

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

**SECAGEM CONVECTIVA DE FINOS DE MINÉRIO DE FERRO:
APLICAÇÃO DE UM CICLONE SEPARADOR COMO EQUIPAMENTO
DE SECAGEM**

LUANA BOGER GENARO

SÃO CARLOS - SP
Fevereiro de 2025

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA

**SECAGEM CONVECTIVA DE FINOS DE MINÉRIO DE FERRO:
APLICAÇÃO DE UM CICLONE SEPARADOR COMO EQUIPAMENTO
DE SECAGEM**

LUANA BOGER GENARO

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de São Carlos, como parte dos requisitos para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Química, área de concentração em Pesquisa e Desenvolvimento de Processos Químicos.

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Béttega

SÃO CARLOS - SP

Fevereiro de 2025



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química

Folha de Aprovação

Defesa de Tese de Doutorado da candidata Luana Boger Genaro, realizada em 21/02/2025.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Rodrigo Béttega (UFSCar)

Prof. Dr. Nivaldo Aparecido Corrêa (USP)

Prof. Dr. Alfredo Moises Sarkis (Vale S.A.)

Prof. Dr. Jose Teixeira Freire (UFSCar)

Prof. Dr. Thiago Faggion de Pádua (UFSCar)

O Relatório de Defesa assinado pelos membros da Comissão Julgadora encontra-se arquivado junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química.

Aos meus pais, Celiria e Alfeu.

“Tudo posso naquele que me fortalece.”
Filipenses 4:13

“O real não está na saída nem na chegada: Ele se dispõe para a gente é no meio da travessia.”
Guimarães Rosa – Grande Sertão: Veredas

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela vida.

Agradeço aos meus pais, Celiria e Alfeu, pelo amor, confiança e por sempre me apoiarem.

Agradeço ao Prof. Rodrigo Béttega pela oportunidade no projeto de pesquisa e pelos bons anos de parceria.

Agradeço ao Prof. José Teixeira Freire e ao Prof. Thiago Faggion de Pádua pelas boas dicas e ajuda durante esses quatro anos de pesquisa.

Também agradeço ao Prof. Fábio, à Profa. Maria do Carmo e ao Prof. Marcos Moreira pela ajuda.

Aos técnicos Edilson Milaré, Samuel e Luan, agradeço por todo o suporte e ajuda durante todos esses anos de pesquisa.

Agradeço ao Guilherme pela ajuda durante o doutorado, por sempre me tirar bons sorrisos e pelo amor.

Agradeço à Thalyne Rocha pela ajuda, pelas boas gargalhadas e pela amizade durante esses anos.

Agradeço à Amarílis e a Letícia pela parceria, amizade e ajuda durante o período de pesquisa no LabSEM.

Agradeço a ajuda do Alexandre e do Lucas.

Também gostaria de agradecer ao Felipe, à Natália e à Bruna pela amizade.

APOIO FINANCEIRO

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

Este trabalho foi realizado com o apoio do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – Brasil (CNPq) – Código de Financiamento [140614/2021-4];

Agradeço a Vale S.A. – Brasil, pelo projeto de pesquisa e apoio financeiro junto ao Programa de Mestrado e Doutorado Acadêmico para Inovação (MAI/DAI) - CNPq.

RESUMO

O minério de ferro é matéria prima base para a produção do aço. No Brasil, após extraído junto às minas, o minério é transportado por ferrovias até os portos onde é embarcado em navios para a exportação. Nestas etapas, os elevados valores de umidade do material podem criar dificuldades como o entupimento de linhas, desalinhamento de correias e dificuldades na pelotização. Além disso, se o minério apresentar umidade acima da TML (*Transportable Moisture Limit*), a carga pode ser recusada e impedir o embarque do produto nos navios. Atualmente, tecnologias de secagem do minério de ferro vêm sendo pesquisadas, baseando-se na instalação de secadores convectivos para a secagem desse material. Entretanto, devido à injeção de ar quente em altas vazões e da granulometria do minério, a corrente de topo destes equipamentos pode arrastar o material particulado com umidade residual. Nesse contexto, o objetivo deste trabalho é avaliar o potencial da utilização do ciclone separador como secador de produtos de mineração, a partir de testes de bancada e da simulação computacional. Para obter uma estimativa teórica das condições de alimentação do ciclone industrial foi realizada a modelagem matemática e a simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático, que conecta o secador convectivo a uma bateria de ciclones. Nos experimentos de secagem em ciclone de bancada, foram avaliadas as influências da velocidade e da temperatura do ar, da umidade de alimentação do minério e da vazão de alimentação dos sólidos sobre a umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone. Além disso, utilizando o modelo Euleriano Granular foi realizada a simulação por CFD (*Computational Fluid Dynamics*) do processo de secagem do minério de ferro no ciclone operando de forma contínua. Para a determinação dos coeficientes de transferência de massa, experimentos de secagem em leito fixo, bem como a modelagem matemática em camada fina foram conduzidos. Na secagem em leito fixo e camada fina, os modelos difusivos apresentaram bons ajustes para as temperaturas de 60, 70 e 80 °C. Os valores de difusividade mássica efetiva obtidos variaram entre $1,75 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ e $8,25 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ para o modelo difusivo convectivo. Na secagem em leito fixo em camada espessa, foram observadas a formação de gradientes de umidade e de temperatura para diferentes posições axiais do leito. Os resultados obtidos a partir das estimativas teóricas da simulação da secagem no transportador pneumático, mostraram que partículas com diâmetros superiores a 50 μm e que venham a ser arrastadas pelo ar tendem a apresentar umidade residual ao alimentar a bateria de ciclones. Para a secagem em ciclone, a menor redução da umidade do minério coletado no *underflow* foi de 70 %, obtida para temperatura de secagem de 80 °C, umidade de alimentação dos sólidos no valor de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e a vazão de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Para as demais condições de secagem, a umidade do minério coletado no *underflow* apresentou valores próximos de zero. Estes resultados enfatizaram o elevado potencial de utilização do ciclone separador como secador de minério de ferro. Os resultados de simulação da secagem por CFD foram condizentes com o esperado fisicamente e experimentalmente para a secagem do minério de ferro no ciclone.

Palavras-chave: Minério de ferro. Secagem. Ciclone. Modelagem matemática. Simulação computacional.

ABSTRACT

Iron ore is the primary raw material for steel production. In Brazil, once extracted from the mines, the ore is transported by rail to ports, where it is loaded onto ships for export. Throughout these stages, the high moisture content of the material can cause operational challenges, such as pipeline blockages, conveyor belt misalignment, and difficulties in the pelletizing process. Moreover, if the ore's moisture content exceeds the Transportable Moisture Limit (TML), the cargo may be rejected, preventing its shipment. Currently, iron ore drying technologies are being researched, focusing on the implementation of convective dryers for this purpose. However, due to the injection of hot air at high flow rates and the particle size distribution of the ore, the top stream of these devices may carry away particulate material with residual moisture. In this context, the objective of this study is to evaluate the potential of using a cyclone separator as a dryer for mining products through bench-scale testing and computational simulation. To theoretically estimate the feeding conditions of an industrial cyclone, mathematical modeling and simulation of the iron ore drying process in the pneumatic conveyor connecting the convective dryer to a cyclone battery, were performed. In the bench-scale cyclone drying experiments, the influences of air velocity and temperature, feed moisture content, and solid feed rate on the moisture content of the ore collected at the cyclone underflow were evaluated. Additionally, using the Eulerian Granular model, a Computational Fluid Dynamics (CFD) simulation of the continuous drying process in the cyclone was conducted. To determine mass transfer coefficients, fixed-bed drying experiments and thin-layer mathematical modeling were performed. In the fixed-bed and thin-layer drying experiments, the diffusive models showed good agreement for temperatures of 60, 70, and 80 °C. The effective mass diffusivity values obtained ranged between $1.75 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ and $8.25 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ for the convective diffusive model. In the thick-layer fixed-bed drying experiments, moisture and temperature gradients were observed at different axial positions of the bed. The theoretical estimates from the pneumatic conveyor drying simulation indicated that particles with diameters greater than 50 μm , which are carried by the air, tend to retain residual moisture when reaching the cyclone battery. In the cyclone drying experiments, the smallest reduction in the moisture content of the ore collected at the underflow was 70 %, achieved at a drying temperature of 80 °C, a solid feed moisture content of $0.10 \text{ kg}_{\text{water}} \cdot \text{kg}_{\text{wet solid}}^{-1}$, and a solid feed rate of $18.3 \text{ g}_{\text{wet solid}} \cdot \text{s}^{-1}$. For the other drying conditions, the moisture content of the ore collected at the underflow was close to zero. These results highlight the high potential of using a cyclone separator as an iron ore dryer. The CFD simulation results aligned with the physical and experimental expectations for the iron ore drying process in the cyclone.

Keywords: Iron ore. Drying. Cyclone. Mathematical modeling. Computational simulation.

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS.....	xiii
LISTA DE QUADROS.....	xvi
LISTA DE FIGURAS.....	xvii
NOMENCLATURA	xxx
CAPÍTULO 1	1
Introdução	1
1.1 Objetivos do trabalho	4
1.2 Organização do trabalho.....	5
CAPÍTULO 2	7
Revisão Bibliográfica.....	7
2.1 Minério de ferro	7
2.1.1 Informações gerais.....	7
2.1.2 Beneficiamento do minério de ferro.....	8
2.1.3 Secagem do minério de ferro	11
2.2 Ciclones separadores e secadores	13
2.3 Secagem em transportadores pneumáticos	16
CAPÍTULO 3	20
Caracterização física e de escoabilidade do minério de ferro	20
3.1 Materiais e Métodos.....	20
3.1.1 Material.....	20
3.1.2 Umidade	22
3.1.3 Umidificação	23
3.1.4 Microscopia eletrônica de varredura	23
3.1.5 Composição química do minério.....	23
3.1.6 Distribuição granulométrica do material seco	25
3.1.7 Densidade real e aparente	25
3.1.8 Densidade <i>bulk</i> compactada e solta	25
3.1.9 Índice de Hausner	26
3.1.10 Ângulo de repouso estático.....	26

3.1.11 Análise digital de imagem do minério úmido	27
3.2 Resultados e Discussões	28
3.2.1 Distribuição granulométrica dos finos de minério de ferro	28
3.2.2 Microscopia eletrônica de varredura	32
3.2.3 Densidade real e aparente	33
3.2.4 Composição química	33
3.2.5 Caracterização física dos aglomerados úmidos	35
3.2.6 Densidade <i>bulk</i> compactada e solta	39
3.2.7 Critérios de escoabilidade	42
3.2.7.1 Índice de Hausner	43
3.2.7.2 Ângulo de repouso estático	48
3.3 Conclusões do capítulo	49
CAPÍTULO 4	52
Secagem de minério de ferro em leito fixo em camada fina e espessa	52
4.1 Materiais e Métodos	52
4.1.1 Material	52
4.1.2 Umidificação	53
4.1.3 Umidade	53
4.1.4 Módulo experimental	54
4.1.5 Secagem em camada fina e espessa	55
4.1.6 Coeficiente de transferência de massa na secagem em camada fina	56
4.1.7 Modelagem matemática da cinética de secagem em camada fina	57
4.1.8 Ajuste dos modelos difusivos aos dados experimentais	59
4.1.9 Análise energética	59
4.2 Resultados e Discussões	61
4.2.1 Secagem em camada fina	61
4.2.2 Secagem em camada espessa	67
4.2.3 Análise energética da secagem do minério de ferro em leito fixo e camada espessa	73

4.3 Conclusões do capítulo	76
CAPÍTULO 5.....	78
Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático	78
5.1 Modelagem matemática.....	79
<i>Equações de conservação de quantidade de movimento.....</i>	81
<i>Balanço de massa para as fases sólida e fluida</i>	82
<i>Balanço de energia para as fases sólida e fluida</i>	84
<i>Condições de contorno</i>	86
<i>Propriedades físicas e térmicas.....</i>	87
<i>Estudo de caso</i>	88
5.2 Solução numérica.....	89
5.3 Resultados e Discussões	89
5.3.1 Estimativa teórica do diâmetro da partícula transportada pelo ar	89
5.3.2 Simulação numérica da secagem do minério de ferro no transportador pneumático	90
5.4 Conclusões do capítulo	102
CAPÍTULO 6.....	103
Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone	103
6.1 Materiais e Métodos.....	103
6.1.1 Material, umidade e umidificação	103
6.1.2 Dinâmica da partícula no transporte pneumático	104
6.1.3 Desenvolvimento do alimentador de sólidos.....	104
6.1.4 Avaliação do desempenho do alimentador do tipo haste e da secagem em ciclone	109
6.2 Resultados e Discussões	112
6.2.1 Estimativa da dinâmica da partícula no transporte pneumático	112
6.2.2 Considerações sobre o desenvolvimento do alimentador de sólidos.....	116
6.2.3 Análise do desempenho do alimentador do tipo haste	118

6.2.4 Resultados preliminares de secagem do minério de ferro em ciclone.....	121
6.2.5 Automação do alimentador do tipo haste e modificações no ciclone de bancada.....	124
6.3 Conclusões do capítulo	128
CAPÍTULO 7.....	130
Secagem do minério de ferro em ciclone	130
7.1 Materiais e Métodos.....	131
7.1.1 Material, umidade e umidificação	131
7.1.2 Experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone	131
7.1.2.1 Módulo experimental de secagem	132
7.1.2.2 Planejamento experimental para 5 variáveis independentes	135
7.1.2.3 Metodologia experimental para a secagem do minério de ferro em ciclone considerando o balanço de massa de sólidos.....	136
7.1.2.4 Avaliação do desempenho da secagem e da separação do minério de ferro no ciclone.....	141
7.1.2.5 Análise energética da secagem em ciclone.....	143
7.1.3 Metodologia experimental para a determinação do tempo médio de residência das partículas coletadas no <i>underflow</i> do ciclone t_m	146
7.2 Resultados e Discussões	147
7.2.1 Avaliação fatorial da secagem de minério de ferro em ciclone utilizando as respostas do planejamento experimental fatorial reduzido para 5 variáveis.....	148
7.2.2 Secagem do minério de ferro em ciclone considerando o balanço de massa de sólidos.....	153
7.2.2.1 Eficiência global de coleta.....	153
7.2.2.2 Massa de minério depositada na tubulação de ar durante a alimentação dos sólidos	158
7.2.2.3 Massa de minério aderida nas superfícies internas dos compartimentos do alimentador do tipo haste.....	161
7.2.2.4 Massa de minério aderida nas paredes do ciclone	164
7.2.2.5 Massa de minério do <i>overflow</i> do ciclone	167
7.2.2.6 Observações sobre o balanço de massa	169

7.2.2.7 Transferência de massa na secagem em ciclone.....	169
7.2.2.8 Transferência de calor durante a secagem.....	176
7.2.2.9 Análise energética da secagem em ciclone.....	178
7.2.2.10 Análise energética da secagem para todo o sistema.....	187
7.2.3 Tempo de residência do minério coletado no <i>underflow</i> do ciclone (t_m)	190
7.3 Conclusões do capítulo	192
CAPÍTULO 8.....	194
Simulação computacional da fluidodinâmica e da secagem do minério de ferro em ciclone	194
8.1 Materiais e métodos	194
8.1.1 Queda de pressão experimental e estimada por correlações da literatura.....	194
8.1.2 Balanço de energia para o escoamento monofásico do ar	196
8.1.3 Geometria tridimensional e malha do ciclone	197
8.1.4 Métodos numéricos, critérios de convergência e modelo matemático	200
8.2 Resultados e discussões.....	204
8.2.1 Resultados experimentais e correlações da literatura para a fluidodinâmica do escoamento monofásico do ar	204
8.2.2 Resultados experimentais de transferência de calor para o escoamento monofásico do ar	205
8.2.3 Resultados numéricos	207
8.2.3.1 Seleção da malha numérica	207
8.2.3.2 Queda de pressão por CFD	210
8.2.3.3 Simulação por CFD da secagem no minério de ferro no ciclone	211
8.4 Conclusões do capítulo	216
CAPÍTULO 9.....	218
Conclusões	218
SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS.....	220
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	221
APÊNDICE A	240
APÊNDICE B.....	245
APÊNDICE C	247
APÊNDICE D	252

APÊNDICE E.....	254
APÊNDICE F.....	257

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Porcentagens aproximadas de Fe presente nos minerais encontrados na natureza..	7
Tabela 2 – Classificação Geldart da distribuição granulométrica do minério de ferro pellet feed do lote A (Dp < 500 µm).....	30
Tabela 3 – Classificação Geldart da distribuição granulométrica do minério de ferro pellet feed do lote B (Dp < 500 µm).	31
Tabela 4 – Parâmetros estatísticos e de ajuste dos modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal aos dados experimentais.	31
Tabela 5 – Composição da fração de finos do minério de ferro, Dp < 500 µm.	34
Tabela 6 – Valores médios das propriedades físicas dos aglomerados de minério de ferro com umidade de 0,06, 0,08 e 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹ , provenientes do minério pellet feed do lote A.	35
Tabela 7 – Valores médios das propriedades físicas dos aglomerados de minério de ferro com umidade de 0,02, 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹ , provenientes do minério pellet feed do lote B.....	36
Tabela 8 - Parâmetros de ajuste e estatísticos obtidos para os modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal. Umidades do minério de ferro pellet feed do lote B de 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	39
Tabela 9 – Valores de densidades bulk solta e compactada obtidas para diferentes umidades do minério de ferro pellet feed provenientes dos lotes A e B.....	40
Tabela 10 - Coeficientes de transferência de massa e os coeficientes de determinação obtidos para os ajustes.....	64
Tabela 11 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivo.	65
Tabela 12 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivo com condição de contorno convectiva.....	66
Tabela 13 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivos excluindo os pontos iniciais para a temperatura de 50°C.	67
Tabela 14 – Máximo desvio padrão de temperatura para cada posição axial do leito espesso. Temperatura de secagem de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade do ar de 0,7 m·s ⁻¹	70
Tabela 15 – Calor latente de vaporização da água e o consumo específico de energia estimado para a secagem do minério de ferro em leito fixo e camada espessa, nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C.	75
Tabela 16 – Correlações da literatura para o número de Nusselt.	85

Tabela 17 - Propriedades físicas e térmicas do ar, do vapor de água e da água líquida.	87
Tabela 18 – Dimensões do transportador pneumático, condições de contorno e parâmetros de simulação.	88
Tabela 19 – Estimativas das correlações da literatura para o diâmetro da partícula transportada pelo ar.	89
Tabela 20 – Valores de umidade e de temperatura da fase sólida, estimados pelo modelo de duas fases na saída do transportador pneumático, Velocidade de alimentação do ar de $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	93
Tabela 21 – Valores de umidade e de temperatura da fase sólida, estimados pelo modelo de duas fases na saída do transportador pneumático. Velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	94
Tabela 22 – Velocidade superficial do ar utilizada nos experimentos do Capítulo 6.....	110
Tabela 23 - Velocidade terminal e de saltation estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ e para o diâmetro médio do aglomerado úmido.	112
Tabela 24 - Velocidade de saltation estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ e para o diâmetro médio do aglomerado úmido.	113
Tabela 25 - Velocidade terminal e de saltation estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ e diâmetros mínimos e máximos dos aglomerados úmidos.	114
Tabela 26 - Umidade do underflow e RU para a secagem em ciclone utilizando o alimentador de sólidos do tipo haste na horizontal. Temperatura de alimentação do ar de $37,86 \pm 4,22 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Vazão de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$	122
Tabela 27 - Umidade do <i>underflow</i> e RU para a secagem em ciclone utilizando o alimentador de sólidos do tipo haste na horizontal. Temperatura de alimentação do ar de $37,86 \pm 4,22 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Vazão de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$. Vazão de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$	123
Tabela 28 – Vazões mássicas máximas e mínimas de alimentação de minério de ferro úmido, para o alimentador de tipo haste automatizado.	127
Tabela 29 – Valores utilizados no planejamento experimental fatorial fracionado reduzido de 2^{5-1}	135
Tabela 30 – Massa seca de minério de ferro aferidas nos experimentos de secagem em ciclone.	137

Tabela 31 – Condições de operação dos experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone utilizando a metodologia de balanço de massa.	140
Tabela 32 – Valores de umidade do minério coletado no underflow, eficiência global da massa seca coletada, porcentagem da massa seca retida nas divisórias do alimentador, consumo específico de energia, eficiência energética e eficiência de secagem, obtidos para os experimentos do planejamento experimental fatorial reduzido de 2^{5-1}	149
Tabela 33 – Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta umidade do minério coletado no underflow, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1}	150
Tabela 34 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta eficiência global de coleta da massa seca, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1}	151
Tabela 35 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta massa seca retida no alimentador, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1}	152
Tabela 36 – Valores de Q_{ar} , W_s , Q_w e Q_t obtidos para a secagem no ciclone a 80 °C, velocidade superficial do ar de alimentação de $10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, utilizando a alimentação de 5 compartimentos do alimentador de sólidos.	179
Tabela 37 – Condições experimentais e simuladas por CFD.	194
Tabela 38 - Número de nós e de elementos das malhas A, B e C.	198
Tabela 39 – Configurações dos métodos numéricos utilizados nas simulações por CFD no software Fluent.	200
Tabela 40 – Condições e parâmetros utilizados nas simulações.	201
Tabela 41 – Queda de pressão experimental e predita por correlações da literatura para o escoamento monofásico do ar no ciclone.	205
Tabela 42 - Incerteza das malhas geradas pelo método GCI para a queda de pressão ($\Phi 1$) e velocidade do ar no overflow do ciclone ($\Phi 2$). Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	207
Tabela 43 – Queda de pressão experimental e simulada por CFD utilizando a abordagem em estado estacionário e regime transiente. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.	210

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 - Correlações da literatura para a estimativa da velocidade de choking, velocidade crítica para o transporte pneumático vertical de sólidos.....	17
Quadro 2 - Correlações da literatura para a estimativa da velocidade de saltation, velocidade crítica para o transporte pneumático horizontal de sólidos.	18
Quadro 3 – Modelos da literatura para a distribuição granulométrica.	28
Quadro 4 – Equações empíricas obtidas pelo ajuste polinomial para as densidades <i>bulk</i> solta e compactada.	42
Quadro 5 – Equações de ajuste obtidas para HR em função da umidade do minério de ferro pellet feed dos lotes A e B.	46
Quadro 6 – Propriedades do material utilizado em cada capítulo deste texto.	51
Quadro 7 – Descrição e especificações dos itens utilizados no controle e automação do alimentador do tipo haste.....	125
Quadro 8 – Condições experimentais avaliadas na determinação do tempo necessário para que os sólidos atinssem o fundo da caixa coletora do underflow do ciclone.....	147
Quadro 9 – Melhores valores de SEQ, EE, DE obtidos a partir da análise energética da secagem do minério de ferro no ciclone e as suas respectivas condições experimentais.	186
Quadro 10 – Correlações da literatura para a queda de pressão no ciclone.	195
Quadro 11 – Equações do modelo matemático de duas fases.....	202
Quadro 12 – Equações empíricas para os coeficientes globais de transferência de calor e de calor trocado com o ambiente, em função da velocidade do ar alimentado no ciclone.	206

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Fluxograma simplificado do processo de redução de umidade do minério de ferro.	4
Figura 2 – Fluxograma simplificado das rotas de beneficiamento do minério de ferro com baixo e alto teor de Fe.	9
Figura 3 – Ilustração esquemática das operações da mineradora Vale S.A. nos estados do Pará e Maranhão, englobando a logística de produção e exportação do minério de ferro.	11
Figura 4 – Ilustração esquemática do escoamento gás-sólido em um ciclone.	14
Figura 5 - Lote A de minério de ferro: a) Fotografia do minério de ferro “Global de embarque” sinter feed, in natura. b) Fotografia da fração de finos do minério de ferro com $D_p < 500 \mu\text{m}$, após secagem e peneiramento. Lote B de minério de ferro: c) Fotografia do minério de ferro pellet feed, in natura. d) Fotografia do minério de ferro pellet feed após secagem e peneiramento.	21
Figura 6 – a) Fotografias da pilha de minério de ferro <i>pellet feed, in natura</i> do Lote B utilizadas para a amostragem e homogeneização do material. b) Fotografia da divisão do lote de minério em frações.....	22
Figura 7 - Fotografias do lote A de minério de ferro com umidades de: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Imagens de microscopia óptica do minério de ferro com umidades de: d) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	24
Figura 8 - Fotografias do lote B de minério de ferro com umidades de: a) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. d) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	24
Figura 9 – Ilustração esquemática das dimensões aferidas no experimento de ângulo de repouso estático.	27
Figura 10 – Distribuição granulométrica acumulativa e fracionária da fração de finos ($D_p < 500 \mu\text{m}$) do minério de ferro do lote A (fração de finos do minério “Global de embarque”).	29
Figura 11 - Distribuição granulométrica acumulativa e fracionária da fração de finos ($D_p < 500 \mu\text{m}$) do minério de ferro do lote B (minério pellet feed).	29
Figura 12 – Distribuição acumulativa predita pelos modelos RRB e Log-normal para o minério de ferro pellet feed seco. a) Minério de ferro do lote A. b) Minério de ferro do lote B.	32

Figura 13 - Imagens de microscopia eletrônica de varredura da fração de finos de minério de ferro do lote A ($D_p < 500 \mu\text{m}$), para aumentos de: c) 50 vezes, d) 200 vezes, e) 1000 vezes, f) 3000 vezes.	33
Figura 14 – Fotografias do minério de ferro para a análise digital de imagens, antes e após o a utilização das ferramentas threshold e watershed do software ImageJ. Umidades do minério de ferro: a) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. d) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	37
Figura 15 – Distribuição acumulativa de tamanho dos aglomerados úmidos experimental e predita pelo modelo RRB. Umidades do minério de ferro pellet feed do lote A de 0,04, 0,06, 0,08 e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	38
Figura 16 – Distribuição acumulativa de tamanho dos aglomerados úmidos experimental e predita pelo modelo Log-normal. Umidades do minério de ferro pellet feed do lote B de 0,04, 0,06, 0,08 e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	38
Figura 17 – Densidade <i>bulk</i> solta e compactada obtida para diferentes umidades do minério de ferro <i>pellet feed</i> do lote A.	41
Figura 18 – Densidade <i>bulk</i> solta e compactada obtida para diferentes umidades do minério de ferro <i>pellet feed</i> do lote B.	41
Figura 19 - Índice de Hausner em função da umidade do minério de ferro <i>pellet feed</i> dos lotes A e B e a faixa de valores para a classificação da escoabilidade do material.	43
Figura 20 – Diagrama de cores que relaciona a escoabilidade com a umidade do minério de ferro <i>pellet feed</i> proveniente dos lotes A e B. A escala de cores é válida para valores de umidade de 0 a $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	47
Figura 21 – Ângulo de repouso estático em função da umidade do minério de ferro <i>pellet feed</i> do lote B. No lado direito são destacadas as classificações de escoabilidade.	48
Figura 22 – Fotografias das pilhas de minério obtidas para a determinação do ângulo de repouso estático. Umidades do minério de ferro <i>pellet feed</i> do lote B de: a) minério seco, b) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, c) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, d) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, e) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, f) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	49
Figura 23 - a) Fotografias do minério de ferro <i>pellet feed</i> com diâmetro inferior a $500 \mu\text{m}$. b) Fotografias do minério de ferro <i>pellet feed</i> com umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, extrudado em peneira de 6 mm de abertura.	53
Figura 24 – Ilustração esquemática do módulo de secagem em leito fixo, desenho fora de escala.	54

Figura 25 – Ilustração esquemática: a) Célula de secagem utilizada para os experimentos de temperatura em camada espessa e de umidade média do leito em camada fina e espessa. b) Célula de secagem fracionada. Observação: desenhos fora de escala.....	56
Figura 26 - a) Razão de umidade adimensional em função do tempo de secagem, para as temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C. b) Taxa de secagem em função da umidade em base úmida, para as temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C. Velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	62
Figura 27 - Ilustração esquemática dos aglomerados de minério de ferro úmidos e dos mecanismos de transferência presentes na secagem em leito fixo.	63
Figura 28 - Razão de umidade adimensional em função do tempo, predita pelo modelo difusivo para a secagem em camada fina nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	64
Figura 29 - Razão de umidade adimensional em função do tempo, predita pelo modelo difusivo com condição de contorno convectiva, para a secagem em camada fina nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	65
Figura 30 - Fotografias do meio poroso de minério de ferro obtido após a secagem em camada espessa.	68
Figura 31 - Temperatura média em função do tempo, para diferentes posições axiais do meio poroso. Velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e temperatura de alimentação de: a) 50 °C, b) 60 °C, c) 70 °C, d) 80 °C.....	69
Figura 32 - Razão adimensional de umidade média do leito em função do tempo. Temperatura de secagem de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	71
Figura 33 - Fotografias do leito de minério de ferro em diferentes posições axiais e tempos de secagem. Temperatura de secagem de 80 °C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	72
Figura 34 - Umidade em base seca em função do tempo e da posição axial. Secagem do minério de ferro em camada espessa a 80 °C e velocidade do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	72
Figura 35 – Eficiência energética em função do tempo de secagem, para as temperaturas de operação de 50, 60, 70 e 80°C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	73
Figura 36 – Consumo específico de energia e eficiência de secagem, necessários para a umidade do leito atingir a umidade de equilíbrio dinâmico. Temperaturas de operação de 50, 60, 70 e 80°C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$	76
Figura 37 – Fluxograma simplificado do processo de redução de umidade do minério de ferro.	78

- Figura 38** - Ilustração esquemática do volume de controle avaliado para o modelo matemático de duas fases empregado na simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático. Desenho fora de escala.....80
- Figura 39** - a) Velocidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Velocidade da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm. Velocidade de alimentação do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 90
- Figura 40** - a) Pressão em função da altura do transportador pneumático. b) Porosidade em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm. Velocidade de alimentação do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 91
- Figura 41** - a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm; Velocidade de alimentação do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 92
- Figura 42** - Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para partículas com D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm e 1 mm, velocidade do ar de 15 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério: a) 0,06 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; b) 0,08 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; c) 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 96
- Figura 43** - Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm, velocidade do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, Umidade de alimentação do minério: a) 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; b) 0,04 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; c) 0,06 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; d) 0,08 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; e) 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; f) 0,12 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 97
- Figura 44** - a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. Secagem com transferência de calor para o ambiente e sistema adiabático. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 99
- Figura 45** – a) Coeficiente de transferência de calor entre fases predito por correlações da literatura para o número de Nusselt, em função da altura do transportador pneumático. b)

Coeficiente de transferência de massa entre as fases sólida e fluida predito por correlações da literatura para o número de Nusselt, em função da altura do transportador pneumático. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.	100
Figura 46 – a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.	101
Figura 47 - Fluxograma das etapas de desenvolvimento do alimentador de sólidos do tipo haste.	105
Figura 48 - a) Ilustração esquemática do alimentador protótipo 1. b) Ilustração esquemática do alimentador protótipo 2. Desenhos fora de escala.	106
Figura 49 - Ilustração esquemática do secador de minério de ferro. Desenho fora de escala.	107
Figura 50 - a) Ilustração esquemática do alimentador de sólidos do tipo haste. b) Vista explodida da célula de alimentação removível. c) Ilustração esquemática da haste do alimentador. Desenhos fora de escala.	108
Figura 51 - Ilustração esquemática das configurações testadas para a alimentação de sólidos.	110
Figura 52 - Dimensões geométricas do ciclone Stairmand utilizado nos experimentos de secagem de minério de ferro em bancada, desenhos fora de escala.	111
Figura 53 - Tarugos formados após a compactação do minério no alimentador protótipo 1. Umidade do minério: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.	117
Figura 54 - Porcentagem média de arraste da massa seca alimentada do minério com umidade de $0,06$, $0,08$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, velocidades do ar de $10,06 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $14,85 \pm 0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, para as configurações vertical e horizontal do alimentador. Vazão de alimentação de sólidos: a) $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$. b) $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.	118
Figura 55 - Média da eficiência de coleta da massa seca no underflow, para o minério alimentado a $0,06$, $0,08$ e $0,1 \text{ (kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1})$, velocidades do ar de $10,06 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $14,85 \pm 0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, para as configurações vertical e horizontal do	

alimentador. Vazão de alimentação de sólidos: a) $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$. b) $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$	120
Figura 56 - Fotografias do minério de ferro coletado no underflow do ciclone. Umidade alimentada: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$	121
Figura 57 – Ilustração esquemática em vista isométrica do motor de passos instalado na unidade experimental de secagem. b) Vista isométrica do motor de passos. c) Vista superior do motor de passos. Desenhos fora de escala.	126
Figura 58 – Desenho esquemático do circuito eletrônico do alimentador do tipo haste automatizado.....	127
Figura 59 – Fotografia do alimentador de sólidos instalado na unidade experimental de secagem de minério de ferro.....	128
Figura 60 – Fluxograma esquemático dos experimentos de secagem em ciclone.	131
Figura 61 – a) Vista isométrica da ilustração esquemática da unidade experimental de secagem do minério de ferro em ciclone. b) Vista superior da ilustração esquemática da unidade de secagem. Desenhos fora de escala.	133
Figura 62 – a) Ilustração esquemática da vista lateral e das posições dos termopares e das tomadas de pressão instalados no ciclone secador. b) Ilustração esquemática da lista superior do ciclone e das posições dos termopares e das tomadas de pressão instalados no ciclone secador.	134
Figura 63 - Ilustração esquemática dos procedimentos para a obtenção das massas secas m_0 , $m_{\text{tubulação}}$, $m_{\text{compartimentos}}$, m_{paredes} , $m_{\text{underflow}}$, m_{overflow} na secagem do minério de ferro em ciclone.	138
Figura 64 – Vista superior da ilustração esquemática da unidade experimental de secagem de minério de ferro no ciclone. a) Direção e sentido do escoamento do ar alimentado no ciclone secador. b) Direção e sentido do escoamento do ar desviado para o ambiente externo do laboratório. Desenhos fora de escala.	139
Figura 65 – Ilustração esquemática da vista lateral da unidade de secagem, indicando o posicionamento dos cronômetros e das câmeras de filmagem utilizados nos experimentos de tempo médio de residência do minério de ferro coletado no underflow do ciclone. Desenho fora de escala.....	146
Figura 66 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida e não corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério: a) $0,02 \text{ g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido}}$	

úmido⁻¹; b) 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹; c) 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹; d) 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹; e) 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹; f) 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹: a), c), e). Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹: b), d), f)..... 154

Figura 67 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida e não corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹..... 156

Figura 68 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 157

Figura 69 – Porcentagem de massa seca acumulada na tubulação de ar em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de entrada ar. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹..... 158

Figura 70 – Fotografias da tubulação de ar após alimentação dos sólidos no ciclone. Temperatura do ar 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Velocidade superficial do ar: a) 10 m·s⁻¹, b) 15 m·s⁻¹, c) 20 m·s⁻¹, d) 25 m·s⁻¹, e) 30 m·s⁻¹.. 159

Figura 71 - Porcentagem de massa seca acumulada na tubulação de ar em relação à massa seca empacotada inicialmente no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 160

Figura 72 - Porcentagem de massa seca aderida nas divisórias do alimentador do tipo haste em relação à massa seca empacotada inicialmente no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 161

Figura 73 – Porcentagem de massa seca aderida nas divisórias do alimentador do tipo haste em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade

superficial de alimentação do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 163

Figura 74 - Porcentagem de massa seca retida nas paredes do ciclone em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 164

Figura 75 - Porcentagem de massa seca retida nas paredes do ciclone em relação à massa seca depositada no alimentador, em função da velocidade de alimentação do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 165

Figura 76 - Fotografias das paredes internas do ciclone após a alimentação dos sólidos, obtidas através do orifício do underflow do ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Velocidade superficial do ar: a) $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, b) $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, c) $20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, d) $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, e) $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 166

Figura 77 - Porcentagem de massa do overflow do ciclone em relação a massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 167

Figura 78 - Porcentagem de massa do overflow do ciclone em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 168

Figura 79 – Umidade em base seca do minério coletado no underflow do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido}}$

úmido⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 170

Figura 80 - Umidade em base seca do minério coletado no underflow do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 171

Figura 81 – Redução de umidade adimensional do minério coletado no underflow do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 172

Figura 82 - Redução de umidade adimensional do minério coletado no underflow do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. 173

Figura 83 – a) Umidade do minério coletado no underflow do ciclone. b) Redução de umidade adimensional. Velocidade superficial de alimentação do ar de 25 m·s⁻¹. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. 173

Figura 84 – Fotografias do minério de ferro alimentado no ciclone e do minério coletado no underflow do ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Velocidade superficial de alimentação do ar de 20 m·s⁻¹. Número de compartimentos do alimentador: 5. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. 175

Figura 85 - a) Umidade do minério coletado no underflow do ciclone. b) Redução de umidade adimensional. Velocidade superficial de alimentação do ar de 25 m·s⁻¹. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 1, 3 e 5. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. 175

Figura 86 – Temperatura para diferentes posições axiais do ciclone, em função do tempo de secagem. Umidade de alimentação dos sólidos de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹: a) e b). Umidade de alimentação dos sólidos de 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹: c) e d). Umidade de alimentação dos sólidos de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹: e) e f). Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹: a, c), e). Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹: b), d), f). 177

- Figura 87** - Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de 178
- Figura 88** - Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 180
- Figura 89** - Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone. Velocidade superficial de alimentação do ar de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. 181
- Figura 90** - Eficiência energética para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de 182
- Figura 91** - Eficiência energética para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 182
- Figura 92** - Eficiência de secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 183
- Figura 93** - Eficiência de secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ 184
- Figura 94** – a) Eficiência energética da secagem do minério de ferro no ciclone. b) Eficiência de secagem do minério de ferro no ciclone. Velocidade superficial de alimentação do ar de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. 185
- Figura 95** – Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone e em todo o sistema, em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar

de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: a) e b). Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: c) e d). Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: a) e c). Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: b) e d)...189

Figura 96 – Eficiência energética para a secagem do minério do overflow e underflow do ciclone e em todo o sistema, em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: a) e b). Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: c) e d). Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: a) e c). Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: b) e d)...190

Figura 97 – a) Tempo médio de residência das partículas coletadas no underflow do ciclone em função da velocidade superficial do ar, para a umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) Tempo médio de residência do minério coletado no underflow do ciclone em função da umidade de alimentação do minério, para velocidade superficial do ar de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. (Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador de sólidos: 5. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$).....191

Figura 98 – Ilustração esquemática do volume de controle adotado para o balanço de energia no ciclone, com escoamento monofásico do ar. 196

Figura 99 – Geometria 3D em blocos do ciclone. 198

Figura 100 - Malhas avaliadas no teste GCI. 199

Figura 101 – Pressão estática experimental em diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade do ar. a) Temperatura de alimentação de 80 °C. b) Temperatura de alimentação de 130 °C. 204

Figura 102 – a) Coeficiente global de transferência de calor em função da velocidade do ar alimentado no ciclone. b) Calor trocado com o ambiente em função da velocidade do ar alimentado no ciclone. Temperaturas do ar alimentado no ciclone de 80 e 130 °C.....206

Figura 103 – Temperatura do ar para diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade de alimentação. a) Temperatura de alimentação de 80 °C. b) Temperatura de alimentação de 130 °C.....207

Figura 104 - a) Pressão estática em função da coordenada radial. b) Velocidade axial em função da coordenada radial. c) Velocidade tangencial em função da coordenada radial. Simulações realizadas para a malha B, na posição axial do ciclone de $z/D_c = 1,33$. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de $26,19 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 208

Figura 105 – Imagens dos contornos de pressão estática, velocidade axial, velocidade tangencial e magnitude da velocidade obtidas para a simulação por CFD transiente do

escoamento monofásico do ar no ciclone. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de 26,19 m·s ⁻¹	209
Figura 106 – Queda de pressão experimental e simulada por CFD em função da velocidade superficial do ar alimentado no ciclone. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.	210
Figura 107 – Pressão estática simulada por CFD em diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade do ar. a) Abordagem permanente. b) Abordagem transiente. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.	211
Figura 108 – Umidade da fase sólida em função do tempo de simulação. a) Umidade no underflow do ciclone. b) Umidade no overflow do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s ⁻¹ . Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s ⁻¹ . Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	212
Figura 109 – Vazão mássica de sólidos em função do tempo de simulação. a) Vazão no underflow do ciclone. b) Vazão no overflow do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s ⁻¹ . Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s ⁻¹ . Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	212
Figura 110 – Umidade absoluta do ar em função do tempo de simulação. a) Umidade no underflow do ciclone. b) Umidade no overflow do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s ⁻¹ . Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s ⁻¹ . Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	213
Figura 111 – Vazão mássica de ar em função do tempo de simulação. a) Vazão no underflow do ciclone. b) Vazão no overflow do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s ⁻¹ . Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s ⁻¹ . Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	213
Figura 112 – Temperatura do ar em função do tempo de simulação. a) Temperatura no underflow do ciclone. b) Temperatura no overflow do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s ⁻¹ . Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s ⁻¹ . Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹	214
Figura 113 – a) Contorno de umidade do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. b) Contorno de umidade do ar após atingir o estado	

pseudo-estacionário na secagem em ciclone. c) Contorno de temperatura do ar após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperatura de alimentação do ar de 80°C . Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ 215

Figura 114 - Umidade média do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperaturas de alimentação do ar de $70, 80$ e 90°C . Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. a) Vazão de sólidos de $0,0024 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. b) Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 216

Figura 115 - Contornos de umidade do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperaturas de alimentação do ar de $70, 80$ e 90°C . Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de sólidos de $0,0024 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$: a), b), c). Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$: d), e), f). 217

NOMENCLATURA

A_p	Área da projetada da partícula [m^2]
A_T	Área transversal da tubulação de escoamento de ar [m^2]
Bi_m	Número de Biot mássico [-]
$b.s.$	Base seca [$kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}$]
$b.u.$	Base úmida [$kg_{água} \cdot kg_{sólido\ úmido}^{-1}$]
C_D	Coeficiente de arraste [-]
C_p	Calor específico [$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$]
$c_{p,s}$	Calor específico fase sólida [$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$]
$c_{p,f}$	Calor específico fase fluida [$J\ kg^{-1}\ K^{-1}$]
Cir	Circularidade da partícula [-]
d_s	Diâmetro da partícula [m]
D_{ef}	Difusividade mássica efetiva [$m^2\ s^{-1}$]
D_p	Diâmetro de partícula [m]
D_T	Diâmetro da seção transversal secador de transporte pneumático [m]
D_{va}	Difusividade do vapor de água no ar [$m^2\ s^{-1}$]
e_{ss}	Coeficiente de restituição sólido-sólido [-]
F_D	Força de arraste [N]
f_f	Fator de atrito fluido-parede, [-]
g	Aceleração da gravidade [$m^2\ s^{-1}$]
g_0	Função de distribuição radial
h	Coeficiente de transferência de calor por convecção entre a fase sólida e fluida no transportador pneumático [$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
h_{fs}	Coeficiente de transferência de calor entre fases [$W\ m^{-3}\ K^{-1}$]
H	Entalpia [$J\ kg^{-1}$]
H_v	Calor latente de vaporização da água [$J\ kg^{-1}$]
HR	Índice de Hausner [-]
k_y	Coeficiente de transferência de massa, [$kg\ m^{-2}\ s^{-1}$]
k_{tm}	Coeficiente de transferência de massa da secagem em camada fina [s^{-1}]
k	Condutividade térmica [$W\ m^{-1}\ K^{-1}$]
k_f	Condutividade térmica da fase fluida [$W\ m^{-1}\ K^{-1}$]
$k_{f,eff}$	Condutividade térmica efetiva da fase fluida [$W\ m^{-1}\ K^{-1}$]

k_s	Condutividade térmica da fase sólida [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]
$k_{s, \text{eff}}$	Condutividade térmica efetiva da fase sólida [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]
K_{fs}	Coeficiente de troca de momento entre fases [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$k_{\theta s}$	Coeficiente de difusão da temperatura granular [-]
K_{tm}	Coeficiente de transferência externo do modelo difusivo convectivo [m s^{-1}]
$\dot{m}_p$	Vazão mássica de sólidos [kg s^{-1}]
m_0	Massa seca de minério de ferro inicialmente empacotada no alimentador de sólidos do tipo haste [kg].
$m_{\text{tubulação}}$	Massa seca de minério de ferro acumulada na tubulação de ar do alimentador de sólidos do tipo haste [kg].
$m_{\text{compartimentos}}$	Massa seca de minério de ferro aderida nas superfícies dos compartimentos internos do alimentador de sólidos do tipo haste [kg].
m_{paredes}	Massa seca de minério de ferro aderida nas superfícies internas das paredes do ciclone secador.
$m_{\text{underflow}}$	Massa seca de minério de ferro coletada no <i>underflow</i> do ciclone secador [kg]
m_{overflow}	Massa seca de minério de ferro que escapou pelo <i>overflow</i> do ciclone secador, estimada pelo balanço de massa [kg]
Nu	Número de Nusselt
p	Pressão [Pa]
p_s	Pressão do sólido [N m^{-2}]
$P_{v_{\text{sat}}}$	Pressão de saturação do vapor de água [Pa]
Pr	Número de Prandtl
r	Coordenada radial
R	Raio da esfera de minério [m]
Re	Número de Reynolds [-]
Re_s	Número relativo de Reynolds da fase sólida [-]
Re_p	Número de Reynolds da partícula [-]
RU	Redução da umidade [-]
$REQM$	Raiz do erro quadrático médio
t	Tempo [s]
T	Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]
Re_p	Número de Reynolds da partícula

Sc	Número de Schmidt
u	Velocidade intersticial da fase fluida para o transportador pneumático [$m\ s^{-1}$]
U_{TC}	Coeficiente global de transferência de calor [$W\ m^{-2}\ K^{-1}$]
v	Velocidade intersticial da fase sólida para o transportador pneumático [$m\ s^{-1}$]
$\vec{v}$	Velocidade da fase [$m\cdot s^{-1}$]
v_c	Velocidade de <i>choking</i> [$m\cdot s^{-1}$]
v_s	Velocidade de <i>saltation</i> [$m\cdot s^{-1}$]
v_T	Velocidade terminal da partícula [$m\cdot s^{-1}$]
W	Vazão mássica [$kg\ s^{-1}$]
X	Umidade [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
$\overline{X(t)}$	Umidade média [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
X_{eq}	Umidade de equilíbrio dinâmica [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
X	Umidade [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
X_{bs}	Umidade em base seca [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
X_{bu}	Umidade em base úmida [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido úmido}}^{-1}$]
X_0	Umidade inicial [$kg_{\text{água}}\cdot kg_{\text{sólido seco}}^{-1}$]
Y	Umidade absoluta da fase fluida [$kg_{\text{vapor água}}\ kg_{\text{ar seco}}^{-1}$]
Y_{sat}	Umidade absoluta do ar de equilíbrio na superfície da partícula [$kg_{\text{água}}\ kg_{\text{ar}}^{-1}$]
z	Coordenada axial [m]
α	Fração volumétrica [-]
α_{max}	Fração volumétrica máxima da fase sólida [-]
α_n	Parâmetro do modelo difusivo convectivo [-]
ϕ	Esfericidade da partícula [-]
ϕ	Coeficiente de especularidade [-]
θ_s	Temperatura granular [$m^2\ s^{-2}$]
ε	Dissipação da energia cinética turbulenta [$m^2\ s^{-2}$]
ε	Porosidade do leito [-]
ε_c	Porosidade na condição de <i>choking</i> [-]
η	Eficiência global de coleta da massa seca no <i>underflow</i> do ciclone [-]
μ	Viscosidade dinâmica do ar [$kg\ m^{-1}\ s^{-1}$]
γ_{θ_s}	Dissipação de energia por efeitos de colisão [-]
ρ	Densidade [$kg\ m^{-3}$]
ρ_{bc}	Densidade bulk compactada [$kg\ m^{-3}$]

ρ_{ba}	Densidade bulk solta [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]
$\bar{\tau}$	Tensor das tensões viscosas [N m^{-2}]
$\bar{\tau}_p$	Tensão de cisalhamento da fase sólida na parede [N m^{-2}]

Subscritos

a	Água líquida
amb	Ambiente
f	Fase fluida
s	Fase sólida
v	Vapor de água
0	Alimentação do secador de transporte pneumático, $z = 0$

CAPÍTULO 1

Introdução

O minério de ferro é a principal matéria prima para a fabricação do aço. Entre os anos de 1950 e 2022 a produção mundial do minério de ferro cresceu aproximadamente 10 vezes, passando de 245 milhões de toneladas para 2,5 bilhões de toneladas produzidas (USBM, 1953; USGS, 2024). Este crescimento acompanhou a demanda por matérias primas para o desenvolvimento tecnológico e econômico mundial. Para a manutenção da competitividade destas *commodities* no mercado internacional, além da redução dos custos de operação e a manutenção da qualidade e da sustentabilidade ambiental dos processos, a indústria de mineração vem apresentando a necessidade do desenvolvimento de novas tecnologias, da utilização de ferramentas de engenharia e a implementação da Indústria 4.0. Neste contexto, etapas de beneficiamento do minério como o processo de secagem, mostram potencial para desenvolvimento e melhoria.

O Brasil é o segundo maior produtor mundial de minério de ferro, na logística da exportação brasileira o minério de ferro é transportado por ferrovias dos locais de extração até os portos, e então embarcado em navios de carga (MTPA, 2018). Em todas estas etapas de transporte a umidade do minério é um fator importante. Para o embarque nos navios, existe um limite de umidade do minério, a TML (*Transportable Moisture Limit*). Este parâmetro regulatório segue os padrões internacionais de transporte marítimo de cargas sólidas a granel (IMO, 2011; MUNRO e MOHAJERANI, 2015). Além das questões de segurança, a umidade acima da TML pode provocar pausas e interrupções no carregamento e como consequência, o aumento do custo do transporte a navio. Por outro lado, no transporte entre as minas e os portos, os altos níveis de umidade favorecem a diminuição das perdas de partículas finas presentes na poeira formada pelo material (SOUZA PINTO et al., 2020). A umidade também influencia na qualidade dos *pellets* de minério fabricados, onde no processo de produção, a mistura de minério, água e agentes aglutinantes passam por processos de secagem, pré-aquecimento, queima e resfriamento (LJUNG et al., 2011). De acordo com Zhu *et al.* (2015), antes da etapa de pelotização o minério deve apresentar umidade entre 7 e 9 % para a boa formação de pellets esféricos. Perdas energéticas e a diminuição da eficiência do processo podem ocorrer nos alto-fornos e na cadeia de produção, caso o minério apresente níveis elevados de umidade (SOUZA PINTO et al., 2020).

Tendo em vista a importância da umidade do minério na indústria de mineração, a tendência de aumento da produção nas últimas décadas e a demanda de uma cadeia de produção com maior eficiência energética, espera-se que novas tecnologias de desagüe e de secagem sejam desenvolvidas, uma vez que muitos secadores utilizados são do tipo convencional. Técnicas de desagüe por centrifugação, filtração, prensagem mecânica, utilização de surfactantes e floculantes mostram potencial de aplicação, entretanto a umidade do material pode apresentar níveis consideráveis após estes, trazendo a secagem como um processo alternativo para a redução da umidade do minério de ferro (WU et al., 2010; YELLISHETTY et al., 2010).

Entre as diversas configurações de secadores, o do tipo ciclone pode ser utilizado tanto para a separação sólido-fluido quanto para a secagem do material. Neste secador, a corrente gasosa com material particulado é alimentada tangencialmente, dando início ao movimento em vórtice da mistura sólido-fluido, que cria uma espiral descendente no interior do equipamento. A força centrífuga faz com que as partículas mais pesadas se movam radialmente em direção à parede, onde devido à gravidade e ao atrito se deslocam na direção do orifício inferior, local em que são coletadas (KORN, 2001). Entre as vantagens da utilização desta configuração de equipamento, está o elevado contato sólido-fluido, que favorece à transferência de calor e de massa presentes na secagem; e o tempo de residência das partículas que pode ser superior ao dos secadores pneumáticos, facilitando as operações de secagem de materiais no segundo período de taxa de secagem (KORN, 2001).

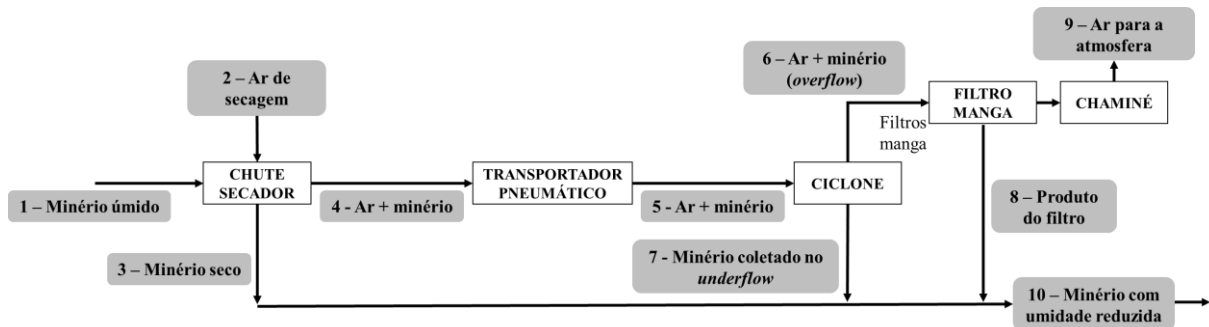
Na literatura são encontrados estudos experimentais como os de Grim *et al.* (2017), Oliveira *et al.* (2011) e Akpınar *et al.* (2003) que realizaram a secagem de rejeitos de fibras da indústria de papel e celulose, bagaço de cana-de-açúcar e fatias de batata, em ciclones secadores. Utilizando o minério de ferro, encontra-se trabalhos como os de Aguiar (2023), que realizou o estudo experimental e de simulação por CFD (*Computational Fluid Dynamic*) de ciclones separadores aplicados para a classificação de minério de ferro. Sung *et al.* (2020) estudaram a produção de finos a partir do atrito e da separação de partículas elutriáveis ligadas a aglomerados. Kodukula *et al.* (2008), avaliaram a concentração de minério de ferro em hidrociclones. Entretanto, não são encontrados trabalhos que avaliam o potencial de utilização de ciclones, como secadores convectivos de finos de minério de ferro.

A respeito da secagem de minério de ferro, Souza (2023) apresenta um amplo trabalho de caracterização, secagem em estufa, secagem em leito fluidizado, obtenção de correlações empíricas para coeficientes de transferência de massa e, simulações por CFD da secagem de

minério de ferro em um chute secador. No trabalho de Souza Pinto *et al.* (2020) foi realizada a caracterização, secagem em estufa com convecção forçada e a secagem em leito fixo de minério de ferro *pellet feed* e *sinter feed*. Ljung *et al.* (2011) simularam a transferência de calor e massa de um *pellet* tridimensional de minério de ferro utilizando CFD. Ljung *et al.* (2012) simularam a transferência de calor e massa na secagem em leito fixo de pellets de minério de ferro utilizando um modelo bidimensional e com um modelo contínuo unidimensional. Ghoshdastidar *et al.* (2002) desenvolveram um modelo matemático a partir de balanços de energia, para a simulação da transferência de calor no aquecimento e secagem de minério de ferro e projeto de um forno rotativo, os resultados das simulações conseguiram prever com boa precisão o comprimento do forno, a temperatura do sólido e do gás ao longo da posição axial.

Para a otimização do desempenho, diminuição de custos com experimentação e do tempo de desenvolvimento de secadores industriais, a modelagem matemática e a simulação numérica são ferramentas importantes nas etapas de projeto. Entre os métodos de simulação, a fluidodinâmica computacional (*Computational Fluid Dynamics* – CFD) que utiliza o método dos volumes finitos para a resolução de equações de conservação de quantidade de movimento, massa e energia, vem sendo aplicada em escala industrial e na pesquisa e desenvolvimento de secadores (JAMALEDDINE E RAY; 2011).

Neste contexto, o Laboratório de Simulação de Escoamentos Multifásicos (LabSEM) do Centro de Secagem de Pastas e Sementes da UFSCar possui pesquisas em parceria com a Vale S. A. – Brasil, para a simulação e o desenvolvimento de processos de secagem aplicados a mineração. Uma etapa do projeto de pesquisa resultante desta parceria, foi desenvolvida por Souza (2023), que simulou a secagem de minério de ferro em um chute secador através da coleta de dados experimentais e de simulação por CFD. O chute secador é um equipamento desenvolvido pela Vale S.A., registrado sob a patente BR 102015027270-7 A2. No processo industrial de redução de umidade, estudado para a implementação na planta de redução de umidade da Vale S. A. em São Luís-MA, a corrente de exaustão do chute secador, uma mistura de sólido-fluido, é transportada pneumáticamente até uma bateria de ciclones, podendo apresentar umidade residual. Neste contexto, esta umidade residual do material poderá ser reduzida ao ser transportada pneumáticamente e após alimentar a bateria de ciclones, cujo objetivo principal é a separação por densidade e tamanho de partícula. A Figura 1 apresenta um fluxograma simplificado das etapas do processo industrial de redução de umidade do minério destinada à instalação em São Luís – MA.

Figura 1 – Fluxograma simplificado do processo de redução de umidade do minério de ferro.

Fonte: Elaborado pelo autor.

1.1 Objetivos do trabalho

Tendo em vista os aspectos apresentados, o objetivo geral deste trabalho foi avaliar a viabilidade da utilização do ciclone separador aplicado como secador de produtos de minério de ferro, a partir de dados experimentais em escala de bancada e de simulação computacional por CFD, propondo o ciclone como uma etapa importante de secagem posterior ao chute secador estudado por Souza (2023). Para isso, foram propostos os seguintes objetivos específicos:

- Caracterizar o minério de ferro seco e úmido e obter propriedades físicas e de escoabilidade do material para diferentes umidades.
- Realizar a secagem em leito fixo em camada fina e espessa, visando obter coeficientes de transferência de massa e dados experimentais que possam validar simulações numéricas da secagem do minério de ferro.
- Realizar a modelagem e a simulação numérica da secagem do minério de ferro em um transportador pneumático, fornecendo uma estimativa teórica da umidade do minério que será alimentado na bateria de ciclones industriais.
- Projetar e construir um alimentador de minério de ferro úmido, visando alimentar este material para a secagem em um ciclone de bancada.
- Avaliar a influência da temperatura de secagem, velocidade do ar, vazão de sólidos no comportamento de secagem do minério em ciclone secador de bancada.
- Simular a secagem do minério de ferro em ciclone utilizando CFD.

1.2 Organização do trabalho

Neste item é apresentada a estrutura do texto deste trabalho. No Capítulo 2, é apresentada a revisão bibliográfica.

No Capítulo 3 são apresentadas as caracterizações físicas e de escoabilidade do minério de ferro, obtidas para umidades de zero a $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Trazendo a composição química, densidade bulk compactada e solta, distribuição granulométrica do material, o índice de Hausner e o ângulo de repouso estático. Além disso, foi obtido um diagrama de cores que relaciona a umidade do minério com a sua respectiva classificação de escoabilidade.

O Capítulo 4 apresenta a secagem do minério de ferro em leito fixo em camada fina e espessa. Obtendo-se valores de umidade e de temperatura em função do tempo para 10 posições axiais do leito de secagem. A secagem em camada fina forneceu coeficientes de transferência de massa, k_{tm} , D_{ef} e Bi_m , a partir do ajuste de modelos da literatura.

A modelagem matemática e a simulação numérica da secagem do minério de ferro no transportador pneumático é apresentada no Capítulo 5. Neste capítulo, o estudo de caso foi realizado com base na planta de redução de umidade do minério de ferro da Vale S.A., destinada à instalação em São Luís – MA. As estimativas obtidas são resultado teóricos da secagem do minério na seção de transporte pneumático.

No Capítulo 6 é apresentado o projeto e a construção de um alimentador de minério de ferro *pellet feed* úmido, visando alimentar esse material na secagem em um ciclone de bancada. A metodologia de desenvolvimento do alimentador de sólidos consistiu na prototipagem de um alimentador, aqui denominado como do tipo “haste”. Além disso, é apresentada a automação do alimentador do tipo haste construído especificamente para a alimentação do minério de ferro úmido em uma corrente de ar.

O Capítulo 7 apresenta o processo de secagem do minério de ferro em ciclone empregando uma faixa experimental mais abrangente e uma metodologia experimental adaptada exclusivamente para operação do ciclone utilizando o minério de ferro úmido. Com esta metodologia, foi possível quantificar a massa de minério que ficou acumulada na tubulação de ar, aderida nos compartimentos do alimentador de sólidos, impregnada nas paredes do ciclone e coletada no *underflow*, além de estimar a massa do particulado fino que escapou pelo *overflow* do equipamento. Além disso, foi avaliada a influência da temperatura do ar, da velocidade de alimentação do ar, da umidade de alimentação do minério de ferro e da vazão de alimentação de sólidos na secagem do material no ciclone de bancada.

No Capítulo 8 é apresentada a simulação por CFD (*Computational Fluid Dynamics*) da secagem do minério de ferro no ciclone, além de apresentar resultados experimentais de fluidodinâmica e de simulação do escoamento monofásico do ar.

Por fim, no Capítulo 9 são apresentadas as conclusões deste trabalho.

CAPÍTULO 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Minério de ferro

2.1.1 Informações gerais

O ferro (Fe) compõe aproximadamente 32 % do total da massa terrestre, 5 % da crosta e 80 % do seu núcleo (HOLMES e LU, 2015). O termo “minério de ferro” geralmente é utilizado para se referir aos depósitos e produtos contendo ferro que podem ser explorados economicamente. Na natureza o ferro é encontrado em rochas constituídas de óxidos, silicatos, carbonatos e sulfetos (HOLMES e LU, 2015). Os principais minerais onde o ferro pode ser encontrado são a magnetita (Fe_3O_4), a hematita (Fe_2O_3) e a goethita ($\text{FeO}(\text{OH})$), que juntos corresponderam a aproximadamente 99 % dos minerais fonte do minério de ferro comercializado mundialmente em 2020 (CLOUT e MANUEL, 2022). Na Tabela 1, são apresentadas as porcentagens aproximadas de ferro nos principais minerais.

Tabela 1 – Porcentagens aproximadas de Fe presente nos minerais encontrados na natureza.

Mineral	Fórmula	Ferro (%)
Magnetita	Fe_3O_4	72,4
Hematita	Fe_2O_3	70
Goethita/ Limonita (Hidro-Hematita)	$\text{FeO}(\text{OH})$ $\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot \text{H}_2\text{O}$	62,9
Siderita	FeCO_3	48,3
Pirita	FeS_2	46,6

Fonte: Meyer (1980).

Entre os produtos da mineração, o minério de ferro possui grande importância para a economia mundial principalmente por fornecer o ferro metálico utilizado na produção do aço, que é empregado na indústria civil, automobilística, de maquinários e em aplicações de engenharia (HOLMES e LU, 2015). De acordo com dados da *World Steel Association*, a produção mundial de aço cresceu de 848,93 milhões de toneladas no ano 2000 para 1,875

bilhões de toneladas em 2019 (WORLDSTEEL, 2020). Acompanhando este crescimento, a produção de minério de ferro mundial aumentou de 1,04 bilhões de toneladas em 2001 para 2,90 bilhões de toneladas em 2012 (HOLMES e LU, 2015). O Brasil ocupa uma posição de destaque no mercado internacional de minério de ferro, segundo a USGS (*United States Geological Survey*) o país foi o segundo maior produtor mundial no ano de 2019 (USGS, 2020). A importância econômica do minério para o Brasil é expressa pela relevância das exportações, o país é responsável por um terço das exportações mundiais sendo o minério de ferro o segundo produto mais importante em termos de receita gerada pelas exportações brasileiras (USGS, 2020; MTPA, 2018).

Além da necessidade de aumentar a eficiência dos processos, há também uma crescente preocupação ambiental na indústria de mineração. Estima-se que, no ritmo atual de produção, as reservas mundiais de minério de ferro se esgotarão em aproximadamente 40 anos (YELLISHETTY et al., 2010). O estudo de Yellishetty et al. (2010) analisou o fluxo de material em diferentes continentes, com base nos dados de produção de minério de ferro e aço entre 1950 e 2005, e identificou que o transporte marítimo é o elo mais vulnerável da indústria em termos ambientais, sendo responsável por 10 a 15 % das emissões totais de CO₂ associadas à produção de aço. Além disso, Yellishetty et al. (2010) observaram uma tendência de crescimento exponencial na produção de minério de ferro, acompanhada pela redução da eficiência energética dos processos. Nesse contexto, aprimoramentos nos processos de desaguamento e secagem dos minérios teriam um impacto positivo em toda a cadeia produtiva, incluindo o transporte dos produtos.

2.1.2 Beneficiamento do minério de ferro

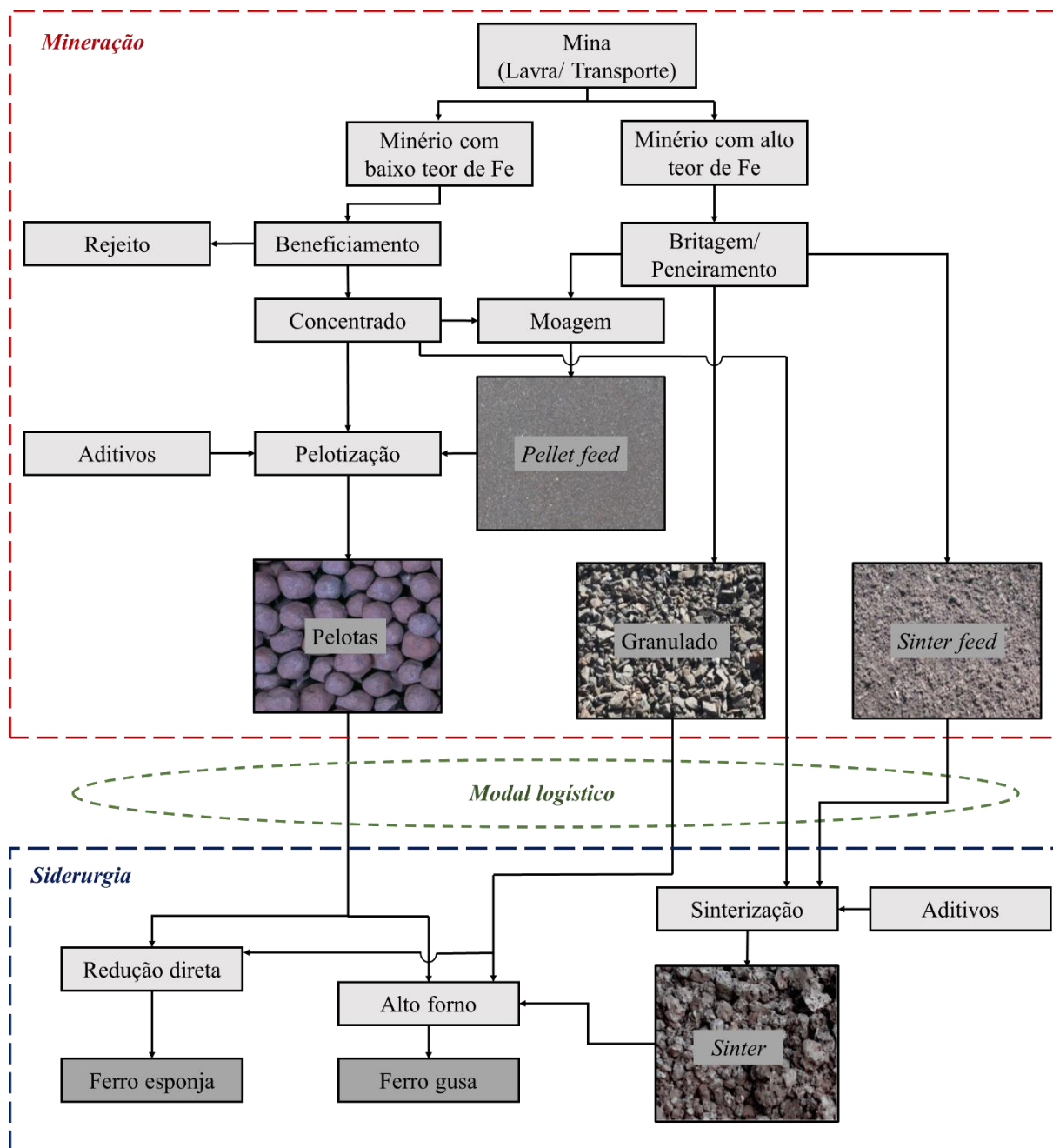
O processo de produção do minério de ferro consiste na *extração*, realizada em lavras a céu aberto ou subterrâneas e nas etapas de beneficiamento, em que o mineral de interesse é concentrado e separado da ganga (mineral que não possui quantidade significativa de ferro). Assim, a distribuição granulométrica do material é alterada através de processos como a britagem e a moagem e a contração de ferro é elevada através da separação magnética, separação gravitacional, flotação, separação eletrostática e secagem (ARAUJO et al., 2003; CARMIGNANO et al., 2021).

Os principais produtos do minério de ferro são classificados do ponto de vista metalúrgico segundo a sua granulometria: granulado (*lump ore* – 12,5 mm a 200 mm), finos

para sinter (*sinter feed* – 0,15 mm a 12,5 mm) e os finos para pelotas (*pellet feed* – inferior a 0,15 mm) (CARVALHO *et al.*, 2004).

Na Figura 2 é apresentado um fluxograma simplificado do processo de produção do minério de ferro de baixo e alto teor de ferro, englobando as etapas da mineração e da siderurgia.

Figura 2 – Fluxograma simplificado das rotas de beneficiamento do minério de ferro com baixo e alto teor de Fe.



Fonte: Ilustração baseada em Meyer (1980), CADE (2019), Caxito; Dias (2018).

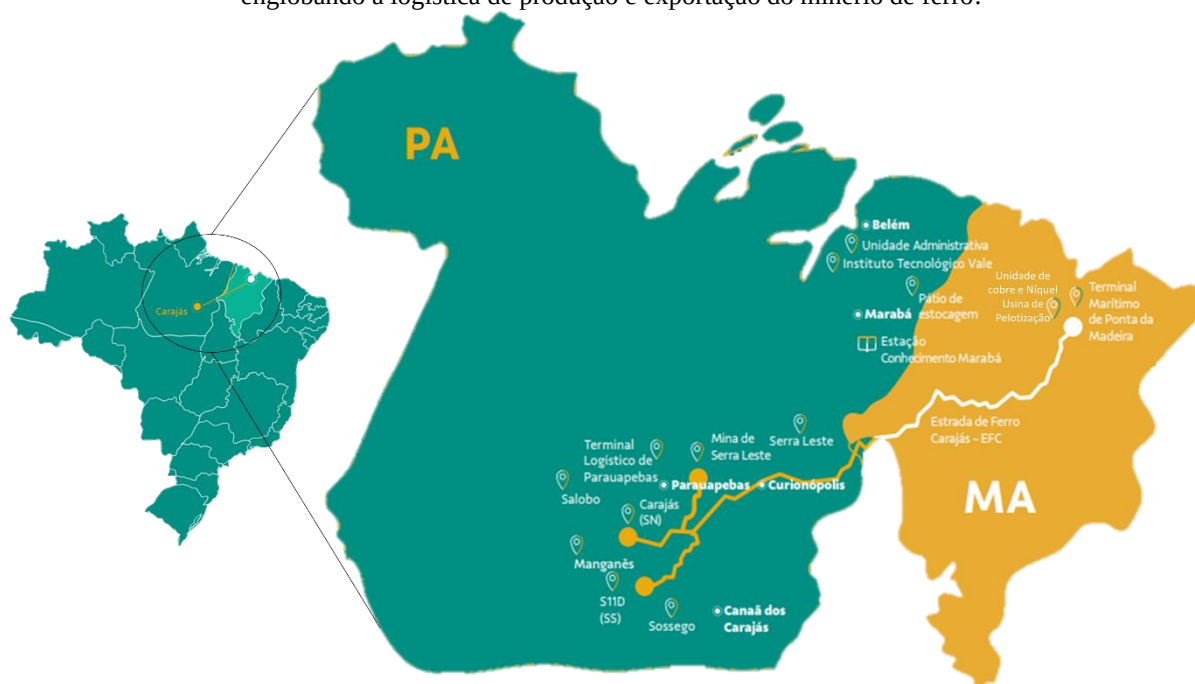
Conforme apresentado na Figura 2, os minérios com elevada porcentagem de ferro ($\text{Fe} > 62,5 \%$) não passam pelas etapas de concentração, podendo ser britados até a faixa granulométrica correspondente ao granulado e então, serem levados para a redução direta ou aos alto-fornos. Os finos produzidos após a britagem e o peneiramento geram o *sinter feed*, produto que é enviado para a sinterização e posteriormente aos alto-fornos. Outro produto dos finos é o *pellet feed*, produzido após a etapa de moagem. O *pellet feed* é destinado as plantas de pelletização para a produção de pelotas que podem ser levadas para a redução direta e aos alto-fornos (MEYER, 1980).

Para o minério com baixo teor de ferro ($\text{Fe} < 50 \%$), são necessárias as etapas de beneficiamento e de concentração que aumentam o teor de ferro por meio da separação dos minerais de ganga. Na Figura 2, dependendo do seu tamanho, o concentrado é levado para a pelletização direta ou após a moagem, bem como ser adicionado na mistura alimentada na etapa de sinterização. Nas etapas de sinterização e de pelletização, o tratamento térmico utilizado separa os voláteis como a H_2O , CO_2 , SO_4 e S, além de converter a hematita em magnetita. Estas etapas são importantes para a redução direta e para a operação dos alto-fornos, cujos produtos são o ferro esponja e o ferro gusa, matérias primas da produção do aço (MEYER, 1980).

No fluxograma da Figura 2, a interligação da mineração com a siderurgia é realizada pelos modais logísticos que incluem o transporte ferroviário, rodoviário e marítimo.

Nas operações da mineradora Vale S.A. no Maranhão e no Pará, a produção do minério de ferro de Parauapebas – PA e de Carajás – PA é escoada por ferrovia até a usina de pelletização em São Luiz – MA e ao porto de Ponta da Madeira – MA, conforme ilustrado na Figura 3.

Figura 3 – Ilustração esquemática das operações da mineradora Vale S.A. nos estados do Pará e Maranhão, englobando a logística de produção e exportação do minério de ferro.



Fonte: Imagem adaptada de Vale (2023).

Na Figura 3, o escoamento da produção do minério ferro por ferrovia é realizado pela Estrada de Ferro Carajás (EFC), onde trafegam 330 vagões por 970 km de ferrovia, passando por 28 municípios da região (VALE, 2022; VALE, 2023). Dados da Vale (2022) mostram que no terminal marítimo de Ponta da Madeira – MA foram embarcados 164 milhões de toneladas de minério de ferro no ano de 2022, além de uma produção de 3,2 milhões de toneladas de pelotas realizada pela usina de pelotização de São Luiz – MA.

2.1.3 Secagem do minério de ferro

A presença da umidade na mineração está relacionada às chuvas, à própria umidade do minério extraído junto as minas e às etapas de beneficiamento em via úmida. Para a formação das pelotas, o minério *pellet feed* deve apresentar umidade entre 7 e 9 % (ZHU *et al.*, 2015). Para o embarque nos navios, a umidade do minério deve ser inferior a TML. Assim, a seguir são descritos alguns trabalhos da literatura que realizaram a secagem deste material.

Wu *et al.* (2010) apresentam uma revisão sobre os principais equipamentos de desagüe e de secagem utilizados na mineração, fornecendo um guia para a seleção destes equipamentos.

Namkung e Cho (2004) realizaram a secagem de partículas de minério de ferro de 0,5 a 2,0 mm de diâmetro e densidade aparente de 4500 kg/m³, em um transportador pneumático de

7,8 cm de diâmetro e 6,0 m de altura. Foram avaliados os efeitos da temperatura de alimentação do ar de 100 a 400 °C, vazões de sólidos de 0,05 a 0,3 kg·s⁻¹, e velocidades do ar de 15 a 27 m·s⁻¹. Os resultados obtidos foram consistentes com o esperado fisicamente para o processo, com o aumento da queda de pressão para o aumento da vazão de alimentação de sólidos. A secagem foi favorecida para o aumento da temperatura e da velocidade superficial do ar e desfavorecida para o aumento da vazão de alimentação de sólidos.

Ljung (2010) realizou a simulação por CFD utilizando o *software* ANSYS CFX 11.0[®] e a secagem de pellets individuais de minério de ferro. Para isso, a geometria 3D do material obtida a partir da técnica de *optical scanning* e então empregada na geração da malha das simulações por CFD. Foram identificados os mecanismos de transferência de massa internos e externos presentes na secagem dos *pellets*. Os resultados das simulações foram validados utilizando dados experimentais da secagem em estufa de *pellets* individuais.

Souza (2023) apresenta uma vasta literatura sobre a secagem do material que abrange deste a caracterização do minério até a simulação da secagem por CFD. Os resultados obtidos para a caracterização do material, foi verificado que o minério de ferro *pellet feed* do tipo IOCJ apresentou baixa área superficial e volume de poros, densidade aparente de $4,22 \pm 0,03 \text{ g}\cdot\text{cm}^3$ e densidade real de $4,78 \text{ g}\cdot\text{cm}^3$. As cinéticas de secagem em estufa apresentaram grandes períodos de taxa constante, com umidades críticas de 4 a 5 %. Foi verificado que a cinética de secagem era controlada por mecanismos externos de transferência de massa. Correlações para a estimativa do coeficiente de transferência de massa foram obtidas a partir de dados experimentais de secagem do minério para as temperaturas de 100 a 140 °C e velocidades do ar de 5 a 15 m·s⁻¹. Estas correlações foram implementadas em um código que foi inserido no *software* ANSYS FLUENT 14.0[®] para as simulações por CFD. As simulações obtidas a partir da implementação de uma correlação do coeficiente de transferência experimental, apresentaram ótima concordância com os dados experimentais de adimensional de umidade em função do tempo. A partir disso, Souza (2023) simulou a fluidodinâmica e a transferência de calor e de massa no chute secador de minério de ferro obtendo estimativas das velocidades, das temperaturas e das umidades das fases. As simulações obtidas por Souza (2023) apresentaram coerência física com o esperado para o funcionamento do chute secador.

2.2 Ciclones separadores e secadores

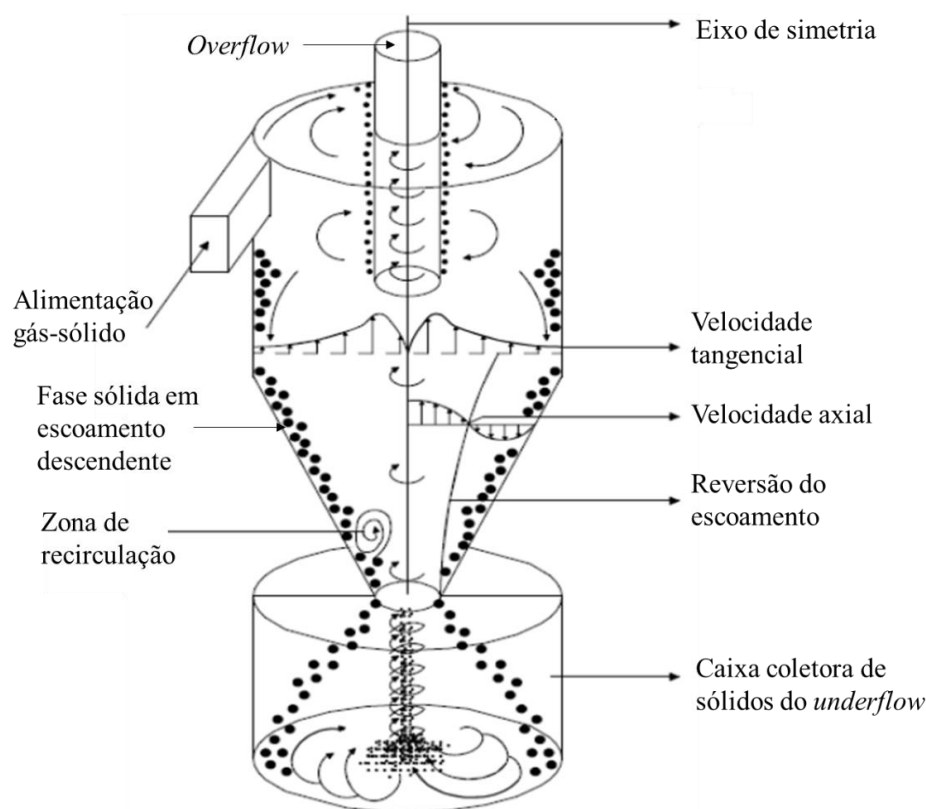
A produção de partículas finas nas etapas de beneficiamento do minério exige a separação da mistura de ar e material particulado, tanto para reaproveitamento no processo como para atender as regulamentações ambientais. Neste contexto, os ciclones são equipamentos amplamente utilizados na indústria para a separação gás-sólido. No ciclone, a mistura multifásica é alimentada tangencialmente no topo da seção cilíndrica, iniciando um movimento de rotação que gera um vórtice, formando uma espiral gasosa descendente no seu interior. As elevadas velocidades tangenciais da fase gasosa, fazem com que a força centrífuga movimente as partículas mais pesadas em direção a parede do equipamento, onde devido ao atrito e a gravidade, os sólidos realizam o movimento descendente e são coletados na base inferior, o *underflow*. As partículas menores e leves acabam sendo arrastadas pelo ar, escapando pelo topo do equipamento, o *overflow* (COURY *et al.*, 2004). Na Figura 4 é apresentada uma ilustração esquemática do escoamento multifásico em um ciclone.

Os ciclones apresentam boa eficiência de coleta para partículas com diâmetros superiores a 10 μm , podendo operar com vazões de ar de 50 a 50.000 $\text{m}^3\cdot\text{h}^{-1}$ e elevadas temperaturas e pressões (COURY *et al.*, 2004).

Na indústria de mineração a presença de minerais de ganga como o quartzo (SiO_2) e as fontes de alumina (Al_2O_3) como a caulinita e gibbsita, enxofre e fósforo, podem estar presentes na fração de finos. A presença das impurezas pode prejudicar a sinterização, propriedades das pelotas e o desempenho energético do alto-forno (CARMIGNANO *et al.*, 2021; NUNNA *et al.*, 2019). Os hidrociclones são amplamente utilizados para a remoção de partículas ultrafinas (20–38 μm), entretanto existe o custo adicional das etapas com desague mecânico e secagem (DONSKOI *et al.*, 2008; LYNCH; MORRISON, 1999). Processos de separação a seco como a classificação em ciclones separadores gás-sólido, são alternativas às técnicas já existentes para o aumento do valor econômico e tecnológico do produto (ERMAN CALISKAN *et al.*, 2019). Neste contexto, Aguiar (2023) realizou o estudo experimental e de simulação por CFD da aplicação de ciclones separadores de bancada do tipo *Stairmand* modificado como classificadores de minério de ferro. Foi avaliado o efeito da geometria do equipamento, vazão de sólidos e da velocidade do ar na composição do material coletado no *underflow*. Os resultados obtidos por Aguiar (2023) mostraram que para as baixas velocidades de alimentação do ar, a concentração de ferro no *underflow* aumentou, possibilitando o arraste de partículas mais leves e ricas em fósforo, alumina e sílica pelo *overflow* do equipamento. Embora as baixas

velocidades de alimentação do ar tenham favorecido a concentração de ferro, a função de separador gás-sólido do ciclone ficou comprometida, com a diminuição da eficiência global de coleta do minério de ferro.

Figura 4 – Ilustração esquemática do escoamento gás-sólido em um ciclone.



Fonte: Imagem adaptada de Souza (2004).

Quando os ciclones são aplicados como secadores convectivos, além de realizar a separação das fases, possibilitam a transferência de calor e de massa. A seguir são descritos alguns trabalhos sobre secagem em ciclones.

Oliveira *et al.* (2011) avaliaram a influência de temperaturas de 35 a 275 °C, vazão de sólidos de 0,001 a 0,029 kg·s⁻¹ e da geometria do ciclone na secagem de bagaço de cana de açúcar. Os sólidos úmidos foram alimentados no sistema utilizando um alimentador do tipo Venturi e uma esteira. Os resultados obtidos mostraram que diminuição da vazão de sólidos aumentou a redução da umidade e o tempo de residência das partículas. O aumento da temperatura favoreceu a secagem do material, já a diminuição do tamanho do bocal de saída da seção cônica do ciclone aumentou o tempo de residência e a redução da umidade das partículas.

Grimm *et al.* (2017) utilizaram o ciclone como secador de rejeitos de fibras provenientes de uma unidade de pré-tratamento de papel reciclável e compararam com a secagem em leito fixo. Para obter o tempo de residência dos sólidos, foi utilizada uma câmera de vídeo de alta taxa de quadros. A taxa de secagem dos rejeitos no ciclone obtida por Grimm *et al.* (2017) foi centenas de vezes maior do que a obtida para a secagem em leito fixo. A velocidade do ar foi o fator mais importante para a determinação da taxa de secagem e do tempo de residência dos sólidos.

Jamaledine e Ray (2011) simularam por CFD a secagem de lodo em um ciclone secador de grande escala, utilizando o *software* Fluent a partir do modelo de dois fluidos. Para adicionar as propriedades das misturas e a taxa de secagem, utilizaram sub-rotinas *user-defined*. As estimativas dos coeficientes de transferência de calor e massa foram obtidas a partir de correlações para os números de Nusselt e de Sherwood. Foi verificada a concordância das simulações com o comportamento físico qualitativo esperado para a temperatura e a umidade das fases durante a secagem. As simulações indicaram maior influência da velocidade do ar do que a temperatura sobre a redução da umidade do material, embora os resultados não tenham sido comparados com dados experimentais.

Souza (2012) realizou a simulação por CFD da secagem de bagaço de cana de açúcar em ciclone, utilizando o *software* comercial ANSYS CFX 12. Para a modelagem do problema, foi utilizado a abordagem Euler-Lagrange em regime permanente e a turbulência das tensões de Reynolds para a fase fluida. Os resultados fluidodinâmicos mostraram concordância com os dados experimentais e foi verificada a influência da velocidade de alimentação do ar e das partículas na secagem, aquecimento e no tempo de residência dos sólidos.

Cremaresco (1994) realizou o estudo do campo de velocidade do ar e do tempo de residência dos sólidos em um reator ciclônico, utilizando particulados grossos (esferas de vidro e de plástico com $D_p > 1 \text{ mm}$) e velocidades do ar inferiores a $10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Neste trabalho, foi desenvolvido um modelo teórico baseado em equações de conservação de massa e de quantidade de movimento, que descreveram os campos de velocidades das fases, bem como o tempo de residência dos sólidos. Os resultados obtidos pela simulação apresentaram boa concordância com os obtidos experimentalmente.

Nos processos industriais que utilizam os secadores convectivos como o estudado por Souza (2023), existe a geração de partículas finas que são transportadas pelo ar de secagem. Estes particulados são alimentados nas baterias de ciclone para a separação gás-sólido e a recuperação do material particulado. A conexão entre os secadores convectivos e a etapa de

separação em ciclone é realizada por meio dos transportadores pneumáticos. Neste contexto, a próxima seção aborda a secagem em transportadores pneumáticos.

2.3 Secagem em transportadores pneumáticos

O transporte pneumático é a operação em que o material particulado é arrastado pela fase gasosa em uma tubulação ou coluna. Dependendo da concentração de sólidos presente no escoamento multifásico, o transporte ocorre em regime diluído ou denso. Para o regime diluído, a concentração da fase sólida é inferior 1 % em volume e a queda de pressão ocorre principalmente devido ao atrito do fluido com a parede do equipamento. O regime denso ocorre para concentrações de sólidos superiores a 30 % em volume, podendo ocorrer a aglomeração de partículas, zonas de escoamento ascendente de sólidos nas regiões centrais do equipamento e zonas de escoamento descendente dos sólidos nas regiões próximas as paredes (CREMASCO, 2018).

No estudo da fluidodinâmica do transporte pneumático vertical a velocidade crítica ou de afogamento para que ocorra o transporte das partículas, é a velocidade de *choking* (v_c). Velocidades superficiais do ar inferiores às críticas, podem promover o escoamento descendente dos sólidos e a formação da fluidização agregativa. Para o transporte pneumático horizontal, a velocidade crítica é chamada de *saltation* (v_s), ocorrendo a sedimentação das partículas na tubulação para velocidades superficiais do ar inferiores a v_s . Além disso, de acordo com Rajan et al. (2008), a velocidade do gás é superior a velocidade terminal da partícula no transporte pneumático (CREMASCO, 2018). No Quadro 1 e no Quadro 2 são apresentadas as correlações da literatura para a estimativa da velocidade de *choking* e de *saltation*, respectivamente.

Nas equações do Quadro 1 e do Quadro 2, v_T é a velocidade terminal da partícula, ε_c é a porosidade na condição crítica, A_T a área da seção transversal do transportador pneumático, D_T o diâmetro do transportador pneumático, G_s é o fluxo mássico de sólidos, $\dot{m}_p$ a vazão mássica de sólidos, ρ_s a massa específica do sólido e ρ_f a densidade do gás, μ a viscosidade dinâmica do ar, Re o número de Reynolds do escoamento e g o valor da aceleração da gravidade.

Quadro 1 - Correlações da literatura para a estimativa da velocidade de *choking*, velocidade crítica para o transporte pneumático vertical de sólidos.

Autor	Correlação
(LEUNG; WILES; NICKLIN, 1971)	$v_c = 32,3 \left(\frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \right) + 0,97 v_T \quad (2.1)$
Yousfi e Gau (1974)	$v_c^{1,28} = 32 \sqrt{\frac{g D_p}{Re^{0,06}}} \left(\frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \right)^{0,28} \quad (2.2)$
(MATSEN, 1982)	$v_c = 1,074 v_T \left(\frac{\dot{m}_p}{\rho_p} \right)^{0,227} \quad (2.3)$
(YANG, 1975)	$\frac{v_c}{\varepsilon_c} - v_T = \frac{\dot{m}_p}{\rho_p A_T (1 - \varepsilon_c)}$ $6,81 \times 10^5 \left(\frac{\rho_f}{\rho_p} \right)^{2,2} = \frac{2g D_T (\varepsilon_c^{-4,7} - 1)}{\left(\frac{v_c}{\varepsilon_c} - v_T \right)^2} \quad (2.4)$
Punwani <i>et al.</i> (1982)	$\frac{v_c}{\varepsilon_c} - v_T = \frac{\dot{m}_p}{\rho_p A_T (1 - \varepsilon_c)}$ $\rho_f^{0,77} = \frac{2,250 D_T (\varepsilon_c^{-4,7} - 1)}{\left(\frac{v_c}{\varepsilon_c} - v_T \right)^2} \quad (2.5)$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Devido ao elevado contato fluido-partícula que ocorre no transporte pneumático, favorecendo os coeficientes de transferência de calor e de massa entre as fases, este equipamento também pode ser empregado como secador convectivo. Entre as vantagens da utilização da secagem pneumática está o baixo tempo de residência dos sólidos e de contato com o ar de secagem, geralmente entre 0,5 e 10 segundos, permitindo a secagem de materiais termo sensíveis em elevadas temperaturas do ar e a remoção da umidade externa do material (BORDE e LEVY, 2006; BAEYENS *et al.*, 1995a). Além disso, secadores pneumáticos apresentam baixo custo de manutenção devido ao menor número de partes removíveis e menor custo de capital quando comparado aos secadores convencionais (BORDE e LEVY, 2006). Por outro lado, para materiais cuja cinética de secagem é controlada por mecanismos internos de transferência de massa como a difusão, reduções elevadas da umidade do material são menos favorecidas neste tipo de equipamento (BAEYENS *et al.*, 1995a).

Quadro 2 - Correlações da literatura para a estimativa da velocidade de *saltation*, velocidade crítica para o transporte pneumático horizontal de sólidos.

Autor	Correlação
Rizk (1973)	Para D_p em [mm]: $\tau = \frac{1}{10^{a_1}} \left(\frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} \right)^{a_2} \quad (2.6)$ $a_1 = 1,44 D_p + 1,96$ $a_2 = 1,1 D_p + 1,25$
Matsumoto et al. (1977)	$\frac{d^*}{D_T} = 1,39 \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{-0,74}$ Para partículas finas ($D_p < d^*$): $\tau = 5560 \left(\frac{D_p}{D_T} \right)^{1,43} \left(\frac{1}{10} \frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} \right)^4 \quad (2.7)$ Para partículas grossas ($D_p > d^*$): $\tau = 0,373 \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{1,06} \left(\frac{1}{10} \frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} \right)^{-3,7} \left(\frac{1}{10} \frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} \right)^{3,61}$
(WEBER, 1981)	Para a velocidade terminal da partícula esférica isolada (v_t) inferior a $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$: $\frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} = \left(7 + \frac{8}{3} v_t \right) \tau^{0,25} \left(\frac{D_p}{D_T} \right)^{0,1} \quad (2.8)$ Para a velocidade terminal da partícula esférica isolada (v_t) superior a $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$: $\frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} = 15 \tau^{0,25} \left(\frac{D_p}{D_T} \right)^{0,1}$
Shade (1987)	$\frac{v_s}{\sqrt{g D_T}} = \tau^{0,11} \left(\frac{D_p}{D_T} \right)^{0,025} \left(\frac{\rho_s}{\rho_f} \right)^{0,34} \quad (2.9)$
(GELDART; LING, 1992)	Para $(G_s/D_T) > 47000$: $v_s = 1,5 G_s^{0,465} D_T^{-0,01} \mu^{0,055} \rho_f^{-0,42} \quad (2.10)$ Para $(G_s/D_T) < 47000$: $v_s = 8,7 G_s^{0,302} D_T^{0,153} \mu^{0,055} \rho_f^{-0,42}$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Nas equações do Quadro 2, τ é a razão de carregamento de sólidos pelo gás, determinada pela Equação 2.11.

$$\tau = \frac{\dot{m}_p}{\rho_f v_s A_T} \quad (2.11)$$

A modelagem matemática e a simulação numérica da secagem em transportadores pneumáticos é importante para a escolha de condições de operação, projetos de equipamentos e aumento de escala de processos. Entre as abordagens teóricas, encontra-se a baseada em balanços macroscópicos de massa, energia e de quantidade de movimento para as fases.

Campanha (1987) realizou a modelagem e a simulação numérica da secagem em transportador pneumático em regime diluído de partículas de vidro e de areia com diâmetros médios de 0,24 mm e 0,46 mm, respectivamente. O secador pneumático possuía 4 m de altura e 5,25 cm de diâmetro. Os resultados de simulação obtidos pelo autor apresentaram boa concordância com a temperatura e a umidade das fases obtidas experimentalmente.

No modelo matemático de Rocha (1988) para a secagem em transportador pneumático vertical, as hipóteses consideram: estado estacionário, escoamento unidirecional, escoamento pistonado, partículas esféricas, partículas não higroscópicas e sem encolhimento. Foram obtidas equações de conservação de quantidade de movimento, massa e energia para as fases. O modelo introduz a transferência de calor para o ambiente e utiliza a equação de Ranz-Marshall para estimar os coeficientes de transferência de calor e de massa.

O modelo matemático proposto por Pelegrina e Crapiste (2001) para a simulação da secagem de alimentos em transportador pneumático, considera o encolhimento e a variação das propriedades do material com a umidade e a temperatura. Os resultados obtidos a partir das simulações mostraram o efeito das forças de atrito, da gravidade, da velocidade de alimentação do ar e da secagem, nas velocidades das fases, no tempo de residência dos sólidos e na queda de pressão. A forma das partículas e o encolhimento do material apresentaram influência no tempo de residência e na taxa de secagem da batata.

Narimatsu et al. (2007) utilizaram o modelo de Rocha (1988) e de Pelegrina e Crapiste (2001), para simular a secagem de partículas esféricas de alumina com diâmetro de 3,68 mm em um transportador pneumático de 5,34 cm de diâmetro e 4,10 m de altura. Para as simulações utilizando o modelo de Pelegrina e Crapiste (2001), os autores utilizaram os gradientes de pressão experimentais para a utilização das equações de conservação de quantidade de movimento. Utilizando equações constitutivas adequadas, foram obtidas boas estimativas da umidade dos sólidos e temperaturas das fases. O modelo de Rocha (1998) apresentou boas estimativas da variação de pressão ao longo do secador, embora a transferência de calor e de massa não tenha apresentado concordância com os resultados experimentais.

CAPÍTULO 3

Caracterização física e de escoabilidade do minério de ferro

Neste capítulo são apresentadas as caracterizações físicas e de escoabilidade do minério de ferro que foram obtidas para o material com umidades de zero até 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Para isso, foram utilizadas amostras provenientes de dois lotes de minério de ferro *pellet feed*. As metodologias empregadas no armazenamento e na amostragem do minério de ferro *in natura* são apresentadas no item 3.1.1. A caracterização física do material seco consistiu na determinação da composição química por fluorescência de raios X, na obtenção da distribuição granulométrica, da densidade real e aparente. A morfologia das partículas secas foi avaliada através de imagens obtidas por microscopia eletrônica de varredura.

Além disso, nas seções 3.12 e 3.13 são apresentadas as metodologias utilizadas neste capítulo e utilizadas nos Capítulos 4, 6 e 7 e para a determinação da umidade do material e para a sua reumidificação. Na caracterização dos aglomerados úmidos, a análise digital de imagens possibilitou obter a distribuição granulométrica, o diâmetro médio de partícula, a área projetada, o perímetro, a circularidade e a razão de aspecto do aglomerado úmido. Modelos de distribuição granulométrica foram utilizados para a representação da distribuição granulométrica do material úmido. O comportamento da escoabilidade do minério de ferro para diferentes umidades foi estimado com base no índice de Hausner e no ângulo de repouso estático. O índice de Hausner foi determinado utilizando as densidades *bulk* solta e compactada obtidas através do método de proveta. Estas metodologias possibilitaram obter um diagrama de cores que relaciona a umidade do minério com a sua respectiva classificação de escoabilidade.

3.1 Materiais e Métodos

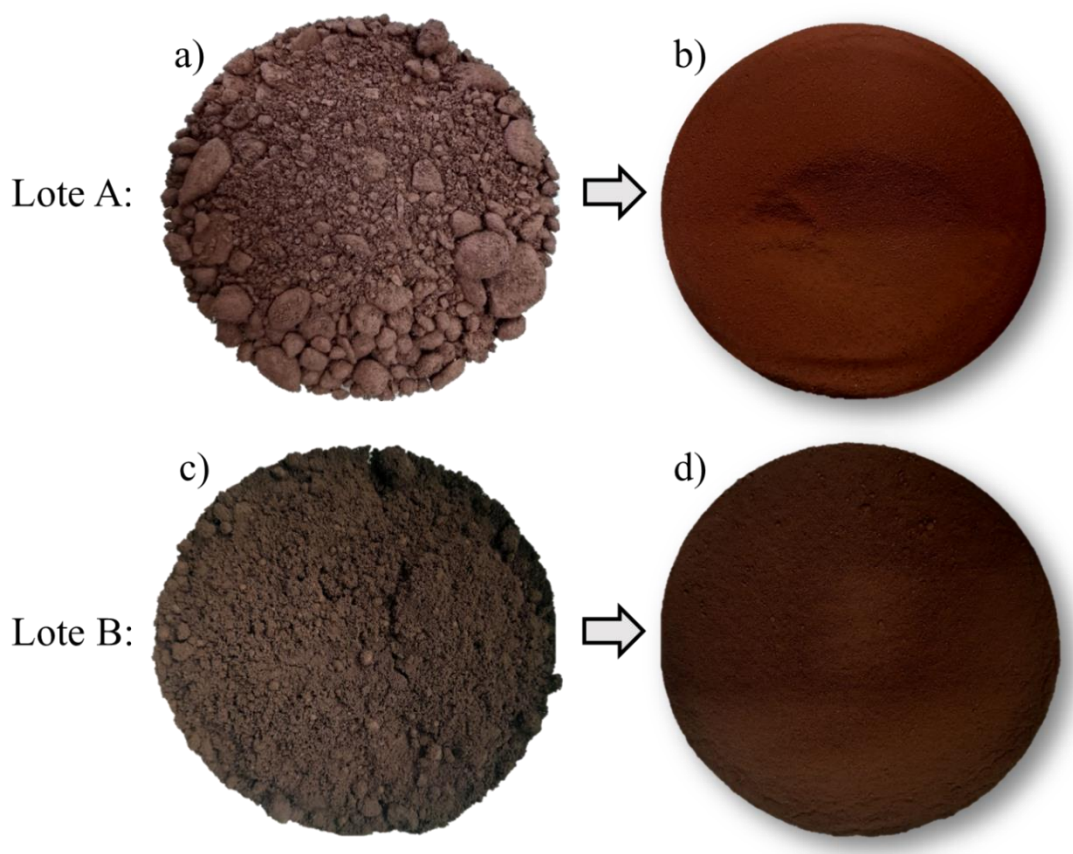
3.1.1 Material

Neste trabalho foram utilizados dois lotes de amostras de minério de ferro provenientes de Carajás-PA, que foram fornecidas pelo Instituto Tecnológico Vale.

O lote A, consistiu no minério de ferro “Global de Embarque” do tipo *pellet feed*. Para o preparo das amostras deste lote, o minério *in natura* do tipo *sinter feed* ilustrado na Figura 5 – a), foi seco em estufa a 105 °C por 24 horas para a remoção da umidade residual.

Após a etapa de secagem, o material foi separado em frações utilizando peneiras Tyler, sendo a fração de diâmetro inferior a 500 μm correspondente ao minério *pellet feed*. Essa parcela é ilustrada na Figura 5 – b).

Figura 5 - Lote A de minério de ferro: a) Fotografia do minério de ferro “Global de embarque” *sinter feed, in natura*. b) Fotografia da fração de finos do minério de ferro com $D_p < 500 \mu\text{m}$, após secagem e peneiramento. Lote B de minério de ferro: c) Fotografia do minério de ferro *pellet feed, in natura*. d) Fotografia do minério de ferro *pellet feed* após secagem e peneiramento.



Fonte: Acervo pessoal.

A fração de finos com $D_p < 500 \mu\text{m}$, foi selecionada por ser suscetível ao arraste pela corrente de ar durante a secagem convectiva no chute secador estudado por Souza (2023) e, por apresentar grande parte da sua distribuição granulométrica na faixa de diâmetros correspondente ao minério de ferro *pellet feed*. Padronizar a fração de sólidos utilizada nos experimentos, possibilitou obter uma maior homogeneidade do material, uma vez que constituintes rochosos com maiores diâmetros foram removidos.

O lote B de amostras, consistiu no minério *in natura* do tipo *pellet feed*, recebido com granulometria já padronizada. Para o preparo das amostras, o minério *in natura* com umidade residual ilustrado na Figura 5 - c), foi despejado em camadas sobre uma lona plástica formando

uma pilha horizontal conforme apresentado pela Figura 6. Este procedimento seguiu a técnica de redução de amostras utilizando uma pilha prismática e o empilhamento *chevron*, descrito por Chaves e Lima (2012) como sendo uma metodologia adequada para reduzir grandes volumes de minérios que são muito densos ou grossos. Este procedimento foi realizado com o material úmido e *in natura*. Após o procedimento, a pilha foi dividida em frações cujas massas foram armazenadas em sacos plásticos para a sua posterior utilização nos experimentos. Cada amostra utilizada foi previamente seca em estufa a 105 °C por 24 horas e então destinada à umidificação, caracterização e aos experimentos de secagem.

Figura 6 – a) Fotografias da pilha de minério de ferro *pellet feed*, *in natura* do Lote B utilizadas para a amostragem e homogeneização do material. b) Fotografia da divisão do lote de minério em frações.



Fonte: Acervo pessoal.

3.1.2 Umidade

A umidade do minério de ferro foi determinada pelo método gravimétrico de estufa, descrito por Molnár (2006). A metodologia consistiu em adicionar o material com massa úmida, m_u , previamente aferida com a balança BEL Engineering com precisão de 0,01 g, em uma estufa Marconi MA 037 a 105 °C por um período de 24 horas para a obtenção da massa seca do material, m_s . A umidade em base seca (X_{bs}) e em base úmida (X_{bu}) foram determinadas através das Equações 3.1 e 3.2, respectivamente.

$$X_{bs} = \frac{m_u - m_s}{m_s} \quad (3.1)$$

$$X_{bu} = \frac{m_u - m_s}{m_u} \quad (3.2)$$

3.1.3 Umidificação

O minério de ferro foi hidratado até as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$, $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$, $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$, pela adição de água líquida às amostras previamente secas. A metodologia de umidificação seguiu o procedimento utilizado por Souza Pinto *et al.* (2020) e Souza (2023). Após umidificado, o minério úmido foi extrudado em uma peneira com abertura de 6 mm e destinado às etapas de caracterização física (densidade *bulk* compactada e solta, ângulo de repouso estático e análise digital de imagem) e para os experimentos de secagem em leito fixo (Capítulo 4) e de secagem no ciclone (Capítulo 6 e Capítulo 7). Na Figura 7 são apresentadas fotografias e imagens de microscopia óptica utilizando o microscópio OLYMPUS BX60, para o minério de ferro do lote A com diferentes umidades. As imagens fornecidas pelo microscópio mostram a formação dos aglomerados úmidos de minério de ferro e a presença da umidade nas superfícies dos aglomerados, principalmente para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$.

Imagens do minério de ferro do lote B hidratado em diferentes níveis são apresentadas na Figura 8.

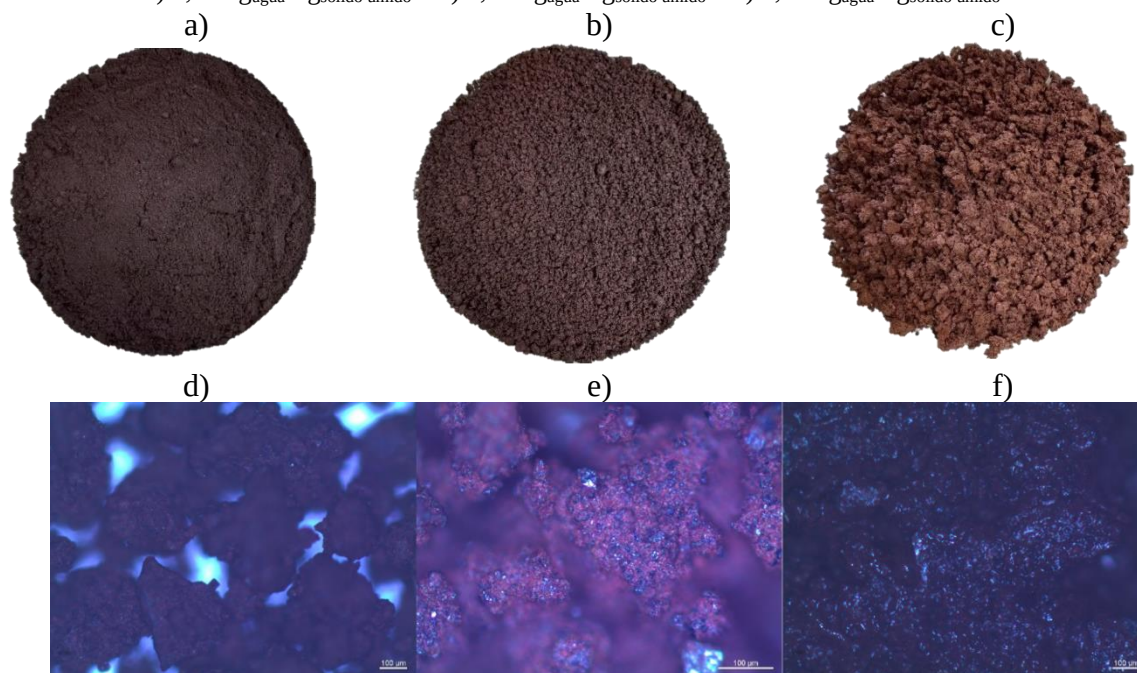
3.1.4 Microscopia eletrônica de varredura

Foram obtidas imagens de microscopia eletrônica de varredura da fração de finos de cada lote do minério de ferro seco e peneirado, utilizando o microscópio Philips XL-30 FEG.

3.1.5 Composição química do minério

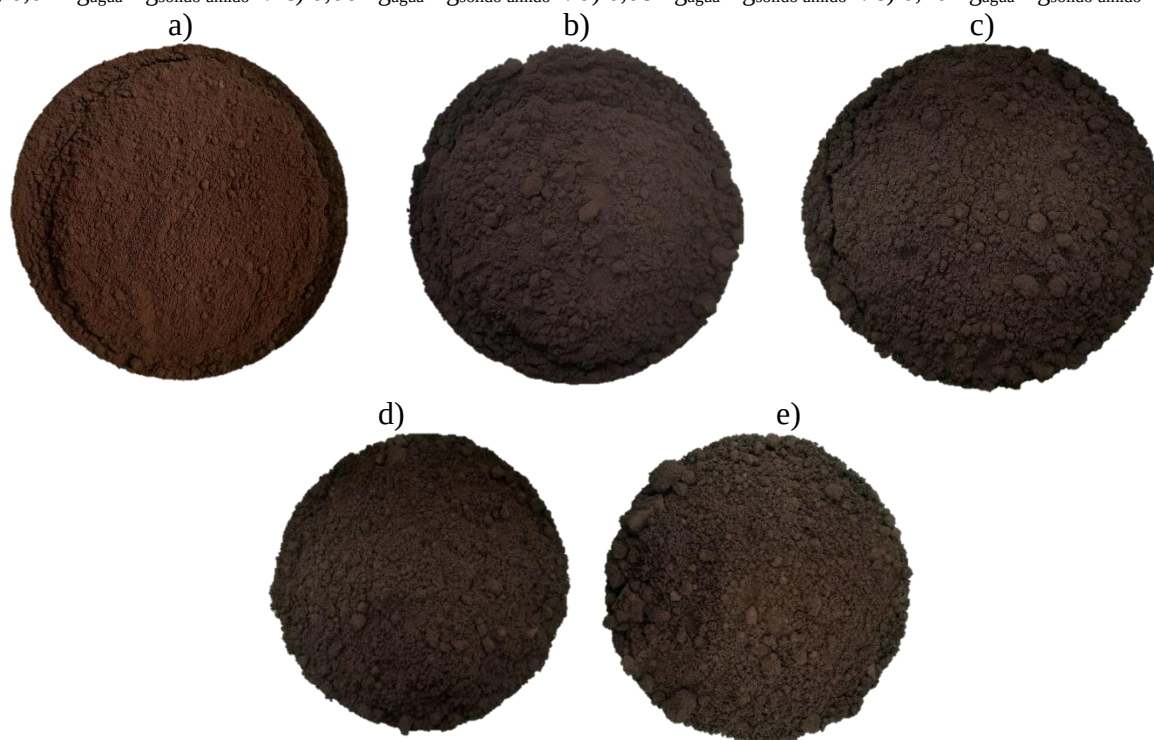
A composição química dos lotes do minério de ferro *pellet feed* foram obtidas pela técnica de espectrometria por fluorescência de raios X (FRX) utilizando um espectrômetro Malvern Penalytical modelo Zetium. Os teores apresentados foram determinados em amostra fundida com tetraborato de lítio. A perda ao fogo foi realizada a $1020 \text{ }^{\circ}\text{C}$ por um período de 2 horas.

Figura 7 - Fotografias do lote A de minério de ferro com umidades de: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Imagens de microscopia óptica do minério de ferro com umidades de: d) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

Figura 8 - Fotografias do lote B de minério de ferro com umidades de: a) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. d) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

3.1.6 Distribuição granulométrica do material seco

A distribuição granulométrica da fração de finos ($D_p < 500 \mu\text{m}$) previamente seca em estufa, foi obtida utilizando o equipamento Malvern Mastersizer Microplus (Micromeritics), para a faixa de partículas com diâmetros de 0,05 até 500 μm .

3.1.7 Densidade real e aparente

A densidade real (ρ_r) do minério seco foi determinada pela técnica de picnometria gasosa utilizando gás hélio. A densidade real exclui o volume dos poros da amostra (V_{poros}), relacionando a massa dos sólidos (m_s) e o seu respectivo volume (V_s) (PERAZZINI, 2014).

$$\rho_r = \frac{m_s}{V_s} = \frac{m_s}{V_t - V_{\text{poros}}} \quad (3.3)$$

A densidade aparente (ρ_{ap}) foi determinada pelo método de picnometria líquida utilizando como solvente o xilol na temperatura de 26,2 °C. O volume do picnômetro foi obtido através da calibração com água líquida. Os experimentos foram realizados em triplicata e a densidade aparente determinada pela Equação 3.4, onde V_t é o volume total dos sólidos, incluindo o volume dos poros da amostra.

$$\rho_{\text{ap}} = \frac{m_s}{V_t} \quad (3.4)$$

3.1.8 Densidade *bulk* compactada e solta

A densidade *bulk* solta (ρ_{bs}) e a densidade *bulk* compactada (ρ_{bc}) foram determinadas utilizando o método da proveta. O procedimento consistiu em adicionar $70,03 \pm 0,02 \text{ g}$ de minério de ferro seco e com umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ respectivamente, em uma proveta de vidro de 250 mL e realizar a medida do volume ocupado pelo material.

Para a densidade compactada, após o empacotamento do minério, foram realizadas 250 batidas da proveta. Esta quantidade de batidas foi verificada experimentalmente como

suficiente para que o volume do minério úmido obtido permanecesse constante. Foi utilizado o aparato descrito por Campos e Ferreira (2013), que delimitou uma altura de 3 cm para as batidas da proveta. Os experimentos foram realizados em triplicata.

3.1.9 Índice de Hausner

Para avaliar a coesão e assim definir indiretamente as características de escoabilidade do minério em diferentes umidades com base nas densidades *bulk* solta e compactada, foi determinado o índice de Hausner (HR) através da Equação 3.5 (ABDULLAH e GELDART, 1999).

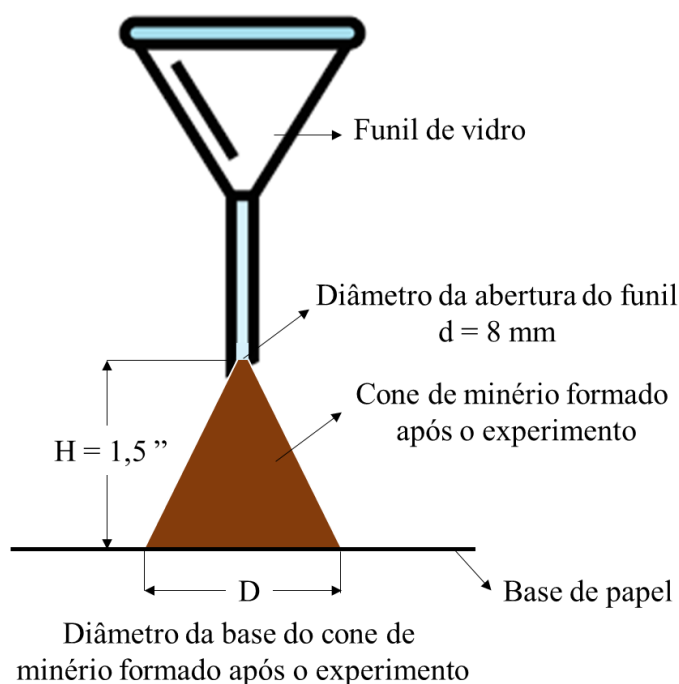
$$HR = \frac{\rho_{bc}}{\rho_{bs}} \quad (3.5)$$

3.1.10 Ângulo de repouso estático

O ângulo de repouso estático (AoR) foi determinado para o minério seco e com umidades respectivamente de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,04 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,08 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. A metodologia seguiu a norma ASTM C1444-00 (ASTM C1444-00, 2000), que também foi utilizada por Massaro e Ferreira (2019) na determinação do ângulo de repouso da bora de café. Para esta metodologia, foi utilizado um funil de vidro com um diâmetro interno de 8 mm do orifício de descarga, que foi posicionado a uma distância de 1,5” acima de uma base de papel. Foram coletadas 4 medidas do diâmetro da base do cone formado pelo minério, a média dessas medidas foi utilizada como o diâmetro D na Equação 3.6, que determina o ângulo de repouso estático. As medidas foram realizadas em triplicata.

$$AoR = \tan^{-1}[2H/(D - d)] \quad (3.6)$$

onde H é a altura de 1,5”, D e d são os diâmetros da base formada pelo minério e do bocal de abertura do funil, respectivamente. Na Figura 9 é apresentada uma ilustração esquemática das dimensões aferidas no experimento de ângulo de repouso estático.

Figura 9 – Ilustração esquemática das dimensões aferidas no experimento de ângulo de repouso estático.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.1.11 Análise digital de imagem do minério úmido

Para a caracterização física das partículas úmidas foi utilizada a análise digital de imagens. Ressalta-se que o termo “partículas úmidas” utilizado nesta seção, se refere aos aglomerados de minério formado após a umidificação e extrusão em peneira de abertura de 6 mm. O procedimento experimental foi adaptado da metodologia de Rocha (2023) para a caracterização da borra de café. Para isso, foram capturadas imagens do minério com umidades de 0,02, 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, utilizando o microscópio digital USB da Electronic Magnifier com câmera de 2 MP. As imagens foram analisadas utilizando o *software* de domínio público ImageJ 1.50b. O procedimento consistiu em transformar as imagens coloridas em imagens de 8-bit, realizar o ajuste de *threshold* e aplicar a ferramenta *watershed*, que identificou os aglomerados de partículas em contato. Assim, foram determinadas as áreas projetadas dos aglomerados (A_p), os perímetros (P), as circularidades (Cir), as razões de aspecto (AR) e o diâmetro do círculo com a mesma área projetada do aglomerado (D_p). A seguir são apresentadas as equações utilizadas para a determinação da Cir , da AR e do D_p .

$$Cir = \frac{4 \pi A_p}{p^2} \quad (3.7)$$

$$AR = \frac{\text{maior eixo da partícula}}{\text{menor eixo da partícula}} \quad (3.8)$$

$$D_p = 2 \sqrt{\frac{A_p}{\pi}} \quad (3.9)$$

Para o lote B de minério, foi obtida uma distribuição granulométrica com base na distribuição de frequência das partículas com diâmetro D_p , para cada unidade do material. Dessa forma, foram determinados os diâmetros médios de Sauter e ajustados dos modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal apresentados no Quadro 3, aos dados experimentais. Neste quadro, n , D_{50} e σ são parâmetros de ajuste dos modelos, X_i corresponde a fração da distribuição acumulativa dos aglomerados de diâmetro D_i e $\text{erf}(Z_i)$ é a função erro do parâmetro Z_i .

Quadro 3 – Modelos da literatura para a distribuição granulométrica.

Modelo	Equacionamento
RRB	$X_i = 1 - \exp [-(D_i/D')^n] \quad (3.10)$
Log-normal	$X_i = \frac{1}{2} [1 + \text{erf}(Z_i)] \quad (3.11)$ onde: $Z_i = \frac{\ln(D_i/D_{50})}{\sqrt{2} \ln(\sigma)}$

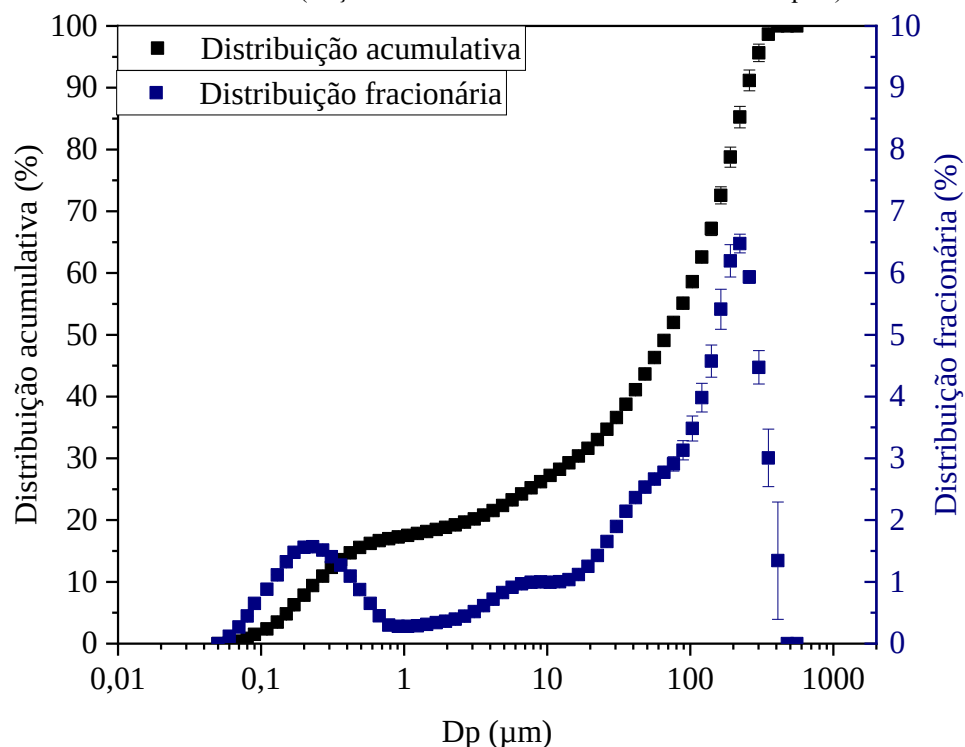
Fonte: Cremasco (2018).

3.2 Resultados e Discussões

3.2.1 Distribuição granulométrica dos finos de minério de ferro

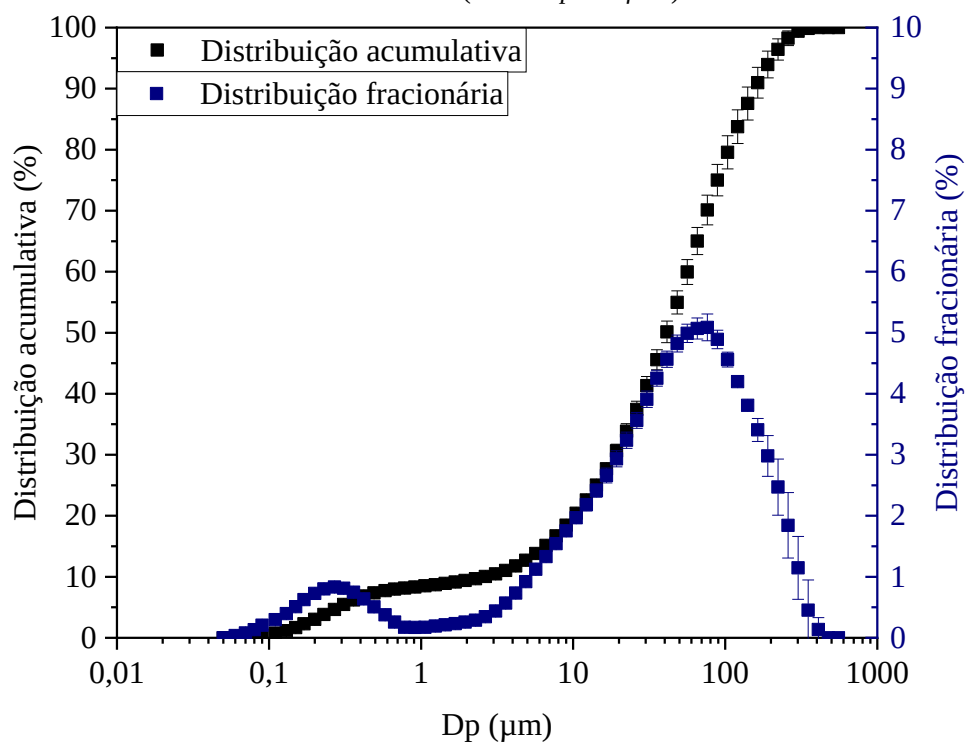
Na Figura 10 e na Figura 11 são apresentadas as distribuições granulométricas acumulada e fracionária obtidas por difração à laser no equipamento Malvern Mastersizer Microplus para a fração de finos do minério de ferro seco dos lotes A e B, respectivamente.

Figura 10 – Distribuição granulométrica acumulativa e fracionária da fração de finos ($D_p < 500 \mu\text{m}$) do minério de ferro do lote A (fração de finos do minério “Global de embarque”).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 11 - Distribuição granulométrica acumulativa e fracionária da fração de finos ($D_p < 500 \mu\text{m}$) do minério de ferro do lote B (minério *pellet feed*).



Fonte: Elaborado pelo autor.

O lote A do minério possui aproximadamente 17 % da amostra com diâmetros inferiores a 1 μm (PM_1) e 27 % da amostra com diâmetros inferiores a 10 μm (PM_{10}). Já o lote B, apresenta 8 % da amostra com diâmetros inferiores a 1 μm e 19,5 % com diâmetros inferiores a 10 μm . Comparando a distribuição granulométrica dos dois lotes de minério, observa-se que o lote B apresenta partículas maiores e mais concentradas na faixa de diâmetros de 10 a 300 μm . Os valores de D_{80} obtidos para os lotes A e B foram de 193,8 μm e 105,4 μm , respectivamente. Estes parâmetros são importantes principalmente nas etapas de pelletização das plantas de beneficiamento de minério, onde as propriedades das pelotas como a resistência à queda, a dureza, a porosidade e a ligação com aditivos químicos, dependem da distribuição granulométrica e da área superficial do minério *pellet feed* utilizado. Inclusive, etapas adicionais de moagem podem ser necessárias caso partículas ultrafinas sejam perdidas durante a flotação, separação magnética ou separação gravitacional (VAN DER MEER, 2015; ABAZARPOOR et al., 2018).

Avaliando a influência da distribuição granulométrica na separação em ciclone, sabe-se que para partículas com diâmetros inferiores a 10 μm a eficiência global de coleta do ciclone separador é comprometida e essa fração de partículas fica suscetível ao arraste pela corrente do *overflow* (COURY et al., 2004). Desta forma, é previsto que uma porcentagem relevante do material utilizado nos experimentos de secagem em ciclone não será coletada no *underflow* do equipamento, sendo esta perda mais acentuada para o lote A do minério caso este material apresente uma distribuição granulométrica semelhantes à obtida para o material seco. Souza (2023) obteve valores de 12 % para PM_1 e de 20 % para PM_{10} avaliando a distribuição granulométrica dos finos do minério de ferro do tipo IOCI, estes valores estão próximos aos obtidos para o minério do lote B (*pellet feed*) e são inferiores às frações do lote A (finos do “Global de embarque”) avaliados neste trabalho.

A classificação Geldart (1973) das frações do minério seco são apresentadas na Tabela 2 e na Tabela 3 para o minério *pellet feed* dos lotes A e B, respectivamente. Esta classificação foi obtida com base na massa específica dos sólidos e do ar a 25 °C.

Tabela 2 – Classificação Geldart da distribuição granulométrica do minério de ferro *pellet feed* do lote A ($D_p < 500 \mu\text{m}$).

Classificação Geldart	Faixa de diâmetros	Fração do minério Lote A
Grupo C – coesivas	$0,05 < D_p < 18 \mu\text{m}$	33,0 %
Grupo A – aeráveis	$18 \mu\text{m} < D_p < 50 \mu\text{m}$	12,2 %
Grupo B – fluidizáveis	$50 \mu\text{m} < D_p < 470 \mu\text{m}$	54,8 %

Na Tabela 2 observa-se que para o lote A, a maior parte das partículas que compõem o minério são do grupo B, descritas como fluidizáveis com uma porcentagem de 54,8 %. Na segunda posição, com fração de 33,0 % estão as partículas coesivas do grupo C; já as partículas aeráveis do grupo A, correspondem a 12,2 %. A distribuição granulométrica da Figura 10, não indicou a presença de partículas na faixa de diâmetros de $470 \mu\text{m} < D_p < 500 \mu\text{m}$, correspondentes ao grupo D de partículas jorráveis.

Tabela 3 – Classificação Geldart da distribuição granulométrica do minério de ferro *pellet feed* do lote B ($D_p < 500 \mu\text{m}$).

Classificação Geldart	Faixa de diâmetros	Fração do minério Lote B
Grupo C – coesivas	$0,05 < D_p < 20 \mu\text{m}$	30,6 %
Grupo A – aeráveis	$20 \mu\text{m} < D_p < 46 \mu\text{m}$	19,5 %
Grupo B – fluidizáveis	$46 \mu\text{m} < D_p < 460 \mu\text{m}$	49,9 %

Para o minério *pellet feed* do lote B foi observada a mesma tendência do lote A. A maior fração do minério corresponde ao grupo B de partículas fluidizáveis (49,9 %). As partículas coesivas do grupo C correspondem a 30,6 % da amostra analisada, enquanto o grupo A de partículas aeráveis representa 19,5 %. Assim como observado para a amostra do lote A, o lote B não apresentou partículas jorráveis do grupo D.

Os parâmetros estatísticos e os obtidos a partir do ajuste dos modelos de distribuição granulométrica aos dados experimentais são apresentados na Tabela 4. Os modelos RRB e Log-normal apresentaram melhor ajuste para aos dados do minério de ferro *pellet feed* provenientes do lote B, com coeficientes de determinação (R^2) de 0,99 e de 0,98. Na Figura 12, são apresentados os valores preditos pelos modelos para cada lote do minério.

Tabela 4 – Parâmetros estatísticos e de ajuste dos modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal aos dados experimentais.

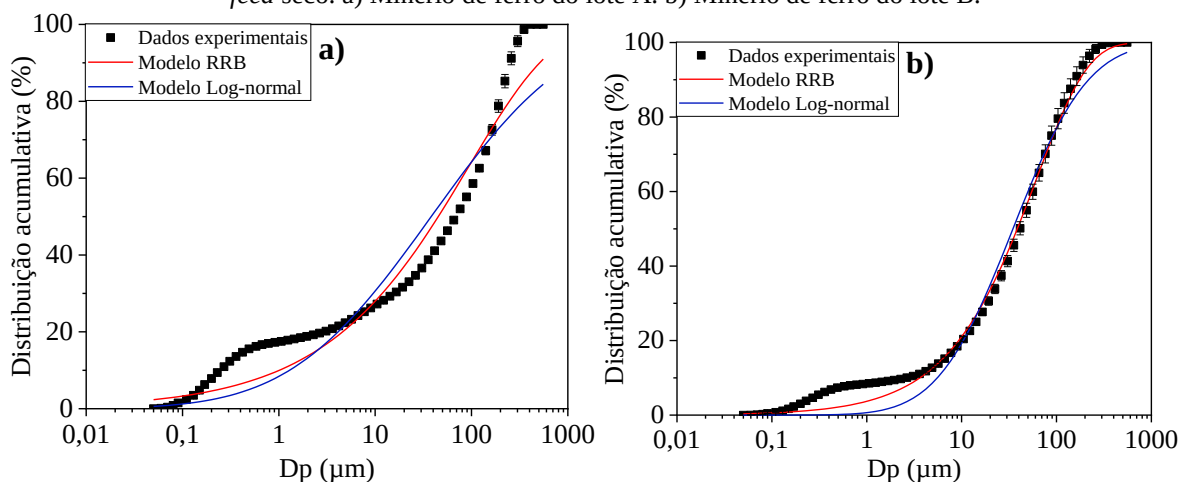
Minério	Parâmetros do modelo RRB	Parâmetros do modelo Log-normal
Lote A*	$D' = 94,66 \mu\text{m}$	$D_{50} = 38,18 \mu\text{m}$
	$n = 0,50$	$\sigma = 14,07$
	$R^2 = 0,95$	$R^2 = 0,91$
Lote B**	$D' = 61,20 \mu\text{m}$	$D_{50} = 34,75 \mu\text{m}$
	$n = 0,80$	$\sigma = 4,19$
	$R^2 = 0,99$	$R^2 = 0,98$

* Finos do minério “Global de embarque”. ** Minério de ferro *pellet feed*.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando a Tabela 4 e a Figura 12, é possível verificar que apesar dos ajustes dos modelos apresentarem elevados valores dos coeficientes de determinação, foi difícil representar as elevadas frações de finos do minério de ferro correspondente a $D_p < 10 \mu\text{m}$, pois a distribuição granulométrica de partículas é “bimodal”, apresentando dois picos de máximo na distribuição de tamanhos de partículas da Figura 10 e da Figura 11. Os modelos RRB e Log-normal, que são amplamente utilizados pela literatura, não representaram adequadamente as distribuições de partículas bimodais. Para o minério proveniente do lote A é possível verificar pela Figura 12 – a), que os dois modelos avaliados não foram suficientes para a representação da distribuição granulométrica obtida.

Figura 12 – Distribuição acumulativa predita pelos modelos RRB e Log-normal para o minério de *ferro pellet feed seco*. a) Minério de ferro do lote A. b) Minério de ferro do lote B.

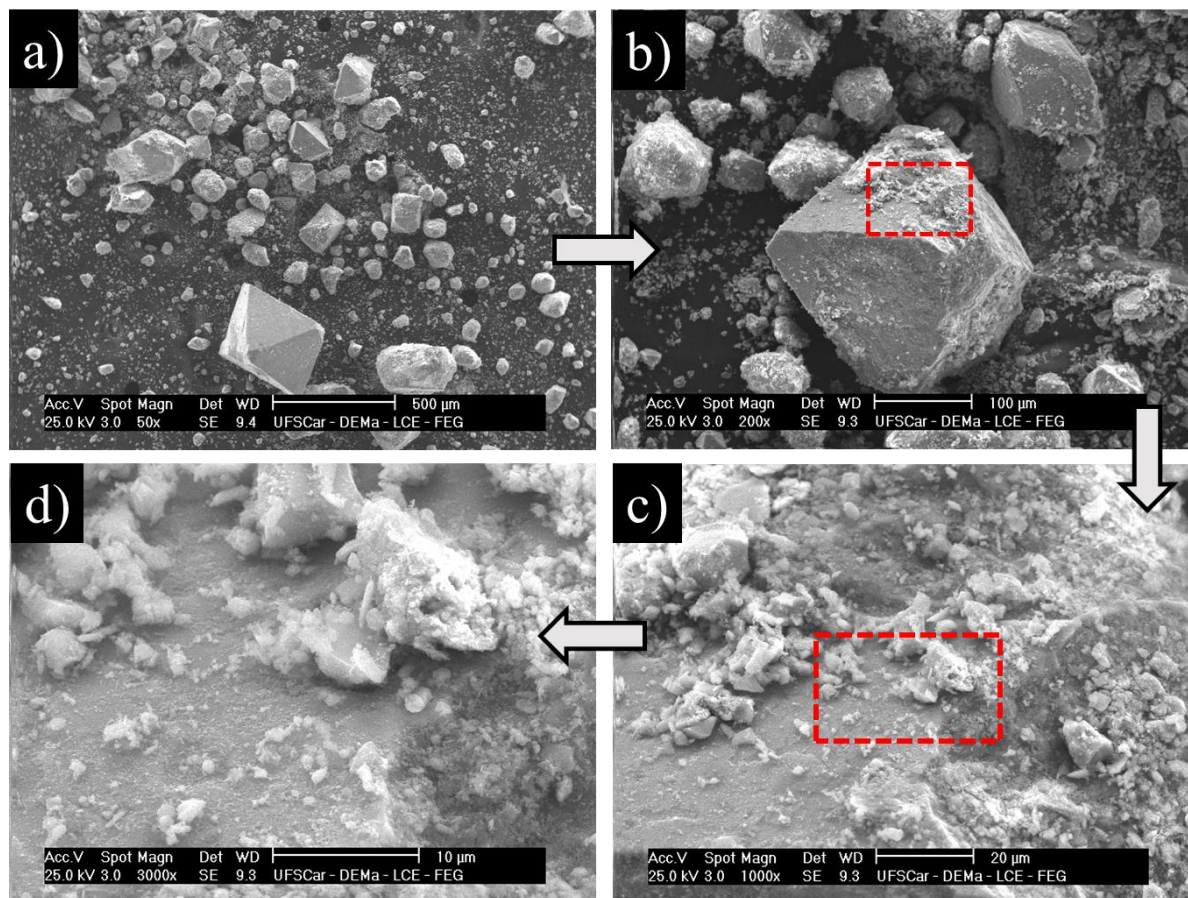


Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2.2 Microscopia eletrônica de varredura

Na Figura 13 são apresentadas imagens de microscopia eletrônica de varredura obtidas para diferentes ampliações do minério ferro *pellet feed seco*, proveniente do lote A. A análise da morfologia do material mostra a presença de partículas com superfícies irregulares e de diferentes tamanhos e formatos. Estas observações também foram realizadas por Souza Pinto *et al.* (2020) e Abazarpour *et al.* (2018) na análise da morfologia do minério de ferro obtidas por imagens geradas pelo MEV. Na Figura 13 – b), na Figura 13 – c) e na Figura 13 – d), são destacadas a presença de partículas menores que parecem estar aderidas nas superfícies das maiores partículas do minério.

Figura 13 - Imagens de microscopia eletrônica de varredura da fração de finos de minério de ferro do lote A ($D_p < 500 \mu\text{m}$), para aumentos de: c) 50 vezes, d) 200 vezes, e) 1000 vezes, f) 3000 vezes.



Fonte: Acervo pessoal.

3.2.3 Densidade real e aparente

Aguiar (2023), cujo trabalho utilizou o mesmo minério de ferro *pellet feed* do lote A deste trabalho, obteve um valor médio de $4,5542 \pm 0,2113 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ para a densidade aparente da fração de finos, utilizando o método de picnometria líquida com o solvente xileno.

Para o minério *pellet feed* proveniente do lote B, foi obtido um valor de $4,3559 \pm 0,0512 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ para a densidade aparente utilizando a picnometria líquida com xileno e de $4,9919 \pm 0,0039 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ para a densidade real obtida por picnometria a gás.

3.2.4 Composição química

Na Tabela 5 são apresentadas as composições químicas obtidas via espectrometria por fluorescência de raios X (FRX), para o minério de ferro *pellet feed* proveniente dos lotes A

e B. Para o lote A, é apresentada a composição obtida por Aguiar (2023), que utilizou o mesmo material empregado neste trabalho.

Tabela 5 – Composição da fração de finos do minério de ferro, $D_p < 500 \mu\text{m}$.

Componente	Fórmula molecular	Fração (%)* Lote A	Fração (%) Lote B
Ferro	Fe	65,5	64,5
Sílica	SiO ₂	1,52	2,71
Alumina	Al ₂ O ₃	1,41	1,49
Fósforo	P	0,055	0,030
Manganês	Mn	0,20	0,35
Dióxido de titânio	TiO ₂	0,11	0,12
Óxido de cálcio/ cal	CaO	< 0,10	< 0,10
Óxido de magnésio	MgO	< 0,10	< 0,10
Óxido de sódio	Na ₂ O	< 0,10	< 0,10
Óxido de potássio	K ₂ O	< 0,10	< 0,10
Óxido de cromo (III)	Cr ₂ O ₃	< 0,10	< 0,10
**	PF	2,88	2,04

*Valores de composição fornecidos por Aguiar (2023) que utilizou a fração de finos do lote A de minério de ferro.

** Fração corresponde a perda ao fogo.

Observa-se que os dois lotes de minério *pellet feed* podem ser classificados como de alta qualidade devido à elevada porcentagem de ferro presente, que é uma característica das reservas minerais ricas em hematita localizadas em Carajás-PA. De acordo com Luz *et al.* (2010), pelotas de minério de ferro com composição de 64,5 a 67,2 % de Fe podem ser levadas ao alto-forno. Para a redução direta, a composição deve apresentar de 66,7 a 67,7 % de Fe.

Além disso, para o lote A os minerais de ganga como a sílica, a alumina e o fósforo apresentaram valores de 1,52 %, 1,41% e 0,055%, respectivamente. Para o lote B, foram obtidas porcentagens de 2,71 % para a sílica, 1,49 % para a alumina e de 0,030 % para o fósforo. Estes resultados mostram que o minério proveniente do lote B apresenta maior porcentagem dos minerais de ganga, cujas composições são extremamente importantes nos processos da siderurgia, onde o minério de ferro é reduzido ao ferro-gusa e posteriormente transformado em aço. Nestas etapas, para se obter uma operação estável com grande produção, associada com a redução da formação da escória e de coque no alto-forno, é desejável que o minério apresente fração reduzida de sílica e alumina e que a razão entre CaO/SiO₂ seja otimizada para valores

entre 1,5 e 2,0 (HIGUCHI et al., 2006; HIRANO et al., 2016; LU et al., 2007; YAMAGUCHI et al., 1994).

3.2.5 Caracterização física dos aglomerados úmidos

Para o minério de ferro úmido proveniente do lote A, são apresentadas na Tabela 6 as propriedades físicas obtidas para os aglomerados com umidades de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. O aumento da umidade provocou o aumento dos valores médios da área projetada, do perímetro, da razão de aspecto e do diâmetro médio do aglomerado. Estes resultados indicam que o aumento da umidade possibilitou a formação de aglomerados de partículas maiores, que podem ser visualizados na Figura 7. Por outro lado, a circularidade não apresentou variação significativa com o aumento da umidade do material. Além disso, destaca-se que os desvios das medidas são elevados, corroborando a informação visual que indicava uma distribuição de tamanhos dos aglomerados diferente para cada percentual de umidade do minério.

Tabela 6 – Valores médios das propriedades físicas dos aglomerados de minério de ferro com umidade de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, provenientes do minério *pellet feed* do lote A.

Propriedade	Umidade de 0,06 ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	Umidade de 0,08 ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	Umidade de 0,10 ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)
A_p [mm²]	0,061 ± 0,065	0,776 ± 1,526	27,892 ± 22,114
P [mm]	0,926 ± 0,572	3,241 ± 2,603	21,387 ± 9,888
Cir [-]	0,707 ± 0,138	0,680 ± 0,130	0,688 ± 0,126
AR [-]	1,477 ± 0,348	1,484 ± 0,362	1,488 ± 0,441
D_p [mm]	0,263 ± 0,145	0,826 ± 0,547	5,510 ± 2,271

Fonte: Elaborado pelo autor.

Os valores médios e os desvios padrões das propriedades físicas obtidas para os aglomerados úmidos provenientes do lote B do minério *pellet feed* são apresentados na Tabela 7. Para umidades acima de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, se verifica o aumento dos valores médios de área projetada, perímetro, diâmetro médio do aglomerado e do diâmetro de Sauter com o aumento da umidade do material. Assim como verificado para o lote A, este aumento indica a obtenção de aglomerados maiores para as maiores umidades do minério avaliadas. Contudo, deve-se ressaltar que para umidades acima de 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ pode ocorrer

a liquefação do minério de ferro, fazendo com que as suas características físicas e reológicas sejam completamente alteradas. De acordo com Munro e Mohajerani (2015), a liquefação é o termo utilizado para descrever o quanto um solo passa a se comportar como líquido, pois a sua tensão de cisalhamento se aproxima de zero devido à atuação de uma carga cíclica, estática ou de choque.

Tabela 7 – Valores médios das propriedades físicas dos aglomerados de minério de ferro com umidade de 0,02, 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, provenientes do minério *pellet feed* do lote B.

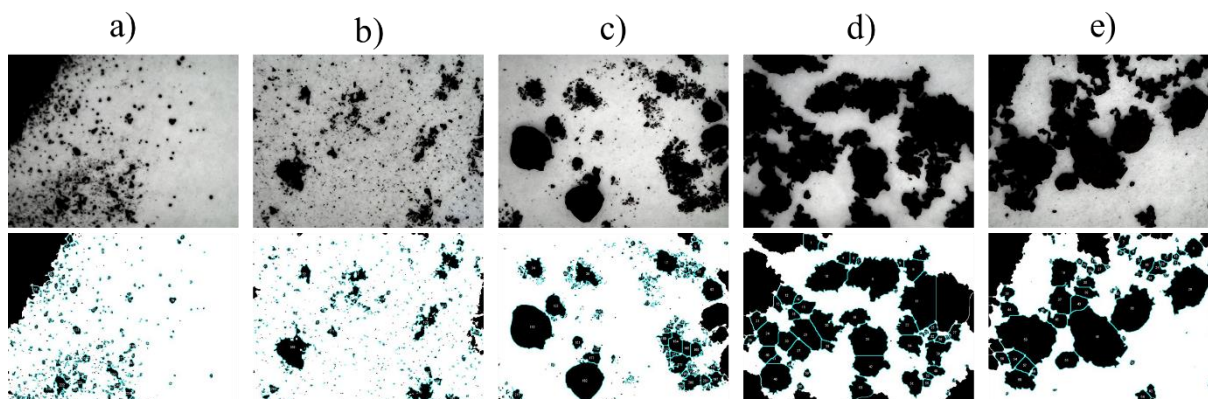
Propriedade	Umidade de 0,02 (b.u.)*	Umidade de 0,04 (b.u.)*	Umidade de 0,06 (b.u.)*	Umidade de 0,08 (b.u.)*	Umidade de 0,10 (b.u.)*
A_p [mm²]	0,137 ± 0,355	0,054 ± 0,287	0,292 ± 1,120	0,629 ± 2,412	1,051 ± 2,825
P [mm]	1,214 ± 1,298	0,663 ± 1,054	1,572 ± 2,147	2,170 ± 3,287	4,25 ± 44,505
Cir [-]	0,717 ± 0,185	0,698 ± 0,216	0,682 ± 0,189	0,709 ± 0,174	0,690 ± 0,137
AR [-]	1,672 ± 0,547	1,823 ± 0,665	1,605 ± 0,494	1,573 ± 0,448	1,501 ± 0,386
D_p [mm]	0,302 ± 0,288	0,157 ± 0,211	0,379 ± 0,478	0,529 ± 0,722	0,844 ± 0,791
d_s [mm]**	0,202	0,117	0,280	0,360	0,573

(b.u.)* – umidade em base úmida ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$). ** Diâmetro de Sauter obtido a partir a distribuição granulométrica experimental apresentada na Figura 10 e na Figura 11. Coluna em destaque na cor cinza: para umidade de 0,02 (b.u.) a análise digital de imagens foi ineficaz. Fonte: Elaborado pelo autor.

Conforme indicado pela coluna de cor cinza da Tabela 7, para o minério do lote B com umidade de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ foi verificado que a técnica de análise digital de imagem das partículas úmidas foi ineficaz, uma vez que existe uma dificuldade experimental em fotografar aglomerados muito pequenos e que devem apresentar uma distância mínima uns dos outros, possibilitando assim a utilização das ferramentas *threshold* e *watershed* do *software* ImageJ para a delimitação dos perímetros de cada aglomerado avaliado. Este valor de umidade apresentou valores de A_p, P, Cir, D_p e d_s superiores aos obtidos para a umidade de 0,04 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, indicando que o *software* identificou aglomerados maiores e que não representam os aglomerados reais para a umidade de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Na Figura 14 são apresentadas fotografias do minério de ferro em diferentes umidades, antes e após a utilização do *software* ImageJ para a análise digital das imagens.

A análise da Tabela 7 também indica que os valores médios da razão de aspecto tendem a diminuir com o aumento da umidade do minério, embora os valores dos desvios padrões não indiquem influência da umidade do material nesta propriedade. Para a circularidade, não foi verificada a influência da umidade nos valores médios obtidos.

Figura 14 – Fotografias do minério de ferro para a análise digital de imagens, antes e após o a utilização das ferramentas *threshold* e *watershed* do *software* ImageJ. Umidades do minério de ferro: a) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. d) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. e) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

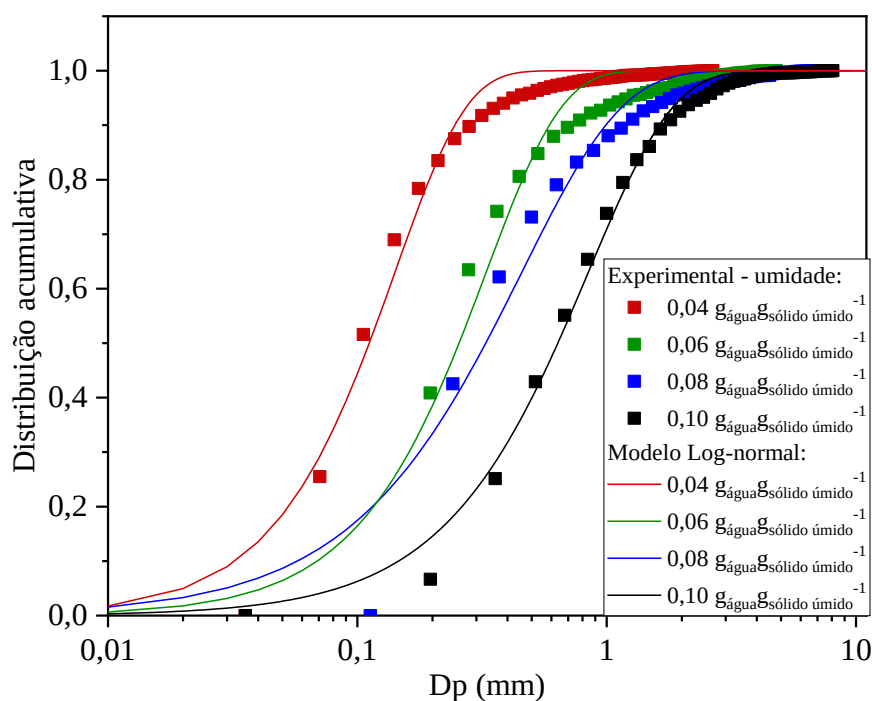


Fonte: Acervo pessoal.

Os elevados valores dos desvios padrões apresentados pela Tabela 6 e pela Tabela 7 em conjunto com a observação experimental, evidenciam a presença de uma distribuição de tamanho de aglomerados úmidos para cada umidade do minério avaliada. De forma a corrigir a análise e representar adequadamente essa distribuição, foram construídas curvas de distribuição de frequência dos tamanhos das partículas para o minério de ferro proveniente do lote B. Para cada umidade, o número mínimo de partículas utilizadas na análise de imagem da distribuição foi de 2540. Além disso, para cada umidade do minério avaliada foram ajustados os modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal aos dados experimentais. Na Figura 15 e na Figura 16 são apresentados os valores experimentais e os preditos pelos modelos de distribuição granulométrica. Os parâmetros estatísticos e de ajuste dos modelos são apresentados na Tabela 8.

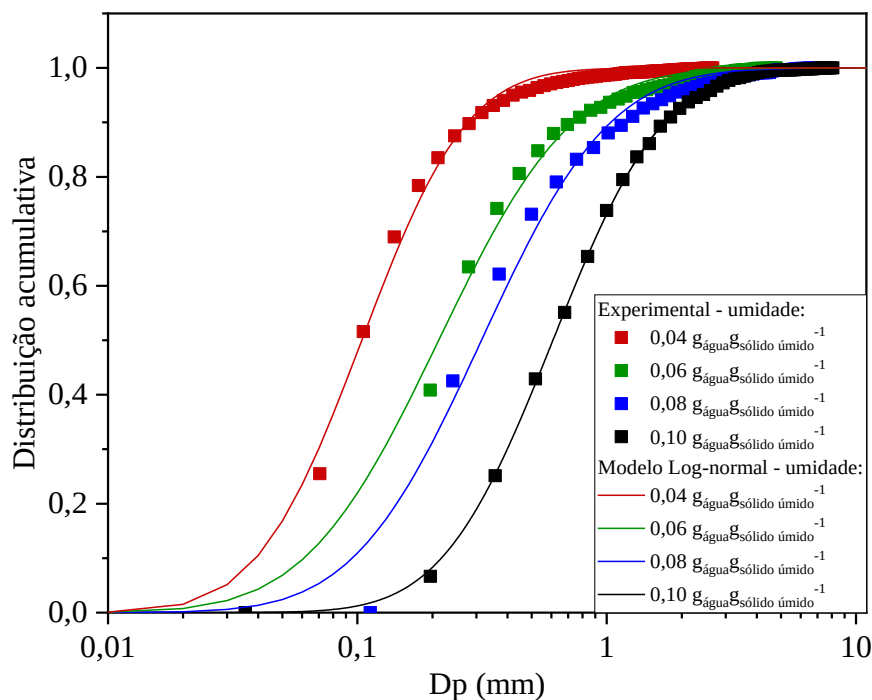
Os dados experimentais apresentados na Figura 15 evidenciam o efeito da umidade na distribuição granulométrica obtida para os aglomerados úmidos de minério. Com o aumento da umidade existe o aumento do número de aglomerados com maior diâmetro, ou seja, ocorre o aumento da aglomeração. Esse efeito também foi observado por Xu *et al.* (2006) na distribuição granulométrica de finos de minério de ferro com diferentes umidades, embora estes autores tenham utilizado a técnica de peneiramento dos aglomerados após congelamento em nitrogênio líquido. Para o presente trabalho, verifica-se que a técnica de análise digital de imagens pode ser utilizada para representar adequadamente a distribuição granulométrica deste material para $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1} \leq X_{\text{bu}} \leq 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Figura 15 – Distribuição acumulativa de tamanho dos aglomerados úmidos experimental e predita pelo modelo RRB. Umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote A de 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 16 – Distribuição acumulativa de tamanho dos aglomerados úmidos experimental e predita pelo modelo Log-normal. Umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote B de 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 8 - Parâmetros de ajuste e estatísticos obtidos para os modelos de distribuição granulométrica RRB e Log-normal. Umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote B de 0,04, 0,06, 0,08 e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.

Umidade do minério (kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹)	Parâmetros do Modelo RRB	Parâmetros do Modelo Log-normal
0,04	D' = 0,14 mm	D ₅₀ = 0,10 mm
	n = 1,52	σ = 2,15
	R ² = 0,97	R ² = 0,99
0,06	D' = 0,33 mm	D ₅₀ = 0,21 mm
	n = 1,44	σ = 2,64
	R ² = 0,94	R ² = 0,98
0,08	D' = 0,46 mm	D ₅₀ = 0,31 mm
	n = 1,08	σ = 2,54
	R ² = 0,95	R ² = 0,98
0,10	D' = 0,85 mm	D ₅₀ = 0,61 mm
	n = 1,28	σ = 2,23
	R ² = 0,99	R ² = 1,00

Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando os ajustes dos modelos de distribuição granulométrica, os valores do coeficiente de determinação apresentados na Tabela 8 indicam que o modelo Log-normal apresentou o melhor ajuste aos dados experimentais quando comparado ao modelo RRB. Além disso, para o aumento da umidade ocorreu o aumento dos parâmetros de ajuste D' e D₅₀. Para o modelo RRB, como foram obtidos valores de $n > 0$, o valor de D' representa o diâmetro correspondente a fração acumulativa de 0,632. Para o modelo Log-normal, D₅₀ reapresenta o valor do diâmetro para que a fração acumulativa seja 0,5, ou seja, 50 % dos aglomerados avaliados apresentam diâmetro inferior ao obtido para D₅₀.

3.2.6 Densidade *bulk* compactada e solta

Na Tabela 9, na Figura 17 e na Figura 18 são apresentados os valores de densidade *bulk* compactada e solta obtidas para o minério *pellet feed* dos lotes A e B com diferentes umidades. Avaliando a Tabela 9, os valores de densidade *bulk* compactada são maiores que os obtidos para a densidade solta, uma vez que as batidas da proveta permitiram que os aglomerados úmidos ocupassem os espaços anteriormente vazios em um novo arranjo espacial. Além disso,

é importante destacar o efeito da deformação dos aglomerados devido a sua compactação. Trabalhos como os de Mitra *et al.* (2017), Massaro e Ferreira (2019) e Kalman (2021), também obtiveram maiores valores de densidade *bulk* compactada quando comparados aos obtidos para a densidade *bulk* solta.

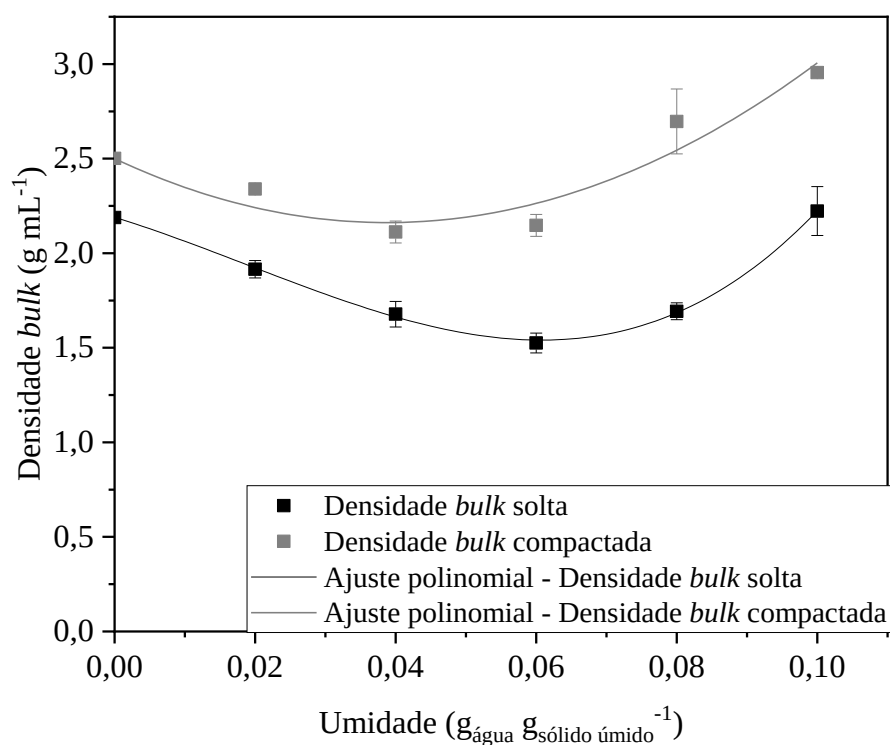
Tabela 9 – Valores de densidades *bulk* solta e compactada obtidas para diferentes umidades do minério de ferro *pellet feed* provenientes dos lotes A e B.

Umidade (kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹)	Lote A		Lote B	
	Densidade	Densidade <i>bulk</i>	Densidade	Densidade <i>bulk</i>
	<i>bulk</i> solta (g·cm ⁻³)	compactada (g·cm ⁻³)	<i>bulk</i> solta (g·cm ⁻³)	compactada (g·cm ⁻³)
0,00	2,19 ± 0,00	2,50 ± 0,00	1,84 ± 0,00	2,15 ± 0,06
0,02	1,92 ± 0,05	2,34 ± 0,01	1,59 ± 0,00	1,88 ± 0,05
0,04	1,68 ± 0,07	2,11 ± 0,06	1,42 ± 0,03	1,72 ± 0,04
0,06	1,53 ± 0,05	2,15 ± 0,06	1,30 ± 0,04	1,75 ± 0,00
0,08	1,69 ± 0,04	2,70 ± 0,17	1,18 ± 0,02	1,72 ± 0,04
0,10	2,22 ± 0,13	2,96 ± 0,02	1,25 ± 0,04	1,72 ± 0,04

Fonte: Elaborado pelo autor.

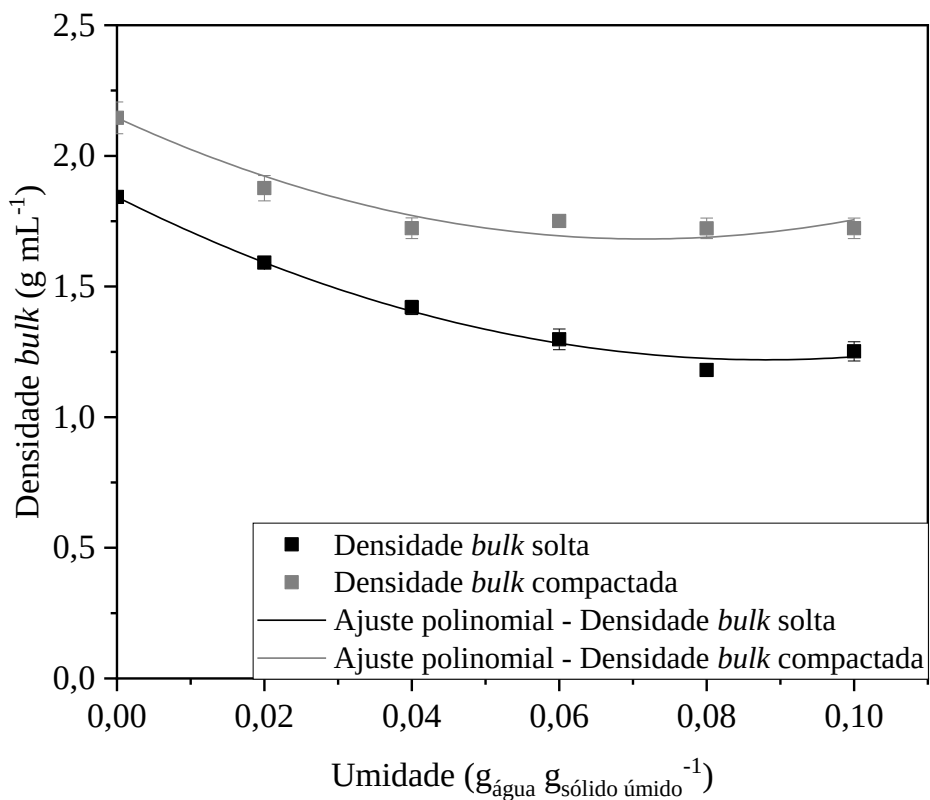
O comportamento apresentado pela densidade *bulk* em função da umidade do minério *pellet feed* do lote A na Figura 17, mostra que a densidade *bulk* diminui até um valor mínimo e então passa a aumentar com o aumento da umidade do sólido. Esta relação entre a umidade e a densidade *bulk* é um padrão observado para os minérios metálicos e para o carvão (XU *et al.*, 2006; YU *et al.*, 1995; HINKLEY *et al.*, 1994). Xu *et al.* (2006) observaram um comportamento semelhante ao obtido por este trabalho para o minério de ferro hidratado até umidades de 11 %. Este comportamento está diretamente relacionado com os efeitos dos quatro principais mecanismos de empacotamento descritos pela literatura, que são: a mudança na densidade do aglomerado, a distribuição granulométrica de tamanho dos aglomerados, o atrito entre as partículas e a deformação dos aglomerados. De acordo com Xu *et al.* (2006), os efeitos dos mecanismos variam com a umidade do minério. Na Figura 17, para os menores valores de umidade, o efeito da distribuição granulométrica e o atrito entre partículas pode ter resultado na diminuição da densidade *bulk* do minério de ferro. Para os valores de umidade mais elevados, todos os mecanismos de empacotamento são importantes, mas a deformação dos aglomerados prevalece provocando o aumento da densidade *bulk*.

Figura 17 – Densidade *bulk* solta e compactada obtida para diferentes umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote A.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 18 – Densidade *bulk* solta e compactada obtida para diferentes umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote B.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o minério de ferro *pellet feed* do lote B, verifica-se a diminuição da densidade *bulk* até um valor mínimo para o aumento da umidade na Figura 18. Em comparação com o minério proveniente do lote A, o lote B não apresentou o aumento da densidade *bulk* para os elevados valores de umidade, indicando que o mecanismo de deformação dos aglomerados úmidos que ocorre durante o empacotamento é menos expressivo para este material nestas condições avaliadas. Desta forma, apesar de serem provenientes de uma mesma região os lotes de minério de ferro A e B apresentam características e propriedades diferentes, que podem influenciar no empacotamento, na escoabilidade e na alimentação do material para a secagem em ciclone apresentada no Capítulo 6 e no Capítulo 7.

No Quadro 4, são apresentadas as equações empíricas e os coeficientes de determinação obtidos a partir do ajuste polinomial aos dados experimentais de densidade *bulk* solta e compactada. Conforme apresentado na Figura 17 e na Figura 18, estas equações empíricas descrevem o comportamento da densidade *bulk* para umidades de até $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Os valores de R^2 de 0,99 mostram que os polinômios de segunda ordem apresentaram os melhores ajustes para os dados experimentais de densidade *bulk* solta.

Quadro 4 – Equações empíricas obtidas pelo ajuste polinomial para as densidades *bulk* solta e compactada.

Minério <i>pellet feed</i> do Lote A	Minério <i>pellet feed</i> do Lote B
$\rho_{bs} = 2.685,32 X_{bu}^3 - 150,52 X_{bu}^2 - 11,46 X_{bu} + 2,19 \quad (3.12)$ $R^2 = 0,99$	$\rho_{bs} = 80,34 X_{bu}^2 - 14,15 X_{bu} + 1,84 \quad (3.13)$ $R^2 = 0,99$
$\rho_{bc} = 225,09 X_{bu}^2 - 17,45 X_{bu} + 2,50 \quad (3.14)$ $R^2 = 0,90$	$\rho_{bc} = 90,64 X_{bu}^2 - 12,96 X_{bu} + 2,14 \quad (3.15)$ $R^2 = 0,94$

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2.7 Critérios de escoabilidade

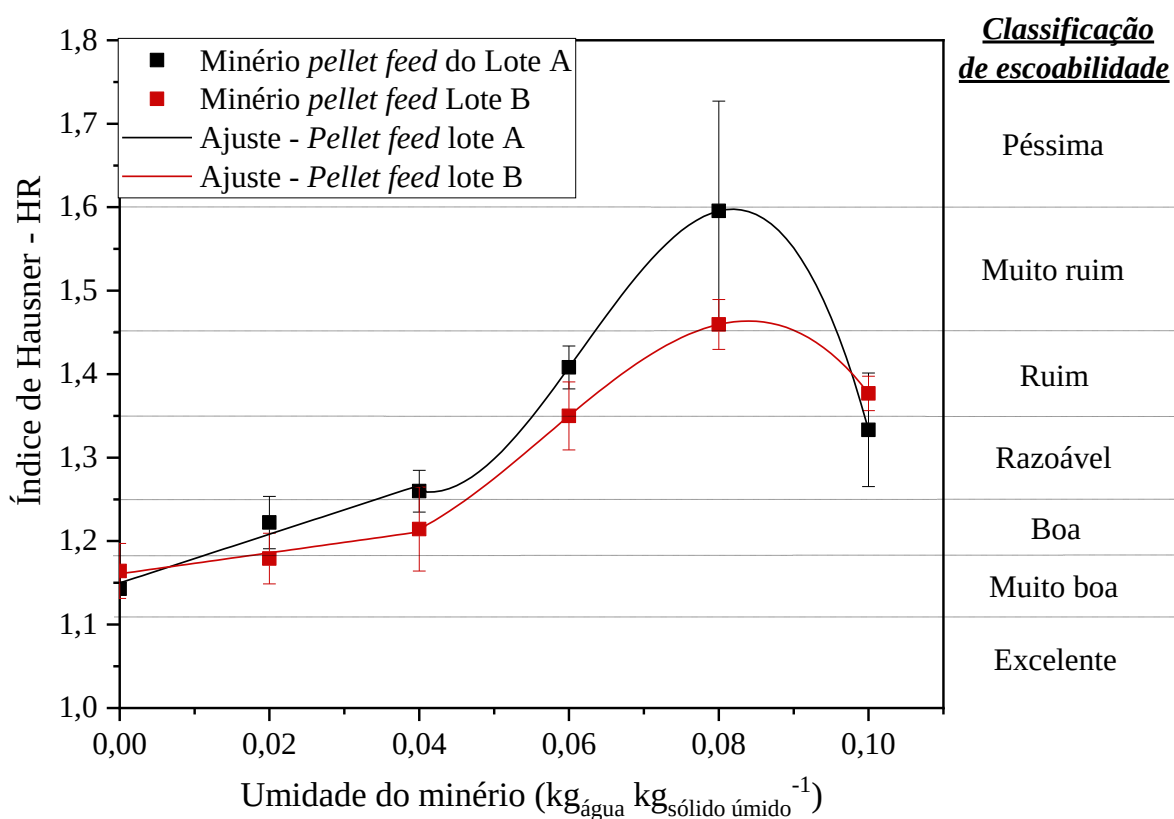
Os itens 3.2.5 e 3.2.6 deste trabalho avaliaram a influência da umidade do sólido nas propriedades de empacotamento e na sua distribuição granulométrica, sem avaliar os efeitos sobre a escoabilidade do material. Neste item, é investigada a influência da umidade sobre o índice de Hausner e o ângulo de repouso, parâmetros que serão utilizados para estimar a escoabilidade do minério de ferro. É importante enfatizar que os dois lotes de minério não

apresentaram liquefação para as umidades avaliadas neste trabalho, após a liquefação as propriedades reológicas do minério apresentariam alterações elevadas.

3.2.7.1 Índice de Hausner

Na Figura 19 são apresentados os valores do índice de Hausner em função da umidade do minério de ferro proveniente dos lotes A e B. À direita da Figura 19 são indicadas as faixas de valores de HR que classificam a escoabilidade como excelente, muito boa, boa, razoável, ruim, muito ruim e péssima; com base nos trabalhos de Lumay *et al.* (2012) e Massaro (2020). É importante destacar que as faixas de classificação são definidas na literatura para pós secos e empregadas neste trabalho para o minério úmido.

Figura 19 - Índice de Hausner em função da umidade do minério de ferro *pellet feed* dos lotes A e B e a faixa de valores para a classificação da escoabilidade do material.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 19 se observa a influência da umidade nos valores de HR e por consequência na coesão e na escoabilidade do material. Para os dois minérios, HR aumenta até um valor máximo e então diminui para a maior de umidade avaliada ($0,1 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$). O aumento

da umidade do material diminui a sua capacidade de escoar, principalmente devido ao aumento da camada líquida presente na superfície das partículas que aumentam a força das pontes líquidas formadas entre as partículas (KALMAN, 2021). Nos trabalhos de Emery *et al.* (2009), Mitra *et al.* (2017), Massaro e Ferreira (2019) e Kalman (2021), também foi verificada a influência da umidade na escoabilidade dos materiais estudados através dos valores de HR determinados a partir da densidade *bulk* solta e compactada.

Para o material seco, ambos os lotes de minério de ferro *pellet feed* apresentam escoabilidade classificada como muito boa, com valores de HR de 1,14 para o lote A e de $1,16 \pm 0,03$ para o lote B. Esta foi a melhor classificação de escoabilidade obtida para o minério de ferro e mesmo assim, não foi possível obter a classificação de escoabilidade excelente ($1,0 < HR < 1,11$), o que pode estar relacionado com a morfologia do minério seco, ao atrito e as forças de interação presentes entre as partículas. Como verificado nas imagens de microscopia eletrônica de varredura da Figura 13, o minério apresenta partículas de tamanhos não homogêneos, com superfícies irregulares e não esféricas que podem apresentar rugosidades. Trabalhos da literatura como os de Zou e Yu (1996) e Kalman; Portnikov (2021^a), corroboram a influência da morfologia do material mostrando a diminuição de HR para o aumento da esfericidade das partículas e o aumento da fração de vazios para a diminuição do fator de forma.

De acordo com Castellanos (2005) e Massaro e Ferreira (2019) para pós secos as forças de van-der-Waals passam a ser expressivas para $D_p < 100 \mu\text{m}$, devido ao aumento da área superficial específica e ao aumento dos pontos de contato entre as partículas. No caso do minério de ferro *pellet feed* seco, no item 3.2.1 foi verificado que 80 % das amostras dos lotes A e B do minério de ferro apresentaram diâmetros inferiores a $193,8 \mu\text{m}$ e $105,4 \mu\text{m}$, respectivamente. Isto seria um indício da presença das forças de van-der-Waals na interação entre as partículas do minério seco.

Com a adição da umidade ao minério, as forças de van-der-Waals passam a ser substituídas pela presença de pontes líquidas e o aumento da coesão entre os aglomerados úmidos (KALMAN, 2021; KALMAN; PORTNIKOV, 2021b). Na Figura 19, para umidades dos sólidos de até $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ é nítido o aumento menos acentuado de HR do que o obtido no intervalo de $0,04$ a $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, ou seja, nestas regiões a diminuição da escoabilidade do minério de ferro ocorre possivelmente devido à formação de uma camada líquida na superfície dos aglomerados que aumenta a força de ligação das pontes líquidas até o valor máximo de HR na umidade de $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. O valor máximo de HR obtido

para o lote A de minério foi de $1,60 \pm 0,13$, classificando o escoamento como muito ruim a péssimo dentro da faixa de incerteza. Para o lote B, o maior valor de HR obtido foi de $1,46 \pm 0,03$, classificando o escoamento de ruim a muito ruim.

Ainda na Figura 19 para as umidades superiores a $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, foi possível verificar a melhora na escoabilidade, obtendo-se valores de HR de $1,33 \pm 0,07$ para o lote A e de $1,38 \pm 0,02$ para o lote B de minério na umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Essa tendência de melhora da escoabilidade para os maiores valores de umidade é descrita na literatura como resultado do efeito do aumento da granulometria do material (EMERY et al., 2009; KALMAN, 2021). Conforme apresentado na Tabela 6, na Tabela 7 e na Figura 15 a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ apresentou os maiores valores de diâmetros dos aglomerados úmidos. Estes aglomerados maiores passariam a apresentar menor área de contato entre as partículas, diminuindo os pontos de interação para a formação de pontes líquidas nas superfícies, o que resultaria na melhora da escoabilidade.

Geldart *et al.* (1984) estabeleceram uma relação entre os valores de HR com os grupos da classificação Geldart (1973) para pós secos. Extrapolando estes resultados para o minério de ferro, se verifica que para o lote A, o material seco e com umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ apresentou valores de HR inferiores a 1,25, caracterizando o escoamento como livre e de fácil fluidização, pertencente ao grupo A da classificação Geldart (1973). Para o lote B de minério, além do material seco e com umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, a umidade de $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ também foi classificada no grupo de escoamento livre e de fácil fluidização do grupo A. Os valores de HR acima de 1,4 caracterizaram o escoamento como coesivo e de difícil fluidização, pertencentes ao grupo C da classificação Geldart (1973) (GELDART et al., 1984; ABDULLAH; GELDART 1999). Neste grupo C de escoamento coesivo, se enquadram as umidades de 0,06 e $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ do lote A e a umidade de $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ para o lote B do minério. As demais umidades do minério são classificadas no grupo de transição para $1,25 < \text{HR} < 1,4$, apresentado características dos escoamentos dos grupos A e C.

Comparando os valores de HR da Figura 19 para os dois lotes de minério, se verifica uma tendência dos valores médios de HR serem maiores para o lote A. Isto indicaria a pior escoabilidade do minério do lote A frente ao do lote B para as umidades de 0,02 a $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Por outro lado, considerando os valores de desvio padrão de HR não se verifica a influência do tipo de material na escoabilidade obtida para cada umidade avaliada. Desta forma, embora não tenha sido verificada estatisticamente a influência do tipo de minério

no comportamento do índice de Hausner obtido neste trabalho, é necessário enfatizar a importância da caracterização de cada material, uma vez que alterações na composição química, na composição mineralógica, no fator de forma, na distribuição granulométrica, na rugosidade superficial e nas propriedades *bulk*, impactam diretamente na escoabilidade obtida. Isso fica evidente quando se avalia os resultados obtidos por Srikakulapu et al. (2020) e Gonçalves; Luz (2022).

Gonçalves e Luz (2022) obtiveram valores de HR para o minério de ferro proveniente da mina do Pico em Itabirito-MG para umidades de até 16 %. O comportamento experimental de HR com a umidade obtido pelos autores foi correlacionado por um polinômio de segunda ordem. Gonçalves e Luz (2022) não observaram a diminuição de HR e a melhora da escoabilidade do minério para os maiores valores de umidade como aqui verificado. Os autores obtiveram um escoamento coesivo para umidades do minério superiores a 10 %. Srikakulapu et al. (2020) também obtiveram um comportamento de aumento de HR com a umidade do minério de ferro, obtendo escoamento classificado como coesivo para umidades acima de 8 %.

Para descrever o comportamento da Figura 19 para a escoabilidade em função da umidade do minério de ferro, foram ajustadas equações lineares até a umidade de $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e polinômios de terceira ordem para as demais umidades. As equações empíricas e os valores de R^2 obtidos são apresentadas no Quadro 5.

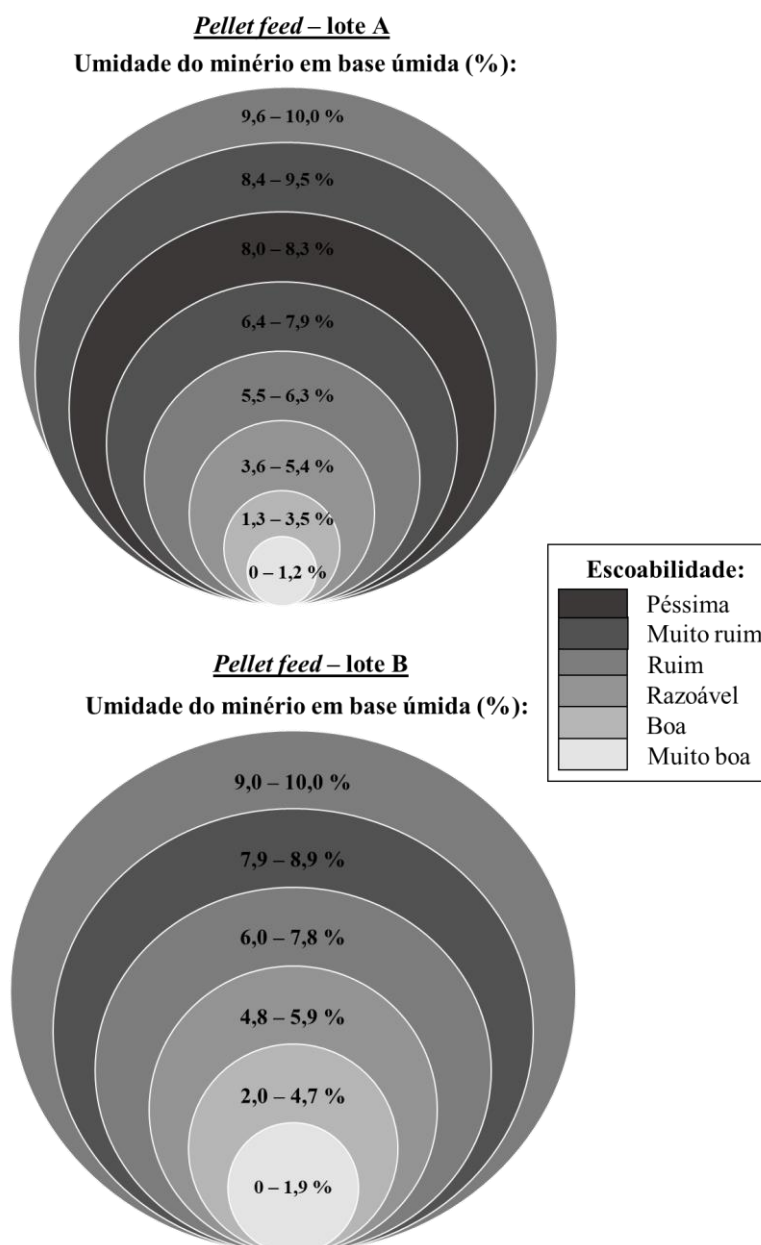
Quadro 5 – Equações de ajuste obtidas para HR em função da umidade do minério de ferro *pellet feed* dos lotes A e B.

Minério de ferro	Equação de ajuste para o HR
Lote A	$HR = 2,92 X_{bu} + 1,15$ (3.16)
	Para $0 \leq X_{bu} \leq 0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $R^2 = 0,96$
	$HR = -10181,60 X_{bu}^3 + 1881,60 X_{bu}^2 - 103,37 X_{bu} + 3,03$ (3.17)
	Para $0,04 < X_{bu} \leq 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $R^2 = 1,00$
Lote B	$HR = 1,26 X_{bu} + 1,16$ (3.18)
	Para $0 \leq X_{bu} \leq 0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $R^2 = 0,95$
	$HR = -3459,09 X_{bu}^3 + 590,10 X_{bu}^2 - 25,94 X_{bu} + 1,53$ (3.19)
	Para $0,04 < X_{bu} \leq 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $R^2 = 1,00$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Com as equações empíricas do Quadro 5 foi construído o diagrama apresentado na Figura 20, que relaciona a umidade de cada lote de minério de ferro com a sua escoabilidade utilizando uma escala de cores, facilitando a interpretação dos resultados. Neste diagrama é possível identificar que o minério proveniente do lote A apresenta a maior quantidade de divisões, são oito faixas de cores que mostram os valores limites de umidade do minério para cada escoabilidade, para o lote B foram obtidas seis faixas de cores que representam seis transições na classificação da escoabilidade do material.

Figura 20 – Diagrama de cores que relaciona a escoabilidade com a umidade do minério de ferro *pellet feed* proveniente dos lotes A e B. A escala de cores é válida para valores de umidade de 0 a 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

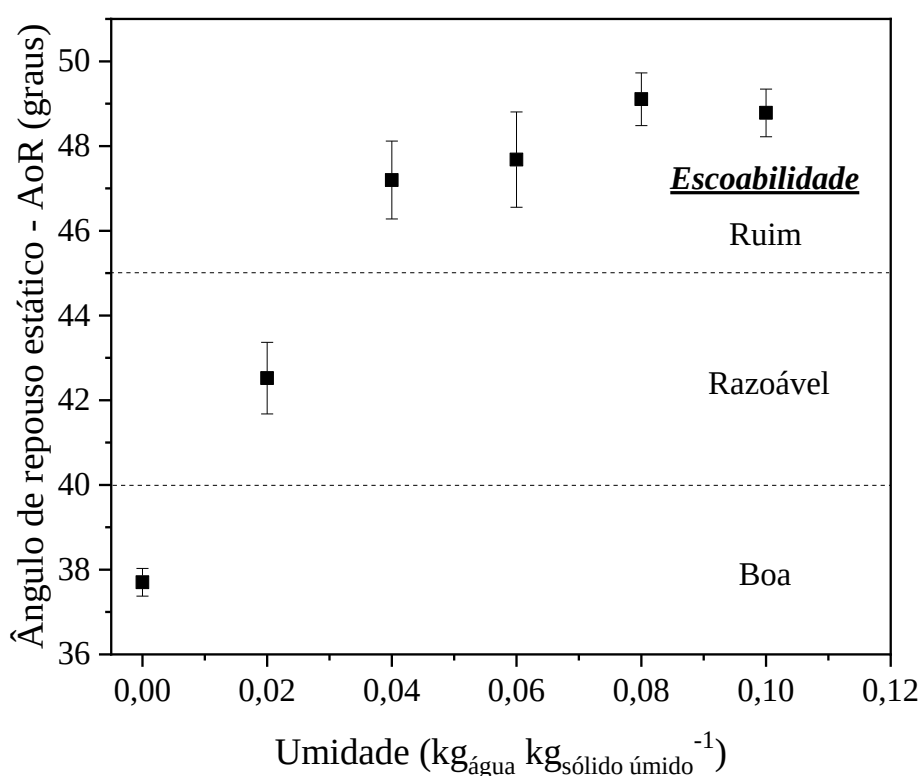


Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2.7.2 Ângulo de repouso estático

Na Figura 21 são apresentados os ângulos de repouso estático obtidos para as diferentes umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote B. No lado direito, é destacada a classificação da escoabilidade de acordo com as faixas de AoR descritas pela literatura (LUMAY et al., 2012; MASSARO, 2020). Assim como considerado para HR, as faixas de escoabilidade originalmente empregadas para pós secos, também são utilizadas na classificação da escoabilidade do minério úmido em função do AoR.

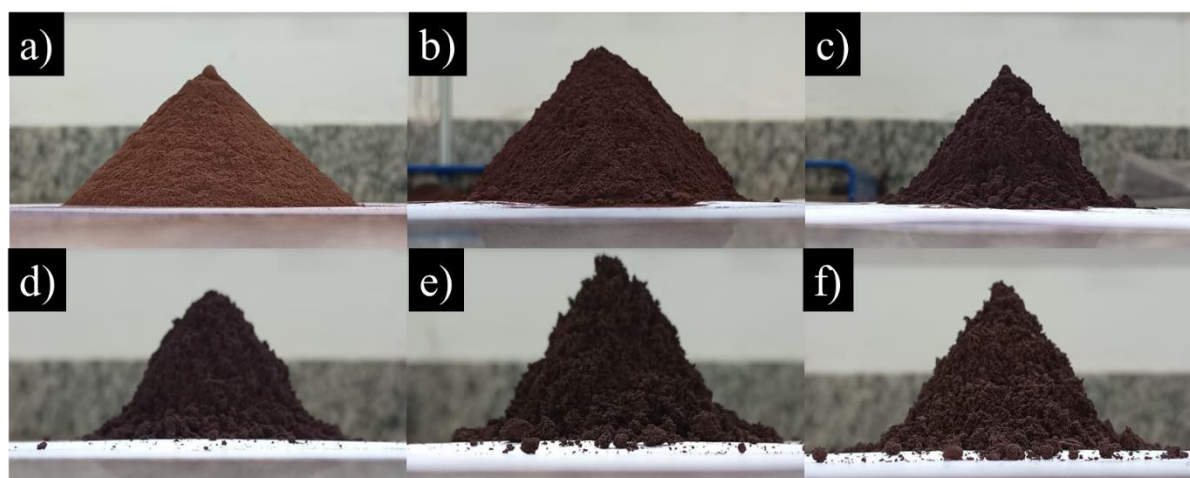
Figura 21 – Ângulo de repouso estático em função da umidade do minério de ferro *pellet feed* do lote B. No lado direito são destacadas as classificações de escoabilidade.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando a Figura 21 se observa o aumento dos desvios padrões com a adição da umidade ao minério, indicando a dificuldade experimental em manusear o material e de reproduzir o comportamento das pilhas de minério obtidas durante o experimento que são apresentadas na Figura 22. O minério de ferro seco apresentou AoR de $37,7 \pm 0,3^\circ$, classificando o escoamento como não coesivo e de boa escoabilidade. Para os ângulos acima de 40° , obtidos para as umidades de 0,02 a 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, o escoamento foi classificado como coesivo (ABDULLAH; GELDART, 1999; GELDART et al., 2006).

Figura 22 – Fotografias das pilhas de minério obtidas para a determinação do ângulo de repouso estático. Umidades do minério de ferro *pellet feed* do lote B de: a) minério seco, b) $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, c) $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, d) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, e) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, f) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

O comportamento experimental apresentado pela Figura 21 mostra o aumento de AoR com o aumento da umidade do minério. Existe um aumento expressivo de AoR até a umidade de $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, indicando a diminuição acentuada da escoabilidade com a adição de água às amostras, principalmente devido ao aumento da coesão existente entre os aglomerados. Este comportamento é consistente qualitativamente com o observado por Xu *et al.* (2006) para umidades do minério de até 10 %, acima deste valor os autores observaram a diminuição de AoR.

3.3 Conclusões do capítulo

As distribuições granulométricas obtidas para os dois lotes de minério de ferro *pellet feed* secos apresentaram uma elevada fração de partículas suscetíveis ao arraste pelo *overflow* do ciclone, com diâmetros abaixo de $10 \mu\text{m}$. Para o lote A esta fração representou 27 % da amostra analisada, para o lote B correspondeu a 19,5 %. Na classificação Geldart (1973), aproximadamente 50 % das partículas são classificadas como pertencentes ao grupo B de partículas fluidizáveis. Em comparação com o lote A, o lote B de minério apresentou uma distribuição granulométrica de partículas mais concentradas na região de maior diâmetro, na faixa granulométrica de 10 a $300 \mu\text{m}$. A análise da morfologia das partículas indicou a presença de superfícies irregulares, com formatos variados e de tamanhos não homogêneos. A composição química obtida por FRX indicou a elevada qualidade dos dois lotes de minério, com frações de ferro de 65,5 % para o lote A e de 64,5 % para o lote B. Embora a composição

química do lote B tenha apresentado maior porcentagem de minerais de ganga como a sílica, alumina e o fosforo, do que a obtida para o lote A.

Na caracterização do minério de ferro úmido, foi verificado o aumento dos valores médios da área projetada, do perímetro e do diâmetro médio dos aglomerados para o aumento da umidade, indicando a maior aglomeração do material para as maiores umidades. Além disso, os elevados valores de desvio padrão obtidos para D_p , A_p , P corroboraram a hipótese da existência de uma distribuição granulométrica de tamanhos dos aglomerados. A técnica de análise digital de imagens se mostrou eficiente para a obtenção das distribuições granulométricas dos aglomerados com umidades iguais ou superiores a $0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. O modelo de distribuição Log-normal foi o que melhor se ajustou aos dados de distribuição granulométrica dos aglomerados para os dois lotes de minério de ferro.

A umidade do material influenciou as propriedades de empacotamento do minério, como a densidade *bulk* solta e densidade *bulk* compactada. Para o lote A, o comportamento característico verificado por Xu *et al.* (2006) foi obtido, com a redução da ρ_{bs} e da ρ_{bc} até um valor mínimo, seguido do aumento para as maiores umidades. De acordo com a literatura, a diminuição da ρ_{bs} e da ρ_{bc} está estritamente relacionada com distribuição granulométrica e com o atrito que ocorre entre as partículas. Para as umidades mais elevadas passa a prevalecer o mecanismo de deformação dos aglomerados úmidos durante o empacotamento, que aumenta os valores das densidades *bulk*. Para o lote de minério B não foi verificada a presença da região onde a deformação dos aglomerados úmidos passa a prevalecer, mostrando a diferença no comportamento dos dois materiais frente a adição da umidade.

De forma geral, a adição da umidade ao minério aumentou o índice de Hausner e diminuiu a escoabilidade do material, possivelmente devido ao aumento da coesão e das forças das pontes líquidas formadas entre as superfícies dos aglomerados úmidos. Para os dois lotes de minério foi identificada uma melhora na escoabilidade para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, o que indica o efeito aumento da granulometria do material e a consequente diminuição dos pontos de contato existentes entre os aglomerados úmidos. Com as equações empíricas obtidas para a estimativa de HR em função da umidade do minério, foi desenvolvido um diagrama de cores que relaciona a umidade de cada lote de minério com a sua respectiva escoabilidade. A análise do ângulo de repouso estático indicou um escoamento coesivo para umidades do minério de ferro de 0,02 a $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Por fim, este capítulo mostrou que os lotes A e B de minério de ferro *pellet feed* apresentaram diferentes propriedades químicas, físicas e classificações de escoabilidade para

cada umidade avaliada. Estas propriedades serão importantes para os desenvolvimentos dos Capítulos 4, 6 e 7. Desta forma, com o objetivo de facilitar a leitura deste texto, é descrito no Quadro 6 qual umidade e o lote de minério de ferro foi utilizado em cada capítulo deste trabalho.

Quadro 6 – Propriedades do material utilizado em cada capítulo deste texto.

Capítulo	Minério <i>pellet feed</i>	Umidade e propriedades químicas e físicas
Capítulo 4 - Secagem de minério de ferro em leito fixo em camada fina e espessa	Lote A	<u>Minério seco:</u> $\rho_{ap} = 4,5542 \pm 0,2113 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, composição de ferro=65,5%. <u>Minério úmido:</u> $X_{bu} = 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 5,510 \pm 2,271 \text{ mm}$; $HR = 1,33 \pm 0,07$; escoabilidade = razoável – ruim.
Capítulo 6 - Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone	Lote A	<u>Minério seco:</u> $\rho_{ap} = 4,5542 \pm 0,2113 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, composição de ferro=65,5%. <u>Minério úmido:</u> $X_{bu} = 0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,263 \pm 0,145 \text{ mm}$; $HR = 1,41 \pm 0,03$; escoabilidade = ruim. $X_{bu} = 0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,826 \pm 0,547 \text{ mm}$; $HR = 1,60 \pm 0,13$; escoabilidade = muito ruim - péssima. $X_{bu} = 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 5,510 \pm 2,271 \text{ mm}$; $HR = 1,33 \pm 0,07$; escoabilidade = razoável – ruim.
Capítulo 7 – Secagem de minério de ferro em ciclone	Lote B	<u>Minério seco:</u> $\rho_{ap} = 4,3559 \pm 0,0512 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, $\rho_r = 4,9919 \pm 0,0039 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, composição de ferro = 64,5 %. <u>Minério úmido:</u> $X_{bu} = 0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,302 \pm 0,288 \text{ mm}$; $HR = 1,18 \pm 0,03$; escoabilidade = muito boa - boa. $X_{bu} = 0,04 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,157 \pm 0,211 \text{ mm}$; $HR = 1,21 \pm 0,05$; escoabilidade = muito boa - razoável. $X_{bu} = 0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,379 \pm 0,478 \text{ mm}$; $HR = 1,35 \pm 0,04$; escoabilidade = razoável - ruim. $X_{bu} = 0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,529 \pm 0,722 \text{ mm}$; $HR = 1,46 \pm 0,03$; escoabilidade = ruim - muito ruim. $X_{bu} = 0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $D_p = 0,844 \pm 0,791 \text{ mm}$; $HR = 1,38 \pm 0,02$; escoabilidade = ruim.

CAPÍTULO 4

Secagem de minério de ferro em leito fixo em camada fina e espessa

Neste capítulo são apresentadas as metodologias experimentais e os resultados obtidos para a secagem do minério de ferro em leito fixo camada fina e espessa, em escala de bancada. Para a camada espessa, foram obtidos valores de umidade e de temperatura em função do tempo para 10 posições axiais do leito de secagem. A secagem em camada fina forneceu coeficientes de transferência de massa, k_{tm} , De_f e Bi_m , a partir do ajuste de modelos da literatura. A análise energética da secagem em camada espessa forneceu valores de eficiência energética, eficiência de secagem e consumo específico de energia.

Enfatiza-se, que o objetivo deste capítulo é fornecer coeficientes de transferência de massa e dados experimentais que possam ser utilizados na validação de modelos matemáticos empregados na simulação da transferência de calor e massa na secagem de minério de ferro. A secagem em leito fixo em batelada, não é aqui proposta como um processo para uma indústria de grandes escalas como a mineração.

4.1 Materiais e Métodos

4.1.1 Material

Os experimentos de secagem em leito fixo foram conduzidos utilizando o minério de ferro *pellet feed* do lote A, proveniente a fração de finos ($D_p < 500 \mu m$) do minério “Global de embarque”. A umidade inicial utilizada para os experimentos de secagem em leito fixo foi de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Os procedimentos de preparo das amostras e de determinação da umidade foram descritos no Capítulo 3 nos itens 3.1.1 e 3.1.2, respectivamente. No Capítulo 3 também foi apresentada a caracterização física, química e de escoabilidade do minério de ferro úmido utilizado nesta seção.

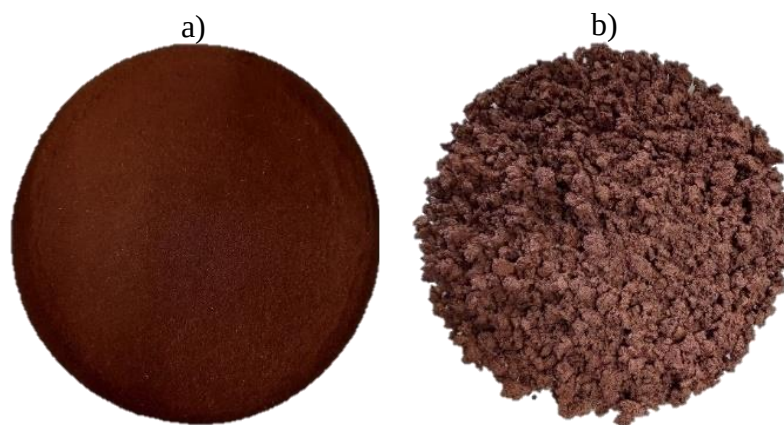
Para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ a classificação de escoabilidade obtida no Capítulo 3 foi de razoável a ruim. Contudo, deve-se enfatizar que na secagem em leito fixo os sólidos permanecem estáticos no leito enquanto o ar de secagem escoava pelos espaços vazios existentes entre os aglomerados úmidos de minério empacotados na célula de secagem (ADAMIEC et al., 2015; ALBINI, 2019; GENARO, 2021). Dessa forma, nesta seção não foram

encontrados problemas de manuseio e de transporte dos sólidos como os que serão descritos no Capítulo 6 e no Capítulo 7.

4.1.2 Umidificação

O minério de ferro foi umidificado até a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ pela adição de água líquida às amostras, assim como o procedimento realizado por Souza Pinto *et al.* (2020). Para o empacotamento do leito, o minério umidificado foi extrudado em uma peneira com 6 mm de abertura. Na Figura 23 são apresentadas imagens do material seco e umidificado.

Figura 23 - a) Fotografias do minério de ferro *pellet feed* com diâmetro inferior a $500 \mu\text{m}$.
b) Fotografias do minério de ferro *pellet feed* com umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, extrudado em peneira de 6 mm de abertura.



Fonte: Acervo pessoal.

4.1.3 Umidade

A umidade em base seca e em base úmida foi determinada utilizando a metodologia apresentada no item 3.1.2 do Capítulo 3. A razão de umidade média adimensional do leito $MR(t)$ foi determinada utilizando a Equação 4.1, para cada tempo de secagem avaliado.

$$MR(t) = \frac{\overline{X(t)} - X_{eq}}{X_{0f} - X_{eq}} \quad (4.1)$$

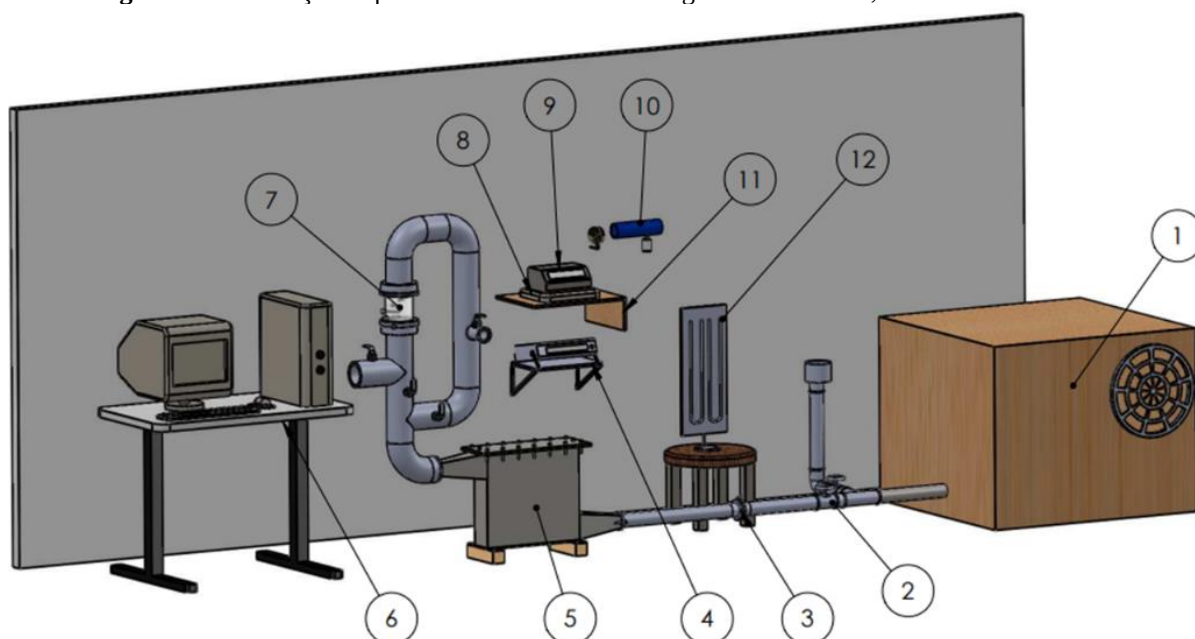
Nesta equação, X_{0f} a umidade inicial do leito na secagem em leito fixo, X_{eq} consiste na umidade de equilíbrio dinâmico e $\overline{X(t)}$ a umidade média do leito em um determinado tempo.

4.1.4 Módulo experimental

Os experimentos de secagem do minério de ferro em leito fixo em camada fina e espessa, foram conduzidos na unidade experimental instalada Centro de Secagem de Pastas e Sementes do Departamento de Engenharia Química da Universidade Federal de São Carlos.

A Figura 24 apresenta uma ilustração esquemática do equipamento e dos seus instrumentos periféricos. Este equipamento foi utilizado por Albini (2019), Genaro (2021) e Barbosa (2022) na secagem em leito fixo de grãos de cevada, esferas de alumina e grãos de sorgo, respectivamente.

Figura 24 – Ilustração esquemática do módulo de secagem em leito fixo, desenho fora de escala.



Legenda:

1 – Isolamento acústico do soprador	7 – Célula de secagem
2 – By-pass	8 – Placa de aquisição de dados
3 – Placa de orifício	9 – Digi-sense
4 – Controlador de temperatura	10 – Psicrômetro
5 – Aquecedor de ar	11 – Transdutor de pressão
6 – Computador	12 – Manômetro

Fonte: Genaro (2021).

A unidade consiste em uma célula de secagem cilíndrica de acrílico com 10 cm de diâmetro e 10 cm de altura (7). O ar de secagem foi fornecido por um soprador IBRAM de 3,5 HP de potência (1). Um sistema de válvulas com *by-pass* (2), foi utilizado para o ajuste da vazão de ar alimentada, aferida através da queda de pressão obtida com uma placa de orifício (3). O

ar foi aquecido por duas resistências elétricas de 1000 W (5) e a temperatura controlada por um controlador Flyever FE50S (4). A unidade é equipada com um sistema de aquisição de dados de pressão fornecidos por transdutores de pressão (11) Auto Tran Incorporated (faixa de operação de 0 - 10 in H₂O e 1 – 5 V) e termopares do tipo J, o sistema possui um microcomputador (6), uma placa de aquisição de dados Lynx ADS0500 (8) e uma interface em LabVIEW®. A umidade absoluta do ar alimentado no sistema foi determinada por relações psicrométricas, a partir da temperatura de bulbo úmido e seco do ar ambiente, obtidas pelo psicrômetro (10).

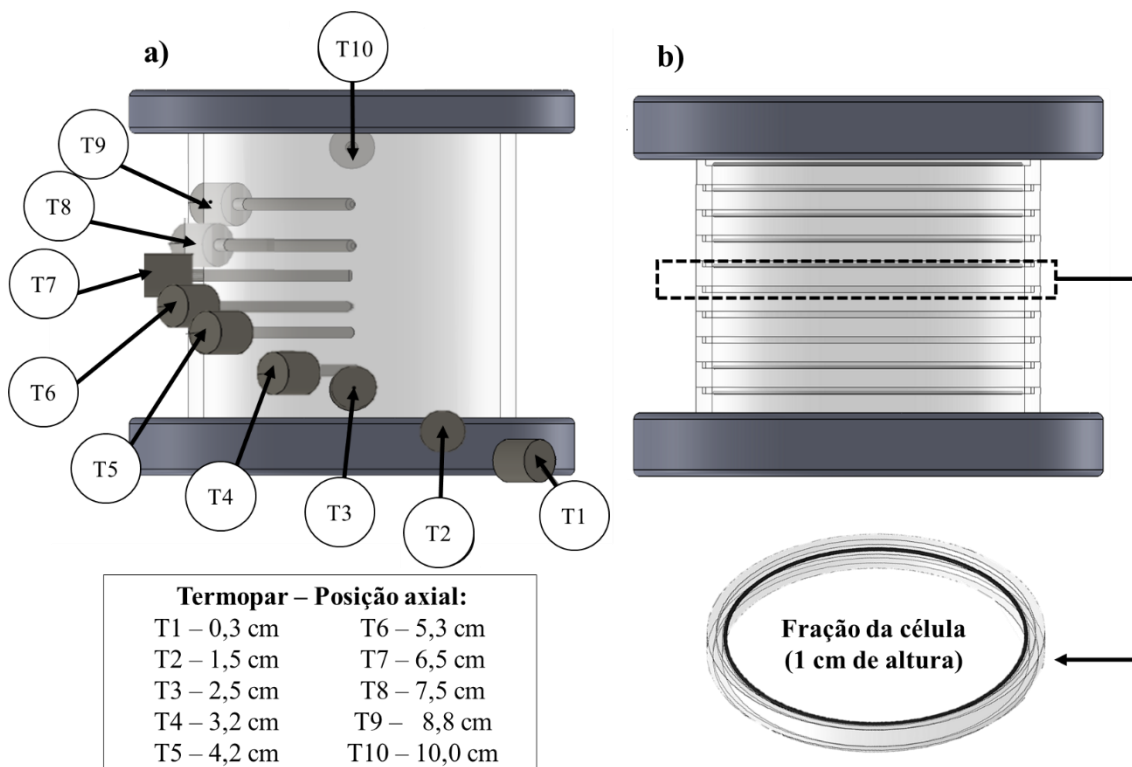
4.1.5 Secagem em camada fina e espessa

A secagem foi realizada com escoamento ascendente de ar nas temperaturas de alimentação de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade superficial de 0,7 m·s⁻¹ em relação à área transversal da célula de acrílico. Para a secagem em camada fina, foi utilizada uma camada de 1 cm de espessura de minério com umidade inicial de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, correspondente a massa de 174,0 ± 0,1 g. A cinética de secagem para cada condição foi obtida através da aferição da massa total da célula durante 60 minutos, utilizando uma balança analítica.

Para a secagem em camada espessa foi utilizada uma espessura do leito de 10 cm de altura, correspondente a 1600,0 ± 0,1 g de minério de ferro com umidade inicial de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. A célula de secagem ilustrada na Figura 25 – a) foi utilizada para obter a umidade média do leito e a temperatura transiente em 10 posições axiais, medidas a partir da face inferior do leito. A célula de secagem fracionada, Figura 25 – b), foi utilizada para obter a umidade em 10 posições axiais do leito. Para obter os valores de temperatura, foram inseridos 10 termopares do tipo J (ferro-constantan) que forneceram as temperaturas das posições axiais indicadas pela Figura 25 - a). Todos os termopares utilizados foram calibrados com o Block Calibrator DB-35L.

Todos os procedimentos experimentais utilizados para a obtenção dos dados de temperatura e umidades transientes para o leito espesso, seguiram a metodologia experimental descrita por Genaro (2021) e Genaro *et al.* (2022).

Figura 25 – Ilustração esquemática: a) Célula de secagem utilizada para os experimentos de temperatura em camada espessa e de umidade média do leito em camada fina e espessa. b) Célula de secagem fracionada. Observação: desenhos fora de escala.



Fonte: Imagem adaptada de Genaro *et al.* (2022).

4.1.6 Coeficiente de transferência de massa na secagem em camada fina

A taxa de secagem em camada fina ($-d\bar{X}/dt$) do minério de ferro em leito fixo foi representada pelo modelo da Equação 4.2. Lewis (1921) propôs a Equação 4.2 para o período de secagem decrescente. Neste modelo, a taxa é proporcional a umidade do material em um instante de tempo, sendo a constante de proporcionalidade aqui denominada de coeficiente de transferência de massa (k_{tm}).

$$-\frac{d\bar{X}}{dt} = k_{tm}(\bar{X} - X_{eq}) \quad (4.2)$$

Para determinar os valores de k_{tm} , a equação 7.2 foi integrada, obtendo-se o modelo apresentado pela Equação 4.3. Este modelo foi ajustado aos dados experimentais de $MR(t)$ em função do tempo de secagem em minutos. Dessa forma, os valores de k_{tm} foram determinados para cada temperatura de secagem.

$$\frac{\bar{X} - X_{eq}}{X_0 - X_{eq}} = \exp(-k_{tm} t) \quad (4.3)$$

4.1.7 Modelagem matemática da cinética de secagem em camada fina

Foram utilizadas duas abordagens para a modelagem da cinética de secagem do minério de ferro. A secagem em camada fina foi analisada sob a ótica de uma camada composta por inúmeras partículas de aglomerados esféricos de minério, com 6 mm de diâmetro. Dessa forma, a análise dos resultados foi baseada na avaliação de uma única partícula representativa para a média de partículas presentes na camada fina. Abordagem semelhante foi realizada por Genaro *et al.* (2017) na secagem de grãos de soja.

A equação diferencial parcial apresentada pela Equação 4.4, descreve a difusão intrapartícula da umidade em uma esfera de minério de ferro a partir da Lei de Fick. A Equação 4.4 é válida para $0 < r < R$ para todo $t > 0$.

$$\frac{\partial X}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(D_{ef} r^2 \frac{\partial X}{\partial r} \right) \right] \quad (4.4)$$

Abordagem i) - Modelo difusivo:

O modelo prediz a umidade média de uma partícula ao longo do tempo, assumindo que a difusividade efetiva (D_{ef}) é constante e que o transporte de massa ocorre na direção radial. Como condição inicial, assume-se distribuição uniforme de umidade, Equação 4.5. Para a primeira condição de contorno, considera-se a simetria no centro da partícula, Equação 4.6. Para a segunda condição de contorno, considera-se que a resistência interna à transferência de massa é predominante, ou seja, que a umidade na superfície da esfera do aglomerado é a de equilíbrio durante a secagem, Equação 4.7. Crank (1975) propõe como solução analítica para a Equação 4.4 o modelo apresentado pela Equação 4.8.

Condição inicial ($t = 0$):

$$X(r, 0) = X_0 \quad (4.5)$$

Condição de contorno 1 ($r = 0$):

$$\left. \frac{\partial X}{\partial r} \right|_{r=0} = 0 \quad (4.6)$$

Condição de contorno 2 ($r = R$):

$$X(R, t) = X_{eq} \quad (4.7)$$

Modelo difusivo:

$$\frac{\bar{X} - X_{eq}}{X_0 - X_{eq}} = \frac{6}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} \exp\left(\frac{-n^2 \pi^2 D_{ef} t}{R^2}\right) \quad (4.8)$$

Abordagem ii) - Modelo difusivo com condição de contorno convectiva:

O modelo matemático mantém as condições inicial e de contorno 1 do modelo difusivo, Equações 4.5 e 4.6, respectivamente. A condição de contorno 2, de umidade de equilíbrio na superfície é substituída pela condição de contorno convectiva na superfície da esfera, descrita pela Equação 4.9. A solução analítica é apresentada pela Equação 4.12 (Moreira, 2022), cujos parâmetros Bi_m e α_n devem satisfazer a equação transcendental, Equação 4.11.

Condição de contorno 2 ($r = R$):

$$-D_{ef} \left. \frac{\partial X(r, t)}{\partial r} \right|_{r=R} = K_{tm} (X(r, t)|_{r=R} - X_{eq}) \quad (4.9)$$

$$Bi_m = \frac{K_{tm} R}{D_{ef}} \quad (4.10)$$

$$\frac{\alpha_n}{1 - Bi_m} = \tan(\alpha_n) \quad (4.11)$$

Modelo difusivo com condição de contorno convectiva:

$$\frac{\bar{X} - X_{eq}}{X_0 - X_{eq}} = \frac{6 Bi_m^2}{(1 - Bi_m)} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{\cos(\alpha_n) \sin(\alpha_n)}{\alpha_n^2 [\alpha_n - \sin(\alpha_n) \cos(\alpha_n)]} \exp\left(\frac{-\alpha_n^2 D_{ef} t}{R^2}\right) \right\} \quad (4.12)$$

4.1.8 Ajuste dos modelos difusivos aos dados experimentais

Para o ajuste dos modelos dos modelos difusivos aos dados de cinética de secagem em camada fina, foram utilizados os 100 primeiros termos das séries. Este número de termos foi selecionado com base em testes preliminares. Os parâmetros D_{ef} e Bi_m foram obtidos pelo ajuste dos modelos aos dados experimentais utilizando uma rotina desenvolvida em MatLab R2016a®, sendo a função de otimização para a minimização da função objetivo apresentada pela Equação 4.13. O parâmetro K_{tm} foi calculado utilizando a Equação 4.10.

$$f_{obj} = \sum (MR_{experimental} - MR_{modelo})^2 \quad (4.13)$$

A raiz do erro quadrático médio (REQM), Equação 4.14, foi utilizada como critério de avaliação da qualidade dos ajustes. Nesta equação, N é o número de dados avaliados, $MR_{experimental}$ e MR_{modelo} são as razões adimensionais de umidade experimentais e preditas pelos modelos, respectivamente.

$$REQM = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (MR_{experimental} - MR_{modelo})^2} \quad (4.14)$$

4.1.9 Análise energética

Os processos da indústria de mineração operam em grandes escalas e necessitam de investimentos no desenvolvimento de secadores que apresentem viabilidade técnica e econômica. Por exemplo, somente para o secador convectivo de minério de ferro estudado por Souza (2023), a alimentação de sólidos úmidos pode chegar ao valor de 600 ton/h. Estes secadores convectivos que utilizam elevadas temperaturas e velocidades do ar, necessitam de grandes quantidades de energia para o aquecimento do ar e vaporização da umidade do minério, podendo limitar o preço comercial da *commodity* na sua exportação. Neste contexto, a análise energética da secagem do minério de ferro em leito fixo em camada espessa, fornece informações sobre custos energéticos de um processo em escala laboratorial, que são importantes para o *scale up* e desenvolvimento de novas tecnologias.

Para a análise energética da secagem do minério de ferro em camada espessa, foram determinadas as eficiências energéticas (EE) em função do tempo de secagem, a eficiência de secagem (DE) e o consumo específico de energia (SEC), parâmetros estes usualmente utilizados pela literatura (SABBAH et al., 1979; DAVILA et al., 1983; KUDRA, 2012; BRITO et al., 2018; ALBINI, 2019; GENARO, 2021; SOUZA, 2023) e apresentados pelas Equações 4.15, 4.16 e 4.17, respectivamente.

$$EE = \frac{Q_w}{Q_{ar} t} \quad (4.15)$$

$$DE = \frac{Q_w + Q_t}{Q_{ar} t} \quad (4.16)$$

$$SEC = \frac{Q_{ar} t}{m_{seca} (\bar{X}_0 - \bar{X}(t))} \quad (4.17)$$

O tempo de processo (t) utilizado para a determinação da eficiência de secagem e do consumo específico de energia, foi o tempo total necessário para que o leito espesso atingisse a umidade de equilíbrio dinâmico em cada temperatura de secagem. Nas Equações 4.15 e 4.16, Q_w é a energia utilizada para evaporar a umidade presente no minério úmido, estimada pela Equação 4.18.

$$Q_w = \Delta H_s m_{seca} (\bar{X}_0 - \bar{X}(t)) \quad (4.18)$$

onde, m_{seca} é a massa seca do material, $\bar{X}_0$ a umidade média inicial e $\bar{X}(t)$ a umidade no tempo avaliado e ΔH_s é o calor latente de vaporização da água, determinado pela Equação 4.19 (VIEIRA et al., 2007).

$$\Delta H_s \left[\frac{kJ}{kg} \right] = [7329155,98 - 15,9959641 (T[^\circ C] + 273,15)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (4.19)$$

A eficiência energética foi determinada a partir da razão entre a energia utilizada para evaporar a umidade do material (Q_w) e a energia térmica (Q_{ar}) necessária para o aquecimento do ar de secagem da temperatura ambiente (T_{amb}) até a temperatura de secagem (T),

Equação 4.20. Nesta equação, $\dot{m}_{ar}$ é a vazão mássica do ar de secagem, Cp_f é o calor específico do ar determinado a partir da mistura entre ar seco e vapor de água pela Equação 4.21, de acordo com a umidade absoluta do ar (Y) alimentado no sistema. O calor específico do ar seco e do vapor de água foram obtidos a partir das Equações 4.22 e 4.23, onde T é temperatura do ar na escala Kelvin (BORGNAKKE; SONNTAG, 2013).

$$Q_{ar} = \dot{m}_{ar} Cp_f (T - T_{amb}) \quad (4.20)$$

$$Cp_f = Cp_{ar\ seco} + Y Cp_v \quad (4.21)$$

$$Cp_{ar\ seco} = 1,05 - 0,365 \left(\frac{T}{1000} \right) + 0,85 \left(\frac{T}{1000} \right)^2 - 0,39 \left(\frac{T}{1000} \right)^3 \quad (4.22)$$

$$Cp_v = 1,79 + 0,107 \left(\frac{T}{1000} \right) + 0,586 \left(\frac{T}{1000} \right)^2 - 0,20 \left(\frac{T}{1000} \right)^3 \quad (4.23)$$

Para a eficiência de secagem, DE, foi avaliada a energia necessária para o aquecimento do material úmido a partir da sua temperatura inicial (T_0) até a temperatura de secagem. A energia de aquecimento (Q_t) foi determinada a partir da Equação 4.24, onde $\bar{Cp}_m$ é o calor específico do leito úmido, $m_{úmida}$ a massa úmida do leito no início da secagem e m_{H_2O} a massa de água presente no leito no tempo t. Os valores apresentados na Tabela 17 do Capítulo 4 foram utilizados para o calor específico da água líquida (Cp_a) e do minério de ferro (Cp_s).

$$Q_t = m_{úmida} \bar{Cp}_m (T - T_0) \quad (4.24)$$

$$\bar{Cp}_m = \frac{m_{H_2O}}{m_{H_2O} + m_{seca}} Cp_a + \frac{m_{seca}}{m_{H_2O} + m_{seca}} Cp_s \quad (4.25)$$

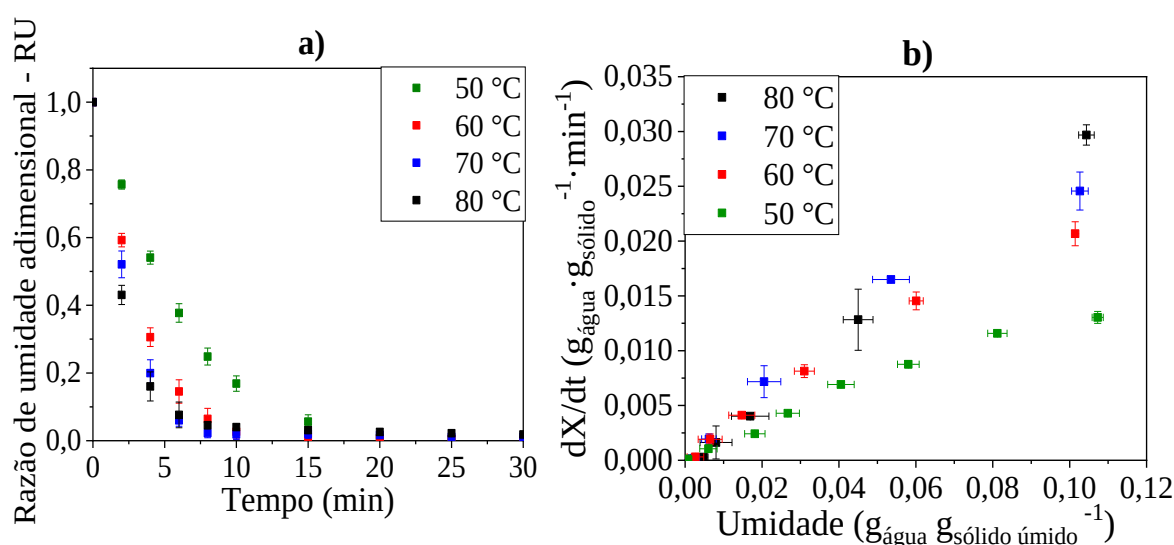
4.2 Resultados e Discussões

4.2.1 Secagem em camada fina

Na Figura 26 - a) e b) são apresentados os valores de razão de umidade em função do tempo e de taxa de secagem obtidos para as temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C. Pela Figura 26 - a) verifica-se, conforme esperado, que o aumento da temperatura de secagem

provocou a diminuição do tempo total do processo. Para as temperaturas de 70 e 80 °C, as curvas de razão adimensional de umidade não apresentam diferenças significativas quando comparadas às temperaturas de 50 e 60 °C. Contudo, as taxas de secagem apresentadas na Figura 26 - b), indicam o aumento da taxa com o aumento da temperatura do ar. Observação semelhante foi relatada por Souza Pinto *et al.* (2020), na secagem de minério de ferro *pellet feed* em estufa de convecção forçada com contato paralelo entre o ar e o minério de ferro.

Figura 26 - a) Razão de umidade adimensional em função do tempo de secagem, para as temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C. b) Taxa de secagem em função da umidade em base úmida, para as temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C. Velocidade superficial do ar de 0,7 m·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

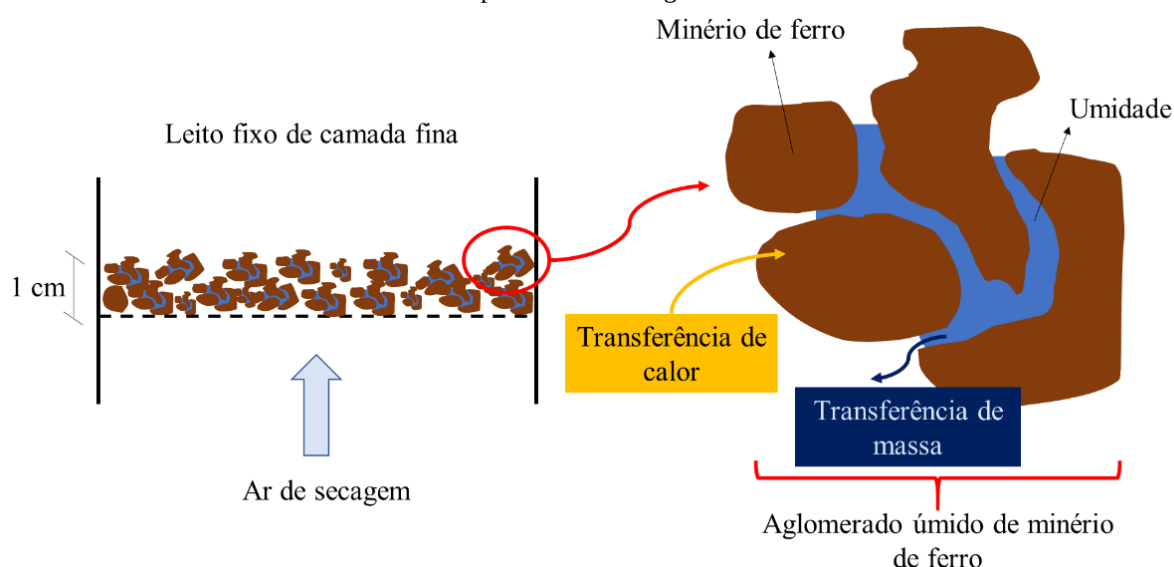
A taxa de secagem obtida para as quatro temperaturas, Figura 26 - b), se dá em período decrescente. Este resultado indica que os mecanismos de transferência de massa internos podem ser os predominantes para estas condições experimentais avaliadas. Os resultados de Souza Pinto *et al.* (2020) mostraram a presença de períodos prolongados de taxa constante de secagem para as quatro temperaturas avaliadas, até o valor de umidade crítica, a partir deste ponto, também observaram a taxa decrescente. Destaca-se que a secagem realizada por Souza Pinto *et al.* (2020) foi realizada em estufa com circulação forçada, em condições de baixa velocidade do ar, onde o empacotamento do leito de partículas aglomeradas era praticamente inexistente e diferente do empregado nesta seção para a secagem em leito fixo em camada fina.

Os valores de taxa de secagem em período constante encontrados por Souza Pinto *et al.* (2020) foram de 0,0023 a 0,0050 kg_{água}·kg_{sólido}⁻¹·min⁻¹ para o minério *pellet feed* nas temperaturas de 50 a 80 °C, valores que são aproximadamente 10 vezes menores quando comparados com os resultados encontrados no início da secagem em leito fixo. É

importante destacar que diferentemente da secagem em estufa, na secagem em leito fixo o ar percola o meio poroso escoando pelos espaços vazios existentes entre os aglomerados de minério conforme ilustrado pela Figura 27. Este tipo de escoamento proporciona uma maior área de contato fluido-partícula que aumenta as taxas de transferência de calor e massa na secagem do material. Desta forma, é possível que a forma de aglomeração das partículas, do empacotamento do leito e do contato fluido-partícula proporcionado pela secagem em leito fixo leito tenham influenciado a taxa de secagem e os mecanismos de transferência observados.

No Capítulo 3 foi verificado que o minério de ferro *pellet feed* seco proveniente do lote A apresenta grande fração de finos. Aproximadamente 32,7 % das partículas possuem diâmetro volumétrico inferior a 20 μm . Souza Pinto *et al.* (2020) mostram que o minério de ferro não apresenta grande porosidade intra-partícula, ou seja, após a umidificação e a extrusão em peneira, são formados aglomerados como os ilustrados na Figura 27. Durante a secagem em leito fixo, a umidade retida nos interstícios dos aglomerados deve migrar até a superfície para ser transportada pela corrente de ar. Neste processo de transferência de massa, mecanismos como a capilaridade e a difusão podem estar presentes na secagem do minério de ferro.

Figura 27 - Ilustração esquemática dos aglomerados de minério de ferro úmidos e dos mecanismos de transferência presentes na secagem em leito fixo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela 10 são apresentados os coeficientes de transferência de massa obtidos para a secagem em camada fina. Observa-se a tendência de aumento linear de k_{tm} com a temperatura de secagem. Esta tendência foi representada a partir do ajuste de uma correlação do tipo Arrhenius, Equação 4.26, cujo ajuste linear forneceu um valor de R^2 de 0,91.

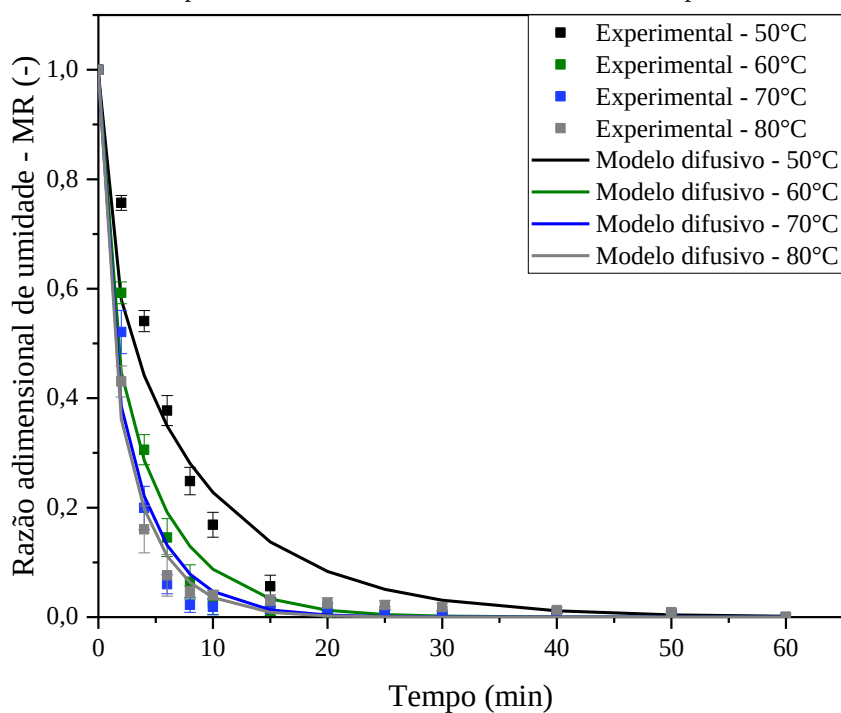
Tabela 10 - Coeficientes de transferência de massa e os coeficientes de determinação obtidos para os ajustes.

Temperatura de secagem (°C)	k_{tm} (min^{-1})	R^2	REQM
50	0,17	0,99	$1,90 \cdot 10^{-2}$
60	0,30	0,99	$1,68 \cdot 10^{-2}$
70	0,38	0,99	$2,25 \cdot 10^{-2}$
80	0,43	0,99	$1,74 \cdot 10^{-2}$

Fonte: Elaborado pelo autor.

$$k_{tm}[\text{min}^{-1}] = 11089,12[\text{min}^{-1}] \exp\left(\frac{-3552,23[\text{K}]}{T[^\circ\text{C}] + 273,15}\right) \quad (4.26)$$

Na Figura 28 são apresentados os valores de razão de umidade em função do tempo, preditas pelo modelo difusivo para as temperaturas de secagem de 50, 60, 70 e 80 °C. Na Tabela 11 são apresentadas as D_{ef} e os REQM obtidos a partir dos ajustes. O modelo difusivo apresentou melhores estimativas para as secagens a 60, 70 e 80 °C.

Figura 28 - Razão de umidade adimensional em função do tempo, predita pelo modelo difusivo para a secagem em camada fina nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

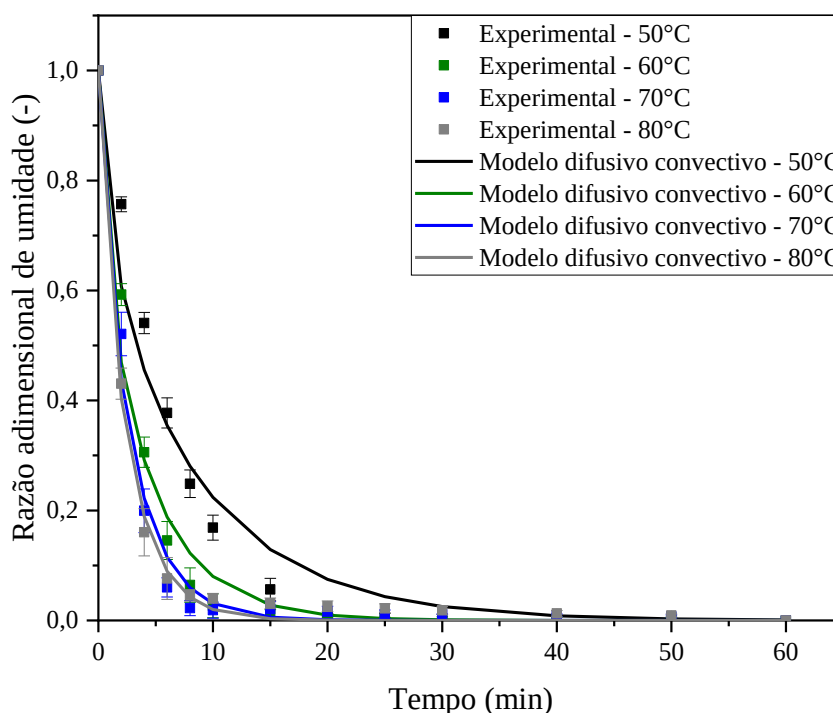
Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 11 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivo.

Temperatura de secagem (°C)	$D_{ef} \cdot 10^{-9} (m^2 \cdot s^{-1})$	$REQM \cdot 10^{-2}$
50	1,51	6,90
60	2,95	4,98
70	3,89	4,70
80	4,30	2,76

Fonte: Elaborado pelo autor.

As razões de umidade em função do tempo preditas pelo modelo difusivo com condição de contorno convectiva são apresentadas na Figura 29. Os parâmetros de ajuste, D_{ef} e Bim , o coeficiente de transferência de massa externo, K_{tm} , e o $REQM$ são apresentados na Tabela 12.

Figura 29- Razão de umidade adimensional em função do tempo, predita pelo modelo difusivo com condição de contorno convectiva, para a secagem em camada fina nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando as predições dos modelos difusivos, observa-se que o modelo mais complexo, com condição de contorno convectiva, apresentou desempenho semelhante ao modelo difusivo. A partir da Figura 29 e dos valores de $REQM$ da Tabela 12, é possível verificar que o modelo difusivo convectivo forneceu melhores resposta para as razões de umidade em

função do tempo nas temperaturas de 60, 70 e 80 °C, assim como o modelo difusivo. Os valores de Bi_m representam a razão entre a resistência interna e externa à transferência de massa na secagem de uma partícula esférica de minério de ferro. A faixa dos valores de Bi_m obtidos experimentalmente está entre 0,2 e 50. Nesta faixa, de acordo com Strumillo e Kudra (1986), as resistências internas e externas à transferência de massa estão na mesma ordem de grandeza. A difusividade efetiva obtida é relativa à secagem de uma esfera de minério de ferro com diâmetro de 6 mm, este parâmetro pode ser utilizado na simulação da secagem do minério de ferro.

Tabela 12 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivo com condição de contorno convectiva.

Temperatura de secagem (°C)	Bi_m (-)	$D_{ef} \cdot 10^{-9}$ ($m^2 \cdot s^{-1}$)	$K_{tm} \cdot 10^{-5}$ ($m \cdot s^{-1}$)	$REQM \cdot 10^{-2}$
50	34,87	1,75	2,04	5,95
60	27,77	3,47	3,22	4,28
70	5,98	7,02	1,40	3,17
80	5,41	8,25	1,49	1,89

Fonte: Elaborado pelo autor.

Destaca-se que o modelo difusivo e o modelo difusivo com condição de contorno convectiva apresentam lacunas que precisam ser mais bem averiguadas, principalmente pelo formato dos aglomerados de minério não ser esférico como sugere a hipótese do modelo e pelo ajuste não representar adequadamente a secagem na temperatura de 50 °C. Além disso, foi assumida a hipótese de D_{ef} constante, sem depender da umidade e da temperatura do material.

Tendo em vista que os modelos não representaram adequadamente os resultados para a temperatura de 50 °C, foi considerada a possibilidade de existência de um período constante de taxa de secagem nos instantes iniciais dessa condição experimental, de forma a melhorar o ajuste dos modelos difusivos. A temperatura de 50 °C foi escolhida para a análise pois apresentou o maior valor de $REQM$ ($5,95 \cdot 10^{-2}$) da Tabela 12. Os modelos difusivos foram então ajustados excluindo os dois primeiros pontos da secagem, que correspondem ao período de taxa média constante de $0,0123 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1} \cdot \text{min}^{-1}$ da Figura 26 – b), de forma a garantir que a condição de taxa decrescente fosse atendida. A seleção dos dois primeiros pontos da cinética de secagem foi baseada na metodologia adotada por Hidalgo (2025) para a secagem do minério de manganês, onde a taxa constante é selecionada com base no ajuste de uma reta com R^2 de

1,0, nos instantes iniciais de secagem. Na Tabela 13 são apresentados os parâmetros dos modelos e estatísticos obtidos a partir dessa análise.

Tabela 13 - Parâmetros estatísticos e de ajuste do modelo difusivos excluindo os pontos iniciais para a temperatura de 50°C.

Parâmetro	Modelo difusivo	Modelo difusivo com condição de contorno convectiva
$B_{im} (-)$	-	34,10
$D_{ef} \cdot 10^{-9} (m^2 \cdot s^{-1})$	1,66	1,90
$K_{tm} \cdot 10^{-5} (m \cdot s^{-1})$	-	2,16
$REQM \cdot 10^{-2}$	5,030	4,42

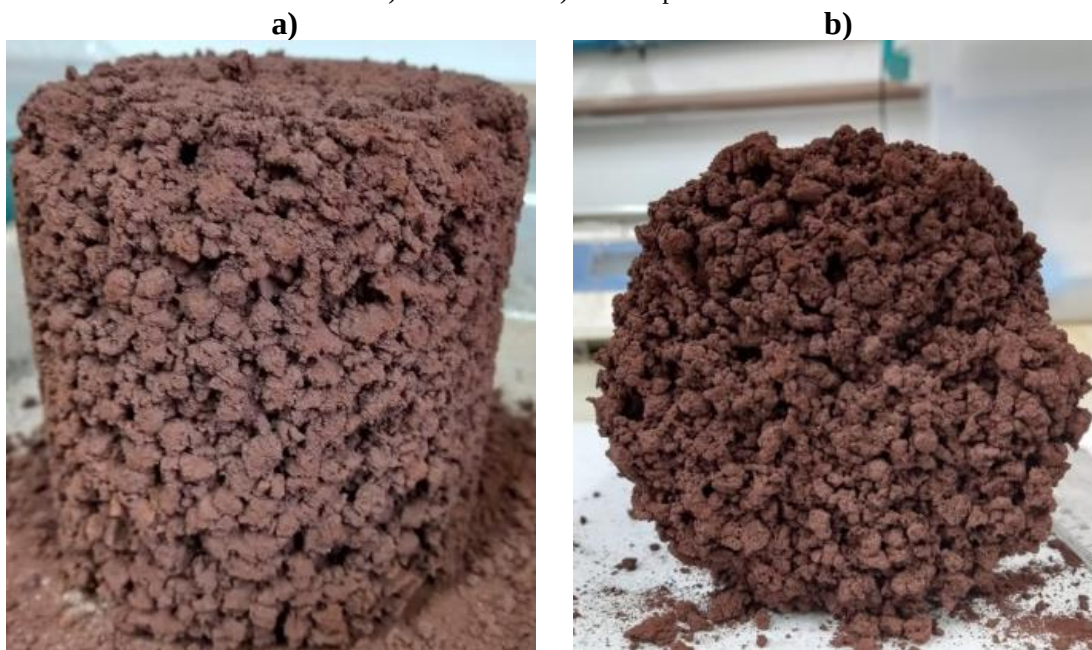
Fonte: Elaborado pelo autor.

Os valores de REQM da Tabela 13 obtidos para os dois modelos são menores do que os apresentados na Tabela 11 e Tabela 12, mostrando que os modelos difusivos representam melhor a secagem desconsiderando o intervalo de tempo inicial nessa condição, onde há a possibilidade da existência de taxa constante no início da secagem a 50 °C. Entretanto, deve-se ressaltar que esta metodologia deve ser mais bem avaliada para a secagem do minério de ferro e não se mostrou aplicável para as temperaturas de 60, 70 e 80 °C.

4.2.2 Secagem em camada espessa

A secagem do minério de ferro em camada espessa nas diferentes temperaturas forneceu meios porosos quebradiços de formato cilíndrico, como o ilustrado na Figura 30. Estes tarugos são resultantes da compactação e aglutinação dos aglomerados úmidos durante a secagem.

Figura 30 - Fotografias do meio poroso de minério de ferro obtido após a secagem em camada espessa.
a) Vista lateral. b) Vista superior.

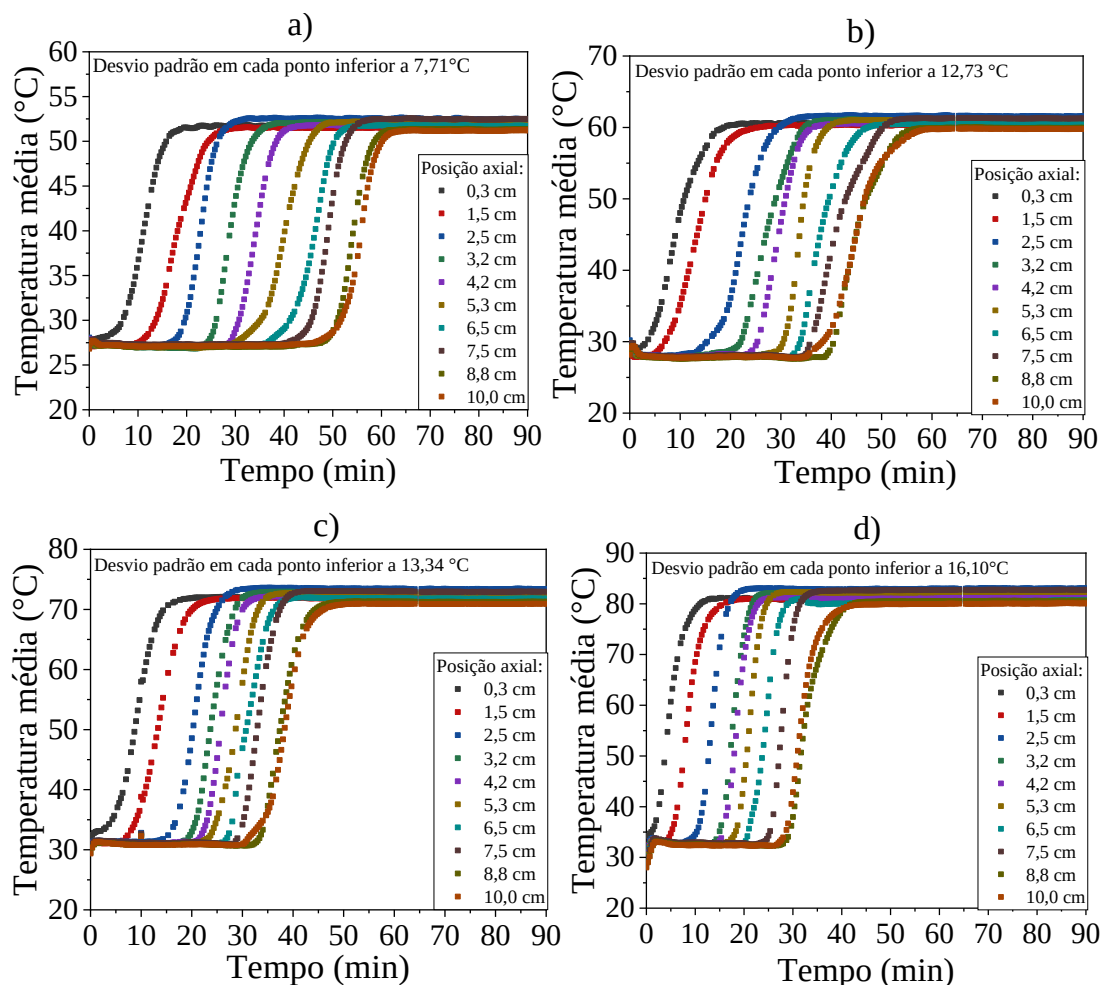


Fonte: Acervo pessoal.

Na Figura 31 são apresentados os valores de temperatura em função do tempo para as diferentes posições axiais na secagem a 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Para a melhor visualização dos resultados, são apresentados apenas os valores médios de temperatura, os valores máximos de desvio padrão obtidos para cada condição de secagem são indicados na Figura 31. Na Tabela 14 são apresentados os máximos desvios padrões obtidos ao longo do tempo de secagem, para cada posição axial do leito espesso. Para a temperatura de entrada do ar de 50 °C e a posição axial de 2,5 cm, o máximo desvio obtido foi de 5,2 °C. Além disso, considerando todas as posições axiais, o máximo desvio padrão obtido foi de 16,10 °C, que corresponde a 20,1 % da temperatura de alimentação do ar de 80 °C. Avaliando a reprodutibilidade dos experimentos, embora tenham sido obtidos valores de desvios padrões das temperaturas axiais elevados para algumas posições axiais e, considerando a dificuldade de reprodução do empacotamento do leito de minério úmido, foi possível distinguir a temperatura transiente em cada posição do leito.

Figura 31 - Temperatura média em função do tempo, para diferentes posições axiais do meio poroso.

Velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e temperatura de alimentação de: a) 50°C , b) 60°C , c) 70°C , d) 80°C .



Fonte: Elaborado pelo autor.

O comportamento térmico do leito apresentado pela Figura 31 – a), b), c) e d) é característico da secagem em leito fixo, com a formação dos gradientes de temperatura. As regiões próximas a seção de alimentação do ar, posições axiais de 0,3 a 2,5 cm, atingem o equilíbrio térmico antes da região de exaustão do ar, posições axiais de 7,5 a 10,0 cm. Autores como Albini *et al.* (2018) na secagem de cevada, Altino (2019) na secagem de soja, lentilha, cevada e aveia e Genaro *et al.* (2022) na secagem de partículas esféricas de alumina, obtiveram gradientes de temperatura na secagem em leito fixo.

Tabela 14 – Máximo desvio padrão de temperatura para cada posição axial do leito espesso. Temperatura de secagem de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade do ar de 0,7 m·s⁻¹.

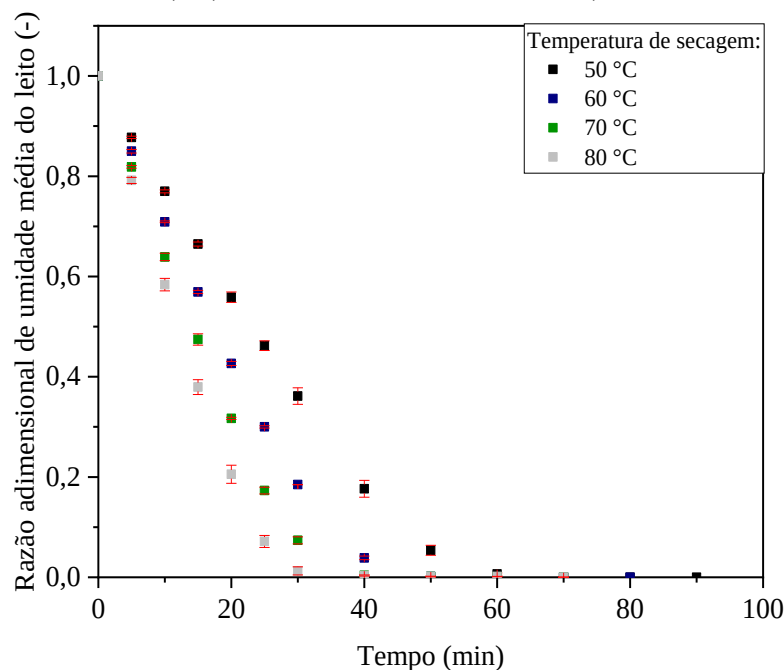
Posição axial (cm)	Desvio padrão para temperatura de secagem de 50 °C (± °C)	Desvio padrão para a temperatura de secagem de 60 °C (± °C)	Desvio padrão para a temperatura de secagem de 70 °C (± °C)	Desvio padrão para a temperatura de secagem de 80 °C (± °C)
0,3	4,5	8,4	8,2	11,3
1,5	7,1	9,1	6,5	8,6
2,5	5,2	7,4	5,0	6,2
3,2	3,9	11,7	7,5	5,0
4,2	4,8	8,6	4,6	7,8
5,3	7,7	7,1	12,9	5,5
6,5	6,0	11,2	11,7	12,2
7,5	4,7	12,7	11,6	6,4
8,8	5,0	10,9	13,3	16,1
10,0	4,8	10,3	12,5	8,6

Fonte: Elaborado pelo autor.

Outro aspecto relevante do comportamento térmico obtido na secagem do minério de ferro em camada espessa é a sua semelhança com o obtido na secagem de esferas de alumina de Perazzini (2014) e Genaro *et al.* (2022). O comportamento térmico observado na Figura 31 indica a presença de dois patamares de temperaturas constantes, característicos dos mecanismos difusivos e convectivos de transferência massa e calor envolvidos na secagem e da interação entre a umidade e a partícula. O minério de ferro e a alumina são materiais inorgânicos, cuja umidade não se encontra ligada a estrutura do material como nos grãos e sementes, facilitando a sua remoção.

Na Figura 32 é apresentada a razão adimensional de umidade média do leito em função do tempo, para as quatro temperaturas avaliadas. O aumento da temperatura diminuiu o tempo total de secagem, conforme esperado. Ainda, observa-se uma boa reprodutibilidade dos experimentos devido aos baixos valores de desvio padrão apresentados graficamente. O efeito da temperatura de secagem na diferença entre as razões adimensionais de umidade obtidas para 60, 70 e 80 °C é maior na secagem em camada espessa, Figura 32, do que na secagem em camada fina, Figura 26 - a).

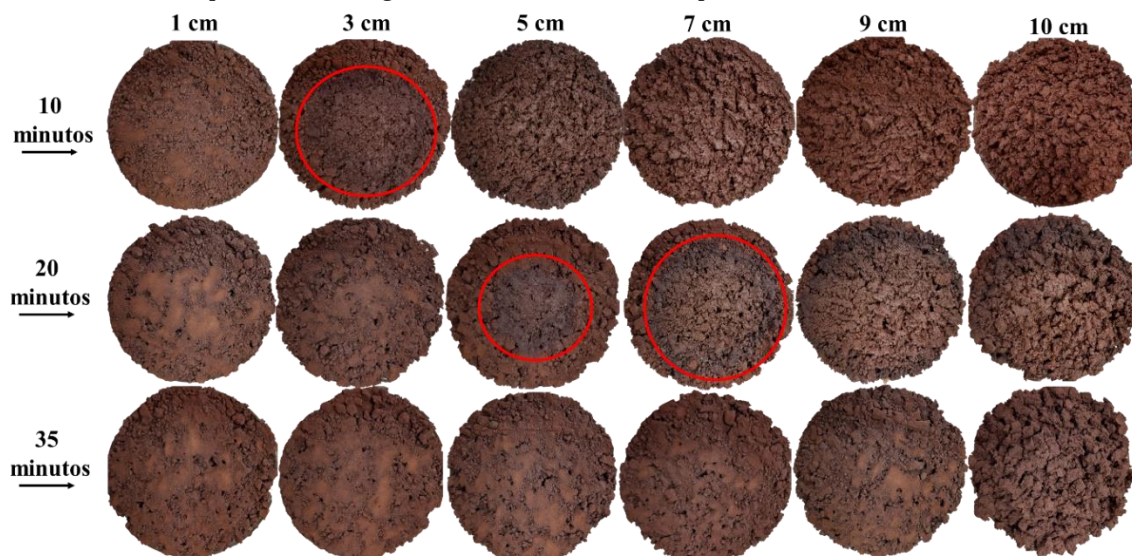
Figura 32 - Razão adimensional de umidade média do leito em função do tempo. Temperatura de secagem de 50, 60, 70 e 80 °C e velocidade do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A umidade média do leito não mostra as regiões de maior umidade que são formadas durante a secagem em camada espessa. Estas regiões podem ser visualizadas nas imagens da Figura 33, com as áreas de maior umidade são destacadas pelos círculos vermelhos. Além de indicar a presença de variações axiais de umidade, as fotografias indicam a presença de variações radiais, com regiões mais escuras e de maior umidade no centro do leito. As variações de umidade e de temperatura em função da posição radial do leito geralmente são desprezadas em modelos matemáticos de camada espessa, devido à complexidade dos modelos matemáticos e dos métodos numéricos necessários para as simulações, além da dificuldade em se obter medidas experimentais de temperatura e umidade radiais.

Figura 33 - Fotografias do leito de minério de ferro em diferentes posições axiais e tempos de secagem. Temperatura de secagem de 80 °C e velocidade superficial do ar de 0,7 m·s⁻¹.

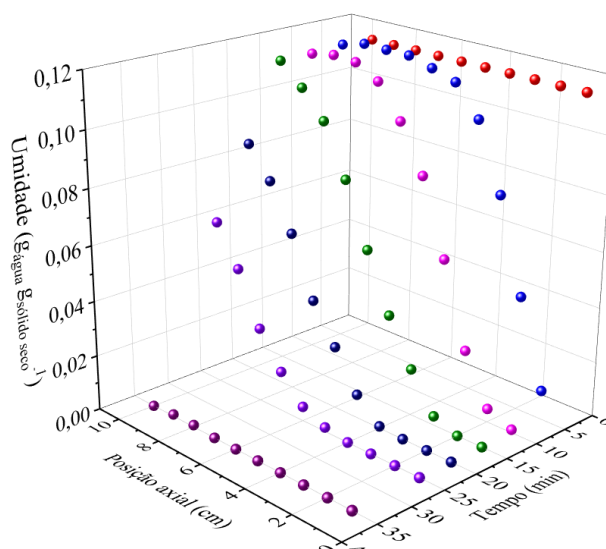


Observação: Os gradientes radiais são indicador pelos círculos vermelhos.

Fonte: Acervo pessoal.

Na Figura 34 são apresentados os valores de umidade em base seca em função da posição axial e do tempo, para a secagem a 80 °C. Na Figura 34 é possível verificar a formação dos gradientes de umidade axiais, característicos da secagem em leito fixo. Inicialmente em $t = 0$, todas as posições axiais estão com a umidade inicial de 10 % em base úmida. Conforme transcorrido o tempo de secagem, as regiões próximas a seção de alimentação do ar reduzem as suas umidades de acordo com a formação da frente de secagem. No tempo de 35 minutos, todas as posições axiais do leito estão secas sem a presença de umidade residual.

Figura 34 - Umidade em base seca em função do tempo e da posição axial. Secagem do minério de ferro em camada espessa a 80 °C e velocidade do ar de 0,7 m·s⁻¹.



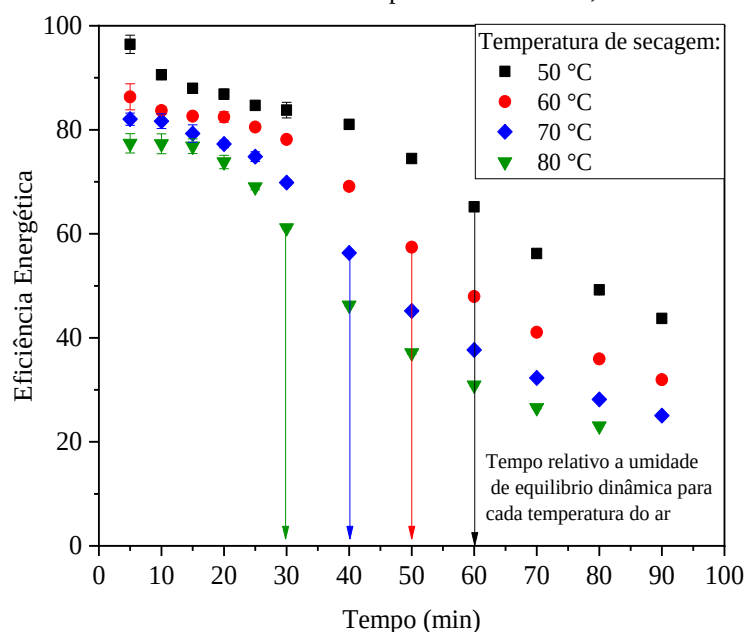
Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.3 Análise energética da secagem do minério de ferro em leito fixo e camada espessa

As eficiências energéticas em função do tempo obtidas para as temperaturas de secagem em camada espessa de 50, 60, 70 e 80 °C, são apresentadas na Figura 35. Nestas condições experimentais, com o aumento do tempo de operação a eficiência energética (EE) diminui. Este parâmetro energético, está diretamente relacionado a energia necessária para a remoção da umidade do material e a forma esta umidade se encontra ligada à matriz do sólido. Na Figura 35, conforme transcorre o tempo, a umidade livre do material disponível para a transferência de massa à fase fluida diminui, enquanto a mesma quantidade de energia é fornecida ao sistema, explicando a diminuição da EE. No início da secagem do minério de ferro, a umidade não se encontra fortemente ligada à estrutura do material, chamada de umidade não ligada, o que facilita a sua remoção em maior quantidade.

Comparando a secagem do minério de ferro a de materiais biológicos como os grãos e sementes, o gasto energético é inferior. Grãos e sementes possuem umidades ligadas à estrutura do sólido, o que dificulta a sua remoção. Para esferas de alumina, um material inorgânico assim como o minério de ferro e que apresenta mecanismos internos e externos de transferência de massa mais definidos, a máxima eficiência energética obtida por Genaro (2021) no início da secagem a 50°C para 10 cm de camada espessa, foi de $64,5 \pm 2,9\%$, já para o minério de ferro os valores máximos de EE obtidos foram de $96,4 \pm 1,8 \%$.

Figura 35 – Eficiência energética em função do tempo de secagem, para as temperaturas de operação de 50, 60, 70 e 80°C e velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 35 também mostra o efeito da temperatura na eficiência energética em função do tempo. Para o aumento da temperatura de operação, ocorre a diminuição de EE ao longo da secagem, uma vez que uma maior quantidade de energia é fornecida para o aquecimento do ar e que esta energia, não foi necessariamente empregada na vaporização da água e remoção da umidade do material. Por outro lado, o aumento da temperatura de processo não alterou significativamente o consumo específico de energia necessário para que o material atingisse a umidade de equilíbrio dinâmico, conforme apresentado pela Figura 36. O aumento da temperatura diminuiu o tempo total de secagem - t , contrabalanceando o aumento da energia necessária para o aquecimento do ar (Q – Equação 4.21).

Na Figura 36 são apresentados os consumos específicos de energia e a eficiência de secagem, necessários para que o leito espesso atingisse a umidade de equilíbrio dinâmico em cada temperatura do processo. Os parâmetros energéticos mostram que as melhores condições do ponto de vista energético, para a velocidade superficial do ar de $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, são as temperaturas do ar de $50 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Estas condições experimentais apresentaram os menores consumos específicos de energia, $3,639 \pm 0,055 \text{ MJ}\cdot\text{kg}_{\text{água removida}}^{-1}$ e $3,778 \pm 0,011 \text{ MJ}\cdot\text{kg}_{\text{água removida}}^{-1}$, bem como as maiores eficiências de secagem, $71,5 \pm 1,0$ e $74,9 \pm 0,2$, respectivamente. Estes resultados indicam que o efeito da temperatura de secagem não influenciou significativamente os valores de SEC e DE da Figura 36, para estas condições experimentais avaliadas. O gasto energético adicional para aquecer o ar de secagem de $50 \text{ }^{\circ}\text{C}$ a $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$, foi contrabalanceado pela diminuição do tempo total de secagem. Analisando este resultado e conhecendo as características do minério de ferro, um material que não apresenta restrições térmicas para a secagem, a condição de menor tempo de processo proporcionada pela temperatura de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$, torna-se vantajosa.

Na Tabela 15 são apresentados os valores do calor latente de vaporização da água e do consumo específico de energia empregado na secagem do minério de ferro até a umidade de equilíbrio dinâmico em leito fixo e camada espessa, para as temperaturas de secagem de 50 , 60 , 70 e $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. A razão entre SEQ e ΔH_s apresentada na Tabela 15 mostra que a secagem em leito fixo demandou de 1,5 a 1,8 vezes a energia necessária para a vaporização da água líquida na mesma temperatura de processo.

Tabela 15 – Calor latente de vaporização da água e o consumo específico de energia estimado para a secagem do minério de ferro em leito fixo e camada espessa, nas temperaturas de 50, 60, 70 e 80 °C.

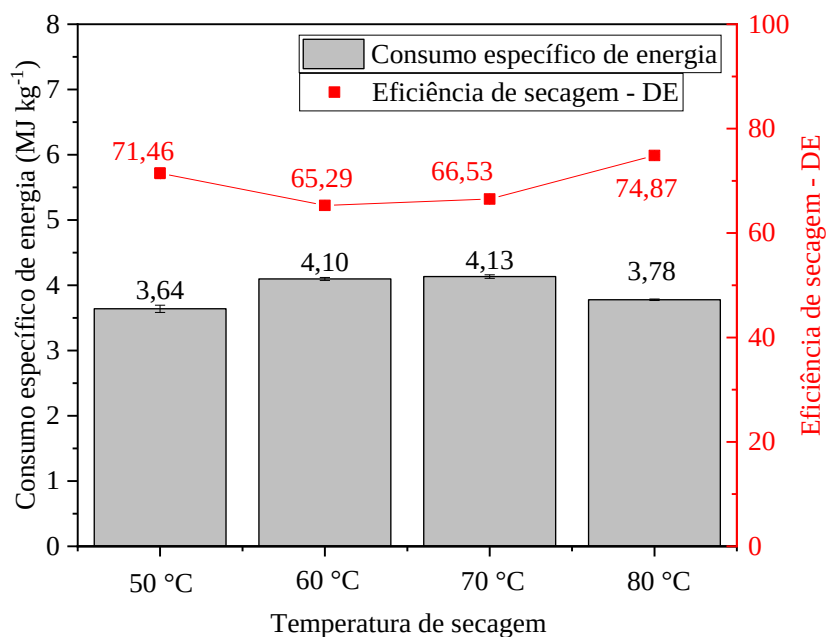
Temperatura (°C)	ΔH_s (MJ·kg _{água} ⁻¹)	SEQ (MJ·kg _{água removida} ⁻¹)	SEQ/ ΔH_s
50	2,379	3,639 ± 0,055	1,5
60	2,357	4,097 ± 0,022	1,7
70	2,334	4,134 ± 0,027	1,8
80	2,310	3,778 ± 0,011	1,6

Fonte: Elaborado pelo autor.

No trabalho de Souza (2023), foram obtidos consumos específicos de energia de 9,4 a 27,5 MJ·kg⁻¹ na secagem de minério de ferro em leito fixo com cargas iniciais de sólidos de 26, 58 e 90 g, velocidades superficiais do ar de 2,5 m·s⁻¹, 3,5 m·s⁻¹ e 4,5 m·s⁻¹ e temperaturas de secagem de 50, 70 e 90 °C. Estes resultados quando comparados aos da Figura 36, mostram que o aumento da carga inicial de sólidos e a diminuição da vazão do ar de secagem, favorecem os parâmetros energéticos de secagem, embora a operação em camada espessa demandará de maior energia mecânica resultante da maior perda de carga ocasionada pelo escoamento do ar no meio poroso espesso. No trabalho de Souza (2023), a energia mecânica não foi considerada na análise energética.

De forma geral, o estudo de secagem apresentado nesta seção do trabalho não propõe a utilização da secagem em leito fixo para a indústria da mineração. A secagem em leito fixo em batelada não é recomendada para uma indústria de grandes vazões como a mineração. Deve-se enfatizar que a secagem em leito fixo apresentada nesta seção teve por objetivo fornecer o comportamento da cinética de secagem do minério, possibilitar a identificação dos principais mecanismos de transferência de calor e de massa presentes no processo, fornecer os coeficientes de transferência de massa, bem como o estudo da eficiência energética.

Figura 36 – Consumo específico de energia e eficiência de secagem, necessários para a umidade do leito atingir a umidade de equilíbrio dinâmico. Temperaturas de operação de 50, 60, 70 e 80°C e velocidade superficial do ar de 0,7 m·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.3 Conclusões do capítulo

A partir dos resultados experimentais de secagem em camada fina verificou-se que a cinética ocorreu em taxa decrescente, indicando a presença de mecanismos internos de transferência de massa. Também, foi verificada a diminuição do tempo de secagem e aumento da taxa com o aumento da temperatura do ar. Os ajustes dos modelos forneceram o coeficiente de transferência de massa, a difusividade mássica efetiva e o número de Biot mássico. Os modelos difusivo e difusivo com condição de contorno convectiva apresentaram bons ajustes para as temperaturas de 60, 70 e 80 °C, embora as lacunas identificadas nas hipóteses do modelo mostrem a necessidade de maior avaliação. A secagem a 50 °C foi melhor representada pelos modelos difusivos, excluindo dos ajustes o período inicial de secagem.

Na secagem em camada espessa foi verificada a diminuição do tempo de processo, com o aumento da temperatura do ar. Também, foi observada a formação de gradientes de umidade e de temperatura em diferentes posições axiais do leito devido a formação da frente de secagem. Por se tratar de um material inorgânico, que não apresenta encolhimento e é não higroscópico, embora apresente formato de partícula irregular, os dados de umidade e temperatura obtidos na secagem do minério de ferro em camada espessa podem ser utilizados na modelagem e simulação processo. As equações de conservação podem ser simplificadas sem a adição de

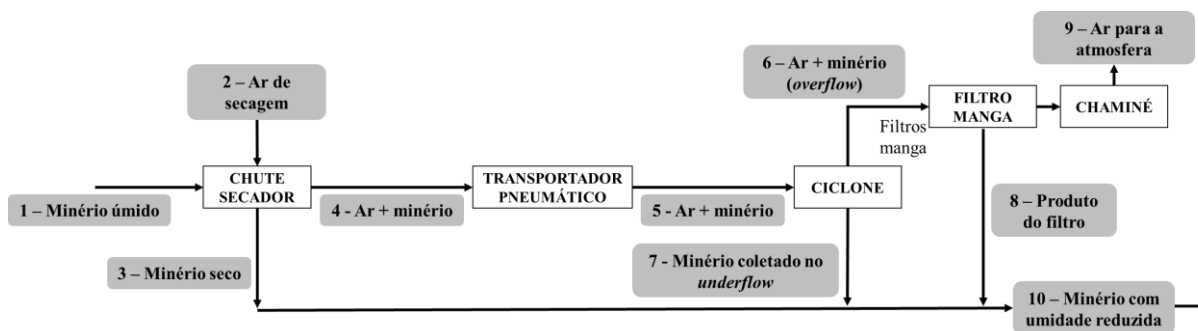
fenômenos de encolhimento do leito. A análise energética da secagem em camada espessa mostrou que a temperatura de secagem não apresentou influência significativa no consumo específico de energia do processo, para as condições experimentais avaliadas.

CAPÍTULO 5

Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Neste capítulo, são apresentados o modelo matemático e os resultados obtidos a partir da simulação numérica da secagem de minério de ferro em um transportador pneumático, com aplicação em um estudo de caso. Para contextualizar o processo de secagem pneumática na planta de redução de umidade do minério de ferro, destaca-se que o processo industrial de secagem convectiva, que inclui o chute secador estudado por Souza (2023) via simulação CFD, envolve etapas de separação e recuperação de particulados finos, como a separação por ciclone e filtração. O chute secador é um equipamento desenvolvido pela Vale S.A., registrado sob a patente BR 102015027270-7 A2. A Figura 37 apresenta um fluxograma simplificado das etapas do processo industrial de redução de umidade do minério. Nesse processo, o transportador pneumático conecta o chute secador às etapas de separação de particulados finos. O estudo é realizado com base na planta de redução de umidade do minério de ferro da Vale S.A, destinada à instalação em São Luís – MA.

Figura 37 – Fluxograma simplificado do processo de redução de umidade do minério de ferro.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Dependendo da umidade do minério, diâmetro do aglomerado úmido de partículas, temperatura de secagem, vazão de sólidos e de ar, diferentes quantidades de material sólido podem ser arrastadas pelo ar no chute secador. Estima-se a partir de informações do projeto industrial, que 50 % do minério alimentado no chute secador, será arrastado pela corrente de ar através de uma tubulação de transporte pneumático, alimentando uma bateria de dois ciclones separadores que operam em paralelo. Desta forma, caso o minério transportado pneumaticamente possua umidade residual, esta poderá ser reduzida no transportador e na

bateria de ciclones, que passariam a desempenhar a função adicional de secadores convectivos. A modelagem matemática e a simulação apresentadas neste capítulo fornecem uma estimativa teórica da secagem do minério de ferro na seção de transporte pneumático.

5.1 Modelagem matemática

O modelo matemático de duas fases empregado na simulação da secagem do minério de ferro em transportador pneumático é baseado em equações de conservação de quantidade de movimento, massa e energia. Estas equações são aplicadas a fase fluida, ar e vapor de água, e para a fase sólida, minério e água líquida. Como abordagem inicial, foi utilizado o modelo proposto por Rocha (1988) e empregado por Narimatsu (2004) e Narimatsu et al. (2007) na simulação da secagem de partículas de alumina em transportador pneumático. As hipóteses deste modelo consistem em:

- i. Estado estacionário.
- ii. Escoamento unidirecional e ascendente do ar e das partículas de minério de ferro.
- iii. Gradientes radiais de pressão, porosidade, velocidade, temperatura e umidade das fases são desprezíveis.
- iv. Existe transferência de calor, massa e quantidade de movimento entre a fase sólida e fluida.
- v. A transferência de calor e de massa entre as fases ocorre exclusivamente por mecanismos convectivos.
- vi. Existe transferência de quantidade de movimento devido ao atrito entre a fase fluida e a parede do secador pneumático.
- vii. A transferência de quantidade de movimento devido ao atrito entre a fase sólida e a parede do secador pneumático é desprezível.
- viii. Encolhimento desprezível da fase sólida.
- ix. A fase sólida possui tamanho uniforme e formato esférico.
- x. Forças elétricas e tensões superficiais são desprezíveis.

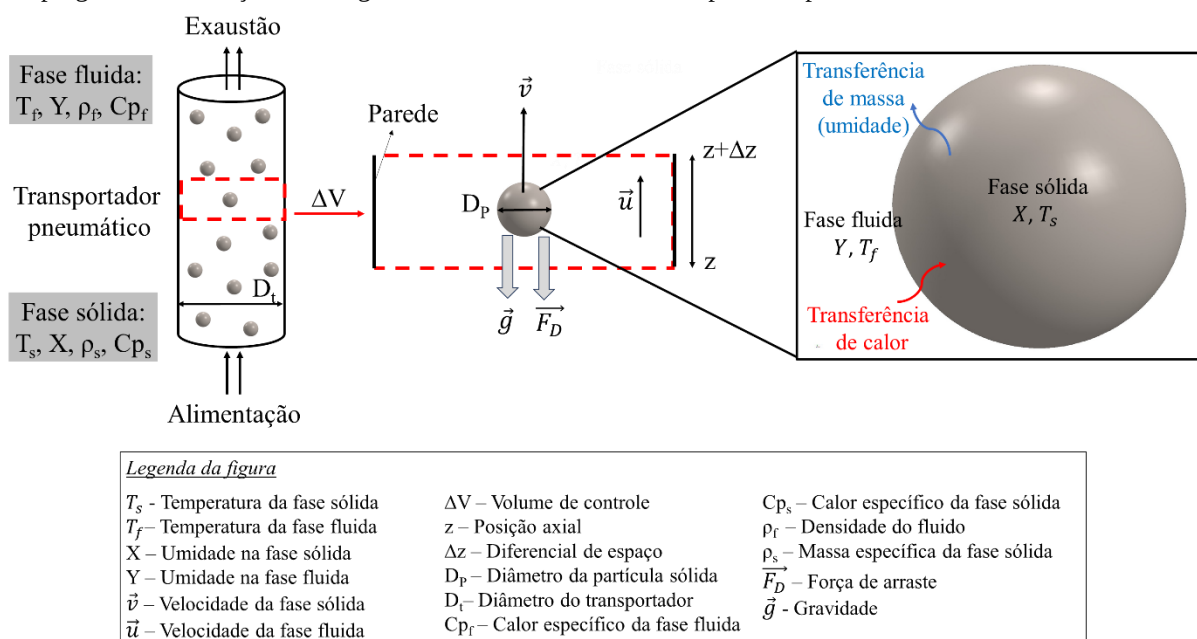
Para verificar se a transferência de calor e de massa entre as fases ocorre exclusivamente por mecanismos convectivos (consideração v), foram calculados os números de Biot mássicos para a hematita (condutividade térmica de $11,3 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, (CERMAK; RYBACH, 1982)) nos diâmetros de partícula da Tabela 19, propriedades físicas das fases da Tabela 17 e sob as

condições de transporte pneumático fornecidas na Tabela 18. Foram obtidos valores do número de Biot mássicos inferiores a 0,05, indicando que a resistência interna é pequena quando comparada com a resistência à transferência de calor e de massa na superfície. Desta forma, o calor e a umidade se distribuem de forma rápida e uniforme no interior da esfera de minério de ferro, corroborando a consideração do item v.

Além disso, neste modelo matemático não foi realizada a simulação da transferência de massa utilizando dados experimentais do período de secagem a taxa constante identificado por Souza Pinto *et al.* (2020) durante a secagem em estufa com convecção forçada. As simulações apresentadas são uma abordagem teórica que fornecem uma estimativa da secagem do minério de ferro no transportador pneumático.

Na Figura 38 é apresentada uma ilustração esquemática do volume de controle avaliado pelo modelo de duas fases utilizado para a simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático. Nesta ilustração são representadas as principais variáveis envolvidas no processo.

Figura 38 - Ilustração esquemática do volume de controle avaliado para o modelo matemático de duas fases empregado na simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático. Desenho fora de escala.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Equações de conservação de quantidade de movimento

As equações de balanço de quantidade de movimento que compõem o modelo de Rocha (1988), são o modelo matemático proposto por Arastoopour e Gidaspow (1979). Este modelo é válido para o escoamento em fase diluída, que não considera as interações entre partículas que ocorreriam em um escoamento em fase densa. As equações que compõem o modelo são:

$$\frac{du}{dz} = \frac{-u}{\varepsilon} \left[\frac{g}{w(u-v)} - \frac{F_D}{w \rho_s(u-v)} \right] \quad (5.1)$$

$$\frac{dv}{dz} = \frac{v}{(1-\varepsilon)} \left[\frac{g}{w(u-v)} - \frac{F_D}{w \rho_s(u-v)} \right] \quad (5.2)$$

$$\frac{dp}{dz} = - \left[\frac{g}{w(u-v)} - \frac{F_D}{w \rho_s(u-v)} \right] (\rho_s v^2 - \rho_f u^2) - 2 \rho_f u^2 \frac{f_f}{D_t} - g[\rho_s(1-\varepsilon) + \rho_f \varepsilon] \quad (5.3)$$

$$\frac{d\varepsilon}{dz} = \frac{g}{w(u-v)} - \frac{F_D}{w \rho_s(u-v)} \quad (5.4)$$

onde:

$$w = -\frac{u}{\varepsilon} - \frac{v}{(1-\varepsilon)} \quad (5.5)$$

Nestas equações, u é a velocidade intersticial da fase fluida, v é a velocidade intersticial da fase sólida, F_D é a força de arraste, f_f o fator de atrito fluido-parede, ε é a porosidade, g é a aceleração da gravidade, D_t é o diâmetro do transportador pneumático, ρ_f a densidade do fluido e ρ_s a massa específica do sólido, p é a pressão e z é a coordenada axial.

O fator de atrito fluido-parede, f_f , foi determinado a partir da equação de Blasius para o escoamento monofásico do ar em tubos, de acordo com o número de Reynolds do escoamento, Re (BIRD *et al.*, 2017).

$$f_f = \begin{cases} \frac{16}{Re} & Re < 2100 \\ 0,079 Re^{-0,25} & 4000 < Re < 100000 \end{cases} \quad (5.6)$$

$$Re = \frac{\rho_f D_T U}{\mu_f} \quad (5.7)$$

A força de arraste, F_D , exercida pelo fluido sobre as partículas foi determinada pelo modelo proposto por Arastoopour e Gidaspow (1979), apresentado pela Equação 5.8. Para o coeficiente de arraste, C_D , foi utilizada a Equação 5.9.

$$F_D = \frac{3}{4} C_D \frac{(u - v)^2}{D_p} \rho_g \varepsilon^{-2,65} \quad (5.8)$$

$$C_D = \begin{cases} \frac{24}{Re_p} (1 + 0,15 Re_p^{0,687}) & Re_p < 1000 \\ 0,44 & Re_p > 1000 \end{cases} \quad (5.9)$$

Balanco de massa para as fases sólida e fluida

A transferência de massa entre o minério úmido e o ar de secagem ocorre devido ao gradiente de concentração entre as fases. Assim, enquanto o ar de secagem não se encontra saturado de vapor de água, dX/dz é proporcional a diferença entre a umidade absoluta do ar saturado (Y_{sat}) e o ar não saturado (Y). As equações 5.10 e 5.11 apresentam os balanços de massa para as fases sólida e fluida, respectivamente.

$$\frac{dX}{dz} = - \frac{6 A_T}{\dot{W}_s D_p} \frac{v (1 - \varepsilon)}{u \varepsilon} k_y (Y_{sat} - Y) \quad (5.10)$$

$$\frac{dY}{dz} = \frac{6 A_T}{\dot{W}_g D_p} \frac{v (1 - \varepsilon)}{u \varepsilon} k_y (Y_{sat} - Y) \quad (5.11)$$

Nestas equações, X é a umidade do sólido em base seca, Y é a umidade absoluta do ar em massa, A_T é a área da seção transversal do transportador pneumático, $\dot{W}_s$ a vazão mássica

de sólidos, $\dot{W}_g$ a vazão mássica do fluido e D_p o diâmetro da partícula. A umidade absoluta do ar na condição de saturação foi determinada pela Equação 5.12, a pressão parcial do vapor de água foi determinada pela equação de Antoine avaliando a temperatura da fase sólida (T_s), conforme apresentado pelas Equações 5.13 e 5.14. Campanha (1987) também utilizou a condição de saturação do ar na superfície da fase sólida, para simular a secagem de esferas de vidro e de partículas de areia em transportador pneumático.

$$Y_{sat} = \frac{18}{29} \frac{P_v(T_s)}{p - P_v(T_s)} \quad (5.12)$$

$$\log_{10}(P_v(T_s)) = 8,07131 - \frac{1730,63}{T_s + 233,426} \quad 1 < T_s < 100^\circ C \quad (5.13)$$

$$\log_{10}(P_v(T_s)) = 8,140419 - \frac{1810,94}{T_s + 244,485} \quad 100 < T_s < 374^\circ C \quad (5.14)$$

O coeficiente de transferência de massa, k_y , foi determinado a partir da analogia de Chilton-Colburn, apresentada pela Equação 5.15. Esta analogia relaciona o coeficiente de transferência de calor entre fases (h) e de massa, k_y , com o número de Prandtl (Pr) e o número de Schmidt (Sc) definidos pelas Equações 5.16 e 5.17, respectivamente. Pelegrina e Crapiste (2001) e Narimatsu et al. (2007) também utilizaram a analogia de Chilton-Colburn para estimar o coeficiente de transferência de massa em simulações da secagem em transportadores pneumáticos. O coeficiente de transferência de calor, h , foi determinado pelas correlações da literatura da Tabela 16.

$$\frac{h}{k_y} = Cp_f \left(\frac{Sc}{Pr} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (5.15)$$

$$Pr = \frac{\mu_f Cp_f}{k_f} \quad (5.16)$$

$$Sc = \frac{\mu_f}{\rho_f D_v} \quad (5.17)$$

Nestas equações C_{pf} é o calor específico da fase fluida, μ_f a viscosidade dinâmica da fase fluida, D_v é a difusividade do vapor de água no ar e k_f , a condutividade térmica do ar, determinadas pelas equações apresentadas na Tabela 17.

Balanco de energia para as fases sólida e fluida

As Equações 5.18 e 5.19 apresentam os balanços de energia para as fases sólida e fluida, respectivamente. Estas equações consideram que a transferência de calor entre as fases ocorre por mecanismo convectivo. Também descrevem a energia necessária para a evaporação da água, o aquecimento das partículas e do vapor d'água, além da troca de calor que ocorre entre as paredes do transportador pneumático e o ar ambiente.

$$\frac{dT_s}{dz} = \frac{6 A_T}{\dot{W}_s D_p} \frac{v (1 - \varepsilon)}{u \varepsilon} \left[\frac{h(T_f - T_s) - k_y(Y^* - Y)(H_v + C_{pv}T_s)}{(Cp_s + Cp_a X)} \right] - \frac{Cp_a T_s}{(Cp_s + Cp_a X)} \frac{dX}{dz} \quad (5.18)$$

$$\frac{dT_f}{dz} = \frac{6 A_T}{\dot{W}_g D_p} \frac{v (1 - \varepsilon)}{u \varepsilon} \left[\frac{k_y(Y^* - Y)(H_v + C_{pv}T_s) - h(T_f - T_s)}{Cp_f} \right] - \frac{Cp_v T_f + H_v}{Cp_v} \frac{dY}{dz} - \frac{a_t A_T U_{TC}(T_f - T_{amb})}{\dot{W}_g Cp_f} \quad (5.19)$$

onde T_f é a temperatura do ar, T_s é a temperatura do minério, C_{pf} é o calor específico do ar, Cp_s o calor específico do minério de ferro, Cp_v o calor específico do vapor de água, Cp_a o calor específico da água líquida, H_v é o calor latente de vaporização da água determinado para a temperatura do sólido e T_{amb} é a temperatura do ar ambiente. Na Tabela 17 são apresentadas as equações utilizadas para a determinação de H_v e das propriedades físicas e térmicas das fases avaliadas pelo modelo matemático.

O coeficiente de transferência de calor por convecção (h), foi determinado a partir do número de Nusselt (Nu_p) definido na Equação 5.20, onde k_f é a condutividade térmica do fluido determinada pela equação apresentada na Tabela 17. Na Tabela 16 são apresentadas as

correlações da literatura utilizadas para a estimativa do Nu_p , a partir do número de Reynolds da partícula (Re_p) e do número de Prandtl apresentado na Equação 5.16.

$$Nu_p = \frac{h D_p}{k_f} \quad (5.20)$$

$$Re_p = \frac{\rho_p D_p (u - v)}{\mu_g} \quad (5.21)$$

Tabela 16 – Correlações da literatura para o número de Nusselt.

Referência	Correlação	Aplicação
Ranz-Marshall	$Nu_p = 2 + 0,6 Re_p^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}}$	Partículas esféricas.
De Brant (1974) apud (BANOONI; HAJIDAVALLLOO; DORFESHAN, 2018)	$Nu_p = 0,16 Re_p^{1,3} Pr^{0,667}$	Escoamento gás-sólido em secador pneumático.
(BAEYENS; VAN GAUWBERGEN; VINCKIER, 1995b)	$Nu_p = 0,15 Re_p$	Escoamento gás-sólido em secador pneumático de larga escala.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o balanço de energia da fase fluida, Equação 5.19, a energia transferida pelo ar de secagem para o ambiente é estimada utilizando o coeficiente global de transferência de calor U_{TC} . O coeficiente global de transferência de calor, U_{TC} , foi determinado pela Equação 5.22, que considera a resistência à transferência de calor por convecção forçada entre o ar de secagem e a superfície interna da parede do transportador, a transferência de calor por condução através da parede e, a transferência de calor por convecção natural entre a superfície externa da parede do transportador pneumático e o ar ambiente.

$$U_{TC} = \frac{1}{\frac{1}{h_i} + \frac{r_i}{k_{tubo}} \ln\left(\frac{r_e}{r_i}\right) + \frac{r_i}{r_e} \frac{1}{h_e}} \quad (5.22)$$

onde, h_i é o coeficiente de transferência de calor por convecção forçada devido ao escoamento turbulento dentro do transportador, h_e é o coeficiente de transferência de calor por convecção natural externo, k_{tubo} é a condutividade térmica do tubo do transportador, r_i é o raio interno e r_e o raio externo do transportador pneumático. O coeficiente de transferência de calor interno, h_i , foi estimado a partir da equação de Dittus-Boelter (INCROPERA *et al.*, 2008) para números de Nusselt locais em escoamentos turbulentos plenamente desenvolvidos, a Equação 5.23. Para o coeficiente de transferência de calor externo, h_e , foi utilizada a correlação de Churchill e Chu (1975), Equação 5.24, para a estimativa do número de Nusselt médio ao longo da circunferência de um cilindro isotérmico.

$$Nu_{D_i} = 0,023 Re^{\frac{4}{5}} Pr^{0,3} \quad (5.23)$$

$$Nu_{D_e} = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 Ra^{\frac{1}{6}}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{2/27}} \right\}^2 \quad (5.24)$$

Na Equação 3.24, Ra é o número de Rayleigh, definido pela Equação 3.25, onde β é o coeficiente de expansão térmica do ar, α a difusividade térmica do ar, ν a viscosidade cinemática do ar e D_T o diâmetro do transportador pneumático.

$$Ra = \frac{g \beta (T_f - T_{amb}) D_T^3}{\nu \alpha} \quad (5.25)$$

Condições de contorno

As condições de contorno do modelo matemático são as condições empregadas na alimentação do secador pneumático, em $z = 0$, apresentadas pelas Equações 5.26 a 5.33.

$$u(0) = u_0 \quad (5.26)$$

$$v(0) = v_0 \quad (5.27)$$

$$p(0) = p_0 \quad (5.28)$$

$$\varepsilon(0) = \varepsilon_0 \quad (5.29)$$

$$X(0) = X_0 \quad (5.30)$$

$$Y(0) = Y_0 \quad (5.31)$$

$$T_s(0) = T_{s0} \quad (5.32)$$

$$T_f(0) = T_{f0} \quad (5.33)$$

Propriedades físicas e térmicas

Na Tabela 17 são apresentadas as propriedades físicas e térmicas do ar, do minério de ferro, da água líquida e do vapor de água utilizadas na simulação numérica da secagem do minério de ferro em transportador pneumático.

Tabela 17 - Propriedades físicas e térmicas do ar, do vapor de água e da água líquida.

Propriedade	Valor/ Equação
Densidade do ar [kg m ⁻³] [2]	$\rho_f = 2,2538 - 0,003588 T_f [K]$
Massa específica da fase sólida [kg m ⁻³] [5]	$\rho_s = 4,22$
Viscosidade dinâmica do ar [kg m ⁻¹ s ⁻¹] [1]	$\mu_g = \frac{y_{ar_seco} \mu_{ar_seco}}{y_{ar_seco} + y_{vapor} \phi_{vapor}} + \frac{y_{vapor} \mu_{vapor}}{y_{vapor} + y_{ar_seco} \phi_{ar_seco}}$
Viscosidade dinâmica do ar seco [kg m ⁻¹ s ⁻¹] [1]	$\mu_{ar_seco} = 7,0808 \cdot 10^{-6} + 3,88 \cdot 10^{-8} T_f [^{\circ}C]$
Viscosidade dinâmica do vapor de água [kg m ⁻¹ s ⁻¹] [1]	$\mu_v = -1,758 \cdot 10^{-6} + 3,7 \cdot 10^{-8} T_f [^{\circ}C]$
Calor específico do ar úmido [J kg ⁻¹ °C ⁻¹]	$Cp_f = (1 - Y) Cp_{fd} + Y Cp_v$
Calor específico do ar seco [J kg ⁻¹ °C ⁻¹] [1]	$Cp_{fd} = 974,740 + 0,127 T_f [^{\circ}C]$
Calor específico do vapor de água [J kg ⁻¹ K ⁻¹] [1]	$Cp_v = 10384,59 - 50,37 T_f [^{\circ}C] + 0,074 T_f [^{\circ}C]^2$
Calor específico da água líquida [J kg ⁻¹ K ⁻¹] [4]	$Cp_a = 4180$
Calor específico do minério (hematita) [J kg ⁻¹ K ⁻¹] [3]	$Cp_s = 620,0$
Difusividade do vapor de água no ar [m ² s ⁻¹] [1]	$D_v = 0,175 \cdot 10^{-6} \frac{(T_f + 273,15)^{2,5116}}{(T_f + 1166,44)}$
Condutividade térmica do ar [W m ⁻¹ °C ⁻¹] [1]	$k_f = \frac{y_{ar_seco} k_{ar_seco}}{y_{ar_seco} + y_v \phi_v} + \frac{y_v k_v}{y_v + y_{ar_seco} \phi_{ar_seco}}$
Condutividade térmica do ar seco [W m ⁻¹ °C ⁻¹] [1]	$k_{ar_seco} = 7,10 \cdot 10^{-3} + 6,241 \cdot 10^{-5} T_f [^{\circ}C]$
Condutividade térmica do vapor de água [W m ⁻¹ °C ⁻¹] [1]	$k_v = 7,028 \cdot 10^{-2} - 3,55 \cdot 10^{-4} T_f [^{\circ}C] + 6,11 \cdot 10^{-7} T_f [K]^2$
Entalpia de vaporização da água [J kg ⁻¹] [1]	$H_v = \begin{cases} 2052,54 - 2,3858 T_s [^{\circ}C] & T_s < 65,5^{\circ}C \\ [7,3292 \cdot 10^6 - 15,956 (T_s [^{\circ}C] + 273,16)^2]^{0,5} & T_s \geq 65,5 \end{cases}$

[1] Pelegrina e Crapiste (2001); [2] Narimatsu (2004); [3] Waples e Waples (2004); [4] Borgnakke e Sonntag (2018);

[5] Souza (2023).

Estudo de caso

Para a simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático, foram utilizadas as dimensões da seção de transporte pneumático da planta de pelletização da Vale S.A. localizada em São Luís - MA. Os valores utilizados para as condições de alimentação do transportador são apresentados na Tabela 18.

Tabela 18 – Dimensões do transportador pneumático, condições de contorno e parâmetros de simulação.

Propriedade e parâmetros	Descrição	Valores utilizados nas simulações
Dimensões do transportador	Diâmetro do transportador pneumático ^[1]	$D_T = 1,5 \text{ m}$
	Altura do transportador pneumático ^[1]	$H = 29,25 \text{ m}$
	Espessura do tubo do transportador ^[1]	$\frac{1}{4}'' - \text{aço}$
Vazões de alimentação	Vazão mássica de alimentação de sólidos ^[1]	$W_S = 75 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$
	Vazão mássica de ar ^[1]	$W_g = 22,75 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$
Aglomerado de minério de ferro	Diâmetro da partícula esférica ^[2]	$D_p = 50 \text{ }\mu\text{m}, 100 \text{ }\mu\text{m}, 300 \text{ }\mu\text{m}, 500 \text{ }\mu\text{m}, 1 \text{ mm}, 3 \text{ mm e } 5 \text{ mm}$
Condições de contorno	Velocidade da fase sólida ^[2]	$v_0 = 0,01 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$
	Velocidade do ar ^[1]	$u_0 = 15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \text{ e } 30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$
	Pressão ^[1]	$p_0 = 2940 \text{ Pa}$
	Porosidade ^[2]	$\varepsilon_0 = 0,996$
	Umidade da fase sólida ^[2]	$X_0 = 0,02; 0,04; 0,06; 0,08; 0,10 \text{ e } 0,12$
		$(\text{kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1});$
	Umidade absoluta da fase fluida ^[1]	$Y_0 = 0,14 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{ar seco}}^{-1}$
	Temperatura da fase sólida ^[1]	$T_{s0} = 70 \text{ }^{\circ}\text{C}$
	Temperatura da fase fluida ^[1]	$T_{f0} = 150 \text{ }^{\circ}\text{C}$
	Temperatura ambiente ^[2]	$T_{\text{amb}} = 25 \text{ }^{\circ}\text{C}$

^[1] Valores de projeto da Vale S.A.; ^[2] Valores estipulados para a simulação.

Para avaliar a secagem do minério na seção de transporte pneumático para cada condição simulada, foi determinada a redução de umidade (RU) utilizando a Equação 5.34. Nesta equação, X_0 é a umidade em base seca de alimentação do minério no transportador pneumático e X_F é o valor da umidade do minério em base seca estimado pelas simulações na posição de saída do transportador pneumático.

$$RU = \frac{X_0 - X_F}{X_0} \times 100 \quad (5.34)$$

5.2 Solução numérica

O conjunto de equações diferenciais ordinárias e algébricas foi resolvido utilizando a ferramenta ode23s que é baseado na fórmula modificada de Rosenbrock de segunda ordem, em um código implementado no *software* MATLAB R2016a®. O código desenvolvido para a simulação é apresentado no Apêndice A.

5.3 Resultados e Discussões

5.3.1 Estimativa teórica do diâmetro da partícula transportada pelo ar

Na Tabela 19 são apresentados os diâmetros teóricos das partículas que seriam arrastadas pelo ar nas velocidades de 15 e 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, alimentado a seção de transporte pneumático. Considerando que as velocidades de 15 e 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ seriam as velocidades terminais das partículas, foi utilizada a correlação de Coelho e Massarani (1996) para a fluidodinâmica da partícula esférica isolada, a fim de se obter uma estimativa dos diâmetros. Foram obtidos diâmetros de 1,99 mm e 6,67 mm para as velocidades de 15 e 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, respectivamente. Nestas condições, partículas de minério de ferro com diâmetros inferiores aos obtidos seriam elutriadas. Entretanto, destaca-se que esta é uma estimativa teórica, que não considera o efeito da concentração de partículas, da coesão e das pontes líquidas ocasionadas pela adição da umidade ao material e as interações partícula-parede, que podem ocorrer no transporte pneumático.

Tabela 19 – Estimativas das correlações da literatura para o diâmetro da partícula transportada pelo ar.

Correlação/ Referência	Máximo diâmetro da partícula transportada pelo ar	
	Velocidade do ar 15 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	Velocidade do ar 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$
Coelho e Massarani (1996)*	1,99 mm	6,67 mm
(LEUNG; WILES; NICKLIN, 1971) **	839,70 μm	4,21 mm
Matsen (1982) **	593,53 μm	1,59 mm
Yang (1975) **	1,55 mm	5,71 mm
Punwani <i>et al.</i> (1976) **	1,67 mm	5,97 mm

* Correlação para a fluidodinâmica da partícula esférica isolada.

** Correlação referente a velocidade de *choking* apresentada no Quadro 1.

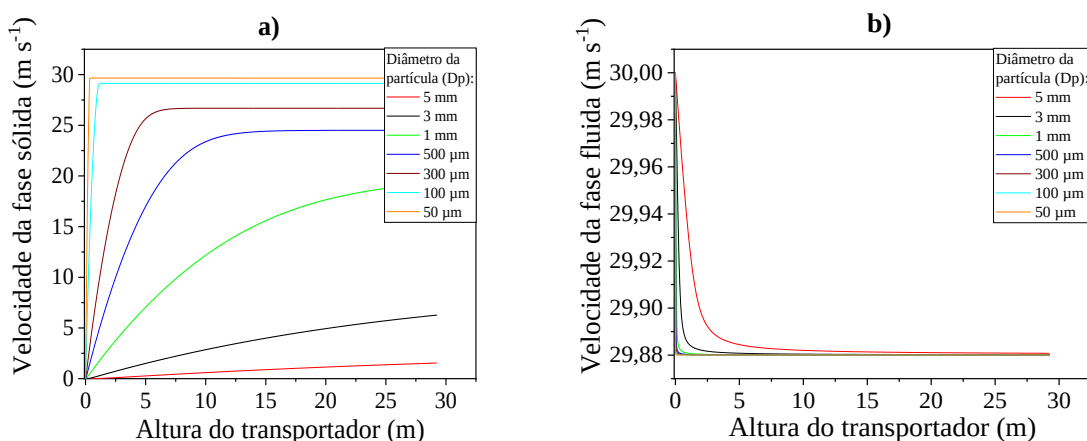
Ainda na Tabela 19, são apresentados os diâmetros estimados pelas correlações do Quadro 1 assumindo que as velocidades de *choking* no transporte pneumático vertical seriam de 15 e 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Estas correlações forneceram diâmetros de 593,53 μm a 1,67 mm para a velocidade do ar de 15 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Para a velocidade de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, os diâmetros obtidos variaram de 1,59 mm a 5,97 mm. Com estes resultados, pode-se inferir que os aglomerados de minério com diâmetros superiores aos estimados pelas correlações da literatura para a velocidade de *choking*, passariam a se mover no sentido descendente no transportador pneumático vertical. Entretanto, assim como ressaltado para a correlação de Coelho e Massarani (1996), as estimativas fornecidas pelas correlações para a velocidade de *choking* não consideram as forças de coesão existentes devido a umidade ao minério, podendo influenciar as estimativas obtidas.

Estes resultados de diâmetros de corte auxiliaram na seleção da faixa de diâmetros de partícula de 50 μm a 5 mm apresentada na Tabela 18, para as simulações da secagem do minério de ferro no transportador pneumático.

5.3.2 Simulação numérica da secagem do minério de ferro no transportador pneumático

Na Figura 39 são apresentados os valores das velocidades das fases em função da altura do transportador pneumático, obtidos a partir da simulação numérica da secagem do minério para a velocidade de alimentação do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Os resultados de pressão e porosidade em função da altura do transportador pneumático são apresentados na Figura 40.

Figura 39 - a) Velocidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Velocidade da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm. Velocidade de alimentação do ar de 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

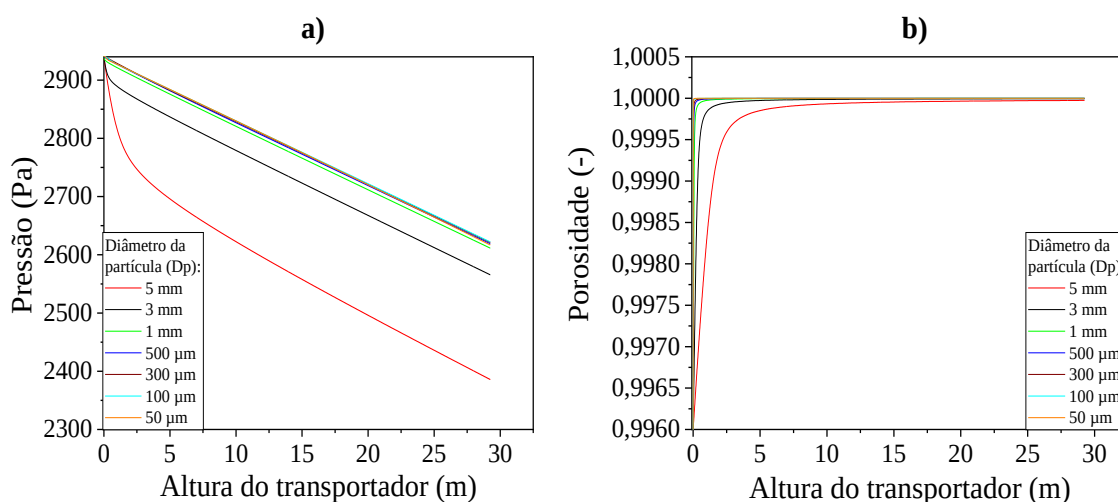


Fonte: Elaborado pelo autor.

É importante destacar que os resultados apresentados nesta seção para a simulação da secagem do minério de ferro no transportador pneumático, não simularam a transferência de massa utilizando dados experimentais do período de secagem a taxa constante, de acordo com o equacionamento do modelo matemático descrito no item 3.1. Porque, no processo industrial, não se espera que as partículas estejam saturadas de água líquida. Além disso, foi utilizada a correlação de Ranz-Marshall para partículas esféricas na estimativa do coeficiente de transferência de calor utilizado nas simulações.

A Figura 39 – a) mostra que as partículas de minério com diâmetro inferior a 500 μm atingem velocidades superiores a $24,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, indicando que os tempos de residência dos sólidos no transportador foram inferiores a 2 segundos. Para o aumento do diâmetro de partícula, observa-se a diminuição da velocidade da fase sólida na Figura 39 – a). Partículas com D_p de 1 mm, 3 mm e 5 mm alcançaram velocidades máximas de $19,28 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $6,27 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $1,54 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, respectivamente. A diminuição do tempo de residência das partículas no transportador pneumático pode desfavorecer a secagem do minério, uma vez que as partículas úmidas diminuem o tempo de contato com o ar de secagem. Entretanto, altas velocidades de slip (diferença entre a velocidade da partícula e do gás) favorecem a transferência de massa.

Figura 40 - a) Pressão em função da altura do transportador pneumático. b) Porosidade em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm. Velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



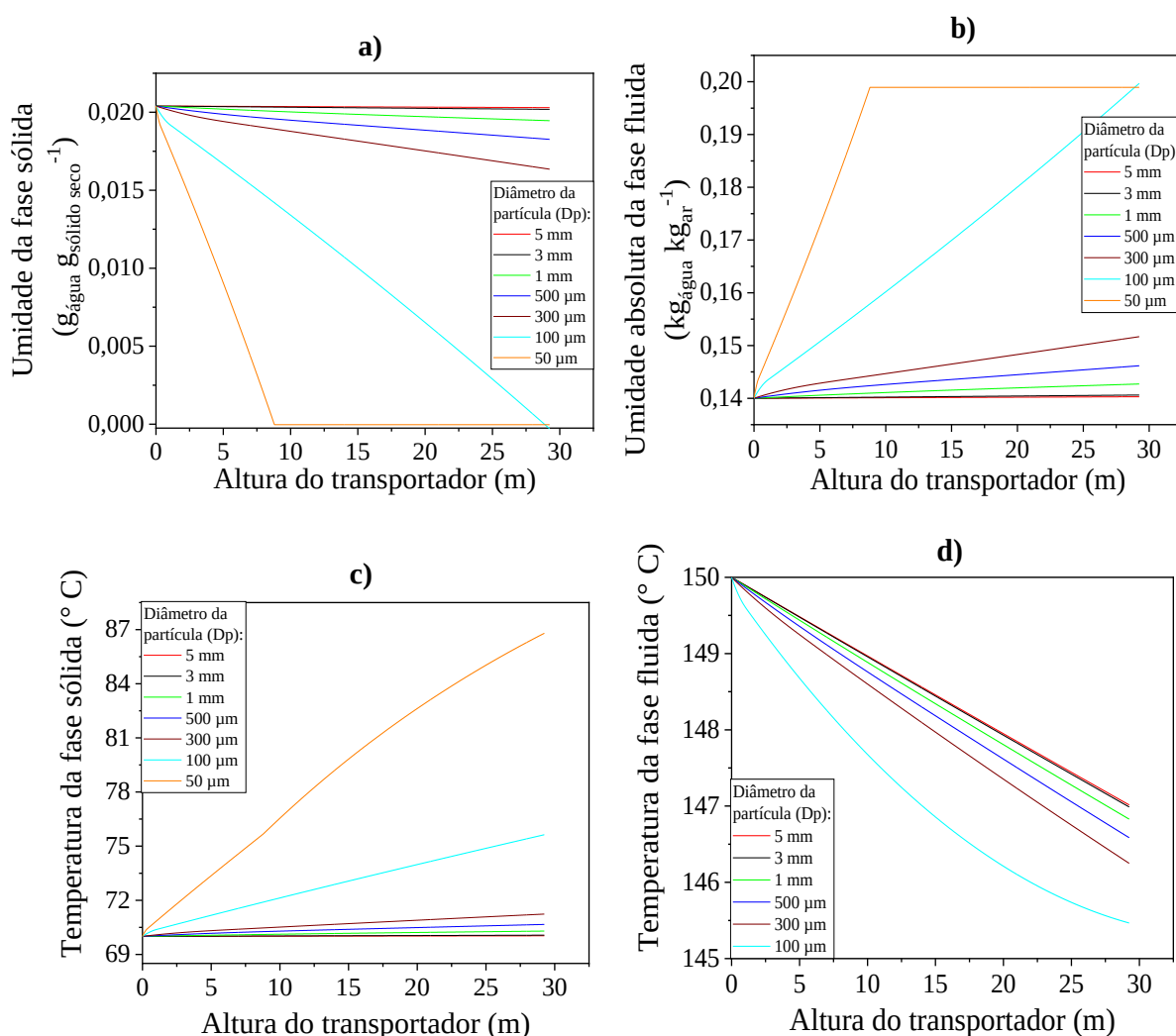
Fonte: Elaborado pelo autor.

O comportamento qualitativo da fluidodinâmica no transporte pneumático obtido para as velocidades das fases, porosidade e pressão em função da altura do transportador pneumático

apresentados na Figura 39 e na Figura 40, estão de acordo com o obtido por Narimatsu et al. (2007). Na Figura 41 são apresentados os valores de temperatura e da umidade das fases em função da altura do transportador pneumático, obtidos para a velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Os resultados da simulação da transferência de massa mostram que a umidade do sólido está reduzindo na Figura 41 – a) e a umidade absoluta da fase fluida está aumentando na Figura 41 – b), comportamento este que é característico da secagem. Para a transferência de calor a simulação indica a diminuição da temperatura da fase fluida, devido a secagem e a transferência de calor para o ar ambiente e ao aumento da temperatura da fase sólida.

Figura 41 - a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. Condições: D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm; Velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$; X_0 de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela 20 e na Tabela 21 são apresentadas as umidades, as reduções de umidade e as temperaturas do minério estimadas pelo modelo de duas fases na posição de saída do transportador pneumático, para as velocidades de alimentação do ar 15 e 30 m·s⁻¹, respectivamente. Comparando os valores de entrada e de saída, observa-se um comportamento característico de secagem do material, com a redução da umidade e o aumento da temperatura da fase sólida. Nestas tabelas os valores de RU de 100 % indicam que ocorreu a secagem total do minério no transportador pneumático.

Tabela 20 – Valores de umidade e de temperatura da fase sólida, estimados pelo modelo de duas fases na saída do transportador pneumático, Velocidade de alimentação do ar de 15 m·s⁻¹.

Dp	X₀ (kg_{água}·kg_{sólido seco}⁻¹)	X_{saída} (kg_{água}·kg_{sólido seco}⁻¹)	RU (%)	T_s - saída (°C)
50 µm	0,0204	0,0000	100,00	94,99
	0,0417	0,0000	100,00	96,67
	0,0638	0,0000	100,00	97,86
	0,0869	0,0000	100,00	98,42
	0,1111	0,0000	100,00	97,99
	0,1364	0,0000	100,00	96,11
100 µm	0,0204	0,0000	100,00	81,56
	0,0417	0,0000	100,00	80,06
	0,0638	0,0227	64,42	78,81
	0,0869	0,0481	44,65	77,89
	0,1111	0,0741	33,30	77,12
	0,1364	0,1009	26,03	76,46
300 µm	0,0204	0,0125	38,73	72,33
	0,0417	0,0340	18,47	72,07
	0,0638	0,0562	11,91	71,86
	0,0869	0,0794	8,63	71,68
	0,1111	0,1036	6,75	71,52
	0,1364	0,1290	5,43	71,39
500 µm	0,0204	0,0164	19,61	71,21
	0,0417	0,0378	9,35	71,08
	0,0638	0,0599	6,11	70,96
	0,0869	0,0830	4,49	70,87
	0,1111	0,1072	3,51	70,79
	0,1364	0,1326	2,79	70,72
1 mm	0,0204	0,0188	7,84	70,50
	0,0417	0,0401	3,84	70,45
	0,0638	0,0622	2,51	70,40
	0,0869	0,0853	1,84	70,36
	0,1111	0,1095	1,44	70,33
	0,1364	0,1348	1,17	70,30

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 21 – Valores de umidade e de temperatura da fase sólida, estimados pelo modelo de duas fases na saída do transportador pneumático. Velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Dp	X₀ (kg_{água}·kg_{sólido seco})	X_{saída} (kg_{água}·kg_{sólido seco}⁻¹)	RU (%)	T_s - saída (°C)
50 μm	0,0204	0,0000	100,00	86,80
	0,0417	0,0000	100,00	86,61
	0,0638	0,0000	100,00	85,07
	0,0869	0,0178	79,52	82,81
	0,1111	0,0477	57,07	81,32
	0,1364	0,0772	43,40	80,15
100 μm	0,0204	0,0000	100,00	75,63
	0,0417	0,0218	47,72	75,00
	0,0638	0,0446	30,09	74,478
	0,0869	0,0682	21,52	74,04
	0,1111	0,0929	16,38	73,66
	0,1364	0,1184	13,20	73,34
300 μm	0,0204	0,0163	20,10	71,23
	0,0417	0,0377	9,59	71,10
	0,0638	0,0598	6,27	70,98
	0,0869	0,0829	4,60	70,89
	0,1111	0,1072	3,51	70,80
	0,1364	0,1324	2,93	70,73
500 μm	0,0204	0,0183	10,29	70,66
	0,0417	0,0396	5,04	70,59
	0,0638	0,0617	3,29	70,53
	0,0869	0,0848	2,42	70,47
	0,1111	0,1090	1,89	70,43
	0,1364	0,1342	1,61	70,39
1 mm	0,0204	0,0195	4,41	70,29
	0,0417	0,0408	2,16	70,26
	0,0638	0,0629	1,41	70,23
	0,0869	0,0860	1,04	70,21
	0,1111	0,1102	0,81	70,19
	0,1364	0,1354	0,73	70,18
3 mm	0,0204	0,0202	0,98	70,07
	0,0417	0,0415	0,48	70,06
	0,0638	0,0636	0,31	70,05
	0,0869	0,0867	0,23	70,05
	0,1111	0,1109	0,18	70,04
	0,1364	0,1361	0,22	70,04
5 mm	0,0204	0,0203	0,49	70,03
	0,0417	0,0416	0,24	70,03
	0,0638	0,0637	0,16	70,02
	0,0869	0,0868	0,12	70,023
	0,1111	0,1110	0,09	70,02
	0,1364	0,1362	0,15	70,02

Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados da Tabela 20 e Tabela 21, mostram que as partículas com diâmetros de 100 μm com umidades de alimentação de 0,02 e 0,04 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, saem do transportador pneumático totalmente secas para a velocidade do ar de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, com valores de RU de 100 %. Para a velocidade do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, as partículas de 100 μm apresentaram a redução de umidade de 100 % para a umidade de alimentação de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Os resultados das simulações indicam que as partículas com diâmetro superior a 50 μm tendem a apresentar umidade residual na saída do transportador com valores de RU inferiores a 100 %, viabilizando a secagem do minério de ferro na bateria de ciclones posicionada após a seção de transporte pneumático ilustrada no fluxograma da Figura 37. Além disso, o ar não se encontra no estado de saturação na saída do transportador, o que viabiliza a sua utilização na secagem em ciclone.

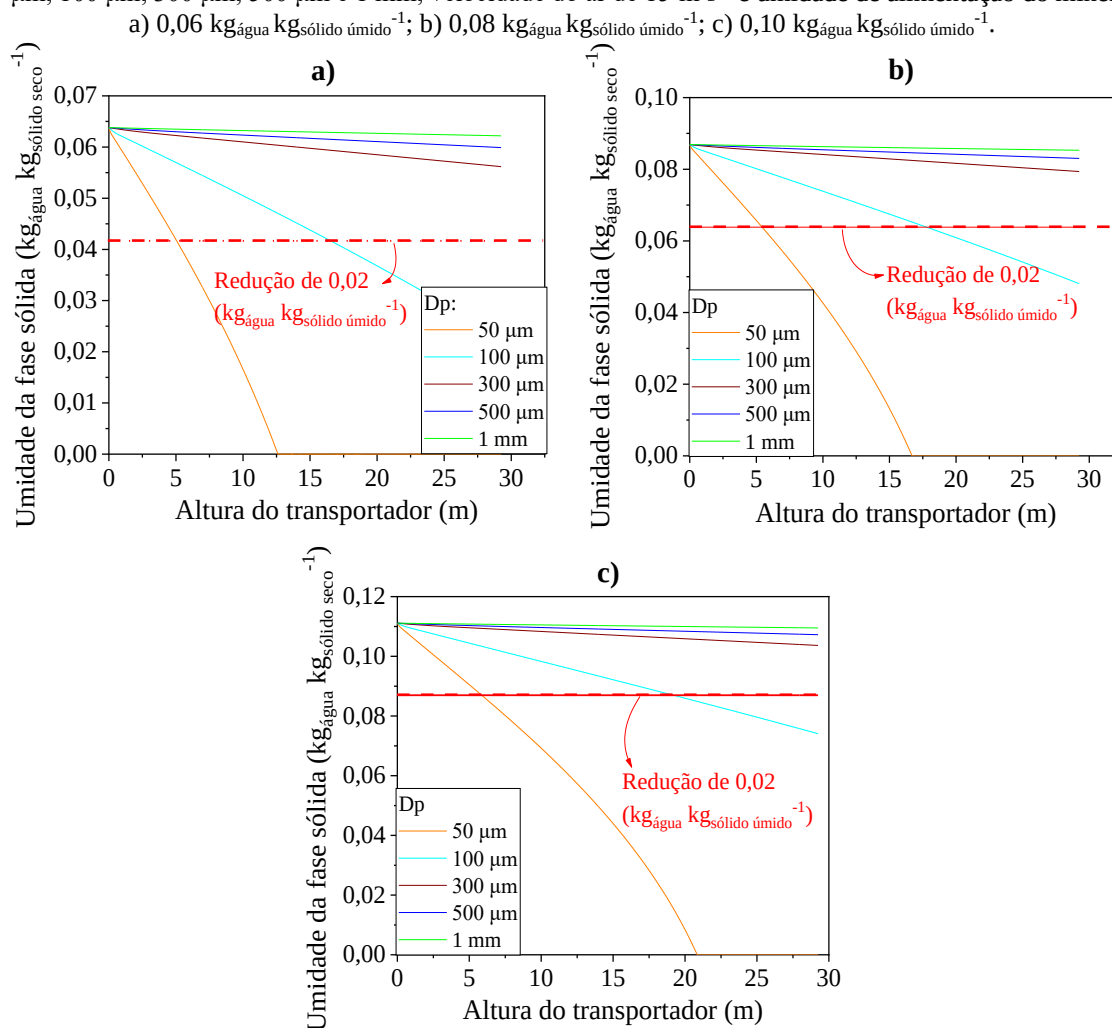
Avaliando a redução de umidade, o aumento do diâmetro das partículas desfavoreceu a secagem do minério de ferro, como esperado. Para a velocidade do ar de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ os resultados apresentados na Tabela 20 indicam que para as partículas com D_p de 1 mm, a redução de umidade obtida na secagem no transportador pneumático foi de 1,17 % a 7,84 %. Para a velocidade do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, as partículas com D_p superiores a 1 mm apresentaram valores de RU de 0,12 % a 4,41 %.

Na Figura 42 são apresentadas a umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático para os diferentes diâmetros dos sólidos, umidades de alimentação do minério de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e velocidade de alimentação do ar de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Considerando a necessidade da redução moderada da umidade do minério de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ em relação a umidade dos sólidos alimentada no chute secador simulado por Souza (2023), apenas as partículas com diâmetro inferior a 100 μm , deixariam a seção de 29,25 m de transporte pneumático atingindo a meta de redução moderada de umidade.

O diâmetro de partícula do minério correspondente a velocidade terminal de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, apresentado na Tabela 19, foi de 1,99 mm. Desta forma, os resultados da Figura 42 indicam que as partículas com diâmetros entre 100 μm e 1,99 mm, tendem a sair da seção de transporte pneumático sem atingir a meta de redução de umidade de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Figura 42 - Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para partículas com D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm e 1 mm, velocidade do ar de $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério:

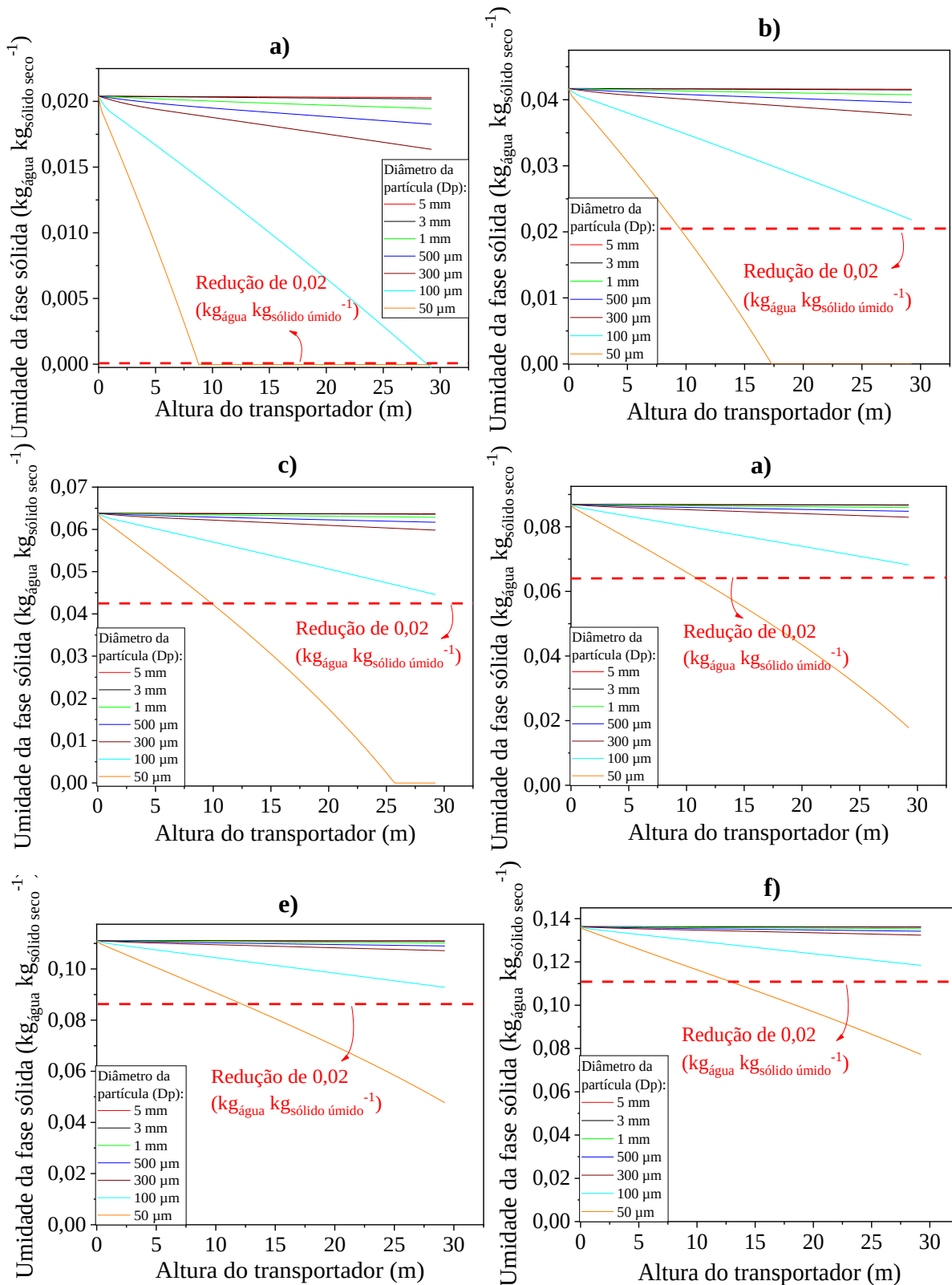


Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 43 são apresentados os valores de umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático obtidos para a velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, umidade de alimentação do minério de 0,02, 0,04, 0,06, 0,08, 0,10 e 0,12 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e diâmetros das partículas de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm. Avaliando as umidades do minério obtidas a partir da simulação, observa-se pela Figura 43 – a), Figura 43 – b) e Figura 43 – c), que somente partículas de minério de 50 μm alimentadas com umidades de 2, 4 e 6 % em base úmida, saem do transportador totalmente secas.

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Figura 43 - Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para D_p de 50 μm , 100 μm , 300 μm , 500 μm , 1 mm, 3 mm e 5 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, Umidade de alimentação do minério: a) 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; b) 0,04 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; c) 0,06 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; d) 0,08 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; e) 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; f) 0,12 $\text{kg}_{\text{água}} \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a velocidade de alimentação do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, verifica-se na Figura 43 que as partículas com D_p de $50 \text{ }\mu\text{m}$ atingiram a meta de redução de umidade moderada de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, para todas as umidades de alimentação avaliadas nas simulações. Partículas com D_p de $100 \text{ }\mu\text{m}$ atingiram a meta de redução de umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ para a umidade de alimentação de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, para as demais umidades avaliadas verificou-se que a umidade de saída fornecida pelas simulações se aproximou da umidade estabelecida para a redução moderada, conforme indicado pela linha vermelha apresentada na Figura 43 – a), Figura 43 – b), Figura 43 – c), Figura 43 – d), Figura 43 – e) e na Figura 43 – f).

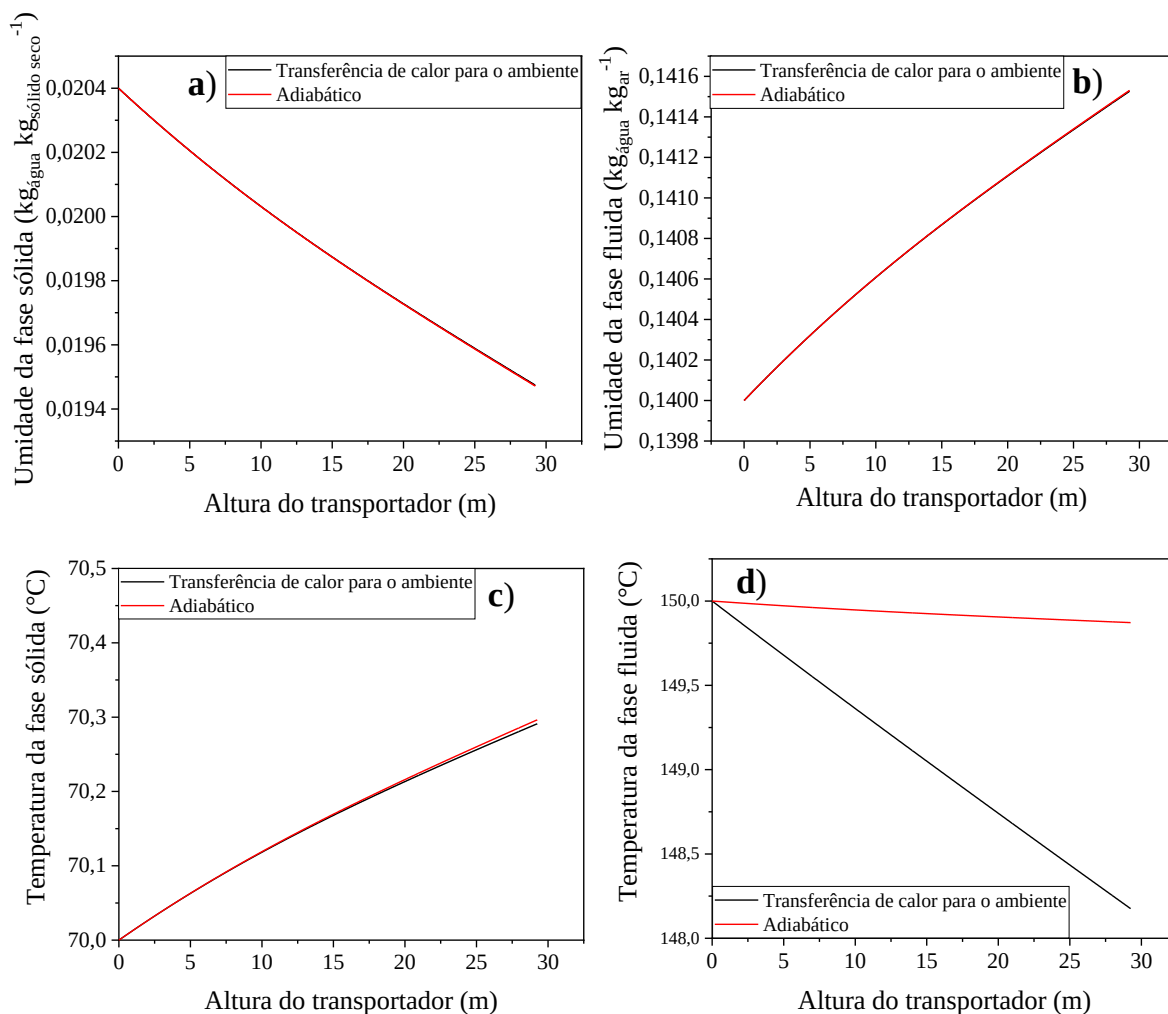
Na Figura 44, são apresentadas as temperaturas e umidades das fases sólida e fluida durante a secagem com transferência de calor para o ambiente e em processo adiabático, na secagem do minério de ferro com uma umidade inicial de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, diâmetro de partícula de 1 mm e velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Os resultados indicam que a transferência de calor para o ambiente teve influência significativa apenas na temperatura da fase fluida. Por outro lado, a transferência de calor não afetou a temperatura da fase sólida e as umidades do minério e do ar de secagem, nas condições simuladas.

Para avaliar a influência das correlações da literatura apresentadas na Tabela 16 no cálculo do número de Nusselt e na estimativa do coeficiente de transferência de calor (h) e de massa entre as fases (k_y), são apresentados na Figura 45 os valores de h e de k_y em função da altura do transportador pneumático, para a secagem do minério de ferro com umidade de alimentação de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, diâmetro das partículas de 1 mm e velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Na Figura 46 são apresentados os valores de umidade e de temperatura das fases.

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Figura 44 - a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático.

Secagem com transferência de calor para o ambiente e sistema adiabático. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

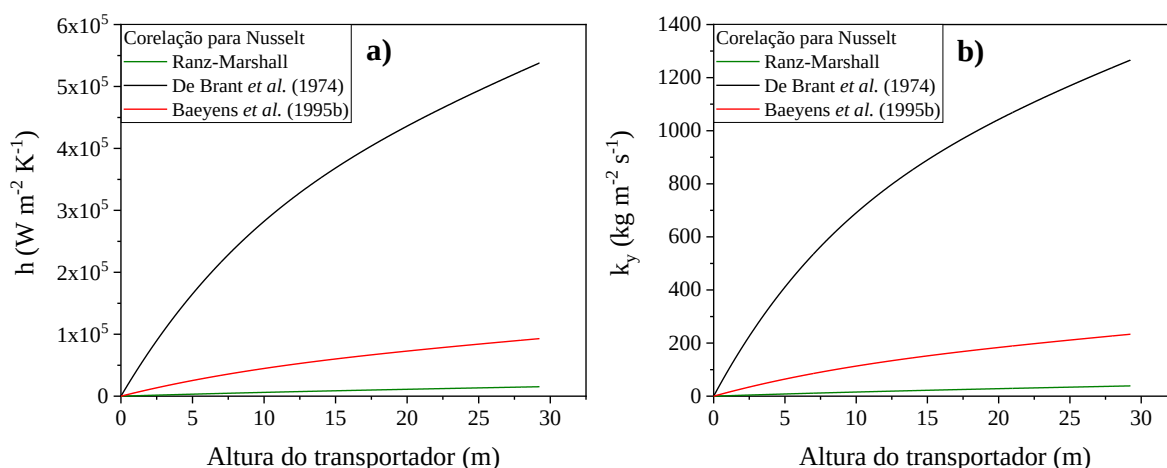


Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 45, pode-se observar que a correlação de Ranz-Marshall para partículas esféricas, empregada nos resultados de simulação apresentados até o momento, apresentou os menores valores do coeficiente de transferência de calor e de massa, ou seja, esta correlação forneceu as estimativas mais conservadoras para a secagem do minério de ferro nas condições simuladas. A correlação de De Brant et al. (1974) apresentou os maiores valores do coeficiente de transferência de calor e de massa, seguida pelas estimativas fornecidas pela correlação de Baeyens et al. (1995b).

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Figura 45 – a) Coeficiente de transferência de calor entre fases predito por correlações da literatura para o número de Nusselt, em função da altura do transportador pneumático. b) Coeficiente de transferência de massa entre as fases sólida e fluida predito por correlações da literatura para o número de Nusselt, em função da altura do transportador pneumático. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

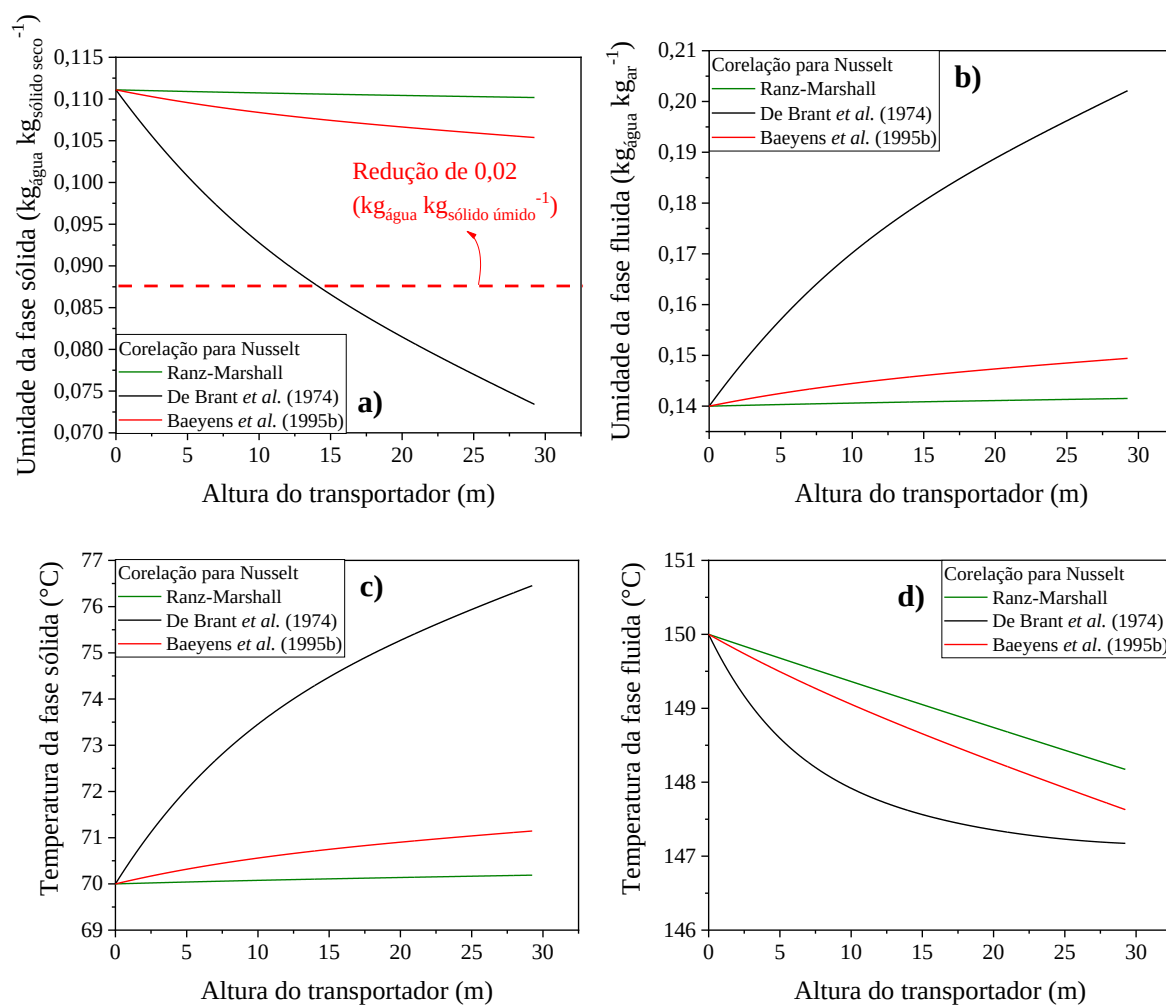


Fonte: Elaborado pelo autor.

Conforme o esperado, os coeficientes de transferência de calor e de massa influenciaram as temperaturas e as umidades das fases apresentadas na Figura 46. Para a correlação de De Brant *et al.* (1974) foi obtida a menor umidade na saída do transportador pneumático, com valor de RU de 33,9 %, atingindo a meta de redução de umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para as correlações de Baeyens *et al.* (1995b) e Ranz-Marshall a meta de redução de umidade não foi atingida, obtendo-se valores de RU de 5,1 % e 0,8 %, respectivamente. Além disso, a correlação de Brant *et al.* (1974) forneceu as maiores temperaturas da fase sólida, a menor temperatura do ar e a maior umidade do ar na seção de saída do transportador pneumático. Estes resultados mostram a necessidade de uma análise criteriosa em trabalhos futuros, para a escolha adequada das correlações que estimem os coeficientes de transferência de calor e de massa entre as fases.

Capítulo 5 - Modelagem Matemática e Simulação Numérica da Secagem de Minério de Ferro em Transportador Pneumático

Figura 46 – a) Umidade da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. b) Umidade absoluta da fase fluida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. c) Temperatura da fase sólida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. d) Temperatura da fase fluida em função da altura do transportador pneumático, para diferentes correlações do número de Nusselt. Secagem para D_p de 1 mm, velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Destaca-se que as simulações apresentadas nesta seção são estimativas teóricas da secagem do minério de ferro, sendo utilizadas correlações da literatura que podem subestimar ou sobrestimar os coeficientes de transferência de calor e de massa. Também, foi desconsiderado na modelagem matemática do problema a distribuição granulométrica dos sólidos alimentados, a presença do atrito partícula-partícula, do escoamento em fase densa, a quebra dos aglomerados de minério e a presença de regiões inclinadas e horizontais do transportador pneumático. O modelo matemático apresenta lacunas que precisam ser

averiguadas em trabalhos futuros. A validação do modelo também necessita de dados experimentais que precisam ser obtidos em testes na planta industrial.

5.4 Conclusões do capítulo

Para as partículas de minério arrastadas pelo ar de secagem do chute secador, as simulações numéricas da secagem no transportador pneumático indicaram que os aglomerados com diâmetros superiores a 50 μm deixam a seção de transporte pneumático e entram na bateria de ciclones com umidade residual. As simulações teóricas mostraram que para a velocidade do ar de $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, partículas com diâmetro inferior a 100 μm reduzem a sua umidade em $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ ao saírem da seção de 29,25 m de transporte pneumático. Para a velocidade do ar de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, a meta de redução de umidade moderada de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ foi atingida para as partículas com diâmetros inferiores a 50 μm . Entretanto, o modelo matemático de duas fases precisa ser melhorado em trabalhos futuros para contemplar os coeficientes de transferência de calor e de massa condizentes com as condições do processo. Apesar das limitações do modelo e ausência de verificação experimental, as simulações indicaram que a secagem no transportador pneumático pode ter importante papel na redução de umidade para atingir a meta de redução de umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

CAPÍTULO 6

Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone

Este capítulo apresenta o desenvolvimento de um alimentador de minério de ferro *pellet feed* úmido, visando alimentar esse material na secagem em um ciclone de bancada. Para isso, foram estimadas as propriedades de dinâmica de partícula para os aglomerados úmidos de minério. A metodologia de desenvolvimento do alimentador de sólidos consistiu na prototipagem de um alimentador, aqui denominado como do tipo “haste”. O desempenho do alimentador foi avaliado com base na porcentagem de minério de ferro transportado pelo ar em relação a massa alimentada no sistema. Com este alimentador foram conduzidos experimentos preliminares de secagem em ciclone que avaliaram a redução da umidade do minério coletado no *underflow* do equipamento. Por fim, é apresentado o alimentador do tipo haste automatizado construído especificamente para a alimentação do minério de ferro úmido em uma corrente de ar.

6.1 Materiais e Métodos

6.1.1 Material, umidade e umidificação

Neste capítulo foi utilizado o minério de ferro *pellet feed* do lote A, proveniente da fração de finos do minério de ferro “Global de Embarque” fornecido pelo Instituto Tecnológico Vale. Este minério foi caracterizado no Capítulo 3 deste trabalho, as metodologias de preparo das amostras, determinação da umidade e umidificação foram descritas nos itens 3.1.1, 3.1.2 e 3.1.3 do Capítulo 3. Para o desenvolvimento do alimentador de sólidos foi empregado o minério com umidades que representaram as piores condições de alimentação, as umidades de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, que conforme discutido no item 3.2.7.1 apresentaram classificação de escoabilidade de razoável a péssima.

6.1.2 Dinâmica da partícula no transporte pneumático

O funcionamento do alimentador de sólidos do tipo haste, cuja metodologia de desenvolvimento é apresentada na seção 6.1.3, depende do transporte pneumático dos sólidos, uma vez que o material úmido é injetado em uma corrente de ar. Assim sendo, as condições críticas de transporte pneumático podem ser um fator limitante para a alimentação dos sólidos. Para se obter uma estimativa das condições críticas de transporte pneumático horizontal, foram determinadas as velocidades de *saltation* utilizando as correlações da literatura apresentadas no Quadro 2 da seção de Revisão Bibliográfica e as propriedades físicas dos aglomerados obtidas conforme descrito no Capítulo 3. As estimativas foram obtidas para o minério de ferro nas umidades de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Para a estimativas das correlações do Quadro 2, a velocidade terminal da partícula não esférica isolada (v_T) foi determinada pela correlação de Coelho e Massarani (1996) apresentada pela Equação 6.1. Nesta equação, $C_D Re^2$, K_1 e K_2 são parâmetros estimados pelas Equações 6.2, 6.3 e 6.4, respectivamente.

$$Re = \left[\left(\frac{K_1 c_D Re^2}{24} \right)^{-1,2} + \left(\frac{c_D Re^2}{K_2} \right)^{-0,6} \right]^{\frac{-1}{1,2}} \quad (6.1)$$

$$c_D Re^2 = \frac{4 \rho_f (\rho_p - \rho_f) g D_p^3}{3 \mu^2} \quad (6.2)$$

$$K_1 = 0,843 \log_{10}(\varphi/0,65) \quad (6.3)$$

$$K_2 = 5,31 - 4,88 \varphi \quad (6.4)$$

É importante destacar que as estimativas obtidas nesta seção são extrapolações das correlações da literatura, que não consideram o efeito das interações entre partículas, das forças de coesão e da quebra dos aglomerados que podem estar presentes no transporte dos aglomerados úmidos de minério de ferro.

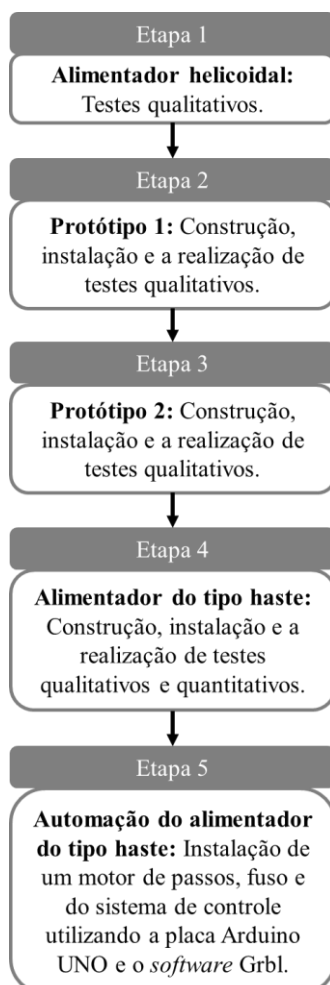
6.1.3 Desenvolvimento do alimentador de sólidos

O alimentador de minério úmido foi desenvolvido com base em resultados qualitativos e quantitativos de testes experimentais realizados em um alimentador helicoidal e na

prototipagem de um alimentador, denominado neste texto de “alimentador do tipo haste”. As etapas do desenvolvimento do alimentador de sólidos são sintetizadas no fluxograma da Figura 47. Essas etapas foram necessárias pois as características do minério úmido, como a aglomeração, compactação e a difícil escoabilidade, proporcionaram dificuldades no seu projeto. Em cada etapa de desenvolvimento, foram testadas e implementadas melhorias no alimentador. Os protótipos 1 e 2 foram construídos em PVC (policloreto de vinila) e tarugos de nylon para reduzir os custos dos testes experimentais.

Na etapa 1, os testes qualitativos foram realizados no alimentador helicoidal com diâmetro de hélice de 25 mm, passo da hélice de 15 mm, diâmetro do eixo de 10 mm e comprimento de 250 mm. Este alimentador foi desenvolvido por Rocha (2019) para a alimentação de borra de café em leito vibrofluidizado. Os testes qualitativos foram realizados com a presença dos sólidos e sem o acoplamento do alimentador na tubulação de ar.

Figura 47 - Fluxograma das etapas de desenvolvimento do alimentador de sólidos do tipo haste.

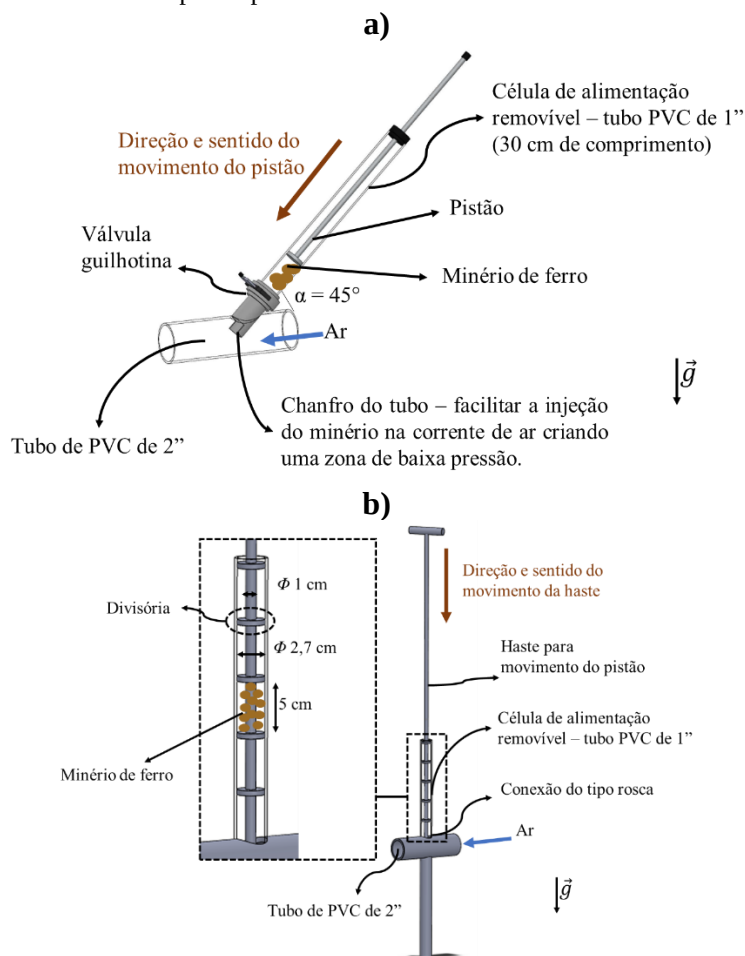


Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados obtidos na etapa 1 foram considerados no projeto do alimentador protótipo 1, da etapa 2 (Figura 48 – a). Este equipamento possibilita a alimentação de uma batelada de sólidos, através do acoplamento de uma célula removível. O alimentador possui mecanismo análogo ao de uma seringa ou um pistão hidráulico, com a alimentação de sólidos tangencial à entrada de ar na tubulação, com um ângulo de 45° em relação ao plano horizontal.

A Figura 48 – b) apresenta uma ilustração do alimentador protótipo 2 pertencente a terceira etapa de desenvolvimento. Este alimentador possui uma célula de alimentação removível, com 5 compartimentos de 5 cm altura, onde o minério foi empacotado. A haste do pistão se desloca no sentido descendente, de forma a possibilitar em cada compartimento, o contato entre a fase sólida e fluida. A alimentação dos sólidos foi realizada pelo transporte pneumático da fase sólida. O ângulo de 90° entre a célula e a tubulação de ar foi utilizado, para obter um maior valor escalar da componente vertical da força gravitacional no movimento dos sólidos e facilitar o projeto mecânico do alimentador.

Figura 48 - a) Ilustração esquemática do alimentador protótipo 1. b) Ilustração esquemática do alimentador protótipo 2. Desenhos fora de escala.

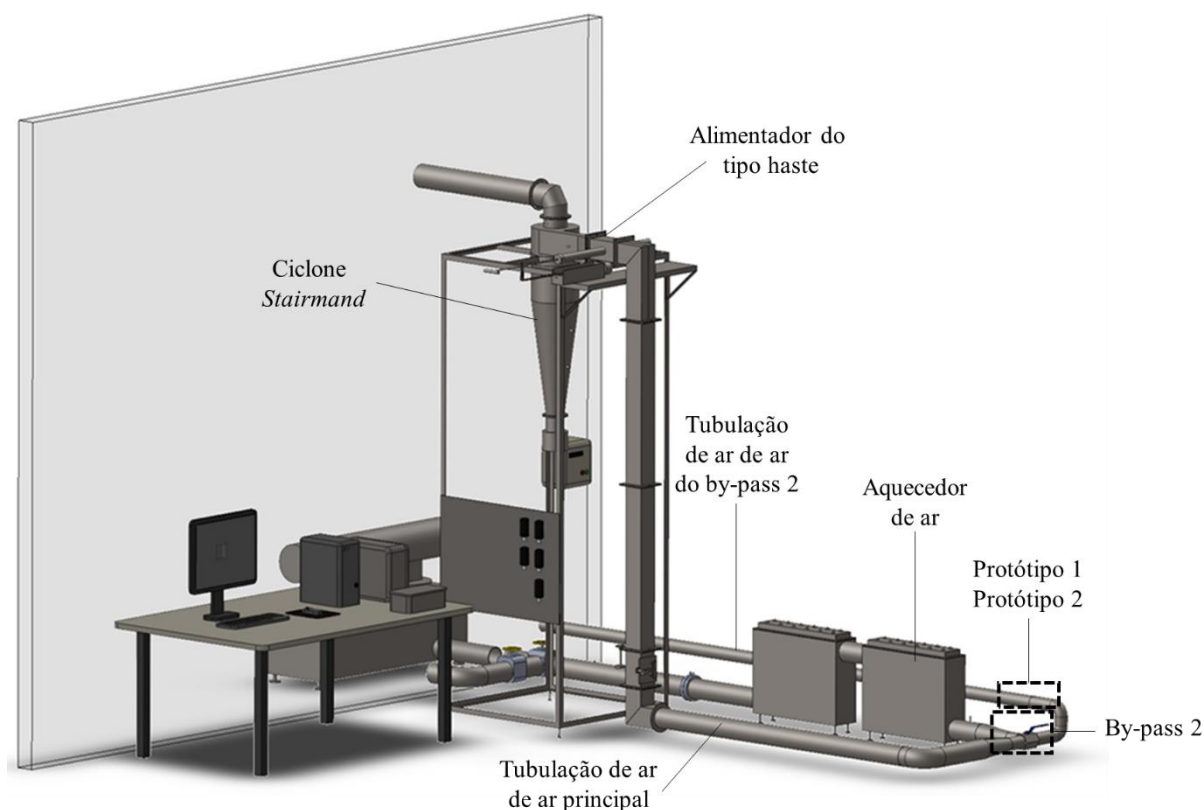


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para os testes realizados utilizando os protótipos 1 e 2 e do alimentador do tipo haste, foi utilizada a unidade experimental de secagem de minério de ferro construída por Souza (2023) que é ilustrada na Figura 49. Nesta unidade, o ar foi fornecido por um soprador de ar Repicky de 21 HP, a vazão de ar foi ajustada por válvulas de 4" de um *by-pass* e medida por uma placa de orifício. O equipamento possui um sistema de aquecimento de ar com 12 resistências de 1000 W cada. A instrumentação permite a aquisição dos dados de pressão e de temperatura do ar. O módulo experimental de secagem em ciclone ilustrado na Figura 49 é detalhado no item 7.1.2.1 do Capítulo 7.

Pela facilidade de instalação e por se tratar de testes qualitativos, os protótipos 1 e 2 foram instalados na tubulação do desvio *by-pass* 2 da unidade de secagem conforme ilustrado na Figura 49. Estes testes foram conduzidos com ar em temperatura ambiente, possibilitando a construção dos protótipos utilizando tubos de PVC e tarugos de nylon.

Figura 49 - Ilustração esquemática do secador de minério de ferro. Desenho fora de escala.

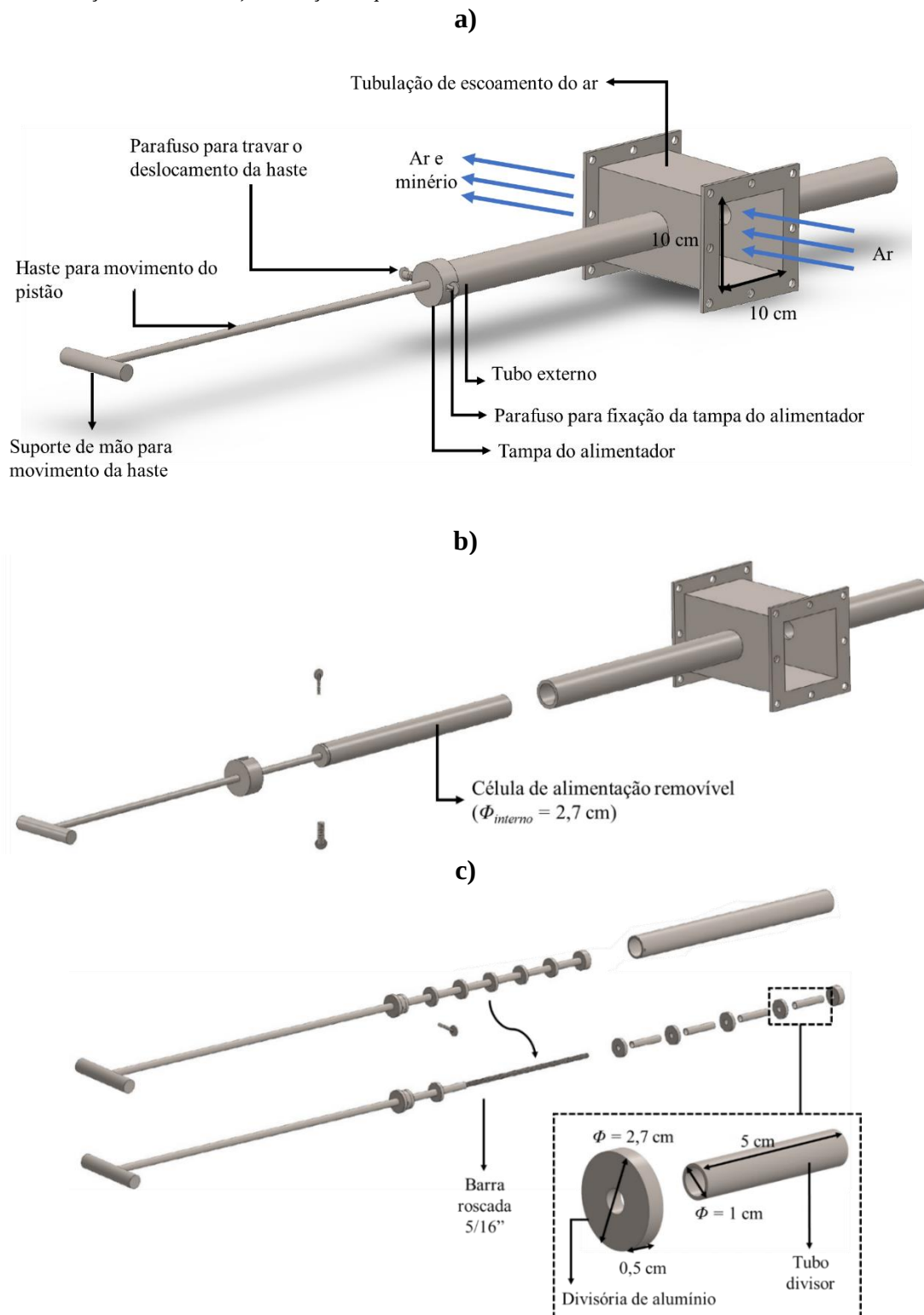


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a etapa 4, o alimentador do tipo haste foi instalado na entrada do ciclone da unidade experimental de secagem conforme indicado na Figura 49. Este alimentador possui as

adaptações implementadas após a obtenção das informações fornecidas pelos testes dos protótipos 1 e 2. Na Figura 50 é apresentada uma ilustração esquemática deste alimentador.

Figura 50 - a) Ilustração esquemática do alimentador de sólidos do tipo haste. b) Vista explodida da célula de alimentação removível. c) Ilustração esquemática da haste do alimentador. Desenhos fora de escala.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O alimentador do tipo haste apresentado na Figura 50 possui 6 compartimentos de 5 cm de altura para o empacotamento do minério, além de divisórias de alumínio de 0,5 cm de espessura entre cada compartimento. A estrutura do equipamento foi construída em aço e alumínio para suportar as elevadas temperaturas de secagem. A operação do alimentador do tipo haste foi similar à do protótipo 2, com o movimento manual da haste, deslocada perpendicularmente ao escoamento do ar na tubulação. Para o carregamento dos sólidos, após a extrusão do minério úmido em uma peneira de 6 mm de abertura, o material foi adicionado nos compartimentos da célula removível que foi desmontada conforme ilustra a Figura 50 – c).

6.1.4 Avaliação do desempenho do alimentador do tipo haste e da secagem em ciclone

O desempenho do alimentador de sólidos do tipo haste da Figura 50 foi avaliado utilizando como parâmetros a porcentagem de arraste da massa seca alimentada, determinada pela Equação 6.5, e a eficiência de coleta da massa seca no *underflow* do ciclone determinada pela Equação 6.6.

$$arraste = \frac{m_0 - m_{compartimentos}}{m_0} \times 100 \quad (6.5)$$

$$\eta = \frac{m_{underflow}}{m_0} \times 100 \quad (6.6)$$

onde m_0 é a massa seca de minério de ferro adicionada na célula removível do alimentador, $m_{compartimentos}$ é a massa seca de minério que ficou retida na célula removível após a alimentação do material no ciclone e $m_{underflow}$ é a massa seca coletada no *underflow* do ciclone.

Os experimentos foram realizados utilizando as velocidades superficiais do ar apresentadas na Tabela 22. Para a alimentação, $220,19 \pm 0,36$ g de minério de ferro com umidades de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ foram extrudadas em uma peneira de 6 mm de abertura e empacotadas em 5 compartimentos do alimentador do tipo haste. Foram utilizadas duas velocidades de movimento axial da haste do alimentador: 1 cm a cada 10 segundos e de 5 cm a cada 10 segundos, correspondentes às vazões mássicas de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$ e $4,403 \pm 0,007 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$, respectivamente. O deslocamento axial da haste do alimentador foi realizado manualmente. Também, foram avaliadas duas configurações do

alimentador no desempenho do processo, as configurações 1 e 2 ilustradas na Figura 51. As condições experimentais foram realizadas em triplicata, totalizando 108 experimentos.

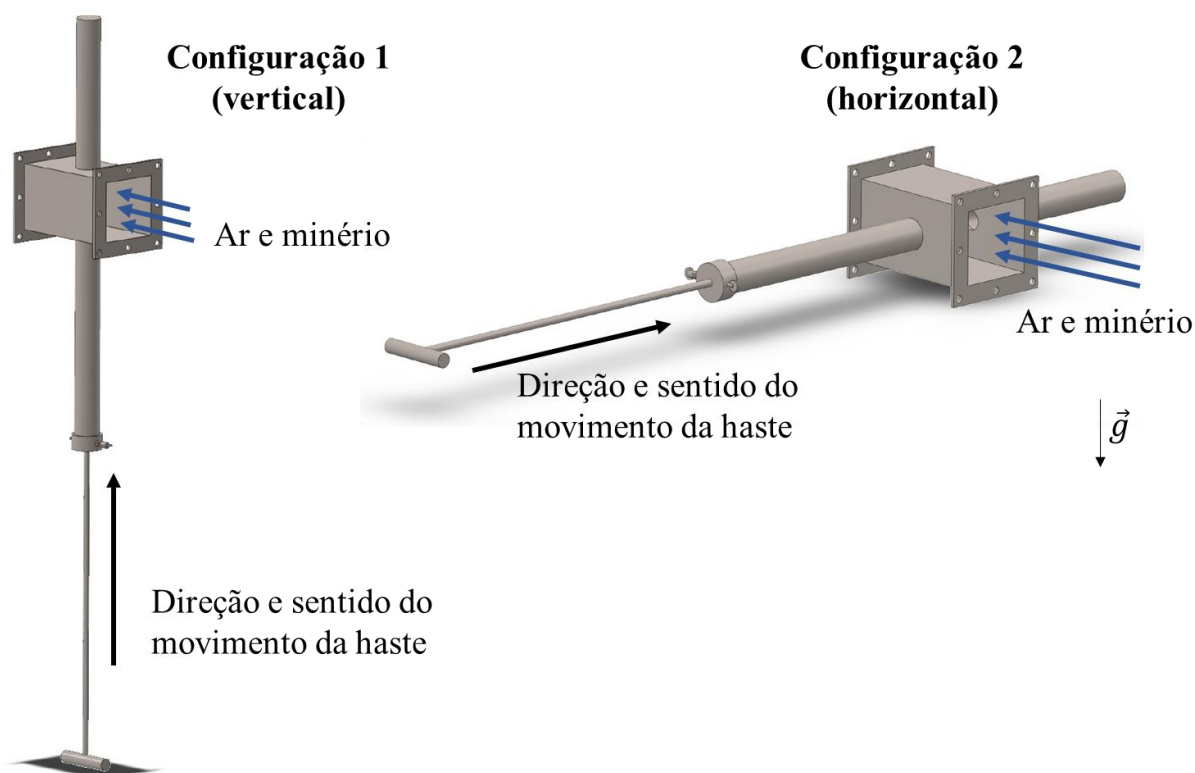
Tabela 22 – Velocidade superficial do ar utilizada nos experimentos do Capítulo 6.

Velocidade do ar em relação a área 1*	Velocidade do ar em relação a área 2**
(m·s⁻¹)	(m·s⁻¹)
6,02 ± 0,04	10,06 ± 0,04
8,91 ± 0,06	14,85 ± 0,10
12,16 ± 0,05	20,26 ± 0,09

*Área 1: Área da seção transversal do alimentador (0,1 m × 0,1 m). **Área 2: Área da seção transversal da entrada do ciclone (0,12 m × 0,05 m). Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 51, é importante destacar que o transporte pneumático dos aglomerados de minério de ferro foi horizontal, com o escoamento das partículas e do ar perpendicular à atuação da força gravitacional e paralelo ao plano da superfície terrestre.

Figura 51 - Ilustração esquemática das configurações testadas para a alimentação de sólidos. Desenho fora de escala.



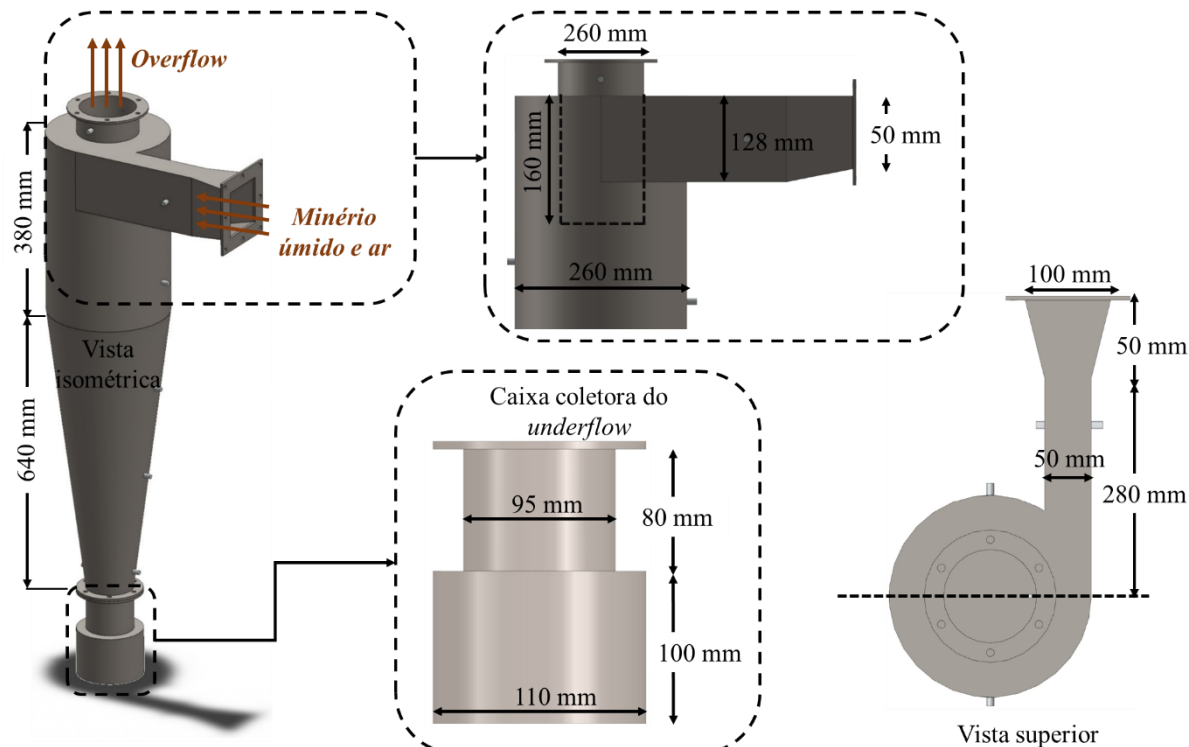
Fonte: Elaborado pelo autor.

Para avaliar a secagem do minério em ciclone na fase de projeto do alimentador de minério úmido, foram determinadas as umidades das massas coletadas no *underflow* do ciclone e a redução de umidade (RU) utilizando a Equação 6.7. Esta equação foi empregada por Oliveira et al. (2011) na secagem de bagaço de cana de açúcar em ciclone. A temperatura utilizada para a alimentação do ar no ciclone foi de $37,86 \pm 4,22$ °C.

$$RU = \frac{X_0 - X_{underflow}}{X_0} \quad (6.7)$$

Na Equação 5.7, X_0 é a umidade do minério alimentado no ciclone e $X_{underflow}$ é a umidade do minério coletado no *underflow*, ambas em base seca. Na Figura 52 são apresentadas as dimensões do ciclone *Stairmand* utilizado nos experimentos de secagem em bancada. Este ciclone foi instalado na unidade de secagem de bancada ilustrada na Figura 49.

Figura 52 - Dimensões geométricas do ciclone *Stairmand* utilizado nos experimentos de secagem de minério de ferro em bancada, desenhos fora de escala.



Fonte: Elaborado pelo autor.

6.2 Resultados e Discussões

Nesta seção, são apresentadas no item 6.2.1 as estimativas fornecidas pelas correlações da literatura para as velocidades críticas de transporte pneumático horizontal dos sólidos que podem influenciar no desempenho do alimentador do tipo haste. No item 6.2.2 são apresentadas as etapas de desenvolvimento do alimentador do tipo haste. Empregando a operação manual do movimento da haste do alimentador de sólidos do tipo haste, é apresentada no item 6.2.3 a análise do desempenho quantitativo do alimentador e no item 6.2.4 os resultados obtidos nos experimentos preliminares de secagem do minério de ferro no ciclone. Com estes resultados, foi possível apresentar no item 6.2.5 a automação do alimentador de minério de ferro úmido.

6.2.1 Estimativa da dinâmica da partícula no transporte pneumático

Na Tabela 23 e Tabela 24, são apresentadas a velocidade terminal e de *saltation* estimadas para o minério de ferro com umidades de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões mássicas de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$ e $4,403 \pm 0,007 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$, respectivamente. Ressalta-se a importância da estimativa destes parâmetros fluidodinâmicos pois o desempenho do alimentador do tipo haste depende do transporte pneumático horizontal das partículas sólidas após a injeção na corrente de ar do secador. Para as estimativas da Tabela 23 e da Tabela 24 foram utilizados os valores médios dos diâmetros dos aglomerados úmidos.

Tabela 23 - Velocidade terminal e de *saltation* estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$ e para o diâmetro médio do aglomerado úmido.

Correlação	Velocidade	Umidade	Umidade	Umidade
		de 0,06 (b.u.)	de 0,08 (b.u.)	de 0,10 (b.u.)
Velocidade terminal	$v_T (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	1,42	3,56	10,08
Rizk (1973)	$v_s (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	2,06	2,84	8,17
Matsumoto et al. (1977)	$v_s (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	3,62	2,61	1,52
(WEBER, 1981)	$v_s (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	2,45	3,50	4,07
Schade (1987)	$v_s (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	8,98	9,39	9,25
(GELDART; LING, 1992)	$v_s (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	2,28	2,28	2,28

*Umidade em base úmida - b.u. [$\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$]. Fonte: Elaborado pelo autor.

As estimativas da correlação de Coelho e Massarani (1996) indicam o aumento da velocidade terminal da partícula não esférica isolada com o aumento da umidade do minério, obtendo-se valores de 1,42 a 10,08 m·s⁻¹. Este aumento era esperado, uma vez que ocorreram alterações nas propriedades físicas dos aglomerados úmidos, como o aumento do diâmetro médio. Além disso, as estimativas apresentadas na Tabela 23 e na Tabela 24 mostram o aumento da velocidade de *saltation* com o aumento da umidade para as correlações de Rizk (1973) e Weber (1981). No trabalho de Gomes e Mesquita (2014), foram obtidas estimativas de v_s para o transporte pneumático horizontal de partículas de areia com diâmetros de 200 a 4000 µm. As estimativas obtidas por Gomes e Mesquita (2014) mostraram o aumento de v_s com o aumento do diâmetro de partícula avaliando as correlações de Rizk (1973) e Weber (1981) e a diminuição de v_s para as estimativas fornecidas pela correlação de Schade (1987). Neste trabalho, as estimativas de v_s fornecidas pela correlação de Schade (1987) aumentaram até a umidade de 0,08 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e diminuíram para a umidade de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Neste trabalho, assim como no de Gomes e Mesquita (2014), não foi verificada a influência dos diâmetros dos aglomerados nos valores de v_s preditos pela correlação de Geldart e Ling (1992). Para a correlação de Matsumoto et al. (1977) os valores apresentados na Tabela 23 e na Tabela 24 mostram a diminuição de v_s com o aumento do diâmetro, resultado que não é condizente com os obtidos por Gomes e Mesquita (2014) e com o esperado para o comportamento físico real.

Tabela 24 - Velocidade de *saltation* estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de 4,403 ± 0,007 g·s⁻¹ e para o diâmetro médio do aglomerado úmido.

Referência	Umidade de 0,06 (b.u.)	Umidade de 0,08 (b.u.)	Umidade de 0,10 (b.u.)
Rizk (1973)	3,25	4,20	9,79
Matsumoto et al. (1977)	5,11	3,68	2,14
(WEBER, 1981)	3,46	4,94	5,75
Schade (1987)	10,66	11,14	10,98
(GELDART; LING, 1992)	4,09	4,09	4,09

* Umidade em base úmida - b.u. [kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹]. Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o aumento da vazão mássica de sólidos, a comparação entre os valores apresentados na Tabela 23 e na Tabela 24 mostram o aumento da velocidade de *saltation* predita pelas correlações de Rizk (1973), Matsumoto et al. (1977), Schade (1987), Weber (1981) e

Geldart e Ling (1992). No trabalho de Gomes e Mesquita (2014) para uma faixa de vazão mássica de sólidos de 50 a 1000 $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$, apenas as predições de v_s fornecidas pela correlação de Geldart e Ling (1992) não apresentaram influência da vazão mássica de sólidos.

Para a vazão mássica de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$, os valores de velocidade de *saltation* preditos pelas correlações variaram de 3,25 a 10,66 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ para a umidade de 0,06 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, de 3,68 a 11,14 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ para a umidade de 0,08 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e de 2,14 a 10,98 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ para a umidade de 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Comparando o menor e o maior valor de v_s preditos pelas correlações obteve-se uma diferença de 9 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, indicando a dificuldade da utilização destas correlações para a estimativa das condições críticas de uso do alimentador de sólidos do tipo haste.

No item 3.2.5 do Capítulo 3 foi verificada a existência de uma distribuição de tamanhos dos aglomerados para cada umidade do minério de ferro avaliada. Para a estimativa das condições extremas da velocidade de *saltation*, são apresentadas na Tabela 25 os valores preditos pelas correlações para o menor e o maior diâmetro dos aglomerados e para a vazão mássica de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.

Tabela 25 - Velocidade terminal e de *saltation* estimadas por correlações da literatura para a vazão de alimentação de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ e diâmetros mínimos e máximos dos aglomerados úmidos.

Correlação	Umidade de 0,06 (b.u.)		Umidade de 0,08 (b.u.)		Umidade de 0,10 (b.u.)	
	$D_{p,\min}$	$D_{p,\max}$	$D_{p,\min}$	$D_{p,\max}$	$D_{p,\min}$	$D_{p,\max}$
Rizk (1973)	2,86	4,68	2,86	10,29	5,06	13,64
Matsumoto et al. (1977)	9,02	3,37	9,02	2,07	3,19	1,70
(WEBER, 1981)	2,13	5,06	2,14	5,80	5,14	6,15
Schade (1987)	11,15	10,31	11,95	10,64	11,32	10,77
(GELDART; LING, 1992)	4,09	4,08	4,09	4,09	4,09	4,08

*Umidade em base úmida - b.u. [$\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$]. $D_{p,\min}$ – Menor diâmetro do aglomerado úmido.

$D_{p,\max}$ – Maior diâmetro do aglomerado úmido. Fonte: Elaborado pelo autor.

Os valores apresentados na Tabela 25, embora representem as piores condições de diâmetro de partícula, não consideram a possibilidade de quebra dos aglomerados úmidos durante o transporte pneumático horizontal e a consequente alteração nas propriedades físicas dos aglomerados, as interações de coesão e adesão dos aglomerados úmidos para a estimativa

da velocidade de *saltation*. Assim como os resultados obtidos para os diâmetros médios apresentados na Tabela 23 e na Tabela 24, se observa que para os diâmetros extremos as correlações também forneceram valores de v_s discrepantes. Comparando o menor valor de v_s predito pelas correlações de $1,70 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ com o maior valor de $13,64 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, obteve-se uma variação de $12 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, ressaltando ainda mais a dificuldade da utilização destas correlações.

É importante ressaltar que para o transporte pneumático horizontal, a utilização de velocidades do ar inferiores à de *saltation* provocariam a sedimentação das partículas no duto de transporte (CREMASCO, 2018). Desta forma, as velocidades superficiais do ar em relação à área do alimentador de sólidos nos valores de $6,02 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e de $8,91 \pm 0,06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ utilizadas nos experimentos com o alimentador do tipo haste, são menores do que as maiores velocidades de *saltation* estimadas para os diâmetros médios dos aglomerados de minério de ferro com umidades de 0,06, 0,08 e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, ou seja, em teoria para estas velocidades do ar os aglomerados de minério sedimentariam no duto de transporte pneumático horizontal após a injeção dos sólidos. Além disso, considerando as condições críticas obtidas para o diâmetro máximo dos aglomerados apresentadas na Tabela 25 para $D_{p,\text{max}}$, as velocidades do ar de $6,02 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $8,91 \pm 0,06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $12,16 \pm 0,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ não seriam suficientes para satisfazer as maiores velocidades de *saltation* estimadas pelas correlações da literatura. Contudo, enfatiza-se que estas seriam condições extremas, uma vez que provavelmente ocorrerá a quebra dos aglomerados durante o transporte pneumático horizontal e a distribuição de tamanhos das partículas alimentadas seria menor.

Deve-se enfatizar que mesmo que fossem satisfeitas as condições críticas de transporte pneumático, as correlações podem subestimar as condições críticas, uma vez que não consideram o efeito das interações entre partículas, das forças de coesão, da adesão das partículas nas superfícies do transportador e da quebra dos aglomerados, que podem estar presentes no transporte dos aglomerados úmidos de minério de ferro.

Outro fator que não foi avaliado nesta seção, é a possibilidade de movimentação e do transporte das partículas após a sua deposição na tubulação horizontal de ar caso a velocidade de *saltation* não seja fornecida. Neste caso, a velocidade de *pickup* determinaria a velocidade do ar necessária para suspensão das partículas inicialmente estáticas na tubulação de ar. Os trabalhos da literatura de Rhodes (2008), Klinzing *et al.* (2010), Rabinovich e Kalman (2011) e Gomes e Mesquita (2014) apresentam uma ampla revisão bibliográfica a respeito da velocidade de *pickup* e de *saltation*, condições críticas para o transporte horizontal de sólidos.

De forma geral, os resultados desta seção possibilitaram constatar que para a alimentação adequada do minério úmido utilizando o alimentador do tipo haste da Figura 50, a velocidade superficial do ar empregada nos experimentos deve ser superior as condições críticas de transporte pneumático e que estas são influenciadas pela umidade do material, pelas propriedades físicas dos sólidos, pela vazão mássica de sólidos e pelas forças de coesão existentes entre os aglomerados úmidos do minério. Para as condições extremas ($D_{p,max}$ - Tabela 25) de transporte pneumático horizontal do minério úmido as estimativas fornecidas pelas correlações da literatura para as velocidades de *saltation* mostraram que as velocidades de $6,02 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $8,91 \pm 0,06 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $12,16 \pm 0,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ empregadas nos experimentos de secagem, não seriam suficientes para o transporte horizontal dos sólidos após a injeção na corrente de ar do secador ciclone. Além disso, a utilização das correlações da literatura requer a adoção critérios específicos que não descartem a necessidade de obtenção de dados experimentais, uma vez que as estimativas forneceram uma ampla faixa de valores.

6.2.2 Considerações sobre o desenvolvimento do alimentador de sólidos

Nesta seção são apresentadas as observações experimentais e os resultados qualitativos obtidos nas etapas de desenvolvimento do alimentador de sólidos descritas no fluxograma da Figura 47.

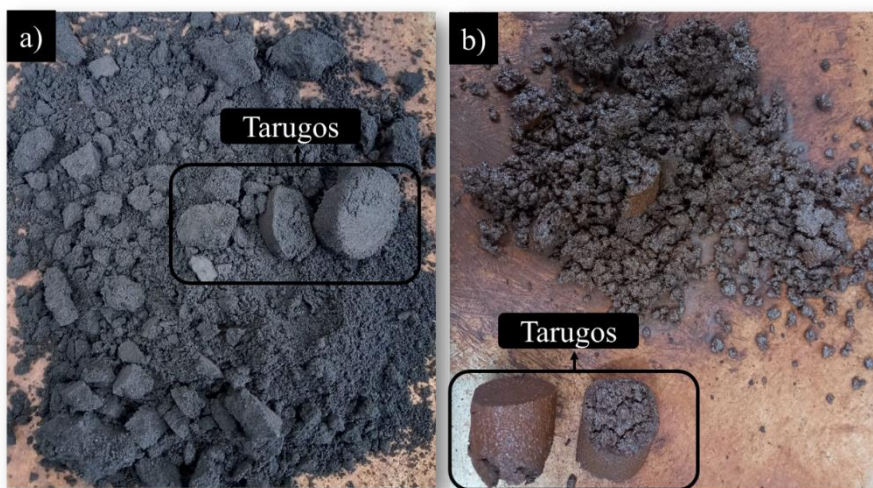
Etapa 1: Nos testes conduzidos com o alimentador helicoidal de Rocha (2019) para o minério de ferro com umidade de 0,06 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, foi observada a adesão do material no eixo helicoidal e nas paredes do equipamento, provocando a obstrução do escoamento dos sólidos e impedindo a alimentação. Além disso, o silo do alimentador também apresentou aderência do minério nas paredes, dificultando a alimentação contínua e uniforme do minério.

Etapa 2: O alimentador protótipo 1, Figura 48 – a), foi projetado para funcionar como um pistão mecânico, que promove o movimento mecânico dos sólidos até a tubulação de escoamento de ar, onde o material é transportado pneumaticamente. À priori, o arrasto pela fase gasosa e o movimento do pistão facilitariam a desobstrução e o transporte do minério. A célula de alimentação removível permite a operação semi-contínua, ideal para testes com restrição de quantidade de material disponível. A capacidade máxima de armazenamento da célula removível foi de 300 g de minério úmido.

Para os testes experimentais sem a presença do ar e apenas com sólidos, foi observada a formação de tarugos como os ilustrados na Figura 53. O material foi empacotado na célula após a extrusão em peneira de 6 mm, sendo o empacotamento realizado de uma altura fixa com o auxílio de um funil. Entretanto, com o movimento da haste durante a alimentação, ocorreu a compactação do minério e a formação de tarugos que obstruíram a passagem dos sólidos. Este efeito foi mais acentuado para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Os testes de alimentação conduzidos com velocidades do ar de 10, 20 e $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, para o alimentador instalado no *by-pass* 2 da unidade de secagem na configuração horizontal, mostraram a inviabilidade da alimentação após a compactação dos sólidos e a dificuldade para a movimentação da haste. Para o alimentador posicionado na posição vertical em relação ao plano do chão, com ângulo de 45° entre a célula removível e a tubulação de ar, a ação da força gravitacional contribuiu para o movimento dos sólidos. A configuração vertical possibilitou a alimentação de 300 g de minério para velocidades do ar de 10 e $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, entretanto não foi possível controlar a vazão de sólidos injetada na corrente de ar.

Figura 53 - Tarugos formados após a compactação do minério no alimentador protótipo 1. Umidade do minério: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

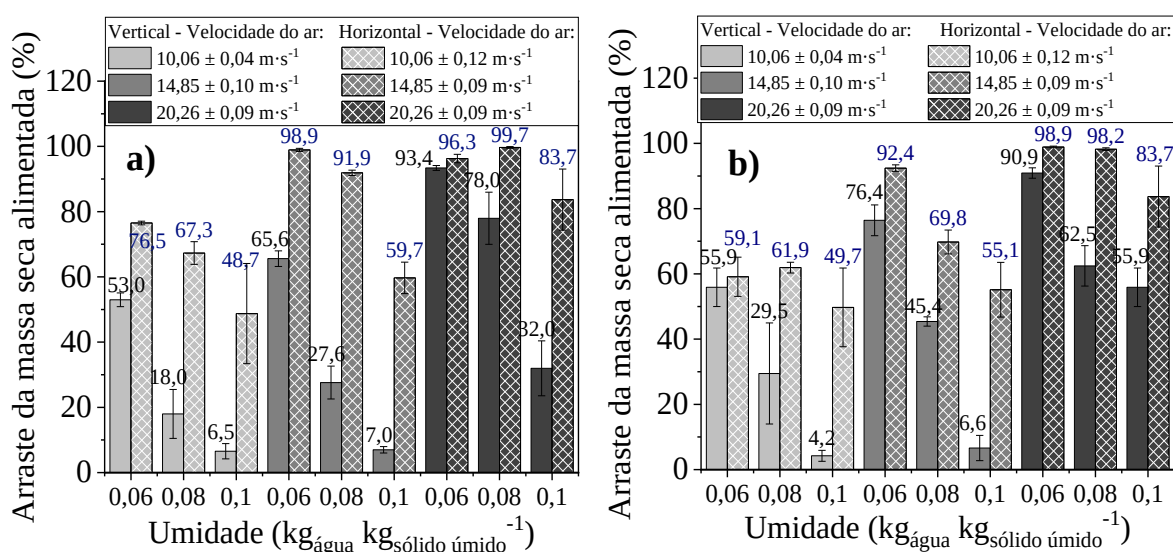
Etapas 3: No alimentador protótipo 2, Figura 50 – b), foram adicionadas divisórias na haste para reduzir a compactação e a formação dos tarugos de minério. Os compartimentos de 5 cm de altura se mostraram suficientes para o auxiliar o movimento axial das partículas úmidas. Além disso, as subdivisões aumentaram o controle das vazões de sólidos injetadas na corrente de ar. Um sistema similar de alimentação de sólidos foi utilizado por Grimm *et al.* (2021) para a secagem de rejeitos de fibras da reciclagem de papel, em ciclone secador.

Para os testes de alimentação conduzidos com velocidades do ar de 10, 20 e 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ com o alimentador instalado no *by-pass* 2 da unidade de secagem, foi verificado o arraste de 180 g de minério com umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, nas configurações horizontal e vertical do alimentador. Não foi observada a formação de tarugos de minério e a obstrução do movimento da haste do equipamento. Estes resultados permitiram a construção do alimentador do tipo haste ilustrado na Figura 50, cujo desempenho é avaliado no próximo item.

6.2.3 Análise do desempenho do alimentador do tipo haste

Após a etapa de testes e prototipagem do alimentador de sólidos, obteve-se uma configuração de equipamento específica para a alimentação de minério de ferro úmido em uma corrente de ar, conforme ilustrado na Figura 50. Nesta seção são apresentados os resultados quantitativos do desempenho deste alimentador para as diferentes condições experimentais avaliadas. Na Figura 54 - a) e b) são apresentados os valores médios da porcentagem de arraste da massa seca do minério alimentado para as vazões mássicas de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ e de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$, respectivamente. As velocidades do ar avaliadas nesta seção se referem as velocidades superficiais do ar apresentadas na Tabela 22 para a área da seção transversal de entrada do ciclone.

Figura 54 - Porcentagem média de arraste da massa seca alimentada do minério com umidade de 0,06, 0,08 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, velocidades do ar de $10,06 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $14,85 \pm 0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, para as configurações vertical e horizontal do alimentador. Vazão de alimentação de sólidos: a) $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$. b) $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando a Figura 54 - a) e Figura 54 - b), para as três velocidades do ar e as configurações vertical e horizontal do alimentador, o aumento da umidade do minério provocou a diminuição do arraste da massa seca alimentada. Este resultado mostra que o material retido nos compartimentos da haste aumentou proporcionalmente com a umidade do minério. Esta observação pode estar relacionada a coesão que ocorre entre os aglomerados úmidos, às interações entre o minério e as paredes do alimentador e a classificação de escoabilidade de razoável a péssima de acordo com o índice de Hausner apresentado no Capítulo 3.

A Figura 54 - a) e Figura 54 - b) mostram que para o aumento da velocidade do ar foram obtidas as maiores porcentagens de arraste da massa seca, para as diferentes umidades e configurações do alimentador avaliadas. Esta observação está de acordo com o esperado para a dinâmica de escoamento das partículas no transporte pneumático dos sólidos utilizando o alimentador do tipo haste.

Por outro lado, a Figura 54 - a) e Figura 54 - b) mostram que o aumento da vazão mássica de sólidos provocou a diminuição da porcentagem de arraste. Este resultado possivelmente se relaciona com o menor tempo de contato obtido entre as fases fluida e sólida para a maior vazão e pela maior concentração de sólidos da corrente injetada no escoamento do ar.

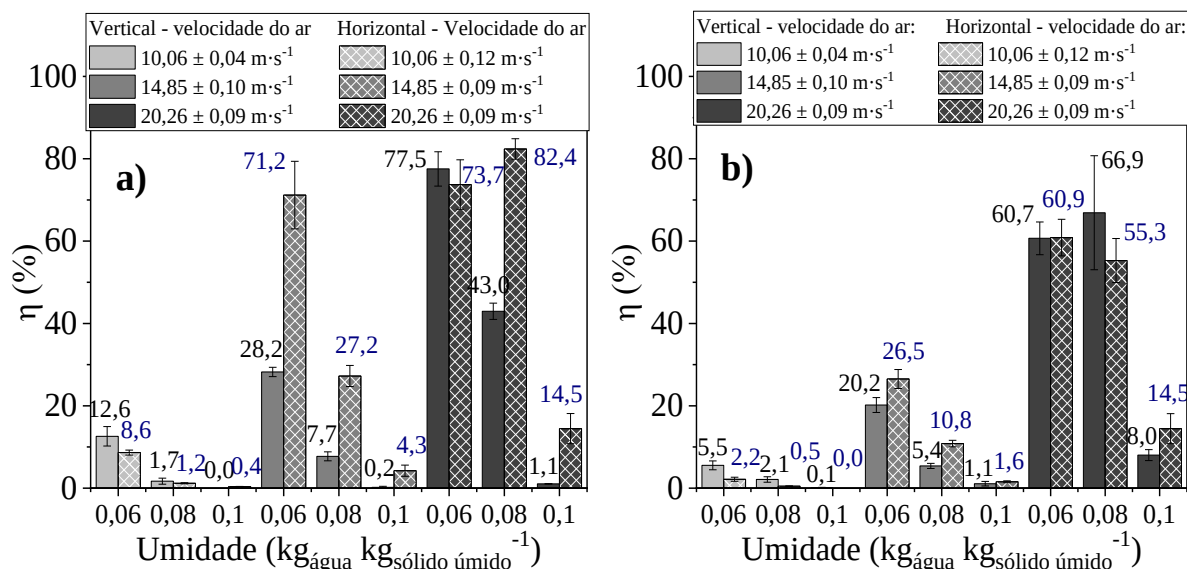
O efeito da configuração do alimentador pode ser observado no aumento do arraste dos sólidos para a configuração horizontal, quando comparada à vertical. Para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ o aumento médio da porcentagem de arraste foi de 51,5 %. Já para a umidade de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ que representa o escoamento coesivo, o aumento foi menos acentuado com valor médio de 14,5 %.

De forma geral, a configuração horizontal facilitou a injeção dos sólidos na tubulação de ar, principalmente para os maiores níveis de umidade do minério. Entretanto, esta melhora da porcentagem de arraste não influenciou no aumento da eficiência de coleta da massa seca no *underflow* do ciclone, conforme pode ser observado na Figura 55. No item 7.2.2.2 do Capítulo 7, foi possível verificar que após a injeção dos sólidos o minério ficou depositado na tubulação de ar do alimentador, o que explica a manutenção dos valores de eficiência de coleta da massa seca mesmo com melhora do arraste para a posição horizontal do alimentador.

Na Figura 55 - a) e Figura 55 - b) são apresentadas as eficiências médias de coleta da massa seca no *underflow* do ciclone, para as vazões de alimentação de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$ e de $4,403 \pm 0,007 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$, respectivamente.

Figura 55 - Média da eficiência de coleta da massa seca no underflow, para o minério alimentado a 0,06, 0,08 e 0,1 ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$), velocidades do ar de $10,06 \pm 0,04 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, $14,85 \pm 0,10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, para as configurações vertical e horizontal do alimentador. Vazão de alimentação de sólidos:

a) $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$. b) $4,403 \pm 0,007 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando o efeito da velocidade do ar, observa-se que a η aumentou com o aumento da velocidade do ar. Para a velocidade de $10,06 \pm 0,04 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ valores inferiores a 12,6 % de η foram observados para as diferentes umidades e vazões de sólidos, caracterizando uma condição não favorável para a alimentação do minério de ferro. Destaca-se que em condições ideais de operação do alimentador do tipo haste, espera-se um arraste da massa seca próximo de 100 %.

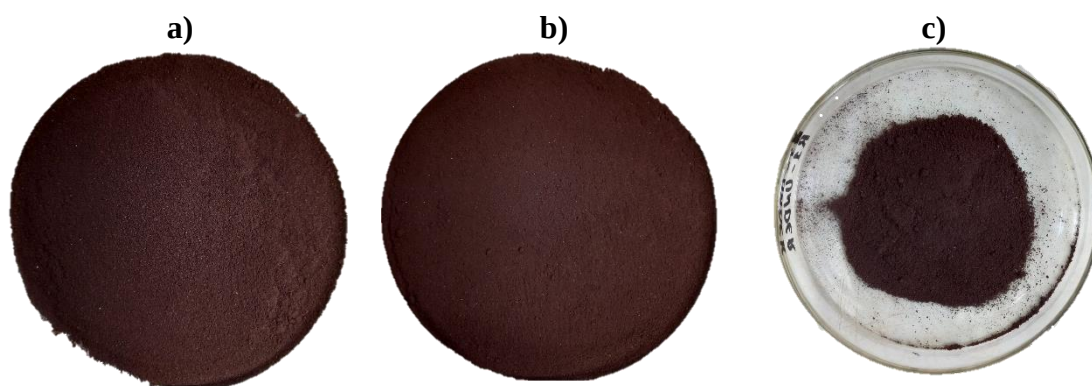
Os valores inferiores de eficiência de coleta da Figura 55 quando comparados com as elevadas porcentagens de arraste da Figura 54, mostram que nem todo o minério empacotado no alimentador de sólidos foi coletado no *underflow* do ciclone. Este resultado pode ser relacionado com a formação de regiões de acúmulo de sólidos na tubulação de ar, uma vez que para velocidades inferiores às condições críticas de transporte pneumático, o minério pode ser injetado na corrente do fluido, mas não ser transportado pneumaticamente. Ainda, devido as características do minério úmido, pode ocorrer a adesão do material nas superfícies da tubulação do ar e do ciclone, formando uma crosta de sólidos. Estes efeitos serão investigados no Capítulo 7 deste trabalho.

Também, foi observado no escoamento multifásico do ciclone a quebra dos aglomerados úmidos de minério em partículas de diâmetros inferiores, devido principalmente

ao atrito partícula-parede, fluido-partícula e às forças centrífugas presentes na operação do ciclone. Partículas de diâmetros inferiores ao de corte da separação ciclônica são arrastadas pela corrente de ar do *overflow*, contribuindo para a diminuição da eficiência de coleta da massa seca. Este efeito não pode ser quantificado, uma vez que não foi possível coletar a massa de sólidos da corrente do *overflow*. Entretanto, a quebra dos aglomerados em partículas de diâmetros inferiores pode ser observada comparando as fotografias da Figura 7 do Capítulo 3 com as da Figura 56 que mostram o material alimentado e coletado no *underflow* do ciclone, respectivamente.

Considerando a resposta de maior arraste de sólidos em conjunto com a maior eficiência de coleta da massa seca no *underflow*, as melhores condições experimentais para a utilização do alimentador do tipo haste obtidas foram para minério de ferro com umidade de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, velocidade do ar de $20,26 \pm 0,09 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, vazão mássica de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g} \cdot \text{s}^{-1}$, para ambas as configurações vertical e horizontal do alimentador. Além disso, foi verificado que a utilização do alimentador do tipo haste na posição horizontal facilitou a injeção dos sólidos na corrente de ar.

Figura 56 - Fotografias do minério de ferro coletado no *underflow* do ciclone. Umidade alimentada: a) $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. b) $0,08 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. c) $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

6.2.4 Resultados preliminares de secagem do minério de ferro em ciclone

Neste item são apresentados os resultados de secagem do minério de ferro obtidos para os experimentos conduzidos com o movimento manual da haste do alimentador. Estes resultados foram importantes para a verificação preliminar em escala de bancada do potencial de utilização do ciclone separador como secador de minério de ferro. Estes experimentos são uma abordagem preliminar da secagem do minério de ferro em ciclone, que é investigada para

Capítulo 6 - Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone

uma faixa mais ampla de condições experimentais no Capítulo 7. Assim como na seção 6.2.3, as velocidades do ar avaliadas nesta seção se referem as velocidades superficiais do ar apresentadas na Tabela 22 para a área da seção transversal de entrada do ciclone.

Na Tabela 26, são apresentadas as umidades do material coletado no *underflow* do ciclone e a redução de umidade, RU, utilizando a configuração horizontal do alimentador do tipo haste para a vazão de alimentação de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.

Analizando a Tabela 26, a maior umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone foi de $0,018 \pm 0,005$, correspondendo a uma redução média de 81,5 % em relação a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ do minério alimentado. Este resultado foi condizente com o esperado fisicamente, uma vez que corresponde à condição de maior umidade de alimentação do minério e de menor velocidade do ar, fornecendo o menor valor de RU. Desta forma, verifica-se que ocorreu a secagem do minério de ferro alimentado no ciclone para todas as condições experimentais avaliadas, inclusive a menos favorável a secagem.

Tabela 26 - Umidade do *underflow* e RU para a secagem em ciclone utilizando o alimentador de sólidos do tipo haste na horizontal. Temperatura de alimentação do ar de $37,86 \pm 4,22 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Vazão de sólidos de $0,786 \pm 0,001 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.

Umidade alimentada ($\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	Velocidade do ar ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	Umidade <i>underflow</i> ($\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	RU [%]
0,06	$10,06 \pm 0,04$	$1,954\cdot 10^{-4} \pm 2,763\cdot 10^{-4}$	$99,7 \pm 00,5$
0,06	$14,85 \pm 0,10$	$0,002 \pm 0,000$	$95,9 \pm 00,3$
0,06	$20,26 \pm 0,09$	$0,002 \pm 0,000$	$97,0 \pm 00,4$
0,08	$10,06 \pm 0,04$	$0,004 \pm 0,003$	$95,1 \pm 04,2$
0,08	$14,85 \pm 0,10$	$0,002 \pm 0,000$	$97,4 \pm 00,4$
0,08	$20,26 \pm 0,09$	$0,005 \pm 0,000$	$94,4 \pm 00,5$
0,10	$10,06 \pm 0,04$	$0,018 \pm 0,005$	$81,5 \pm 05,1$
0,10	$14,85 \pm 0,10$	$0,003 \pm 0,001$	$96,6 \pm 00,6$
0,10	$20,26 \pm 0,09$	$0,015 \pm 0,003$	$85,0 \pm 03,5$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela 27 são apresentadas as umidades do material coletado no *underflow* do ciclone e o RU, utilizando a configuração horizontal do alimentador do tipo haste e vazão de alimentação de sólidos de $4,403 \pm 0,007 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$.

Capítulo 6 - Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone

Tabela 27 - Umidade do *underflow* e RU para a secagem em ciclone utilizando o alimentador de sólidos do tipo haste na horizontal. Temperatura de alimentação do ar de $37,86 \pm 4,22$ °C. Vazão de sólidos de $0,786 \pm 0,001$ g·s⁻¹. Vazão de sólidos de $4,403 \pm 0,007$ g·s⁻¹.

Umidade alimentada (kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹)	Velocidade do ar (m·s ⁻¹)	Umidade <i>underflow</i> (kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹)	RU [-]
0,06	10,06 ± 0,04	0,001 ± 0,001	99,0 ± 01,4
0,06	14,85 ± 0,10	0,009 ± 0,003	84,4 ± 04,6
0,06	20,26 ± 0,09	0,018 ± 0,001	70,5 ± 01,6
0,08	10,06 ± 0,04	0,012 ± 0,009	84,7 ± 11,0
0,08	14,85 ± 0,10	0,009 ± 0,004	88,8 ± 04,4
0,08	20,26 ± 0,09	0,027 ± 0,001	66,7 ± 01,6
0,10	10,06 ± 0,04	*	*
0,10	14,85 ± 0,10	0,003 ± 0,002	97,3 ± 01,5
0,10	20,26 ± 0,09	0,015 ± 0,003	85,0 ± 03,5

* Não foi possível coletar o minério de ferro no *underflow* do ciclone para esta condição experimental.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela 27 a maior umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone foi de $0,027 \pm 0,001$ kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, correspondendo a uma redução de umidade de 66,7 % em relação à umidade do material alimentado. Para a umidade de alimentação do minério de $0,10$ kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e a velocidade do ar de $10,06 \pm 0,04$ m·s⁻¹, não foi possível avaliar a redução da umidade, pois o minério não foi arrastado pela corrente de ar e consequentemente não foi possível realizar a coleta dos sólidos na caixa coletora do *underflow*. Desta forma, a umidade do minério de $0,10$ kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ associada com a velocidade do ar de $10,06 \pm 0,04$ m·s⁻¹, foram caracterizadas como condições experimentais não recomendadas para a utilização do alimentador do tipo haste.

Comparando a Tabela 26 com a Tabela 27 pode-se observar que o aumento da vazão de sólidos aumentou a umidade dos sólidos coletados no *underflow*, reduzindo os valores de RU e desfavorecendo a secagem do material. Esta observação se relaciona ao aumento da concentração dos sólidos injetados na corrente de ar e ao menor tempo de contato entre a fase sólida e o ar de secagem no *underflow* do ciclone. Oliveira et al. (2011), também observaram o efeito da vazão mássica de sólidos na secagem de bagaço de cana de açúcar em ciclone.

Para o aumento da velocidade do ar na Tabela 26 e na Tabela 27, observa-se a tendência de diminuição da redução da umidade do minério, desfavorecendo a secagem do material. De

acordo com Souza Pinto *et al.* (2020), o minério apresenta períodos prolongados de taxa de secagem constante controladas principalmente por mecanismos convectivos de secagem. Desta forma, com o aumento da velocidade do ar era esperado que a diminuição das resistências à transferência de massa por convecção favoreceria a secagem do minério de ferro. Entretanto, deve-se considerar que o tempo de residência do minério de ferro no ciclone diminui com o aumento da velocidade do ar, como é apresentado no item 7.2.3 do Capítulo 7. Logo, o efeito do menor tempo de contato dos sólidos com o ar de secagem associado com o aumento da concentração de sólidos devido a maior porcentagem de arraste do minério, desfavoreceu a secagem do material.

Ainda na Tabela 26 e na Tabela 27, observa-se a tendência de aumento da umidade do *underflow* com o aumento da umidade de alimentação de sólidos, para as velocidades do ar de $14,85 \pm 0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Este resultado deve estar relacionado a maior quantidade de umidade disponível para a transferência de massa, para um mesmo tempo de residência do minério durante a secagem no ciclone.

Os resultados apresentados para a configuração horizontal do alimentador de sólidos apresentaram valores de redução de umidade do minério superiores a 66,7 %, mostrando o grande potencial de secagem deste material utilizando o ciclone separador como secador. Observação semelhante também foi verificada para a utilização da configuração vertical do alimentador de sólidos. Além disso, é importante destacar que os elevados valores de redução de umidade dos sólidos foram obtidos em condições de baixa temperaturas do ar de secagem, $37,86 \pm 4,22 \text{ }^{\circ}\text{C}$, sem a necessidade de utilização do sistema de aquecimento do ar que está instalado no módulo experimental.

6.2.5 Automação do alimentador do tipo haste e modificações no ciclone de bancada

Após verificadas experimentalmente em escala de bancada as melhores condições de alimentação e o potencial de secagem do minério de ferro no ciclone, foi realizada a automação do alimentador do tipo haste na posição horizontal. Esta etapa do projeto do alimentador, corresponde à etapa 5 do fluxograma da Figura 47. O objetivo da automação foi instalar um motor e um sistema de controle para o deslocamento automático da haste, evitando possíveis interferências do deslocamento manual na vazão dos sólidos alimentada no ciclone. No Quadro 7 são descritos os equipamentos e *softwares* utilizados para a automação do alimentador do tipo haste.

Quadro 7 – Descrição e especificações dos itens utilizados no controle e automação do alimentador do tipo haste.

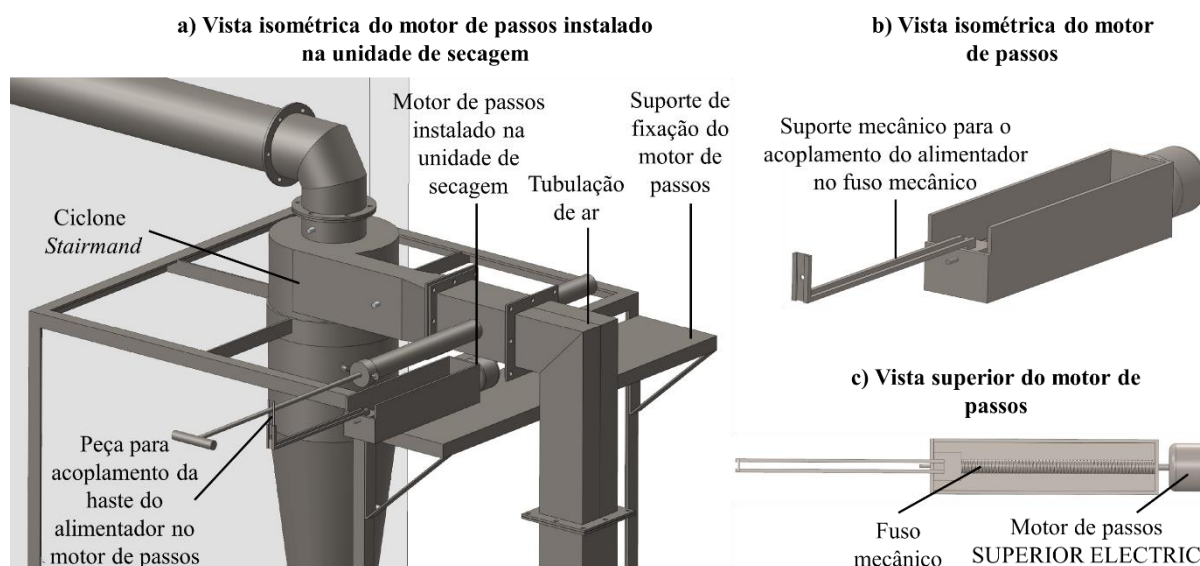
Item	Descrição e especificações
Motor de passo	- Fabricante: SUPERIOR ELECTRIC. - Modelo: M091-FD09. - 4,7 A; 60 Hz; 200 passos/revolução.
Fuso	- barra roscada de ¼”. - 20 fios/polegada. - comprimento de 32 cm.
Controle do motor de passos	- Fonte chaveada: 12 V, 5 A, 60 W. - Driver TB6600 / HY-DIV268N-5^a: corrente máxima de saída de 4,5 A e 5 A de pico; tensão operacional de 9 a 42 V; resolução de micro passos de <i>full-step</i> (1) até 1/16 (3200 passos/rotação). - Arduino Uno R3 Atmega328. - 2 chaves de fim de curso com acionamento por contato.
<i>Software</i> de controle	- Arduino IDE 2.0. - Biblioteca grbl master para Arduino. - Interface de controle: Universal Gcode Sender versão 1.0.9.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a automação do alimentador, foi utilizado um motor de passos SUPERIOR ELECTRIC modelo M091-FD09 e para o fuso mecânico, 32 cm de barra roscada de ¼” com 20 fios por polegada. A fim de realizar o deslocamento axial da haste do alimentador, o fuso foi acoplado na extremidade do suporte para mão do alimentador do tipo haste conforme ilustrado na Figura 57. Desta forma, a vazão de alimentação passou a depender da velocidade de descolamento da haste, que por sua vez, é controlada pela rotação do motor de passos.

Capítulo 6 - Projeto e construção de um alimentador de minério de ferro úmido para a secagem em ciclone

Figura 57 – Ilustração esquemática em vista isométrica do motor de passos instalado na unidade experimental de secagem. b) Vista isométrica do motor de passos. c) Vista superior do motor de passos. Desenhos fora de escala.



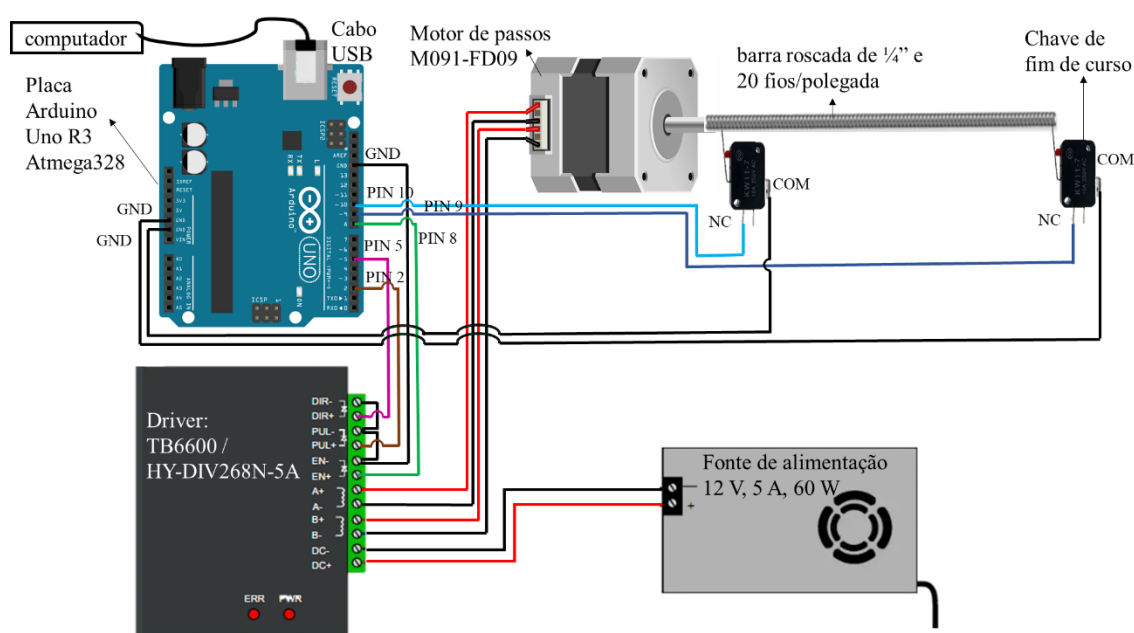
Fonte: Elaborado pelo autor.

O controle do motor de passos se relaciona com a frequência, a sequência dos pulsos elétricos e ao sentido de rotação do motor. Para o sistema de controle foi utilizando como microcontrolador uma placa de Arduino UNO R3 e um Driver TB6600/HY-DIV268N de 5 amperes. Neste sistema, os sinais de pulsos fornecidos pelo circuito eletroeletrônico permitem rotações discretas do eixo e o posicionamento preciso da haste do alimentador. A corrente elétrica alimentada no Driver TB6600/HY-DIV268N foi fornecida por uma fonte chaveada de 12 V. O controle da velocidade, sentido de rotação do motor, definição do curso total de deslocamento da haste e o acionamento do motor, foi realizado através da interface do *software* Universal G-Code Sender versão 1.0.9. Para isso, foi utilizada a biblioteca de código aberto GRBL instalada no *software* Arduino IDE 2.0. O GRBL é amplamente utilizado para o controle de máquinas que se movimentam nos eixos x-y-z do sistema cartesiano, como por exemplo: máquinas de corte à *laser*, fresadoras CNC e impressoras 3D. No projeto do alimentador do tipo haste, foi utilizado o deslocamento em um único eixo do plano cartesiano.

Além da definição da distância máxima de deslocamento da haste através da interface do Universal G-Code Sender, por questões de segurança, foram instaladas duas chaves de fim de curso com acionamento por contato, nas posições extremas do equipamento. Quando acionadas, as chaves de fim de curso interrompem o circuito elétrico e o motor de passos é

desligado instantaneamente, interrompendo o movimento da haste do alimentador de sólidos. A configuração utilizada na interface do programa G-Code Sender é apresentada no Apêndice B. Na Figura 58 é apresentada uma ilustração esquemática do circuito eletroeletrônico construído para o controle do alimentador.

Figura 58 – Desenho esquemático do circuito eletrônico do alimentador do tipo haste automatizado.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os testes de desempenho do sistema após a automação forneceram as condições máximas e mínimas para a alimentação do minério de ferro que são apresentadas na Tabela 28.

Tabela 28 – Vazões mássicas máximas e mínimas de alimentação de minério de ferro úmido, para o alimentador de tipo haste automatizado.

Limite de operação	Velocidade de deslocamento da	Vazão mássica de minério
	haste ($\text{mm} \cdot \text{min}^{-1}$)	($\text{g}_{\text{minério úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$)*
Mínimo	200	2,4
Máximo	1800	18,3

*Para a capacidade máxima de 220 g de minério úmido, equivalente a utilização de 5 divisórias do alimentador da Figura 50. Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 59 é apresentada uma fotografia do alimentador de sólidos automatizado, após a sua instalação na unidade de bancada de secagem de minério de ferro. Para a obtenção

de dados de temperatura e pressão durante a secagem em ciclone nas próximas etapas deste trabalho, foram instalados 6 termopares do tipo T e tomadas de pressão, em diferentes posições axiais do ciclone e nas sessões de alimentação e do *overflow* do equipamento. As posições dos termopares e das tomadas de pressão serão apresentadas no item 6.1.2.1 do Capítulo 6. Além disso, para a proteção do motor de passos e do fuso mecânico foi instalada uma cobertura fabricada com chapas de alumínio, conforme ilustrado na Figura 59.

Figura 59 – Fotografia do alimentador de sólidos instalado na unidade experimental de secagem de minério de ferro.



Fonte: Acervo pessoal.

6.3 Conclusões do capítulo

Para as condições extremas de transporte pneumático horizontal do minério úmido as estimativas fornecidas pelas correlações da literatura para as velocidades de *saltation* mostraram que as velocidades superficiais do ar de $10,06 \pm 0,04 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $14,85 \pm 0,10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $20,26 \pm 0,09 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ empregadas nos experimentos de secagem, não seriam suficientes para o transporte horizontal dos sólidos após a injeção na corrente de ar do secador ciclone. Além disso, a utilização das correlações da literatura requer a adoção de critérios específicos que não

descartem a necessidade de obtenção de dados experimentais, uma vez que as estimativas forneceram uma ampla faixa de valores para as velocidades de *saltation*, variando de 1,70 a 13,64 m·s⁻¹.

Os testes com o alimentador helicoidal e o desenvolvimento dos protótipos 1 e 2, foram úteis para o projeto e para a operação do alimentador do tipo haste. Este alimentador apresentou potencial de utilização para a alimentação de minério úmido no ciclone de bancada. Os resultados mostraram a influência da umidade do minério, vazão mássica de sólidos, velocidade do ar e da configuração do alimentador do tipo haste na porcentagem média de arraste e na eficiência de coleta da massa seca. Para os experimentos realizados com o movimento manual da haste do alimentador, as melhores condições de alimentação foram obtidas para a configuração horizontal, umidade do minério de 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, velocidade do ar de 20,26 ± 0,09 m·s⁻¹ e vazão de sólidos de 0,786 ± 0,001 g·s⁻¹.

Os experimentos preliminares de secagem utilizando o ciclone separador de bancada e empregando o movimento manual da haste do alimentador do tipo haste, mostraram o potencial de utilização do equipamento como secador convectivo. A menor porcentagem de redução da umidade do minério coletado no *underflow* foi de 66,7 % em relação à umidade do minério alimentado, para a temperatura do ar de secagem de 37,86 ± 4,22 °C. A secagem em baixas temperaturas foi suficiente para a secagem do material nas condições experimentais avaliadas nesta seção.

Por fim, o alimentador do tipo haste proposto nesta seção surge como uma alternativa para a alimentação em batelada de materiais pegajosos como o minério úmido e a sua automação facilitou o desenvolvimento do Capítulo 7 deste trabalho.

CAPÍTULO 7

Secagem do minério de ferro em ciclone

Os resultados apresentados no Capítulo 6 mostraram a obtenção de uma unidade experimental de secagem em ciclone equipada com um alimentador de sólidos projetado para operar especificamente com o minério de ferro úmido. Além disso, o Capítulo 6 mostrou o potencial de utilização do ciclone separador aplicado como secador do minério de ferro. Dando sequência a análise da secagem em ciclone de bancada, este capítulo é destinado a avaliação do processo de secagem do minério de ferro empregando uma faixa experimental mais abrangente e uma metodologia experimental adaptada exclusivamente para operação do ciclone utilizando o minério de ferro úmido.

Para a seleção das variáveis e da faixa experimental utilizada na secagem em ciclone, é apresentado no item 7.1.2.2 um planejamento experimental obtido para 5 variáveis. Os resultados deste planejamento possibilitaram desenvolver uma metodologia de secagem do minério de ferro que considera o balanço de massa para os sólidos. Por meio desta metodologia, descrita no item 7.1.2.3, foi possível quantificar a massa de minério que ficou acumulada na tubulação de ar, aderida nos compartimentos do alimentador de sólidos, impregnada nas paredes do ciclone e coletada no *underflow*, além de estimar a massa do particulado fino que escapou pelo *overflow* do equipamento. Além disso, no item 7.2.2 foi avaliada a influência da temperatura do ar, da velocidade de alimentação do ar, da umidade de alimentação do minério de ferro e da vazão de alimentação de sólidos na secagem do material no ciclone de bancada. Os resultados obtidos para a análise energética serão apresentados no item 7.2.2.8, onde foram avaliados os consumos específicos de energia, a eficiência energética e a eficiência de secagem. Por fim, o item 7.2.3 apresentará os tempos de residência médios do minério coletado no *underflow* do ciclone obtidos pelo método de análise de imagens.

7.1 Materiais e Métodos

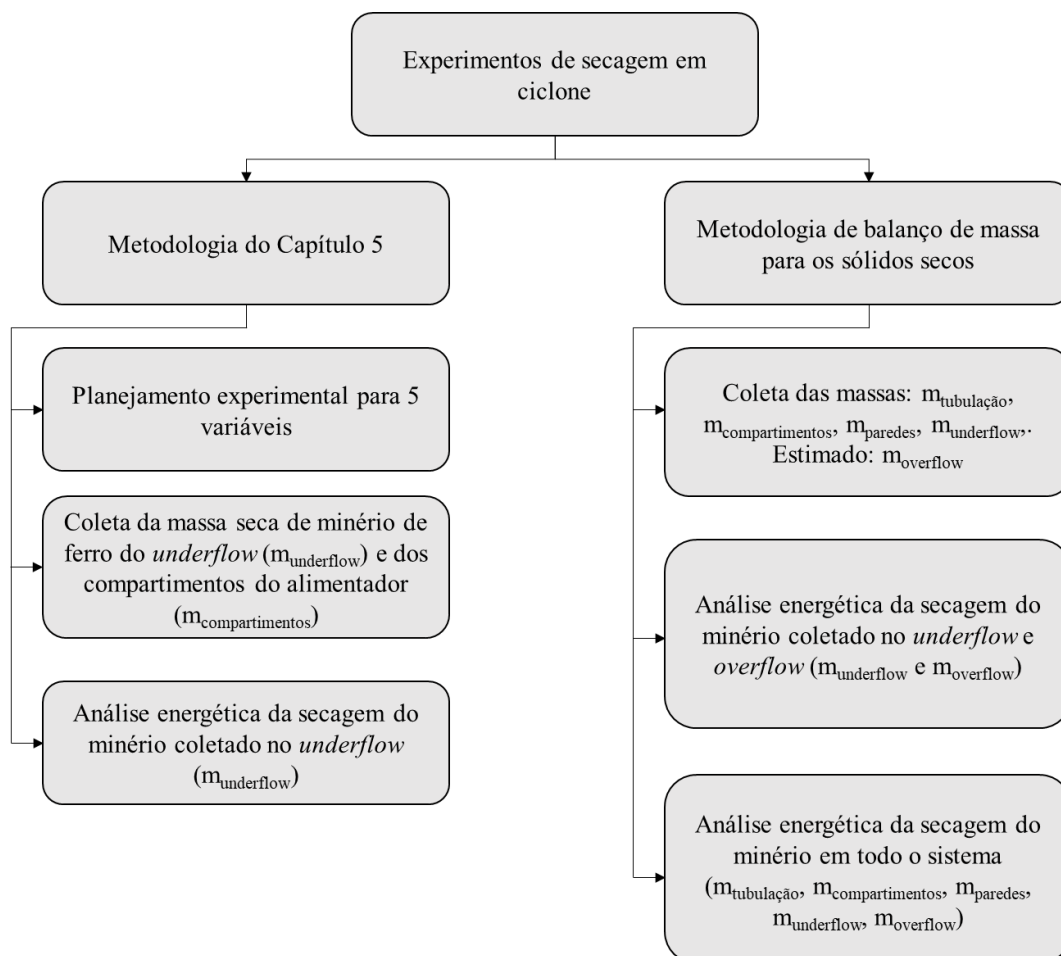
7.1.1 Material, umidade e umidificação

O material utilizado na secagem em ciclone foi o minério de ferro *pellet feed* proveniente do lote B, com umidades iniciais de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Os procedimentos de preparo das amostras, para a determinação da umidade e da umidificação foram descritos no Capítulo 3 nos itens 3.1.1, 3.1.2 e 3.1.3, respectivamente. No Capítulo 3 também foi apresentada a caracterização física, química e de escoabilidade do minério de ferro úmido utilizado nesta seção.

7.1.2 Experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone

Os experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone foram conduzidos no equipamento descrito no item 7.1.2.1. O fluxograma apresentado na Figura 60 sintetiza as metodologias utilizadas na análise da secagem do minério de ferro em ciclone.

Figura 60 – Fluxograma esquemático dos experimentos de secagem em ciclone.



Fonte: Elaborado pelo autor.

7.1.2.1 Módulo experimental de secagem

Os experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone foram realizados no módulo experimental instalado no Centro de Secagem de Pastas e Sementes do Departamento de Engenharia Química da UFSCar. Este módulo experimental foi construído por Souza (2023) e utilizado para o desenvolvimento do alimentador do tipo haste apresentado no Capítulo 6 deste trabalho. Na Figura 61, é apresentada uma ilustração esquemática da unidade de secagem.

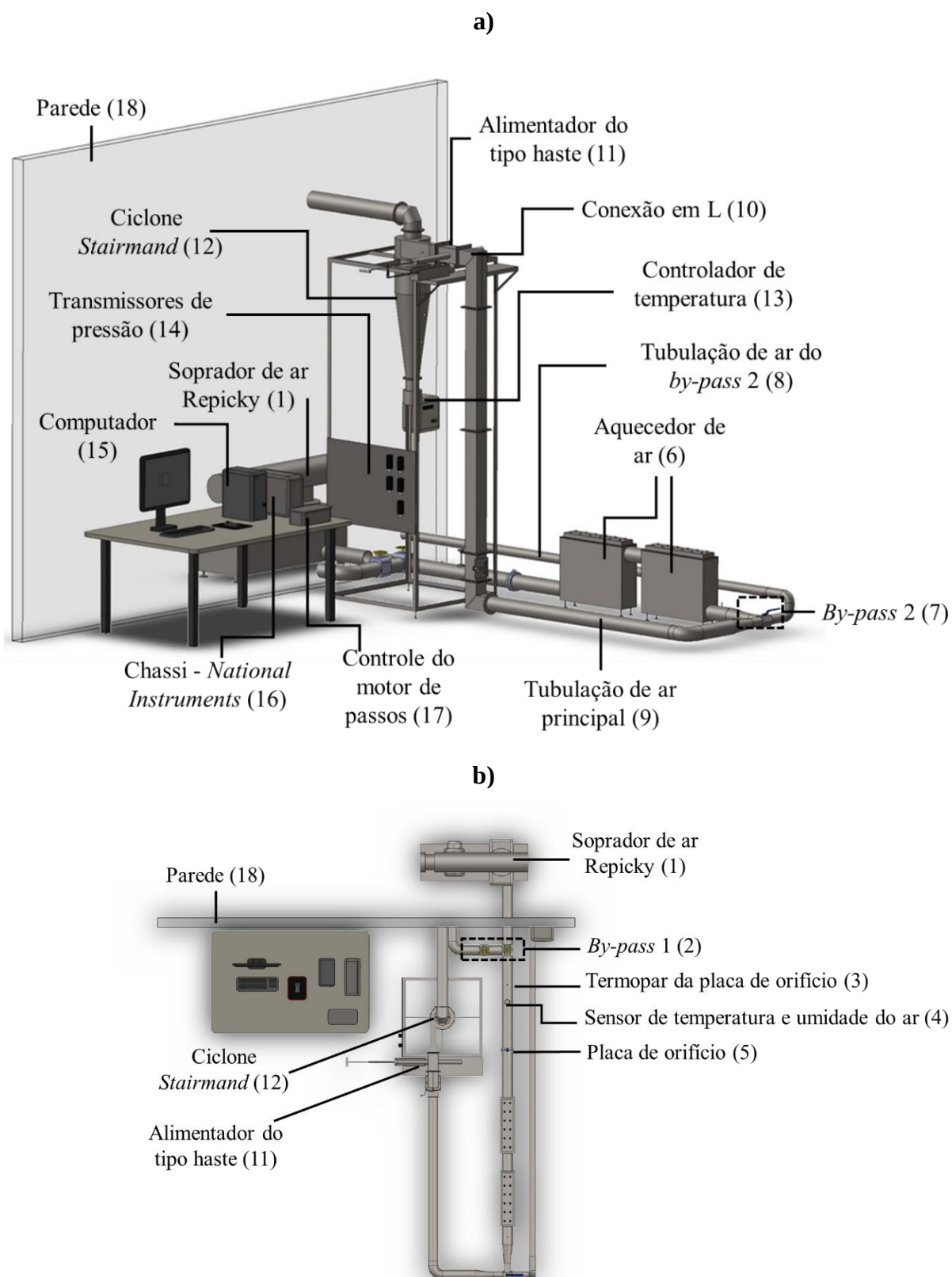
Na unidade de secagem de bancada da Figura 61, o ar de secagem é fornecido por um soprador Repicky de 21 HP (1). Para a aferição da umidade e da temperatura do ar fornecidos pelo soprador, foram instalados no item 3 e 4 da Figura 61 – b) um termopar do tipo T e um transmissor de temperatura e umidade do ar RHT DW-DM da Novus, respectivamente. Para regular a vazão do ar alimentado no sistema, foram utilizadas duas válvulas gavetas de 4” no desvio *by-pass* 1 da unidade (2). A vazão de ar foi medida utilizando uma placa de orifício instalada em (5). Para a medida da queda de pressão da placa de orifício, foi utilizado um manômetro de mercúrio de tubo em U. A vazão de ar alimentada no ciclone secador foi determinada por meio da Equação C.2 apresentada no Apêndice C. Esta equação foi obtida a partir da calibração da vazão de ar aferida pela placa de orifício, que é apresentada no Apêndice C.

Na Figura 61, após escoar pela placa de orifício o ar de secagem é aquecido por resistências elétricas (6). O sistema de aquecimento é composto por duas caixas de aquecimento contendo 7 resistências tubulares aletadas de 1000 W cada, totalizando uma potência de 14000 W. Para o controle da temperatura do ar foi utilizado um controlador PID Flyever modelo FE-50RPN, indicado no item 13 da Figura 61 – a).

O *by-pass* 2 da unidade de secagem indicado no item 7 da Figura 61 – a), foi utilizado para desviar o ar para o ciclone secador pela tubulação principal (9) ou para o ambiente externo do laboratório pela tubulação de desvio (8), auxiliando a operação do equipamento. Este sistema de *by-pass* possui uma válvula esfera diversora do tipo L, com passagem plena e diâmetro de 2”. A tubulação principal (9) direciona o escoamento do ar para o alimentador de sólidos do tipo haste (11) e para o ciclone secador (12).

A tubulação de escoamento do ar foi isolada termicamente a partir do sistema de aquecimento até a conexão em L indicada no item 10 da Figura 61 – a). O isolamento foi composto por placas de silicato de cálcio de 2,7 cm de espessura e de camadas de lã de vidro, envoltas de alumínio corrugado.

Figura 61 – a) Vista isométrica da ilustração esquemática da unidade experimental de secagem do minério de ferro em ciclone. b) Vista superior da ilustração esquemática da unidade de secagem. Desenhos fora de escala.

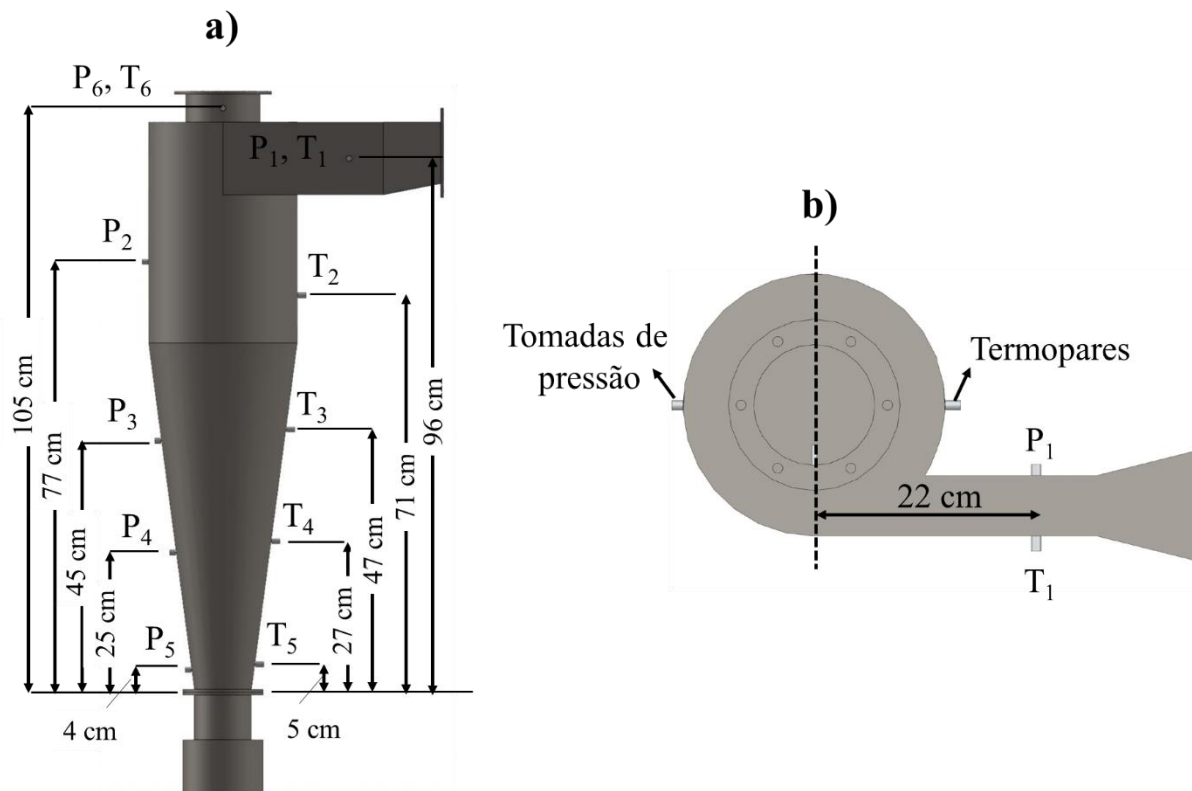


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a aferição da temperatura e da pressão de alimentação (T_1 e P_1), de exaustão no *overflow* (T_6 e P_6) e em 4 posições axiais do ciclone ($T_2 - T_5$ e $P_2 - P_5$), foram instalados 6 termopares do tipo T e seis tomadas de pressão, cujas posições são apresentadas na Figura 62. Os termopares utilizados foram calibrados com o Block Calibrator DB-35L e inseridos no equipamento a uma profundidade de 2 cm. Para a aquisição dos dados de pressão foram utilizados 5 cinco transmissores de pressão WIKA modelo A-10, indicados no item 14 da Figura 61 – a). Na Figura 52 do Capítulo 5 foram apresentadas as dimensões do ciclone secador de geometria *Stairmand*.

Para a aquisição de dados de temperatura e de pressão o módulo experimental de secagem da Figura 61 possui chassi cDAQ-9174 CompactDAQ da *National Instruments* (16), composto por um módulo para 8 canais para termopares e um módulo com 8 canais analógicos, conectados a um computador (15). Os dados de temperatura e pressão foram monitorados e adquiridos utilizando uma interface criada em LabVIEW®.

Figura 62 – a) Ilustração esquemática da vista lateral e das posições dos termopares e das tomadas de pressão instalados no ciclone secador. b) Ilustração esquemática da lista superior do ciclone e das posições dos termopares e das tomadas de pressão instalados no ciclone secador.



Fonte: Elaborado pelo autor.

7.1.2.2 Planejamento experimental para 5 variáveis independentes

Para a análise preliminar dos efeitos da velocidade de alimentação do ar, temperatura do ar, umidade de alimentação do minério, vazão mássica de alimentação de sólidos (velocidade de alimentação da haste) e do número de compartimentos do alimentador, foi utilizado o planejamento experimental fatorial fracionado de 2^{5-1} com 16 ensaios e 4 repetições no ponto central, que totalizaram 20 experimentos. As respostas avaliadas foram a umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone em base seca, a eficiência global de coleta da massa seca (η), a massa seca retida no alimentador ($m_{\text{compartimentos}}$), o consumo específico de energia, a eficiência energética e a eficiência de secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone. Na Tabela 29 são apresentados os valores das variáveis independentes utilizados em cada nível do planejamento experimental.

Tabela 29 – Valores utilizados no planejamento experimental fatorial fracionado reduzido de 2^{5-1} .

Variável	Código	Níveis		
		-1	0	1
Velocidade do ar ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)*	X ₁	15	22,5	30
Temperatura do ar (°C)	X ₂	80	105	130
Umidade do minério ($\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	X ₃	0,02	0,06	0,10
Velocidade da haste do alimentador ($\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$)	X ₄	200	1000	1800
Número de compartimentos do alimentador	X ₅	1	3	5

*Velocidade superficial do ar em relação à área de entrada do ciclone (12 cm x 5 cm).

Fonte: Elaborado pelo autor.

A escolha do delineamento experimental fracionado como abordagem preliminar foi baseada em Rodrigues e Lemma (2014), uma vez que esta estratégia permite avaliar os efeitos das principais variáveis com a mesma segurança de um planejamento completo, reduzindo o número de experimentos. O planejamento possibilita a obtenção de informações referentes a importância dos efeitos sobre as respostas, bem como se a faixa de estudo selecionada foi adequada para a análise da secagem do minério de ferro em ciclone. O *software* STATISTICA 10® foi utilizado na análise estatística dos resultados do planejamento.

Os experimentos de secagem do planejamento experimental foram conduzidos empregando a mesma metodologia descrita no item 6.1.4 do Capítulo 6. Para a análise

energética, o consumo específico de energia, a eficiência energética e a eficiência de secagem foram determinadas apenas para a secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone, desconsiderando a secagem do particulado fino que escapou pelo *overflow*, pois apenas as massas dos sólidos coletados no *underflow* e nos compartimentos do alimentador de sólidos do tipo haste foram coletadas e quantificadas nestes experimentos ($m_{\text{underflow}}$ e $m_{\text{compartimentos}}$). A secagem do minério que escapou pelo *overflow* foi desconsiderada da análise energética, pois a metodologia experimental empregada no planejamento experimental não possibilitou quantificar a massa de minério do *overflow*. A inclusão da secagem do *overflow* é adicionada na próxima seção, no item 7.1.2.3. A metodologia empregada na análise energética é descrita no item 7.1.2.5, ressaltando que a secagem do *overflow* foi desconsiderada das equações do item 7.1.2.5, pois apenas a secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone foi considerada na análise energética dos experimentos do planejamento experimental. A Figura 60 apresenta um fluxograma esquemático dos experimentos de secagem em ciclone.

7.1.2.3 Metodologia experimental para a secagem do minério de ferro em ciclone considerando o balanço de massa de sólidos

Conforme é apresentado na seção 7.2.1, após a análise dos resultados do planejamento experimental descrito na seção anterior, foi necessária a implementação de alterações na metodologia experimental de secagem do minério de ferro no ciclone que possibilitassem aferir a massa de minério de ferro que foi efetivamente alimentada no equipamento. Para isso, foi implementado um balanço de massa para a massa seca de minério de ferro na unidade de secagem. No equacionamento da conservação de massa foi considerada a operação em batelada, em estado estacionário e a ausência de reação química envolvendo a massa seca de minério de ferro. Dessa forma, a massa seca de minério de ferro inicialmente empacotada no alimentador de sólidos do tipo haste (m_0) pode ser estimada pela Equação 7.1, cujos termos da equação são descritos na Tabela 30.

$$m_0 = m_{\text{tubulação}} + m_{\text{compartimentos}} + m_{\text{paredes}} + m_{\text{underflow}} + m_{\text{overflow}} \quad (7.1)$$

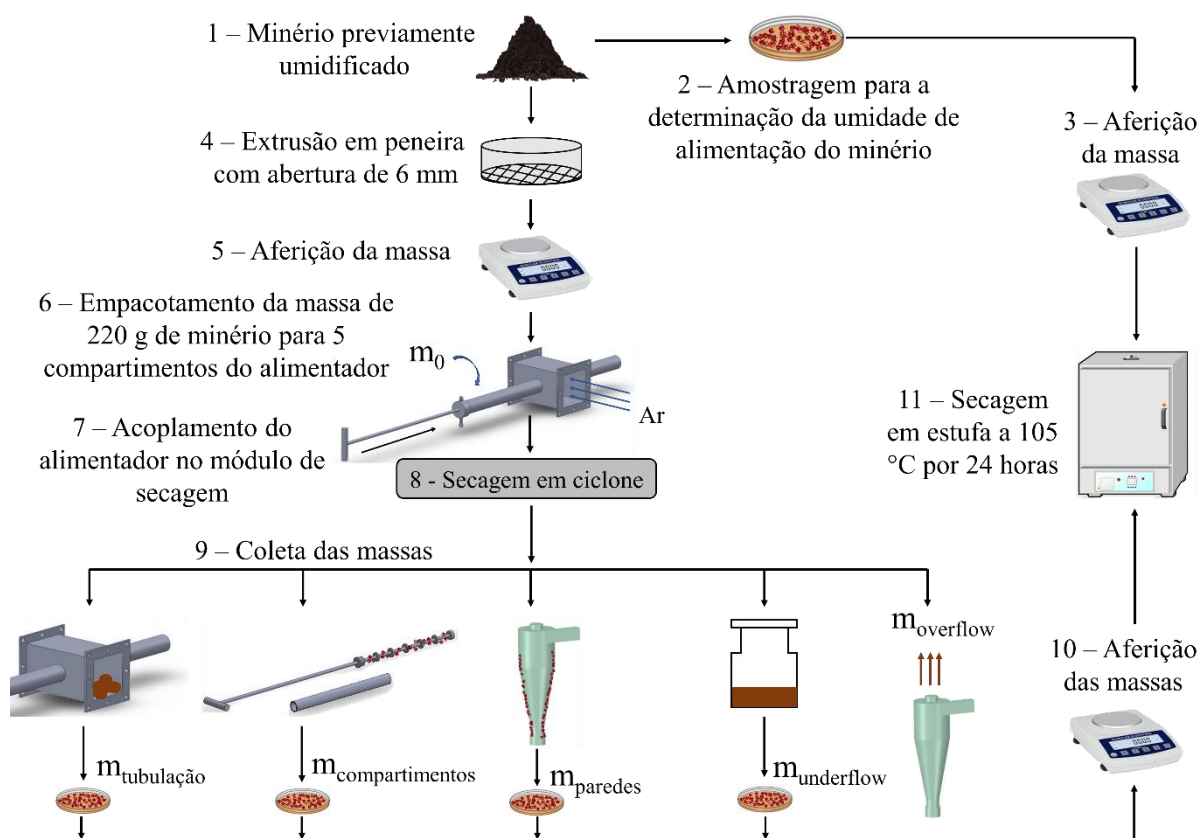
Tabela 30 – Massa seca de minério de ferro aferidas nos experimentos de secagem em ciclone.

Símbolo	Descrição
m_0	Massa seca inicialmente empacotada no alimentador de sólidos do tipo haste.
$m_{\text{tubulação}}$	Massa seca de minério de ferro acumulada na tubulação de ar do alimentador de sólidos durante a injeção do material na corrente do ar de secagem.
$m_{\text{compartimentos}}$	Massa seca de minério de ferro aderida nas superfícies dos compartimentos internos do alimentador de sólidos do tipo haste.
m_{paredes}	Massa seca de minério de ferro aderida nas superfícies internas das paredes do ciclone secador.
$m_{\text{underflow}}$	Massa seca de minério de ferro coletada no <i>underflow</i> do ciclone secador.
m_{overflow}	Massa seca de minério de ferro que escapou pelo <i>overflow</i> do ciclone secador, estimada pelo balanço de massa.

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 63 apresenta uma ilustração esquemática simplificada dos procedimentos realizados para a obtenção das massas secas descritas na Tabela 30. Neste procedimento experimental as massas de minério de ferro foram aferidas utilizando uma balança BEL Engineering com precisão de 0,01 g.

Figura 63 - Ilustração esquemática dos procedimentos para a obtenção das massas secas m_0 , $m_{\text{tubulação}}$, $m_{\text{compartimentos}}$, m_{paredes} , $m_{\text{underflow}}$, m_{overflow} na secagem do minério de ferro em ciclone.

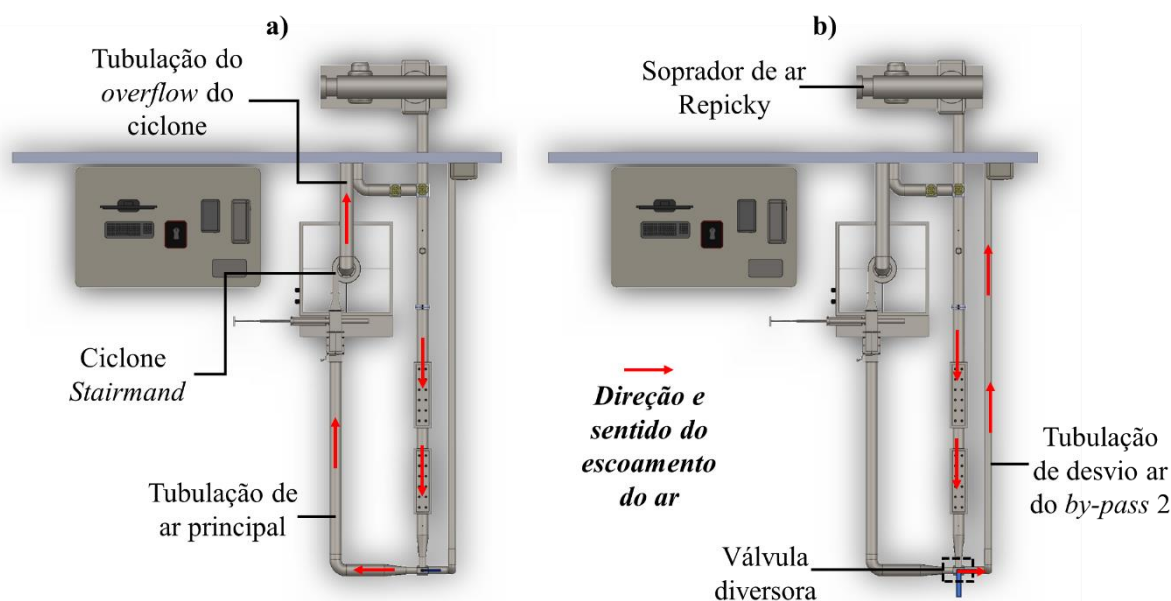


Fonte: Elaborado pelo autor.

Conforme ilustrado na Figura 61, o minério de ferro previamente umidificado foi extrudado em uma peneira com 6 mm de abertura e então uma amostra do material foi coletada para a determinação da umidade de alimentação dos sólidos na secagem em ciclone. Após, a massa úmida de minério foi empacotada nos compartimentos do alimentador de sólidos de acordo com o número de compartimentos utilizados em cada experimento de secagem. Na Tabela 31 são apresentadas as massas utilizadas para o empacotamento de 1, 3 e 5 compartimentos do alimentador de sólidos do tipo haste. A massa seca inicialmente empacotada na célula de secagem, m_0 , foi estimada a partir da massa úmida empacotada nas divisórias do alimentador e da sua respectiva umidade.

Para cada experimento de secagem, o equipamento descrito na Figura 61 foi ligado com aproximadamente uma hora de antecedência ao início da secagem para a estabilização da temperatura e da vazão do ar utilizadas em cada condição experimental. Para a secagem do minério no ciclone a direção e o sentido do escoamento do ar utilizados no secador são indicados na Figura 64 – a).

Figura 64 – Vista superior da ilustração esquemática da unidade experimental de secagem de minério de ferro no ciclone. a) Direção e sentido do escoamento do ar alimentado no ciclone secador. b) Direção e sentido do escoamento do ar desviado para o ambiente externo do laboratório. Desenhos fora de escala.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As condições de secagem empregadas nos experimentos e o tempo necessário para o deslocamento completo da haste do alimentador são apresentados na Tabela 31. Os experimentos de secagem do minério de ferro foram realizados em triplicata para cada condição experimental avaliada, totalizando 170 experimentos.

A umidade relativa do ar ambiente (UR) e a temperatura do ar ambiente (T_{amb}) foram aferidas utilizando o termohigrômetro digital KASVI modelo K29-5070H. A umidade absoluta do ar alimentado no ciclone foi admitida como sendo a umidade absoluta do ar ambiente, determinada pelas relações psicrométricas e os valores de UR e de T_{amb} .

Na sequência das etapas ilustradas na Figura 63, o alimentador de sólidos do tipo haste foi acoplado na unidade experimental de secagem da Figura 61 e então o experimento de secagem foi iniciado. Após o tempo de secagem necessário para o deslocamento completo da haste alimentador, a válvula diversora do desvio *by-pass* 2 foi acionada e o escoamento do ar foi desviado para o ambiente externo conforme indicado na Figura 64 – b), possibilitando a coleta de $m_{tubulação}$, $m_{compartimentos}$, $m_{paredes}$ e $m_{underflow}$.

Tabela 31 – Condições de operação dos experimentos de secagem do minério de ferro em ciclone utilizando a metodologia de balanço de massa.

Condição de secagem	Valores utilizados
Temperatura do ar alimentado no ciclone	70 °C, 80 °C e 90 °C
Velocidade superficial do ar em relação à área de entrada do ciclone de 5 cm x 12 cm	10 m·s ⁻¹ , 15 m·s ⁻¹ , 20 m·s ⁻¹ , 25 m·s ⁻¹ e 30m·s ⁻¹
Umidade do minério de ferro alimentado no ciclone	0,02 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹ , 0,06 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹ , 0,10 kg _{água} ·kg _{sólido úmido} ⁻¹
Velocidade da haste do alimentador de sólidos	200 e 1800 mm·min ⁻¹
Vazão mássica de alimentação do minério de ferro	2,4 g _{sólido úmido} ·s ⁻¹ para 200 mm·min ⁻¹ 18,3 g _{sólido úmido} ·s ⁻¹ para 1800 mm·min ⁻¹
Números de compartimentos do alimentador de sólidos	1, 3 e 5
Distância total de deslocamento da haste do alimentador	297 mm
Massa úmida inicialmente empacotada no alimentador de sólidos	1 compartimento – 44 g 3 compartimentos – 132 g 5 compartimentos – 220 g
Tempo de permanência do minério na caixa coletora do <i>underflow</i> do ciclone	-Para a velocidade da haste de 200 mm·min ⁻¹ : 1 compartimento: 21,21 ± 0,01 s 3 compartimentos: 54,13 ± 0,11 s 5 compartimentos: 89,34 ± 0,10 s -Para a velocidade da haste de 1800 mm·min ⁻¹ : 1 compartimento: 4,67 ± 0,12 s 3 compartimentos: 8,45 ± 0,05 s 5 compartimentos: 12,45 ± 0,18 s
Umidade relativa do ar ambiente (%)	Menor valor: 27 %; Maior valor: 72 % Valor médio: 46 ± 10 %

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para aferir a $m_{\text{tubulação}}$ a conexão em L da tubulação de ar ilustrada no item 10 da Figura 61 – a), foi desparafusada com o auxílio de uma furadeira/parafusadeira WAP de 12 V e removida da unidade experimental após cada experimento. Logo em seguida, foi possível acessar a região onde a massa úmida de minério permaneceu depositada. Esta massa foi coletada em um recipiente, aferida por uma balança e levada à secagem em estufa a 105 °C por 24 horas para a determinação de $m_{\text{tubulação}}$, conforme ilustrado na Figura 63.

O minério que permaneceu acumulado nos compartimentos internos do alimentador do tipo haste ilustrado na Figura 50 no Capítulo 5, seja devido a adesão do material úmido nas superfícies internas dos compartimentos ou pelo transporte dos sólidos pelo ar de secagem, foi coletado após o desmonte das peças do alimentador. A massa coletada foi levada à secagem em estufa a 105 °C por 24 horas para a determinação de $m_{\text{compartimentos}}$.

Utilizando o orifício do *underflow* como ponto de acesso às superfícies internas do ciclone, após cada experimento foi inserida na região interna do secador uma haste com uma escoava acoplada na sua extremidade. Dessa forma, foi possível varrer as superfícies das paredes internas do ciclone e coletar a massa aderida. Esta massa foi posteriormente levada à secagem em estufa a 105 °C por 24 horas para a determinação de $m_{paredes}$.

Para a coleta do material do *underflow* do ciclone, a caixa coletora foi revestida internamente com um saco de polietileno de baixa densidade com 0,16 mm de espessura. Após cada experimento, o minério acumulado na caixa coletora foi destinado a aferição da sua massa e a secagem em estufa a 105 °C por 24 horas para a determinação de $m_{underflow}$ e da sua respectiva umidade.

Na Tabela 30, $m_{overflow}$ é a massa seca de minério de ferro que escapou pelo *overflow* do ciclone. Essa massa foi estimada pela Equação 7.2, proveniente do balanço de massa realizado para o minério de ferro.

$$m_{overflow} = m_0 - m_{tubulação} - m_{compartimentos} - m_{paredes} - m_{underflow} \quad (7.2)$$

7.1.2.4 Avaliação do desempenho da secagem e da separação do minério de ferro no ciclone

Conforme apresentado anteriormente, esta seção não faz parte do planejamento fatorial reduzido. Além disso, foi verificado no Capítulo 6, que o desempenho do ciclone como secador depende também do seu desempenho como separador. Para avaliar a separação do minério de ferro no ciclone foram determinadas as eficiências globais de coleta da massa seca para as diferentes condições de secagem apresentadas na Tabela 31. A eficiência global de coleta não corrigida (η) foi determinada pela Equação 7.3, utilizando as massas secas dos sólidos.

$$\eta = \frac{m_{underflow}}{m_0} \quad (7.3)$$

Para considerar a verdadeira massa de minério de ferro que foi alimentada no ciclone utilizando o balanço de massa descrito no item 7.1.2.3, a eficiência global de coleta da massa corrigida que é a eficiência real de coleta do minério de ferro no ciclone (η_c), foi determinada pela Equação 7.4. Nesta equação, a massa real alimentada no ciclone é o valor de m_0 subtraído da massa de minério que ficou acumulada na tubulação de ar e da massa aderida nos

compartimentos do alimentador de sólidos. Todas as massas utilizadas para o cálculo de η e η_c se referem as massas secas dos sólidos descritas na Tabela 30.

$$\eta_c = \frac{m_{underflow}}{m_0 - m_{tubulação} - m_{compartimentos}} \quad (7.4)$$

As porcentagens de massa de minério de ferro depositadas na tubulação de ar, aderidas nos compartimentos do alimentador, aderidas nas paredes do ciclone e que escaparam pelo *overflow*, foram determinadas pelas Equações 7.5, 7.6, 7.7 e 7.8, respectivamente.

$$Porcentagem\ depositada\ na\ tubulação(\%) = \frac{m_{tubulação}}{m_0} 100 \quad (7.5)$$

$$Porcentagem\ aderida\ nos\ compartimentos(\%) = \frac{m_{compartimentos}}{m_0} 100 \quad (7.6)$$

$$Porcentagem\ aderida\ nas\ paredes\ do\ ciclone(\%) = \frac{m_{paredes}}{m_0} 100 \quad (7.7)$$

$$Porcentagem\ do\ overflow(\%) = \frac{m_{overflow}}{m_0} 100 \quad (7.8)$$

Para avaliar a secagem do minério de ferro no ciclone foram determinadas as umidades em base seca e a redução de umidade em base seca (RU) do minério coletado no *underflow* do ciclone, assim como empregado no Capítulo 6. A redução de umidade determinada pela Equação 7.9, também foi utilizada por Oliveira *et al.* (2011) na secagem de bagaço de cana de açúcar em ciclone. É importante destacar que neste trabalho a secagem em ciclone foi realizada em batelada, onde foram determinadas apenas as umidades de alimentação (X_0) e a umidade do material coletado no *underflow* do ciclone ($X_{underflow}$) após o fim do experimento. Desta forma, não foi possível obter a cinética de secagem convencionalmente utilizada na literatura, onde a umidade do material é obtida ao longo do tempo de secagem (MOLNÁR, 2015).

$$RU = \frac{X_0 - X_{underflow}}{X_0} \quad (7.9)$$

7.1.2.5 Análise energética da secagem em ciclone

A análise energética da secagem do minério de ferro no ciclone foi realizada avaliando o consumo específico de energia (SEQ), a eficiência energética (EE) e a eficiência de secagem (DE). Estes parâmetros são amplamente utilizados pela literatura na análise energética dos processos de secagem (KUDRA, 2004; VIEIRA et al., 2007; KUDRA, 2012; KUDRA, 2014; DE BRITO et al., 2017; BRITO et al., 2018; ALBINI, 2019; GENARO, 2021; SOUZA, 2023; SEVERINO E SOUZA et al., 2023).

Para a análise energética da secagem do minério de ferro utilizando o planejamento experimental apresentado na seção 7.1.2.2, foi desconsiderada a secagem do minério que escapou pelo *overflow* das equações 7.10 a 7.23. Para a análise energética da secagem do minério de ferro empregando a metodologia de balanço de massa descrita na seção 7.1.2.3, foi possível estimar a massa de minério de ferro que escapou pelo *overflow* e incluí-la na análise energética.

O consumo específico de energia foi determinado pela Equação 7.10, onde o numerador da equação representa a energia total fornecida ao sistema, considerada como a soma da energia mecânica e da energia fornecida para o aquecimento do ar de secagem. Deve-se ressaltar que muitos trabalhos da literatura costumam não considerar a energia mecânica na análise energética (BRITO et al., 2017b; ALBINI et al., 2018; SEVERINO E SOUZA et al., 2023). O denominador da Equação 7.10 representou a quantidade de água removida durante a secagem do minério no ciclone, composta pela umidade removida do minério coletado no *underflow* e pela umidade removida do material que escapou pelo *overflow* do equipamento.

$$SEQ = \frac{(W_s + Q_{ar})t}{m_{underflow}(X_0 - X_{underflow}) + m_{overflow}(X_0 - X_{overflow})} \quad (7.10)$$

Na Equação 7.10, t é o tempo de secagem apresentado na Tabela 31 como o tempo de permanência do minério na caixa coletora do *underflow* do ciclone. Ainda na Equação 7.10, foi considerado que o particulado fino que escapou pelo *overflow* do ciclone estava totalmente seco ($X_{overflow} = 0$). Os termos $m_{underflow}$, $m_{overflow}$, X_0 e $X_{underflow}$ já foram descritos na seção do balanço de massa no ciclone apresentada nos itens 7.1.2.3 e 7.1.2.4.

A eficiência de energética foi determinada pela Equação 7.11, que considera a razão entre a energia utilizada para a evaporação da umidade (Q_w) e a energia total fornecida ao

sistema. A eficiência de secagem foi determinada pela Equação 7.12 que adiciona o termo que representa a energia necessária para o aquecimento do minério úmido (Q_t) ao numerador da equação.

$$EE = \frac{Q_w}{(\dot{W}_s + Q_{ar})t} \quad (7.11)$$

$$DE = \frac{Q_w + Q_t}{(\dot{W}_s + Q_{ar})t} \quad (7.12)$$

A energia mecânica consumida por unidade de tempo ($\dot{W}_s$) foi determinada pela Equação 7.13, obtida a partir de um balanço de energia realizado para o ciclone. Para o balanço de energia, foi considerado que não ocorre variação de energia interna com o tempo, para um volume de controle considerou-se a variação de energia cinética, energia potencial e trabalho de pressão e considerou-se o processo como sendo adiabático.

$$\dot{W}_s = \dot{m}_{ar} \left[\frac{u_2^2 - u_1^2}{2} + \frac{P_6}{\rho_2} - \frac{P_1}{\rho_1} + g(z_2 - z_1) \right] \quad (7.13)$$

onde $\dot{m}_{ar}$ é a vazão mássica do ar de secagem, u_1 é a velocidade superficial média do ar na seção de entrada do ciclone, u_2 é a velocidade superficial média do ar na seção do *overflow* do ciclone, P_1 é a pressão na entrada do ciclone, P_6 é a pressão no *overflow* do ciclone, ρ_1 é a densidade do ar na entrada do ciclone, ρ_2 é a densidade do ar no *overflow* do ciclone, g é o valor da aceleração da gravidade, z_1 é altura da entrada do ciclone e z_2 a altura do *overflow* do ciclone.

A energia por unidade de tempo (Q_{ar}) necessária para o aquecimento do ar de secagem alimentado no ciclone foi estimada pela Equação 7.14. Nesta equação, T é a temperatura de secagem, T_{amb} é a temperatura do ambiente e Cp_{ar} é o calor específico do ar.

$$Q_{ar} = \dot{m}_{ar} Cp_{ar} (T - T_{amb}) \quad (7.14)$$

O calor específico do ar foi determinado pela Equação 7.15, que considera a mistura do ar seco e do vapor de água de acordo com a umidade absoluta do ar (Y) alimentado no secador. Os calores específicos do ar seco e do vapor de água foram determinados pelas Equações 7.16 e 7.17 (BORGNAKKE; SONNTAG, 2013), respectivamente.

$$Cp_{ar} = Cp_{ar\ seco} + Y Cp_v \quad (7.15)$$

$$Cp_{ar\ seco} = 1,05 - 0,365 \left(\frac{T}{1000} \right) + 0,85 \left(\frac{T}{1000} \right)^2 - 0,39 \left(\frac{T}{1000} \right)^3 \quad (7.16)$$

$$Cp_v = 1,79 + 0,107 \left(\frac{T}{1000} \right) + 0,586 \left(\frac{T}{1000} \right)^2 - 0,20 \left(\frac{T}{1000} \right)^3 \quad (7.17)$$

O calor latente de vaporização da água livre (ΔH_s) e a massa de água removida do minério de ferro foram utilizados na Equação 7.18 para determinar a energia necessária para evaporação da umidade do material durante a secagem. A energia necessária para a evaporação da umidade do minério foi determinada pela equação 7.18. O calor latente de vaporização da água foi obtido pela Equação 7.19 (VIEIRA et al., 2007; BRITO et al., 2018).

$$Q_w = \Delta H_s [m_{underflow} (X_0 - X_{underflow}) + m_{overflow} (X_0 - X_{overflow})] \quad (7.18)$$

$$\Delta H_s \left[\frac{kJ}{kg} \right] = [7329155,98 - 15,99 (T[^\circ C] + 273,15)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (7.19)$$

A energia necessária para o aquecimento do minério úmido a partir da sua temperatura de alimentação no ciclone (T_0) até a temperatura de secagem (T), foi determinada pela Equação 7.20. A energia total de aquecimento (Q_t) foi considerada como a soma de $Q_{t,under}$ e de $Q_{t,over}$, que são as energias necessárias para o aquecimento do minério úmido do *underflow* e do *overflow* do ciclone determinadas pelas Equações 7.21 e 7.22, respectivamente.

$$Q_t = Q_{t,under} + Q_{t,over} \quad (7.20)$$

$$Q_{t,under} = m_{u,under} \overline{Cp}_m (T - T_0) \quad (7.21)$$

$$Q_{t,over} = m_{u,over} \overline{Cp}_m (T - T_0) \quad (7.22)$$

Nestas equações, $m_{u,under}$ é a massa úmida de minério do *underflow*, $m_{u,over}$ é a massa úmida de minério do *overflow*, $\overline{Cp}_m$ é o calor específico do minério úmido determinado pela Equação 7.23. Na Equação 7.23, m_{H_2O} é a massa de água e m_{seca} a massa seca de minério de

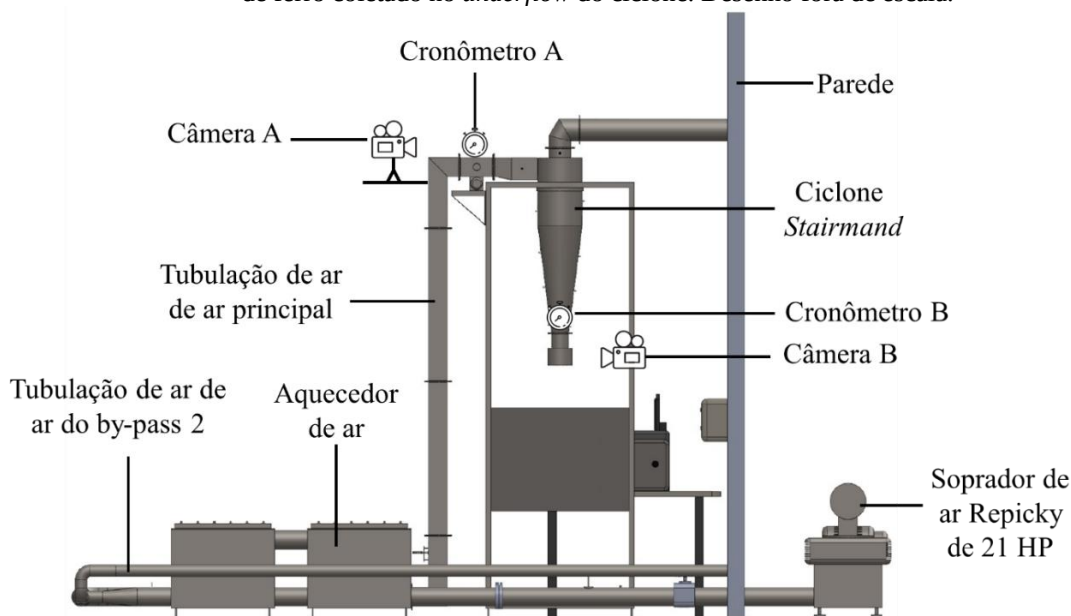
ferro. Os valores apresentados na Tabela 17 do Capítulo 5 foram utilizados para o calor específico da água líquida (C_{p_a}) e do minério de ferro (C_{p_s}).

$$\overline{Cp_m} = \frac{m_{H_2O}}{m_{H_2O} + m_{seca}} Cp_a + \frac{m_{seca}}{m_{H_2O} + m_{seca}} Cp_s \quad (7.23)$$

7.1.3 Metodologia experimental para a determinação do tempo médio de residência das partículas coletadas no *underflow* do ciclone t_m

Para a estimativa experimental do tempo necessário para que os aglomerados úmidos de minério chegassem no fundo da caixa coletora do *underflow* ciclone (t_m), foi construída uma caixa coletora em acrílico com as mesmas dimensões da ilustrada na Figura 52 do Capítulo 6. Também, foram posicionados no módulo experimental de secagem dois cronômetros e duas câmeras com resoluções de filmagem Full HD de 1920x1080 pixels, conforme ilustrado na Figura 65.

Figura 65 – Ilustração esquemática da vista lateral da unidade de secagem, indicando o posicionamento dos cronômetros e das câmeras de filmagem utilizados nos experimentos de tempo médio de residência do minério de ferro coletado no *underflow* do ciclone. Desenho fora de escala.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Conforme indicado na Figura 65, a câmera A foi responsável pela filmagem do movimento da haste do alimentador e do tempo aferido pelo cronômetro A. Esta filmagem, possibilitou determinar o tempo exato em que o motor de passos foi ligado, como consequência

a haste iniciou o seu movimento horizontal e o minério começou a ser alimentado na corrente de ar, sendo este tempo denominado de t_A . A câmera e o cronômetro B, foram posicionados para a filmagem do tempo em que as partículas de minério adentraram a caixa coletora do *underflow*, sendo possível aferir o tempo em que as partículas tocaram o fundo da caixa coletora dos sólidos (t_B). Prévio a cada experimento, os dois cronômetros foram fotografados para a correção do desvio ocasionado pelo não acionamento simultâneo dos cronômetros, esse erro foi denominado de $\Delta t_{\text{cronômetro}}$.

As imagens captadas pelas câmeras A e B foram analisadas utilizando a versão de avaliação do *software* Adobe After Effects CC 2015[®]. Desta forma, foram obtidos os tempos t_A e t_B , sendo que o tempo necessário para que as partículas de minério atingissem a base da caixa coletora do *underflow* foi determinado pela Equação 7.24. No Quadro 8, são apresentadas as condições experimentais avaliadas na determinação de t_m , onde no Caso 1 foi avaliada a influência da velocidade do ar sobre o tempo médio de residência e no Caso 2 a influência da umidade do minério sobre t_m . Os experimentos foram realizados em triplicata.

$$t_m = t_B - t_A - \Delta t_{\text{cronômetro}} \quad (7.24)$$

Quadro 8 – Condições experimentais avaliadas na determinação do tempo necessário para que os sólidos atingissem o fundo da caixa coletora do *underflow* do ciclone.

Caso	Descrição
1	Umidade de alimentação do minério: $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ Velocidade do ar: $20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1*}$; $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1*}$; $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1*}$ Temperatura do ar: $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Número de compartimentos do alimentador de sólidos: 5
2	Umidade de alimentação do minério: $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ Velocidade do ar: $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1*}$ Temperatura do ar: $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ Número de compartimentos do alimentador de sólidos: 5

*Velocidade superficial do ar em relação à área da seção transversal da entrada do ciclone (4 cm x 12 cm).

Fonte: Elaborado pelo autor.

7.2 Resultados e Discussões

No item 7.2.1 serão apresentados os resultados obtidos para a secagem do minério de ferro avaliando as condições determinadas pelo planejamento experimental fatorial reduzido para 5 variáveis. No item 7.2.2, serão apresentados os resultados de secagem do minério de ferro em ciclone considerando o balanço de massa para os sólidos. Por fim, no item 7.2.3 são

apresentados os valores de tempo médio de residência do minério de ferro coletado no *underflow* do ciclone.

7.2.1 Avaliação fatorial da secagem de minério de ferro em ciclone utilizando as respostas do planejamento experimental fatorial reduzido para 5 variáveis

Na Tabela 32 são apresentados os valores de umidade do minério, de eficiência global de coleta da massa seca, de massa seca retida nos compartimentos do alimentador, de consumo específico de energia, de eficiência energética e de eficiência de secagem, obtidos para os 20 experimentos do planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1} . É importante destacar que nesta seção do trabalho não foi utilizada a metodologia do balanço de massa, ou seja, não foi possível quantificar a massa de minério depositada na tubulação de ar do alimentador de sólidos, a massa de minério aderida nas paredes do ciclone e a massa de particulado fino que escapou pelo *overflow*.

Avaliando a umidade do minério coletado no *underflow*, que é a principal resposta apresentada na Tabela 32 para a análise da secagem no ciclone, foram obtidos valores de umidade próximos de zero para todas as condições experimentais avaliadas. Este resultado indica que o material coletado no *underflow* apresentou uma ótima redução de umidade para todas as condições experimentais avaliadas e enfatiza o potencial de utilização do ciclone separador como secador de minério de ferro. Devido à importância da estimativa da umidade do minério e da seleção dos efeitos que apresentam influência significativa na sua resposta, foi realizada a análise dos efeitos para umidade do material.

Na Tabela 33 são apresentados os efeitos dos fatores sobre a umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone. Para a seleção das variáveis significativas foi definido como critério de seleção os valores de p inferiores a 5 %. Nesta análise, o valor p é o menor nível de significância que levaria à rejeição da hipótese nula com os dados fornecidos ao planejamento (MONTGOMERY; RUNGER, 2011). Seguindo este critério, os resultados apresentados na cor vermelho são estatisticamente significativos a um nível de significância de 95 %. Desta forma, para a umidade do particulado coletado no *underflow* apenas o efeito da velocidade da haste ($p = 0,048$) que está relacionada à vazão mássica de sólidos alimentada no ciclone, foram significativos estatisticamente. As condições de temperatura do ar, velocidade do ar, umidade de alimentação do minério e o número de compartimentos do alimentador não apresentaram influência sobre a umidade do minério para as condições avaliadas experimentalmente. A análise das respostas do planejamento utilizando a combinação de fatores foi descartada devido a escolha do planejamento experimental reduzido.

Tabela 32 – Valores de umidade do minério coletado no *underflow*, eficiência global da massa seca coletada, porcentagem da massa seca retida nas divisórias do alimentador, consumo específico de energia, eficiência energética e eficiência de secagem, obtidos para os experimentos do planejamento experimental fatorial reduzido de 2^{5-1} .

Ensaio	Temperatura do ar (°C)	Velocidade do ar ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)*	Umidade de alimentação do minério ($\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$ úmido ⁻¹)	Velocidade da haste do alimentador ($\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$)	Número de compartimentos do alimentador	Umidade do <i>underflow</i> ($\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido}}^{-1}$ úmido ⁻¹)	η **	$\frac{m_{\text{compartimentos}}}{m_0}$ (%)	SEQ (MJ/kg _{água}) ***	EE (%) ***	DE (%) ***
1	80	15	0,02	200	5	$4,56\cdot 10^{-4}$	0,61	3,11	137,53	1,68	3,02
2	130	15	0,02	200	1	$4,52\cdot 10^{-4}$	0,51	11,89	254,83	0,85	2,20
3	80	30	0,02	200	1	$7,40\cdot 10^{-4}$	0,31	0,00	524,50	0,44	0,77
4	130	30	0,02	200	5	0,00	0,68	16,03	406,76	0,53	1,32
5	80	15	0,1	200	1	$2,31\cdot 10^{-3}$	0,32	0,00	51,74	4,46	5,55
6	130	15	0,1	200	5	$8,88\cdot 10^{-4}$	0,11	0,39	273,42	0,80	1,18
7	80	30	0,1	200	5	0,00	0,76	0,76	52,33	4,41	5,48
8	130	30	0,1	200	1	0,00	0,78	0,78	81,43	2,67	3,96
9	80	15	0,02	1800	1	$2,37\cdot 10^{-3}$	0,20	4,72	47,60	4,85	9,09
10	130	15	0,02	1800	5	$6,89\cdot 10^{-4}$	0,27	3,15	58,95	3,69	9,55
11	80	30	0,02	1800	5	0,00	0,83	4,54	22,68	10,18	17,66
12	130	30	0,02	1800	1	$3,83\cdot 10^{-4}$	0,60	10,18	47,65	4,56	11,42
13	80	15	0,1	1800	5	$3,88\cdot 10^{-3}$	0,06	0,95	31,99	7,22	9,02
14	130	15	0,1	1800	1	0,00	0,05	0,00	63,77	3,41	5,04
15	80	30	0,1	1800	1	$5,62\cdot 10^{-3}$	0,85	0,00	5,07	45,56	57,13
16	130	30	0,1	1800	5	$2,83\cdot 10^{-3}$	0,93	0,00	8,40	25,89	38,65
17	105	22,5	0,06	1000	3	$1,84\cdot 10^{-4}$	0,87	0,00	15,28	14,69	22,36
18	105	22,5	0,06	1000	3	$5,56\cdot 10^{-4}$	0,86	0,00	15,48	14,50	22,11
19	105	22,5	0,06	1000	3	$1,24\cdot 10^{-3}$	0,78	0,00	17,41	12,90	19,75
20	105	22,5	0,06	1000	3	$3,17\cdot 10^{-4}$	0,76	0,00	17,58	12,78	19,45

*Velocidade superficial do ar em relação à área de entrada do ciclone (12 cm x 5 cm). ** Eficiência global de coleta não corrigida. ***Os valores de SEQ, EE e DE foram obtidos apenas para a secagem o minério coletado no *underflow* do ciclone. Fonte: Elaborado pelo autor.

Tabela 33 – Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta umidade do minério coletado no *underflow*, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1} .

Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	0,001	0,000	4,064	$1,16 \cdot 10^{-3}$	0,001	0,002
Temperatura do ar (1)	-0,001	0,001	-2,009	0,064	-0,003	0,000
Velocidade do ar (2)	0,000	0,001	-0,292	0,775	-0,002	0,001
Umidade (3)	0,001	0,001	2,070	0,057	0,000	0,003
Velocidade da haste (4)	0,001	0,001	2,166	0,048	0,000	0,003
Número de compartimentos (5)	0,000	0,001	-0,621	0,545	-0,002	0,001

Fonte: Elaborado pelo autor.

Ainda na Tabela 33, a velocidade da haste apresentou um efeito positivo na umidade do *underflow*, ou seja, com o aumento da velocidade da haste e o consequente aumento da vazão mássica de sólidos alimentados no ciclone, ocorreu o aumento da umidade do material coletado. Oliveira et al. (2011) também observaram a influência da vazão mássica de sólidos na umidade do sólido coletado no *underflow* do ciclone.

A eficiência global de coleta é um fator crucial para a análise da alimentação dos sólidos e para o desempenho do ciclone secador, uma vez que para ser seco, o sólido úmido precisa ser alimentado de forma homogênea e contínua no equipamento. Os resultados experimentais apresentados na Tabela 32 mostram que para as velocidades do ar de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ foram obtidos valores de eficiência global não corrigida inferiores a 0,61. Os menores valores obtidos foram de 0,05 e 0,06 para os experimentos 14 e 13, respectivamente. Embora a redução da umidade material tenha sido expressiva para essas condições experimentais de baixos valores de η , elas não são indicadas para fins de secagem do minério. Dessa forma, a umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e a velocidade de alimentação do ar de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ foram as piores condições experimentais obtidas na análise de η .

Avaliando os efeitos sobre a variável resposta eficiência global de coleta da massa seca apresentados na Tabela 34, verifica-se que apenas a velocidade do ar apresentou um efeito estatisticamente significativo com um valor p de 0,003. Para o aumento da velocidade de alimentação do ar, ocorreu o aumento da eficiência global de coleta da massa seca. Este efeito também foi observado por Gimbin et al. (2012) e Zhu e Lee (1999), que avaliaram a eficiência global de coleta de ciclones separadores. Embora existam diferenças entre as condições experimentais, dimensões geométricas e dos materiais empregados pelos autores e os

empregados neste estudo, esta observação experimental pode estar relacionada com o aumento da velocidade de alimentação e o consequente aumento da velocidade tangencial do ar no ciclone, fazendo com que as partículas menores fossem movimentadas na direção das paredes do equipamento, resultando na diminuição do diâmetro de corte de separação e no aumento da eficiência global de coleta. Além disso, as maiores velocidades do ar facilitaram o arraste do material úmido auxiliando na alimentação do minério no secador, assim como foi verificado no item 6.2.4 do Capítulo 6. Entretanto, ressalta-se que a massa de minério de ferro que se depositou na tubulação do alimentador de sólidos durante a injeção do minério na corrente de ar, não foi quantificada, o que pode ter influenciado os valores das eficiências globais obtidas.

Tabela 34 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta eficiência global de coleta da massa seca, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1} .

Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	0,557	0,056	9,947	$9,98 \cdot 10^{-8}$	0,437	0,677
Temperatura do ar (1)	-0,001	0,125	-0,010	0,992	-0,270	0,267
Velocidade do ar (2)	0,451	0,125	3,604	0,003	0,183	0,720
Umidade (3)	-0,019	0,125	-0,150	0,883	-0,287	0,250
Velocidade da haste (4)	-0,036	0,125	-0,289	0,776	-0,305	0,232
Número de compartimentos (5)	0,079	0,125	0,629	0,540	-0,190	0,347

Fonte: Elaborado pelo autor.

Com relação a massa seca retida nos compartimentos do alimentador de sólidos, os resultados apresentados na Tabela 32 mostram que a menor umidade do minério ($0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$) apresentou as maiores porcentagens de massa seca retida ($m_{\text{compartimentos}}$). Esta observação está relacionada ao transporte pelo ar de secagem das partículas de menores tamanhos e umidades para os compartimentos internos do alimentador, dificultado a alimentação dos sólidos. Estes resultados contradizem as observações obtidas na análise do desempenho do alimentador do tipo haste apresentada no item 6.2.4 do Capítulo 6, onde a maior umidade ($0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$) proporcionou as maiores porcentagens de massa retida devido a adesão das partículas úmidas nas superfícies do alimentador. Estes resultados podem estar relacionados com as diferentes propriedades físicas, químicas e de escoabilidade dos minérios utilizados nos Capítulos 6 e 7 deste trabalho, conforme discutido no Capítulo 3. A análise comparativa da Figura 7 – c) e da Figura 8 – e) do Capítulo 3, mostra que os aglomerados úmidos do minério provenientes do lote A aparentam possuir uma camada líquida mais expressiva nas suas superfícies, o que explicaria a maior adesão deste material na superfície do

alimentador dos sólidos apresentada no Capítulo 6. De forma geral, as umidades extremas prejudicaram a alimentação contínua dos sólidos devido a retenção do material nos compartimentos do alimentador, seja pelo transporte pelo ar de secagem das partículas finas e de menores umidades, ou à adesão dos sólidos úmidos nas paredes do alimentador de sólidos.

Os resultados dos efeitos para a massa seca de minério retida nos compartimentos do alimentador do tipo haste são apresentados na Tabela 35. Nesta tabela, o único efeito significativo a um nível de significância de 95 % é a umidade de alimentação do minério ($p = 0,004$). Este efeito foi negativo, indicando que a diminuição da umidade do minério alimentado promoveu o aumento da retenção dos sólidos no alimentador. Conforme discutido anteriormente, o minério com menor umidade foi transportado pelo ar para os diferentes compartimentos internos do alimentador durante a injeção dos sólidos na corrente de ar, contribuindo para este resultado.

Tabela 35 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta massa seca retida no alimentador, obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1} .

Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	2,825	0,816	3,464	0,004	1,076	4,574
Temperatura do ar (1)	3,543	1,824	1,943	0,072	-0,369	7,454
Velocidade do ar (2)	1,010	1,824	0,554	0,588	-2,901	4,921
Umidade (3)	-6,343	1,824	-3,478	0,004	-10,254	-2,431
Velocidade da haste (4)	-1,178	1,824	-0,646	0,529	-5,089	2,734
Número de compartimentos (5)	0,170	1,824	0,093	0,927	-3,741	4,081

Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Tabela D. 1, na Tabela D. 2 e na Tabela D. 3 do Apêndice D, são apresentados os resultados dos efeitos, do erro padrão, do valor t e do valor p obtidos para o consumo específico de energia, eficiência energética e para a eficiência de secagem. Para essas variáveis respostas, apenas a velocidade da haste do alimentador que corresponde à vazão mássica dos sólidos alimentados, apresentou efeito significativo. O aumento da velocidade da haste promoveu a diminuição do consumo específico de energia e o consequente aumento das eficiências energéticas e de secagem do material coletado no *underflow* do ciclone. É importante destacar que os sólidos não coletados no *underflow* do ciclone foram desconsiderados da análise energética apresentada nesta seção, conforme ilustrado pelo fluxograma esquemático dos experimentos de secagem da Figura 60.

De forma geral, o objetivo do planejamento fatorial reduzido foi verificar a possibilidade de redução do número de variáveis para a elaboração de uma análise mais completa do processo de secagem no ciclone e verificar se a faixa experimental utilizada foi satisfatória. Para a umidade do minério coletado no *underflow*, foi verificada a necessidade de diminuição da temperatura de secagem, uma vez que para as temperaturas de 80 a 130 °C não foi verificada influência significativa sobre umidade do material. Para todas as condições avaliadas pelo planejamento experimental, a umidade do minério coletado no *underflow* apresentou valores próximos de zero. Além disso, não foi possível determinar uma condição ideal de operação do alimentador para a secagem do minério, pois a formação dos depósitos de sólidos na tubulação do alimentador, a incrustação do minério nas paredes do ciclone e o escape das partículas pelo *overflow* do equipamento não foram quantificadas nos experimentos e podem ter influenciado os resultados obtidos. Desta forma, para uma análise mais completa da secagem do minério em ciclone, foi desenvolvida uma nova metodologia experimental que já foi descrita no item 7.1.2.3, cujos resultados obtidos serão discutidos a seguir.

7.2.2 Secagem do minério de ferro em ciclone considerando o balanço de massa de sólidos

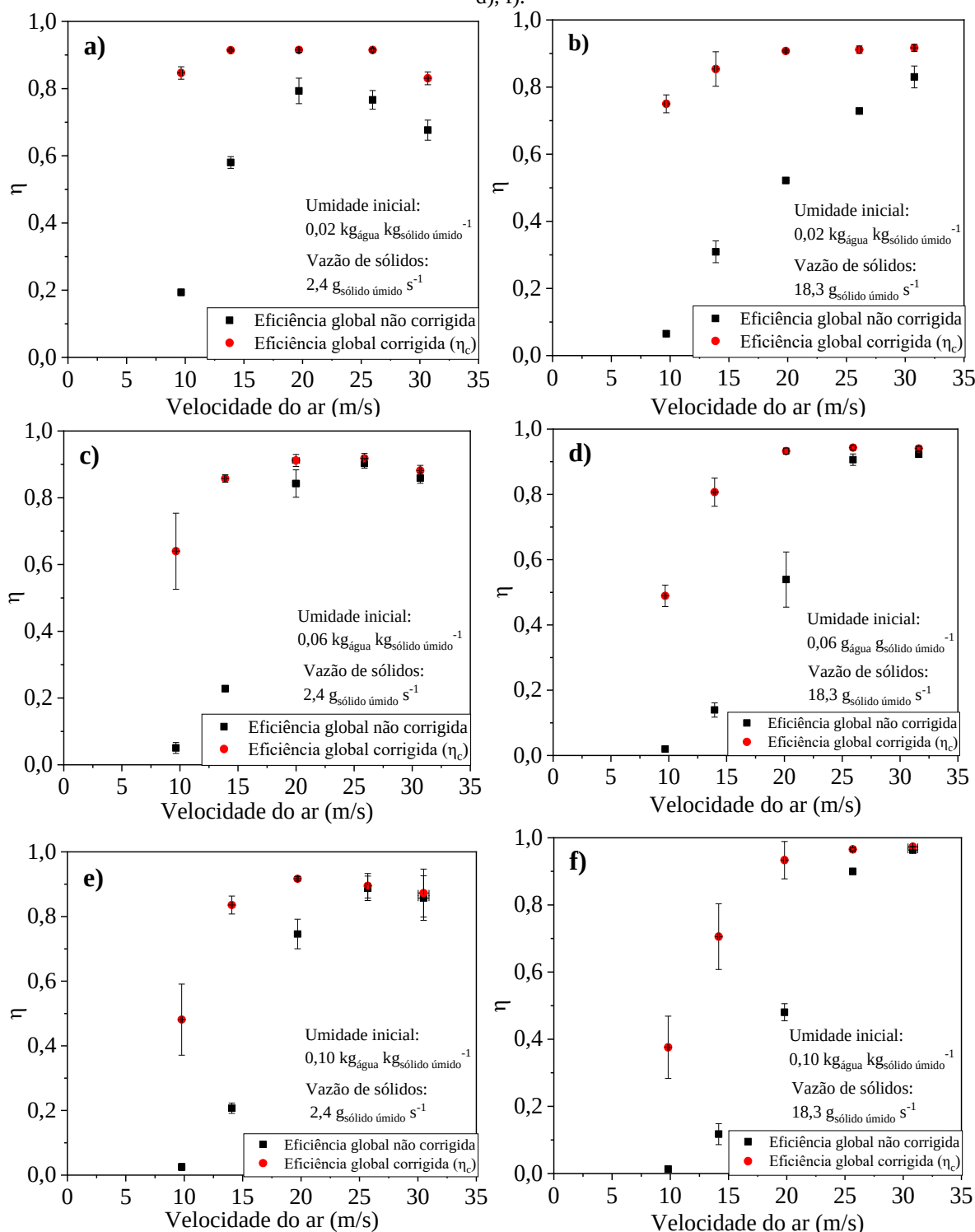
Nesta seção, serão apresentados os resultados obtidos para a secagem do minério de ferro no ciclone implementando a metodologia de balanço de massa para os sólidos. A análise da eficiência global de coleta, da massa depositada na tubulação de ar, do minério aderido nos compartimentos do alimentador e nas paredes do ciclone, e do minério do *overflow* do ciclone serão apresentados nos itens 7.2.2.2, 7.2.2.3, 7.2.2.4 e 7.2.2.5, respectivamente. No item 7.2.2.6 é apresentada uma observação geral a respeito dos resultados obtidos para o balanço de massa, onde foi possível definir o efeito de maior influência para a secagem no ciclone. No item 7.2.2.7 é apresentada a transferência de massa obtida para a secagem, avaliando os efeitos da temperatura do ar, da velocidade do ar, da umidade do minério e da vazão de alimentação dos sólidos, sobre a umidade do material coletado no *underflow* do ciclone. Por fim, o item 7.2.2.8. apresentará a análise energética.

7.2.2.1 Eficiência global de coleta

Na Figura 66 são apresentados os valores de eficiência global de coleta corrigida e não corrigida em função da velocidade do ar, obtidas para a temperatura de secagem de 80 °C, umidades de alimentação do minério de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazões de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e

$18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Nesta figura, pode-se verificar a boa reprodutibilidade dos experimentos, embora alguns pontos experimentais tenham apresentado elevados valores de desvio padrão.

Figura 66 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida e não corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80°C . Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério: a) $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; b) $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; c) $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; d) $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; e) $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$; f) $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: a), c), e). Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: b), d), f).



Fonte: Elaborado pelo autor.

A importância da correção da eficiência global de coleta da massa seca fica evidente para todas as condições experimentais apresentadas na Figura 66. Os valores de eficiência global corrigida foram maiores que os obtidos para as eficiências globais não corrigidas, uma vez que a primeira desconsidera a massa acumulada na tubulação do alimentador ($m_{\text{tubulação}}$) e nas divisórias do alimentador ($m_{\text{compartimentos}}$) da massa total alimentada no equipamento. Esta correção possibilitou obter a eficiência real de coleta do equipamento (eficiência global corrigida – η_c), mostrando que a metodologia experimental que considera o balanço de massa no ciclone apresentada no item 7.1.2.3, se mostrou adequada para a análise do problema.

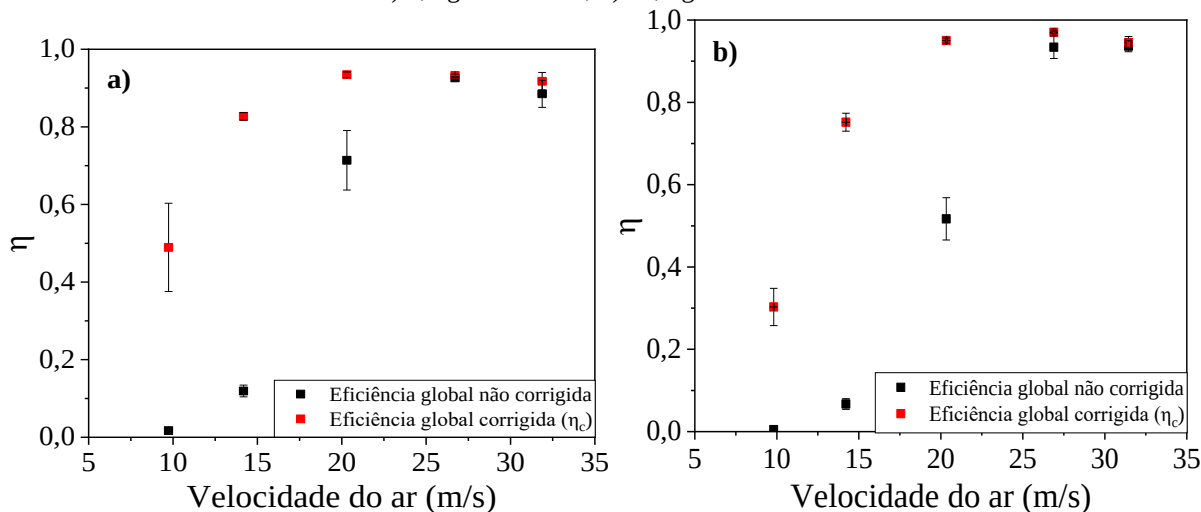
O efeito da velocidade superficial do ar de alimentação do ciclone no comportamento da eficiência global de coleta está de acordo com o descrito pela literatura (ZHU; LEE, 1999; COURY et al., 2004; GIMBUN et al., 2012; WEI et al., 2019). Existe o aumento da eficiência global de coleta dos sólidos com o aumento da velocidade do ar até um certo valor, após este valor é observada uma diminuição da eficiência global para o aumento da velocidade de entrada. Este efeito de aumento da eficiência também foi observado por Gimbun *et al.* (2012) e Zhu e Lee (1999), que avaliaram a eficiência global de coleta de ciclones separadores. Conforme já discutido no item 7.2.1, o incremento na velocidade do ar aumenta a velocidade tangencial da mistura gás-sólido fazendo com que as partículas menores sejam movimentadas na direção das paredes do ciclone, onde por ação da força gravitacional são direcionadas para a caixa coletora do *underflow*. Esta maior coleta de sólidos resulta na diminuição do diâmetro de corte da separação e no aumento da eficiência global de coleta.

Para a velocidade de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e a vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$, verifica-se na Figura 66 – a), Figura 66 – c) e Figura 66 – e) a tendência de diminuição da eficiência global de coleta. De acordo com Kang *et al.* (1989) e Gimbun *et al.* (2012), para elevados valores de velocidades do ar, como o caso de $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, a diminuição da eficiência de coleta ocorre devido aos efeitos da turbulência, rebote das partículas de minério após a colisão com as paredes do ciclone, reintegração de partículas menores no vórtice central de escoamento ascendente do ar no ciclone e ao araste das partículas já coletadas *underflow*. A faixa de velocidades de alimentação ideal para a operação do ciclone é um parâmetro essencial para o funcionamento adequado do equipamento. Trabalhos como os de Kang *et al.* (1989), Yang *et al.* (2015) e Wei *et al.* (2019) obtiveram equações para a estimativa da maior velocidade que forneça a máxima eficiência de coleta nos ciclones. Massarani (2002) recomenda a utilização de velocidades de alimentação do ar de 10 a $30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ para a operação de ciclones separadores tipo *Stairmand*. Do ponto de vista experimental, a Figura 66 – a), a Figura 66 – c) e a

Figura 66 – e) mostram que velocidades do ar superiores a $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ não são indicadas para a operação de secagem do minério de ferro utilizando esta configuração de ciclone, devido ao arraste dos sólidos pelo *overflow*. Entretanto, altas velocidades podem ser necessárias devido a operação do chute secador descrito no fluxograma da Figura 37. Estas velocidades elevadas aumentam a necessidade da utilização de processos de separação gás-sólido posteriores à separação por ciclone, além do aumento do desperdício energético devido ao fornecimento do ar em excesso.

A Figura 67 apresenta os resultados de η obtidos para a temperatura de alimentação do ar de 90°C , umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Para a temperatura de 90°C , pode-se observar os mesmos efeitos da velocidade de alimentação do ar sobre a eficiência global de coleta da massa seca do que os obtidos para a temperatura de secagem de 80°C .

Figura 67 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida e não corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 90°C . Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

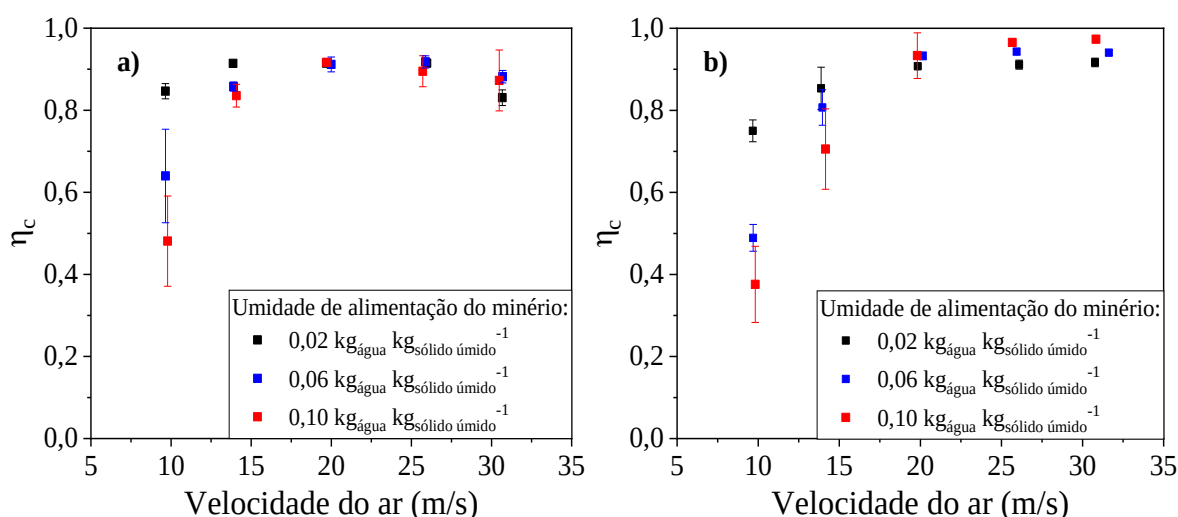
Avaliando o efeito da vazão de alimentação de sólidos sobre a eficiência global de coleta na Figura 66 e na Figura 67, se observa que o aumento da vazão de sólidos promoveu a diminuição da eficiência global de coleta corrigida (η_c) para as velocidades superficiais de alimentação do ar inferiores à velocidade correspondente à máxima eficiência global de coleta. Estes resultados contrastam com os obtidos por Qian *et al.* (2007) e Huang *et al.* (2018), que obtiveram o aumento da eficiência de coleta com o aumento da vazão de sólidos para as baixas velocidades de alimentação do ar. Huang *et al.* (2018) associaram o aumento da eficiência com o aumento da vazão de sólidos, ao aumento da varredura das partículas maiores e à agregação

das partículas menores. Qian *et al.* (2007) mostram que para as menores concentrações de sólidos a análise por CFD indicou a obtenção de um vórtice interno do ciclone mais forte, com maiores velocidades tangenciais e energias cinéticas turbulentas, fazendo que as partículas fossem arrastadas pelo vórtice interno, diminuindo a eficiência de coleta para as menores concentrações de sólidos.

A diferença entre o comportamento experimental obtido na Figura 66 e na Figura 67 quando comparado ao reportado pela literatura para o aumento da vazão de sólidos, pode estar relacionada com os efeitos das alterações nos tamanho das partículas e da densidade do material devido à quebra dos aglomerados úmidos e da sua secagem. Além disso, existe o acúmulo dos sólidos úmidos na área de seção transversal da tubulação do alimentador, região de alimentação do ciclone. Este depósito de sólidos pode influenciar os campos de pressão e as velocidades axiais e tangenciais do escoamento de ar no ciclone, que possivelmente alteram a fluidodinâmica do escoamento multifásico e os resultados obtidos experimentalmente.

A influência da umidade de alimentação do minério na eficiência global de coleta é verificada na Figura 68 – a) e na Figura 68 – b) apenas para as menores velocidades superficiais de alimentação do ar de $10 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e de $15 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Figura 68 – Eficiência global de coleta da massa seca corrigida em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80°C . Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

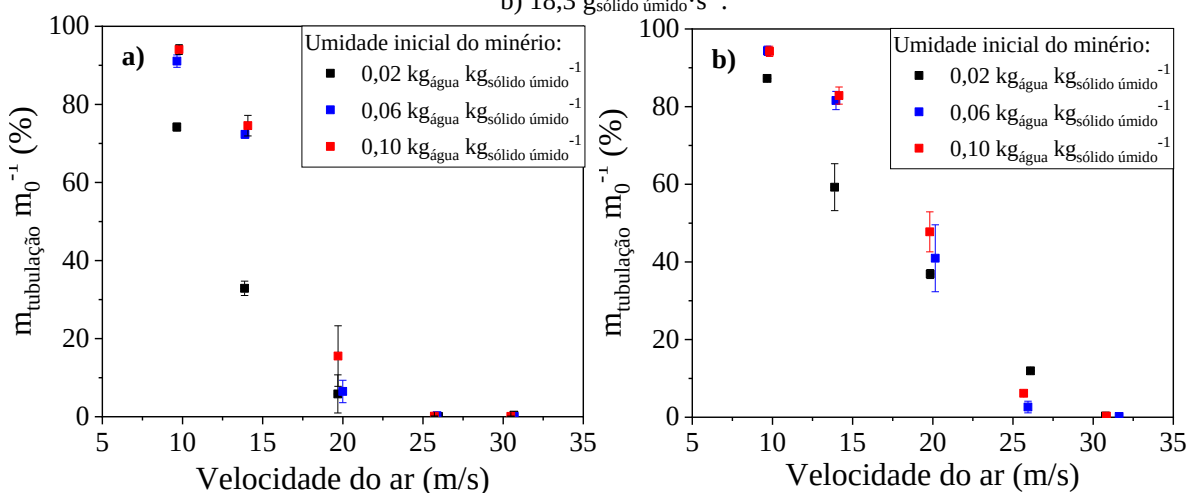
Na Figura 68, para as velocidades acima de $20 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ relacionadas com as máximas eficiências globais de coleta, a umidade do material não apresentou influência significativa.

Este resultado pode estar relacionado com a variação da massa de minério que foi efetivamente alimentada no ciclone, uma vez que a massa aderida nos compartimentos do alimentador ($m_{\text{compartimentos}}$) e depositada na tubulação ($m_{\text{tubulação}}$) do ar variou com a umidade do material, resultando na variação da vazão mássica e da concentração dos sólidos alimentados no ciclone. Na literatura, estudos como os de Obermair *et al.* (2005) e Haig *et al.* (2014) avaliaram a influência da aglomeração de partículas secas no desempenho dos ciclones, mas poucos trabalhos avaliaram a influência da umidade do material no desempenho do equipamento. Li *et al.* (2019) obtiveram o aumento da eficiência global de separação com o aumento da umidade dos sólidos mantendo as condições de velocidade de alimentação do ar da concentração das partículas, os autores atribuíram este aumento principalmente a coleta de partículas de maior tamanho.

7.2.2.2 Massa de minério depositada na tubulação de ar durante a alimentação dos sólidos

Na Figura 69 são apresentadas as porcentagens de massa seca depositadas na tubulação de ar do alimentador em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone, para a temperatura de 80 °C, umidades iniciais do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação dos sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

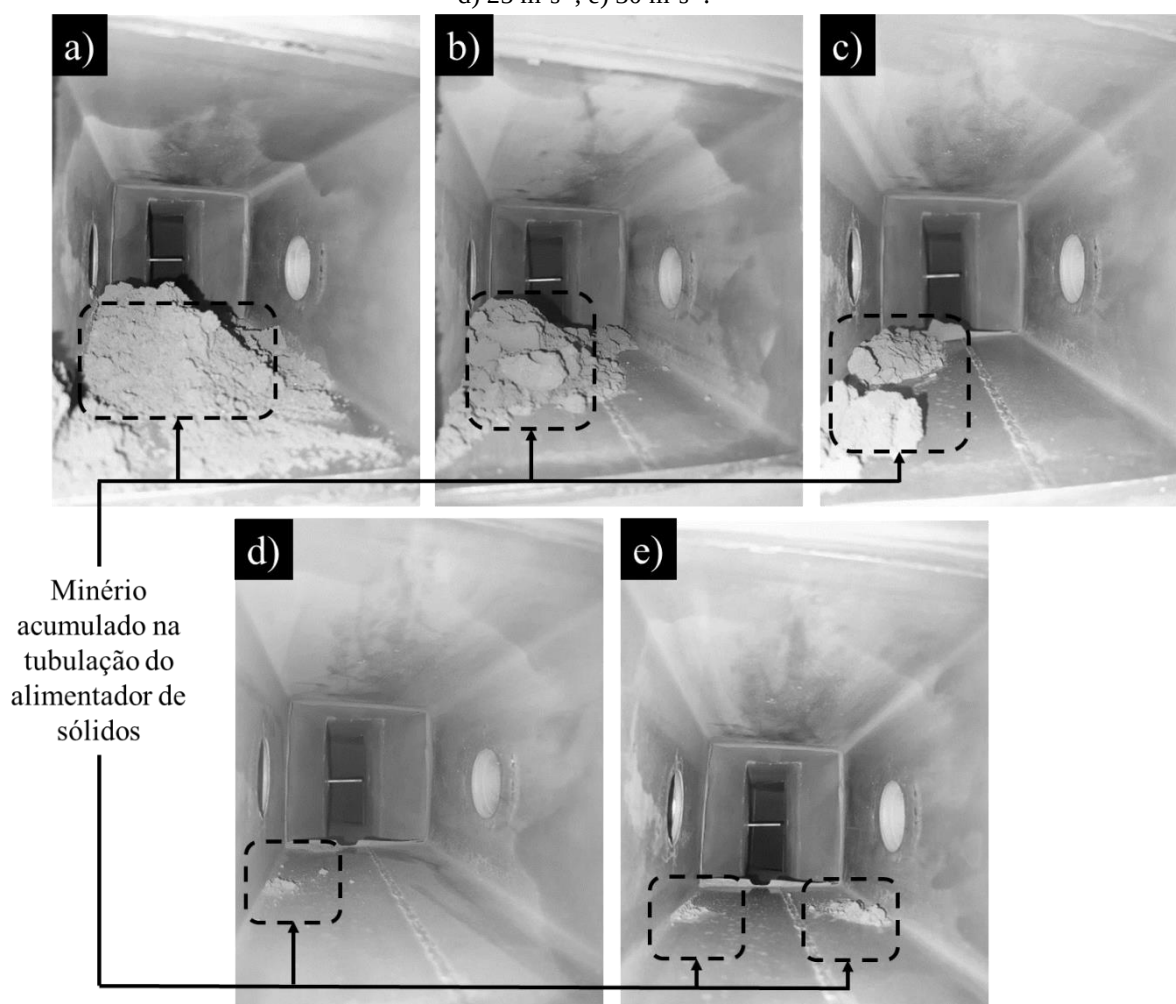
Figura 69 – Porcentagem de massa seca acumulada na tubulação de ar em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de entrada ar. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 69 mostra a influência da velocidade superficial de alimentação do ar na formação dos depósitos de sólidos na tubulação do alimentador. As maiores porcentagens de acúmulo foram obtidas para as velocidades superficiais do ar de 10, 15 e 20 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, com o aumento da velocidade se verifica a diminuição do acúmulo de sólidos devido ao arraste do material pelo escoamento do ar. Esta observação também fica evidente na análise das fotografias apresentadas na Figura 70.

Figura 70 – Fotografias da tubulação de ar após alimentação dos sólidos no ciclone. Temperatura do ar 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério de 0,10 $\text{g}_{\text{água}}\cdot\text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 $\text{g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Velocidade superficial do ar: a) 10 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, b) 15 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, c) 20 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, d) 25 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$, e) 30 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$.



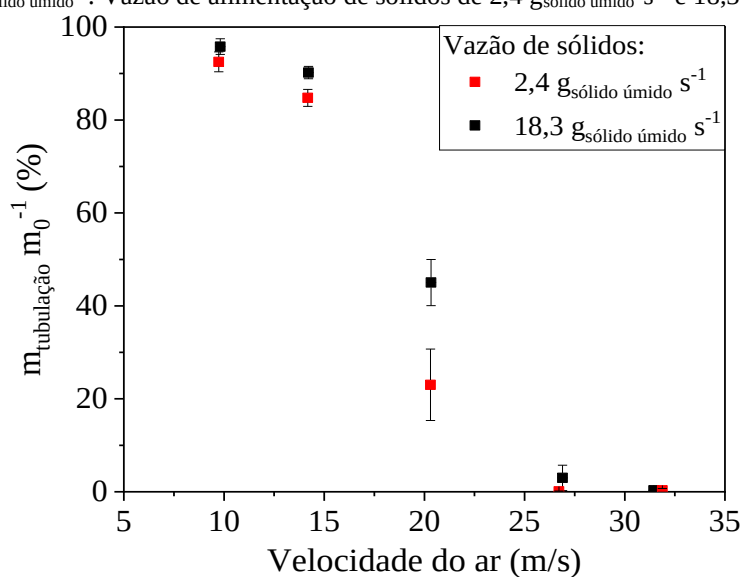
Fonte: Acervo pessoal.

A velocidade do ar de 10 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ pode ser caracterizada como uma péssima condição para a alimentação do minério no ciclone, proporcionando os maiores acúmulos de sólidos na tubulação de ar. Para a vazão de sólidos de 2,4 $\text{g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$ foram obtidos valores de

$m_{\text{tubulação}} \cdot m_0^{-1}$ de $74,2 \pm 1,0 \%$, $91,1 \pm 1,2 \%$ e de $94,0 \pm 1,3 \%$ para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente. Com o aumento da vazão de sólidos foi verificada a tendência de aumento do acúmulo, possivelmente devido a maior quantidade de sólidos injetados em um menor intervalo de tempo de alimentação. Essa observação pode ser verificada para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, os valores de $m_{\text{tubulação}} \cdot m_0^{-1}$ foram de $87,3 \pm 0,4 \%$, $94,4 \pm 1,2 \%$ e de $94,2 \pm 1,3 \%$ para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente.

Para a temperatura de alimentação do ar de $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$ foi obtido um comportamento semelhante ao da temperatura de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ para o acúmulo de sólidos, conforme pode ser verificado na Figura 71.

Figura 71 - Porcentagem de massa seca acumulada na tubulação de ar em relação à massa seca empacotada inicialmente no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar. Temperatura do ar de $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

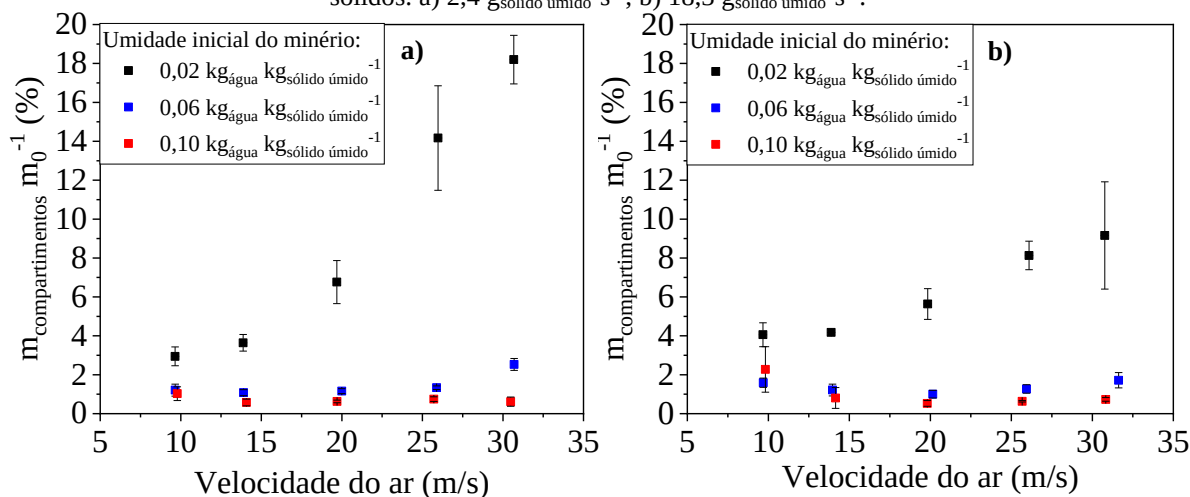
Através da análise da Figura 69 e da Figura 71, pode-se definir que velocidades superficiais do ar iguais ou superiores a $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ seriam ideais para a alimentação de sólidos utilizando o alimentador do tipo haste. Para estes valores de velocidades do ar, a formação de regiões de depósitos de sólidos como as identificadas na Figura 70 seriam minimizadas. Para a temperatura de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$, velocidade de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, os valores de $m_{\text{tubulação}} \cdot m_0^{-1}$ foram de $0,07 \pm 0,03 \%$, $0,26 \pm 0,14 \%$ e $0,13 \pm 0,03 \%$ para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente.

Para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, os valores de $m_{\text{tubulação}} \cdot m_0^{-1}$ foram de $11,9 \pm 0,1 \%$, $2,6 \pm 1,5 \%$ e $6,2 \pm 0,5 \%$ para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente.

7.2.2.3 Massa de minério aderida nas superfícies internas dos compartimentos do alimentador do tipo haste

Além do acúmulo de minério que ocorre na tubulação durante a injeção dos sólidos na corrente de ar, a massa aderida nas superfícies dos compartimentos do alimentador também limita o desempenho da secagem em ciclone. Na Figura 72 são apresentadas as porcentagens de minério coletado nas divisórias do alimentador em relação à massa inicialmente empacotada, em função da velocidade superficial do ar alimentado no ciclone, para temperatura de secagem de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$, umidades iniciais do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

Figura 72 - Porcentagem de massa seca aderida nas divisórias do alimentador do tipo haste em relação à massa seca empacotada inicialmente no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 72 – a) e b) podem ser observados dois comportamentos para a massa coletada nos compartimentos do alimentador de sólidos. O primeiro foi observado para a umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, cujo aumento da velocidade do ar provocou um aumento expressivo dos valores de $m_{\text{compartimentos}} \cdot m_0^{-1}$. Para a umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ os aglomerados úmidos de partículas possivelmente possuem uma menor camada líquida disponível nas suas

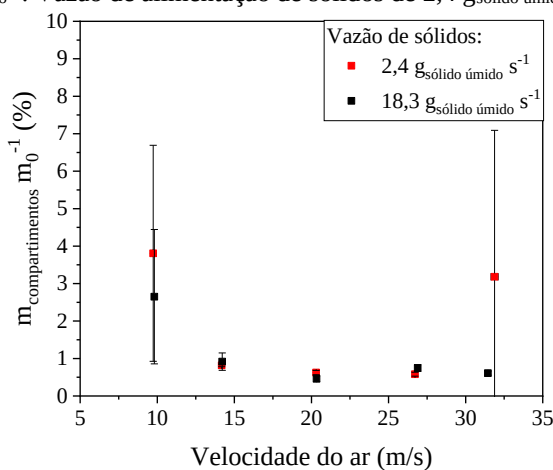
superfícies para formação de aglomerados de maior granulometria e de tarugos compactos como verificados na Figura 53 no Capítulo 5. Desta forma, as partículas acabaram não sendo injetadas na corrente de ar de alimentação do ciclone, mas sim transportadas pelo ar para os compartimentos internos do alimentador. O segundo comportamento foi observado para as umidades de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para essas umidades não se observa uma variação significativa de $m_{\text{comprimentos}} \cdot m_0^{-1}$ com o aumento da velocidade superficial do ar. Isso indica que a água líquida adicionada para as umidades de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ foi suficiente para se obter tamanhos de aglomerados que não fossem arrastados pelo ar para as partes internas do alimentador, mas que também não excedeu o limite de água adicionada cujo produto é um minério muito pegajoso, que se adere aos compartimentos e apresente a compactação verificada no item 5.2.3 e 5.2.4 do Capítulo 5.

Para a umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ a maior porcentagem obtida na Figura 72 foi para a velocidade do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, com valores de $18,2 \pm 1,3 \%$ e de $9,2 \pm 2,8 \%$ para as vazões de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, respectivamente. Para a umidade de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ o maior valor de $m_{\text{comprimentos}} \cdot m_0^{-1}$ foi de $2,5 \pm 0,3 \%$ para vazões de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e de $1,7 \pm 0,4 \%$ para a vazão de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Para umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, as maiores porcentagens obtidas foram de $1,0 \pm 0,4 \%$ e de $2,3 \pm 1,2 \%$ para as vazões de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, respectivamente.

Para a temperatura do ar de $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ são apresentados na Figura 73 as porcentagens de massa seca aderidas nas divisórias do alimentador para as vazões de sólidos de $2,4$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Para essas condições experimentais, as maiores porcentagens de massa coletada nos compartimentos foram de $3,8 \pm 2,9 \%$ para a vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e de $2,7 \pm 1,8 \%$ para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

De forma geral, os resultados mostraram que a alimentação do minério no ciclone foi mais eficiente para as umidades de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ quando se considera apenas a massa seca aderida nas divisórias do alimentador utilizando o minério proveniente do lote B. Além disso, para as umidades de $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ a velocidade do ar não apresentou influência significativa sobre $m_{\text{comprimentos}} \cdot m_0^{-1}$ para as condições experimentais avaliadas.

Figura 73 – Porcentagem de massa seca aderida nas divisórias do alimentador do tipo haste em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

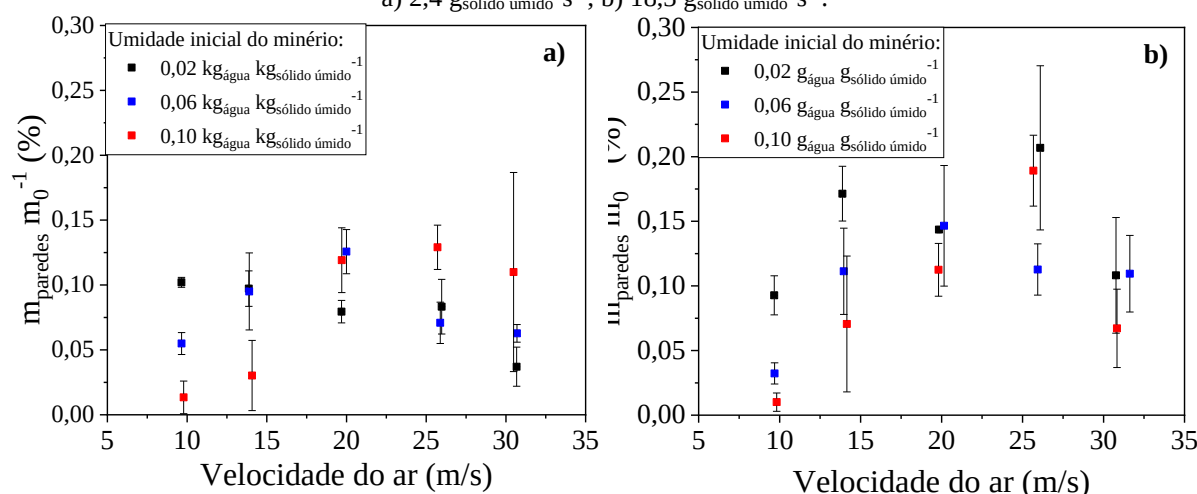
Pode-se dizer que o alimentador do tipo haste utilizado neste trabalho apresenta características dos alimentadores mecânicos e pneumáticos, pois a alimentação dos sólidos depende tanto do movimento linear das divisórias internas da haste, quanto da vazão de ar utilizada na secagem. Desta forma, embora não seja possível comparar os problemas encontrados neste trabalho envolvendo o acúmulo de sólidos na tubulação de ar e nos compartimentos do alimentador com os trabalhos da literatura, sabe-se que a alimentação de sólidos é uma operação complexa. Por exemplo, na alimentação de sólidos utilizando os alimentadores mecânicos helicoidais existem vazamentos de ar, a formação de pontes e arcos, chamados de *bridge e arching* pela literatura, de regiões de vazios de sólidos e de entupimentos, que são comuns principalmente para partículas coesivas (MINGLANI et al., 2020; LI et al., 2020). Para contornar essas dificuldades, Li *et al.* (2020) desenvolveram uma geometria assimétrica para o alimentador helicoidal que foi simulada utilizando o método dos elementos discretos, os autores obtiveram uma perturbação do empacotamento *bulk* dos sólidos no silo de armazenamento e na região próxima ao parafuso helicoidal, que auxiliou o escoamento coesivo dos sólidos. Para a alimentação de sólidos utilizando válvulas rotativas podem ocorrer gradientes de pressão entre o silo de armazenamento dos sólidos e a tubulação de ar, vazamentos de ar pela válvula, aderência dos sólidos nos compartimentos da válvula e a formação de arcos de partículas coesas acima da válvula, que dificultam a alimentação do material (GUNDOGDU, 2004; GOMES et al., 2021). Para os alimentadores pneumáticos como a válvula-L, existe a

necessidade do fornecimento de uma vazão de ar mínima de aeração no alimentador (MASSARO, 2020).

7.2.2.4 Massa de minério aderida nas paredes do ciclone

Na Figura 74 são apresentadas as porcentagens de $m_{\text{compartimentos}} \cdot m_0^{-1}$ em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone, para temperatura do ar de 80 °C, umidades iniciais do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

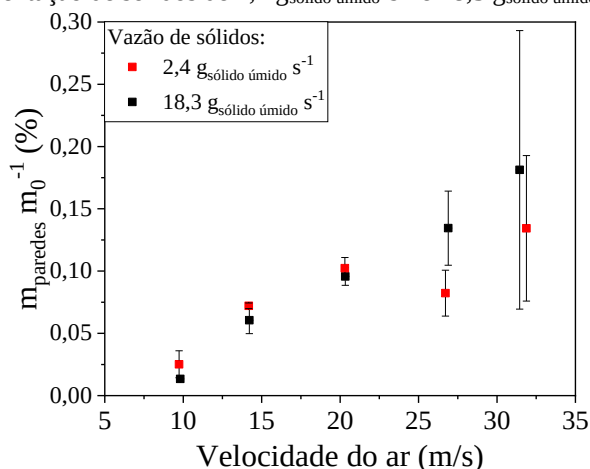
Figura 74 - Porcentagem de massa seca retida nas paredes do ciclone em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando o efeito da velocidade superficial do ar sobre a massa aderida nas paredes do ciclone, é possível verificar na Figura 74 que para a umidade de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ as porcentagens de $m_{\text{paredes}} \cdot m_0^{-1}$ são menores para as velocidades do ar de 10 e 15 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$. Esta observação também pode ser verificada para a temperatura de alimentação do ar de 90 °C na Figura 75 e está relacionada com a menor quantidade de minério efetivamente alimentada no equipamento, conforme verificado nos itens 7.2.2.1 e 7.2.2.2.

Figura 75 - Porcentagem de massa seca retida nas paredes do ciclone em relação à massa seca depositada no alimentador, em função da velocidade de alimentação do ar. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 74, para o aumento da velocidade do ar até 20 m·s⁻¹, pode-se observar uma tendência de aumento da massa aderida nas paredes do ciclone. Para velocidades superiores à 20 m·s⁻¹, se observa a tendência de diminuição da massa aderida. A primeira observação pode estar relacionada com a maior quantidade de minério alimentado e coletado no *underflow* conforme verificado no item 7.2.2.1, uma vez que o aumento da velocidade do ar proporciona uma maior alimentação de sólidos no ciclone, que passa a entrar em contato com as paredes do equipamento. Para as maiores velocidades do ar da Figura 74, a diminuição da massa aderida nas paredes pode estar relacionada com o aumento da turbulência do escoamento do ar que auxilia na remoção do minério impregnado nas superfícies internas do equipamento. Para a temperatura de secagem de 90 °C, a Figura 75 mostra o aumento da massa de minério aderida nas superfícies internas do ciclone para o aumento da velocidade superficial do ar.

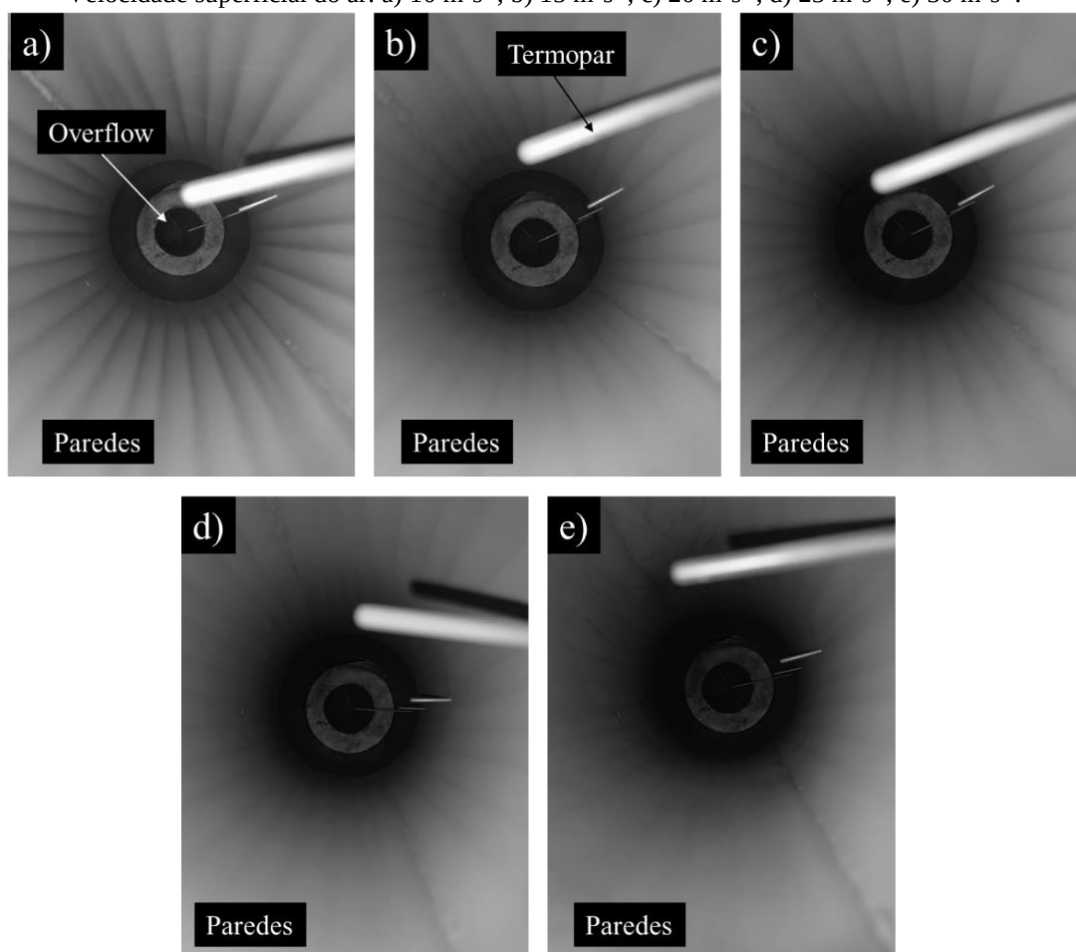
Além dos resultados apresentados na Figura 74 e na Figura 75, as fotografias da Figura 76 mostram que não ocorreu a formação de incrustações nas paredes internas do ciclone secador que pudessem interferir nos resultados obtidos. Avaliando todas as médias dos resultados experimentais, a máxima porcentagem média aderida nas paredes do ciclone foi de 0,21 ± 0,06 % para a velocidade de 25 m·s⁻¹ e umidade do minério de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ da Figura 74 – b). Estes valores corroboram a baixa influência da adesão do minério nas paredes do equipamento sobre a eficiência global de coleta e a secagem do material.

Zhou e Zhong (2019) obtiveram uma massa de 0,1600 ± 0,021 g aderida nas paredes do ciclone separador. Utilizando as informações fornecidas por Zhou *et al.* (2018), pode-se estimar que os autores obtiveram uma porcentagem de 0,16 % de massa de partículas aderidas nas

paredes para um experimento com duração de 20 minutos e uma vazão de alimentação de sólidos de $5 \text{ g} \cdot \text{min}^{-1}$. Embora as condições experimentais, dimensões e geometria do ciclone, configuração do módulo experimental e o tipo de material utilizados por Zhou *et al.* (2018) sejam diferentes dos empregados neste trabalho, a porcentagem de 0,16 % está próxima da obtida para o minério de ferro no valor de $0,21 \pm 0,06 \%$.

De acordo com Zhou *et al.* (2017), a adesão de partículas nas paredes dos ciclones pode diminuir a eficiência de separação do ciclone devido ao bloqueio de regiões como o *underflow*. Os fenômenos envolvidos em superfícies das partículas em ciclones são complexos e ainda não foram totalmente explicados. As principais teorias relacionam a influência da força capilar, forças de van der Waals, forças eletrostáticas e a fluidodinâmica do escoamento do ar na adesão das partículas nas paredes. Estas forças são influenciadas pela umidade do ar, umidade dos sólidos, temperatura do ar, velocidade do ar, formato e tamanho das partículas, concentração de sólidos, entre outros (ZHOU *et al.*, 2017; ZHOU *et al.*, 2018; ZHOU; ZHONG, 2019).

Figura 76 - Fotografias das paredes internas do ciclone após a alimentação dos sólidos, obtidas através do orifício do *underflow* do ciclone. Temperatura do ar de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Velocidade superficial do ar: a) $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, b) $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, c) $20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, d) $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, e) $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Acervo pessoal.

Pinto (2020) obteve o aumento da força de adesão do bagaço de malte em superfícies de cobre com o aumento da umidade do material. A adesão foi um fator de influência na secagem convectiva do material devido a aderência dos sólidos na superfície do secador, que resultou em alterações na circulação dos sólidos e nos perfis de temperatura obtidos experimentalmente.

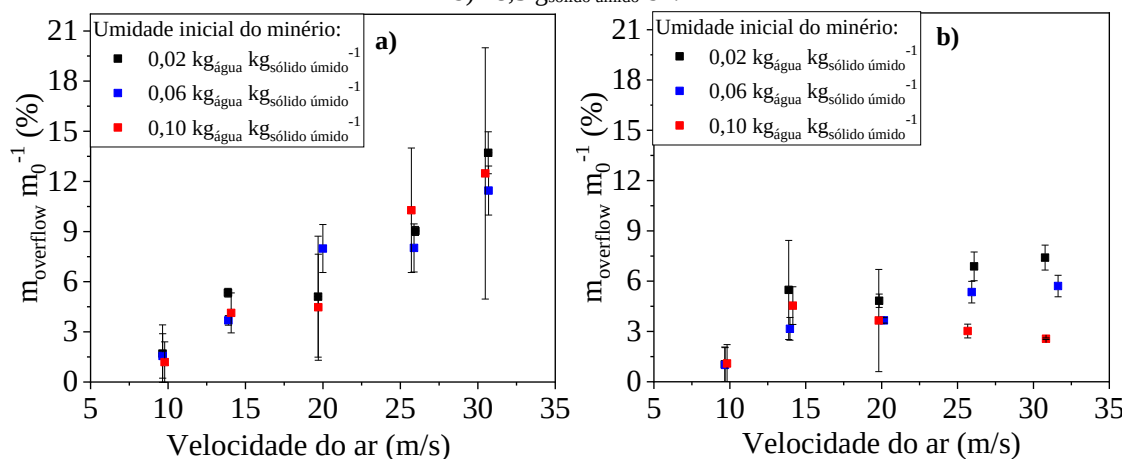
Para o minério de ferro, no trabalho de Tao et al. (2020) foi avaliada a adesão por meio da determinação da tensão de tração adesiva entre o minério de ferro úmido e as superfícies cerâmicas e de ligas de aço. Os autores obtiveram o aumento da tensão de tração adesiva com o aumento da umidade do material, devido ao aumento das forças capilares e das pontes líquidas formadas entre o material e as superfícies. Além disso, o minério de ferro composto por partículas mais finas apresentou maiores valores de tensão adesiva do que o minério de ferro composto por partículas maiores, indicando a maior probabilidade de ocorrer o entupimento dos chutes de transferência para partículas úmidas e de menor tamanho.

7.2.2.5 Massa de minério do *overflow* do ciclone

Nesta seção, a massa de minério que escapou pelo *overflow* do ciclone foi estimada pelo balanço de massa descrito pela Equação 7.2 apresentada no item 7.1.2.3. Na Figura 77 são apresentadas as porcentagens de $m_{\text{overflow}} \cdot m_0^{-1}$ em função da velocidade superficial do ar para a temperatura de secagem de 80 °C, umidades iniciais do minério de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazões de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Para a temperatura de 90 °C e a umidade inicial do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, os resultados são apresentados na Figura 78.

Figura 77 - Porcentagem de massa do *overflow* do ciclone em relação a massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C.

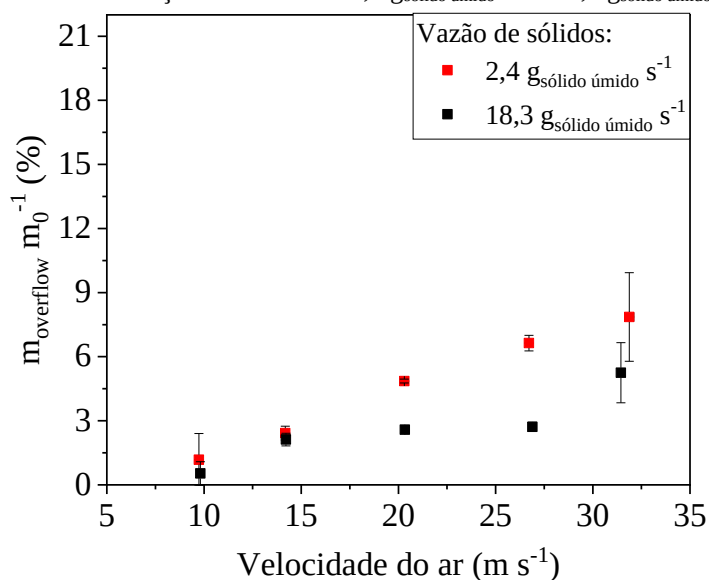
Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Comparando a Figura 77 – a) e a Figura 77 – b), pode-se verificar que para a vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ existe uma tendência de aumento linear da porcentagem dos sólidos que escapam pelo *overflow* com o aumento da velocidade superficial do ar, chegando a porcentagem máxima de $12,5 \pm 7,5 \%$ para a velocidade de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e umidade do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para a vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ existe o aumento de $m_{\text{overflow}} \cdot m_0^{-1}$ até a velocidade de $15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, para velocidades superiores se observa uma menor variação de $m_{\text{overflow}} \cdot m_0^{-1}$ com a velocidade, sendo o valor máximo obtido de $7,4 \pm 0,7 \%$. Como a vazão mássica dos sólidos está associada ao tempo em que a batelada de minério permanece na caixa coletora do *underflow* do ciclone durante cada experimento, para a menor vazão ($2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$) o minério permaneceu por um tempo maior na caixa coletora, onde os aglomerados úmidos foram submetidos a secagem, aos campos de pressão do vórtice central do ciclone e às elevadas velocidades tangenciais e axiais que facilitaram a desintegração dos aglomerados e o arraste dos sólidos já coletados no *underflow* para o *overflow* do ciclone. Estas observações também podem ser verificadas em menor intensidade para a temperatura de $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ na Figura 78.

Figura 78 - Porcentagem de massa do *overflow* do ciclone em relação à massa seca inicialmente empacotada no alimentador, em função da velocidade superficial de alimentação do ar no ciclone. Temperatura do ar de $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

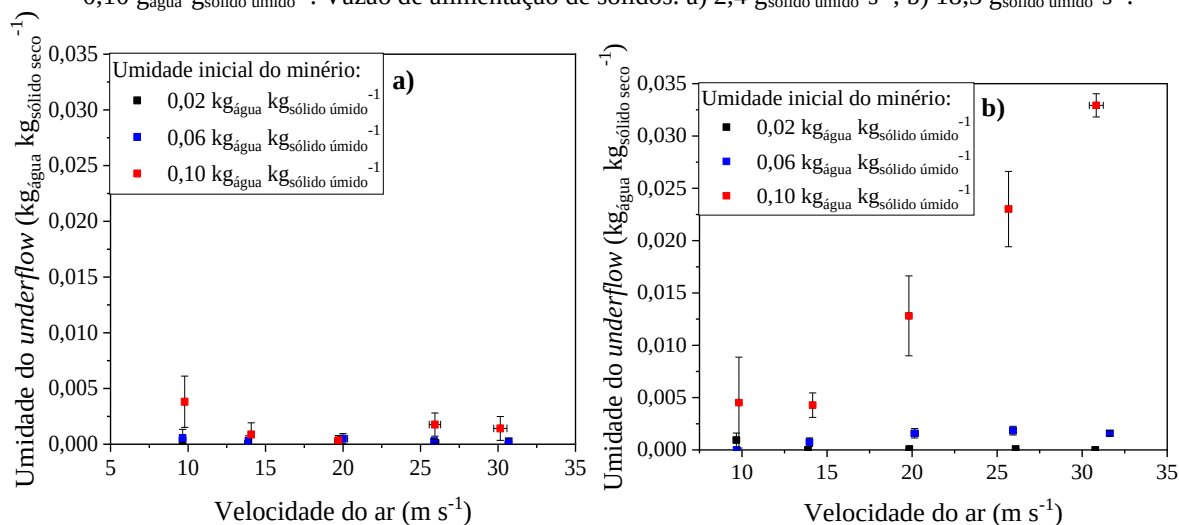
7.2.2.6 Observações sobre o balanço de massa

No Apêndice E são apresentadas na Figura E.1, na Figura E.2 e na Figura E.3 as porcentagens médias de massa seca obtidas pelo balanço de massa no ciclone para a temperatura do ar de 80 °C. Nestas figuras foi possível identificar os valores das porcentagens de $m_{\text{underflow}}$, $m_{\text{compartimentos}}$, $m_{\text{tubulação}}$, m_{paredes} e m_{overflow} obtidos para cada condição experimental e assim identificar a massa de maior influência nos experimentos. A análise dos resultados do Apêndice E associada com as discussões apresentadas nos itens anteriores, mostram que para todas as umidades do minério avaliadas a massa de minério acumulada na tubulação de ar do alimentador de sólidos ($m_{\text{tubulação}}$) foi o principal fator limitante para o desempenho do ciclone como separador e secador. Conforme discutido no item 7.2.2.1 e 7.2.2.2 e verificado na Figura E.1, na Figura E.2 e na Figura E.3, a velocidade superficial do ar apresentou forte influência sobre a $m_{\text{tubulação}}$ e por consequência, na massa de minério coletado no *underflow* do equipamento. A Figura E.1, na Figura E.2 e na Figura E.3 e os resultados apresentados no item 7.2.2.4 evidenciaram que o efeito de adesão do minério nas paredes do ciclone foi desprezível para as condições experimentais avaliadas. Por outro lado, para a menor umidade do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ em conjunto com as elevadas velocidades do ar, a massa de minério coletada nos compartimentos do alimentador ($m_{\text{compartimentos}}$) também se mostrou um fator de forte influência no desempenho do ciclone. A massa de particulado fino arrastada pelo *overflow* foi maior para a menor vazão de alimentação do minério, resultado que está associado ao maior tempo de permanência dos sólidos na caixa coletara.

7.2.2.7 Transferência de massa na secagem em ciclone

Nesta seção, a transferência de massa na secagem do minério de ferro no ciclone é apresentada por meio dos resultados obtidos para a umidade do material coletado no *underflow* e da redução de umidade. Na Figura 79 – a) e b) são apresentadas as umidades do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial do ar de alimentação para a temperatura de secagem de 80 °C, umidades de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Para a temperatura de 90 °C e a umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, os resultados são apresentados na Figura 80.

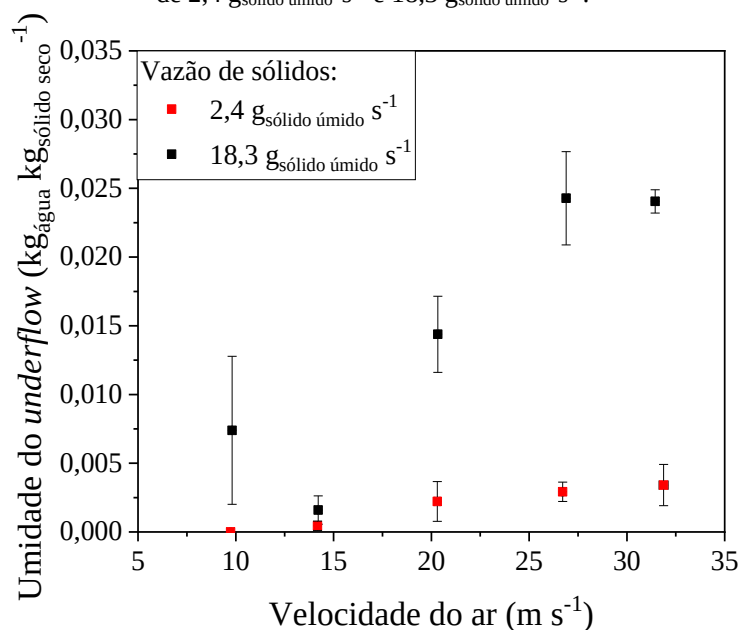
Figura 79 – Umidade em base seca do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de 0,02 $\text{g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, 0,06 $\text{g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e 0,10 $\text{g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) 18,3 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando a Figura 79 e a Figura 80, o efeito da velocidade superficial do ar de alimentação sobre a umidade do minério coletado no *underflow* pode ser verificado para a vazão de alimentação dos sólidos de 18,3 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e a umidade de alimentação do minério de 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para esta condição se observa o aumento da umidade do minério coletado com o aumento da velocidade do ar, o que pode estar relacionado com o menor tempo de contato dos aglomerados com o ar de secagem até a sua coleta no *underflow* (t_m), conforme é apresentado no 7.2.3. Além disso, nos itens 7.2.2.1 e 7.2.2.2 foi verificado que o aumento da velocidade superficial do ar promoveu o aumento da massa úmida de minério efetivamente alimentada no ciclone, aumentando a razão entre a vazão mássica de sólidos e a vazão do ar de secagem alimentada no ciclone. Por se tratar de uma secagem em batelada, o tempo de permanência dos sólidos na caixa coletora até a sua coleta para a determinação da massa seca depende do tempo total de deslocamento da haste do alimentador, ou seja, provavelmente os sólidos também secam enquanto permanecem armazenados na caixa coletora do *underflow*. Para a vazão de sólidos de 18,3 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ este tempo foi de $12,45 \pm 0,18$ s, para a vazão de sólidos de 2,4 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ o tempo obtido foi de $89,34 \pm 0,1$ s, ou seja, o menor tempo de contato dos sólidos com o ar de secagem associado com a maior umidade e massa de alimentação dos sólidos reduziu as taxas de secagem do minério para o aumento da velocidade do ar.

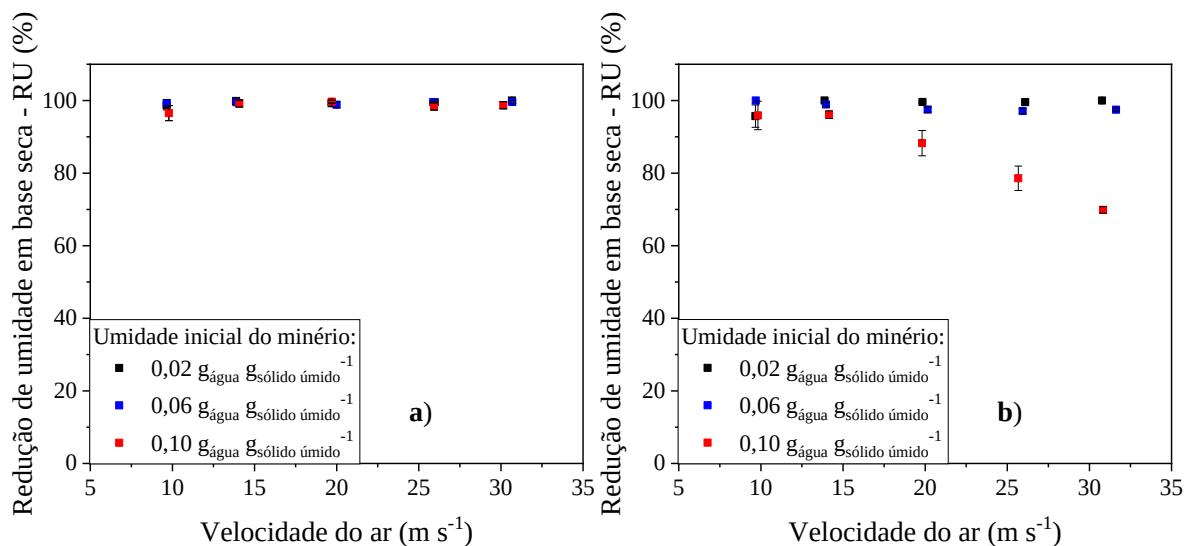
Figura 80 - Umidade em base seca do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e velocidade superficial do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ as umidades do material coletado no *underflow* foram de $0,033 \pm 0,001 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ e de $0,024 \pm 0,001 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para as temperaturas de secagem de 80 e 90 °C, respectivamente. Apesar dessas condições experimentais terem apresentado as maiores umidades do minério coletado no *underflow*, quando comparadas com a umidade de alimentação dos sólidos corresponderam a reduções de umidade (RU) de $69,9 \pm 0,9 \%$ e $78,1 \pm 0,8 \%$, respectivamente. Na escala de redução de umidade, o valor de 100 % corresponde a secagem total do material alimentado. Na Figura 81 e Figura 82 são apresentadas as reduções de umidade obtidas as temperaturas de 80 e 90 °C, respectivamente. Deve-se ressaltar que as reduções de umidade apresentadas nesta seção foram determinadas pela Equação 7.9 utilizando as umidades do minério de ferro em base seca.

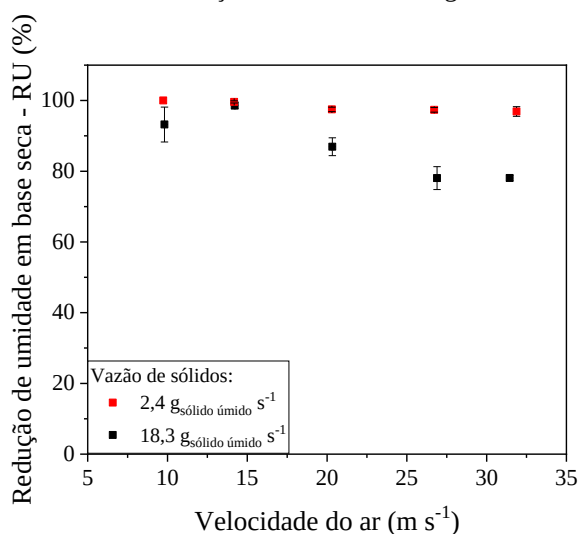
Figura 81 – Redução de umidade adimensional do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial de alimentação do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

As umidades de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ apresentaram elevados valores redução de umidade na secagem em ciclone. Na Figura 81 e Figura 82 os menores valores de RU obtidos para as temperaturas de 80 e 90 °C foram de $95,7 \pm 3,1 \%$ e $97,4 \pm 0,6 \%$, respectivamente. Para a vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e umidades de alimentação do minério de 0,02 e $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, os maiores valores da umidade do minério coletado no *underflow* para a temperatura de secagem de 80 °C foram de $3,08 \cdot 10^{-4} \pm 2,78 \cdot 10^{-4} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ e $5,55 \cdot 10^{-4} \pm 7,84 \cdot 10^{-4} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$, respectivamente. Para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ as maiores de umidades obtidas foram de $9,45 \cdot 10^{-4} \pm 6,74 \cdot 10^{-4} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ e $1,84 \cdot 10^{-3} \pm 4,19 \cdot 10^{-4} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para as umidades de alimentação do minério de 0,02 e $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente. Desta forma, para o minério alimentado no ciclone com umidades iguais ou inferiores a $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, as condições de secagem avaliadas na Figura 79 foram suficientes para se aproximar da secagem total do material.

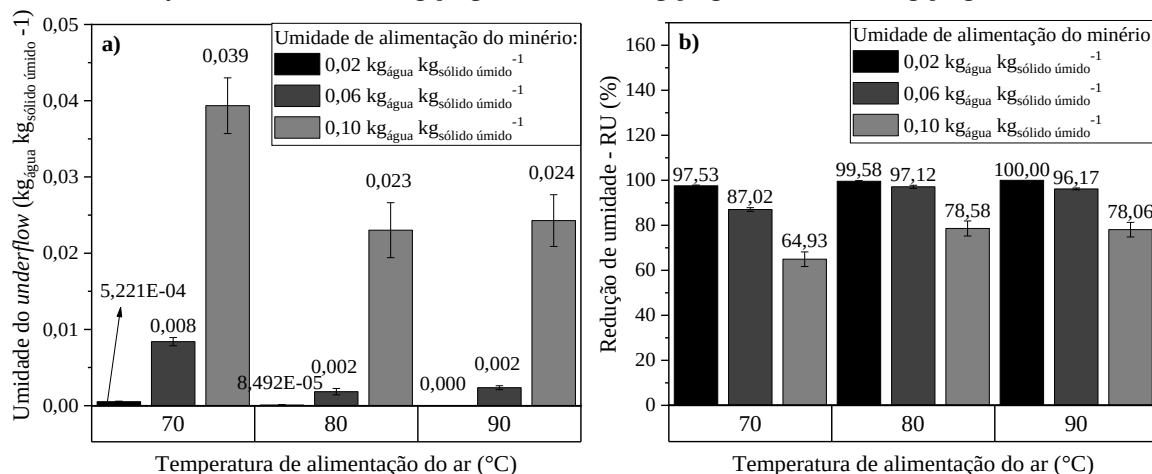
Figura 82 - Redução de umidade adimensional do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Conforme discutido nos itens 7.2.2.1 e 7.2.2.2, nem todo o minério empacotado inicialmente do alimentador de sólidos foi efetivamente alimentado no ciclone secador. Com o intuito de eliminar a influência do acúmulo de massa na tubulação de ar ($m_{\text{tubulação}}$) na análise da secagem e avaliar o efeito da temperatura do ar no processo, Figura 83 – a) apresenta a umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone para a velocidade superficial do ar em $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e vazão mássica de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, para as temperaturas de secagem de 70, 80 e 90 °C. Os resultados de redução de umidade são apresentados na Figura 83 – b).

Figura 83 – a) Umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone. b) Redução de umidade adimensional. Velocidade superficial de alimentação do ar de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O efeito da temperatura de secagem na umidade do minério coletado no *underflow* pode ser observado na Figura 83 para as umidades de alimentação do minério de 0,06 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para a umidade de alimentação de 0,02 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, a menor temperatura avaliada já foi suficiente a redução de 98 % da umidade do minério. Para a umidade de alimentação de 0,06 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ o aumento da temperatura do ar de 70 °C para 80 °C, resultou na diminuição da umidade do minério coletado no *underflow* de $0,008 \pm 0,001 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para $0,002 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$. Para a umidade de alimentação de 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ a redução foi mais expressiva, passando de uma umidade do *underflow* de $0,039 \pm 0,004 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para $0,023 \pm 0,024 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$. Além disso, pode-se verificar na Figura 83 – a) e b), que o aumento da temperatura do ar de 80 °C para 90 °C não apresentou influência na umidade final do material coletado no *underflow* para as condições experimentais avaliadas.

Para as cinéticas de secagem onde a umidade do material é determinada ao longo do tempo, os mecanismos de transferência de massa são mais fáceis de serem interpretados. Por exemplo, para a secagem em leito fixo em camada fina e espessa que é apresentada no Capítulo 4, o efeito do aumento da temperatura do ar resulta na diminuição do tempo de secagem e no aumento das taxas de secagem, onde os mecanismos internos de transferência de massa foram predominantes para as condições avaliadas experimentalmente. No geral, o aumento da temperatura do ar proporciona o fornecimento de uma maior energia térmica ao sistema, favorecendo a agitação das moléculas de água presentes no minério úmido que quebram as suas ligações e são transferidas para o ar de secagem, aumentando as taxas de transferência de massa.

Na secagem em ciclone outro fator que pode ter influenciado as taxas de transferência de massa foi a quebra dos glomerados úmidos de minério, que ocorreu devido a redução da umidade do material, ao atrito dos sólidos com as paredes do ciclone e a atuação de forças de interação fluido-partícula como a força de arraste e a força centrífuga. A análise comparativa das fotografias do minério alimentado e coletado no *underflow* apresentadas na Figura 84, fica evidente a redução do tamanho dos aglomerados. Grimm *et al.* (2017) também descrevem a quebra das partículas como um fator de influência na secagem de resíduos de celulose em ciclone.

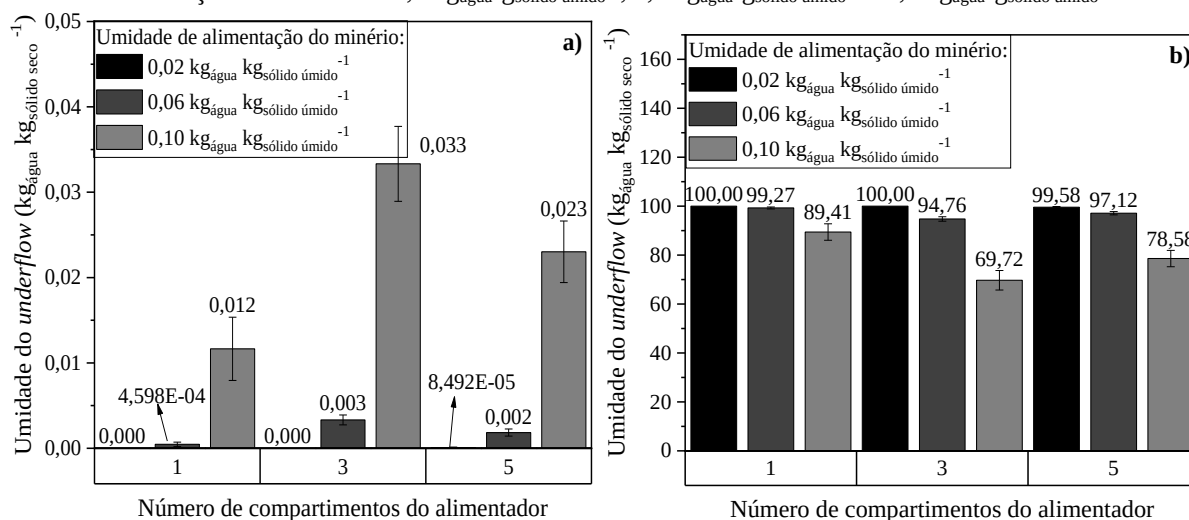
Figura 84 – Fotografias do minério de ferro alimentado no ciclone e do minério coletado no *underflow* do ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Velocidade superficial de alimentação do ar de 20 m·s⁻¹. Número de compartimentos do alimentador: 5. Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Acervo pessoal.

Na Figura 85 são apresentados os valores de umidade e de redução de umidade para a secagem em ciclone utilizando 1, 3 e 5 compartimentos do alimentador de sólidos do tipo haste. Nestes experimentos foi utilizada a velocidade superficial de alimentação do ar de 25 m·s⁻¹, temperatura de 80 °C e vazão mássica de alimentação dos sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹.

Figura 85 - a) Umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone. b) Redução de umidade adimensional. Velocidade superficial de alimentação do ar de 25 m·s⁻¹. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 1, 3 e 5. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 85 – a) e a Figura 85 – b) mostram a influência do número de compartimentos utilizados para empacotar o minério no alimentador de sólidos sobre os valores de RU e da umidade do material coletado no *underflow* do ciclone. Entretanto, os resultados não apresentaram um comportamento condizente com o esperado para o tempo de permanência dos sólidos na caixa coletora do *underflow*. Por exemplo, para a umidade de alimentação de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$, o minério coletado no *underflow* apresentou umidade de $0,023 \pm 0,004 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para 5 compartimentos, embora o tempo de permanência dos sólidos na caixa coletora tenha sido superior ao empregado para 1 compartimento, que apresentou umidade do *underflow* inferior no valor de $0,012 \pm 0,004 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$. Isso indica que outros fatores como a concentração volumétrica de sólidos dentro do ciclone e a razão entre a massa de sólidos e a vazão volumétrica de ar, também podem estar associados aos resultados obtidos.

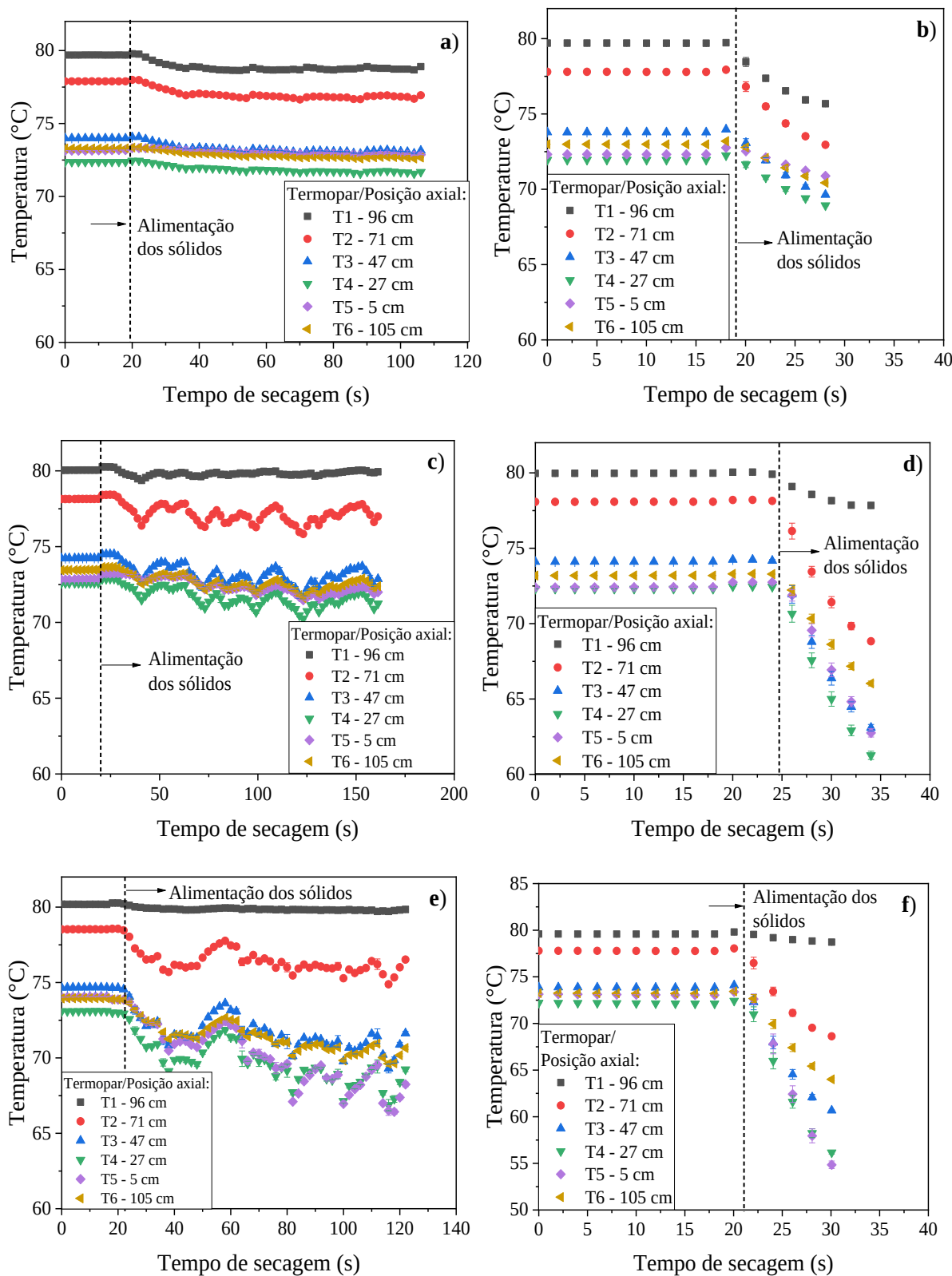
A umidade do blend de minério, composto pelo material coletado no *underflow* e pelo que escapou pelo *overflow* do equipamento, está apresentada na Tabela E.1 do Apêndice F. Essa informação serve para comparação com o processo industrial de secagem da Vale S.A. em São Luís, Maranhão.

7.2.2.8 Transferência de calor durante a secagem

Na Figura 86 são apresentados os valores de temperatura em função do tempo de secagem, para as diferentes posições axiais do ciclone indicadas na Figura 62 e para a temperatura de alimentação do ar de 80 °C.

Na Figura 86 pode-se verificar que após a injeção dos sólidos no sistema, os valores de temperatura das diferentes posições axiais do ciclone diminuem, devido ao aquecimento dos sólidos úmidos e a transferência de energia do ar de secagem para o minério que é destinada a secagem do material. Além disso, para quase todas as condições experimentais foi verificado que o termopar T1 (posição axial de 96 cm) posicionado na seção de alimentação do ciclone, apresentou a menor variação nos valores de temperatura quando comparado com os valores dos demais termopares.

Figura 86 – Temperatura para diferentes posições axiais do ciclone, em função do tempo de secagem. Umidade de alimentação dos sólidos de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: a) e b). Umidade de alimentação dos sólidos de $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: c) e d). Umidade de alimentação dos sólidos de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: e) e f). Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: a, c), e). Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: b), d), f).



Fonte: Elaborado pelo autor.

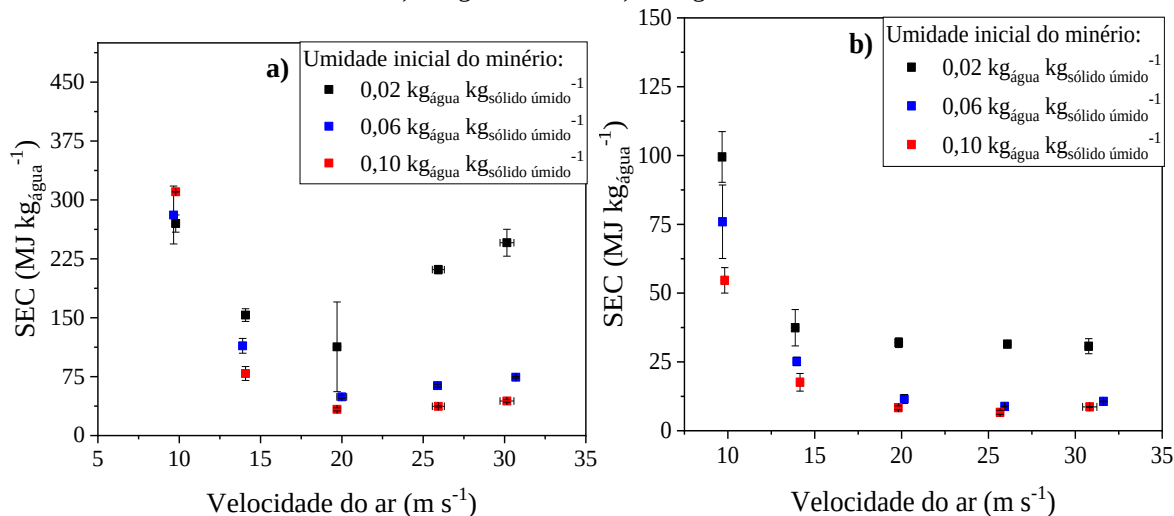
7.2.2.9 Análise energética da secagem em ciclone

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos para a análise energética da secagem do minério de ferro em ciclone, cuja metodologia foi descrita no 7.1.2.5. A análise energética é avaliada com base no consumo específico de energia, na eficiência energética e na eficiência de secagem. Nesta seção, é avaliada a secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone e do minério que escapou pelo *overflow* do equipamento, enfatizando que os sólidos do *overflow* foram considerados como totalmente secos ($X_{\text{overflow}} = 0$).

Consumo específico de energia

Na Figura 87 são apresentados os consumos específicos de energia em função da velocidade superficial do ar para a secagem a 80 °C, umidades de alimentação do minério de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazões de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.

Figura 87 - Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹, 0,06 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. Vazão de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 87 – a) avaliando o efeito da velocidade superficial do ar sobre o consumo específico de energia para a vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹, verifica-se a diminuição dos valores de SEC com o aumento da velocidade do ar até 20 m·s⁻¹. Após esta velocidade, para as umidades de alimentação do minério de 0,06 e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ se observa um pequeno aumento de SEC com o aumento da velocidade do ar e um aumento expressivo de SEC para a umidade de alimentação do minério de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Para

a umidade de alimentação de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ as elevadas velocidades do ar não são necessárias, uma vez que o minério possui menor quantidade de água disponível para a secagem e grande parte do minério fica suscetível ao transporte pelo ar para os compartimentos internos do alimentador de sólidos ($m_{\text{compartimentos}}$) conforme verificado no item 7.2.2.3.

Para a vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ a Figura 87 – b) indica a diminuição de SEQ com o aumento da velocidade superficial do ar. Ainda na Figura 87 – b), para as demais umidades após a diminuição de SEQ até a velocidade de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, verifica-se um pequeno incremento do consumo energético para a velocidade superficial do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

Na Figura 87, observa-se que o maior consumo específico de energia foi obtido para a velocidade superficial de alimentação do ar de $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Para a Figura 87 – a) os maiores valores de SEQ obtidos para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, foram de $269,9 \pm 10,9 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$, $280,8 \pm 36,9 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$ e $310,4 \pm 0,1 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$, respectivamente. Para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ na Figura 87 – b), os maiores valores de SEC obtidos foram de $99,5 \pm 9,2 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$, $75,9 \pm 13,3 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$ e $54,7 \pm 4,6 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$ para as umidades de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, respectivamente. Nestas condições de secagem existe um grande desperdício energético, pois apenas uma pequena parcela da energia fornecida para o aquecimento do ar (Q_{ar}) foi empregada na evaporação da umidade (Q_{w}) e no aquecimento do minério úmido (Q_{t}) conforme pode ser verificado nos valores apresentados na Tabela 36. Esta observação está relacionada com a grande quantidade de sólidos que ficou acumulada na tubulação de ar ($m_{\text{tubulação}}$) para a velocidade de $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e não foi submetida à secagem no ciclone.

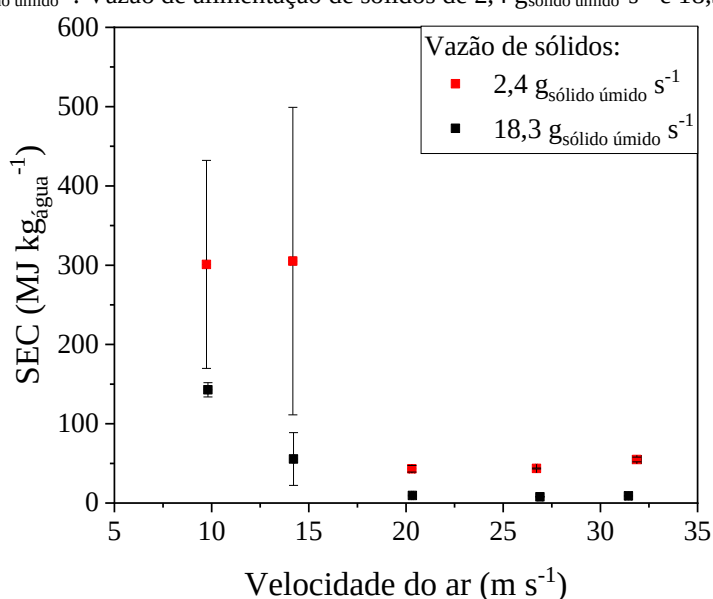
Tabela 36 – Valores de Q_{ar} , W_{s} , Q_{w} e Q_{t} obtidos para a secagem no ciclone a $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$, velocidade superficial do ar de alimentação de $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, utilizando a alimentação de 5 compartimentos do alimentador de sólidos.

Vazão de alimentação de sólidos ($\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$)	Umidade de alimentação ($\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$)	$Q_{\text{ar}} \cdot t_{\text{secagem}}$ (kJ)	$W_{\text{s}} \cdot t_{\text{secagem}}$ (kJ)	Q_{w} (kJ)	Q_{t} (kJ)
2,4	0,02	$285,39 \pm 3,34$	$1,01 \pm 0,01$	$2,58 \pm 0,07$	$1,92 \pm 0,05$
	0,06	$285,97 \pm 0,96$	$1,01 \pm 0,01$	$2,41 \pm 0,34$	$0,79 \pm 0,14$
	0,10	$289,04 \pm 1,75$	$1,03 \pm 0,01$	$2,41 \pm 0,70$	$0,60 \pm 0,17$
18,3	0,02	$39,83 \pm 0,57$	$0,14 \pm 0,00$	$0,93 \pm 0,07$	$0,72 \pm 0,03$
	0,06	$39,41 \pm 0,23$	$0,14 \pm 0,00$	$1,26 \pm 0,24$	$0,41 \pm 0,09$
	0,10	$40,42 \pm 0,27$	$0,14 \pm 0,00$	$1,73 \pm 0,14$	$0,43 \pm 0,03$

Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando o efeito da temperatura do ar sobre o consumo específico de energia, a comparação entre os resultados apresentados na Figura 87 e na Figura 88 para a umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, mostram que o aumento da temperatura do ar resultou no aumento do consumo específico de energia sem apresentar grandes diferenças na umidade do material coletado no *underflow* do ciclone. Por exemplo, para a velocidade do ar de $25 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ e a vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, os valores de SEQ obtidos para as temperaturas de secagem de 80 e 90 °C foram de $37,18 \pm 0,74 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$ e $43,58 \pm 0,55 \text{ MJ} \cdot \text{kg}_{\text{água}}^{-1}$, respectivamente. Enquanto as umidades do minério coletado no *underflow* foram de $1,76 \cdot 10^{-3} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ e $2,92 \cdot 10^{-3} \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ para as temperaturas de secagem de 80 e 90 °C, respectivamente. Este aumento do consumo específico de energia com o aumento da temperatura de secagem está relacionado com o aumento da energia térmica fornecida ao sistema (Q_t), sendo condizente com as considerações teóricas utilizadas na análise energética. Souza et al. (2023) também observaram a influência da temperatura no aumento do consumo específico de energia na secagem de finos de minério de ferro em leito fixo. (BRITO et al., 2018) avaliaram a secagem de alumina e de leite desnatado em leito de jorro e verificaram o aumento de SEC com o aumento da temperatura de secagem. Brito et al. (2017) observaram a influência da temperatura no consumo específico de energia para a secagem de sorgo em leito de jorro.

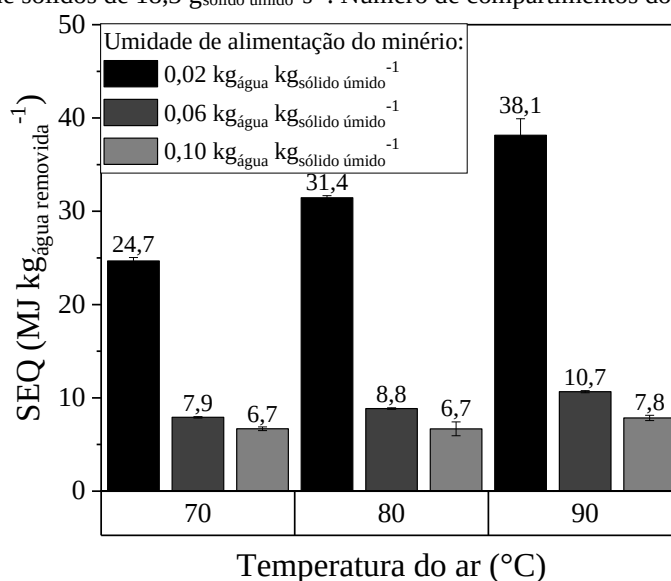
Figura 88 - Consumo específico de energia para a secagem do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 89 são apresentados os consumos específicos de energia para a velocidade superficial do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, temperaturas de secagem de 70, 80 e 90 °C, umidades de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazão de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Os resultados apresentados na Figura 89 mostram que a menor umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ apresentou o maior consumo de energia para a secagem em ciclone. Isso pode estar relacionado com a manutenção do fornecimento da energia mecânica e da energia necessária para o aquecimento do ar e do material úmido, embora uma menor quantidade de umidade estivesse disponível para a remoção durante a secagem quando comparada com as umidades de alimentação de 0,06 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Ainda na Figura 89, pode-se verificar que o aumento da temperatura de secagem também aumentou o consumo específico de energia para a vazão de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$, assim como verificado para a vazão de alimentação de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$.

Figura 89 - Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone. Velocidade superficial de alimentação do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Número de compartimentos do alimentador: 5.



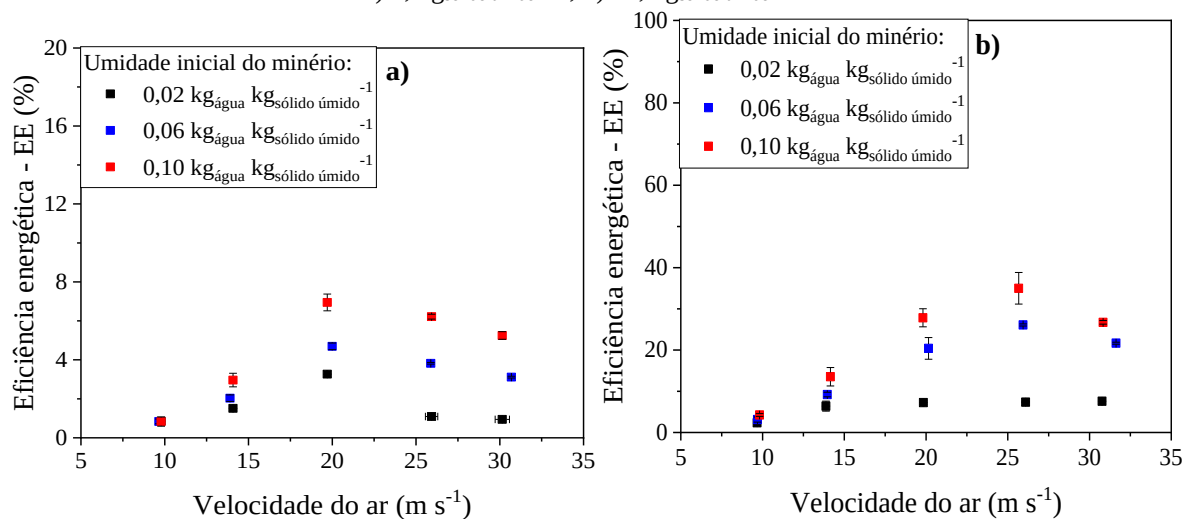
Fonte: Elaborado pelo autor.

Eficiência energética e eficiência de secagem

Na Figura 90 são apresentados os valores de eficiência energética em função da velocidade superficial do ar para a secagem em ciclone a 80 °C, umidades de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazões de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Para a secagem a

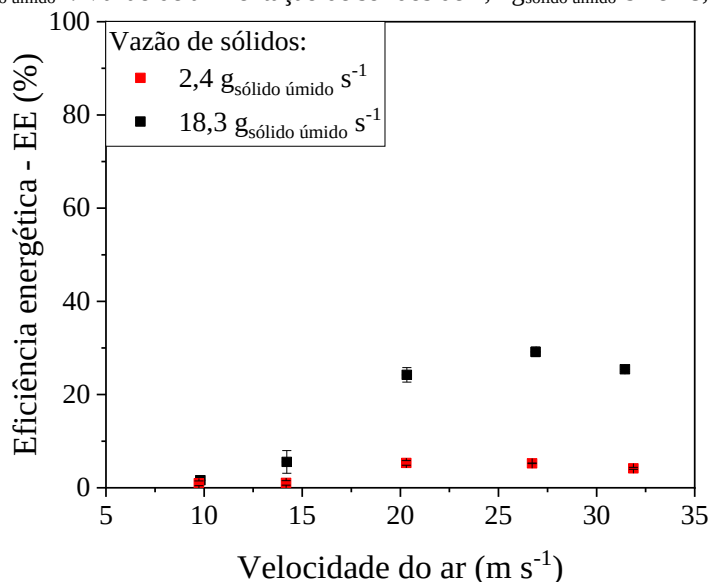
90 °C os valores de eficiência energética são apresentados na Figura 91 para a umidade de alimentação dos sólidos de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.

Figura 90 - Eficiência energética para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 91 - Eficiência energética para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



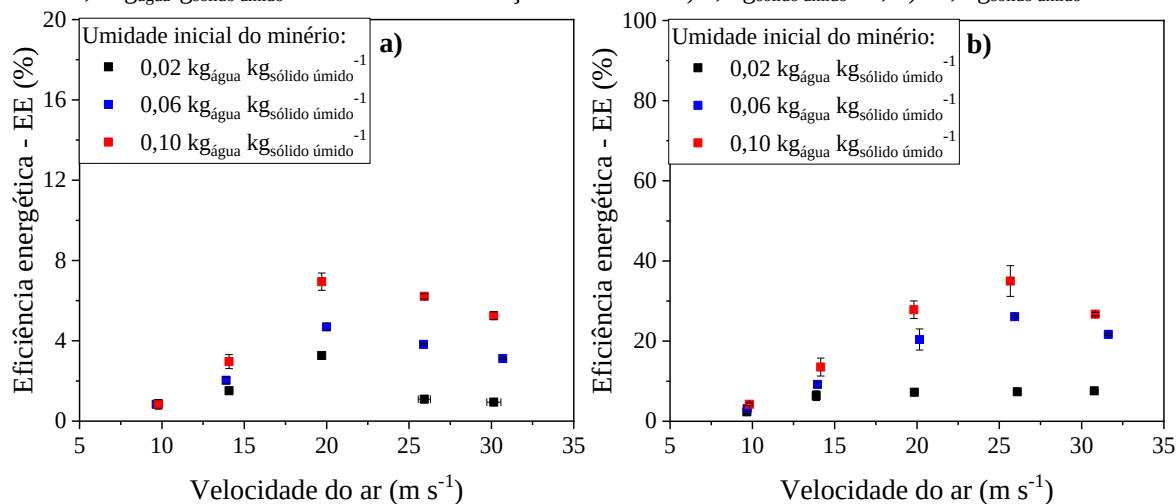
Fonte: Elaborado pelo autor.

Assim como o consumo específico de energia foi menor para a maior vazão de minério alimentada no ciclone na Figura 87 e Figura 88, as eficiências energéticas apresentadas na Figura 90 – b) quando comparadas com as obtidas para a Figura 90 – a) mostram que a vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ é mais vantajosa energeticamente, pois apresentou os menores valores de SEQ e os maiores valores de eficiência energética. Este

resultado está relacionado com o menor tempo total de secagem do minério obtido para a maior vazão de sólidos utilizada, pois a velocidade da haste do alimentador de sólidos foi de $1800 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Desta forma, o menor tempo total de secagem resultou no menor consumo de energia térmica e energia mecânica, para a mesma massa de minério úmido alimentada em cada experimento (m_0), aumentando os valores de EE. O efeito da vazão de alimentação de sólidos na eficiência energética também pode ser verificado para a temperatura de 90°C na Figura 91.

Na Figura 92 e na Figura 93 são apresentados os valores de eficiência de secagem (DE) em função da velocidade superficial do ar para a secagem em ciclone a 80°C e 90°C , respectivamente. Comparando os valores de eficiência energética apresentados na Figura 90 e na Figura 91 com a eficiência de secagem apresentadas na Figura 92 e na Figura 93, pode-se verificar um comportamento qualitativo semelhante entre os valores de EE e DE. Contudo, em termos quantitativos a eficiência de secagem apresentou valores um pouco superiores aos de eficiência energética pois no seu equacionamento foi adicionado o termo que considera a energia térmica necessária para o aquecimento do minério úmido (Q_i) no numerador da Equação 7.12. A partir desta observação, as discussões apresentadas anteriormente sobre a influência da vazão de alimentação do minério sobre a eficiência energética também podem ser aplicadas para a eficiência de secagem.

Figura 92 - Eficiência de secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar. Temperatura do ar de 80°C . Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos: a) $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$; b) $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

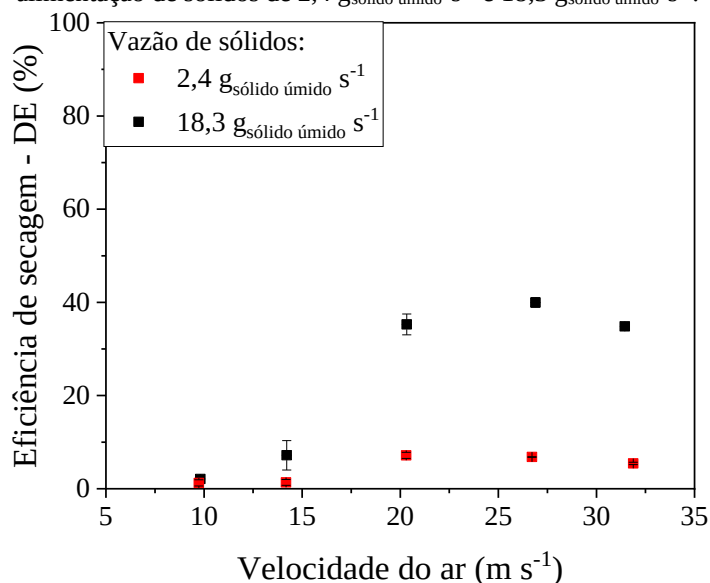


Fonte: Elaborado pelo autor.

O efeito da velocidade de alimentação do ar sobre a eficiência energética e a eficiência de secagem pode ser verificado na Figura 90 e na Figura 92. Nestas figuras, para as umidades de alimentação do minério de $0,06$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ o aumento da velocidade do ar

provocou o aumento da eficiência energética e da eficiência de secagem até um valor máximo, após o ponto máximo se observa a diminuição de EE e DE para a velocidade do ar de $30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Esta observação se relaciona com a maior quantidade de minério úmido efetivamente alimentada no ciclone para o aumento da velocidade do ar conforme apresentado nos itens 7.2.2.1 e 7.2.2.2, e ao aumento da energia utilizada na evaporação da umidade do material. Avaliando o efeito do aumento da velocidade superficial do ar para a umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ na Figura 90 e na Figura 92, não se observa um efeito tão pronunciado quanto o obtido para as umidades de alimentação do ar de 0,06 e 0,10 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Para a umidade de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ se observa que os valores de EE e DE tendem a permanecerem constantes com o aumento da velocidade do ar, pois o aumento do consumo energético empregado no aquecimento do ar (Q_{ar}) que é destinado para a secagem de um material que apresenta baixos valores de umidade.

Figura 93 - Eficiência de secagem do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade do ar. Temperatura do ar de 90°C . Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ e $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.



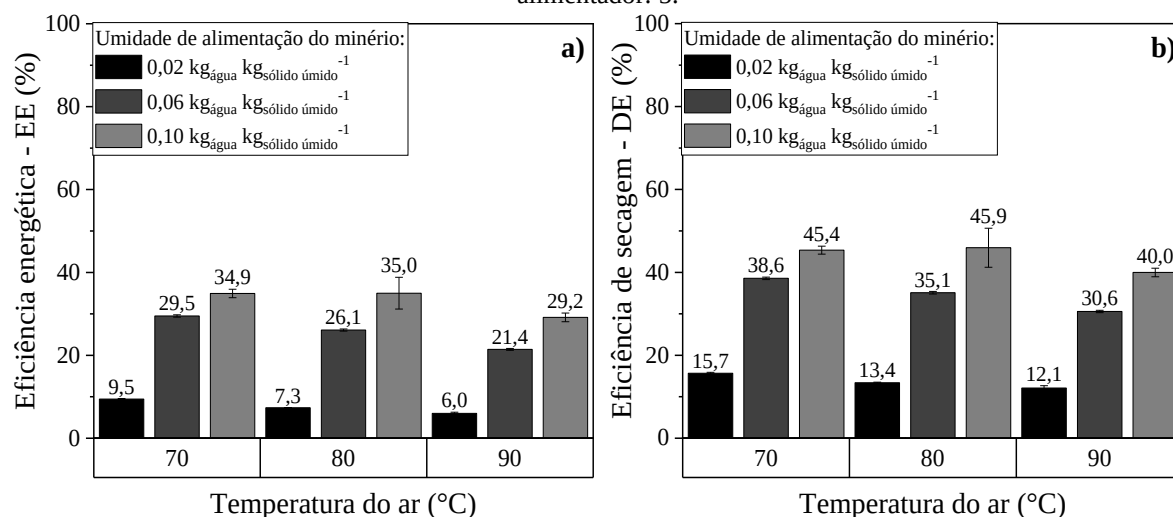
Fonte: Elaborado pelo autor.

Ainda avaliando o efeito da velocidade do ar sobre EE e DE na secagem a 80°C , a comparação da Figura 90 - a) com a Figura 90 - b) e da Figura 92 - a) com a Figura 92 - b), mostra que o efeito da velocidade do ar é mais pronunciado para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ do que o obtido para a vazão de alimentação de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$. Para a vazão de sólidos de $2,4 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ os maiores valores de eficiência energética e de eficiência de secagem obtidos foram de $6,21 \pm 0,13 \%$ e $7,78 \pm 0,14 \%$, respectivamente. Para a vazão de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$ os maiores valores de EE e DE obtidos foram de $35,00 \pm 3,83 \%$ e $45,94 \pm 4,71 \%$, respectivamente. A influência da vazão de

sólidos na eficiência energética e na eficiência de secagem também fica evidente avaliando a Figura 91 e Figura 92 que apresentam os resultados de EE e DE para a temperatura de 90 °C.

Na Figura 94 - a) e na Figura 94 - b) são apresentados os resultados de eficiência energética e de eficiência de secagem obtidos para as temperaturas de 70, 80 e 90 °C, velocidade superficial do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, umidades de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e vazão de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$.

Figura 94 – a) Eficiência energética da secagem do minério de ferro no ciclone. b) Eficiência de secagem do minério de ferro no ciclone. Velocidade superficial de alimentação do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperatura do ar de 70, 80 e 90 °C. Umidade de alimentação do minério de $0,02 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de alimentação de sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$. Número de compartimentos do alimentador: 5.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Os resultados apresentados na Figura 94 mostram a diminuição da eficiência energética e da eficiência de secagem com o aumento da temperatura do processo. Conforme apresentado no item 6.2.2.7 e na Figura 85, o aumento da temperatura de secagem de 80 °C para 90 °C não apresentou influência significativa na umidade do minério coletado no *underflow* do ciclone. Dessa forma, o aumento da temperatura resultou no aumento da energia térmica necessária para o aquecimento do ar (Q_{ar}) sem que ocorresse um incremento significativo na energia utilizada para a evaporação da umidade (Q_w), ocasionando a diminuição de EE e DE.

No Quadro 9 são apresentadas as melhores condições experimentais obtidas pelos critérios da análise energética da secagem do minério de ferro no ciclone e os seus respectivos valores de velocidade de alimentação do ar, SEQ, DE, EE, umidade do *underflow*, eficiência global de coleta da massa seca corrigida e $m_{\text{tubulação}}\cdot\text{m}_0^{-1}$.

Quadro 9 – Melhores valores de SEQ, EE, DE obtidos a partir da análise energética da secagem do minério de ferro no ciclone e as suas respectivas condições experimentais.

Umidade de alimentação do minério/ Vazão mássica de alimentação dos sólidos	Temperatura do ar (°C)	Velocidade de alimentação do ar (m·s ⁻¹)	SEQ (MJ·kg _{água} ⁻¹)	EE (%)	DE (%)	Umidade do <i>underflow</i> (kg _{água} ·kg _{sólido seco} ⁻¹)	η_c	$m_{tubulação} m_0^{-1}$ (%)
$X_0 = 0,02 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 2,4 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$19,70 \pm 0,04$	$110,70 \pm 56,00$	$3,33 \pm 0,14$	$4,71 \pm 2,72$	$2,59 \cdot 10^{-4} \pm 1,03 \cdot 10^{-4}$	$0,91 \pm 0,01$	$5,84 \pm 4,88$
$X_0 = 0,06 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 2,4 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$19,99 \pm 0,30$	$49,30 \pm 1,75$	$4,69 \pm 0,17$	$6,27 \pm 0,21$	$5,00 \cdot 10^{-4} \pm 4,53 \cdot 10^{-4}$	$0,91 \pm 0,02$	$6,47 \pm 2,86$
$X_0 = 0,10 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 2,4 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$19,70 \pm 0,04$	$33,37 \pm 1,98$	$6,45 \pm 0,43$	$8,66 \pm 0,54$	$3,43 \cdot 10^{-4} \pm 4,35 \cdot 10^{-4}$	$0,92 \pm 0,01$	$15,53 \pm 7,76$
$X_0 = 0,10 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 2,4 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	90	$30,31 \pm 0,13$	$43,21 \pm 4,15$	$5,33 \pm 0,49$	$7,17 \pm 0,65$	$2,22 \cdot 10^{-3} \pm 1,45 \cdot 10^{-3}$	$0,93 \pm 0,01$	$23,03 \pm 7,69$
$X_0 = 0,02 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 18,3 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$26,09 \pm 0,14$	$31,44 \pm 0,23$	$7,35 \pm 0,05$	$13,39 \pm 0,12$	$8,49 \cdot 10^{-5} \pm 6,01 \cdot 10^{-5}$	$0,91 \pm 0,01$	$8,13 \pm 0,73$
$X_0 = 0,06 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 18,3 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$25,94 \pm 0,18$	$8,85 \pm 0,08$	$26,10 \pm 0,25$	$35,09 \pm 0,32$	$1,84 \cdot 10^{-3} \pm 4,19 \cdot 10^{-4}$	$0,94 \pm 0,01$	$1,27 \pm 0,22$
$X_0 = 0,10 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 18,3 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	80	$25,67 \pm 0,18$	$6,68 \pm 0,74$	$35,00 \pm 3,83$	$45,94 \pm 4,71$	$2,30 \cdot 10^{-2} \pm 3,60 \cdot 10^{-3}$	$0,97 \pm 0,00$	$6,16 \pm 0,46$
$X_0 = 0,10 \text{ kg}_{água} \cdot \text{kg}_{sólido \text{ úmido}}^{-1}$; $ms_0 = 18,3 \text{ g}_{sólido \text{ úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$	90	$26,90 \pm 0,11$	$7,85 \pm 0,28$	$29,16 \pm 1,03$	$39,98 \pm 1,04$	$2,43 \cdot 10^{-2} \pm 3,39 \cdot 10^{-3}$	$0,97 \pm 0,00$	$2,99 \pm 2,72$

X_0 – Umidade de alimentação do minério de ferro. ms_0 – Vazão mássica de alimentação de minério de ferro no ciclone.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Do ponto de vista energético, o melhor processo de secagem do minério de ferro no ciclone é o que apresenta o menor consumo específico de energia e os maiores valores de eficiência energética e de eficiência de secagem. Nesta seção foi possível verificar que a utilização da maior vazão de alimentação dos sólidos no valor de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$, favoreceu a diminuição do consumo específico de energia e ao aumento das eficiências energéticas e de secagem. Além disso, foi possível verificar que existe uma velocidade ótima de alimentação do ar no ciclone, que associa a alimentação adequada do minério de ferro no equipamento com os menores valores de SEQ e as maiores EE e DE. O aumento da temperatura de secagem indicou o aumento do consumo específico de energia para as condições experimentais avaliadas.

7.2.2.10 Análise energética da secagem para todo o sistema

Nesta seção, os resultados dos indicadores energéticos de consumo específico de energia e de eficiência energética são comparados para a secagem do minério no ciclone ($m_{\text{underflow}}$ e m_{overflow}) apresentados na seção anterior, com a secagem em todo o sistema ($m_{\text{underflow}}$, m_{overflow} , $m_{\text{compartimentos}}$, m_{paredes} , $m_{\text{tubulação}}$). Para isso, o equacionamento da análise energética foi alterado para considerar todas as massas do sistema, conforme apresentado a seguir.

i) Consumo específico de energia:

$$SEQ = \frac{(W_s + Q_{ar})t}{m_{\text{under}}(X_0 - X_{\text{under}}) + m_{\text{over}}(X_0 - X_{\text{over}}) + m_{\text{tubulação}}(X_0 - X_{\text{tubulação}}) + m_{\text{compar}}(X_0 - X_{\text{compar}}) + m_{\text{paredes}}(X_0 - X_{\text{paredes}})} \quad (6.25)$$

ii) Energia necessária para evaporar a umidade:

$$Q_w = \Delta H_s [m_{\text{underflow}}(X_0 - X_{\text{underflow}}) + m_{\text{overflow}}(X_0 - X_{\text{overflow}}) + m_{\text{tubulação}}(X_0 - X_{\text{tubulação}}) + m_{\text{compar}}(X_0 - X_{\text{compar}}) + m_{\text{paredes}}(X_0 - X_{\text{paredes}})] \quad (6.26)$$

iii) Energia necessária para o aquecimento do minério úmido:

$$Q_t = Q_{t,\text{under}} + Q_{t,\text{over}} + Q_{t,\text{tubulação}} + Q_{t,\text{compartimentos}} + Q_{t,\text{paredes}} \quad (6.27)$$

$$Q_{t,\text{under}} = m_{u,\text{under}} \bar{Cp}_m (T - T_o) \quad (6.28)$$

$$Q_{t,\text{over}} = m_{u,\text{over}} \bar{Cp}_m (T - T_o) \quad (6.29)$$

$$Q_{t,tubulação} = m_{u,tubulação} \overline{Cp}_m (T - T_o) \quad (6.30)$$

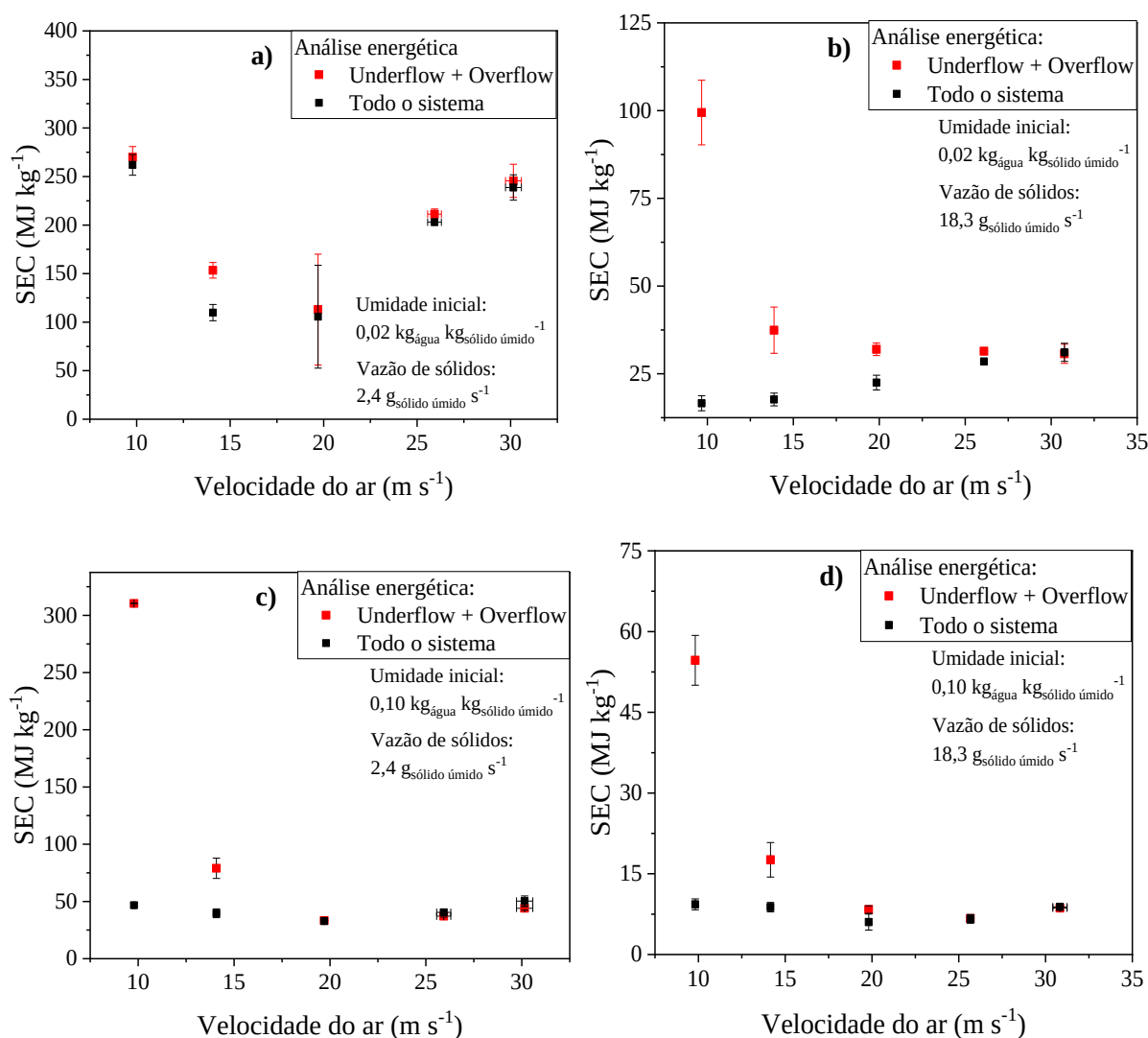
$$Q_{t,compartimentos} = m_{u,compartimentos} \overline{Cp}_m (T - T_o) \quad (6.31)$$

$$Q_{t,paredes} = m_{u,paredes} \overline{Cp}_m (T - T_o) \quad (6.32)$$

Na Figura 95 são apresentados os consumos específicos de energia para as umidades de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazões de alimentação dos sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ e 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹, para a temperatura de alimentação do ar de 80 °C. Na Figura 95 – a) (0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹), pode-se observar que os valores de SEQ praticamente se sobrepuseram, indicando que considerar a secagem do minério em todo o sistema apresentou pouca influência sobre o parâmetro consumo específico de energia quando comparado com a secagem do minério coletado no *underflow* e que escapou pelo *overflow* do sistema. Para as demais condições experimentais, a Figura 95 – b), a Figura 95 – c) e a Figura 95 – d), mostram que o consumo específico de energia é superestimado para as velocidades do ar de 10 m·s⁻¹ e 15 m·s⁻¹ quando se avalia apenas a secagem do *underflow* e do *overflow* do ciclone. Entretanto, para as velocidades do ar de 20, 25 e 30 m·s⁻¹, os valores de SEQ para os dois sistemas praticamente se sobrepuseram.

Os valores de SEQ apresentaram influência sobre o indicador eficiência energética apresentado na Figura 96. Pode-se observar que para a umidade de 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazão de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹ (Figura 96 – a)), os valores de EE se sobrepõem, assim como o obtido para o consumo específico de energia. Para as demais condições experimentais (Figura 96 – d), Figura 96 – c), Figura 96 – d)) os valores de EE obtidos para a secagem em todo o sistema foram superiores aos obtidos para a secagem do *underflow* e *overflow* nas velocidades do ar de 10 m·s⁻¹ e 15 m·s⁻¹. Nas velocidades de 20, 25 e 30 m·s⁻¹, os valores de EE para os dois sistemas praticamente se sobrepuseram.

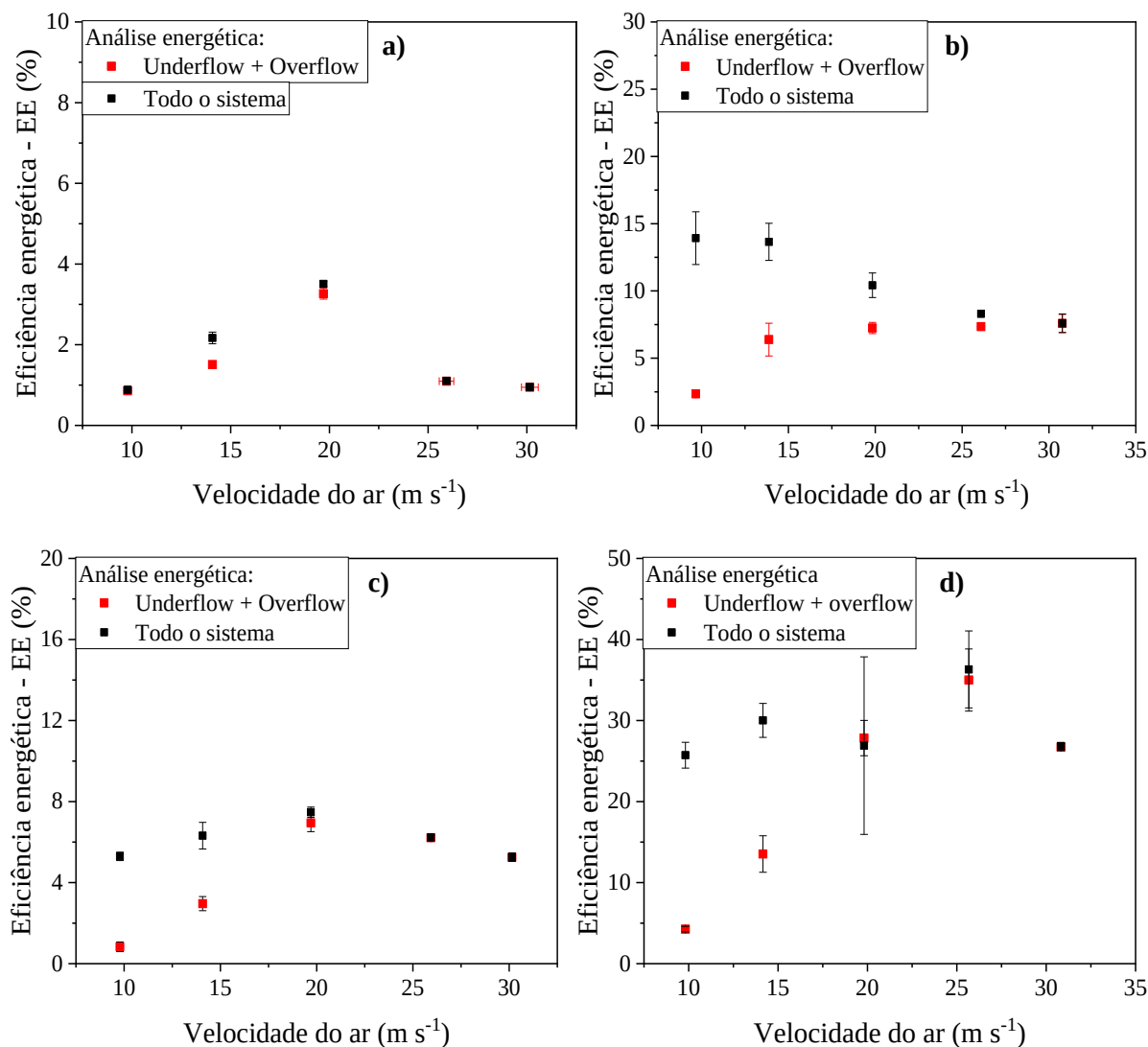
Figura 95 – Consumo específico de energia para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone e em todo o sistema, em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de 0,02 $\text{g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: a) e b). Umidade de alimentação do minério de 0,10 $\text{g}_{\text{água}} \cdot \text{g}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$: c) e d). Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: a) e c). Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 $\text{g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$: b) e d).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Desta forma, pode-se verificar que considerar apenas a secagem do minério no *underflow* e no *overflow* do ciclone é suficiente para a análise energética, principalmente considerando que velocidades do ar acima de 20 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$, inclusive a velocidade ótima de alimentação e de secagem no ciclone de 25 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$, apresentaram valores muito semelhantes quantitativamente para a SEQ e EE nas duas formas de análise.

Figura 96 – Eficiência energética para a secagem do minério do *overflow* e *underflow* do ciclone e em todo o sistema, em função da velocidade do ar de secagem. Temperatura do ar de 80 °C. Umidade de alimentação do minério de 0,02 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹: a) e b). Umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹: c) e d). Vazão de alimentação de sólidos de 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹: a) e c). Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹: b) e d).



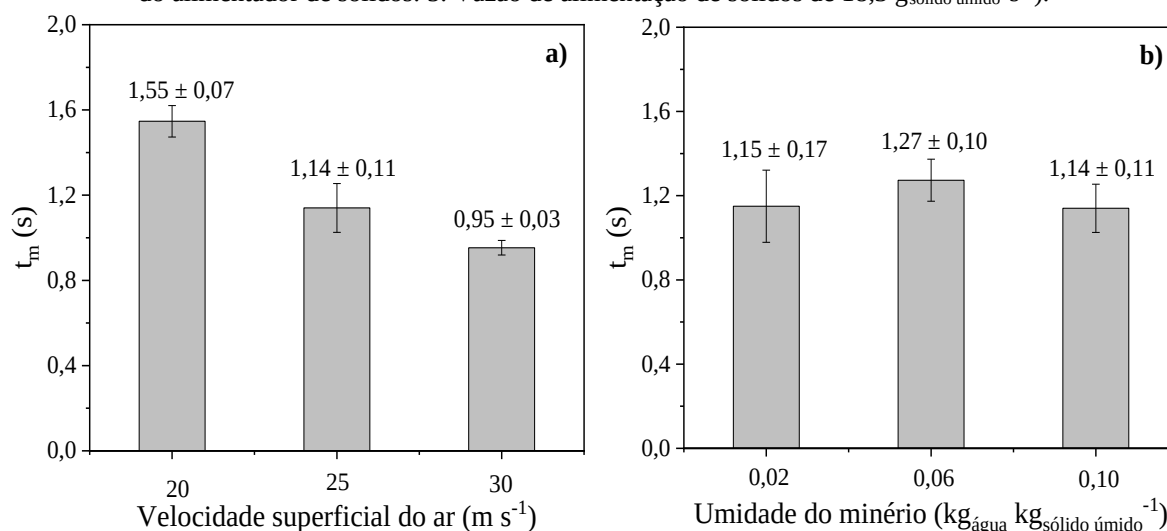
Fonte: Elaborado pelo autor.

7.2.3 Tempo de residência do minério coletado no *underflow* do ciclone (t_m)

Na Figura 97– a) são apresentados os valores do tempo médio de residência do minério de ferro coletado no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial do ar para a temperatura de secagem de 80 °C, umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ e vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹. Na Figura 97 – b) são apresentados os valores de tempo médio de residência do minério de ferro coletado no *underflow* do ciclone em função da umidade de alimentação do minério, para a temperatura de

secagem de 80 °C, velocidade superficial do ar de 25 m·s⁻¹ e vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.

Figura 97 – a) Tempo médio de residência das partículas coletadas no *underflow* do ciclone em função da velocidade superficial do ar, para a umidade de alimentação do minério de 0,10 g_{água}·g_{sólido úmido}⁻¹. b) Tempo médio de residência do minério coletado no *underflow* do ciclone em função da umidade de alimentação do minério, para velocidade superficial do ar de 25 m·s⁻¹. (Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador de sólidos: 5. Vazão de alimentação de sólidos de 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Avaliando os valores dos desvios padrão de t_m apresentados na Figura 97, pode-se verificar uma boa reprodutibilidade dos resultados experimentais obtidos pela técnica de análise de imagem. Além disso, o tempo médio de residência do minério coletado no *underflow* do ciclone de bancada foi inferior a 1,55 ± 0,07 s, podendo ser considerado um tempo de residência baixo para o contato gás-sólido na operação de secagem contínua do minério. Entretanto, deve-se considerar que os experimentos de secagem foram realizados em batelada, onde o tempo de permanência dos sólidos coletados no *underflow* foi superior aos valores de t_m apresentados nesta seção.

Na Figura 97 – a) observa-se que o aumento da velocidade superficial do ar alimentado no ciclone diminuiu o tempo médio de residência das partículas no equipamento. Trabalhos da literatura mostram a relação entre o tempo médio de residência dos sólidos com as dimensões geométricas do ciclone e as interações entre as fases (CORRÊA et al., 2004; LI et al., 2008; DE OLIVEIRA et al., 2011; GRIMM et al., 2017). Alterações na velocidade superficial do ar de entrada modificam a fluidodinâmica do escoamento multifásico, modificando as velocidades das fases e por consequência os valores de t_m . Grim *et al.* (2017) também observaram diminuição dos valores de t_m para o aumento da velocidade de entrada do ar na secagem de

rejeitos de fibras de celulose em um ciclone de bancada, estes autores obtiveram tempos de residência dos sólidos de 2,45 segundos e 1,33 segundos para velocidades de alimentação do ar de $52 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e $85 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, respectivamente.

Na Figura 97 – b) considerando os desvios padrões das medidas, não foi possível verificar a influência da umidade de alimentação do minério nos valores de t_m obtidos experimentalmente. É importante ressaltar que os valores dos tempos médios de residência do minério obtidos experimentalmente serão importantes para avaliação do desempenho das tapas futuras deste trabalho, que abrangem a simulação computacional do ciclone secador.

7.3 Conclusões do capítulo

Os resultados do planejamento fatorial reduzido indicaram que apenas a velocidade da haste do alimentador, ligada à vazão mássica de alimentação de minério no ciclone, teve influência significativa sobre a umidade do minério no underflow. Em todas as condições, houve uma alta redução de umidade na secagem. Contudo, a temperatura de secagem entre 80 e 130 °C não foi capaz de determinar uma condição ideal de operação. A metodologia de secagem com balanço de massa foi eficaz, revelando que a massa acumulada na tubulação de ar do alimentador foi o principal fator limitante. Para minimizar este problema, foi necessário utilizar uma velocidade de alimentação do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Para a secagem do minério no ciclone empregando o balanço de massa para os sólidos, a velocidade de alimentação do ar apresentou influência sobre a umidade do *underflow* apenas para a maior umidade e vazão de alimentação de sólidos avaliadas ($0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$ e $18,3 \text{ kg}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$). Nestas condições experimentais, o aumento velocidade de alimentação do ar provocou o aumento da umidade do minério coletado no underflow, efeito que foi associado ao aumento da quantidade de material úmido efetivamente alimentado no secador e a diminuição tempo de contato fluido-partícula na caixa coletora. Embora estas condições experimentais tenham desfavorecido a secagem do material, os menores valores de redução de umidade obtidos foram de $70,0 \pm 1,0 \%$ e $78,0 \pm 1,0$, que corresponderam a umidades do *underflow* de $0,033 \pm 0,001 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$ e de $0,024 \pm 0,001 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$, respectivamente. Para a alimentação do minério de ferro com umidades iguais ou inferiores a $0,06 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$, foi verificado que para a temperatura de 80 °C todas as velocidades do ar utilizadas foram suficientes para se aproximar da secagem total do material, com valores de RU superiores a $97,0 \pm 1,0 \%$.

A análise energética mostrou que o consumo específico de energia diminuiu com o aumento da velocidade do ar até um ponto mínimo, mas aumentou para velocidades mais altas e com a elevação da temperatura de secagem. O uso da maior vazão de sólidos favoreceu a eficiência energética e de secagem. Por fim, a análise de imagens permitiu determinar que o tempo médio de residência dos sólidos no *underflow* foi inferior a $1,55 \pm 0,07$ s, sem apresentar influência da umidade de alimentação de sólidos.

CAPÍTULO 8

Simulação computacional da fluidodinâmica e da secagem do minério de ferro em ciclone

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais de transferência de calor para o escoamento monofásico do ar, com dados de queda de pressão e de temperatura do ar em diferentes posições axiais do ciclone. O balanço de energia realizado no equipamento possibilitou obter o coeficiente global de transferência de calor e o calor trocado com o ambiente. Para a simulação computacional por CFD é apresentada a seleção da malha numérica, a fluidodinâmica do escoamento monofásico do ar em abordagem transiente e estacionária. Para o escoamento multifásico, é apresentada a simulação da secagem do minério de ferro utilizando o modelo Euleriano Granular, utilizando uma equação empírica para o coeficiente de transferência de massa entre as fases implementada via UDF (*User Defined Function*) no *software* Fluent®.

8.1 Materiais e métodos

8.1.1 Queda de pressão experimental e estimada por correlações da literatura

Foram obtidos dados experimentais de pressão e de temperatura para o escoamento monofásico do ar no ciclone, nas 6 posições axiais do equipamento indicadas na Figura 62. Prévio a cada experimento, foram ajustadas as velocidades e as temperaturas de alimentação do ar na unidade experimental descrita na Figura 61 do Capítulo 7. Após o sistema entrar em estado pseudo-estacionário, foi realizada a aquisição dos dados de temperatura e de pressão por um período de 30 minutos.

Na Tabela 37 são apresentadas as velocidades e as temperaturas utilizadas para a alimentação do ar durante os experimentos.

Tabela 37 – Condições experimentais e simuladas por CFD.

Velocidade superficial do ar *	Temperatura do ar alimentado no ciclone
9,82 m·s ⁻¹ , 14,49 m·s ⁻¹ , 20,23 m·s ⁻¹ , 26,19 m·s ⁻¹ e 30,98 m·s ⁻¹	80 e 130 °C

* Velocidade em relação à área de entrada do ciclone de 5 cm x 12 cm. Fonte: Elaborado pelo autor.

As correlações empíricas apresentadas no Quadro 10 foram utilizadas para a estimativa da queda de pressão total. Os resultados obtidos a partir das correlações foram comparados com os experimentais através do erro determinado pela Equação 8.9.

Quadro 10 – Correlações da literatura para a queda de pressão no ciclone.

Referência	Correlação
Massarani (2002)	Queda de pressão: $\Delta P = \beta \rho_f u_c^2 / 2$ 8.1
	Velocidade média do fluido na seção cilíndrica do ciclone: $u_c = \frac{Q}{\pi D_c^2 / 4}$ 8.2
	Para o ciclone Stairmand: $\beta = 400$ ($10 < \text{velocidade de alimentação do ar} < 30 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$)
Shepherd e Lapple (1940)	$\Delta P = \frac{\rho_f v_i^2}{2} \Delta H$ 8.3
	onde: $\Delta H = 16 \left(\frac{ab}{D_e^2} \right)$ 8.4
Casal e Benet (1983)	$\Delta P = \frac{\rho_f v_i^2}{2} \Delta H$ 8.5
	onde: $\Delta H = 11,3 \left(\frac{ab}{D_e^2} \right) + 3,33$ 8.6
Ramachandran et al. (1991)	$\Delta P = \frac{\rho_f v_i^2}{2} \Delta H$ 8.7
	onde: $\Delta H = 20 \left(\frac{ab}{D_e^2} \right) \left[\frac{\frac{S}{D_c}}{\left(\frac{H}{D_c} \right) \left(\frac{h}{D_c} \right) \left(\frac{B}{D_c} \right)} \right]^{\frac{1}{3}}$ 8.8

Fonte: Elaborado pelo autor.

$$\text{erro} = \left| \frac{\Delta P_{\text{correlação}} - \Delta P_{\text{experimental}}}{\Delta P_{\text{experimental}}} \right| \times 100 \quad (8.9)$$

No Quadro 10, H é a altura do ciclone, h é a altura da parte cilíndrica, D_c é o diâmetro da parte cilíndrica, S é a altura do *vórtex finder*, B é o diâmetro do *underflow*, D_e o diâmetro do *overflow*, v_i é a velocidade do ar na seção de alimentação do ciclone, a é a altura da seção de alimentação do ciclone e b é a largura da seção de alimentação do ciclone.

A queda de pressão total (ΔP) obtida experimentalmente e a partir da simulação para o escoamento monofásico do ar, foi determinada pela Equação 8.10. Nesta equação, P_{inlet} é a média da pressão estática em relação a área da seção de alimentação de ar (tomada de pressão

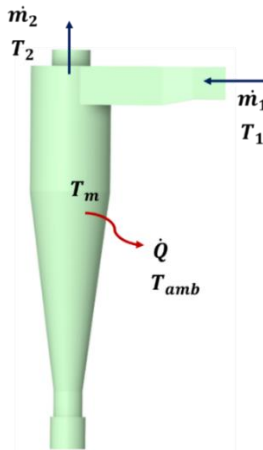
P1 da Figura 62) e P_{outlet} é a média da pressão estática na região do *overflow* do ciclone (tomada de pressão P6 da Figura 62).

$$\Delta P = P_{inlet} - P_{outlet} \quad (8.10)$$

8.1.2 Balanço de energia para o escoamento monofásico do ar

Para a estimativa do coeficiente global de transferência de calor (U) e do calor trocado com o ar ambiente ($\dot{Q}$), foi realizado o balanço de massa e de energia para o sistema ilustrado na Figura 98, apresentado pela Equações 8.11-8.15. Nestas equações, T_1 é a temperatura de alimentação do ar, T_2 é a temperatura do ar no *overflow*, T_{amb} é a temperatura do ar ambiente, T_m é a média logarítmica da temperatura, $\dot{m}_1$ é a vazão mássica de alimentação do ar, $\dot{m}_2$ é a vazão mássica do ar no *overflow* do ciclone, A_{TC} é a área de troca térmica com o ar ambiente, cp_1 é o calor específico do ar na alimentação e cp_2 é o calor específico do ar no overflow do ciclone,

Figura 98 – Ilustração esquemática do volume de controle adotado para o balanço de energia no ciclone, com escoamento monofásico do ar.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Balanço de massa:

$$\dot{m}_1 = \dot{m}_2 \quad (8.11)$$

Balanço de energia:

$$\dot{Q} = \dot{m}_1 c_{p1} T_1 - \dot{m}_2 c_{p2} T_2 \quad (8.12)$$

Transferência de calor para o ambiente por convecção:

$$\dot{Q} = U A_{TC} (T_m - T_{amb}) \quad (8.13)$$

O coeficiente global de transferência de calor:

$$U = \frac{\dot{m}_1 c_{p1} T_1 - \dot{m}_2 c_{p2} T_2}{A_{TC} (T_m - T_{amb})} \quad (8.14)$$

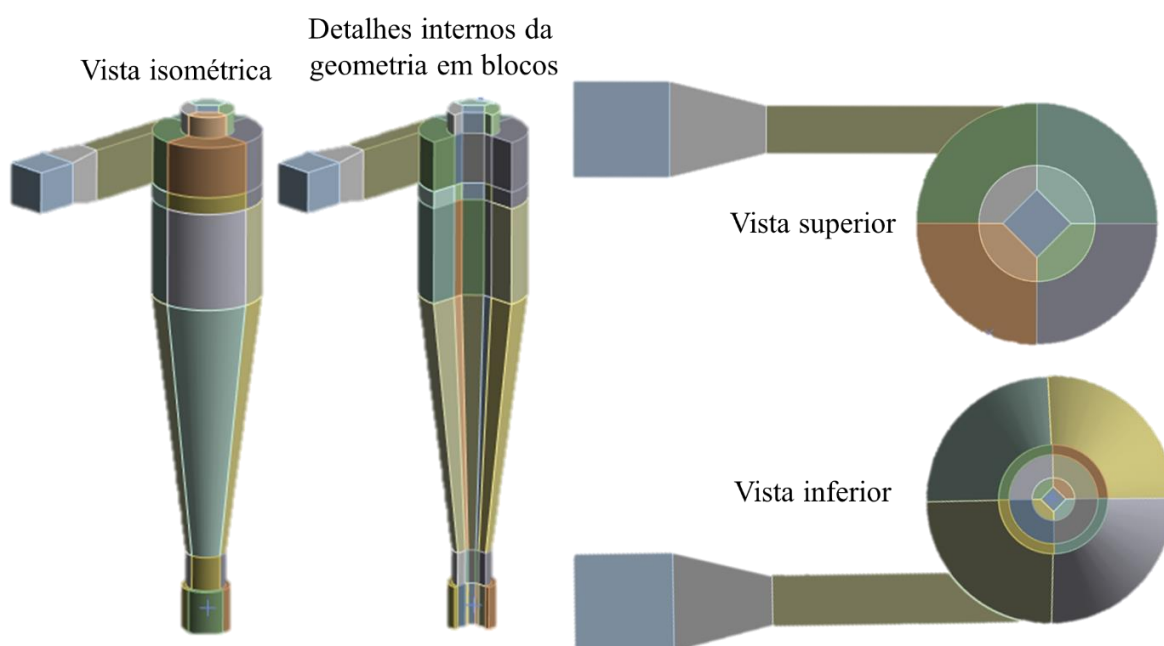
onde:

$$T_m = \frac{T_1 - T_2}{\ln\left(\frac{T_1}{T_2}\right)} \quad (8.15)$$

8.1.3 Geometria tridimensional e malha do ciclone

O ciclone simulado é do tipo *Stairmand*, cujas dimensões características são apresentadas na Figura 52. O *software* SpaceClaim foi utilizado para a geração da geometria 3D. Por se tratar de um escoamento complexo caracterizado pela elevada turbulência (BRAR, 2015; OLIVEIRA et al., 2019), a geometria do ciclone foi dividida em 66 blocos conforme apresentado na Figura 99, com a geração de uma malha multi-bloco composta por elementos hexaédricos que facilitam a convergência do método numérico. Geometrias de ciclone em blocos também foram empregadas por Oliveira et al. (2019).

Figura 99 – Geometria 3D em blocos do ciclone.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Foram geradas no *software* Meshing três malhas estruturadas, A, B e C, ilustradas na Figura 100. As malhas possuem elementos hexaédricos, regularmente espaçados na coordenada radial e O-Grid na região central do ciclone. Nas proximidades da parede externa do ciclone, foi empregado o refino com valor do fator *bias* de 2.

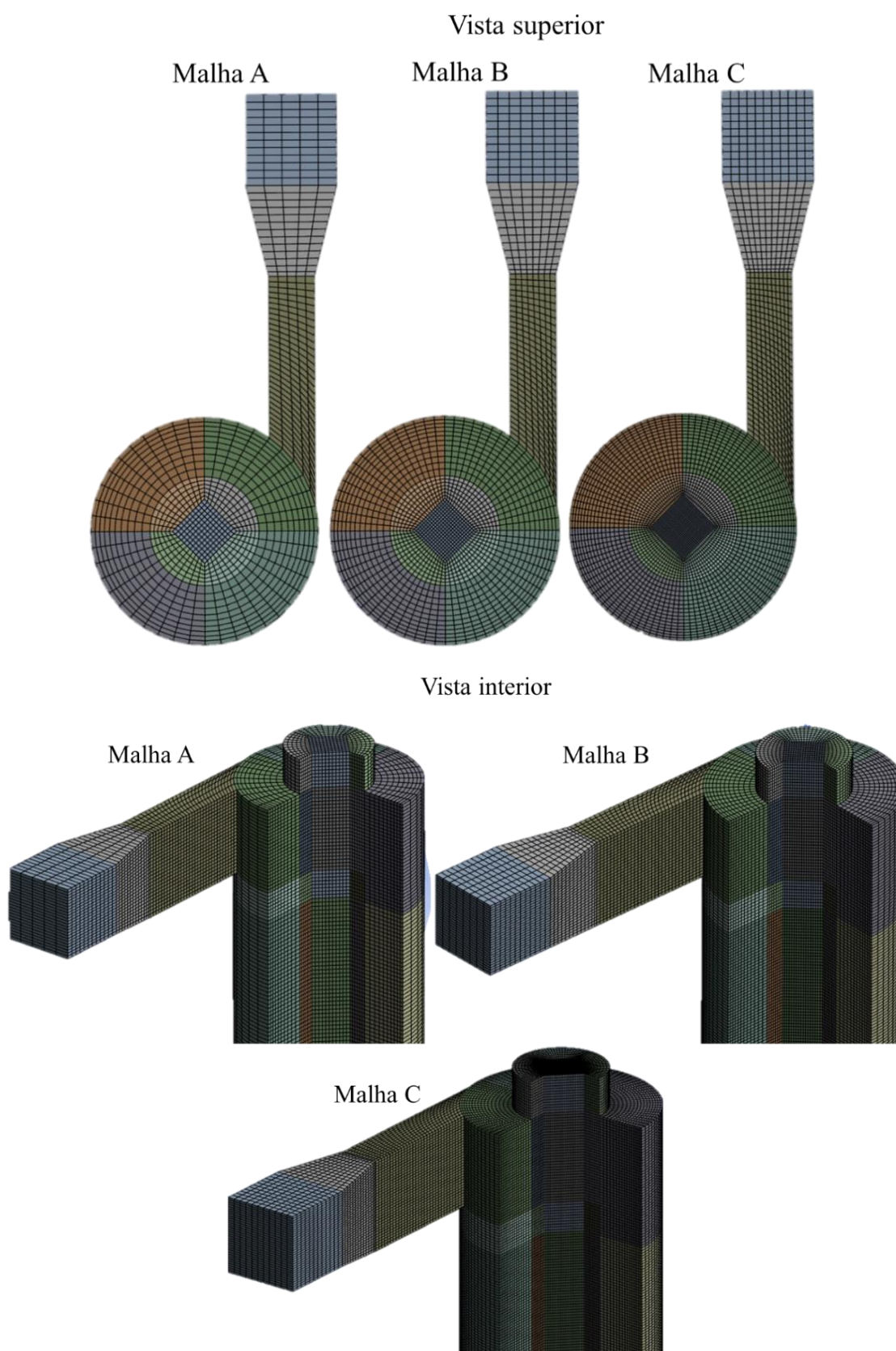
Na Tabela 38 são apresentados o número de elementos e de nós das malhas A, B e C. Para a seleção da malha a ser utilizada nas simulações, foi realizado o teste GCI (*Grid Convergence Index*) proposto por Roache (1997), para o escoamento monofásico do ar com velocidade de alimentação de $26,19 \text{ m s}^{-1}$. Também foi avaliada a capacidade de predição do comportamento qualitativo do escoamento monofásico do ar em separador ciclone *Stairmand*, comparando com o comportamento fluidodinâmico da literatura para a velocidade axial e tangencial e de pressão estática.

Tabela 38 - Número de nós e de elementos das malhas A, B e C.

Parâmetro	Malha A	Malha B	Malha C
Número de elementos	181.246	421.105	998.916
Número de nós	188.828	434.200	1.021.224

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 100 - Malhas avaliadas no teste GCI.



Fonte: Elaborado pelo autor.

8.1.4 Métodos numéricos, critérios de convergência e modelo matemático

As simulações numéricas foram realizadas utilizando o *software* ANSYS Fluent 2022 R2®. Os métodos numéricos utilizados nas simulações são apresentados na Tabela 39.

Tabela 39 – Configurações dos métodos numéricos utilizados nas simulações por CFD no *software* Fluent.

Modelagem em CFD e métodos numéricos		
Formulação	Escoamento do ar	Permanente e transiente (implícita de 1ª ordem)
	Escoamento multifásico	Transiente (implícita de 1ª ordem)
Acoplamento pressão-velocidade	SIMPLE	
Discretização espacial	Gradiente	Last-Square Cell-Based
	Pressão	PRESTO!
	Momento	2ª ordem Upwind
	Fração volumétrica, energia cinética turbulenta, taxa de dissipação específica, energia, user scalar 0, user scalar 1	1ª ordem Upwind
Modelo de turbulência	SST k-omega	Modelo de turbulência multifásico (disperso)
Abordagem monofásica (escoamento do ar)	Euleriana	
Abordagem multifásica (escoamento do ar e minério)	Euleriano granular	

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para as simulações do escoamento monofásico do ar, considerou-se o escoamento do ar ao longo de 2,0 segundos, atingindo-se o estado pseudo-estacionário. Para as simulações de secagem, considerou-se a injeção do ar por 2 segundos, e após foi injetada a fase sólida (euleriana) com o acionamento da transferência de calor e de massa por 10 segundos, até atingir o estado pseudo-estacionário da secagem.

As simulações transientes foram realizadas com um passo de tempo de 0,0001 segundos, com critérios de convergência de 100 iterações por passo de tempo para um resíduo de 0,0005. Para as condições de contorno, foram adotadas as seguintes condições:

- **Entrada:** Temperatura prescrita, velocidade com perfil plano, umidade do ar $Y = 0$, umidade dos sólidos prescrita.

- **Paredes:** Adiabáticas, condição de não deslizamento para as fases sólida e fluida.
- **Overflow:** Temperatura prescrita de 298,15 K, pressão atmosférica.
- **Underflow:** Temperatura prescrita de 298,15 K, pressão atmosférica.

Na Tabela 40 são apresentadas as condições e parâmetros utilizados nas simulações da secagem do minério de ferro no ciclone.

Tabela 40 – Condições e parâmetros utilizados nas simulações.

Descrição	Valor adotado nas simulações
Fração volumétrica de sólidos máxima - $\alpha_{s,máx}$	0,51
Diâmetro médio da partícula - d_s (m)	0,000844
Massa específica do sólido - ρ_s (kg.m ⁻³)	4220
Calor específico do sólido (hematita) - $c_{p,s}$ (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	620 ^[A]
Condutividade térmica do sólido (hematita) - k_s (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	11,3 ^[B]
Difusividade da água no sólido - D_w (m ² .s ⁻¹)	6,78x10 ⁻⁹
Massa específica do ar - ρ_f (kg.m ⁻³)	1,225
Viscosidade do ar - μ_f (Pa.s)	1,7894x10 ⁻⁵
Condutividade térmica do ar - k_f (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	0,0242
Calor específico do ar - $c_{p,f}$ (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	1006,43

^[A]WAPLES; WAPLES (2004); ^[B]CERMAK; RYBACH (1982).

Para a modelagem matemática e a simulação por CFD do escoamento multifásico foi utilizado o modelo Euleriano Granular, que trata as fases sólida e fluida como contínuas e interpenetrantes. As principais equações de conservação de massa, energia, momento e as equações constitutivas são apresentadas no Quadro 11. Para o coeficiente de transferência de massa entre fases (K), foi utilizada uma equação empírica seguindo a metodologia desenvolvida e descrita por Souza (2023). A Equação empírica para K utilizada neste trabalho, foi obtida de Janoni (2024). Além disso, para a implementação da transferência de massa no software Fluent®, foi utilizada as UDF (*User Defined Function*) desenvolvidas por Souza (2023).

Quadro 11 – Equações do modelo matemático de duas fases.

Equação da continuidade para as fases:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) - \dot{m}_{sf} = 0, \text{ fase fluida} \quad (8.16)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) + \dot{m}_{sf} = 0, \text{ fase sólida} \quad (8.17)$$

$$\alpha_s + \alpha_f = 1 \quad (8.18)$$

Taxa de transferência de massa entre as fases, modelo empírico para K:

$$\dot{m}_{sf} = \alpha_s \rho_s \frac{\partial X}{\partial t} \quad (8.19)$$

$$\frac{\partial X}{\partial t} = K(X - X_{eq}) \quad (8.20)$$

$$X_{eq} = 0.0001 \quad (8.21)$$

$$K = 0,11661 + 0,017985x_T + 0,030955x_u + 0,00818x_T x_u \quad (8.22)$$

$$x_T = \frac{T_f - 393}{20} \quad (8.23)$$

$$x_u = \frac{u_f - 10}{5} \quad (8.24)$$

Conservação do momento para as fases:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f) = -\alpha_f \nabla p + \nabla \cdot \bar{\bar{\tau}}_f + \alpha_f \rho_f \vec{g} + K_{fs}(\vec{v}_f - \vec{v}_s) \quad (8.25)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s) = -\alpha_s \nabla p - \nabla p_s + \nabla \cdot \bar{\bar{\tau}}_s + \alpha_s \rho_s \vec{g} - K_{fs}(\vec{v}_f - \vec{v}_s) \quad (8.26)$$

Modelo de arraste:

$$K_{sf} = K_{fs} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_f \rho_f |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{d_s} \alpha_f^{-2,65}, \quad \alpha_f > 0,8 \quad (8.27)$$

$$K_{sf} = K_{fs} = 150 \frac{\alpha_s (1 - \alpha_f) \mu_f}{\alpha_f d_s^2} + 1,75 \frac{\alpha_s \rho_f |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{d_s}, \quad \alpha_f \leq 0,88 \quad (8.28)$$

$$C_D = \frac{24}{\alpha_f Re_s} \left[1 + 0,15 (\alpha_f Re_s)^{0,687} \right] \quad (8.29)$$

$$Re_s = \frac{\rho_f d_s |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{\mu_f} \quad (8.30)$$

Equação da temperatura granular:

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial}{\partial t}(\rho_s \alpha_s \theta_s) + \nabla \cdot (\rho_s \alpha_s \vec{v}_s \theta_s) \right] = (-p_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}}_s) : \nabla \vec{v}_s + \nabla \cdot (k_{\theta_s} \nabla \theta_s) - \gamma_{\theta_s} + \phi_{fs} \quad (8.31)$$

$$\theta_s = \frac{1}{3} (c^2) \quad (8.32)$$

$$p_s = \alpha_s \rho_s \theta_s + 2\rho_s (1 + e_{ss}) \alpha_s^2 g_0 \theta_s, \text{ pressão dos sólidos} \quad (8.33)$$

Continuação do Quadro 11.

$$g_0 = \left[1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,max}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1}, \text{ função de distribuição radial} \quad (8.34)$$

Coeficiente de difusão da energia granular:

$$k_{\theta_s} = \frac{150\rho_s d_s \sqrt{\theta_s \pi}}{384(1+e_{ss})g_0} \left[1 + \frac{6}{5} \alpha_s g_0 (1+e_{ss}) \right]^2 + 2\alpha_s^2 \rho_s d_s (1+e_{ss}) g_0 \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (8.35)$$

Energia de dissipação devido a colisão entre partículas:

$$\gamma_{\theta_s} = \frac{12(1-e_{ss}^2)g_0}{d_s \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s^2 \theta_s^{\frac{3}{2}} \quad (8.36)$$

Viscosidade dos sólidos:

$$\mu_s = \mu_{s,col} + \mu_{s,kin} + \mu_{s,fr} \quad (8.37)$$

Viscosidade de colisão dos sólidos:

$$\mu_{s,col} = \frac{4}{5} \alpha_s \rho_s d_s g_0 (1+e_{ss}) \left(\frac{\theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (8.38)$$

Viscosidade cinemática dos sólidos:

$$\mu_{s,kin} = \frac{10\rho_s d_s \sqrt{\theta_s \pi}}{96\alpha_s (1+e_{ss})g_0} \left[1 + \frac{4}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1+e_{ss}) \right]^2 \quad (8.39)$$

Viscosidade de atrito dos sólidos:

$$\mu_{s,fr} = \frac{p_s \sin \phi_a}{2\sqrt{I_{2D}}} \quad (8.40)$$

Conservação de energia:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f H_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f H_f) = -\alpha_f \frac{\partial p_f}{\partial t} + \bar{\tau}_f \cdot \nabla \vec{v}_f - \nabla \cdot \alpha_f k_{f,eff} \nabla \cdot T_f + h_{fs} (T_s - T_f), \text{ fase fluida} \quad (8.41)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s H_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s H_s) = -\alpha_s \frac{\partial p_s}{\partial t} + \bar{\tau}_s \cdot \nabla \vec{v}_s - \nabla \cdot \alpha_s k_{s,eff} \nabla \cdot T_s - h_{fs} (T_s - T_f), \text{ fase sólida} \quad (8.42)$$

Entalpia da fase i:

$$H_i = \int c_{p,i} dT_i \quad (8.43)$$

Coeficiente de transferência de calor:

$$h_{fs} = \frac{6k_f \alpha_f \alpha_s Nu_s}{d_s^2} \quad (8.44)$$

$$Nu = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0,7 Re_s^{0,2} Pr^{\frac{1}{3}} \right) + (1,33 - 2,4\alpha_f + 1,2\alpha_f^2) Re_s^{0,7} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (8.45)$$

Condutividade térmica:

$$k_{f,eff} = \frac{\left(1 - \sqrt{(1-\alpha_f)} \right)}{\alpha_f} k_f \quad (8.46)$$

$$k_{s,eff} = \frac{\sqrt{(1-\alpha_f)}}{\alpha_s} k_f (\omega A + (1-\omega)\Gamma) \quad (8.47)$$

$$\Gamma = \frac{2}{1-\frac{B}{A}} \left[\frac{B(A-1)}{A \left(1-\frac{B}{A} \right)^2} \ln \left(\frac{A}{B} \right) - \frac{(B-1)}{1-\frac{B}{A}} - \frac{(B+1)}{2} \right] \quad (8.48)$$

Para partículas esféricas:

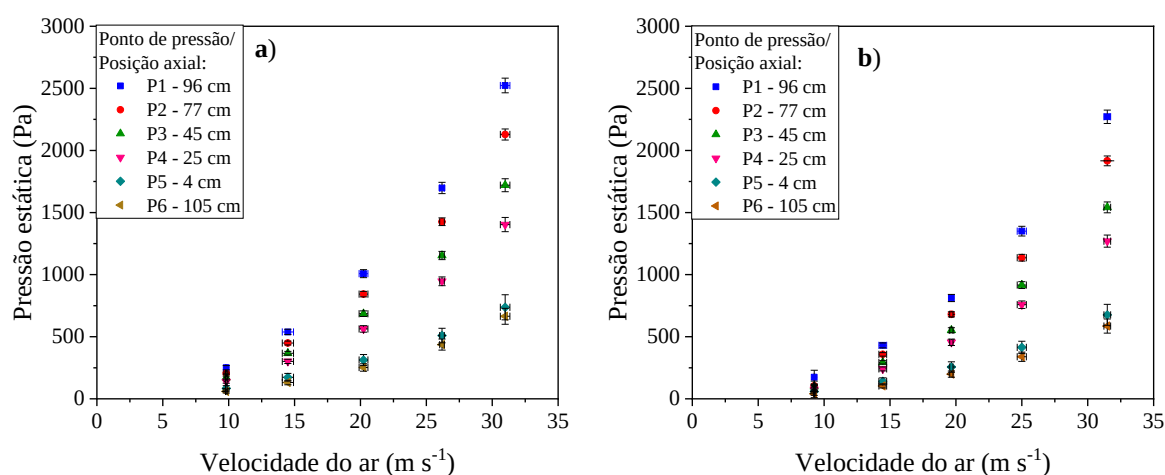
$$A = \frac{k_s}{k_f}; B = 1,25 \left[\frac{(1-\alpha_f)}{\alpha_f} \right]^{\frac{10}{9}}; \omega = 7,26 \cdot 10^{-3} \quad (8.49)$$

8.2 Resultados e discussões

8.2.1 Resultados experimentais e correlações da literatura para a fluidodinâmica do escoamento monofásico do ar

Na Figura 101, são apresentados os valores de pressão estática experimental para diferentes posições axiais do ciclone indicadas na Figura 62, em função da velocidade de alimentação do ar no equipamento. A queda de pressão experimental e predita pelas correlações da literatura são apresentadas na Tabela 41.

Figura 101 – Pressão estática experimental em diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade do ar. a) Temperatura de alimentação de 80 °C. b) Temperatura de alimentação de 130 °C.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O aumento da velocidade do ar provocou o aumento da queda de pressão experimental e das estimativas preditas pelas correlações da literatura na Tabela 41. Devido ao atrito do ar com as paredes do ciclone, existe a diminuição da pressão do ar após a entrada no equipamento e o aumento da queda de pressão com o aumento da velocidade do ar alimentado no sistema. Observações semelhantes foram realizadas por Huang et al. (2018) e Kang et al. (1989). Na Tabela 41, a correlação de Casal e Benet (1983) apresentou os menores valores de erro percentual, 10,7 a 18,8 %, seguida das correlações de Massarani (2002) com 18,1 a 26,7 %, Ramachandran (37,1 % a 47,0 %) e Shepherd e Lapple (67,2 a 80,6 %). Ressalta-se que os desvios obtidos são esperados, uma vez que as correlações foram desenvolvidas a partir de dados empíricos coletados para faixas restritas de operação e de geometrias dos ciclones.

Tabela 41 – Queda de pressão experimental e predita por correlações da literatura para o escoamento monofásico do ar no ciclone.

v_i ($m \cdot s^{-1}$)	ΔP_{exp} (Pa)	$\Delta P_{massarani}$ (Pa)	Erro (%)	$\Delta P_{Shepherd e}$ $Lapple$ (Pa)	Erro (%)	$\Delta P_{Casal e}$ $Benet$ (Pa)	Erro (%)	$\Delta P_{Ramachandran}$	Erro (%)
9,82	190,3	224,6	18,1	318,2	67,2	210,7	10,7	260,9	37,1
14,49	407,5	489,2	20,1	700,0	71,8	458,4	12,5	567,5	39,3
20,23	755,7	953,8	26,2	1364,7	80,6	896,1	18,6	1109,3	46,8
26,19	1261,0	1598,1	26,7	2286,6	81,3	1497,8	18,8	1854,2	47,0
30,98	1858,6	2235,6	20,3	3198,7	72,1	2090,8	12,5	2588,3	39,3

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para descrever a queda de pressão experimental em função de parâmetros geométricos e das condições do ar como a densidade e a velocidade alimentada no ciclone, foi obtida a correlação empírica apresentada pelas Equações 8.50 - 8.52 com valor de R^2 de 0,99.

$$\Delta P = \frac{\rho_f v_i^2}{2} \Delta H \quad (8.50)$$

Para a temperatura de alimentação de 80 °C:

$$\Delta H = 9,26 \left(\frac{ab}{D_e^2} \right) \quad (8.51)$$

Para a temperatura de alimentação de 130 °C:

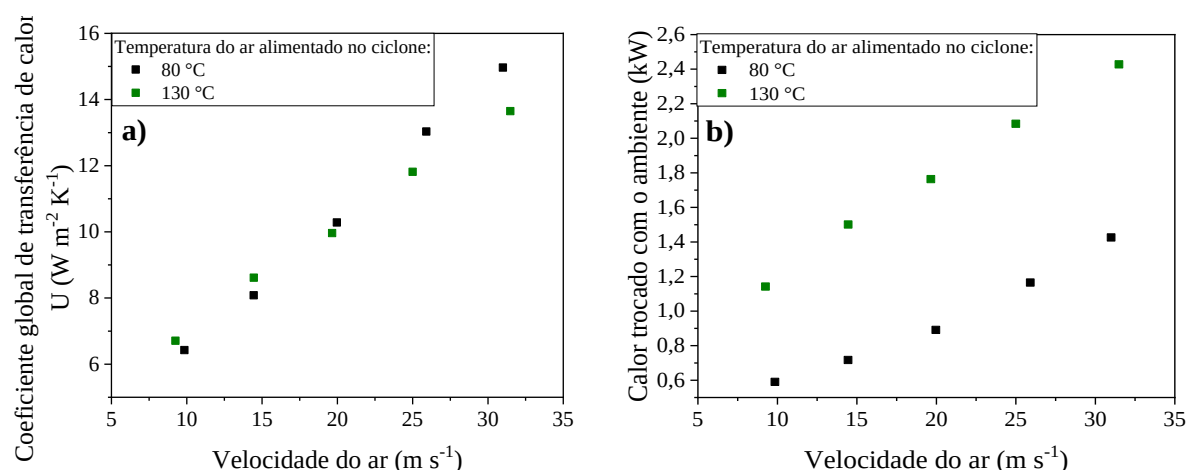
$$\Delta H = 7,97 \left(\frac{ab}{D_e^2} \right) \quad (8.52)$$

8.2.2 Resultados experimentais de transferência de calor para o escoamento monofásico do ar

Na Figura 102 são apresentados os valores do coeficiente global de troca térmica e do calor trocado com o ambiente, em função da velocidade do ar alimentado no ciclone. Os Resultados experimentais mostram a tendência de aumento do coeficiente global de transferência de calor e do calor trocado com o ambiente, para o aumento da velocidade do ar. Este resultado pode estar relacionado ao aumento da turbulência e como consequência, da transferência de calor entre o ar em escoamento e as paredes do ciclone, para o aumento da

velocidade de alimentação do ar no equipamento. Dias et al. (2022) também obtiveram resultados semelhantes qualitativamente aos apresentados neste trabalho.

Figura 102 – a) Coeficiente global de transferência de calor em função da velocidade do ar alimentado no ciclone. b) Calor trocado com o ambiente em função da velocidade do ar alimentado no ciclone. Temperaturas do ar alimentado no ciclone de 80 e 130 °C.



Fonte: Elaborado pelo autor.

No Quadro 12 são apresentadas as equações empíricas obtidas para o cálculo do coeficiente global de transferência de calor e do calor trocado para o ambiente. Ressalta-se que essas correlações são válidas para o escoamento monofásico do ar com temperaturas de alimentação de 80 e 130 °C, para o ciclone *Stairmand* com as dimensões especificadas na Figura 52.

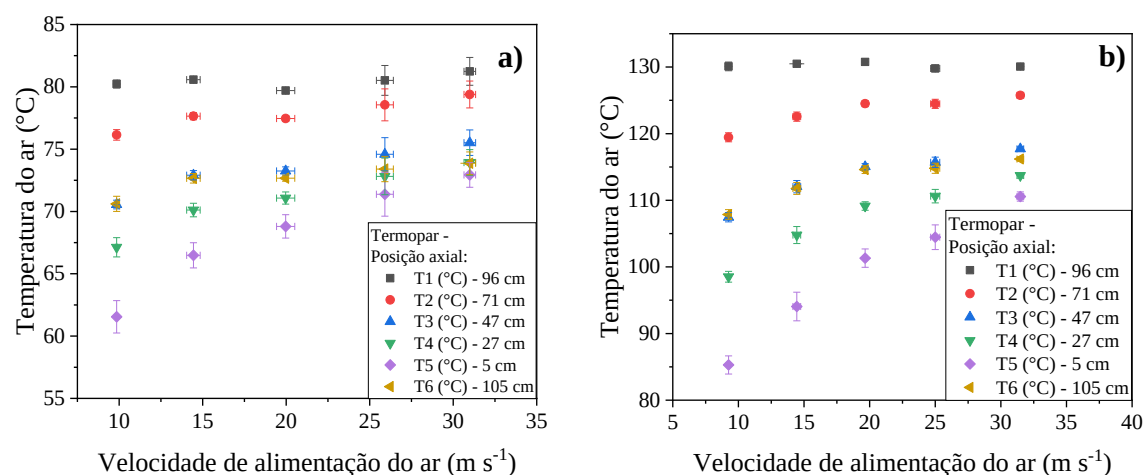
Quadro 12 – Equações empíricas para os coeficientes globais de transferência de calor e de calor trocado com o ambiente, em função da velocidade do ar alimentado no ciclone.

Coeficiente global de transferência de calor	Calor trocado com o ambiente
Temperatura de alimentação do ar de 80°C: $U = 1,131 v_i^{0,747}$ (8.53) $R^2 = 0,99$	Temperatura de alimentação do ar de 80°C: $Q = 0,0008 v_i^2 + 0,005 v_i + 0,457$ (8.54) $R^2 = 0,99$
Temperatura de alimentação do ar de 130°C: $U = 1,846 v_i^{0,576}$ (8.55) $R^2 = 0,99$	Temperatura de alimentação do ar de 130°C: $Q = 0,0573 v_i + 0,640$ (8.56) $R^2 = 0,99$

* v_i – velocidade do ar em relação à área de entrada do ciclone de 5 cm x 12 cm. Fonte: Elaborado pelo autor.

Os valores de temperatura para as diferentes posições axiais do ciclone são apresentados na Figura 103. Para os menores valores de velocidade do ar existe uma maior diferença entre as temperaturas do ar nas diferentes posições axiais, devido a menor turbulência e as menores taxas de transferência de calor.

Figura 103 – Temperatura do ar para diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade de alimentação. a) Temperatura de alimentação de 80 °C. b) Temperatura de alimentação de 130 °C.



Fonte: Elaborado pelo autor.

8.2.3 Resultados numéricos

8.2.3.1 Seleção da malha numérica

Na Tabela 42 são apresentados os resultados de incerteza do teste GCI para a queda de pressão total no ciclone e para a média da velocidade do ar em relação a área da seção do *overflow* do equipamento.

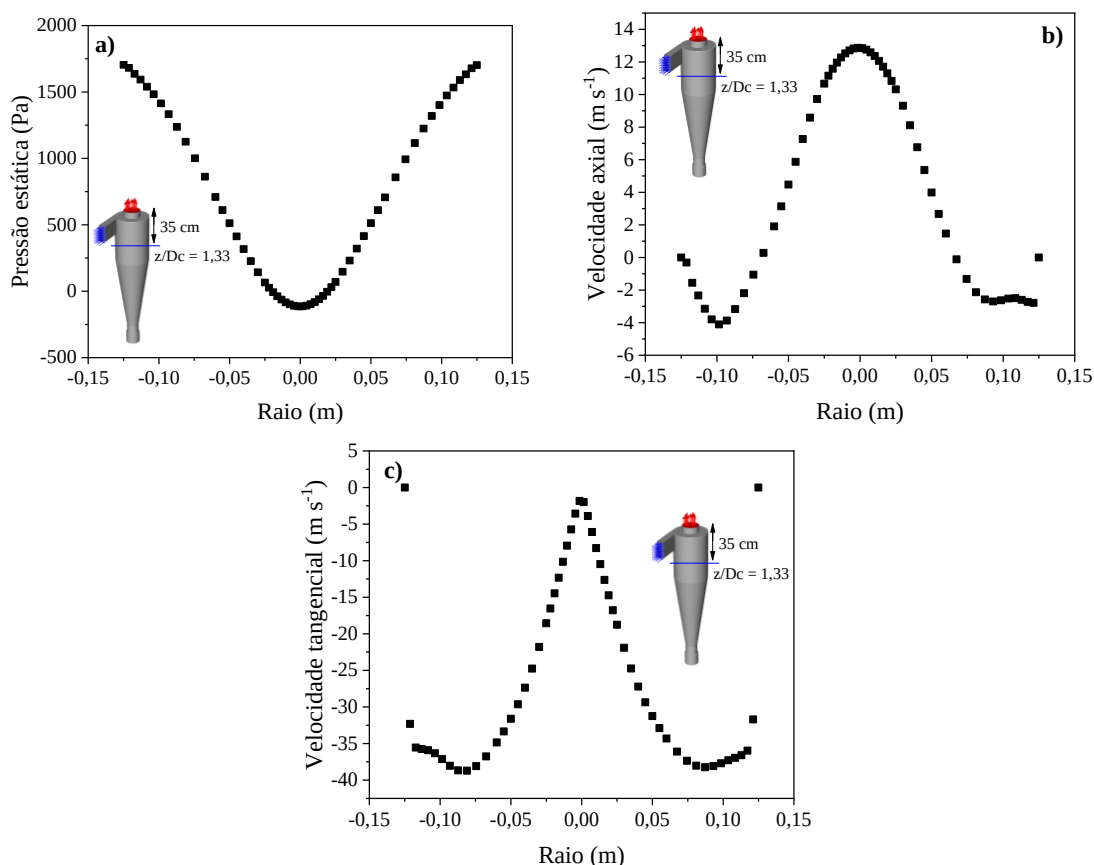
Tabela 42 - Incerteza das malhas geradas pelo método GCI para a queda de pressão (Φ_1) e velocidade do ar no *overflow* do ciclone (Φ_2). Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de 26,19 m s^{-1} .

Parâmetro do GCI	Φ_1	Φ_2
GCI_A (%)	5,71	1,50
GCI_{BA} (%)	4,31	1,13
GCI_{CB} (%)	0,85	0,27
γ	1,03	1,01
f_{exata}	208,68 Pa	7,02 m s^{-1}

Fonte: Elaborado pelo autor.

O teste GCI indicou baixos valores de incerteza para a queda de pressão (0,85 a 5,71 %) e para a velocidade do ar (0,27 a 1,50 %). O valor obtido para o parâmetro γ de Φ_1 e Φ_2 se aproximou de 1, indicando que as soluções obtidas se encontram dentro do intervalo assintótico, ou seja, estão tendendo ao valor da solução exata (f_{exata}). Embora a malha C tenha apresentado os menores valores das incertezas, foi escolhida a malha B para o uso nas simulações, pois além de apresentar baixos valores de incerteza, a malha B também otimiza o tempo de simulação devido ao menor número de elementos.

Figura 104 - a) Pressão estática em função da coordenada radial. b) Velocidade axial em função da coordenada radial. c) Velocidade tangencial em função da coordenada radial. Simulações realizadas para a malha B, na posição axial do ciclone de $z/D_c = 1,33$. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de 26,19 m·s⁻¹.



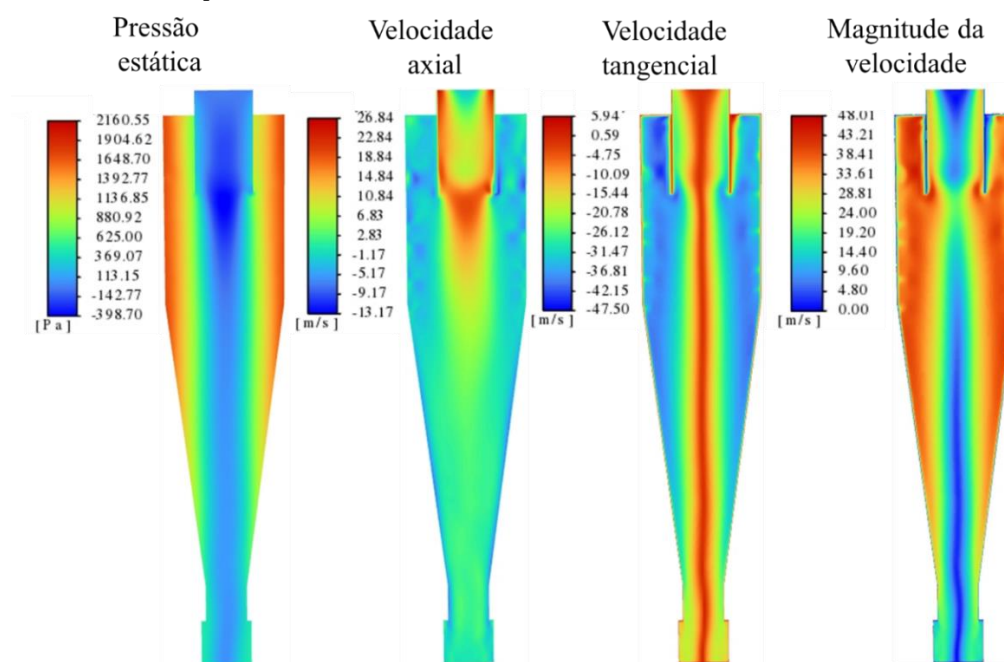
Fonte: Elaborado pelo autor.

Além do teste CGI, foi avaliado se o escoamento monofásico do ar reproduziu o comportamento característico da fluidodinâmica do ciclone. Na Figura 104 – a) são apresentados os gráficos de pressão estática em função da coordenada radial para a malha B e velocidade de alimentação do ar de 25 m·s⁻¹. Verifica-se a formação de uma região de menor pressão próxima ao eixo central do ciclone, o vórtex, em que o ar e as partículas menores

realizam escoamento ascendente em direção ao *overflow*. Comparando a Figura 104 – a) com os dados experimentais de Zhao (2005), for verificada boa concordância entre os comportamentos qualitativos dos valores de pressão estática.

Na Figura 104 – b) são apresentados os gráficos de velocidade axial em função da coordenada radial. O comportamento qualitativo da velocidade axial corresponde ao reportado por Shalaby *et al.* (2005), com velocidade nula próxima a parede do ciclone, velocidades negativas que indicam escoamento descendente entre a parede e o vórtex e, na região central velocidades positivas para o escoamento ascendente do ar. Devido ao vórtex de Rankine formado no interior do ciclone, espera-se um perfil de velocidades axiais no formato da letra M, ou ‘W invertido’. Na Figura 104 – c) são apresentados os gráficos de velocidade tangencial em função da coordenada radial, onde a velocidade tangencial se aproxima de zero na região central do ciclone e aumenta até o seu valor máximo negativo. O comportamento qualitativo do vórtex de Rankine característico do escoamento monofásico no ciclone *Stairmand* foi reproduzido nas simulações para a malha B. Na Figura 105 são apresentados os contornos de pressão estática, velocidade axial, velocidade tangencial e magnitude da velocidade obtidos para a simulação CFD na abordagem transiente.

Figura 105 – Imagens dos contornos de pressão estática, velocidade axial, velocidade tangencial e magnitude da velocidade obtidas para a simulação por CFD transiente do escoamento monofásico do ar no ciclone. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C e velocidade de 26,19 m·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

8.2.3.2 Queda de pressão por CFD

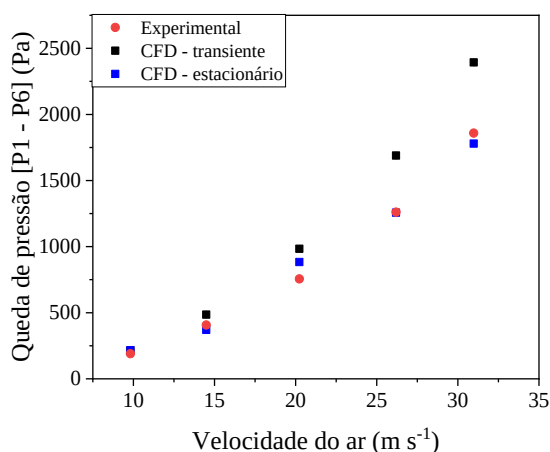
Na Tabela 43 são apresentados os valores de queda de pressão simulada e experimental para diferentes velocidades de alimentação do ar no ciclone. Observa-se que o aumento da velocidade provocou o aumento da queda de pressão simulada. Este comportamento está de acordo com o comportamento experimental e também pelo previsto pelas estimativas das correlações de Massarani (2002), Shepherd e Lapple (1939), Casal e Benet (1983) e Ramachandran et al. (1991). A Figura 106 apresenta os valores de queda de pressão experimental e obtida nas simulações por CFD em função da velocidade do ar na alimentação do ciclone. Os valores de ΔP_{CFD} para a abordagem estacionária apresentaram os menores desvios (0,3 a 16,9 %) em relação as estimativas da abordagem transiente (13,3 a 33,9 %), indicando que a abordagem estacionária pode ser suficiente para representar a fluidodinâmica do ciclone nas simulações do processo de secagem do minério de ferro. Ressalta-se que os desvios obtidos são esperados, uma vez que as simulações representam simplificações do fenômeno físico de escoamento do ar no ciclone.

Tabela 43 – Queda de pressão experimental e simulada por CFD utilizando a abordagem em estado estacionário e regime transiente. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.

V_i ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	ΔP_{exp} (Pa)	$\Delta P_{\text{CFD-estacionário}}$ (Pa)	Erro (%) $\Delta P_{\text{CFD-estacionário}}$	$\Delta P_{\text{CFD-transiente}}$ (Pa)	Erro (%) $\Delta P_{\text{CFD-transiente}}$
9,82	190,3	216,1	13,6	215,5	13,3
14,49	407,5	370,5	9,1	486,1	19,3
20,23	755,7	883,6	16,9	983,6	30,1
26,19	1261,0	1257,3	0,3	1688,8	33,9
30,98	1858,6	1779,3	4,3	2393,6	28,8

Fonte: Elaborado pelo autor.

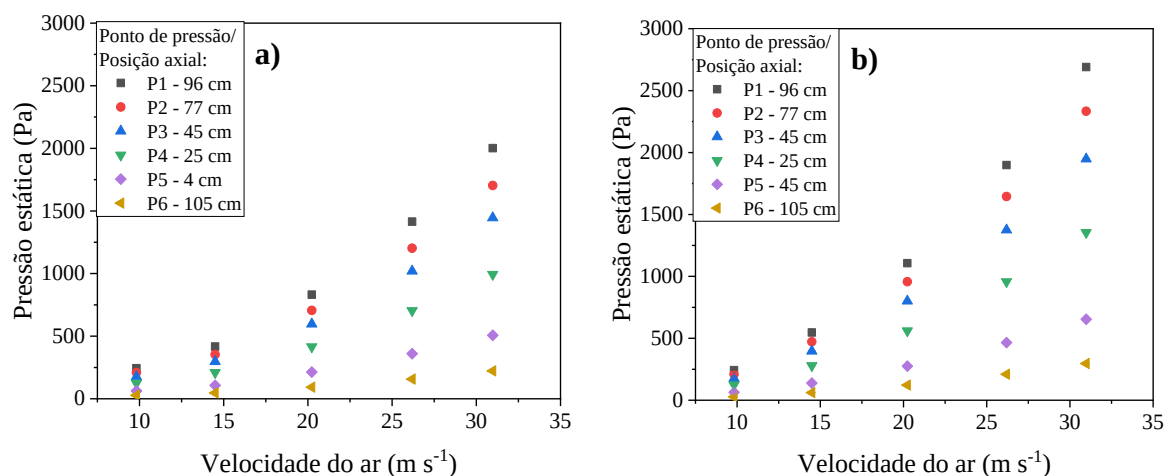
Figura 106 – Queda de pressão experimental e simulada por CFD em função da velocidade superficial do ar alimentado no ciclone. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Além da queda de pressão, observa-se que a pressão estática obtida por CFD para as diferentes posições axiais do ciclone (Figura 107), apresentaram comportamento qualitativo semelhante ao obtido experimentalmente e apresentado na Figura 101.

Figura 107 – Pressão estática simulada por CFD em diferentes posições axiais do ciclone em função da velocidade do ar. a) Abordagem permanente. b) Abordagem transiente. Condições: Temperatura do ar na entrada de 80 °C.

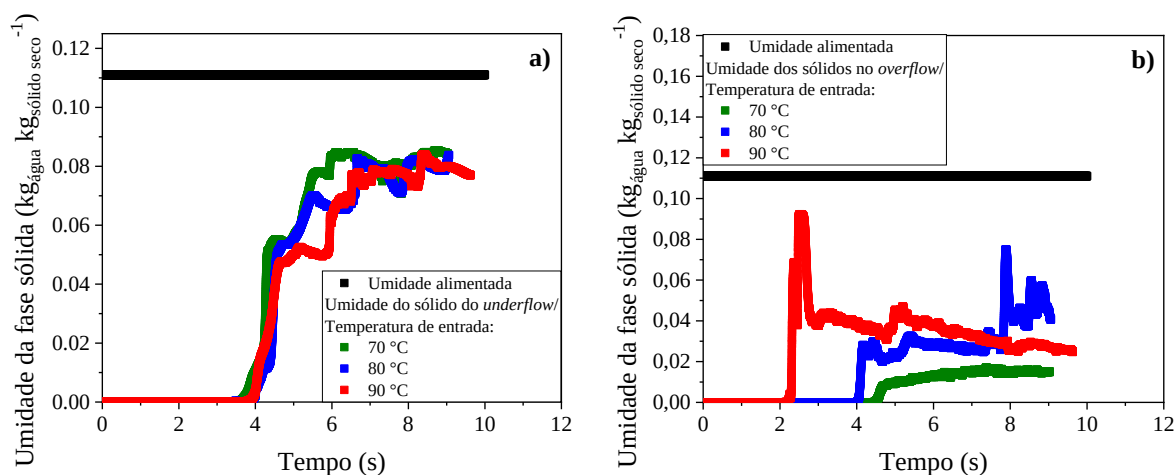


Fonte: Elaborado pelo autor.

8.2.3.3 Simulação por CFD da secagem no minério de ferro no ciclone

Na Figura 108 – a) e b) são apresentadas as umidades do minério de ferro no *underflow* e no *overflow* do ciclone em função do tempo de simulação, respectivamente. As simulações são apresentadas para a vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹, velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹ e temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Avaliando a umidade no minério no *underflow* do ciclone (Figura 108 – a)), o comportamento está condizente para a secagem do material, com o aumento da umidade até a umidade do estado pseudo-estacionário. A umidade do estado pseudo-estacionário é menor que a umidade de alimentação dos sólidos no ciclone (0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹ ou 0,111 kg_{água}·kg_{sólido seco}⁻¹), enfatizando-se que o processo de secagem no ciclone é contínuo com o *underflow* aberto para a atmosfera.

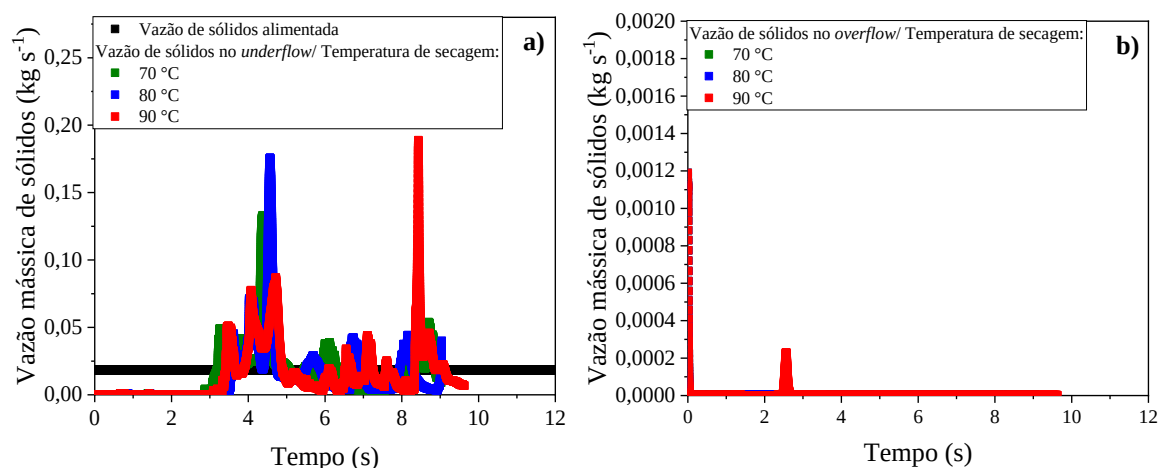
Figura 108 – Umidade da fase sólida em função do tempo de simulação. a) Umidade no *underflow* do ciclone. b) Umidade no *overflow* do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹. Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a umidade no *overflow* do ciclone (Figura 108 – b)), também foi verificado o aumento da umidade até a umidade do estado pseudo-estacionário. A princípio pode-se achar os valores de umidade elevados para o particulado fino que escapam pelo *overflow*, mas deve-se considerar que a vazão mássica de sólidos no *overflow* é próxima de zero, conforme indica a Figura 109.

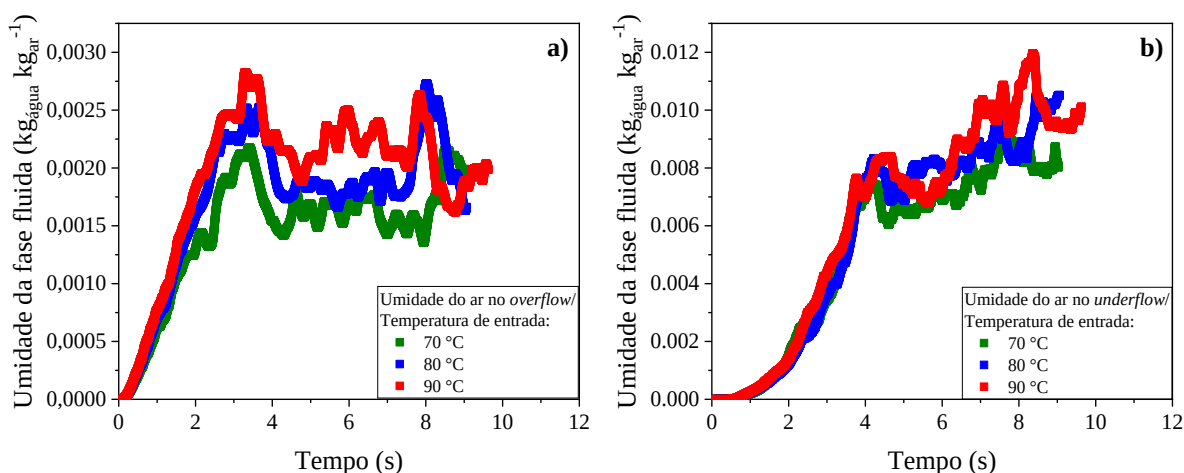
Figura 109 – Vazão mássica de sólidos em função do tempo de simulação. a) Vazão no *underflow* do ciclone. b) Vazão no *overflow* do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹. Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 110 é apresentada a umidade da fase fluida em função do tempo de simulação. Pode-se verificar o aumento da umidade do ar até atingir a umidade do estado pseudo-estacionário tanto no *underflow* quanto no *overflow* do ciclone. O aumento da umidade da fase fluida está de acordo com o esperado para o processo de secagem do minério de ferro.

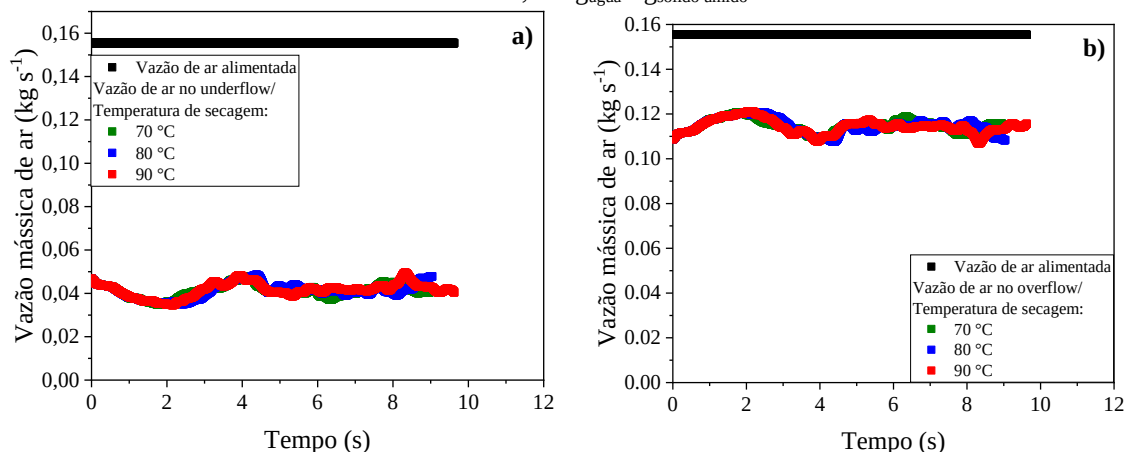
Figura 110 – Umidade absoluta do ar em função do tempo de simulação. a) Umidade no *underflow* do ciclone. b) Umidade no *overflow* do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹. Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 111 mostra que a maior vazão mássica de ar obtida nas simulações é a do *overflow* do ciclone quando comparado com o *underflow*. Este resultado era o esperado para o funcionamento correto do separador, onde o gás e as partículas menores deixam o equipamento pela seção do *overflow*.

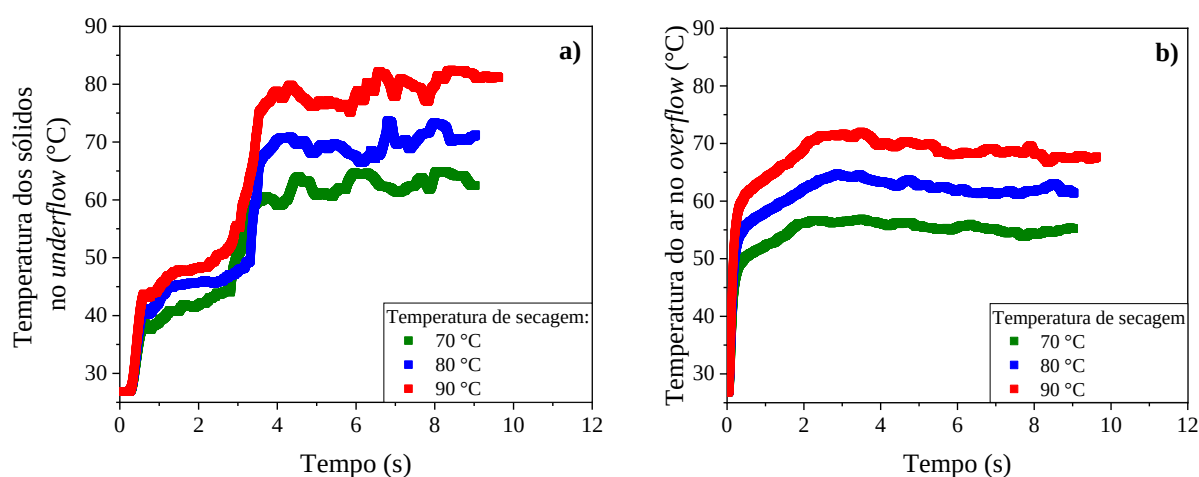
Figura 111 – Vazão mássica de ar em função do tempo de simulação. a) Vazão no *underflow* do ciclone. b) Vazão no *overflow* do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹. Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 112 é apresentada a temperatura dos sólidos no *underflow* e a temperatura do ar no *overflow* do ciclone, em função do tempo de simulação. Pode-se observar que para as duas seções de exaustão do equipamento ocorre o aumento da temperatura das fases com o aumento do tempo simulado, conforme o esperado para a secagem. Além disso, em ambas as seções de exaustão foi alcançado o equilíbrio térmico com a temperatura do ar alimentado no equipamento, embora não tenha atingido o valor da temperatura de alimentação do ar.

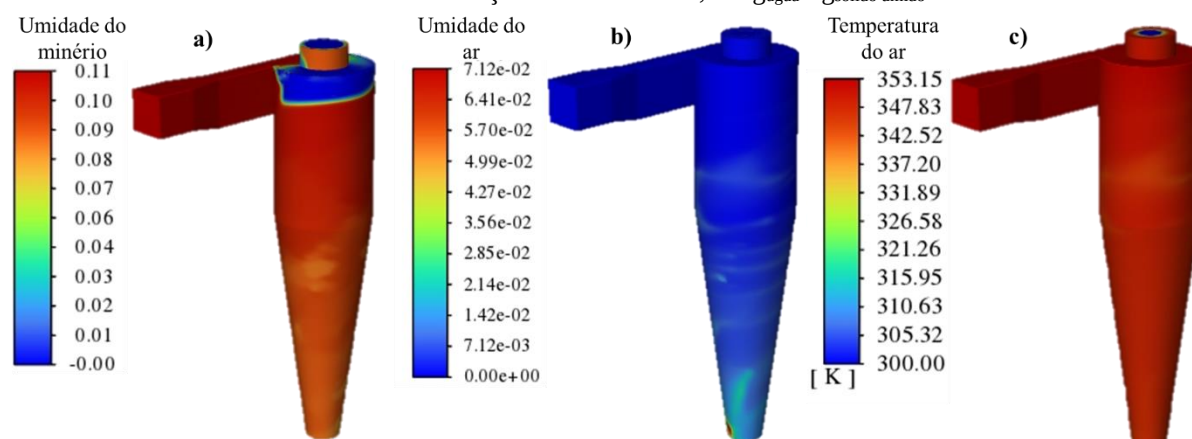
Figura 112 – Temperatura do ar em função do tempo de simulação. a) Temperatura no *underflow* do ciclone. b) Temperatura no *overflow* do ciclone. Temperatura de alimentação do ar de 70 °C, 80 °C e 90 °C. Vazão de alimentação de sólidos de 0,0183 kg·s⁻¹. Velocidade de alimentação do ar de 26,19 m·s⁻¹. Umidade de alimentação do minério de 0,10 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 113 são apresentados os contornos tridimensionais do ciclone de umidade do minério de ferro, umidade do ar e temperatura do ar após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem. Na Figura 113 - a), os contornos de umidade mostram a redução da umidade dos sólidos no *underflow* em relação à umidade alimentada. Além disso, observa-se o aumento da umidade do ar, principalmente na região do *underflow* do equipamento na Figura 113 - b).

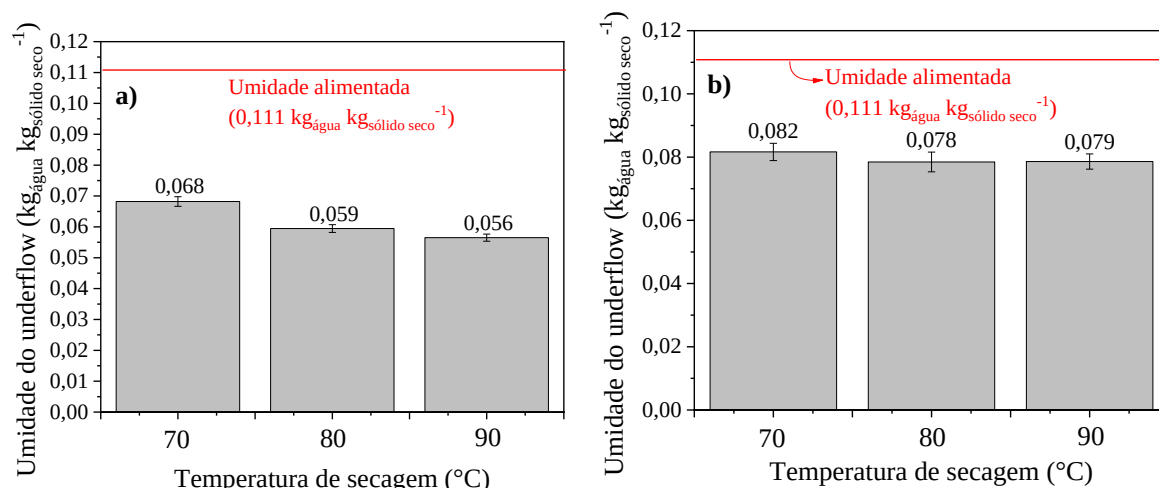
Figura 113 – a) Contorno de umidade do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. b) Contorno de umidade do ar após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. c) Contorno de temperatura do ar após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperatura de alimentação do ar de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na Figura 114 – a) e b) são apresentadas as umidades do minério de ferro no *underflow* do ciclone após atingir o estado pseudo-estacionário. As simulações são apresentadas para a vazão de alimentação de sólidos de $0,0024 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ e $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$, velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ e temperatura de alimentação do ar de $70 \text{ }^{\circ}\text{C}$, $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Avaliando o efeito da temperatura do ar, observa-se na Figura 114 – a) o comportamento qualitativo condizente com a secagem do minério, com o aumento da temperatura e a diminuição da umidade do minério coletado no *underflow* do equipamento. Para a Figura 114 – b), observa-se que para a maior vazão de sólidos, a umidade do minério coletado no *underflow* diminui de $70 \text{ }^{\circ}\text{C}$ para $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ e tende a estabilizar de $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ para $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Este comportamento qualitativo também foi verificado experimentalmente, sendo os resultados apresentados na Figura 83 do Capítulo 7. Além disso, comparando a Figura 114 – a) e Figura 114 – b) foi verificado que o aumento da vazão de alimentação dos sólidos provocou o aumento da umidade dos sólidos coletados no *underflow*, assim como o esperado fisicamente para o processo de secagem. Estas observações também podem ser verificadas na Figura 115, que apresenta os contornos de umidade da fase sólida para a secagem nas diferentes condições avaliadas nas simulações.

Figura 114 - Umidade média do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperaturas de alimentação do ar de 70, 80 e 90°C . Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$.
a) Vazão de sólidos de $0,0024 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. b) Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$.



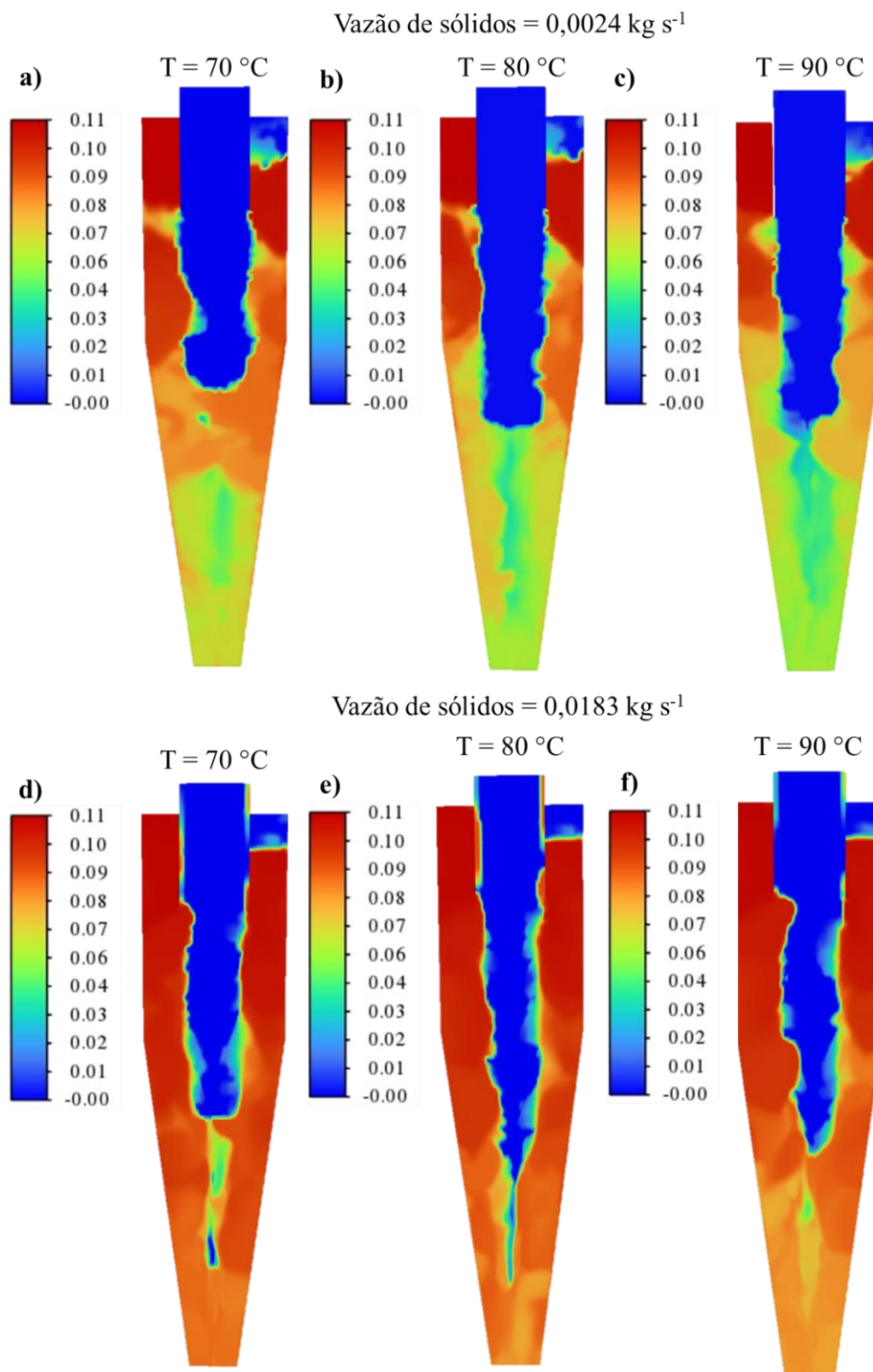
Fonte: Elaborado pelo autor.

8.4 Conclusões do capítulo

A simulação CFD permanente do escoamento monofásico do ar em ciclone do tipo *Stairmand* se mostrou suficiente para reproduzir o comportamento qualitativo da pressão estática do ciclone. As simulações transientes apresentaram comportamento qualitativo de pressão estática, velocidade axial e velocidade tangencial condizentes com os reportados pela literatura. A partir das simulações foi verificado que o aumento da velocidade do ar provocou ao aumento da queda de pressão total experimental, predita por correlações da literatura e simuladas por CFD. Além disso, com o balanço de energia no ciclone foi possível determinar o coeficiente global de transferência de calor e o calor trocado com o ambiente.

As simulações por CFD utilizando o modelo Euleriano Granular reproduziram o comportamento da secagem contínua do minério de ferro em ciclone, com a redução da umidade dos sólidos, aumento da umidade do ar e aumento da temperatura da fase sólida. Além disso, as simulações mostraram a influência da temperatura de secagem e da vazão mássica dos sólidos na umidade do minério do *underflow* do equipamento. Estes resultados foram condizentes com os resultados experimentais apresentados no Capítulo 7 e ao comportamento esperado fisicamente para a secagem do minério de ferro.

Figura 115 - Contornos de umidade do minério de ferro após atingir o estado pseudo-estacionário na secagem em ciclone. Velocidade de alimentação do ar de $26,19 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Temperaturas de alimentação do ar de 70, 80 e 90°C . Umidade de alimentação do minério de $0,10 \text{ kg}_{\text{água}}\cdot\text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$. Vazão de sólidos de $0,0024 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$: a), b), c). Vazão de sólidos de $0,0183 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$: d), e), f).



Fonte: Elaborado pelo autor.

CAPÍTULO 9

Conclusões

O objetivo geral deste trabalho foi avaliar a viabilidade da utilização do ciclone separador, aplicado como secador de produtos de minério de ferro. A partir dos resultados experimentais e de simulação obtidos, pode-se realizar as seguintes conclusões.

Observou-se que a umidade do minério de ferro influenciou suas propriedades, como densidade e escoabilidade, aumentando o índice de Hausner e a coesão entre aglomerados. As simulações da secagem no transportador pneumático indicaram que partículas maiores que 50 μm possuem umidade residual ao entrarem no ciclone, corroborando a utilização da bateria de ciclones industriais como uma etapa adicional na secagem convectiva do minério, destacando a necessidade de melhorias nos coeficientes de transferência de calor e de massa para a melhoria do desempenho do simulador.

A metodologia de prototipagem e os testes utilizados para o projeto e a construção de um alimentador de sólidos específico para alimentação do minério úmido em um ciclone de bancada, se mostrou adequada. O alimentador do tipo haste apresentado no Capítulo 6, surge como uma alternativa para a alimentação de materiais pegajosos e de difícil escoabilidade como o minério de ferro úmido. Os experimentos preliminares de secagem mostraram o potencial de aplicação do ciclone separador como secador de minério de ferro, obtendo-se valores de redução de umidade superiores a 66,7 % para temperaturas do ar de $37,86 \pm 4,22$ °C. A secagem em leito fixo e camada fina apresentou taxa decrescente de secagem, com modelos difusivos bem ajustados para temperaturas de até 80 °C, bem como indicando a presença de mecanismos internos de transferência de calor e de massa na secagem do material.

Para a utilização do ciclone *Stairmand* de bancada como secador convectivo, a metodologia de balanço de massa revelou que o acúmulo de minério na tubulação de ar limitou o desempenho do processo, necessitando velocidades de alimentação do ar de $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ para a redução do acúmulo dos sólidos. Os resultados de análise energética da secagem em ciclone mostraram a tendência de diminuição do consumo específico de energia para o aumento da velocidade do ar de secagem, até um valor mínimo. Ainda, foi possível verificar que a utilização da maior vazão de alimentação dos sólidos, de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}}\cdot\text{s}^{-1}$, favoreceu a diminuição do consumo específico de energia e ao aumento das eficiências energéticas e de secagem. Além disso, as simulações por CFD da secagem contínua do minério de ferro em ciclone mostraram

o comportamento qualitativo característico ao esperado para a secagem, mostrando potencial de utilização como ferramenta de projeto de ciclones secadores.

SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Como continuidade a este trabalho, propõe-se os seguintes estudos para trabalhos futuros:

- Simular o processo de secagem utilizando os coeficientes obtidos na secagem em leito fixo.
- Simular o estudo de caso do processo de secagem do minério de ferro em transportador pneumático utilizando coeficientes de transferência de calor e massa empíricos, obtidos a partir de testes industriais realizados na planta de redução de umidade da Vale S.A.
- Simular as condições de secagem do minério de ferro no transportador pneumático utilizando o modelo matemático de Campanha (1987) e compará-lo com o de Rocha (1988).
- Transformar o alimentador de sólidos em um dispositivo contínuo que retira de um depósito e leva para o secador em taxas variáveis conforme a demanda de secagem.
- Caracterizar o material coletado no *underflow* do ciclone de bancada, obtendo a distribuição granulométrica e a composição química, que possam corroborar o efeito de quebra dos aglomerados durante a secagem do material no ciclone.
- A partir dos resultados experimentais de secagem, otimizar o desempenho energético do ciclone secador e avaliar a viabilidade econômica estimando índices como a TIR (taxa interna de retorno), o *payback* e o VPL (valor presente líquido).
- Incorporar os efeitos de secagem e de quebra de aglomerados nas simulações por CFD e o modelo Euleriana-Granular utilizando balanços populacionais.
- Simular utilizando a abordagem Euleriana-Granular a secagem do minério de ferro na bateria de ciclones de tamanho industrial da planta de redução de umidade da Vale S.A.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAZARPOOR, A. et al. HPGR effect on the particle size and shape of iron ore pellet feed using response surface methodology. **Mineral Processing and Extractive Metallurgy: Transactions of the Institute of Mining and Metallurgy**, v. 127, n. 1, p. 40–48, 2 jan. 2018.

ABDULLAH, E. C.; GELDART, D. The use of bulk density measurements as flowability indicators. **Powder Technology**. v. 102, n. 2, 1999.

ADEMIEC, J.; KAMINSKI, W.; MARKOWSKI, A. S.; STRUMIŁŁO, C. Drying of Biotechnological Products (Chapter 45). In: MUJUMDAR, A. S. **Handbook of Industrial Drying**, Taylor & Francis Group LLC. 4ª edição, p. 815, 2015.

AGUIAR, J. G. A. **Avaliação Experimental e Computacional da Eficiência de Separadores Ciclônicos Aplicados na Coleta e Concentração do Minério de Ferro proveniente de Secagem Convectiva**. Dissertação - Mestrado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2023.

AKPINAR, E.; MIDILLI, A.; BICER, Y. Single layer drying behaviour of potato slices in a convective cyclone dryer and mathematical modeling. **Energy Conversion and Management**, v. 44, n. 10, p. 1689–1705, 2003.

ALBINI, G. **Estudo da secagem de grãos em leito fixo, com e sem escoamento reverso do ar de secagem**. [s.l.] Universidade Federal de São Carlos, São Carlos-SP, 2019.

ALBINI, G.; FREIRE, F. B.; FREIRE, J. T. Barley: Effect of airflow reversal on fixed bed drying. **Chemical Engineering and Processing - Process Intensification**, v. 134, n. September, p. 97–104, 2018.

ARASTOPOUR, H.; GIDASPOW, D. Vertical Pneumatic Conveying Using Four Hydrodynamic Models. **Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals**, v. 18, n. 2, p. 123–130, 1979.

ARAUJO, A. C. et al. Ore mineralogy and its relevance for selection of concentration methods in processing of Brazilian iron ores. **Transactions of the Institutions of Mining and Metallurgy**, Section C: Mineral Processing and Extractive Metallurgy, v. 112, n. APRIL, 2003.

ASTM C1444-00. **Standard Test Method for Measuring the Angle of Repose of Free-Flowing Mold Powders**. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1520/C1444-00>>. Acesso em: 15 fev. 2024.

BAEYENS, J.; VAN GAUWBERGEN, D.; VINCKIER, I. Pneumatic drying: the use of large-scale experimental data in a design procedure. **Powder Technology**, v. 83, n. 2, p. 139–148, 1995a.

BAEYENS, J.; VAN GAUWBERGEN, D.; VINCKIER, I. Pneumatic drying: the use of large-scale experimental data in a design procedure. **Powder Technology**, v. 83, n. 2, p. 139–148, maio 1995b.

BANOONI, S.; HAJIDAVALLOO, E.; DORFESHAN, M. A comprehensive review on modeling of pneumatic and flash drying. **Drying Technology**, v. 36, n. 1, p. 33–51, 2018.

BARBOSA, L. S. **Estudo da Transferência de Calor e de Massa em um Leito Fixo Espesso de Grãos de Sorgo com Reversão de Sentido do Escoamento de Ar**. Dissertação - Mestrado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2022.

BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N. **Fenômenos de Transporte**. Rio de Janeiro: LTC, 2ª ed., 2017.

BORDE, I.; LEVY, A. **Pneumatic and flash drying**. In: Handbook of Industrial Drying, Mujumdar, A. S. 4th Ed. Taylor & Francis Group, LLC. 2006.

BORGNAKKE, C.; SONNTAG, R. E. **Fundamentos da Termodinâmica**, 2ª Ed. brasileira, São Paulo: Blucher, 2018.

BORGNAKKE, C.; SONNTAG, R. E. **Fundamentos da termodinâmica**. 8a ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 2013.

BRAR, L. S.; SHARMA, R. P.; DWIVEDI, R. Effect of vortex finder diameter on flow field and collection efficiency of cyclone separators. **Particulate Science and Technology**, v. 33, n. 1, p. 34–40, 2015. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1080/02726351.2014.933144>>.

BRITO, R. C. et al. Analysis of the energy performance of a modified mechanically spouted bed applied in the drying of alumina and skimmed milk. **Chemical Engineering and Processing - Process Intensification**, v. 130, n. April, p. 1–10, 2018.

CADE - Conselho Administrativo de Defesa Econômica. **Ato de Concentração nº 08700.007101/2018-63**, 2019.

CAMPANHA, J. R. **MODELAGEM E SIMULAÇÃO DE SECADORES PNEUMÁTICOS VERTICAIS**. Dissertação - Mestrado em Engenharia Química. Universidade Estadual de Campinas, Campinas – SP, 1987.

CAMPOS, M. M.; FERREIRA, M. DO C. A Comparative Analysis of the Flow Properties between Two Alumina-Based Dry Powders. **Advances in Materials Science and Engineering**, v. 2013, p. 1–7, 2013.

CARMIGNANO, O. et al. Iron Ore Tailings: Characterization and Applications. **Journal of the Brazilian Chemical Society**, v. 00, n. 00, p. 1–17, 2021.

CARVALHO, P. S. L.; SILVA, M. M.; ROCIO, M. A. R.; MOSZKOWICZ, J. **Minério de ferro**. BNDES Setorial, Rio de Janeiro, n. 39, p. 197-233, 2014. Disponível em: <http://web.bndes.gov.br/bib/jspui/handle/1408/4802>.

CASTELLANOS, A. The relationship between attractive interparticle forces and bulk behaviour in dry and uncharged fine powders. **Advances in Physics**, v. 54, n. 4, p. 263–376, 1 jun. 2005.

CAXITO, F.; DIAS, T. G. **Ferro**. In: SOARES, A. C. P; VOLL, E.; CUNHA, E. C. RECURSOS MINERAIS DE MINAS GERAIS. Belo Horizonte: Companhia de

Desenvolvimento de Minas Gerais, 2018. Disponível em: <http://recursomineralmg.codemge.com.br/>. Acessado em abril de 2024.

CERMAK, V.; RYBACH, L. 4.1.1 **Introductory remarks**. Em: Subvolume A. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag, 1982. p. 305–310.

CHAVES, A. P.; LIMA, J. R. B. Amostragem. IN: CHAVES, A. P. **Manuseio e Prática do Tratamento de Minérios**. São Paulo: Oficina de Textos, 2ª edição, p. 292, 2012.

CHURCHILL, S. W.; CHU, H. H. S. Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a horizontal cylinder. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 18, n. 9, p. 1049–1053, set. 1975.

CLOUT, J. M. F.; MANUEL, J. R. Mineralogical, chemical, and physical metallurgical characteristics of iron ore. In: LU, L. **Iron Ore Mineralogy, Processing and Environmental Sustainability**. 2ª ed. Woodhead Publishing Series in Metals and Surface Engineering, p. 59, 2022.

COELHO, R. M. L. E MASSARANI, G., “Fluidodinâmica de Partículas: Ainda sobre Correlações em Base aos Dados Experimentais de Pettyjohn e Christiansen”, Relatório LSP/COPPE 1/96 (1996). In: MASSARANI, G. **Fluidodinâmica em Sistemas Particulados**. 2ª edição – Rio de Janeiro: E-Papers Serviços Editoriais, 2002.

CORRÊA, J. L. G. et al. The cyclonic dryer - A numerical and experimental analysis of the influence of geometry on average particle residence time. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v. 21, n. 1, p. 103–112, 2004.

COURY, J. R.; JUNIOR, R. P.; HUNG, Y. T. Cyclones. In: WANG, L. K.; PEREIRA, N. C.; HUNG, Y. T. (Ed.). **Air Pollution Control Engineering**. Second edition. New Jersey: Humana Press Inc., 2004. cap. 3, p. 97–151. ISBN 1-58829-161-8.

COURY, J. R.; JUNIOR, R. P.; HUNG, Y. T. Cyclones. In: WANG, L. K.; PEREIRA, N. C.; HUNG, Y. T. (Ed.). **Air Pollution Control Engineering**. Second edition. New Jersey: Humana Press Inc., 2004. cap. 3, p. 97–151. ISBN 1-58829-161-8.

CRANK, J. **The Mathematics of Diffusion**. 2. ed. [s.l.] Oxford University Press, 1975.

CRANK, J. **The Mathematics of Diffusion**. 2^o ed. Oxford University Press, 1975.

CREMASCO, M. A. **Estudo sobre o escoamento ar- partículas em um reator ciclônico**.

Tese – Doutorado em Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas, 1994.

CREMASCO, M. A. **Operações unitárias em sistemas particulados e fluidomecânicos**. 3^a ed. Editora Blucher, São Paulo, 2018.

DAVILA, S. I.; CHEN, L. H.; WELCH, G. B. Simulation Model for Reversing Direction Airflow Drying of Rough Rice. Paper - **American Society of Agricultural Engineers**, p. 1842–1848, 1983.

DE BRITO, R. C. et al. Effect of mechanical energy on the energy efficiency of spouted beds applied on drying of sorghum [*Sorghum bicolor* (L) moench]. **Chemical Engineering and Processing: Process Intensification**, v. 117, n. L, p. 95–105, 2017a.

DE BRITO, R. C. et al. Effect of mechanical energy on the energy efficiency of spouted beds applied on drying of sorghum [*Sorghum bicolor* (L) moench]. **Chemical Engineering and Processing: Process Intensification**, v. 117, p. 95–105, 2017b.

DIAS, D. R.; ULLMANN, G.; KYRIAKIDIS, Y. N.; SILVA, D. O.; VIEIRA, L. G. M. Determination of the Euler number characteristic curve and the overall heat exchange coefficient of a new cyclone configuration. **Brazilian Journal of Development**. v.8, n.2, p. 15230-15244, 2022. Disponível em: DOI:10.34117/bjdv8n2-444.

DONSKOI, E. et al. Modelling and optimization of hydrocyclone for iron ore fines beneficiation - using optical image analysis and iron ore texture classification. **International Journal of Mineral Processing**, v. 87, n. 3–4, p. 106–119, 2008.
edição. John Wiley & Sons Inc. 2011.

EMERY, E. et al. Flowability of moist pharmaceutical powders. **Powder Technology**, v. 189, n. 3, p. 409–415, 13 fev. 2009.

ERMAN CALISKAN, M. et al. An experimental investigation into the particle classification capability of a novel cyclone separator. **Separation and Purification Technology**, v. 209, n. June 2018, p. 908–913, 2019.

GELDART, D. et al. CHARACTERIZATION OF POWDER FLOWABILITY USING MEASUREMENT OF ANGLE OF REPOSE. **CHINA PARTICUOLOGY**. V. 4, n. 3-4, 2006.

GELDART, D. Types of gas fluidization. **Powder Technology**, v. 7, n. 5, p. 285–292, maio 1973.

GELDART, D.; HARNBY, N.; A-C-L-JONG. FLUIDIZATION OF COHESIVE POWDERS. **Powder Technology**. v. 37, n. 1, 1984.

GELDART, D.; LING, S. J. Saltation velocities in high pressure conveying of fine coal. **Powder Technology**, v. 69, n. 2, p. 157–162, fev. 1992.

GENARO, L. B. et al. **ESTUDO DA FLUIDODINÂMICA DE UM LEITO DE JORRO PARA A SECAGEM DE SOJA**. Maringa - PR: XXXVIII Congresso Brasileiro de Sistemas Particulados, 2017. Disponível em: <<https://proceedings.science/enemp/papers/estudo-da-fluidodinamica-de-um-leito-de-jorro-para-a-secagem-de-soja-?lang=en#download-paper>>

GENARO, L. B. et al. SOLID DRYING IN A THICK FIXED BED WITH AIRFLOW REVERSAL. **Chemical Engineering and Processing - Process Intensification**, v. 170, p. 108666, 1 jan. 2022.

GENARO, L. B. **Leito Fixo com Reversão do Ar De Secagem: Estudo Experimental e Numérico da Secagem de Alumina**. Dissertação - Mestrado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2021.

GHOSHDASTIDAR, P. S.; BHARGAVA, G.; CHHABRA, R. P. Computer simulation of heat transfer during drying and preheating of wet iron ore in a rotary kiln. **Drying Technology**, v. 20, n. 1, p. 19–35, 2002.

GIMBUN, J. et al. Prediction of the Effect of Dimension, Particle Density, Temperature, and Inlet Velocity on Cyclone Collection Efficiency. **Jurnal Teknologi**, 20 jan. 2012.

GOMES, L. M.; MESQUITA, A. L. A. On the prediction of pickup and saltation velocities in pneumatic conveying. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v. 31, n. 1, p. 35–46, mar. 2014.

GOMES, T. L. C. et al. Biomass feeding in a dilute pneumatic conveying system. **Powder Technology**, v. 391, p. 321–333, 1 out. 2021.

GONÇALVES, P. C.; LUZ, J. A. M. DA. Method for quick assessment of cohesive ore flowability. Research, **Society and Development**, v. 11, n. 10, p. e232111029005, 6 ago. 2022.

GRIMM, A. et al. Drying recycled fiber rejects in a bench-scale cyclone: Influence of device geometry and operational parameters on drying mechanisms. **Fuel Processing Technology**, v. 167, n. August, p. 631–640, 2017.

HAIG, C. W. et al. The effect of particle agglomeration and attrition on the separation efficiency of a Stairmand cyclone. **Powder Technology**, v. 258, p. 110–124, 2014.

HIDALGO, L. F. **Secagem convectiva de minério de manganês**. Tese de doutorado. Universidade Federal de São Carlos – SP, 2025.

HIGUCHI, K. et al. **Quality Improvement of Sintered Ore in Relation to Blast Furnace Operation**. NIPPON STEEL TECHNICAL REPORT No. 94, 2006. Disponível em: <<https://www.nipponsteel.com/en/tech/report/nsc/pdf/n9406.pdf>>. Acesso em: 2 abr. 2023.

HINKLEY, J. et al. Voidage of ferrous sinter beds: new measurement technique and dependence on feed characteristics. **International Journal of Mineral Processing**, v. 41, n. 1–2, p. 53–69, abr. 1994.

HIRANO, A. W.; SILVA, B. P. DA; SILVA, G. V. DA. **INFLUÊNCIA DAS MATÉRIAS-PRIMAS FERROSAS NA OPERAÇÃO DOS ALTOS Fornos DA TKCSA**. ABM Proceedings. Anais...São Paulo: Editora Blucher, set. 2016. Disponível em:

<<http://abmproceedings.com.br/ptbr/article/influencia-das-materias-primas-ferrosas-na-operacao-dos-altos-fornos-da-tkcsa>>

HOLMES, R. J.; LU, L. **Introduction: overview of the global iron ore industry**. Em: Iron Ore. [s.l.] Elsevier, 2015. p. 1–42.

https://sei.cade.gov.br/sei/modulos/pesquisa/md_pesq_documento_consulta_externa.php?mYbVb954ULaAV-MRKzMwwbd5g_PuAKStTlNgP-jtcH5MdmPeznqYAOxKmGO9r4mCfJlTXxQMN01pTgFwPLudA_Ayco-hk7GWBTyyYphfkuuHYNKTU2LXupL9A5DnSciN. Acessado em abril de 2024.

HUANG, A. N. et al. Effects of particle mass loading on the hydrodynamics and separation efficiency of a cyclone separator. **Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers**, v. 90, p. 61–67, 1 set. 2018.

HUANG, A.; ITO, K.; FUKASAWA, T.; FUKUI, K.; KUO, H. Effects of particle mass loading on the hydrodynamics and separation efficiency of a cyclone separator. **Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers**. V. 90, p. 61–67. 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jtice.2017.12.016>

IMO - International Maritime Organization - **International Maritime Solid Bulk Cargoes Code (IMSBC)**, RESOLUTION MSC.268(85), RESOLUTION MSC.318(89), 2011.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. LAVINE, A. S. **Fundamentos da transferência de calor e de massa**. Rio de Janeiro: LTC, 6ª ed., 2008, p. 323 e 365.

J. CASAL, J. M. MARTINEZ-BENET. A better way to calculate cyclone pressure drop [J]. **Chemical Engineering**, 90(2): 99–100, 1983.

JAMALEDDINE, T. J.; RAY, M. B. The drying of sludge in a cyclone dryer using computational fluid dynamics. **Drying Technology**, v. 29, n. 12, p. 1365–1377, 2011a.

JAMALEDDINE, T. J.; RAY, M. B. The drying of sludge in a cyclone dryer using computational fluid dynamics. **Drying Technology**, v. 29, n. 12, p. 1365–1377, 2011b.

JANONI, L. **Contribuições ao estudo da secagem convectiva de concentrado de minério de ferro (pellet feed)**. Qualificação de dissertação de mestrado. Universidade Federal de São Carlos – SP, 2024.

KALMAN, H. Effect of moisture content on flowability: Angle of repose, tilting angle, and Hausner ratio. **Powder Technology**, v. 393, p. 582–596, 1 nov. 2021.

KALMAN, H. Threshold velocities of particle-fluid flows in horizontal pipes and ducts: literature review. **Reviews in Chemical Engineering**, v. 27, n. 5–6, p. 215–239, 2011. Disponível em: <<https://www.degruyter.com/document/doi/10.1515/REVCE.2011.011/html>>

KALMAN, H.; PORTNIKOV, D. Analyzing bulk density and void fraction: A. the effect of archimedes number. **Powder Technology**, v. 381, p. 477–487, 1 mar. 2021a.

KALMAN, H.; PORTNIKOV, D. Analyzing bulk density and void fraction: B. Effect of moisture content and compression pressure. **Powder Technology**, v. 381, p. 285–297, 1 mar. 2021b.

KANG, S. K.; KWON, T. W.; KIM, S. D. Hydrodynamic Characteristics of Cyclone Reactors. **Powder Technology**, v. 58, p. 211 – 220, 1989.

KANG, S. K.; KWON, T. W.; KIM, S. D. Hydrodynamic Characteristics of Cyclone Reactors. **Powder Technology**. v. 58, n. 3, 1989.

KLINZING, G. E. et al. **Flow Regimes in Vertical and Horizontal Conveying**. Em: Particle Technology Series. Dordrecht: Springer Netherlands, 2010. v. 8p. 155–192.

KODUKULA, U. B. et al. Studies on water-injection cyclone for processing iron ore fines. **Mining, Metallurgy & Exploration**, v. 25, n. 2, p. 79–84, 1 maio 2008.

KORN, O. CYCLONE DRYER: A PNEUMATIC DRYER WITH INCREASED SOLID RESIDENCE TIME. **Drying Technology**, v. 19, n. 8, p. 1925–1937, 31 ago. 2001.

KUDRA, T. **Cost-estimation methods for dryers and drying processes**. Handbook of Industrial Drying, Fourth Edition, p. 1291–1301, 2014.

KUDRA, T. Energy aspects in drying. **Drying Technology**, v. 22, n. 5, p. 917–932, 2004.

KUDRA, T. Energy Performance of Convective Dryers. **Drying Technology**, v. 30, n. 11–12, p. 1190–1198, set. 2012.

LEUNG, L. S.; WILES, R. J.; NICKLIN, D. J. Correlation for Predicting Choking Flowrates in Vertical Pneumatic Conveying. **Industrial and Engineering Chemistry Process Design and Development**, v. 10, n. 2, p. 183–189, 1971.

LEWIS, W. K. The Rate of Drying of Solid Materials. **Journal of Industrial & Engineering Chemistry**, v. 13, n. 5, p. 427–432, maio 1921.

LI, S. H. et al. Particle Holdup and Average Residence Time in the Cyclone of a CFB Boiler. **Chemical Engineering & Technology**, v. 31, n. 2, p. 224–230, 30 fev. 2008.

LI, X. et al. Promote cohesive solid flow in a screw feeder with new screw designs. **Powder Technology**, v. 361, p. 248–257, 1 fev. 2020.

LI, Y. et al. The effect of particle humidity on separation efficiency for an axial cyclone separator. **Advanced Powder Technology**, v. 30, n. 4, p. 724–731, 1 abr. 2019.

LJUNG, A. L. **Modeling Drying of Iron Ore Pellets. Doctoral Thesis** - Department of Applied Physics and Mechanical Engineering. Luleå University of Technology, Luleå – Sweden, 2010.

LJUNG, A. L. et al. Convective drying of an individual iron ore pellet - Analysis with CFD. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 54, n. 17–18, p. 3882–3890, 2011b.

LJUNG, A. L. et al. Discrete and Continuous Modeling of Heat and Mass Transport in Drying of a Bed of Iron Ore Pellets. **Drying Technology**, v. 30, n. 7, p. 760–773, 2012.

LJUNG, A. L. et al. Influence of air humidity on drying of individual iron ore pellets. **Drying Technology**, v. 29, n. 9, p. 1101–1111, 2011a.

LU, L.; HOLMES, R. J.; MANUEL, J. R. Effects of Alumina on Sintering Performance of Hematite Iron Ores. **ISIJ International**, v. 47, n. 3, p. 349–358, 2007.

LUMAY, G. et al. Measuring the flowing properties of powders and grains. **Powder Technology**, v. 224, p. 19–27, jul. 2012.

LUZ, A. B.; SAMPAIO, J. A.; FRANÇA, S. C. A. **Tratamento de Minérios**. 5. ed. Rio de Janeiro: CETEM/MCT, 2010.

LYNCH, A. J.; MORRISON, R. D. Simulation in mineral processing history, present status and possibilities. **Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy**, v. 99, n. 6, p. 283–288, 1999.

MASSARANI, G. **Fluidodinâmica em Sistemas Particulados**, 2ª Edição - E-papers, Rio de Janeiro, 2002.

MASSARANI, G. **Fluidodinâmica em sistemas particulados**. E-papers, 2ª edição, Rio de Janeiro, p. 48, 2002.

MASSARANI, G., SILVA TELLES, A. Aspectos da secagem de material sólido particulado. In: FREIRE, J. T., SARTORI, D.J.M. **Tópicos especiais em secagem**. São Carlos: Editora UFSCar, 1992.

MASSARO SOUSA, L.; FERREIRA, M. C. Spent coffee grounds as a renewable source of energy: An analysis of bulk powder flowability. **Particuology**, v. 43, p. 92–100, 1 abr. 2019.

MASSARO, L. S. **ESTUDO SOBRE O DESEMPENHO DE VÁLVULAS NÃO-MECÂNICAS COMO ALIMENTADORES DE BIOMASSA RESIDUAL DE BORRA DE CAFÉ EM REATORES DE LEITO PNEUMÁTICO CIRCULANTE: EXPERIMENTAÇÃO E MODELAGEM VIA CFD-TFM**. Tese de doutorado—São Carlos: Universidade Federal de São Carlos, 2020.

MATSEN, J. M. Mechanisms of Choking and Entrainment. **Powder Technology**. v.32, n.1, 1982.

MATSUMOTO, S.; KIKUTA, M.; MAEDA, S. Effect of particle size on the minimum transport velocity for horizontal pneumatic conveying of solids. **JOURNAL OF CHEMICAL ENGINEERING OF JAPAN**, v. 10, n. 4, p. 273–279, 1977.

MEYER, K. **Pelletizing of Iron Ores**. Heidelberg: Springer-Verlag, 1980.

MEYER, K. **Pelletizing of Iron Ores**. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, and Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, p. 50, 1980.

MINGLANI, D. et al. A review of granular flow in screw feeders and conveyors. **Powder Technology**. Elsevier B.V., , 15 abr. 2020.

MITRA, H. et al. Influence of moisture content on the flow properties of basundi mix. **Powder Technology**, v. 312, p. 133–143, 1 maio 2017.

MOLNÁR, K. Experimental Techniques in Drying (Chapter 2). In: A. S MUJUMDAR, **Handbook of Industrial Drying**, 3^a ed. Taylor & Francis Group LLC, 2006.

MOLNÁR, K. Experimental Techniques in Drying (Chapter 2). In: MUJUMDAR, A. S. **Handbook of Industrial Drying**, Taylor & Francis Group LLC. 4^a edição, p. 31, 2015.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. Applied Statistics and Probability for Engineers. 5^a

MOREIRA, M. F. P. **Matemática Aplicada à Engenharia Química**: com Scilab. 1^a Ed. E - papers, Rio de Janeiro, 2022.

MTPA – Ministério dos Transporte, Portos e Aviação Civil. **Corredores Logísticos Estratégicos: Vol II Complexo de Minério de Ferro**, Brasília – Departamento de Política e Planejamento Integrado, 2018.

MUNRO, M. C.; MOHAJERANI, A. Determination of the transportable moisture limit of iron ore fines for the prevention of liquefaction in bulk carriers. **Marine Structures**, v. 40, p. 193–224, 2015.

NAMKUNG, W.; CHO, M. Pneumatic drying of iron ore particles in a vertical tube. **Drying Technology**, v. 22, n. 4, p. 877–891, 2004.

NARIMATSU, C. P. **CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA SECAGEM EM LEITO PNEUMÁTICO VERTICAL**. Tese – Doutorado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2004.

NARIMATSU, C. P.; FERREIRA, M. C.; FREIRE, J. T. Drying of coarse particles in a vertical pneumatic conveyor. **Drying Technology**, v. 25, n. 2, p. 291–302, 2007a.

NARIMATSU, C. P.; FERREIRA, M. C.; FREIRE, J. T. Drying of coarse particles in a vertical pneumatic conveyor. **Drying Technology**, v. 25, n. 2, p. 291–302, 2007b.

NUNNA, V. et al. Beneficiation of Low-grade Iron Ore Fines by Using a Circulating-type Air Classifier. **Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review**, v. 40, n. 5, p. 356–367, 2019.

OBERMAIR, S. et al. Flow pattern and agglomeration in the dust outlet of a gas cyclone investigated by Phase Doppler Anemometry. **Powder Technology**, v. 156, n. 1, p. 34–42, 2 ago. 2005.

OLIVEIRA, L. F. et al. Sugarcane bagasse drying in a cyclone: Influence of device geometry and operational parameters. **Drying Technology**, v. 29, n. 8, p. 946–952, 2011.

OLIVEIRA, R. A. F.; GUERRA, V. G.; LOPES, G. C. Improvement of collection efficiency in a cyclone separator using water nozzles: A numerical study. **Chemical Engineering and Processing - Process Intensification**, v. 145, n. September, p. 1–13, 2019.

PELEGRINA, A. H.; CRAPISTE, G. H. Modelling the pneumatic drying of food particles. **Journal of Food Engineering**, v. 48, n. 4, p. 301–310, jun. 2001.

PERAZZINI, H. **Secagem de sólidos porosos granulares**. Tese – Doutorado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2014.

PINTO, G. H. P. **Avaliação da secagem convectiva de resíduos da indústria cervejeira**. Dissertação – Mestrado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2020.

PUNWANI, D. V.; MODI, M. V.; TARMAN P.B. A Generalized Correlation for Estimating Choking Velocities in Vertical Solids Transport., Proc. International Powder and Bulk Solids Handling and Processing Conference, **Powder Advisory Center**, Chicago-IL, 1976. In: CREMASCO, M. A. **Operações unitárias em sistemas particulados e fluidomecânicos**. 3ª ed. Editora Blucher, São Paulo, 2018.

QIAN, F. et al. Numerical study of the separation characteristics in a cyclone of different inlet particle concentrations. **Computers and Chemical Engineering**, v. 31, n. 9, p. 1111–1122, set. 2007.

RABINOVICH, E.; KALMAN, H. Threshold velocities of particle-fluid flows in horizontal pipes and ducts: literature review. **Reviews in Chemical Engineering**, v. 27, n. 5–6, p. 215–239, 1 jan. 2011.

RAJAN, K. S. et al. Studies on gas-solid heat transfer during pneumatic conveying. International **Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 51, n. 11–12, p. 2801–2813, jun. 2008.

RAMACHANDRAN, G.; LEITH, D.; DIRGO, J.; FELDMAN, H. Cyclone Optimization Based on a New Empirical Model for Pressure Drop. **Aerosol Science and Technology**, v. 15, n. 2, p. 135–148, 1991. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/02786829108959520>>.

RHODES, M. **Pneumatic Transport and Standpipes**. Em: Introduction to Particle Technology. [s.l.] Wiley, 2008. p. 211–245.

RIZK, F.: Proceedings of Pneumotransport 3, paper D4. BHRA Fluid Engineering, Cranfield, England, 1973. In: KLINZING, G. E.; RIZK, F.; MARCUS, R.; LEUNG, L. S. **Flow Regimes**

in **Vertical and Horizontal Conveying**, Vol. 8, p. 155-192. Springer Netherlands.
https://doi.org/10.1007/978-90-481-3609-4_5

ROACHE, P. J. Quantification of uncertainty in computational fluid dynamics. **Annual Review of Fluid Mechanics**, v. 29, p. 123–160, 1997.

ROCHA, S. C. S. **Contribuição ao estudo da secagem pneumática vertical: simulação e influência do coeficiente de transferência de calor gás-partícula**. Escola Politécnica USP, Tese de Doutorado, São Paulo – SP, 1988. In: NARIMATSU, C. P. **CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA SECAGEM EM LEITO PNEUMÁTICO VERTICAL**. Tese – Doutorado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2004.

ROCHA, T. A. F. **A influência do processo de secagem de borra de café para a produção de biocombustíveis sólidos**. Universidade Federal de São Carlos. Exame de qualificação de nível doutorado em Engenharia Química, 2022.

ROCHA, T. A. F. **CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA SECAGEM DA BORRA DE CAFÉ EM LEITO VIBROFLUIDIZADO**. Universidade Federal de São Carlos – Dissertação de Mestrado em Engenharia Química, 2019.

ROCHA, T. **Borra de café: análise da caracterização termoquímica, do processo de elutriação, secagem, peletização e da mistura com outros resíduos**. Tese de doutorado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, São Carlos – SP, 2023.

RODRIGUES, M. I.; LEMMA, A. F. **Planejamento de Experimentos e Otimização de Processos**. 3ª edição, Campinas – SP, Editora Casa do Espírito Amigo Fraternidade Fé e Amor, p. 172-183. 2014.

SABBAH, M. A. et al. Simulation Studies of Reversed-Direction Air-Flow Drying Method for Soybean Seed in a Fixed Bed. **Transactions of the ASAE**, v. 22, n. 5, p. 1162–1166, 1979.

SCHADE, B. **Zum Übergang Sprung-Strahlen-forderung bei der Horizontalen Pneumatischen Feststoffordnung**. Dissertação - University of Karlsruhe, Alemanha, 1987. In: GOMES, L. M; MESQUITA, A. L. A. On the prediction of pickup and saltation velocities

in pneumatic conveying. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, 31 (1), 35 – 46, 2014. [https://doi.org/ 10.1590/S0104-66322014000100005](https://doi.org/10.1590/S0104-66322014000100005)

SCHADE, B., Zum Übergang Sprung-Strähnenförderung bei der Horizontalen Pneumatischen Feststoffförderung. Dissertação, Universidade de Karlsruhe, 1987.

SEVERINO E SOUZA, A. et al. ENERGY ANALYSIS OF THE CONVECTIVE DRYING OF IRON ORE FINES. **Chemical Industry and Chemical Engineering Quarterly**, v. 29, n. 3, p. 189–200, 2023.

SHEPHERD, C.B.; LAPPLE, C.E. Flow Pattern and Pressure Drop in Cyclone Dust Collectors. **Industrial & Engineering Chemistry**, 31, 972-984. <https://doi.org/10.1021/ie50356a012>, 1939.

SOUZA PINTO, T. C. et al. Characterization and drying kinetics of iron ore pellet feed and sinter feed. **Drying Technology**, v. 0, n. 0, p. 1–12, 2020.

SOUZA, A. S. **Secagem Convectiva de Concentrado de Minério De Ferro: Abordagem Experimental e Simulações por Fluidodinâmica Computacional**. Tese – Doutorado em Engenharia Química. Universidade Federal de São Carlos, 2023.

SOUZA. J. A. R. **Secagem de sólidos via ciclones: Modelagem e simulação**. Tese – Doutorado em Engenharia de Processos. Universidade Federal de Campina Grande. Campina Grande - Paraíba, 2004.

SRIKAKULAPU, N. G. et al. Improved flowability of iron ore using superabsorbent polymers. **Powder Technology**, v. 364, p. 321–331, 15 mar. 2020.

SUNG, W. C. et al. Fine generation ratio of iron ore in the cyclone of a gas–solid circulating fluidized bed. **Powder Technology**, v. 363, p. 256–264, 1 mar. 2020.

TAO, F. et al. Study of the wall adhesive tensile contact of moist iron ore bulk solids. **Particuology**, v. 50, p. 67–75, 1 jun. 2020.

USBM - United States *Bureau of Mines*. **MINERALS YEARBOOK 1950**. United States Government Printing Office. Washington, D. C., 1953. Disponível em: <https://digital.library.wisc.edu/1711.dl/PPYAWXJZXOESO8L>. Acessado em abril de 2024.

USGS - United States Geological Survey. Mineral Commodity Summaries. **Iron Ore Data Sheet - Mineral Commodity Summaries 2020**, 2020. Disponível em: <https://www.usgs.gov/centers/nmic/iron-ore-statistics-and-information>. Acessado em Janeiro de 2021.

USGS - United States Geological Survey. **Mineral Commodity Summaries 2024**, 2024. Disponível em: <https://www.usgs.gov/centers/national-minerals-information-center/iron-ore-statistics-and-information>. Acessado em abril de 2024.

VALE, **Relatório anual de Balanço Vale + no Maranhão em 2022**, 2022. Disponível em: <https://vale.com/pt/maranhao>. Acessado em abril de 2024.

VALE, **Relatório semestral de Balanço Vale + no Maranhão (Janeiro a Junho de 2023)**, 2023. Disponível em: <https://vale.com/pt/maranhao>. Acessado em abril de 2024.

VAN DER MEER, F. P. Pellet feed grinding by HPGR. **Minerals Engineering**, v. 73, p. 21–30, 15 mar. 2015.

VIEIRA, M. G. A.; ESTRELLA, L.; ROCHA, S. C. S. Energy efficiency and drying kinetics of recycled paper pulp. **Drying Technology**, v. 25, n. 10, p. 1639–1648, 2007.

WAPLES, D. W.; WAPLES, J. S. A Review and Evaluation of Specific Heat Capacities of Rocks, Minerals, and Subsurface Fluids. Part 1: **Minerals and Nonporous Rocks Natural Resources Research**. V. 13, p. 97- 122, 2004.

WEBER, M. **Principles of Hydraulic and Pneumatic Conveying in Pipes**. Bulk Solids Handling, v. 1, n. 1, p. 57–63, 1981.

WEI, Q.; SUN, G.; YANG, J. A model for prediction of maximum-efficiency inlet velocity in a gas-solid cyclone separator. **Chemical Engineering Science**, v. 204, p. 287–297, 31 ago. 2019.

WU, Z. H. et al. Dewatering and drying in mineral processing industry: Potential for innovation. **Drying Technology**, v. 28, n. 7, p. 834–842, 2010.

XU, J. Q.; ZOU, R. P.; YU, A. B. Quantification of the mechanisms governing the packing of iron ore fines. **Powder Technology**, v. 169, n. 2, p. 99–107, 31 out. 2006.

YAMAGUCHI, K. et al. Influence of Al₂O₃ on Reduction-Meltdown Behavior of Sinter in Blast Furnace. **ISIJ International**, v. 34, n. 12, p. 964–972, 1994.

YANG, J.; SUN, G.; ZHAN, M. Prediction of the maximum-efficiency inlet velocity in cyclones. **Powder Technology**, v. 286, p. 124–131, 1 dez. 2015.

YANG, W.-C. A mathematical definition of choking phenomenon and a mathematical model for predicting choking velocity and choking voidage. **AIChE Journal**, v. 21, n. 5, p. 1013–1015, set. 1975.

YELLISHETTY, M.; RANJITH, P. G.; THARUMARAJAH, A. Iron ore and steel production trends and material flows in the world: Is this really sustainable? **Resources, Conservation and Recycling**, v. 54, n. 12, p. 1084–1094, 2010.

YOUSFI, Y.; GAU, G. Aerodynamique de l'écoulement vertical de suspensions concentrees gaz-solides—I. Regimes d'écoulement et stabilite aerodynamique. **Chemical Engineering Science**, v. 29, n. 9, p. 1939–1946, set. 1974.

YU, A. B.; STANDISH, N.; LU, L. Coal agglomeration and its effect on bulk density. **Powder Technology**, v. 82, n. 2, p. 177–189, fev. 1995.

ZHOU, Y. et al. A massive reduction of dust particle adhesion in a cyclone by the introduction of a wedge. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: **Journal of Mechanical Engineering Science**, v. 232, n. 17, p. 3102–3114, 1 set. 2018.

ZHOU, Y.; ZHONG, S. Particle Adhesion in Cyclone Particle Separators. Em: Swirling Flows and Flames. [s.l.] **IntechOpen**, 2019.

ZHOU, Y.; ZHONG, S.; LI, L. Characteristics and mechanisms of particle adhesion patterns in an aerodynamic cyclone. **Aerosol Science and Technology**, v. 51, n. 11, p. 1313–1323, 2 nov. 2017.

ZHU, Y.; LEE, K. W. EXPERIMENTAL STUDY ON SMALL CYCLONES OPERATING AT HIGH FLOWRATESJ. **Aerosol Sci.** v. 30, n. 10, 1999.

ZOU, R. P.; YU, A. B. Evaluation of the packing characteristics of mono-sized non-spherical particles. **Powder Technology**. v. 88, n. 1, 1996.

APÊNDICE A

Programa em MATLAB para a simulação da secagem em transportador pneumático

```
%-----
% MODELO UNIDIMENSIONAL PARA SECAGEM EM TRANSPORTADOR PNEUMÁTICO
% Modelo de duas fases de Rocha (1988)
% Condições de simulação: processo industrial
%-----
clc
clear all

global Ws Wg At Dt Dte dp g rhos Cps Cpa kcond Tamb

%Dimensões do transportador pneumático vertical
Dt = 1,5;%0,053 [m] diâmetro interno da seção transversal do transportador
Dte = Dt+0,00635*2; % [m] diâmetro externo do tubo do transportador (conta a parede)
H = 29,25;%4,10 [m] altura do transportador
At = pi()*(Dt^2)/4; % [m²] área da seção transversal do transportador

%dados de entrada
dp = 0,000055;%0,005510; 0,000826; 0,000263; % [m] diâmetro da partícula
rhos = 4180,0; % [kg/m³] massa específica da partícula
Cps = 620,0; % [J/kg,°C] calor específico da partícula
Cpa = 4180,0; % [J/kg,°C] calor específico da água líquida
Ws = 75,0; % [kg/s] vazão de alimentação de sólidos
Wg = 26,0; % [kg/s] vazão de alimentação de ar
g = 9,81; % [m/s²] aceleração da gravidade
kcond = 52; % [W/m,°C] condutividade térmica do aço

%Discretização do espaço
d0 = 0,0; % [m] posição inicial (simulação da secagem)
dz = 0,01; % [m] delta de espaço
altura = [d0:dz:H]; % espaço discretizado

%Condições de contorno em z=0 (alimentação)
v0 = 0,01;%1,13; %2,0;% [m/s] velocidade da fase sólida
u0 = 30,00; %15,6365;% [m/s] velocidade do ar
por0 = 0,996; % [-] porosidade
P0 = 2940,0; % [Pa] pressão na seção de alimentação
X0 = 0,0204; % [kg_agua/ kg_solido_seco] umidade em base seca do sólido alimentado
Y0 = 0,14; % [kg_agua/kg_ar_seco] umidade absoluta de alimentação do ar
Ts0 = 70,0; % [°C] temperatura de alimentação da fase sólida
Tg0 = 150,0; % [°C] temperatura de alimentação do ar
Tamb = 25,0; % [°C] temperatura do ar ambiente

W0 = [v0 u0 por0 P0 X0 Y0 Ts0 Tg0];

options = odeset('RelTol',1e-4,'AbsTol',1e-4);
[z,W] = ode23s('pneumatico',altura,W0,options);

disp(W)

dlmwrite('Dp_0,055mm-X_0,12bu.txt',W,'delimiter','\t','precision','%6f','newline','pc');

figure(1)
```

```

hold on
plot(altura,W(:,1),'k,-')
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Velocidade da fase sólida [m/s]')
title('Velocidade da fase sólida em função da altura')
hold off

figure(2)
hold on
plot(altura,W(:,2),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Velocidade do ar [m/s]')
title('Velocidade da fase fluida em função da altura')
hold off

figure(3)
hold on
plot(altura,W(:,3),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Porosidade do leito [-]')
title('Porosidade do leito em função da altura')
hold off

figure(4)
hold on
plot(altura,W(:,4),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Pressão [Pa]')
title('Pressão em função da altura')
hold off

figure(5)
hold on
plot(altura,W(:,5),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Umidade da fase sólida [kg água/kg sólido seco]')
title('Umidade da fase sólida em função da altura')
hold off

figure(6)
hold on
plot(altura,W(:,6),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Umidade do ar [kg água/kg ar seco]')
title('Umidade da fase fluida em função da altura')
hold off

figure(7)
hold on
plot(altura,W(:,7),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')
ylabel('Temperatura da fase sólida [°C]')
title('Temperatura da fase sólida em função da altura')
hold off

figure(8)
hold on
plot(altura,W(:,8),'k,-');
xlabel('Altura do transportador [m]')

```

```
ylabel('Temperatura da fase fluida [°C]')
title('Temperatura da fase fluida em função da altura')
hold off
```

```
function dWdz = pneumatico (z,W0)
```

```
global Ws Wg At Dt Dte dp g rhos Cps Cpa kcond Tamb
```

```
%-----
%Variáveis recebem condição de contorno em z=0
%-----
v = W0(1);
u = W0(2);
por = W0(3);
P = W0(4);
X = W0(5);
Y = W0(6);
Ts = W0(7);
Tg = W0(8);

%-----
%Parâmetros e equações auxiliares
%-----
%rho = 2,2538-0,003588*(Tg+273,15); % [kg/m³] densidade do ar
rho=((P/1000+101,325)*28,96)/(8,314*(Tg+273,15)); % [kg/m³] densidade do ar
mi = 3,9895*(10^-8)*(Tg+273,15)+6,644*(10^-6); % [kg/m,s] viscosidade dinâmica do ar
k = 3,8793*(10^-4)+9,5425*(10^-5)*(Tg+273,15)-3,0699*(10^-8)*(Tg+273,15)^2; % [W/m,°C] condutividade
térmica do ar
alpha = 2,0*(10^-7)*(Tg+273,15)-3,0*(10^-5); % [m²/s] difusividade térmica do ar (Dados do Incropera 7ªed,
pag, 600)
beta = 1/(((Tg+273,15)+(Tamb+273,15))/2); % [1/K] coeficiente de expansão termica do ar (Incropera 7ªed, pag,
357)
Cpg = 977,42+0,112454*(Tg+273,15)+0,00001900346*(Tg+273,15)^2; % [J/kg°C] calor específico do ar
Cpv = 10384,59-50,37*Tg+0,074*(Tg^2); % [J/kg°C] calor específico do vapor de água
Hv = 2502,54-2,3858*Ts; % [J/kg] calor latente de evaporação da água

% Umidade absoluta de equilibrio da fase gasosa
if Ts <= 100
    Pvsat = (10^(8,07131-1730,63/(Ts+233,426)))*133,322;
end

if Ts > 100
    Pvsat = (10^(8,140419-1810,94/(Ts+244,485)))*133,322;
end

Yeq = (18/29)*Pvsat/(P+101325,0-Pvsat);

% Coeficiente convectivo de transferência de calor e de massa entre fases
Pr = Cpg*mi/k; % [-] número de Prandtl
Rep = dp*rho*(u-v)/mi; % [-] número de Reynolds da partícula, velocidade relativa (u-v)
Nup = 2,0+ 0,6*(Pr^(1/3))*(Rep^0,5); % [-] numero de Nusselt da partícula - Ranz e Marshall (1952)
Dfva = 0,175*(10^-6)*(((Tg+273,15)^2,5116)/(Tg+1166,44)); % [m²/s] difusão do vapor de água no ar
Sc = mi/(rho*Dfva); % [-] número de Schmidt
h = Nup*k/dp; % [W/m²,°C] coeficiente de transferência de calor por convecção
ky = h/((Cpg+Cpv*Y)*((Sc/Pr)^0,56)); % [m/s] coeficiente de transferência de massa por convecção
```

% Força de atrito fluido-parede

Re = Dt*rho*u/mi; % [-] numero de Reynolds do escoamento de ar

if Re < 4000

ff = 16/Re; % fator de atrito fluido-parede (laminar)

end

if Re > 4000

ff = 0,0791*(Re^(-0,25));

end

Fatrito = 2*ff*rho*(u^2)*por/Dt; % [Pa/m] força de atrito fluido-parede

% Força de arraste

Cd = 0,44; % Coeficiente de arraste

if Rep < 1000

Cd = (24/Rep)*(1+0,15*(Rep^0,687));

end

Fd = (3/4)*Cd*((u-v)^2)*rho*(por^(-2,65))/dp; % Força de arraste definida por Arastoopour e Gidaspow (1979)

% Coeficiente global de troca térmica

ri = Dt/2; % raio interno do transportador

re = Dte/2; % raio externo do transportador

Rad = g*beta*(Tg-Tamb)*(Dte^3)/((mi/rho)*alpha); % número de Rayleigh

Nudi = 0,023*(Re^(4/5))*(Pr^0,3); % Correlação para escoamento em tubo circular - Incropera 7ªed, pag, 323

Nude = (0,60+0,387*(Rad^(1,0/6,0)))/((1,0+(0,559/Pr)^(9,0/16,0))^(8,0/27,0))^2; % Correlação para escoamento em tubo circular - Incropera 7ªed, pag, 365

hi = Nudi*k/Dt; % Coeficiente de troca de calor por convecção forçada (interno)

he = Nude*k/Dte; % Coeficiente de troca de calor por convecção natural (externa)

Utc = 1,0/((1/hi)+log(re/ri)*(1/(ri*kcond)))+(ri/re)*(1/he)); %coeficiente global de troca termica

%-----

%Sistema de Equações Diferenciais Ordinárias

%-----

%balanço de quantidade de movimento

wbm = -(u/por)-(v/(1-por));

dudz = -(u/por)*(g/(wbm*(u-v))-Fd/(wbm*rhos*(u-v))); %velocidade intersticial do gas

dvdz = (v/(1-por))*(g/(wbm*(u-v))-Fd/(wbm*rhos*(u-v))); %velocidade sólidos

dpordz = (g/(wbm*(u-v))-Fd/(wbm*rhos*(u-v))); %porosidade

dPdz = -(g/(wbm*(u-v))-Fd/(wbm*rhos*(u-v)))*(rhos*(v^2)-rho*(u^2))-2*ff*rho*(u^2)/Dt-g*(rhos*(1-por)+rho*por); %pressão

if (X >= 0,0)

%balanço de massa

rw = (6*At*v*(1-por)*ky*(Yeq-Y))/(dp*u*por); %taxa

dXdz = -rw/Ws; %fase sólida

dYdz = rw/Wg; %fase gasosa

%balanço de energia

dTsdz = ((6*At*v*(1-por))/(Ws*dp*u*por))*((h*(Tg-Ts)-ky*(Yeq-Y)*(Hv+Cpv*Tg))/(Cps+Cpa*X))- (Cpa*Tg+Hv)/(Cps+Cpa*X);

%dTsdz=((6*At*v*(1-por))/(Ws*dp*u*por))*(h*(Tg-Ts)/(Cps+Cpa*X));

dTgdz = ((6*At*v*(1-por))/(Wg*dp*u*por))*((ky*(Yeq-Y)*(Hv+Cpv*Tg)-h*(Tg-Ts))/Cpg)-

((Cpv*Tg+Hv)/Cpv)*(rw/Wg)-por*pi()*Dt*Utc*(Tg-Tamb)/(Wg*Cpg);

%dTgdz=((6*At*v*(1-por))/(Wg*dp*u*por))*(h*(Tg-Ts)/Cpg)-att*At*Utc*por*(Tg-Tamb)/(Wg*Cpg);

else

%balanço de massa

rw = 0,0; %taxa

```

dXdz = -rw/Ws; %fase sólida
dYdz = rw/Wg; %fase gasosa
%balanço de energia
dTsdz = ((6*At*v*(1-por))/(Ws*dp*u*por))*((h*(Tg-Ts))/(Cps+Cpa*X))-(Cpa*Ts*(-rw/Ws))/(Cps+Cpa*X);
%dTsdz=(6*At*v*(1-por)/(Ws*dp*u*por))*(h*(Tg-Ts)/(Cps+Cpa*X));
dTgdz = ((6*At*v*(1-por))/(Wg*dp*u*por))*((-h*(Tg-Ts))/Cpg)-((Cpv*Tg+Hv)/Cpv)*(rw/Wg)-
por*pi()*Dt*Utc*(Tg-Tamb)/(Wg*Cpg);
%dTgdz=(6*At*v*(1-por)/(Ws*dp*u*por))*(h*(Tg-Ts)/Cpg)-att*At*Utc*por*(Tg-Tamb)/(Wg*Cpg);

end

%-----
%Matriz resposta
%-----
dWdz = [dvdz dudz dpordz dPdз dXdz dYdz dTsdz dTgdz]';

```

APÊNDICE B

Configurações do GRBL

Na Tabela B.1 são apresentadas as configurações implementadas no *software* Grbl para a utilização do alimentador do tipo haste automatizado. As informações aqui apresentadas foram obtidas a partir de testes e ajustes específicos para equipamento projetado e instalado no laboratório, maiores informações podem ser consultadas em: <https://github.com/gnea/grbl/wiki>.

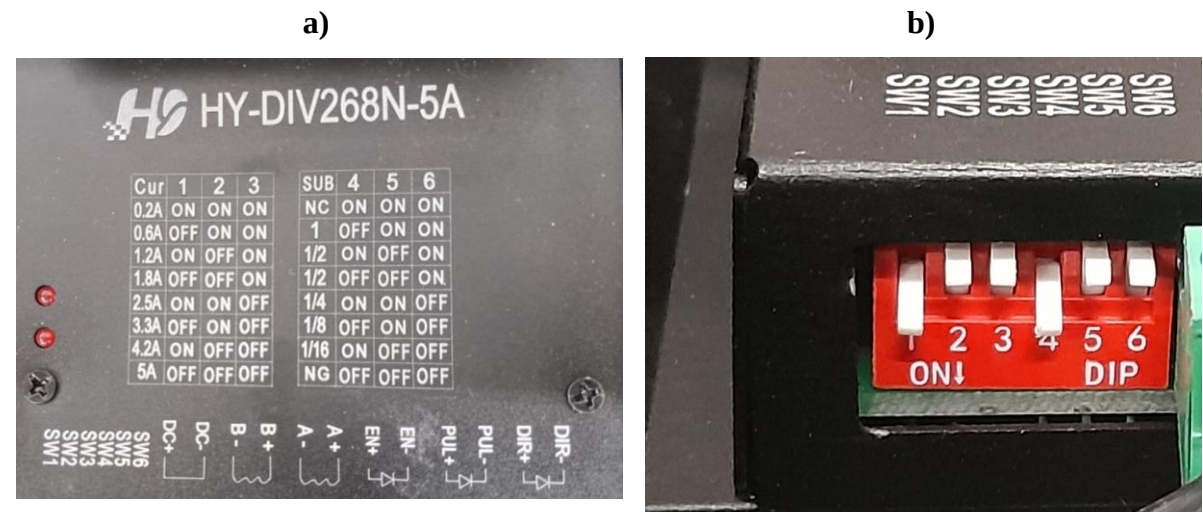
Tabela B. 1 – Configurações utilizadas para o controle do motor de passos via interface Grbl.

Configuração	Valor utilizado
Step pulse, microseconds	\$0=10
Step idle delay, milliseconds	\$1=255
Step port invert, mask	\$2=0
Direction port invert, mask	\$3=0
Step enable invert, boolean	\$4=0
Limit pins invert, boolean	\$5=1
Probe pin invert, boolean	\$6=0
Status report, mask	\$10=1
Junction deviation, mm	\$11=0.010
Arc tolerance, mm	\$12=0.002
Report inches, boolean	\$13=0
Soft limits, boolean	\$20=0
Hard limits, boolean	\$21=1
Homing cycle, boolean	\$22=0
Homing dir invert, mask	\$23=0
Homing feed, mm/min	\$24=25.000
Homing seek, mm/min	\$25=500.000
Homing debounce, milliseconds	\$26=250
Homing pull-off, mm	\$27=1.000
Max spindle speed, RPM	\$30=1000
Min spindle speed, RPM	\$31=0
Laser mode, boolean	\$32=0
X steps/mm	\$100=619.921
Y steps/mm	\$101=250.000
Z steps/mm	\$102=250.000
X Max rate, mm/min*	\$110=200.000*
Y Max rate, mm/min	\$111=500.000
Z Max rate, mm/min	\$112=500.000
X Acceleration, mm/sec ²	\$120=10.000
Y Acceleration, mm/sec ²	\$121=10.000
Z Acceleration, mm/sec ²	\$122=10.000
X Max travel, mm	\$130=310.000
Y Max travel, mm	\$131=310.000
Z Max travel, mm	\$132=310.000

* Velocidade de deslocamento da haste, podem ser utilizado valores de 200 a 1800 mm/min.

As configurações do Grbl apresentadas na Tabela B.1 foram utilizadas para o Driver Driver TB6600/HY-DIV268N-5A configurado de acordo com o apresentado nas fotografias da Figura B.1.

Figura B. 1 - Fotografia das configurações de corrente elétrica e de micropassos do Driver TB6600/HY-DIV268N-5A do motor de passos do alimentador do tipo haste. a) Configurações disponíveis para a seleção no driver. b) Configurações do driver utilizadas nos experimentos.



Fonte: Acervo pessoal.

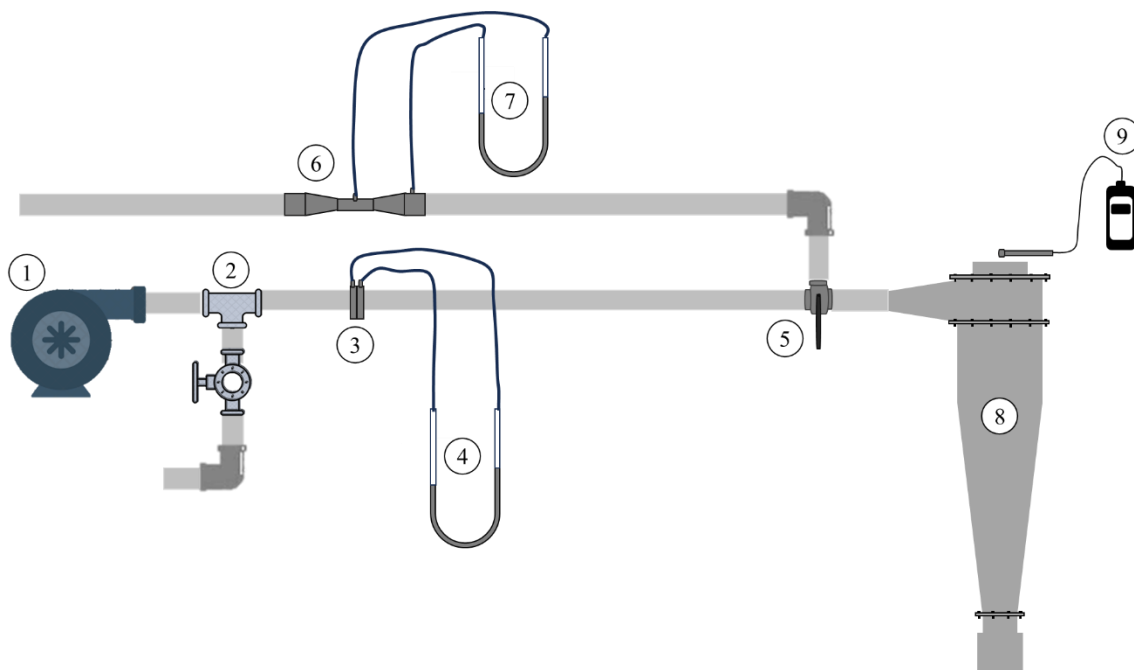
APÊNDICE C

Calibração da placa de orifício da unidade experimental de secagem

Para a calibração da vazão do ar que escoar pela placa de orifício e alimenta a unidade de secagem em ciclone, foram utilizados um Venturi e um anemômetro de fio quente AKSO AK833. O anemômetro de fio quente foi posicionado na corrente do *overflow* do ciclone, conforme indicado no ponto 9 da Figura C. 1. O Venturi ilustrado no ponto 6 da Figura C. 1, cuja equação de vazão de ar é apresentada pela Equação C.1, foi instalado na tubulação de desvio do ar após a válvula esfera (5) da unidade experimental.

$$Q_{ar} \left[\frac{m^3}{min} \right] = 0,65569 (\Delta h [cm \text{ de coluna de } H_2O])^{0,5} \quad (C.1)$$

Figura C. 1 – Ilustração da unidade experimental utilizada para a calibração da vazão de ar da placa de orifício.

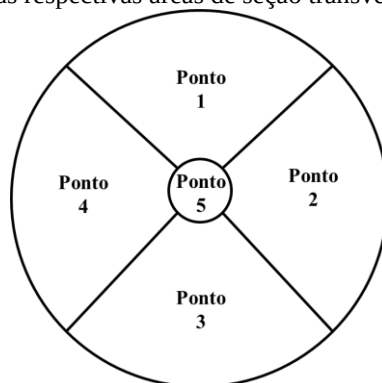


Fonte: Elaborado pelo autor.

O experimento consistiu no ajuste da vazão de ar fornecida pelo soprador (1), utilizando as válvulas do desvio by-pass (2). Após, foram realizadas as medidas das alturas de coluna de mercúrio correspondentes as quedas de pressão na placa de orifício e no Venturi utilizando os manômetros de tubo em U (4, 7). Em seguida, a válvula indicada no ponto 5 foi aberta, direcionando o escoamento do ar para o ciclone. A próxima etapa consistiu na aferição da

velocidade do ar com o anemômetro de fio quente no *overflow*. Foram realizadas medidas em 5 pontos da seção transversal ao escoamento do ar conforme ilustrado na Figura C. 2. As áreas de seção transversal dos pontos 1-4 e do ponto 5 foram de 0,0027 e 0,0003 m², respectivamente.

Figura C. 2 – Ilustração dos pontos de medida da velocidade do ar utilizando o anemômetro de fio quente e das duas respectivas áreas de seção transversal.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A velocidade média do ar para os dados obtidos pelo anemômetro foi determinada pela Equação C.2, a partir da média ponderada da velocidade pontual (u_i) em relação a área da seção transversal (A_i).

$$\bar{u} = \frac{\sum_{i=1}^5 u_i A_i}{\sum_{i=1}^5 A_i} \quad (C.2)$$

Na Figura C. 1 e Figura C. 2, são apresentados os dados experimentais obtidos para a calibração da placa de orifício utilizando o Venturi e o anemômetro digital, respectivamente.

Tabela C. 1 - Dados experimentais das réplicas 1 e 2 da calibração da vazão de ar da placa de orifício utilizando o Venturi.

Réplica 1			
Placa de orifício		Venturi	
Δh (mmHg)	T (°C)	Δh(mmHg)	Vazão volumétrica de ar (m³/min)
5	28,7	9	2,29
10	31,1	17	3,15
20	34,4	32	4,32
30	38,2	48	5,30
40	42,2	63	6,07
50	47,2	83	6,97
60	52,3	109	7,98
70	55,9	134	8,85
80	62,7	172	10,03
90	71,4	211	11,11
100	75,9	274	12,66
Réplica 2			
Placa de orifício		Venturi	
Δh (mmHg)	T (°C)	Δh (mmHg)	Vazão volumétrica de ar (m³/min)
5	28,5	10	2,42
10	30,3	16	3,06
20	33,2	34	4,46
30	36,2	46	5,19
40	38,6	63	6,07
50	45,2	87	7,13
60	49,1	109	7,98
70	54,3	136	8,92
80	58,8	166	9,85
90	64	213	11,16

Tabela C. 2 - Dados experimentais das réplicas 1 e 2 da calibração da vazão de ar da placa de orifício utilizando o anemômetro de fio quente.

Réplica 1						
Δh placa de orifício (mmHg)	u_i (m s⁻¹) Ponto 1	u_i (m s⁻¹) Ponto 2	u_i (m s⁻¹) Ponto 3	u_i (m s⁻¹) Ponto 4	u_i (m s⁻¹) Ponto 5	Velocidade média (m s⁻¹)
5	2,54	1,89	1,56	2,82	1,11	2,17
10	3,96	3,18	3,19	3,96	2,76	3,55
20	5,37	4,54	4,75	5,95	4,02	5,12
30	8,05	6,34	6,14	8,98	5,02	7,31
40	9,53	7,71	7,04	11,13	6,05	8,77
50	12,05	10,03	9,72	12,86	8,07	11,08
60	13,44	11,8	11,36	14,36	9,83	12,66
70	14,38	13,25	13,33	15,74	11,07	14,09
80	16,14	15,28	15,48	17,37	12,94	15,98
90	17,09	16,6	16,08	17,63	14,88	16,80
100	18,11	17,55	17,16	19,15	15,86	17,93
Réplica 2						
Δh placa de orifício (mmHg)	u_i (m s⁻¹) Ponto 1	u_i (m s⁻¹) Ponto 2	u_i (m s⁻¹) Ponto 3	u_i (m s⁻¹) Ponto 4	u_i (m s⁻¹) Ponto 5	Velocidade média (m s⁻¹)
5	2,73	2,16	2,4	3,19	2,10	2,61
10	3,61	3,12	2,88	4,33	2,85	3,47
20	5,55	4,76	4,94	6,13	4,4	5,32
30	7,96	7,97	7,75	10,09	5,95	8,37
40	11,09	6,64	8,24	11,36	6,2	9,25
50	11,4	11,28	10,34	12,61	8,27	11,32
60	13,48	12,94	11,8	15	9,9	13,21
70	15,85	14,36	13,42	16,25	11,84	14,88
80	16,32	16,27	14,73	16,48	13,07	15,87
90	16,71	16,27	15,7	17,76	14,66	16,56

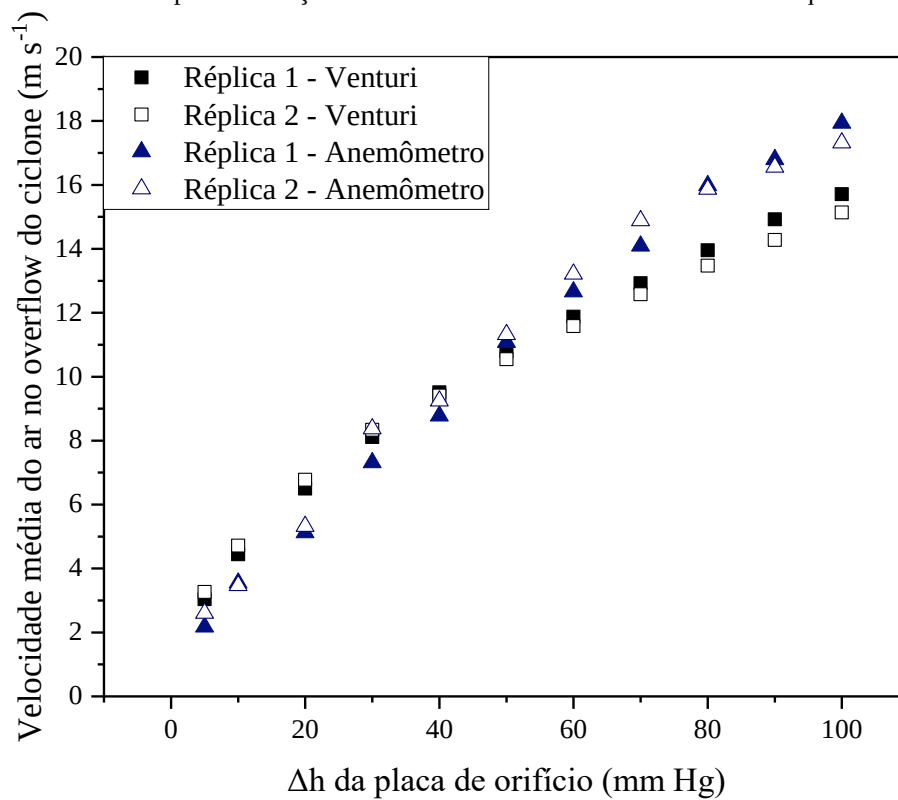
Com estes dados foi determinada a Equação C.2, que prediz a vazão volumétrica do ar em escoamento pela placa de orifício, ela foi obtida a partir de um ajuste não linear de uma equação do tipo potência aos dados experimentais do Venturi, obtendo-se um R² de 0,9688.

$$Q_{ar-placa\ orificio} \left[\frac{m^3}{min} \right] = 0,8809 (\Delta h [mmHg])^{0,5481} \quad (C.2)$$

Na Figura C. 3, são apresentadas as velocidades médias do ar em relação a área de seção transversal do *overflow* do ciclone. Os dados obtidos utilizando o Venturi foram selecionados

para a calibração da placa de orifício, pois foram menos suscetíveis a erros experimentais e por apresentarem velocidades próximas as aferidas pelo anemômetro de fio quente.

Figura C. 3 – Velocidade do ar no *overflow* do ciclone em função da queda de pressão na placa de orifício, obtidas pela calibração com o Venturi e com o anemômetro de fio quente.



Fonte: Elaborado pelo autor.

APÊNDICE D

Tabelas estatísticas de estimativa dos efeitos sobre os parâmetros de análise energética da secagem obtidos pelo planejamento experimental fatorial reduzido de 2⁵⁻¹

Na Tabela D. 1, Tabela D. 2 e na Tabela D. 3 são apresentados os resultados dos efeitos, erro padrão, valor t e valor p obtidos para os parâmetros energéticos SEC, EE e DE, respectivamente. Nestas tabelas, apenas velocidade da haste apresentou efeito estatístico significativo sobre a sobre os parâmetros energéticos.

Tabela D. 1 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta consumo específico de energia (SEQ), obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2⁵⁻¹.

Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	106,72	26,30	4,06	0,001	50,30	163,14
Temperatura do ar (1)	40,22	58,82	0,68	0,505	-85,93	166,38
Velocidade do ar (2)	28,62	58,82	0,49	0,634	-97,53	154,78
Umidade (3)	-116,54	58,82	-1,98	0,068	-242,70	9,61
Velocidade da haste (4)	-187,05	58,82	-3,18	0,007	-313,21	-60,90
Número de compartimentos (5)	-10,57	58,82	-0,18	0,860	-136,72	115,59

Tabela D. 2 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta eficiência energética (EE), obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2⁵⁻¹.

Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	8,80	1,95	4,51	4,88·10⁻⁴	4,62	12,99
Temperatura do ar (1)	-4,55	4,36	-1,04	0,315	-13,91	4,81
Velocidade do ar (2)	8,41	4,36	1,93	0,074	-0,95	17,77
Umidade (3)	8,46	4,36	1,94	0,073	-0,90	17,81
Velocidade da haste (4)	11,19	4,36	2,56	0,022	1,83	20,55
Número de compartimentos (5)	-1,55	4,36	-0,36	0,728	-10,91	7,81

Tabela D. 3 - Estimativa dos efeitos, erro padrão, valor t e do valor p, sobre a variável resposta eficiência de secagem (DE), obtidos pelo planejamento fatorial reduzido de 2^{5-1} .

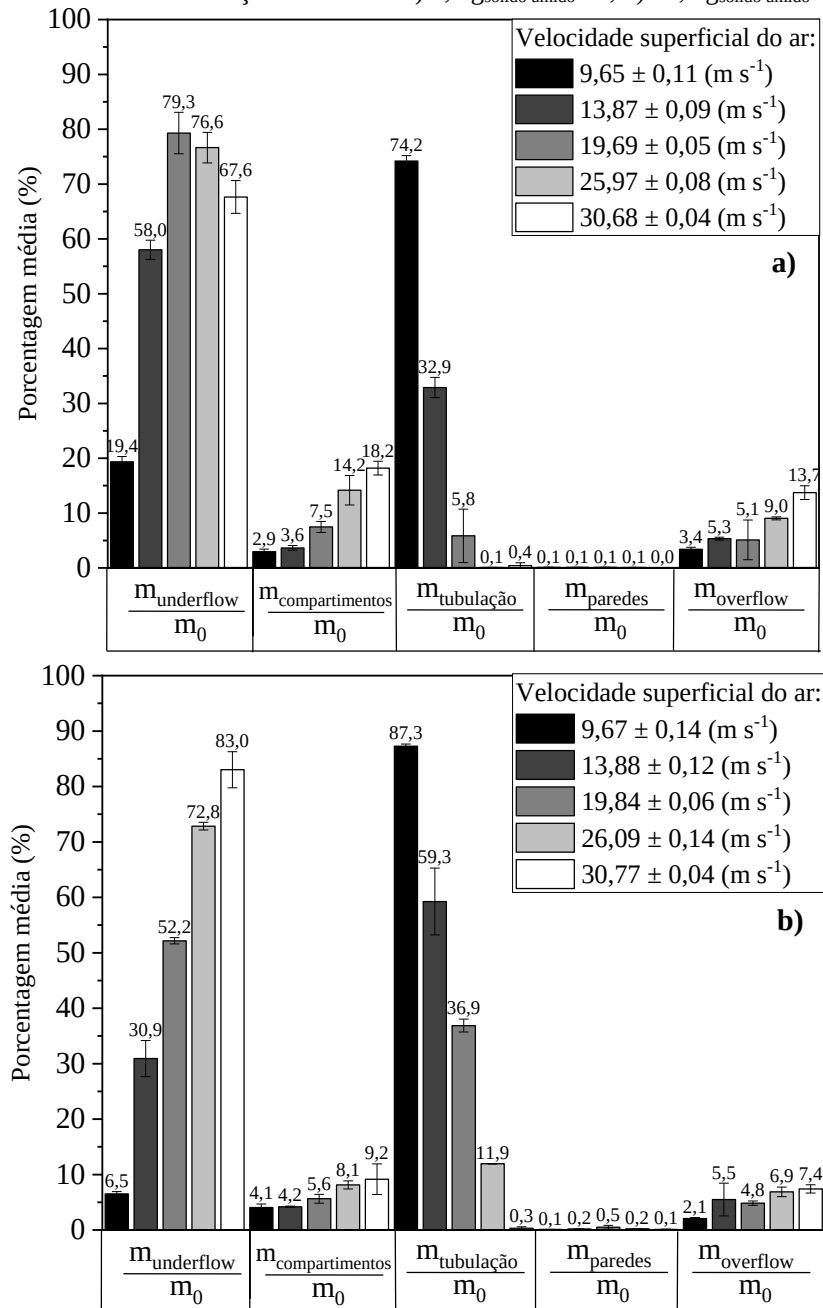
Fator	Efeito	Erro padrão	t(14)	p	Estimativa por intervalo (95 %)	
					Limite inferior	Limite superior
Média	13,24	2,52	5,24	$1,24 \cdot 10^{-4}$	7,82	18,65
Temperatura do ar (1)	-4,30	5,65	-0,76	0,459	-16,41	7,81
Velocidade do ar (2)	11,47	5,65	2,03	0,062	-0,64	23,57
Umidade (3)	8,87	5,65	1,57	0,138	-3,23	20,98
Velocidade da haste (4)	16,76	5,65	2,97	0,010	4,65	28,87
Número de compartimentos (5)	-1,16	5,65	-0,21	0,840	-13,27	10,95

APÊNDICE E

Balço de massa no ciclone – Gráficos de porcentagem de massa seca

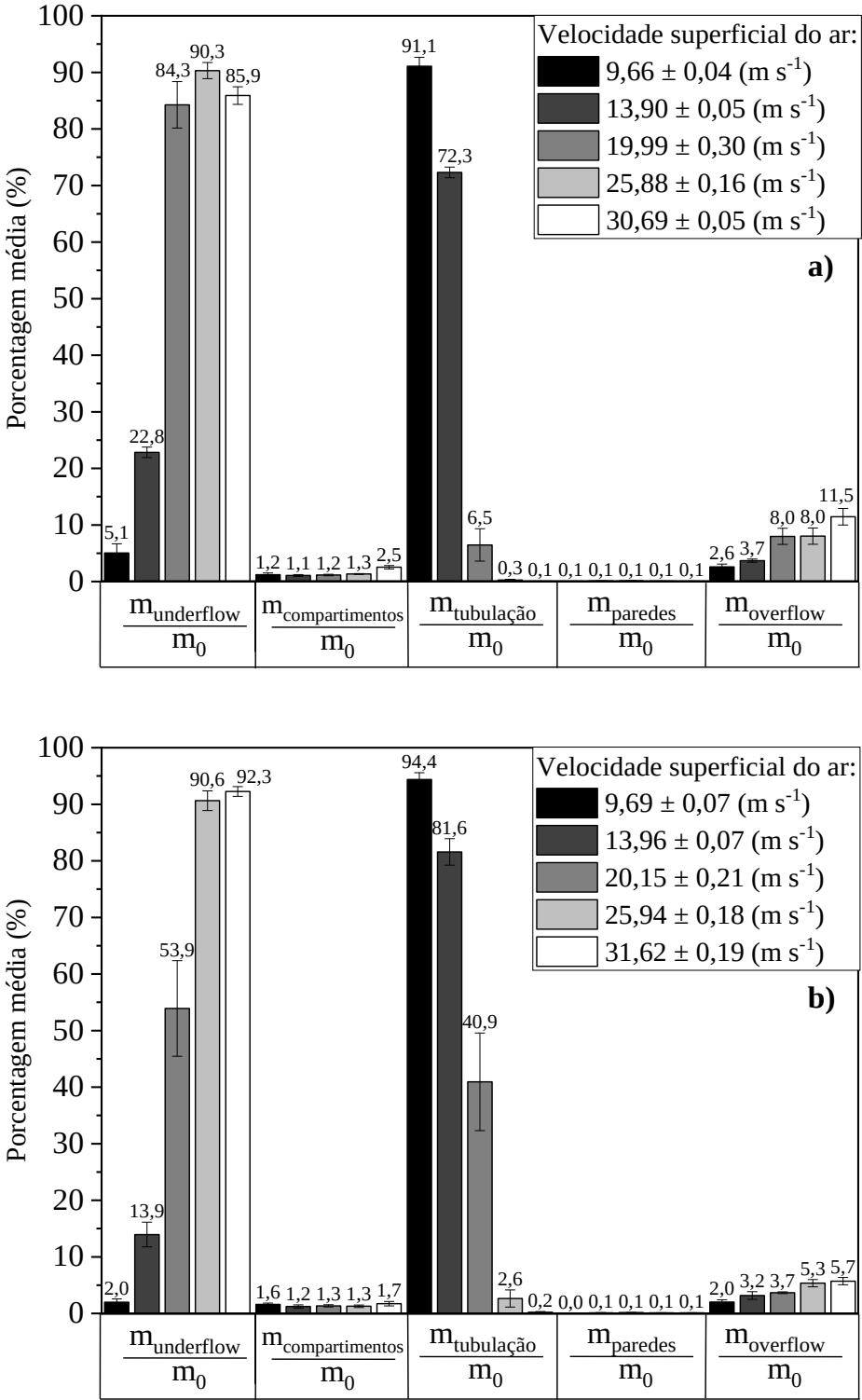
Neste apêndice são apresentados na **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, **Erro! Fonte de referência não encontrada.** e **Erro! Fonte de referência não encontrada.** os resultados de porcentagem de massa seca de minério de ferro obtidos pelo balanço de massa descrito no item 6.1.2.3, para a temperatura de secagem de 80 °C.

Figura E. 1 – Porcentagem média de massa seca obtida pelo balanço de massa. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério: 0,02 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Vazão mássica de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



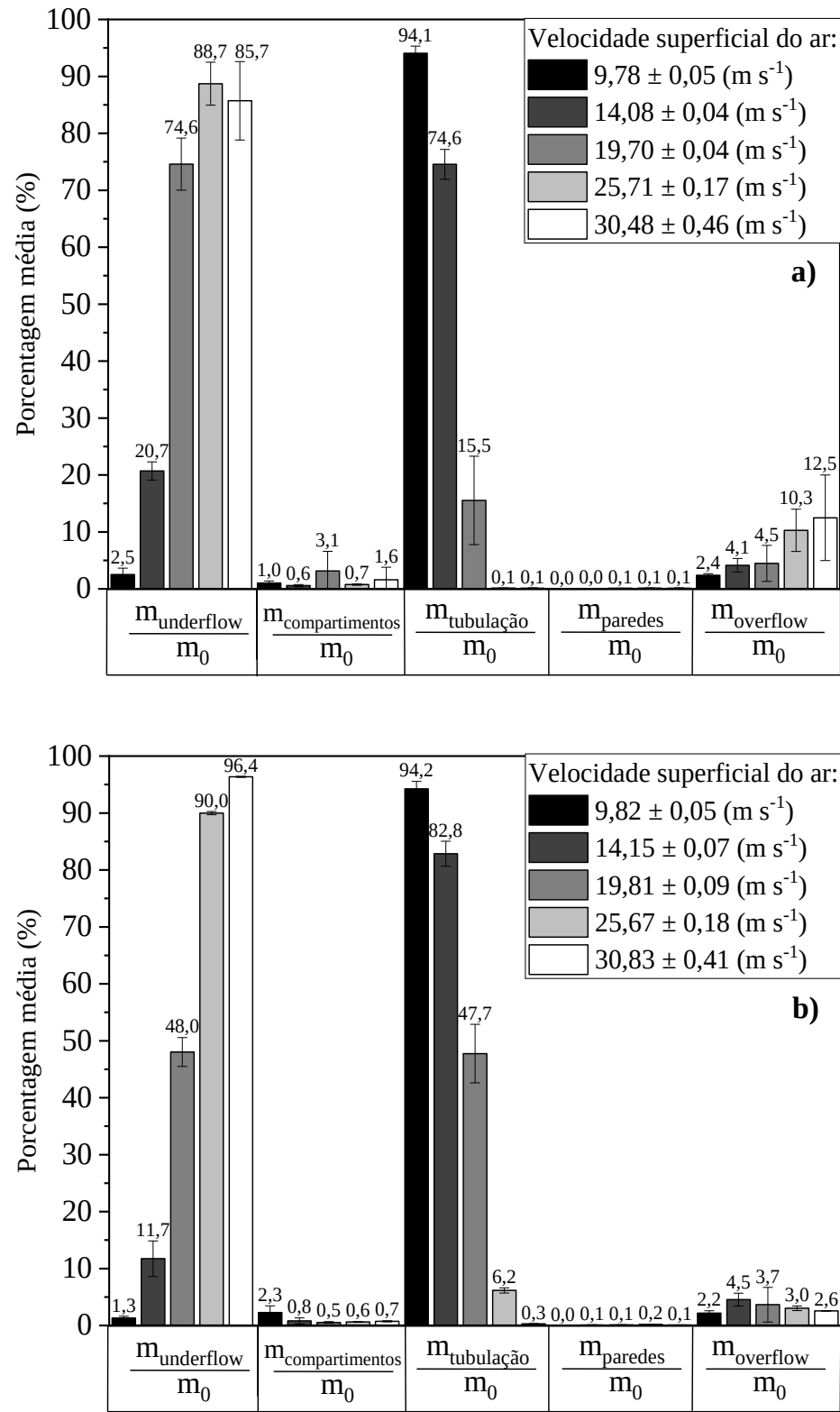
Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura E. 2 - Porcentagem média de massa seca obtida pelo balanço de massa no ciclone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério: 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Vazão mássica de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura E. 3 - Porcentagem média de massa seca obtida pelo balanço de massa no cilone. Temperatura do ar de 80 °C. Número de compartimentos do alimentador: 5. Umidade inicial do minério: 0,06 kg_{água}·kg_{sólido úmido}⁻¹. Vazão mássica de alimentação de sólidos: a) 2,4 g_{sólido úmido}·s⁻¹; b) 18,3 g_{sólido úmido}·s⁻¹.



Fonte: Elaborado pelo autor.

APÊNDICE F

Tabela F. 1 - Umidade do blend de minério composto pelo overflow e underflow dos sólidos do ciclone. Vazão de alimentação dos sólidos de $18,3 \text{ g}_{\text{sólido úmido}} \cdot \text{s}^{-1}$.

Umidade dos sólidos do underflow e overflow do ciclone (b.s.)*				
Temperatura de secagem (°C)	Velocidade de alimentação do ar ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)**	Umidade de alimentação de 0,02 (b.u.)**	Umidade de alimentação de 0,06 (b.u.)	Umidade de alimentação de 0,10 (b.u.)
70	10	-	-	-
	15	-	-	-
	20	-	-	-
	25	$0,0005 \pm 0,0001$	$0,0081 \pm 0,0005$	$0,0385 \pm 0,0035$
	30	-	-	-
80	10	$0,0007 \pm 0,0005$	$0,0000 \pm 0,0000$	$0,0020 \pm 0,0020$
	15	$0,0000 \pm 0,0000$	$0,0006 \pm 0,0003$	$0,0031 \pm 0,0012$
	20	$0,0001 \pm 0,0001$	$0,0015 \pm 0,0004$	$0,0213 \pm 0,0124$
	25	$0,0001 \pm 0,0001$	$0,0017 \pm 0,0004$	$0,0223 \pm 0,0036$
	30	$0,0000 \pm 0,0000$	$0,0015 \pm 0,0002$	$0,0321 \pm 0,0011$
90	10	-	-	$0,0021 \pm 0,0015$
	15	-	-	$0,0012 \pm 0,0008$
	20	-	-	$0,0137 \pm 0,0027$
	25	$0,0000 \pm 0,0000$	$0,0022 \pm 0,0002$	$0,0236 \pm 0,0034$
	30	-	-	$0,0205 \pm 0,0036$

*b.s. – unidade em base seca [$\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido seco}}^{-1}$]; ** umidade em base úmida [$\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{sólido úmido}}^{-1}$]; *** velocidade do ar em relação à área de alimentação do ciclone de 12 cm x 5 cm.