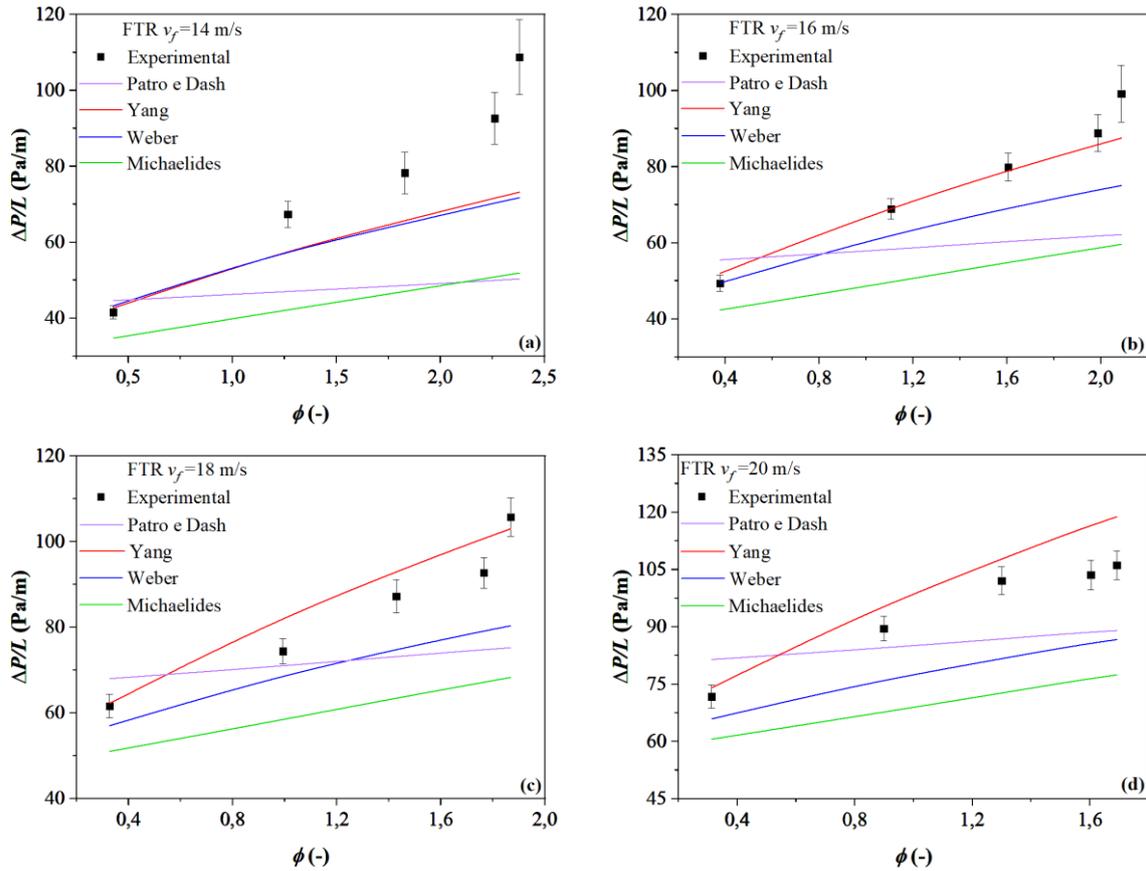


Figura A18: Comparação entre os valores preditos pelas correlações e os dados experimentais da queda de pressão por comprimento em função da carga de sólidos de FTR, considerando a velocidade do ar de 14 m/s (a), 16 m/s (b), 18 m/s (c) e 20 m/s (d).