

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

**CONTRIBUIÇÕES AO ESTUDO DA SECAGEM CONVECTIVA DE
CONCENTRADO DE MINÉRIO DE FERRO (*PELLET FEED*)**

Lucas Janoni dos Santos

UFSCAR

2025

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

Contribuições ao estudo da secagem convectiva de concentrado de minério de ferro
(pellet feed)

Lucas Janoni dos Santos

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de São Carlos, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Química.

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Béttega

UFSCar

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 Dissertação de Mestrado do candidato Lucas Janoni dos Santos, realizada em 24/02/2025.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Rodrigo Béttega (UFSCar)

Prof. Dr. Ronaldo Correia de Brito (UPL)

Profa. Dra. Amarílis Severino e Souza (UFSCar)

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

“O caos é uma ordem por decifrar.”

(José Saramago)

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais Aparecido e Marilda, por todo amor, suporte, educação, incentivo e sacrifícios, que me possibilitaram chegar até aqui.

Às minhas irmãs, que sempre me apoiaram durante minha jornada.

Ao Prof. Rodrigo Béttega, pela sua orientação, paciência, entusiasmo e incentivo para a realização desse trabalho, além de seu exemplo como um grande professor.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da UFSCar, corpo docente, direção e administração, por todas as oportunidades que me foram dadas, ensinamentos científicos e projetos.

À Prof^a. Amarílis Severino e Souza, pelos ensinamentos e pelas grandes contribuições que fez para esse trabalho.

À Prof^a. Maria do Carmo Ferreira, pelas contribuições técnicas para esse trabalho, bem como para minha formação e aprendizado sobre secagem.

Ao Dr. Ronaldo Correia de Brito, pelas contribuições técnicas e que fazem fronteira com a indústria.

Ao Edilson, Samuel e Luan, pelo auxílio nas adequações dos equipamentos do laboratório, bem como nas discussões para resolução de problemas.

Aos colegas Alexandre, Luana e Letícia, do Laboratório de Simulação de Escoamentos Multifásicos (LabSEM), pelas discussões, incentivos, ajuda e amizade durante a realização desse trabalho.

Aos colegas do Centro de Secagem, Everton, Guilherme e Thalyne, que de forma direta ou indireta contribuíram para a execução desse trabalho e proporcionaram um ambiente leve para execução dos experimentos.

À toda minha rede de afetos, Alessandra, Augusto, Guilherme, José Davi, William, e todos que nos meus melhores e piores momentos sempre estiveram ao meu lado para dar suporte, amor, conselhos e força para continuar.

A todos que, direta ou indiretamente, fizeram parte da minha formação e da realização desse trabalho.

APOIO FINANCEIRO

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

Agradeço ao Instituto Tecnológico Vale (ITV) e a Vale S.A. – Brasil pelo suporte ao projeto de pesquisa.

Agradeço ao Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais (CCDM) pela execução das análises térmicas.

RESUMO

O minério de ferro é um dos produtos mais importantes para a indústria brasileira, sendo usado principalmente para a produção de aço e de ferro metálico. Frente à importância desse produto no cenário nacional e internacional, a busca por novas tecnologias para redução de custos e de impactos ambientais se torna fundamental no setor. Parte do minério extraído é beneficiado a úmido, de modo que posterior remoção de água é essencial para o material ser transportado e comercializado. Minérios de ferro com baixas umidades podem levar a geração de poeira e perdas de material no transporte. Em contrapartida, a elevadas umidades há impacto no processamento e na eficiência de processos (pelotização), além de que não se deve exceder a *Transportable Moisture Limit* (TML), que delimita a máxima umidade que as cargas minerais podem ter para serem transportadas em navios graneleiros com segurança. Então, a secagem se torna uma alternativa para redução da umidade de minério de ferro quando a remoção mecânica é insuficiente para atender esses critérios. Nesse contexto, o objetivo do trabalho foi estudar a secagem convectiva de concentrado de minério de ferro (*pellet feed*) em diferentes umidades iniciais e condições operacionais para entender o comportamento do material na secagem para diferentes estados de saturação. Propuseram-se, também, correlações para o coeficiente de transferência de massa na secagem. Para isso, o material foi caracterizado de acordo com sua composição química ($\text{Fe} > 64\%$) e mineralógica (75% de hematita). Diferentes umidades iniciais afetaram o poder de agregação do material, observando-se desde material desagregado (até 11% de umidade) até aglomerados e lama (acima de 12% de umidade). Na secagem convectiva, o material com umidades iniciais de 12 e 13% secava completamente na câmara de secagem para todas as condições experimentais, o que não foi observado para o material a 11%, que era arrastado com umidade residual até coleta em *underflow* de ciclone. Em todas as condições experimentais o material retido no *underflow* do ciclone foi menor para maiores umidades e menores temperaturas. Por fim, foram obtidas correlações para prever o coeficiente de transferência de massa na secagem para todas as condições de umidade, obtendo boa concordância entre os resultados. Essas equações podem ser empregadas em simulações numéricas para prever a secagem de concentrado de minério de ferro em equipamentos da indústria mineral.

Palavras-chave: Secagem. Minério de Ferro. *Pellet feed*. Umidade.

ABSTRACT

Iron ore is one of the most important products for Brazilian industry, and is mainly used to produce steel and metallic iron. Given the importance of this product on the national and international scene, the search for new technologies to reduce costs and environmental impacts has become essential in the sector. Part of the extracted ore is processed wet, so subsequent removal of water is essential for the material to be transported and sold. Iron ores with low moisture content can lead to the generation of dust and material losses during transportation. On the other hand, high moisture content has an impact on processing and process efficiency (pelletization), and the Transportable Moisture Limit (TML) must not be exceeded, which limits the maximum moisture content that mineral loads can have to be safely transported in bulk carriers. Therefore, drying becomes an alternative for reducing iron ore moisture when mechanical removal is insufficient to meet these criteria. In this context, the objective of this work was to study the convective drying of iron ore concentrate (pellet feed) at different initial moisture levels and operating conditions to understand the behavior of the material during drying for different saturation states. Correlations for the mass transfer coefficient during drying were also proposed. For this purpose, the material was characterized according to its chemical ($\text{Fe} > 64\%$) and mineralogical (75% hematite) composition. Different initial moisture levels affected the aggregation power of the material, with disaggregated material (up to 11% moisture) and agglomerates and sludge (above 12% moisture) being observed. In convective drying, the material with initial moisture levels of 12 and 13% dried completely in the drying chamber for all experimental conditions, which was not observed for the material at 11%, which was dragged with residual moisture until collection in the cyclone underflow. In all experimental conditions, the material retained in the cyclone underflow was lower for higher moisture levels and lower temperatures. Finally, correlations were obtained to predict the mass transfer coefficient in drying for all humidity conditions, obtaining good agreement between the results. These equations can be used in numerical simulations to predict the drying of iron ore concentrate in mineral industry equipment.

Keywords: Drying. Iron Ore. Pellet feed. Moisture.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Fluxograma do processamento do minério de ferro com baixo e alto teor de ferro	7
Figura 2. Constituição das fases do solo.....	12
Figura 3. Esquema de empacotamento de leito em estado (a) aerado e (b) compactado ..	14
Figura 4. Esquema dos três estados de saturação (agregação) em pós úmidos: (a) estado pendular, (b) estado funicular e (c) estado capilar.....	16
Figura 5. Comportamento típico das curvas de compactação para (a) densidade bulk seca e (b) índice de vazios.....	17
Figura 6. Esquema de uma ponte líquida entre duas partículas.....	18
Figura 7. Forças de interação (F_H) teóricas calculadas entre partícula esférica e parede para (1) pontes líquidas, (2) força eletrostática de condutor, (3) força eletrostática de isolante, (4) forças de van der Waals.....	19
Figura 8. Esquema da amostragem por pilha prismática alongada	24
Figura 9. Aspecto do minério de ferro (<i>pellet feed</i>) em diferentes umidades em base úmida sem ser extrudado	25
Figura 10. Materiais utilizados no ensaio de TML.....	27
Figura 11. Aparato para teste de Proctor/Fagerberg Modificado.....	28
Figura 12. Representação esquemática do módulo de secagem experimental, composto por (1) soprador de ar, (2) válvulas para controle de vazão, (3) termômetros, (4) placa de orifício acoplada a manômetro de mercúrio, (5) caixas de resistência elétrica, (6) controlador de temperatura, (7) válvula esfera (<i>by-pass</i>), (8) alimentador de sólidos e câmara de secagem, (9) ciclone, (10) sistema de aquisição de dados e (11) <i>underflow</i> do ciclone.....	30
Figura 13. Módulo de secagem em leito fluidizado com componentes principais em destaque	31
Figura 14. Aspecto do minério de ferro (IOCJ) para diferentes umidades em base úmida	35
Figura 15. Amostras de minério de ferro submetidas à secagem em estufa: (a) <i>Pellet feed</i> (10%), (b) <i>Pellet feed</i> (12,6%) e (c) IOCJ (10%).....	36
Figura 16. Aparato experimental utilizado nos experimentos de secagem em estufa	37
Figura 17. Distribuição acumulativa e fracionária de tamanho de partículas do minério de ferro <i>pellet feed</i> (triplicata) para $d_p < 500 \mu\text{m}$ via difração a laser.....	38
Figura 18. Características do minério de ferro (<i>pellet feed</i>) a diferentes umidades; (a) densidade <i>bulk</i>	42

Figura 19. Porosidade <i>bulk</i> (a) solta, aerada e (b) efetiva do leito de minério de ferro (<i>pellet feed</i>) a diferentes umidades	43
Figura 20. Curva de compactação da amostra de minério de ferro para determinação do TML para (a) o método de Proctor/Fagerberg modificado (PFM) e (b) de proveta.....	44
Figura 21. Curvas (a) termogravimétricas (TGA) e (b) de diferencial de massa (DTG) para o minério de ferro (<i>pellet feed</i>) seco e com X_0 de 11 a 13%	45
Figura 22. Minério de ferro retido (em porcentagem) no <i>underflow</i> do ciclone em função do tempo parametrizado pela velocidade do ar de (a) 5 m/s, (b) 10 m/s e (c) 15 m/s, para X_0 de 11 a 13% em base úmida	47
Figura 23. Minério de ferro coletado na gaveta em função do tempo a $T = 120\text{ }^\circ\text{C}$ e $u = 10\text{ m/s}$ para umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%, em base úmida.....	49
Figura 24. Umidade em base seca na gaveta, no <i>underflow</i> e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 13\% = 0,149\text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)	52
Figura 25. Umidade em base seca na gaveta, no <i>underflow</i> e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 12\% = 0,136\text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)	53
Figura 26. Umidade em base seca na gaveta, no <i>underflow</i> e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 11\% = 0,124\text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)	54
Figura 27. Adimensional de umidade global em função do tempo para umidade inicial de minério de ferro igual a 13, 12 e 11% em base úmida. Velocidade do ar de 5 m/s. Temperatura do ar de $100\text{ }^\circ\text{C}$	55
Figura 28. Adimensional de umidade global em função do tempo parametrizada pela velocidade do ar de 15 m/s e umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%.....	56
Figura 29. Adimensional de umidade em função do tempo parametrizada pela temperatura do ar de $140\text{ }^\circ\text{C}$ e umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%.....	57
Figura 30. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais	59
Figura 31. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais	60
Figura 32. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais para $X_0 = 11$ e abordagem (a) I, (b) II e (c) III	63

Figura 33. Comparação das curvas de cinética de secagem dos modelos para $X_0 = 13$ e 12% com o modelo proposto por Souza et al. (2023). (a) $T = 100$ °C e $u = 5$ m/s, (b) $T = 100$ °C e $u = 15$ m/s, (c) $T = 140$ °C e $u = 5$ m/s, (d) $T = 140$ °C e $u = 15$ m/s, (e) $T = 120$ °C e $u = 10$ m/s....	64
Figura 34. Curvas de (a)-(c) adimensional de umidade e de (d)-(f) taxa de secagem.....	65
Figura 35. Difratoograma de raios-X.....	77
Figura 36. Difratoograma diferencial obtido no refinamento por Rietveld.....	77
Figura 37. Curvas de cinética de secagem do minério de ferro a temperatura do ar de (a) 100 °C e (b) 140 °C para a 13% de umidade e (c) 100 °C e (d) 140 °C para 12% de umidade. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921).....	78
Figura 38. Curvas de cinética de secagem do minério de ferro a 11% de umidade, a temperatura do ar de (a) 100 °C e (b) 140 °C para a abordagem I, (c) 100 °C e (d) 140 °C para abordagem II e (e) 100 °C e (d) 140 °C para abordagem III. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921).....	79
Figura 39. Distribuição dos resíduos da regressão do coeficiente de transferência de massa para (a) $X_0 = 13\%$, (b) $X_0 = 12\%$ (c) $X_0 = 11\%$, abordagem I (d) $X_0 = 11\%$, abordagem II e (e) $X_0 = 11\%$, abordagem III.....	82

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Fórmula química dos principais minerais de ferro e seus respectivos conteúdos teóricos de ferro	4
Tabela 2. Fatores e níveis experimentais estabelecidos para o planejamento fatorial	32
Tabela 3. Matriz de experimentos segundo planejamento fatorial, com variáveis codificadas entre parênteses.....	33
Tabela 4. Composição química do minério de ferro (<i>pellet feed</i>).....	39
Tabela 5. Composição mineralógica do minério de ferro (DRX-Rietveld).....	40
Tabela 6. Densidade bulk solta e compactada do minério de ferro (<i>pellet feed</i>) para umidades investigadas	41
Tabela 7. Resultados de parâmetros de leito determinados do minério de ferro (IOCI) a diferentes umidades	43
Tabela 8. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 13\%$	58
Tabela 9. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 12\%$	59
Tabela 10. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 11\%$ para as abordagens I, II e III	61
Tabela 11. Taxas de secagem máximas e tempo de secagem obtidos em estufa para diferentes materiais, umidades iniciais e temperaturas do ar de secagem.....	67
Tabela 12. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 13\%$	80
Tabela 13. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 12\%$	80
Tabela 14. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem I	80
Tabela 15. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem II	81
Tabela 16. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem III.....	81

NOMENCLATURA

Abreviaturas e Siglas

ANM	Agência Nacional de Mineração
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CCDM	Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
Csn	Companhia Siderúrgica Nacional
DRX	Difratômetro de Raios X de pó
DTA	Análise diferencial térmica
FRX	Fluorescência de raios X
IBGE	Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística
IBRAM	Instituto Brasileiro de Mineração
IMO	<i>International Maritime Organization</i>
IMSBC	Código Marítimo Internacional para Cargas Sólidas à Granel
ITV	Instituto Tecnológico Vale
LCA	Laboratório de Controle Ambiental
LFQI	Laboratório de Físico-Química de Interfaces e Fenômenos de Transporte
OMC	Umidade Ótima de Compactação
ONU	Organização das Nações Unidas
PCC	Perda por Calcinação
PFM	Proctor/Fagerberg modificado
TGA	Análise termogravimétrica
TML	<i>Transportable Moisture Limit</i>
UDF	<i>User Defined Function</i>
UFSCar	Universidade Federal de São Carlos
UN	<i>United Nations</i>
USGS	<i>United States Geological Survey</i>
USP	Universidade de São Paulo
WHO	<i>World Health Organization</i>

Variáveis e Símbolos

A	Fator pré-exponencial	[-]
b_i	Constante de ajuste	[-]
ρ_s	Densidade real do sólido	[kg/m ³]
D	Massa de material compactado seco	[kg]
D_{10}	Malha granulométrica na qual passam 10% em massa do material	[m]
D_{50}	Malha granulométrica na qual passam 50% em massa do material	[m]
D_{80}	Malha granulométrica na qual passam 80% em massa do material	[m]
d_p	Diâmetro de partícula	[m]
e	Índice de vazio	[-]
E	Massa de água	[kg]
e_v	Umidade volumétrica em base seca	[-]
$e_{v,critico}$	Umidade volumétrica crítica	[-]
K	Constante cinética (coeficiente de transferência de massa)	[s ⁻¹]
m	massa	[kg]
m_{0s}	Massa seca de material alimentado na gaveta	[kg]
m_{ag}	Massa de água na gaveta	[kg]
m_{au}	Massa de água no <i>underflow</i>	[kg]
m_g	Massa seca coletada na gaveta	[kg]
MR	Umidade adimensional	[-]
m_s	Massa de sólidos	[kg]
m_{seca}	Massa de sólidos seca	[kg]
m_{total}	Massa total	[kg]
m_u	Massa seca coletada no <i>underflow</i>	[kg]
m_w	Massa de água	[kg]
PM_1		[m]
PM_{10}		[m]
S	Saturação	[-]
TML	<i>Transportable Moisture Limit</i>	[kg _{água} · kg _{sólido úmido} ⁻¹]
V	Volume do cilindro	[m ³]

V_0	Volume inicial	$[m^3]$
V_{add}	Volume adicional retido no material	$[m^3]$
V_{ar}	Volume de ar	$[m^3]$
V_{bulk}	Volume do leito	$[m^3]$
V_c	Volume compactado	$[m^3]$
V_{intra}	Volume intraparticular	$[m^3]$
V_{liq}	Volume do líquido	$[m^3]$
V_{opt}	Volume dos espaços interparticulares em condição de empacotamento ótimo	$[m^3]$
V_s	Volume de sólidos	$[m^3]$
V_{total}	Volume total	$[m^3]$
V_v	Volume de vazios	$[m^3]$
V_w	Volume de água	$[m^3]$
X_0	Umidade inicial	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}]$
x_1	Temperatura do ar codificada	$[-]$
x_2	Velocidade do ar codificada	$[-]$
X_{bs}	Umidade mássica em base seca	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}]$
X_{bu}	Umidade mássica em base úmida	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ úmido}^{-1}]$
X_{eq}	Umidade de equilíbrio	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}]$
X_{global}	Umidade global	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}]$
X_t	Umidade no instante t	$[kg_{água} \cdot kg_{sólido\ seco}^{-1}]$
γ	Densidade <i>bulk</i> seca	$[kg/m^3]$
ϵ_0	Porosidade <i>bulk</i> aerada	$[-]$
ϵ_{eff}	Porosidade <i>bulk</i> efetiva	$[-]$
ϵ_t	Porosidade <i>bulk</i> compactada	$[-]$
θ	Umidade volumétrica em base úmida	$[-]$
ρ_{ba}	Densidade <i>bulk</i> aerada	$[kg/m^3]$
ρ_{bc}	Densidade <i>bulk</i> compactada	$[kg/m^3]$
ρ_w	Densidade da água	$[kg/m^3]$
η_g	Material retido na gaveta	$[-]$
η_u	Material retido no <i>underflow</i>	$[-]$

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1	Minério de ferro.....	4
2.1.1	Mercado.....	5
2.1.2	Processamento.....	6
2.2	Umidade.....	8
2.2.1	Processamento mineral.....	8
2.2.2	TML.....	9
2.2.3	Outros fatores.....	10
2.3	Caracterização de materiais particulados.....	11
2.3.1	Propriedades de leito e solo.....	11
2.3.2	Compactação.....	16
2.3.3	Forças de interação em materiais particulados.....	17
2.4	Secagem.....	19
2.4.1	Fundamentos.....	19
2.4.2	Secagem de minério de ferro.....	21
2.5	Considerações finais.....	23
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	24
3.1	Caracterização.....	24
3.1.1	Material.....	24
3.1.2	Umidificação.....	24
3.1.3	Distribuição do tamanho de partículas.....	25
3.1.4	Densidade real e aparente.....	25
3.1.5	Composição química.....	26
3.1.6	Composição mineralógica.....	26
3.1.7	Densidade bulk.....	26

3.1.8	Limite de Umidade Transportável (TML).....	27
3.1.9	Termogravimetria	29
3.2	Secagem convectiva	29
3.2.1	Operação.....	29
3.2.2	Obtenção do coeficiente de transferência de massa	33
3.2.3	Arraste	34
3.3	Secagem em estufa	35
3.3.1	Materiais.....	35
3.3.2	Equipamento.....	36
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	38
4.1	Caracterização	38
4.1.1	Distribuição de tamanho de partículas	38
4.1.2	Composição química	39
4.1.3	Composição mineralógica	40
4.1.4	Densidade real e aparente.....	40
4.1.5	Densidade <i>bulk</i>	40
4.1.6	<i>Transportable Moisture Limit</i> (TML)	43
4.1.7	Termogravimetria	45
4.2	Secagem convectiva de minério de ferro.....	46
4.2.1	Arraste	46
4.2.2	Secagem	50
4.2.3	Obtenção de equações para o coeficiente de transferência de massa.....	57
4.3	Secagem em estufa	65
5	CONCLUSÕES	68
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	69
7	TRABALHOS E PARTICIPAÇÃO EM CONGRESSOS.....	70
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	71

APÊNDICE A – DEDUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE POROSIDADE <i>BULK</i> AERADA, COMPACTADA E EFETIVA	76
APÊNDICE B – DIFRATOGRAMAS DO REFINAMENTO POR RIETVELD	77
APÊNDICE C – CURVAS DE CINÉTICA DE SECAGEM AJUSTADAS PELA EQUAÇÃO DE LEWIS	78
APÊNDICE D – TABELAS ANOVA	80

1 INTRODUÇÃO

O minério de ferro é um dos principais produtos da indústria brasileira. Segundo a Pesquisa Industrial Anual (IBGE, 2024), foi o terceiro produto de maior representação em receita líquida de venda e em participação no mercado nacional em 2022, sendo matéria-prima do ferro metálico e do aço. O Brasil é o segundo maior exportador de minério de ferro no mundo, tendo 18% das reservas mundiais (USGS, 2024). Assim, trata-se de um material de grande relevância econômica para o país.

O processamento de minério de ferro se dá a partir da extração de material em minas e posterior processamento mecânico, passando por britagem, moagem e classificação por peneiramento (DUARTE, 2019; MEYER, 1980). Quando o minério apresenta baixos teores de ferro ($< 50\%$), deve-se concentrar o material para otimizar o processo de redução (MEYER, 1980) e atingir padrões de concentração para o minério comercial. O beneficiamento do minério de ferro acontece principalmente pela via úmida, de modo que, após a etapa de concentração, o desaguamento da polpa é essencial para adequado manuseio, transporte e comercialização do produto (MEYER, 1980; SOUZA PINTO et al., 2021). A remoção mecânica de água é empregada para aumentar a concentração mineral na polpa, além de reduzir custos relacionados a seu processamento e comercialização. Isso porque haverá quantidades indesejadas de água na carga, diminuindo o valor agregado do produto. Também é fundamental para reduzir custos relacionados ao gasto energético na remoção térmica de umidade via secagem na pelletização. Dentre os principais equipamentos utilizados na etapa de desaguamento, destacam-se espessadores, hidrociclones e filtros (WU et al., 2010). Entretanto, muitas vezes a remoção mecânica de umidade é insuficiente para que o material possa ser comercializado de forma segura, econômica e respeitando limites regulatórios, de modo que a remoção térmica a partir de secagem se torna uma alternativa (MEYER, 1980).

Umidades entre 5% e 10% são valores aceitáveis, já que minimizam custos relacionados ao transporte, bem como aumentam a eficiência energética do processamento posterior desse material (MUJUMDAR, 2015; SOUZA PINTO et al., 2021). Para baixos teores de umidade, o material usualmente se apresenta pouco aderido, o que possibilita a emissão de particulado fino na atmosfera, levando à ocorrência de problemas ambientais e à saúde (PETAVRATZI; KINGMAN; LOWNDES, 2005). Além disso, há perdas consideráveis de material ao longo da cadeia produtiva, causando perdas econômicas. Em contrapartida, umidades altas aumentam os custos de transporte do material até os portos, diminui o valor agregado do produto e reduz a eficiência de

processamento. Além disso, minérios com umidades acima do TML não são permitidas de serem embarcadas em navios graneleiros (SOUZA PINTO et al., 2021).

A *Transportable Moisture Limit* (TML), definida pela *International Maritime Organization* (IMO), é o limite regulatório que deve ser respeitado para o transporte seguro de cargas marítimas. Trata-se do valor máximo de umidade que uma carga naval de minério pode conter. Isso se deve aos riscos relacionados à liquefação da carga e consequente tombamento e afundamento de navios (MARITIME ORGANIZATION, 2019; MUNRO; MOHAJERANI, 2018). Nesse sentido, uma carga que ultrapasse os valores determinados de TML não pode ser carregada no navio, ficando parada nos portos e causando prejuízos devido a multas por atraso no embarque (SOUZA PINTO et al., 2021)

Apesar de ser amplamente utilizada nas indústrias de mineração e pelotização, a secagem ainda recebe pouca atenção no que tange ao estudo técnico e econômico para desenvolvimento de novas tecnologias e projeto de equipamentos específicos para a indústria de mineração (CHAEDIR et al., 2021). Há esforços recentes para o desenvolvimento de novas tecnologias no setor. O Laboratório de Simulação de Escoamentos Multifásicos (LabSEM) do Centro de Secagem de Pastas e Sementes da UFSCar tem desenvolvido pesquisas para o desenvolvimento de processos de secagem aplicados a mineração, tais como os trabalhos de Aguiar (2023) e Souza (2023). Um dos objetivos do projeto é desenvolver um simulador capaz de prever a secagem de minério de ferro em um chute de transferência adaptado para secagem, visando redução de até 2% pontos percentuais de umidade.

Souza *et al.* (2023) conduziram experimentos de secagem convectiva de finos de minério de ferro em escala de laboratório. A umidade inicial era de 10% (base úmida), com a temperatura do ar variando de 100 a 140°C e velocidades do ar de 5 a 15 m/s. A partir dos ensaios, foi determinada uma correlação para o coeficiente de transferência de massa, a partir de dados de cinética de secagem ajustados pelo ajuste matemático de Lewis (Lewis, 1921). Com essa correlação, os autores simularam a secagem convectiva de minério de ferro utilizando Fluidodinâmica Computacional (CFD). O trabalho de Souza *et al.* (2023) não investigou o efeito da alimentação de material a diferentes umidades iniciais, fator que interfere diretamente no aspecto do material e sua interação com o ar. Assim, objetivo do presente trabalho foi estudar a secagem convectiva do concentrado de minério de ferro para diferentes umidades iniciais, contemplando diferentes estruturas do material úmido, bem como os efeitos de velocidade e temperatura do ar na operação. Como objetivos específicos, são eles:

- (i) Caracterizar o minério de ferro (características físicas, químicas e de leito);
- (ii) Avaliar a cinética de secagem do material em leito fluidizado para diferentes condições de umidade inicial, velocidade do ar e temperatura do ar;
- (iii) Obter correlações para o coeficiente de transferência de massa na secagem.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Minério de ferro

O ferro é o quarto elemento químico mais abundante na crosta terrestre, atrás apenas do oxigênio (46,6%), silício (26,72%) e alumínio (8,13%). Devido à sua alta resistência e fácil conformação, o material é base para fabricação de ferramentas e equipamentos, especialmente o aço. O ferro é obtido industrialmente a partir de minerais, sendo encontrado na natureza na forma de óxidos, carbonatos, sulfetos e silicatos (DUARTE, 2019; HOLMES; LU, 2015). O minério é definido como um material natural que contém minerais que podem ser extraídos de forma economicamente viável. A parcela correspondente a materiais sem valor econômico é chamada de ganga (CARVALHO et al., 2014; DUARTE, 2019). Os principais minerais em que se pode encontrar o ferro são a hematita, goethita e magnetita, cuja concentração teórica de ferro é superior a 60%, conforme apresentado na Tabela 1. Entretanto, apenas os óxidos tem relevância econômica para a obtenção do ferro.

Tabela 1. Fórmula química dos principais minerais de ferro e seus respectivos conteúdos teóricos de ferro

Mineral	Fórmula química	Conteúdo teórico de ferro (%)
Magnetita	Fe_3O_4	72,4
Hematita	Fe_2O_3	69,9
Goethita	$Fe_2O_3 \cdot H_2O$	62,9
Limonita	$2Fe_2O_3 \cdot 3H_2O$	59,8
Ilmenita	$FeTiO_3$	36,8
Siderita	$FeCO_3$	48,2
Pirita	FeS_2	46,5
Pirrotita	$Fe_{(1-x)}S$	61,0

Fonte: Carvalho et al. (2013); Meyer (1980)

Em 2021, segundo a Agência Nacional de Mineração (ANM, 2023), as substâncias da classe dos metálicos corresponderam a 89% do valor total da produção brasileira, em que o ferro representa 80,1% do total. As principais reservas minerais de ferro estão localizadas no Quadrilátero Ferrífero, em Minas Gerais, e na Província Mineral de Carajás, no Pará. Dados da Pesquisa Industrial Anual (IBGE, 2024) mostram que o minério de ferro é terceiro lugar no *ranking* de produtos de maior representação em receita líquida de venda e em participação no mercado nacional. Além disso, a produção de minério de ferro no Brasil é voltada para o comércio internacional, tornando-o uma *commodity* mineral. O país é o segundo maior exportador desse mineral no mundo, tendo 18% das reservas mundiais, atrás apenas da Austrália (USGS, 2024).

2.1.1 Mercado

Segundo dados da *World Steel Association* (2024), o Brasil foi responsável por 22% das exportações de minério de ferro em 2022. Juntos, Brasil e Austrália representam 78% de todas as exportações de minério de ferro no mundo. De acordo com dados do Anuário Mineral Brasileiro (2023), os principais países importadores do minério de ferro brasileiro são China, Estados Unidos, Japão, Argentina e Coreia do Sul, respectivamente. Em 2021, as principais empresas produtoras de minério de ferro foram a Vale (71,69%), a Anglo American Minério de Ferro Brasil (7,39%), a Csn-Mineração (5,48%), a Samarco Mineração (3,60%) e a Mineração Usiminas (2,60%) (ANM, 2023). Nos primeiros 9 meses de 2023, os preços globais de minério de ferro apresentaram um valor médio de US\$ 117,76 por tonelada, havendo uma redução de 8% em relação à média anual de 2022 de US\$ 128,65 por tonelada. Essa queda se deve principalmente devido à diminuição da demanda do produto na China, que é o maior mercado consumidor, especialmente devido às crescentes restrições ambientais no país (USGS, 2024; CNN, 2024).

Embora o estado de Minas Gerais seja responsável por 60% da produção brasileira, estima-se que sua participação será reduzida a 50% em poucos anos. Os depósitos de minério de ferro são mais antigos, e seu envelhecimento implica em baixos teores de ferro e presença de mais impurezas (ANM, 2023; IBRAM, 2020). Isso leva a preços mais baixos, bem como exige custos operacionais e de investimentos mais elevados. Nesse sentido, a região de Carajás, de exploração mais recente, tende a ocupar o primeiro lugar em produção de minério de ferro no país. O minério possui alto teor de ferro, poucas impurezas e custos operacionais menores do que a produção mineira. Os preços do minério de ferro são diretamente afetados pela cotação internacional, custos operacionais e valor de mercado na produção do aço. Assim, sua viabilidade depende da operação em larga escala e de modal logístico entre a mina e os portos operando de maneira contínua e eficiente (IBRAM, 2020).

Aproximadamente 98% do minério de ferro é usado para a produção de aço, um material essencial para a indústria da construção civil, automobilística, fabricação de máquinas, construção naval, aplicações de engenharia, dentre outras (HOLMES; LU, 2015; USGS, 2024). A produção mundial de aço aumentou de 850 milhões de toneladas em 2000 para 1892 milhões de toneladas em 2023, havendo um crescimento de 0,4% entre 2020 e 2023. Além disso, espera-se um aumento no consumo global de aço de 1,8% em 2023 e 1,9% em 2024. Esse aumento deve-se às preocupações com infraestrutura, mesmo com restrições envolvendo o conflito na Ucrânia, bem como aumento de custos energéticos (WORLDSTEEL, 2024).

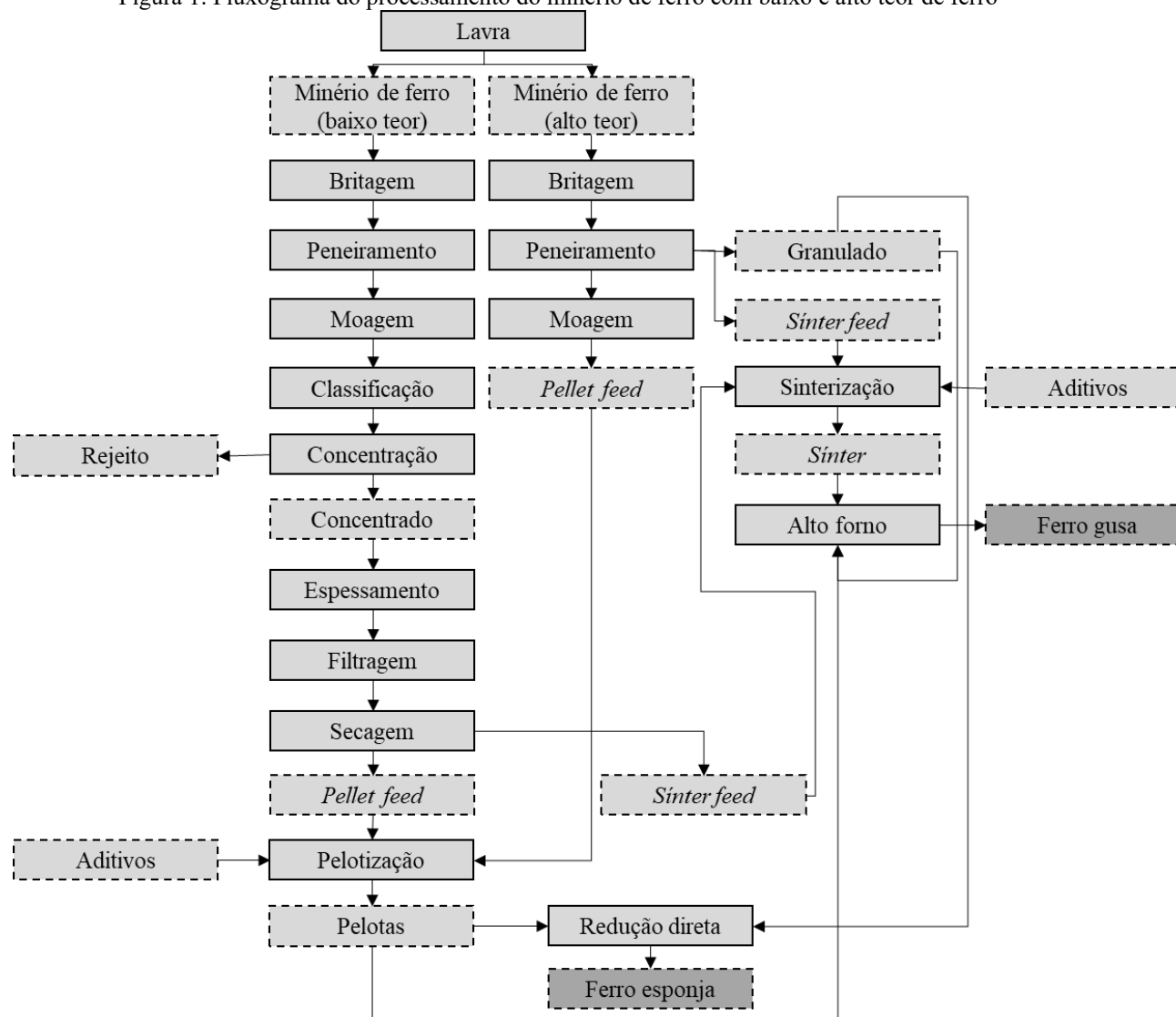
2.1.2 Processamento

A escolha do tipo de processo de beneficiamento de minério de ferro depende do teor de ferro, da composição mineral e do grau de liberação de ferro dos minerais de ganga (CARMIGNANO et al., 2021). O processamento mineral envolve operações em que se modifica a granulometria do material, bem como se aumenta a concentração da espécie de interesse. A Figura 1 apresenta um fluxograma do processamento do minério de ferro com baixo e alto teor de ferro. Para minas em que o teor de ferro é elevado ($Fe > 63\%$), o processamento envolve a extração de minério nas minas e posterior cominuição e separação por tamanho, de modo a obter um produto adequado para venda (CARMIGNANO et al., 2021; DUARTE, 2019; LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010; MEYER, 1980).

Com base em sua granulometria, o minério de ferro pode ser dividido em três categorias. O granulado (*lump ore*) apresenta faixa de tamanho entre 200 e 12,4 mm; os finos para sinter (*sinter feed*), entre 12,5 e 0,15 mm; e os finos para pelotas (*pellet feed*) com tamanho inferior a 0,15 mm. Então, esses materiais poderão ser processados pela indústria siderúrgica a partir de redução direta (material granulado) ou com processamento prévio de aglomeração (sinterização ou pelletização). Nas etapas de pelletização ou sinterização, os constituintes voláteis, como H_2O , CO_2 , SO_4 e S, são removidos por tratamento térmico, e a hematita é convertida em magnetita. O granulado e as pelotas podem ser destinados à redução direta e aos altos fornos, e o sinter ao alto forno, gerando o ferro esponja ou o ferro gusa, as matérias primas da produção do aço (CARVALHO et al., 2014; MEYER, 1980).

Para minérios com baixo teor de ferro ($Fe < 50\%$), deve-se concentrar o material, uma vez que apenas a separação granulométrica não aumenta o teor de ferro e não separa os materiais da ganga. O beneficiamento geralmente é feito a úmido, de modo que as etapas envolvem altas quantidades de água, gerando muitos rejeitos. Ele envolve a britagem, moagem, peneiramento, classificação do material e concentração, que pode ser gravítica, magnética, eletrostática, ou por flotação. Então, antes de ser transportado ou direcionado à indústria química ou siderúrgica, deve-se reduzir a quantidade de água do concentrado. Essa redução envolve operações de desaguamento, como o espessamento e filtração, e secagem. No Brasil, a geração de rejeitos de minério de ferro (rejeito grosso ou fino) é estimada em 20-40% do peso da mineração total de minério de ferro (CARMIGNANO et al., 2021; LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010; MEYER, 1980).

Figura 1. Fluxograma do processamento do minério de ferro com baixo e alto teor de ferro



Fonte: Baseada em DUARTE, 2019; LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010; MEYER, 1980

2.2 Umidade

A umidade é um parâmetro importante para o processamento de minério de ferro, de modo que se deve atentar a valores baixos e elevados desse parâmetro. Para baixas umidades (< 4%), o material está pouco aderido, o que possibilita a emissão de particulado fino na atmosfera, possibilitando a ocorrência de problemas ambientais e à saúde (PETAVRATZI; KINGMAN; LOWNDES, 2005). Além disso, há perdas consideráveis de material relativas à manipulação do minério ao longo da cadeia produtiva, causando perdas econômicas. Em contrapartida, umidades altas impactam os custos de transporte do material até os portos, bem como diminuem o seu valor agregado, já que o minério de ferro é comercializado em base seca. Além disso, causa problemas de relacionamento com as empresas que o recebem, bem como impede o carregamento de material nos navios dos portos para transporte marítimo, ocasionando lucros cessantes (SOUZA PINTO et al., 2021). Nessa seção serão discutidos os principais problemas associados à umidade no minério de ferro.

2.2.1 Processamento mineral

A umidade é um parâmetro importante em todo processamento mineral. A umidade do material *in natura* pode variar dependendo de sua origem e das condições atmosféricas. A goethita e outros minérios hidratados apresentam moléculas de água em sua estrutura cristalina. Essa hidratação tem origem em sua formação geológica, e ela torna os materiais mais porosos, possibilitando maior retenção de umidade durante o processamento mineral até a preparação para pelotização (LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010; MEYER, 1980). Por isso, a etapa de queima requer maiores temperaturas na secagem das pelotas, uma vez que sua perda por calcinação (PPC) é muito superior a outros tipos de minério. Assim, há perdas significativas na eficiência do seu processamento (LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010).

Na pelotização, são adicionados insumos ao *pellet feed* para melhorar a qualidade das pelotas produzidas, especificamente nas suas características físicas, químicas e metalúrgicas, para garantir um processamento adequado tanto na aglomeração quanto na sua queima. Os principais insumos usados são o antracito (carvão mineral), o calcário, aglomerados orgânicos, bentonita, magnesita, dentre outros. Após a adição dos insumos, o conjunto é misturado para garantir a homogeneização do material antes de ser alimentado nos discos e tambores de pelotização. A umidade da mistura é essencial para o processo de aglomeração, pois influencia a taxa de crescimento dos aglomerados. Seu crescimento acontece devido à plasticidade e molhabilidade da superfície dos grânulos em que há umidade no intervalo teórico de saturação. Valores de umidade do minério entre 8 e 10% são recomendados. Assim, mudanças na proporção de líquido presente

na mistura levam a variações na plasticidade do aglomerado e em sua capacidade de deformar e coalescer a partir das pontes líquidas da superfície do grão. Entretanto, quando há elevada umidade na pelota crua, e eficiência energética da secagem na queima é reduzida, diminuindo a qualidade física das pelotas. Além disso, altas umidades diminuem a resistência a queda do material, alimentando pelotas mais plásticas e reduzindo a permeabilidade dos fornos (LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010; MEYER, 1980).

2.2.2 TML

Segundo dados das Nações Unidas, o minério de ferro foi responsável por cerca de 9% do total de cargas marítimas transportadas em 2022 (UN, 2023). O *Transportable Moisture Limit* (TML) é um limite regulatório essencial no transporte marítimo de cargas a granel, imposto pela *International Maritime Organization* (IMO), que dá diretrizes para o transporte seguro dessas cargas. Trata-se do valor máximo de umidade que uma carga naval de minério pode conter para ser transportada de forma segura. Isso se deve aos riscos relacionados à perda de estabilidade da embarcação, podendo levar ao tombamento e afundamento de navios, já que cargas apresentando valores superiores ao TML podem liquefazer diante dos sucessivos impactos e vibrações. (MUNRO; MOHAJERANI, 2018).

A determinação do TML é crucial para evitar acidentes e prejuízos financeiros, bem como garantir a segurança da tripulação e do navio. Ele é regulamentado pelo Código Marítimo Internacional para Cargas Sólidas À Granel (IMSBC) (MARITIME ORGANIZATION, 2019). Uma carga que ultrapasse os valores determinados de TML não pode ser carregada no navio. Então, ela fica retida nos portos, levando a altos custos relacionados a estadia do navio e problemas logísticos de entrega de produto (SOUZA PINTO et al., 2021). Cargas classificadas como grupo A pelo IMSBC apresentam risco de liquefazer. Assim, adequar a umidade do minério durante o processo e antes do carregamento é essencial para a cadeia produtiva desse produto.

Segundo a IMO (MARITIME ORGANIZATION, 2019), as cargas de minério de ferro podem ser divididas em:

- i. **Minério de ferro (*Iron Ore*):** cargas que contém 10% ou menos de partículas menores do que 1 mm ($D_{10} < 1$ mm), ou que contém menos de 50% de partículas menores do que 10 mm ($D_{50} < 10$ mm), ou ambos. Ou, ainda, finos de minério de ferro contendo 35% ou mais de goethita em massa. São classificados como grupo C.

- ii. **Finos de minério de ferro (*Iron Ore Fines*):** cargas que contém 10% ou mais de partículas menores do que 1 mm ($D_{10} < 1$ mm), 50% ou mais de partículas menores do que 10 mm ($D_{50} < 10$ mm), e menos do que 35% de goethita em massa. São classificados como grupo A.
- iii. **Pelotas de minério de ferro (*Iron Ore Pellets*):** granulados esféricos formados a partir da cominuição de minério de ferro em pó. Este óxido de ferro é transformado em pelotas ao adicionar argila como ligante e posterior endurecimento em fornos a 1315 °C, contendo umidade entre 0 a 2%. São classificados como grupo C.
- iv. **Sínter de ferro (*Iron Sinter*):** material aglomerado termicamente a partir do aquecimento de uma mistura variável de coque finamente dividido, minério de ferro e outros materiais diversos contendo ferro, calcário e dolomita a 1.315 °C a 1.482 °C. São classificados como grupo C.
- v. **Concentrados de ferro (*pellet feed e sinter feed*):** minérios processados em que os componentes valiosos foram enriquecidos pela eliminação de ganga. São classificados como grupo A.

Cargas pertencentes ao Grupo C não correm risco de liquefazer.

O valor do *Transportable Moisture Limit* (TML) é influenciado por diversos fatores, tais como a distribuição do tamanho de partículas, densidade, composição química e mineralógica e método de determinação, os quais afetam as características físicas da carga mineral e seu comportamento durante o transporte (FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019). Segundo Ferreira e Lima (2023), quanto maior o volume de vazios no minério de ferro compactado, maior a quantidade de água necessária para preenche-los, aumentando o valor da TML para sólidos de mesma densidade. Além disso, diferentes distribuições de tamanho de partículas levam a diferentes padrões de empacotamento, resultando em diferentes volumes de vazios. Quanto à composição mineralógica, quando há presença de minerais hidrofílicos, como a goethita, a carga pode apresentar mais capacidade de absorver umidade. A IMO determina que cargas com 35% ou menos de goethita apresentam potencial para liquefazer (FERREIRA; LIMA, 2023; FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019; MARITIME ORGANIZATION, 2019; MUNRO; MOHAJERANI, 2018).

2.2.3 Outros fatores

A umidade afeta o comportamento mecânico do minério de ferro, seja pela formação de aglomerados devido a elevados valores de umidade, seja pela emissão de poeira devido à baixos

valores de umidade. O desconhecimento desse comportamento pode levar ao aumento de custos relacionados ao manuseio, armazenamento e transporte, bem como gerar problemas na manutenção, eficiência de operação e reparo de equipamentos devido a projetos inadequados (CARVALHO et al., 2014; SOUZA PINTO et al., 2021; VENKAT REDDY; VENKATESH, 2023). Além disso, durante o carregamento e descarregamento de minério de ferro em portos (MANJARE; CHAKRABORTY, 2023), bem como transporte em vagões (FURTADO et al., 2023), há emissões de poeira em áreas próximas, afetando a qualidade do ar. Geralmente os portos estão localizados próximos a áreas urbanas, o que contribui para a poluição do ar, além de impactar a saúde humana. A inalação dessas partículas de minério de ferro pode causar doenças como bronquite crônica, asma brônquica, doenças cardiovasculares e respiratórias fatais (MANJARE; CHAKRABORTY, 2023; PETAVRATZI; KINGMAN; LOWNDES, 2005). A umidade também tem influência nas taxas de corrosão de estruturas de aço, tais como porões de carga de navios, equipamentos em minas subterrâneas e instalações na siderurgia, aumentando a necessidade por manutenção e substituição de peças (GARDINER; MELCHERS, 2002; HOU et al., 2018).

2.3 Caracterização de materiais particulados

Para compreender o comportamento do minério de ferro diante da umidade, é essencial caracterizar suas propriedades de leito, que tem relação direta com características de solos. Essas características permitem identificar particularidades do sistema, além de auxiliar na interpretação de técnicas de compactação de solo, que são utilizadas para a determinação do TML.

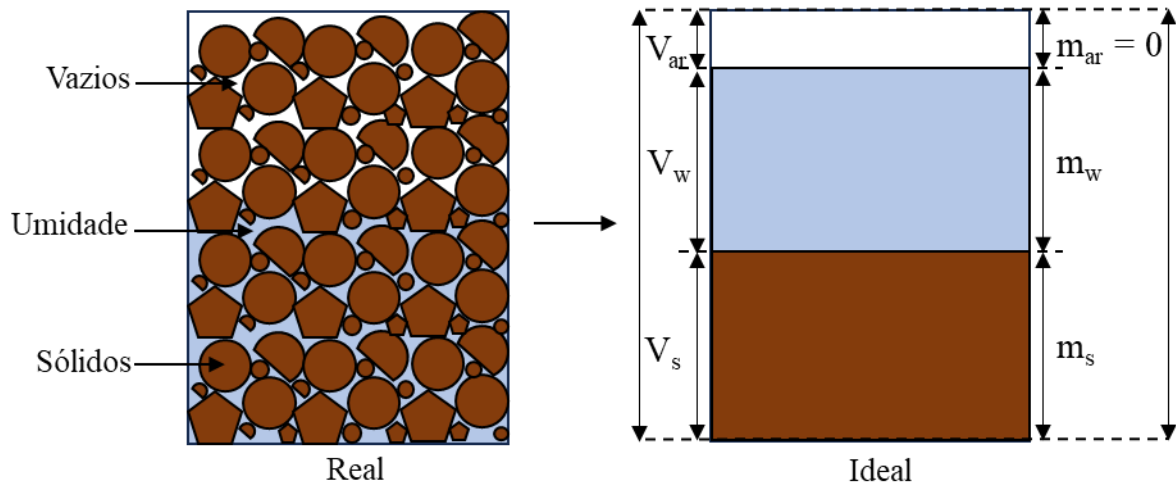
2.3.1 Propriedades de leito e solo

A geotecnia é o campo de estudo do comportamento dos solos e rochas. Ela abrange conhecimentos relacionados à mecânica dos solos, mecânica das rochas e hidrologia, relacionando as propriedades físicas, mecânicas e químicas do material para entender seu comportamento (DHIR; GHATAORA; LYNN, 2017). Embora o TML seja um parâmetro essencial para minérios, sua determinação é baseada em métodos que utilizam conceitos da mecânica dos solos, relacionando a densidade *bulk* seca do minério com a umidade. Diante de diferentes condições de umidade e compactação, o minério de ferro se comporta de forma similar a solos granulares (FERREIRA, 2019). Assim, é fundamental entender a relação entre as características do minério de ferro e sua interação com a umidade a partir de conceitos da mecânica dos solos (BUDHU, 2015; FERREIRA, 2019).

O solo é um material multifásico de natureza complexa. Sua estrutura pode ser dividida em três fases: a fase sólida, a fase ar e a fase água (Figura 2). A fase sólida é composta pelas partículas

minerais, enquanto a fase ar e fase água são chamadas de vazios. Então, os vazios podem ser preenchidos por ar ou água (BUDHU, 2015). As propriedades físicas do solo são determinadas a partir de seus índices físicos, tais como umidade, densidade, índice de vazios, porosidade e saturação. Eles fornecem informações sobre compactação, estrutura, permeabilidade, distribuição de tamanho de partículas e umidade, com base na proporção entre as fases do solo (BUDHU, 2015; FERREIRA, 2019).

Figura 2. Constituição das fases do solo



Fonte: Adaptado de Budhu (2015)

O volume total do solo (V_{total}) é a soma do volume de sólidos (V_s), volume de água (V_w) e volume de ar (V_{ar}), conforme a Equação 1,

$$V_{total} = V_s + V_w + V_{ar} = V_s + V_v \quad (1)$$

em que V_v é o volume de vazios, determinado pela Equação 2.

$$V_v = V_w + V_{ar} \quad (2)$$

A massa do solo (m_{total}) é a soma da massa de sólido (m_s) e da massa de água (m_w), conforme indicado pela Equação 3. A massa de ar é desprezível.

$$m_{total} = m_s + m_w \quad (3)$$

Umidade

O conceito de umidade pode variar dependendo da aplicação. Na indústria mineral é mais comumente usada a umidade mássica em base úmida. Já na mecânica dos solos, é mais comum utilizar a umidade mássica e volumétrica seca, especialmente em curvas de compactação (BUDHU, 2015; FERREIRA, 2019). Dentre os principais conceitos, destacam-se:

- i. **Umidade mássica em base úmida (X_{bu}):** razão entre a massa de água e a massa total do solo, expressa em percentual;
- ii. **Umidade mássica em base seca (X_{bs}):** razão entre a massa de água e a massa seca de solo;
- iii. **Umidade volumétrica em base úmida (θ):** razão entre o volume de água e o volume total, expressa em percentual;
- iv. **Umidade volumétrica em base seca (e_v):** razão entre o volume de água e o volume de sólidos seco.

Com exceção da umidade volumétrica em base úmida, todas foram utilizadas nesse trabalho.

Índice de vazio

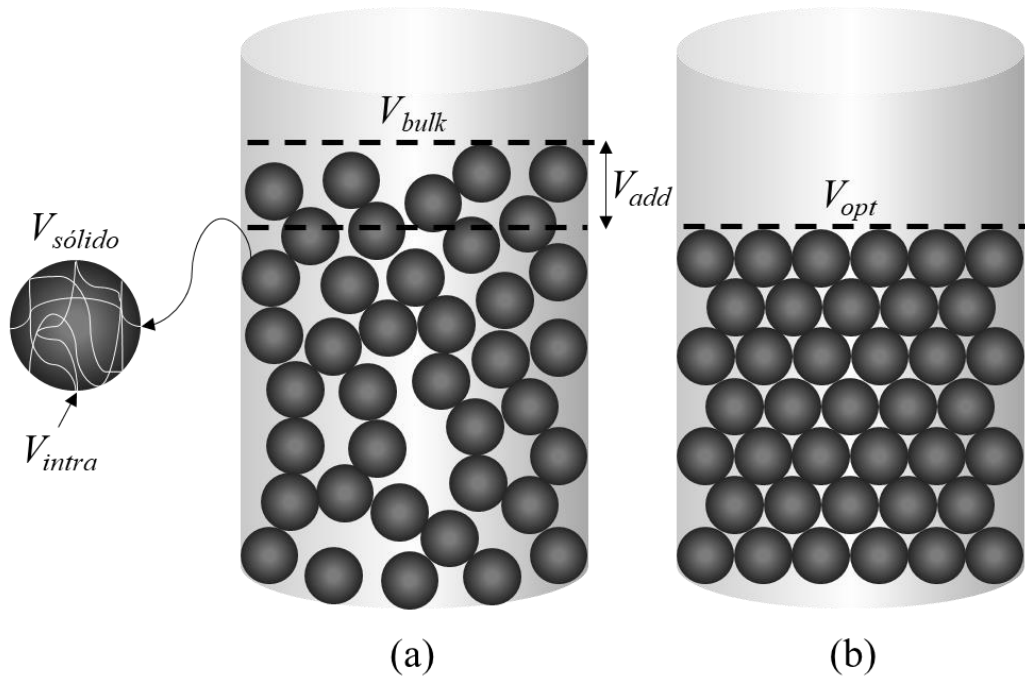
É a razão entre o volume de espaços vazios pelo volume de sólido. É calculado pela Equação 4.

$$e = \frac{V_v}{V_s} \quad (4)$$

Porosidade bulk

A porosidade *bulk* pode ser definida como a fração volumétrica de vazios em um leito empacotado (ALTINO et al., 2024; BUDHU, 2015). O volume do leito (V_{bulk}) é composto pelo volume ocupado pelo sólido ($V_{sólido}$) e o volume de vazios (V_{vazio}). O volume de sólido é aquele ocupado pelas partículas no leito, sendo determinado a partir da razão entre a massa de material seco e sua densidade real. Já o volume de vazios é a diferença entre o volume do leito e o volume de sólido, sendo composto pelo volume intraparticular (V_{intra}), que corresponde à porosidade intraparticular (poros abertos e fechados); volume ótimo (V_{opt}), que corresponde ao volume dos espaços interparticulares em condição de empacotamento ótimo (compactação); e o volume adicional (V_{add}), que é o volume de ar retido no leito antes da compactação (ALTINO et al., 2024; ALTINO; LOURENÇO; ATAÍDE, 2021; TRAINA et al., 2013). A Figura 3 ilustra esses diferentes volumes em um leito empacotado antes e após compactação.

Figura 3. Esquema de empacotamento de leito em estado (a) aerado e (b) compactado



Fonte: Adaptado de Traina (2013) e Altino (2021)

Assim, o volume do leito é definido pela Equação 5.

$$V_{\text{bulk}} = V_{\text{sólido}} + V_{\text{intra}} + V_{\text{opt}} + V_{\text{add}} \quad (5)$$

Dessa forma, o volume de vazio é determinado a partir da diferença entre o volume do leito e o volume de sólidos, conforme Equação 6.

$$V_{\text{vazio}} = V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}} = V_{\text{intra}} + V_{\text{opt}} + V_{\text{add}} \quad (6)$$

Portanto, a porosidade *bulk* aerada (ε_0) pode ser determinada pela Equação 7. Mais detalhes estão no Apêndice A.

$$\varepsilon_0 = \frac{V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}}}{V_{\text{bulk}}} = \frac{V_{\text{intra}} + V_{\text{opt}}}{V_{\text{bulk}}} + \frac{V_{\text{add}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\rho_{\text{ba}}(1 - X_{\text{bu}})}{\rho_{\text{s}}} \quad (7)$$

Em que ρ_{ba} é densidade *bulk* aerada, X_{bu} é a umidade em base úmida e ρ_{s} é a densidade real do sólido.

No estado de empacotamento ótimo, tem-se a porosidade *bulk* compactada (ε_t), calculada pela equação 8.

$$\varepsilon_t = \frac{V_{\text{intra}} + V_{\text{opt}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\rho_{\text{bc}}(1 - X_{\text{bu}})}{\rho_{\text{s}}} \quad (8)$$

Em que ρ_{bc} é densidade *bulk* compactada.

O volume de vazios pode ser ocupado tanto por ar quanto por água. Dessa forma, para obter a porosidade *bulk* efetiva (ϵ_{eff}), deve-se remover o volume de água do volume de vazios total, conforme Equação 9. Ela corresponde ao volume de poros em que umidade pode ocupar e escoar livremente (ALTINO 2023).

$$\epsilon_{\text{eff}} = \frac{V_{\text{intra}} + V_{\text{opt}} + V_{\text{add}} - V_{\text{liq}}}{V_{\text{bulk}}} = \frac{V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}} - V_{\text{liq}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \rho_{\text{bc}} \left[\frac{(1 - X_{\text{bu}})}{d} - \frac{(X_{\text{bu}})}{\rho_w} \right] \quad (9)$$

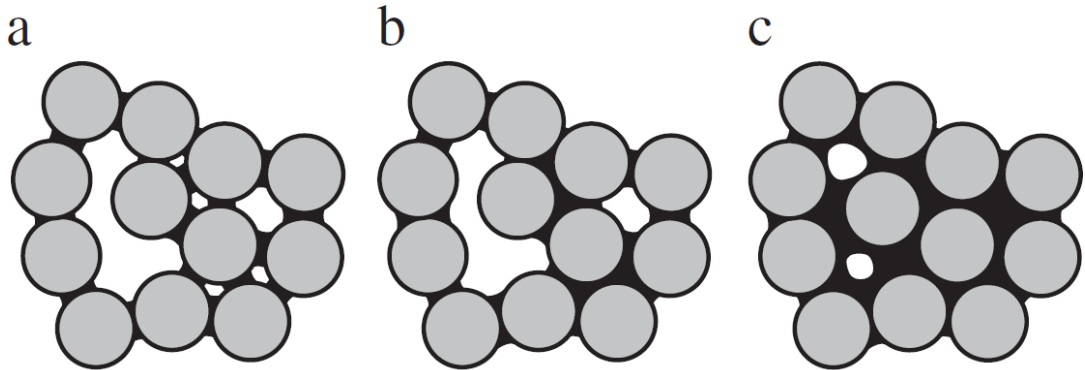
Saturação (S)

A saturação é a razão entre o volume de água e o volume de vazios, conforme indicado pela equação 10. Quando o solo apresenta saturação de 100%, o solo está completamente saturado, o que significa que todos os vazios estão ocupados por água. Para solos não saturados, condição mais comum, a saturação é menor que 100%. Já quando a saturação é igual a zero, o solo é considerado completamente seco (BUDHU, 2015).

$$S = \frac{V_w}{V_v} \quad (10)$$

Em sistemas particulados úmidos (pós), a saturação e as diferentes forças de interação entre as partículas faz com que esses materiais apresentem diferentes estados de saturação, conforme ilustrado na Figura 4 (ALTHAUS; WINDHAB, 2012; KRISTENSEN; SCHAEFER, 1987). No estado pendular ($S < 50\%$), as partículas se mantêm unidas e partir de pontes líquidas, que aumentam à medida em que a quantidade de líquido aumenta. Nesse estado, as partículas apresentam maior escoabilidade, já que há baixa formação de aglomerados. No estado funicular ($50\% < S < 80\%$), as partículas são unidas tanto por pontes líquidas quanto por diferenças de pressão provocadas pela tensão superficial do líquido, o que promove maior aglomeração do material. Já no estado capilar ($S > 80\%$), a força de coesão é baseada na pressão capilar do líquido. (ALTHAUS; WINDHAB, 2012; KRISTENSEN; SCHAEFER, 1987; SCHULZE, 2008).

Figura 4. Esquema dos três estados de saturação (agregação) em pós úmidos: (a) estado pendular, (b) estado funicular e (c) estado capilar



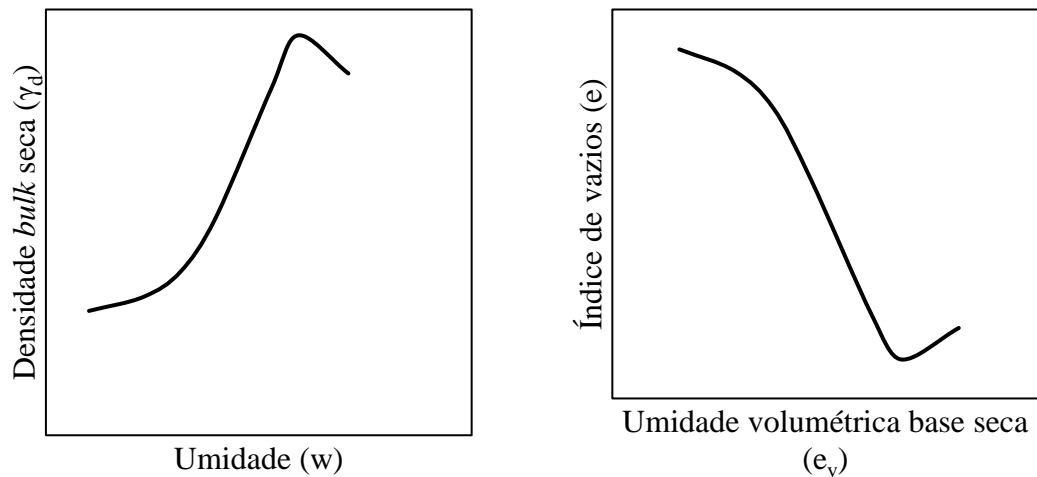
Fonte: Althaus & Windhab (2012)

2.3.2 Compactação

A compactação é um processo mecânico utilizado para aumentar a densidade do solo ao eliminar ar, reduzindo a fração de vazios. A técnica é amplamente utilizada no auxílio para a construção de estradas, barragens, aterros sanitários, barreiras hidráulicas e melhorias do solo, tais como aumento de resistência, redução de compressibilidade e diminuição da permeabilidade de água (BUDHU, 2015; FREDLUND; RAHARDJO; FREDLUND, 2012; KODIKARA; ISLAM; SOUNTHARARAJAH, 2018). Em campo, são utilizados diversos tipos de equipamentos, tais como rolos compactadores, placas vibratórias e pisoteadores mecânicos. Para auxiliar as operações em campo, são realizados testes de compactação em laboratório, com intuito de determinar a umidade ótima que produzirá o solo de maior densidade (FREDLUND; RAHARDJO; FREDLUND, 2012).

Os testes de compactação do solo em laboratório são usados para descrever a relação entre a densidade *bulk* seca (ou índice de vazios) e a umidade (ou umidade volumétrica base seca) para um solo a uma certa energia de compactação, identificando diferentes estados de saturação do solo. O tipo mais comum é o ensaio de Proctor, em que a energia é aplicada ao compactar camadas de solo dentro de um molde cilíndrico utilizando um soquete, coletando dados de massa de material úmido e, em seguida, de material seco para um volume fixo (FERREIRA, 2019; FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019; KODIKARA; ISLAM; SOUNTHARARAJAH, 2018). O resultado é tipicamente uma curva parabólica invertida (Figura 5) no plano densidade - umidade ou uma parábola no plano índice de vazios – umidade volumétrica base seca, podendo-se identificar a densidade máxima e a respectiva umidade ótima, além da saturação do solo. São realizados no mínimo 4 testes, variando-se a umidade inicial, para determinar a curva completa (BUDHU, 2015).

Figura 5. Comportamento típico das curvas de compactação para (a) densidade bulk seca e (b) índice de vazios



Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

2.3.3 Forças de interação em materiais particulados

A escoabilidade e características de leito de um sólido a granel fino depende das forças de interação entre as partículas, da distribuição de tamanho de partículas, da composição química, da área superficial, da umidade, dentre outros fatores. (CASTELLANOS, 2005; SCHULZE, 2008). Os índices físicos descritos na seção anterior são diretamente influenciados por essas forças. As forças de interação, conhecidas como forças de coesão e adesão, são essenciais para processos de aglomeração (como a pelletização e a sinterização), revestimentos em pó, aplicações de pós para cosméticos, dentre outras (MEYER, 1980; SCHULZE, 2008). As forças de interação em materiais particulados são causadas por mecanismos diferentes. Para materiais com granulometria fina e secos, as principais forças de coesão são as forças de van der Waals e as forças eletrostáticas. Para sistemas particulados úmidos, as forças de adesão por pontes líquidas (ligações de hidrogênio) são mais importantes (SCHULZE, 2008; SHAH et al., 2017).

Forças de van der Waals

Para materiais particulados secos, geralmente essas forças são as dominantes. Em uma molécula, um dipolo elétrico é gerado quando há deslocamento da nuvem eletrônica em um de seus polos devido às posições instantâneas atingidas pelos elétrons. Isso faz com que haja sua polarização, induzindo um dipolo. Dois dipolos opostos dão origem a uma força atrativa entre ambas as moléculas, chamada de força de van der Waals. Sua intensidade depende do tamanho e da distância entre partículas, além do material (CASTELLANOS, 2005; SCHULZE, 2008).

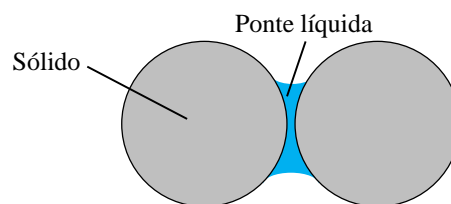
Forças eletrostáticas

As forças eletrostáticas ocorrem devido a diferenças de cargas elétricas no material, seja por contato, seja por fricção (SCHULZE, 2008). Elas podem gerar tanto forças de interação quanto forças de repulsão. Quando há forças atrativas entre os materiais particulados, pode haver aglomeração de partículas e causar impedimento de seu escoamento em tubulações e equipamentos de descarga. Além disso, pode levar à adesão de partículas às superfícies de equipamentos, gerando problemas de processamento e perdas indevidas. Já quando há forças repulsivas, há problemas relacionados à instabilidade em sistemas de escoamento e processamento de pós, gerando segregação de material (SCHULZE, 2008; SHAH et al., 2017).

Pontes líquidas

A presença de umidade em sólidos particulados pode gerar pontes líquidas (Figura 6). Elas são formadas por regiões de líquido com viscosidade suficientemente baixa na zona de contato entre as partículas. Assim, devido à tensão superficial, as partículas são atraídas umas pelas outras. Há, também, prevalência de pressão capilar. As forças de interação pelas pontes líquidas são fortemente dependentes da quantidade de líquido. Se há apenas uma pequena quantidade, a variação da distância entre duas partículas tem forte influência no formato da ponte líquida, podendo causar instabilidades e desagregação de material. Entretanto, para maiores quantidades de umidade, a variação da distância apresenta menor influência, além de promover forças de adesão mais fortes (SCHULZE, 2008; SHAH et al., 2017).

Figura 6. Esquema de uma ponte líquida entre duas partículas

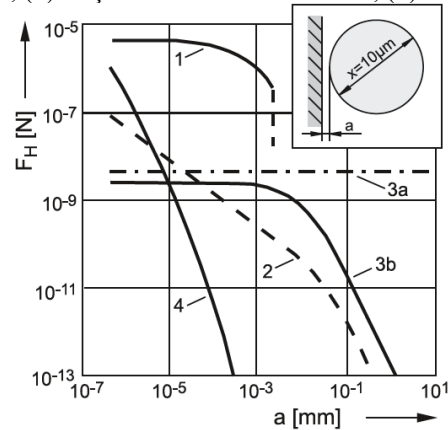


Fonte: Baseado em (SCHULZE, 2008; SHAH et al., 2017)

Todas as forças descritas dependem da distância entre as partículas, conforme indicado na Figura 7. A pequenas distâncias ($< 1 \mu\text{m}$), as forças de van der Waals são muito grandes, mas diminuem com o distanciamento entre as partículas (distancias a partir de $1 \mu\text{m}$). Assim, elas apresentam grande influência em superfícies em contato. Quanto mais as superfícies são pressionadas umas contra as outras, maiores serão as forças adesivas. A pequenas distâncias, as forças de interação devido a pontes líquidas também são grandes, mas diminuem apenas ligeiramente ao distanciar as partículas. Se a distância se tornar suficientemente grande, o líquido

se separa e, então, a força adesiva diminui. Já as forças eletrostáticas são menores a pequenas distâncias quando comparadas às forças de van der Waals e pontes líquidas, mas não diminuem de forma pronunciada com o distanciamento entre as partículas. Dessa forma, a distâncias maiores, as forças eletrostáticas tem maior atuação nos sistemas particulados (SCHULZE, 2008).

Figura 7. Forças de interação (F_H) teóricas calculadas entre partícula esférica e parede para (1) pontes líquidas, (2) força eletrostática de condutor, (3) força eletrostática de isolante, (4) forças de van der Waals



Fonte: Schulze (2008)

2.4 Secagem

Quando o minério de ferro não pode ser suficientemente desidratado por filtração antes de ser destinado às plantas de pelotização, a secagem é uma alternativa (MEYER, 1980). Apesar de ser amplamente utilizada nas indústrias de mineração e pelotização, a secagem ainda recebe pouca atenção no que tange ao estudo técnico e econômico para desenvolvimento de novas tecnologias e projeto de equipamentos específicos para as plantas (CHAEDIR et al., 2021). Segundo Mujumdar (2015), dentre os principais fatores que estimulam a realização dessa operação, destacam-se: redução de custos de transporte; facilitar o manuseio em transportadores; aumentar a eficiência de processos subsequentes, como separação e classificação; aumentar a eficiência energética e consumo de combustível nas etapas de queima e calcinação e minimizar ou eliminar problemas no manuseio de sólidos úmidos em climas mais frios.

2.4.1 Fundamentos

A secagem pode ser definida como a remoção de substâncias voláteis (umidade) presentes em um sólido úmido com o intuito de produzir um material seco. Nela, a umidade do material é transferida para uma fase gasosa insaturada. Trata-se de uma operação unitária em que um gás secante (geralmente ar) é usado para remover umidade (geralmente água) de um sólido úmido. Geralmente é umas das etapas finais em processos industriais, uma vez que a remoção de água é essencial para o controle de qualidade de produtos, reduzir custos de estocagem, armazenamento e transporte (MUJUMDAR, 2015).

No processo de secagem ocorre simultaneamente transferência de calor e massa. A transferência de calor pode acontecer pelos mecanismos de condução, convecção, radiação ou uma combinação entre eles. São diversos fatores que podem influenciar na transferência de calor na secagem, tais como a forma de contato entre o material úmido e a fonte de calor, bem como a direção do fluxo de ar. Em todo caso, dependerá do gradiente de temperatura existente entre o material úmido e o meio secante (FOUST; CLUMP; WENZEL, 1970; MCCABE; SMITH; HARRIOTT, 2005).

Nas operações de secagem, em que há um gás secante escoando acima ou ao redor de material úmido, a umidade deve ser transferida do sólido para o gás, seja da superfície para o gás ou através dos canais internos do sólido. Assim, a resistência à transferência de massa controla o processo de secagem. Ao adicionar calor suficiente no sistema, a secagem é possível a partir da evaporação de umidade presente no sólido e sua posterior transferência para o gás. Os mecanismos de transferência de massa no material úmido até o gás são diversos e dependem da estrutura do material, mas podem ser sobretudo pela convecção, difusão e por forças capilares (FOUST; CLUMP; WENZEL, 1970; MUJUMDAR, 2015).

Dependendo do material, podem ser identificados dois períodos característicos durante a secagem: período de taxa constante e período de taxa decrescente. No período a taxa constante, a umidade removida do material é principalmente aquela presente em sua superfície. Nessas condições, é como se umidade pura estivesse evaporando na superfície do material, não havendo influência significativa do sólido no processo de secagem. À medida em que isso acontece, a umidade no interior do sólido migra para a superfície, repondo a fina camada de umidade ali presente. Nesse momento, a taxa de remoção de umidade do material úmido é igual a taxa de evaporação de umidade da superfície. Trata-se de um período em que a transferência de massa é controlada pelas condições externas do processo, tais como temperatura e velocidade do ar. O período de secagem a taxa constante dura até que o material atinja sua umidade crítica (MCCABE; SMITH; HARRIOTT, 2005). Concentrados de minério de ferro tendem a ter um amplo período de secagem a taxa constante (SOUZA PINTO et al., 2021).

Após o período de secagem a taxa constante, o material úmido atinge um valor de umidade suficiente para que a taxa de secagem comece a diminuir. Essa umidade é denominada umidade crítica e marca o momento de transição entre os dois períodos. Ela depende das condições operacionais e do produto. A partir desse momento, a superfície do material não se mantém constantemente úmida numa película de umidade, e os mecanismos que governam a secagem são

controlados por difusão e são dependentes de condições internas. Alguns materiais apresentam dois períodos distintos de taxa decrescente devido a diferenças estruturais. Dessa forma, a transferência de massa acontece principalmente por difusão de umidade do interior do sólido até a superfície (MCCABE; SMITH; HARRIOTT, 2005; MUJUMDAR, 2015).

2.4.2 Secagem de minério de ferro

A água no minério de ferro pode estar presente de duas formas: adsorvida fisicamente na superfície do material e ligada quimicamente (YOSHIMORI, 1978). A primeira pode ser removida a temperatura moderadas, enquanto a segunda, por altas temperaturas. Segundo o autor, a eficiência da secagem das amostras depende de fatores como: i) quantidade de amostra; ii) tamanho de partícula; iii) área e espessura da camada (leito); iv) energia fornecida ao equipamento; v) atmosfera na secadora (sem ou com circulação de ar); vi) temperatura e duração do aquecimento; vii) resfriamento da amostra aquecida (dessecante e dessecador) e viii) contaminação da amostra seca durante pesagem. Assim, avaliar os parâmetros e efeitos que afetam esses fatores é fundamental para entender os mecanismos de transferência de calor e massa na secagem de minério de ferro.

São poucos os trabalhos que estudam a secagem do concentrado de minério de ferro. Ghoshdastidar *et al.* (2002) modelaram a transferência de calor para um secador rotativo para minério de ferro, incorporando os efeitos de radiação, condução e convecção. O modelo pode prever o comprimento do secador, bem como os perfis de temperatura do sólido e do gás com boa precisão de resultados. Além disso, pode avaliar os efeitos de vazão de ar, vazão de sólidos, umidade, ângulo de inclinação e velocidade de rotação no perfil de temperatura e comprimento do equipamento. Para validar a modelagem, os autores compararam os resultados com dados experimentais obtidos por Sass (1967), em que o secador tinha um comprimento de 46 m, cujo sólido era alimentado a uma vazão de 4042 kg/h em base seca, com 19% de umidade. Já o ar era alimentado a 1066 °C.

Namkung e Cho (2004) estudaram o efeito da temperatura do ar, da velocidade do ar e da vazão de alimentação de sólidos na secagem pneumática de minério de ferro. O material particulado tinha tamanho entre 0,5 e 2 mm, com densidade aparente de 4500 kg/m³. Já o secador tinha 0,078 m de diâmetro interno e 6 m de altura, com 8 transdutores de queda de pressão posicionados ao longo do equipamento. O aumento da velocidade do ar aumentou a redução de umidade de sólidos. Além disso, o aumento da temperatura do ar, de 100 °C para 400°C, causou

um aumento de 48,6% para 82,5% na redução de umidade na secagem. Já o aumento da vazão de sólidos causou uma redução de 75% para 40%.

Souza Pinto *et al.* (2021) caracterizaram concentrados de minério de ferro (*pellet feed* e *sinter feed*) e estudaram a cinética de secagem desses materiais em escala de bancada e em condições de temperatura análoga à operação industrial. Os materiais foram caracterizados a partir de análises de composição química, distribuição granulométrica, área superficial, estrutura de poros e análises de imagem. Ambos os materiais apresentaram alta quantidade de partículas ultrafinas ($d_p < 26 \mu\text{m}$), as quais se aglomeram naturalmente ao redor de partículas maiores. Também concluíram que os materiais são pouco porosos e não-higroscópicos, com base nas baixas áreas superficiais e tamanho de poros. Os ensaios de secagem convectiva em escala de bancada foram realizados a temperaturas de 50 a 80°C, com velocidade do ar de 1 m/s. O *pellet feed* era alimentado com umidade de 18% e o *sinter feed*, 11%. Para descrever a cinética de secagem, os autores utilizaram a equação de ajuste proposta pelo modelo simplificado de Midilli (Midilli *et al.*, 2002). Já com temperaturas análogas à industrial, os ensaios de secagem foram conduzidos em leito fixo com ar a 400°C e 5 m/s. Sendo os materiais porosos não higroscópicos, observou-se um período prolongado de secagem a taxa constante, com umidade crítica de 5%, de modo que a resistência externa à transferência de massa é o que governa a secagem dos concentrados de minério de ferro. Assim, os autores concluíram que a redução de umidade dos materiais é possível de ser conduzida no período a taxa constante, representando uma oportunidade para economia de energia e de custos. Ainda sugerem que o projeto de secadores convectivos para esse fim deve considerar a formação de aglomerados devido ao particulado fino, a forma de alimentação e de coleta de material.

Souza *et al.* (2023) conduziram experimentos de secagem convectiva de finos de minério de ferro em escala de laboratório. A umidade inicial era de 10% (base úmida), com a temperatura do ar variando de 100 a 140°C e velocidade do ar de 5 a 15 m/s. A partir dos resultados de parâmetros cinéticos calculados pela equação de Lewis (Lewis, 1921), foi determinada uma correlação entre as condições operacionais e o coeficiente de transferência de massa. Com essa correlação, os autores simularam a secagem convectiva de minério de ferro em CFD, utilizando o modelo Euleriano Granular e implementando a transferência de massa a partir de UDFs. As respostas numéricas foram comparadas aos resultados experimentais, obtendo boa concordância entre os valores. Os autores concluíram que a abordagem pode ser utilizada para propor modificações geométricas e de condições operacionais em secadores de larga escala na indústria de mineração, afim de melhorar a eficiência do processo.

Yoon *et al.* (2024) estudaram a secagem convectiva de finos de minério de ferro (partículas de 1 a 2,2 mm) em leito fluidizado. Os autores avaliaram o efeito da umidade inicial (5,26 a 11,11%), da velocidade superficial do ar (1,7 a 2,5 m/s) e da temperatura do leito (60 a 90 °C), simulando uma operação contínua. Os autores observaram a redução do tempo de secagem ao aumentar a temperatura e a velocidade do ar na operação. Para o efeito de umidade, observaram um menor tempo de secagem para amostras de menor umidade inicial, com taxas de secagem do material a 2,26 a 7,52% sendo expressamente maiores do que para operação com material contendo umidades superiores a 7,52%. Entretanto, o trabalho não apresenta o aspecto do material no leito a diferentes umidades, o que indicaria um possível efeito de interação entre a umidade e as partículas, como aglomeração. Além disso, o material analisado não se tratou de concentrado de minério de ferro classificado como *pellet feed* e *sinter feed*, visto que estes materiais apresentam expressiva fração mássica de partículas menores do que 500 µm. Ainda assim, os autores ajustaram os resultados experimentais pela equação de Lewis, obtendo uma correlação para constante cinética de secagem que depende linearmente da temperatura, velocidade e umidade inicial, com boa concordância entre os dados.

2.5 Considerações finais

Diante de toda problemática envolvendo a presença de umidade no processamento mineral e toda sua cadeia produtiva, o estudo da secagem de concentrados de minério de ferro se faz necessário. Faltam estudos que relacionem as diferenças de comportamento do material a diferentes umidades iniciais com condições de operação mais severas. Estudos como o de Souza *et al.* (2023) propuseram condições de operações mais próximas do processamento mineral, mas não houve investigação do efeito da umidade inicial e, conseqüentemente, da saturação do minério de ferro na secagem. Assim, este trabalho busca preencher essa lacuna.

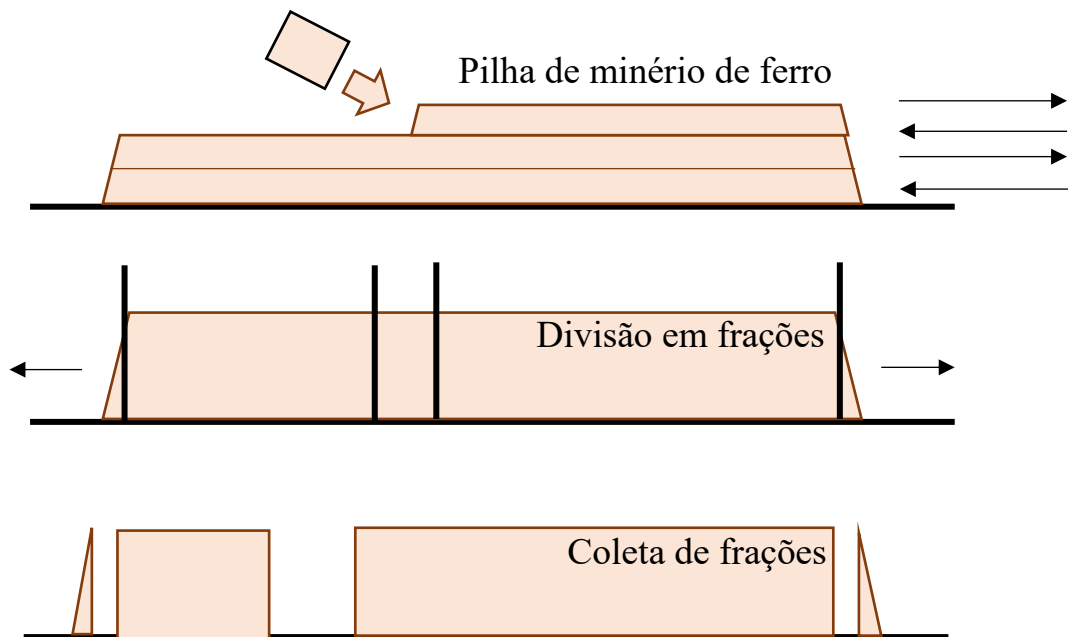
3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Caracterização

3.1.1 Material

As amostras *in natura* de minério de ferro (*pellet feed*) foram fornecidas pela Vale S.A. O material foi armazenado em sacos plásticos contendo cerca de 20 kg de minério úmido a aproximadamente 9% de umidade em base úmida. Para preparar as amostras, o material era despejado em uma bancada formando pilhas, sendo depositado em zigue-zague até todo conteúdo do saco ser despejado, conforme representado na Figura 8. Essa amostragem é recomendada para reduzir o tamanho amostral e garantir representatividade das amostras de minério (CHAVES, 2012). Então, a pilha era dividida em porções, que eram destinadas a bandejas de alumínio e secas em estufa a 105°C por no mínimo 24h. Esse material seco era destinado à umidificação, caracterização e aos ensaios de cinética de secagem.

Figura 8. Esquema da amostragem por pilha prismática alongada



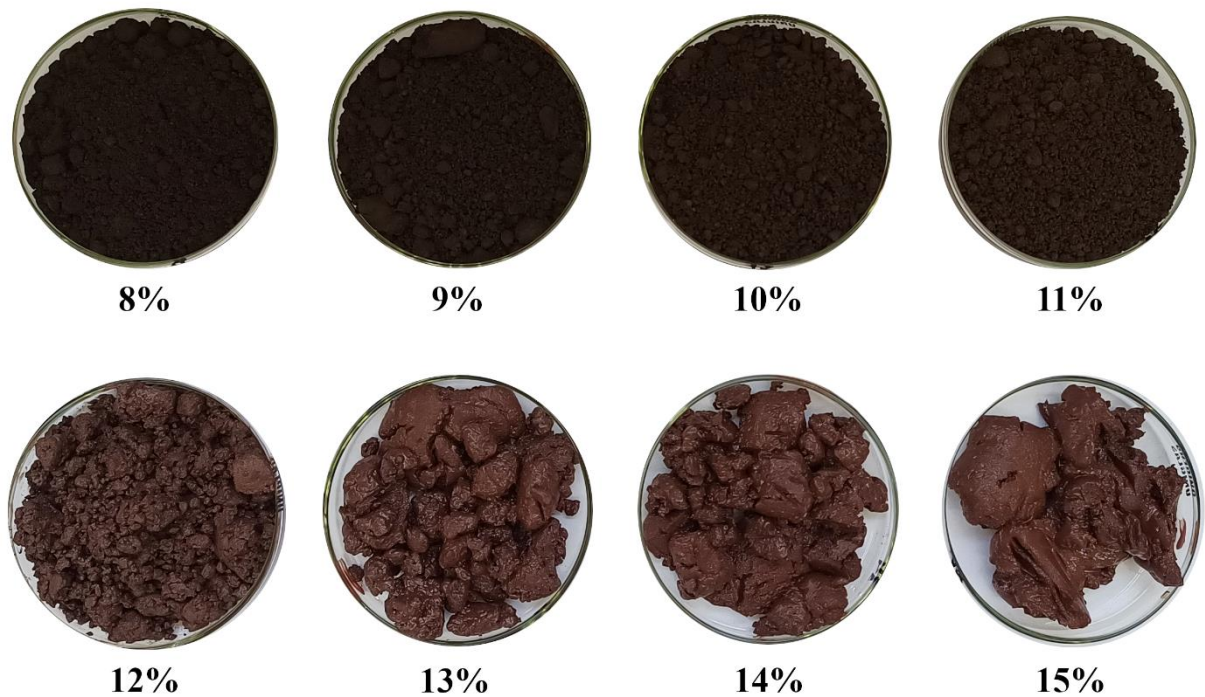
Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

3.1.2 Umidificação

A fim de avaliar o comportamento do minério de ferro em diferentes umidades, o material foi hidratado nas umidades de 8 a 15% em base úmida. Para isso, cada amostra previamente seca em estufa (a 105°C durante 24 h) era adicionada em sacos de polipropileno do tipo *ziplock* e posteriormente eram hidratadas com água destilada. O saco era então selado e a amostra homogeneizada manualmente, sendo mantida armazenada em temperatura ambiente por até 24h. A Figura 9 apresenta a aparência do minério de ferro *pellet feed* em diferentes umidades em base

úmida. Observa-se que até 11%, há grande quantidade de partículas finas dispersas e formação de alguns aglomerados de partículas maiores, com pouca adesão entre as partículas. A partir de 12%, o material apresenta aspecto de lama, com formação de maiores aglomerados e com escoabilidade reduzida. O aumento da umidade provoca aumento no tamanho dos aglomerados, bem como maior adesão entre as partículas. Dessa forma, os ensaios de secagem foram conduzidos nas umidades de 11, 12 e 13%, tratando-se da região de transição do aspecto do material (do menos ao mais agregado).

Figura 9. Aspecto do minério de ferro (*pellet feed*) em diferentes umidades em base úmida sem ser extrudado



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

3.1.3 Distribuição do tamanho de partículas

A distribuição granulométrica do concentrado de minério de ferro seco ($d_p < 500 \mu\text{m}$) foi determinada pelo método de difração a laser no Laboratório de Controle Ambiental (LCA) do Departamento de Engenharia Química da UFSCar. Foi utilizado o equipamento *Malvern Mastersizer Microplus (Micromeritics)*, que forneceu a distribuição cumulativa das partículas na faixa de 0,05 até 500 μm . O experimento foi realizado em triplicata.

3.1.4 Densidade real e aparente

A densidade real foi determinada pelo método de picnometria gasosa utilizando gás hélio no Laboratório de Controle Ambiental (LCA) do Departamento de Engenharia Química da UFSCar. Foi utilizado o equipamento *AccuPyc 1330 Micromeritics*.

Já a densidade aparente foi determinada por picnometria líquida utilizando xilol como solvente, sendo realizado no Centro de Secagem de Pastas e Sementes (DEQ-UFSCar). O volume do picnômetro foi obtido por calibração com água destilada.

Os experimentos foram realizados em triplicata.

3.1.5 Composição química

A composição química foi obtida pela técnica de espectrometria por fluorescência de raios X (FRX), no Laboratório de Físico-Química de Interfaces e Fenômenos de Transporte (LFQI) da Universidade de São Paulo (USP). Foi utilizado um espectrômetro *Malvern Penalytical* modelo *Zetium*. Os teores apresentados foram determinados em amostra fundida com tetraborato de lítio, comparando com materiais de referência certificados. A perda ao fogo foi realizada a 1020 °C por um período de 2 horas.

3.1.6 Composição mineralógica

A identificação e quantificação das fases cristalinas foi feita no LFQI-USP por difração de raios X (DRX). A análise foi realizada empregando o método do pó, com DRX modelo *Empyrean* com detector sensível à posição. A identificação das fases cristalinas foi obtida por comparação do difratograma da amostra com os bancos de dados PDF2 do *International Centre for Diffraction Data* (ICSD) e *Inorganic Crystal Structure Database* (ICSD). A quantificação das fases cristalinas foi feita pelo método de Rietveld, utilizando as estruturas cristalinas do ICSD.

3.1.7 Densidade bulk

As densidades *bulk* aerada e compactada foram determinadas pelo método da proveta, segundo as principais normas para seu estabelecimento (ASTM, 2009; WHO, 2012). Para isso, o minério de ferro foi previamente umidificado (9 a 15% de umidade, em base úmida) e extrusado em peneira de abertura de 6 mm. Então, foram adicionadas 100 g de amostra em proveta de 250 mL e anotado o volume ocupado pelo material. A massa de material pelo seu volume ocupado determina a densidade *bulk* solta (Equação 11). Para a densidade *bulk* compactada (Equação 12), após a adição de material, foram realizadas 250 batidas da proveta em uma altura fixa de 3 cm, conforme aparato descrito por De Campos e Ferreira (2013). Os experimentos foram realizados em triplicata. A partir dos resultados de densidade *bulk* compactada, foi possível calcular o grau de saturação a partir da Equação 13, que é análoga à Equação 10.

$$\rho_{ba} = \frac{m}{V_0} \quad (11)$$

$$\rho_{bc} = \frac{m}{V_c} \quad (12)$$

$$S = \frac{\frac{\rho_{bc} \cdot X_{bu}}{\rho_w}}{1 - \frac{\rho_{bc}}{\rho_s} (1 - X_{bu})} \quad (13)$$

Em que ρ_{bc} é a densidade *bulk* compactada, ρ_{ba} é a densidade *bulk* aerada, ρ_w é a densidade da água, m é a massa inserida na proveta, V_0 é o volume ocupado pelo material antes da compactação, V_c é o volume ocupado pelo material após a compactação, X_{bu} é umidade em base úmida, ρ_s é a densidade real do sólido (determinada por picnometria a hélio) e S é a saturação.

A porosidade *bulk* aerada (ε_0), compactada (ε_t) e efetiva (ε_{eff}) foram calculadas a partir das equações 7, 8 e 9, conforme detalhado na seção 2.3.1.

3.1.8 Limite de Umidade Transportável (TML)

O Limite de Umidade Transportável (TML) do material foi determinado a partir do teste de Proctor/Fagerberg modificado, conforme o método estabelecido pela *International Maritime Organisation* (IMO, 2019) O experimento foi realizado no Centro de Secagem de Pastas e Sementes do DEQ-UFSCar, cujos materiais utilizados estão apresentados na Figura 10. O teste foi conduzido desde a umidade inicial do minério de ferro *in natura* até aproximadamente 15% em base úmida.

Figura 10. Materiais utilizados no ensaio de TML



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Inicialmente, o minério de ferro *in natura* foi adicionado em uma bandeja, nivelando o material com o auxílio de uma espátula. Em seguida, foram adicionados cerca de 1/5 de material (em volume) na parte interna molde. Ao finalizar essa adição, foi realizada a compactação da camada, com o auxílio de soquete (388,54 g), aplicando-se 25 batidas de forma homogênea,

circulando toda a camada do sólido. O mesmo procedimento foi realizado para todas as cinco camadas, até preencher completamente o cilindro. Então, o colar complementar (Figura 11) do molde foi removido e a última camada de amostra foi nivelada com o auxílio de uma chapa metálica, resultando no corpo de prova de 1000 cm³. A massa úmida foi determinada, o molde removido e a amostra destinada a estufa à 105°C por 24 h para determinar a massa seca.

Figura 11. Aparato para teste de Proctor/Fagerberg Modificado



Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

O mesmo procedimento foi realizado para as demais umidades, totalizando 7 ensaios, sem reaproveitamento de amostra. A adição de água era feita a partir da adição de quantidades pré-determinadas de água destilada no material *in natura*, a fim de aumentar gradativamente o valor de umidade no minério. O material era homogeneizado manualmente, com auxílio de colher e espátula.

A partir dos valores obtidos, calculou-se os parâmetros necessários para determinação do TML, sendo a densidade *bulk* seca (ρ_{bs}), a umidade volumétrica base seca (e_v), o índice de vazios (e) e a saturação (S) determinados pelas Equações 14, 15, 16 e 17.

$$\rho_{bs} = \frac{m_{seca}}{V_{bulk}} \quad (14)$$

Em que m_{seco} é a massa de material compactado seco e V_{bulk} é o volume de sólido compactado (volume do cilindro).

$$e_v = \frac{m_w}{m_{seca}} 100 \frac{\rho_s}{\rho_w} \quad (15)$$

Em que m_w é a massa de água, ρ_s é a densidade do sólido e ρ_w é a densidade da água.

$$e = \frac{\rho_s}{\rho_{bs}} - 1 \quad (16)$$

$$S = \frac{e_v}{e} \quad (17)$$

A umidade crítica é indicada pela interseção entre a curva de compactação e a linha de saturação (S) de 80%. O limite de umidade transportável (TML) é o teor crítico de umidade, calculado pela Equação 18 (FERREIRA et al., 2019), em que $e_{v, crítico}$ é o valor obtido para e_v na interseção da curva de compactação com a curva de saturação.

$$TML = \frac{100e_{v, crítico}}{100d + e_{v, crítico}} \quad (18)$$

A partir dos resultados de densidade *bulk* obtidos pelo ensaio de proveta (Seção 3.1.7), também foram calculados os valores de índice de vazios, umidade volumétrica base seca, saturação e TML. Essa abordagem foi adotada para comparar os resultados do método padrão estabelecido pela IMO com a abordagem experimental simples do método de proveta. Além disso, ambos os métodos empregam forças de compactação para confinar material particulado em um recipiente, bem como os mesmos parâmetros são determinados (massa de material úmido e seco e volume de material).

3.1.9 Termogravimetria

A análise térmica foi feita no Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais (CCDM), utilizando o equipamento *TGA 4000 PerkinElmer*. O gás utilizado foi nitrogênio, em uma vazão de 20 mL/min. A taxa de aquecimento foi de 5 °C / min, de 30 a 800 °C. A análise foi feita com o material seco e com umidades de 11, 12 e 13% em base úmida. Como respostas foram obtidos os perfis da TGA (análise termogravimétrica) e DTA (análise diferencial térmica).

3.2 Secagem convectiva

3.2.1 Operação

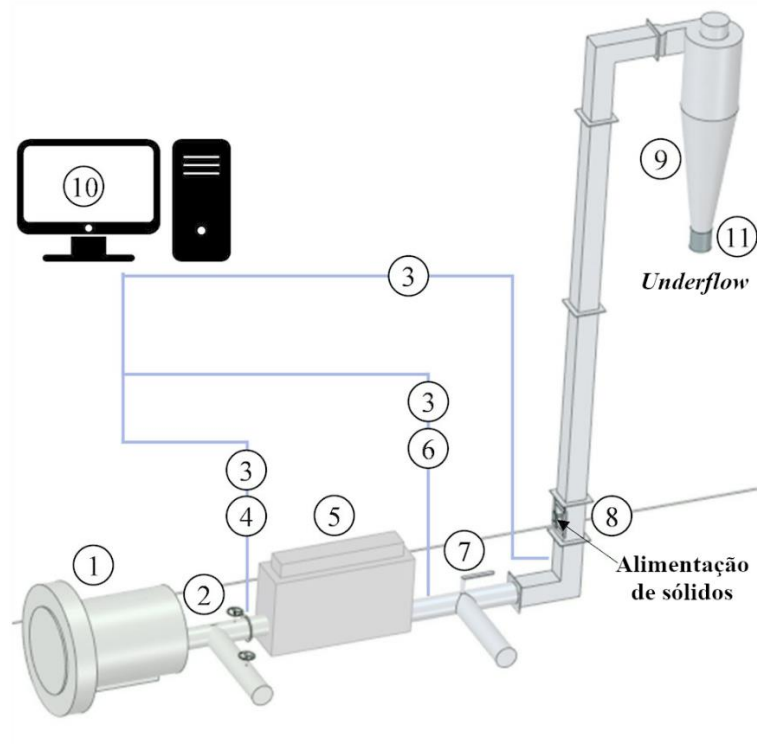
Os experimentos foram conduzidos em secador convectivo em escala de bancada, disponível no Centro de Secagem (UFSCar). Detalhes sobre o projeto e construção do equipamento podem ser verificados em Souza (2023). Os testes foram analisados considerando a influência da umidade inicial na conformação do minério de ferro, bem como o efeito da temperatura e da velocidade do ar no processo.

Para executar os experimentos de cinética de secagem, o material foi previamente umidificado. Para isso, foram adicionados cerca de 1,4 kg de material seco em dois sacos de polipropileno do tipo *ziplock*, totalizando 2,8 kg de material seco para cada ensaio de secagem.

Então, água destilada era adicionada nas porções de minério seco até atingir a umidade de interesse para cada ensaio (13%-11%, em base úmida). Os sacos foram hermeticamente fechados e as amostras foram homogeneizadas manualmente. As amostras eram mantidas em temperatura ambiente por 12 a 24 h antes de serem usadas.

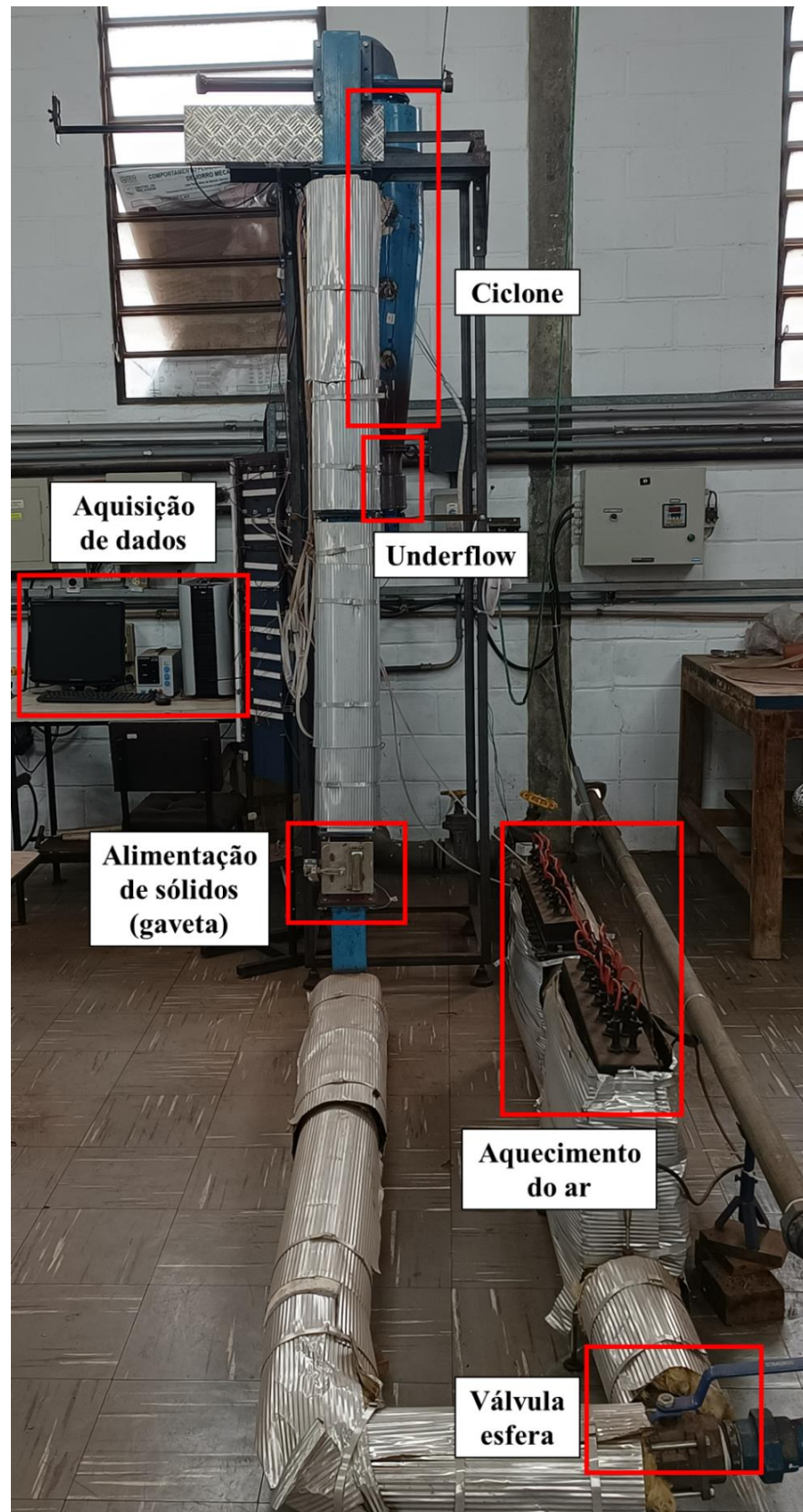
O módulo de secagem (Figura 12) é composto por soprador de ar, válvulas para controle de vazão, placa de orifício, caixas de resistências elétricas para aquecimento de ar, controlador de temperatura, válvula esfera diversora (*bypass*), aparato para alimentação de sólidos, câmara de secagem quadrada e ciclone, com suporte acoplado para coleta de material no *underflow*. A alimentação de sólidos foi feita a partir de um sistema do tipo gaveta, em que os sólidos são inseridos e sustentados por uma tela metálica acoplada na base do equipamento, sendo removidos em intervalos de tempo definidos. A Figura 13 apresenta uma foto do módulo de secagem convectiva utilizado para condução dos experimentos.

Figura 12. Representação esquemática do módulo de secagem experimental, composto por (1) soprador de ar, (2) válvulas para controle de vazão, (3) termômetros, (4) placa de orifício acoplada a manômetro de mercúrio, (5) caixas de resistência elétrica, (6) controlador de temperatura, (7) válvula esfera (*by-pass*), (8) alimentador de sólidos e câmara de secagem, (9) ciclone, (10) sistema de aquisição de dados e (11) *underflow* do ciclone



Fonte: Adaptado de Souza et. al (2023)

Figura 13. Módulo de secagem em leito fluidizado com componentes principais em destaque



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

A metodologia adotada para a operação do sistema foi a mesma utilizada por Souza *et al.* (2023). Primeiramente, o soprador de ar e o controlador de temperatura eram ligados e as condições de velocidade do ar e temperatura eram ajustadas. Em seguida, o sistema de aquisição de dados (computador) era inicializado. Antes dos ensaios de cinética de secagem, o módulo operacional era deixado ligado para atingir condições estáveis de operação.

No início dos ensaios, a válvula esfera era acionada para direcionar o ar quente para o *bypass* e permitir a alimentação segura de material na gaveta. Eram adicionados 250 g de material úmido na gaveta, e então a válvula esfera era acionada novamente para direcionar o ar de secagem para a câmara. Após intervalo de tempo definido, o material retido na gaveta e no *underflow* do ciclone era coletado e as massas eram medidas. Então, as amostras eram levadas em estufa por 24 h a 105 °C, a fim de obter a massa de material seco. O mesmo procedimento era realizado para todos os tempos de secagem, definidos para construir a curva cinética completa.

Para avaliar a cinética de secagem em leito fluidizado, foram conduzidos experimentos segundo um planejamento fatorial 2², com três réplicas no ponto central, para umidades iniciais fixas de 13, 12 e 11%, em base úmida, totalizando 7 ensaios por umidade inicial (21 ensaios no total). As variáveis avaliadas foram temperatura do ar (100 a 140 °C) e velocidade do ar (5 a 15 m/s), conforme indicado nas Tabelas 2 e 3. A resposta avaliada foi a constante cinética de secagem (coeficiente de transferência de massa, K), obtida a partir da manipulação matemática dos dados de umidade. Souza *et al.* (2023) obtiveram uma relação linear na resposta em relação às mesmas variáveis para secagem de concentrado de minério de ferro, motivando a escolha desse planejamento experimental, somente com pontos axiais e central. Os valores foram definidos segundo os limites operacionais do equipamento. Foram utilizadas variáveis na forma codificada para identificar cada nível, conforme as Equações 19 e 20.

$$x_1 = \frac{T_f - 393}{20} \quad (19)$$

$$x_2 = \frac{u_f - 10}{5} \quad (20)$$

Tabela 2. Fatores e níveis experimentais estabelecidos para o planejamento fatorial

Fatores	Níveis		
	Inferior	Central	Superior
	(-1)	(0)	(+1)
Temperatura do ar (°C)	100	120	140
Velocidade do ar (m/s)	5	10	15

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Tabela 3. Matriz de experimentos segundo planejamento fatorial, com variáveis codificadas entre parênteses

Umidade inicial (%)	Ensaio	Temperatura do ar (°C)	Velocidade do ar (m/s)
11	1	100 (-1)	5 (-1)
	2	100 (-1)	15 (+1)
	3	140 (+1)	5 (-1)
	4	140 (+1)	15 (+1)
	5	120 (0)	10 (0)
	6	120 (0)	10 (0)
	7	120 (0)	10 (0)
12	8	100 (-1)	5 (-1)
	9	100 (-1)	15 (+1)
	10	140 (+1)	5 (-1)
	11	140 (+1)	15 (+1)
	12	120 (0)	10 (0)
	13	120 (0)	10 (0)
	14	120 (0)	10 (0)
13	15	100 (-1)	5 (-1)
	16	100 (-1)	15 (+1)
	17	140 (+1)	5 (-1)
	18	140 (+1)	15 (+1)
	19	120 (0)	10 (0)
	20	120 (0)	10 (0)
	21	120 (0)	10 (0)

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

3.2.2 Obtenção do coeficiente de transferência de massa

A partir dos experimentos de secagem em leito fluidizado, foram obtidos dados de umidade do minério de ferro em função do tempo. A partir desses resultados e considerando as curvas de cinética de secagem, foi possível calcular o coeficiente de transferência de massa (K) para o processo de secagem. As curvas foram ajustadas pelo modelo proposto por Lewis (1921), em que as propriedades de transporte são incorporadas em uma equação exponencial (Equação 21):

$$\frac{X_t - X_{eq}}{X_0 - X_{eq}} = A \cdot \exp(-Kt) \quad (21)$$

Em que A é um fator pré-exponencial, K é o coeficiente de transferência de massa, t é tempo e o termo à esquerda é a umidade adimensional. X_t é a umidade no tempo t , X_{eq} é a umidade de equilíbrio e X_0 é a umidade inicial. Foi adotado um valor de umidade de equilíbrio igual a zero para todas as condições operacionais (SOUZA, 2023). Como havia arraste de material nos ensaios, a umidade usada nos cálculos foi a “global”, considerando tanto a massa de material retido na gaveta quando no *underflow* do ciclone, conforme Equação 22:

$$X_{global} = \frac{m_{ag} + m_{au}}{m_g + m_u} \quad (22)$$

Em que m_{ag} e m_{au} são a massa de água no material coletado na gaveta e no *underflow* do ciclone, respectivamente. Já m_g e m_u são a massa seca de material coletada na gaveta e no *underflow* do ciclone, respectivamente.

Para obter uma correlação para a estimativa do coeficiente de transferência de massa para diferentes condições locais de temperatura e velocidade do ar, as curvas de cinética de secagem obtidas experimentalmente no secador foram ajustadas pela Equação 21, sendo encontrado um valor de K para cada uma das condições externas utilizadas. Em seguida, os dados de $K = f(T_f, u_f)$ foram ajustados pela Equação 23.

$$K = b_1 + b_2 x_1 + b_3 x_2 + b_4 x_1 x_2 \quad (23)$$

Em que b_1 , b_2 , b_3 e b_4 são constantes ajustáveis do modelo e as variáveis x_1 e x_2 são as variáveis codificadas correspondentes a T_f (em K, Equação 19) e u_f (em m/s, Equação 20), respectivamente.

3.2.3 Arraste

As porcentagens de material retido na gaveta (η_g) e no *underflow* (η_u) foram calculadas a partir das equações 24 e 25, respectivamente.

$$\eta_g = \frac{m_s}{m_{0s}} 100 \quad (24)$$

$$\eta_u = \frac{m_{us}}{m_{0s}} 100 \quad (25)$$

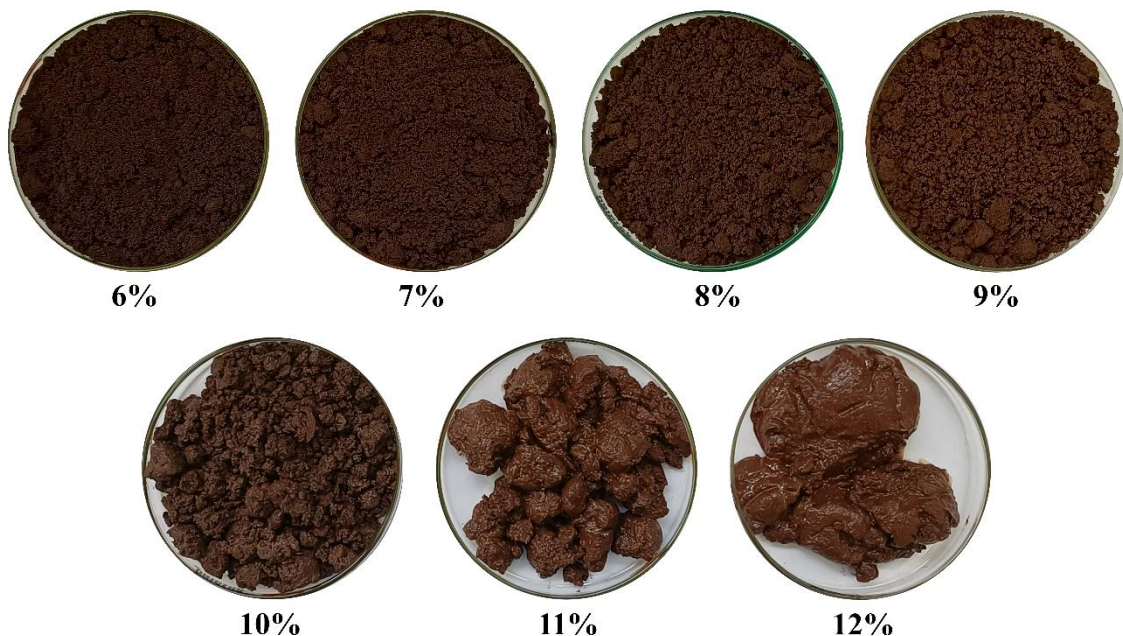
Em que m_s e m_u são a massa de material seco na gaveta e no *underflow* do ciclone, respectivamente. Já m_{0s} é a massa inicial de material seco alimentado na gaveta.

3.3 Secagem em estufa

3.3.1 Materiais

Os ensaios de secagem em estufa foram realizados com o minério de ferro do tipo *pellet feed* caracterizado neste trabalho, bem com o minério de ferro do tipo IOCJ, caracterizado no trabalho de Souza (2023). Para avaliar o aspecto do IOCJ, foram realizados ensaios prévios de aspecto do material para diferentes umidades, bem como de densidade *bulk*, conforme método descrito na seção 3.1.7 deste trabalho. O aspecto do minério de ferro do tipo IOCJ está apresentado na Figura 14. É possível observar que até a umidade de 9%, o material se apresentou num estado mais desagregado, enquanto a partir de 10% houve formação de aglomerados, chegando até um estado de lama para umidade de 12%.

Figura 14. Aspecto do minério de ferro (IOCJ) para diferentes umidades em base úmida



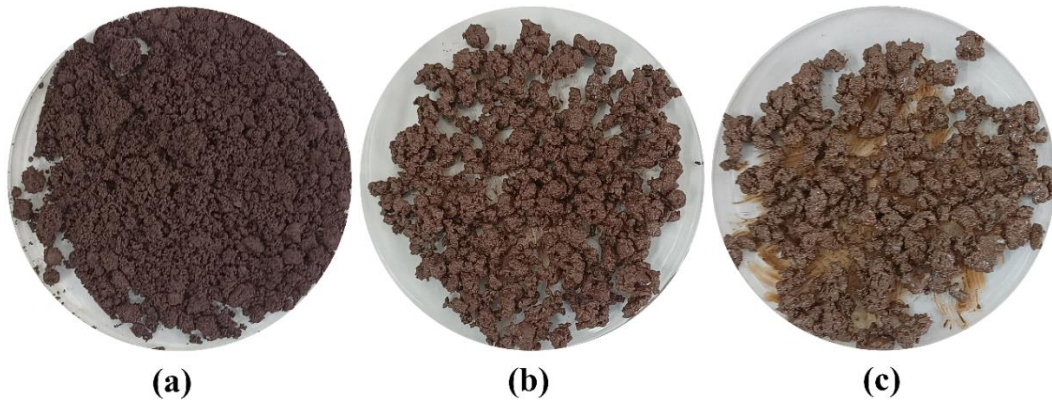
Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

O procedimento de umidificação foi o mesmo descrito na seção 3.1.2. Foram adicionados 100 g de minério de ferro seco em saco de polipropileno do tipo *ziplock* e posteriormente adicionada água destilada para umidificar o material. Para o *pellet feed*, foram usadas as umidades de 12,6% e 10% em base úmida, enquanto para o IOCJ, de 10%. As umidades de 12,6% e 10% para *pellet feed* e IOCJ representam o mesmo estado de saturação entre os materiais ($76,63 \pm 0,11$ e $76,11 \% \pm 0,2$, respectivamente).

As amostras foram mantidas em repouso por 24 h em temperatura ambiente antes de serem usadas nos ensaios de secagem. Antes de serem alimentadas, as amostras eram padronizadas por meio de extrusão em malha de 4,76 mm e posteriormente distribuídas de forma uniforme sobre

placa de Petri com diâmetro 8,6 cm. Para cada ensaio foram alimentados 20 g de massa seca de minério. A aparência das amostras está reunida na Figura 15. Pode-se observar que tanto o minério de ferro do tipo *pellet feed* a 12,6% (b) quanto o IOCJ (c) tem um aspecto similar, com formação de aglomerados. Já o *pellet feed* a 10% se apresenta num estado mais desagregado, com pouca adesão entre as partículas e maior escoabilidade.

Figura 15. Amostras de minério de ferro submetidas à secagem em estufa: (a) *Pellet feed* (10%), (b) *Pellet feed* (12,6%) e (c) IOCJ (10%)

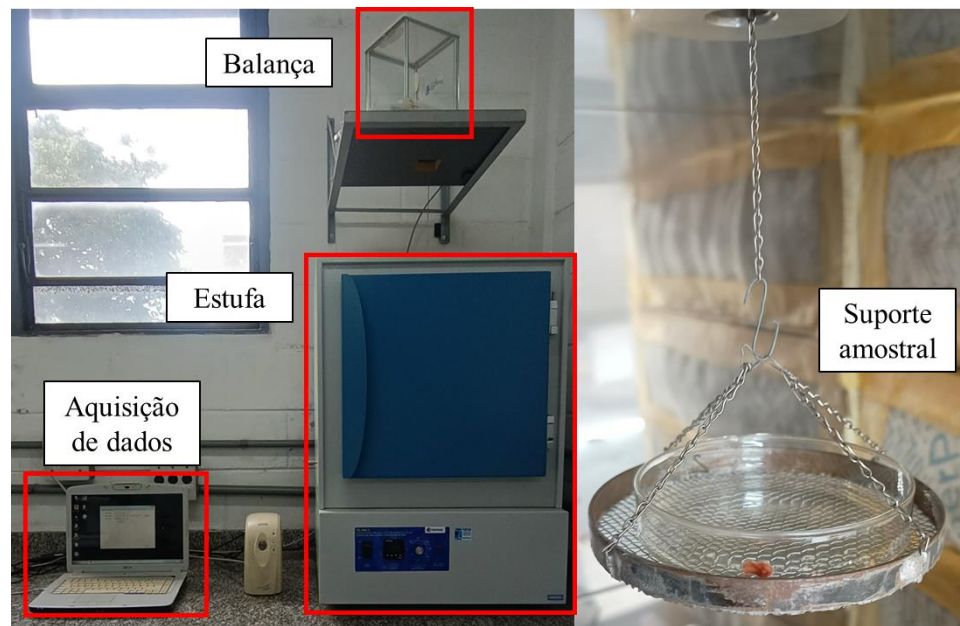


Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

3.3.2 Equipamento

Os experimentos de secagem em estufa foram realizados em estufa de convecção forçada, com renovação de ar (Tecnal, TE-349/1), nas temperaturas de 70, 80 e 90 °C e velocidade do ar de aproximadamente 0,7 m/s. A placa de Petri contendo amostra úmida foi suspensa por uma corrente conectada à balança (Ohaus, PA214), que ficava posicionada em uma plataforma sobre a estufa. A aquisição da massa lida pela balança era feita por conexão serial (RS-232) com um computador (Ohaus - SPDC Data Collection V2.03). O módulo experimental está descrito na Figura 16. Eram coletados dados de massa a cada 0,0864 s. Os experimentos foram realizados em triplicata. Após a secagem, a amostra era destinada a estufa a 105 °C por 24 h para obter a massa seca do material pelo método gravimétrico.

Figura 16. Aparato experimental utilizado nos experimentos de secagem em estufa



Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

Devido ao elevado número de dados coletados por ensaio, os dados foram filtrados por média móvel. A janela de dados utilizada foi de 1000 nas análises (tempo de 86 s), o que promovia a redução de ruído sem alterar os resultados. Os resultados de cinética de secagem foram comparados em relação à umidade adimensional e à taxa de secagem. O adimensional de umidade (MR) foi calculado a partir da Equação 26:

$$MR = \frac{X_t - X_e}{X_0 - X_e} \quad (26)$$

Em que X_t é umidade no instante t e X_e e X_0 são as umidades de equilíbrio e inicial, respectivamente.

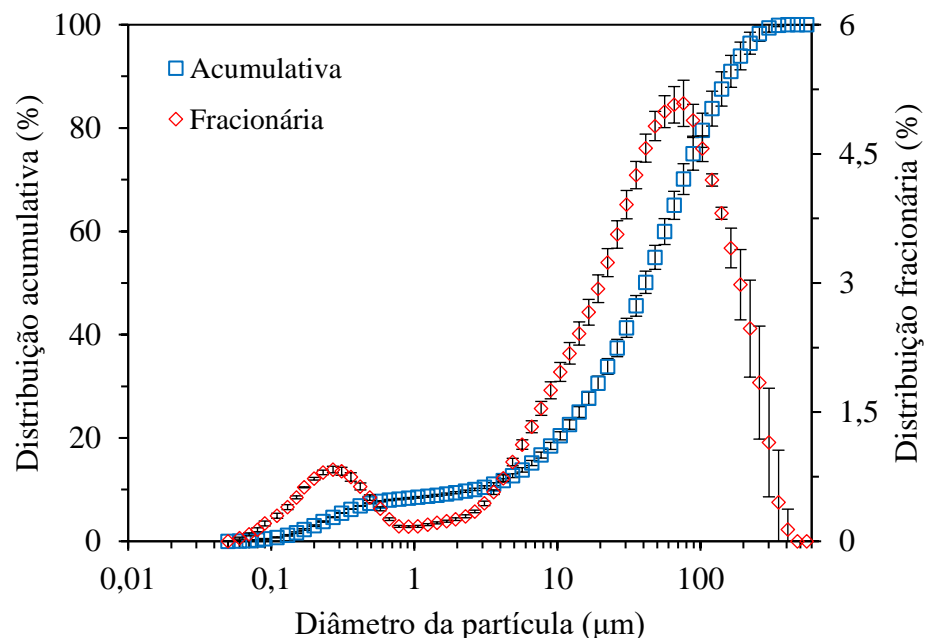
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Caracterização

4.1.1 Distribuição de tamanho de partículas

A distribuição acumulativa e fracionária do tamanho de partículas para o minério de ferro, via difração a laser, é apresentada na Figura 17. Observa-se que cerca de 20% da amostra apresentou partículas com diâmetros inferiores a 10 μm (PM_{10}), enquanto aproximadamente 8% apresentou partículas com diâmetros menores do que 1 μm (PM_1). Além disso, o material apresentou D_{80} de aproximadamente 106 μm . Souza (2023) obteve valores de PM_{10} e PM_1 iguais a 20 e 12%, respectivamente, para finos de minério de ferro com faixa de tamanhos similar ($d_p < 500 \mu\text{m}$), com D_{80} igual a 182 μm . A distribuição fracionária apresentou dois picos de concentração, caracterizando o material como polidisperso, com maiores concentrações na faixa entre 10 e 300 μm . O conhecimento dessas características é particularmente importante nas plantas de pelotização, especialmente em relação às propriedades de resistência à queda, dureza, capacidade de ligar-se com aditivos e porosidade das pelotas (VAN DER MEER, 2015). Assim, sua qualidade depende da distribuição de tamanho de partículas e da área superficial (ABAZARPOOR et al., 2018; VAN DER MEER, 2015).

Figura 17. Distribuição acumulativa e fracionária de tamanho de partículas do minério de ferro *pellet feed* (triplicata) para $d_p < 500 \mu\text{m}$ via difração a laser



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.1.2 Composição química

A composição química obtida via espectrometria por fluorescência de raios X (FRX) do minério de ferro (*pellet feed*) é apresentada na Tabela 4. A amostra apresentou uma alta concentração de ferro, superior a 64%, característica típica das reservas ricas em hematita presentes no Brasil (Clout; Manuel, 2015). Segundo Luz *et al.* (2010), o minério com teor de ferro entre 64,5 e 67,2% de ferro está com concentração adequada para ser pelotizado e utilizado no alto-forno, sem necessitar etapas de concentração. Para redução direta, a concentração deve ser entre 66,7 e 67,7%.

A concentração dos minerais da ganga, tais como SiO_2 e Al_2O_3 , foi de 2,71 e 1,49%. O controle da concentração desses minerais é especialmente importante para reduzir a formação de escória e de coque no alto-forno, bem como para diminuir o consumo de combustível e aumentar a produtividade no processamento mineral (CLOUT; MANUEL, 2015; HIRANO; SILVA; SILVA, 2016).

Tabela 4. Composição química do minério de ferro (*pellet feed*)

Amostra	Concentração
Fe (%)	64,5
SiO_2 (%)	2,71
Al_2O_3 (%)	1,49
P (%)	0,03
Mn (%)	0,35
TiO_2 (%)	0,12
CaO (%)	<0,10
MgO (%)	<0,10
Na_2O (%)	<0,10
K_2O (%)	<0,10
Cr_2O_3 (%)	<0,10
PF (%)	2,04

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.1.3 Composição mineralógica

A Tabela 5 apresenta a composição mineralógica do minério de ferro, determinada pelo método DRX-Rietveld. Os difratogramas estão reunidos no Apêndice B. Foram identificados os minerais hematita, goethita, quartzo, gibbsita e caulinita. A amostra apresentou 90% de óxidos férricos, com teores de hematita iguais a 75%. Além disso, o conteúdo de goethita foi igual a 15%. Segundo Ferreira (2019), essas concentrações são características típicas dos minérios de ferro brasileiros, apresentando composição simples e com maiores teores de hematita. Além disso, materiais com teor de goethita inferiores a 35% apresentam risco de liquefação, caso as cargas sejam embarcadas com umidade acima da TML (MARITIME ORGANIZATION, 2019).

Tabela 5. Composição mineralógica do minério de ferro (DRX-Rietveld)

Código de referência	Nome do mineral	Nome do composto	Fórmula química	Conteúdo estimado (%)
01-073-2234	Hematite	Iron Oxide	Fe ₂ O ₃	75
01-081-0464	Goethite	Iron Oxide Hydroxide	FeO(OH)	15
01-087-2096	Quartz	Silicon Oxide	SiO ₂	5
01-074-1775	Gibbsite	Aluminum Hydroxide	Al(OH) ₃	3
01-074-1784	Kaolinite	Aluminum Hydroxide Silicate	Al ₂ Si ₂ O ₅ (OH) ₄	2

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.1.4 Densidade real e aparente

As massas específicas real e aparente obtidas na picnometria a hélio e na picnometria líquida foram $4,9919 \pm 0,0039$ g/cm³ e $4,36 \pm 0,05$ g/cm³, respectivamente.

4.1.5 Densidade *bulk*

A Tabela 6 reúne as densidades *bulk* aerada e compactada do minério de ferro (*pellet feed*) em diferentes umidades, bem como a sua saturação. Para todas as umidades, a densidade *bulk* compactada foi maior do que a aerada, uma vez que as batidas da proveta possibilitaram um rearranjo das partículas e aglomerados úmidos a partir da ocupação de espaços previamente vazios. Além disso, o aumento da umidade causou o aumento da densidade *bulk* do material, não apenas pelo aumento da massa de água, como também pelo aumento das forças de coesão e adesão no sistema. Devido ao aumento da umidade, o material ficou cada vez mais agregado, o que pode ser observado no aspecto do material, conforme apresentado na Figura 9.

Tabela 6. Densidade bulk solta e compactada do minério de ferro (*pellet feed*) para umidades investigadas

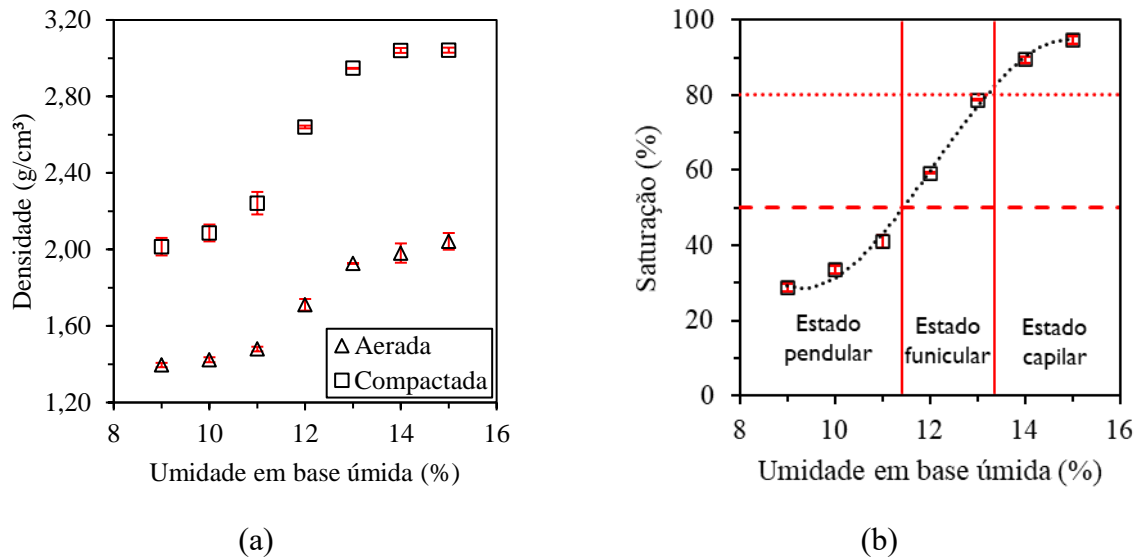
Umidade (%)	Densidade bulk aerada (g/mL)	Densidade bulk compactada (g/mL)	Saturação (%)
9	1,40 ± 0,01	2,01 ± 0,05	28,7 ± 1,0
10	1,42 ± 0,01	2,09 ± 0,04	33,5 ± 1,1
11	1,48 ± 0,01	2,24 ± 0,06	41,1 ± 1,8
12	1,71 ± 0,03	2,64 ± 0,01	59,3 ± 0,3
13	1,93 ± 0,00	2,95 ± 0,00	78,8 ± 0,1
14	1,98 ± 0,05	3,04 ± 0,01	89,4 ± 0,8
15	2,04 ± 0,04	3,04 ± 0,01	94,7 ± 0,9

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Até 11% de umidade, o leito apresentou saturação de até 41%, estado em que o material se encontrado desagregado. Entretanto, ao adicionar 1 ponto percentual de umidade, a sua saturação atingiu 59%, estado em que o material se apresentou em sua forma mais agregada, até atingir o estado de lama a partir de 13% e 14% de umidade. Segundo Althaus & Windhab (2012), materiais particulados com saturação de 25 a 50% apresentam estado desagregado, caracterizando um estado pendular. Até 80 e 90% de saturação, o material apresenta-se num estado funicular, em que as pontes líquidas mantêm as partículas agregadas, formando aglomerados.

A Figura 18 apresenta as curvas de densidade *bulk* aerada e compactada do minério de ferro (*pellet feed*) em função da umidade, bem como a saturação do leito. O aumento significativo na densidade *bulk* entre as umidades de 11 a 13%, em que há transição entre os estados menos agregados (pendular) e mais agregados (funicular) evidenciados na Figura 9, deveu-se aos efeitos de maior empacotamento do leito a partir do aumento das forças de adesão de partículas pelo aumento da umidade disponível. Essa maior interação contribuiu para a diminuição dos espaços interparticulares, produzindo leitões mais compactos (SCHULZE, 2008). O efeito fica perceptível ao identificar os diferentes estados de saturação na Figura, com menor agregação no estado pendular e maior agregação nos estados funicular e capilar.

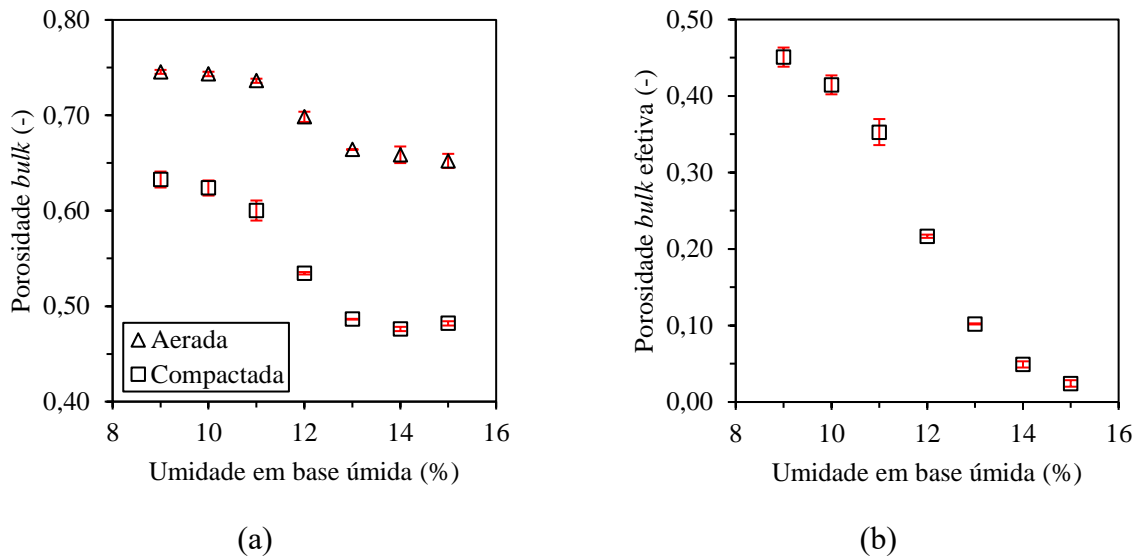
Figura 18. Características do minério de ferro (*pellet feed*) a diferentes umidades; (a) densidade *bulk* e (b) saturação



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

A Figura 19 apresenta a porosidade *bulk* efetiva do leito de minério de ferro a diferentes umidades. O efeito da umidade na porosidade *bulk* do leito, apresentado na Figura 19 (a), indica que o aumento da umidade diminuiu o espaço entre as partículas e possibilitou um arranjo espacial mais compactado no leito. Na faixa de transição de 11 para 12% e 12 para 13% de umidade, observou-se uma redução relativa de 5% nas porosidades *bulk* aeradas. Para a porosidade *bulk* compactada, essa diminuição é de 11 e 9% para umidade de 11 para 12% e de 12 para 13%, respectivamente. Segundo a Figura 19 (b), com o aumento da umidade, a água passou a ocupar os espaços vazios do leito, o que levou à diminuição da porosidade *bulk* efetiva do sistema, que considera apenas os vazios em que a umidade pode escoar. Houve uma redução acentuada na porosidade entre 11 e 13%, uma vez que se trata da região de transição do estado pendular para funicular, em que as pontes líquidas promovidas pelo aumento de umidade causam maior interação entre as partículas do leito, tornando-o mais compacto (ALTHAUS; WINDHAB, 2012; SCHULZE, 2008). Nessa região, houve uma redução relativa de 39 e 53% na porosidade *bulk* efetiva do material ao aumentar a umidade de 11 para 12% e de 12 para 13%, respectivamente.

Figura 19. Porosidade *bulk* (a) solta, aerada e (b) efetiva do leito de minério de ferro (*pellet feed*) a diferentes umidades



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

A Tabela 7 reúne os resultados de densidade *bulk* aerada e compactada, saturação, porosidade *bulk* aerada, compactada e efetiva para o leito de minério de ferro do tipo IOCJ. O aumento da umidade promoveu o aumento da densidade *bulk* compactada, uma vez que a água presente no leito causa maior empacotamento das partículas pelas pontes líquidas formadas. Já a porosidade *bulk* efetiva do material, que considera apenas os vazios com ar, diminui com o aumento da umidade, uma vez que a água passa a ocupar os espaços antes preenchidos por ar.

Tabela 7. Resultados de parâmetros de leito determinados do minério de ferro (IOCJ) a diferentes umidades

Umidade (%)	ρ_{ba} (g/cm ³)	ρ_{bc} (g/cm ³)	Saturação (%)	ϵ_0	ϵ_t	ϵ_{eff}
6	1,52 ± 0	2,35 ± 0,04	26,18 ± 0,8	0,7 ± 0	0,54 ± 0,01	0,4 ± 0,01
7	1,55 ± 0,01	2,5 ± 0	34,12 ± 0,01	0,7 ± 0	0,51 ± 0	0,34 ± 0
8	1,67 ± 0	2,68 ± 0,08	44,42 ± 2,92	0,68 ± 0	0,48 ± 0,02	0,27 ± 0,02
9	1,79 ± 0	2,94 ± 0	60,28 ± 0,12	0,66 ± 0	0,44 ± 0	0,17 ± 0
10	2 ± 0	3,13 ± 0	76,11 ± 0,2	0,62 ± 0	0,41 ± 0	0,1 ± 0
11	2,27 ± 0	3,23 ± 0	88,99 ± 0,08	0,58 ± 0	0,4 ± 0	0,04 ± 0
12	2,5 ± 0	3,23 ± 0	95,56 ± 0,31	0,54 ± 0	0,41 ± 0	0,02 ± 0

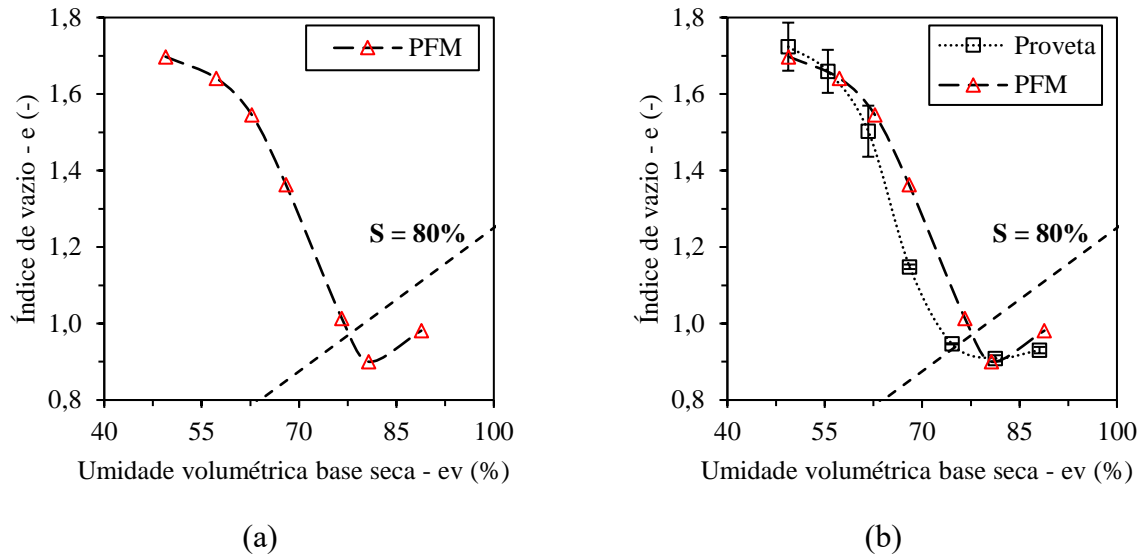
Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

4.1.6 *Transportable Moisture Limit (TML)*

A curva de compactação da amostra de minério de ferro, pelo método de Proctor/Fagerberg, é apresentada na Figura 20 (a). A umidade crítica é indicada pela interseção entre a curva de compactação e a linha de saturação (S) de 80%. O limite de umidade transportável (TML) é o teor crítico de umidade, calculado pela Equação 18 (FERREIRA *et al.*, 2019), em que $e_{v,critico}$ é o valor obtido para e_v na interseção da curva de compactação com as curvas de saturação da Figura 20. O valor calculado $e_{v,critico}$ foi de 0,98, resultando em um valor de TML igual a 13,5%. Ferreira *et al.*

(2019) determinaram o valor de TML para uma ampla faixa de tipos de minério de ferro, resultando em valores entre 7,69 e 14,95%, mostrando coerência do resultado com as investigações da literatura.

Figura 20. Curva de compactação da amostra de minério de ferro para determinação do TML para (a) o método de Proctor/Fagerberg modificado (PFM) e (b) de proveta



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

O valor calculado $e_{v,critico}$ foi de 0,94 para o método de proveta, resultando em um valor de TML igual a 13,2%. Ainda, segundo a Figura 20 (b), o índice de vazios determinado pelo método de proveta foi inferior ao método de Proctor/Fagerberg modificado para valores de umidade volumétrica base seca entre 62 e 81%. Isso pode estar associado às diferentes forças aplicadas na compactação das amostras, que possibilitam diferentes arranjos espaciais do material. Além disso, o método de proveta utiliza apenas 3 a 5% da massa total empregada no método PFM, o que levaria a diferenças em sua amostragem e representatividade. Ainda assim, os valores determinados de TML foram próximos, indicando o potencial de usar o método de proveta para estimar esse parâmetro em nível laboratorial, mediante maiores investigações. Salienta-se que o método de densidade *bulk* avaliado não deve ser utilizado para obtenção do TML para certificação regulatória de embarques. A certificação de cargas deve ser feita em completa consonância com o Código IMSBC, no qual apenas o método de Proctor/Fagerberg modificado é reconhecido legalmente pelos órgãos competentes.

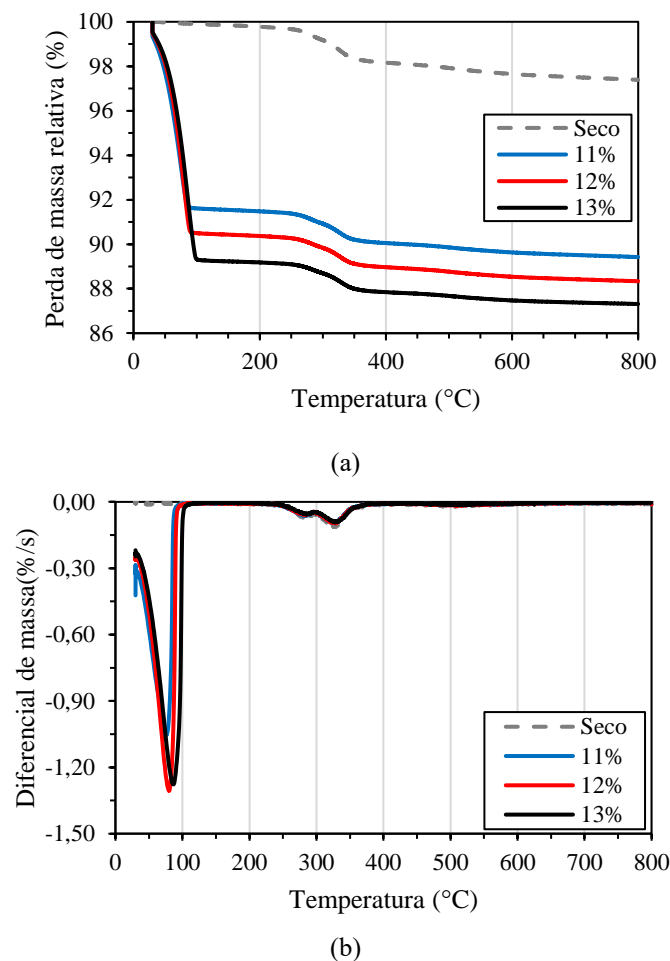
A saturação correspondente à Umidade Ótima de Compactação (OMC), identificada pelo ponto mínimo da curva, foi de aproximadamente 90% para ambos os métodos. Segundo IMO (2019), esse valor deve estar entre 90 e 95%. Isso porque se a saturação for inferior a 90%, o valor

de TML determinado pelo método pode estar muito alto, de modo que os responsáveis pelo carregamento devem consultar autoridades apropriadas para avaliar se a carga pode ser carregada.

4.1.7 Termogravimetria

As curvas termogravimétricas (TGA) e de diferencial de massa (DTG) para o minério de ferro (*pellet feed*) seco e a umidades iniciais de 11, 12 e 13% são apresentadas na Figura 21. Foi possível identificar uma queda acentuada de massa até 105 °C (Figura 21 (a)), atribuída à desvolatilização e evaporação de umidade superficial (BETANCUR *et al.*, 2004). Além disso, houve maior perda de massa para o minério de ferro a umidade de 13%, devido à maior quantidade de água livre absorvida pelo material. Para todos os casos, houve também redução de massa entre 250 a 400 °C, conforme os picos indicados na Figura 21 (b). Essa redução de massa se deve à decomposição da goethita, que se transforma em hematita e perde água ligada, a temperaturas superiores a 200 °C (COSTA *et al.*, 2013; WALTER *et al.*, 2001; WEISSENBORN *et al.*, 1994).

Figura 21. Curvas (a) termogravimétricas (TGA) e (b) de diferencial de massa (DTG) para o minério de ferro (*pellet feed*) seco e com X_0 de 11 a 13%



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.2 Secagem convectiva de minério de ferro

4.2.1 Arraste

A Figura 22 (a)-(c) apresenta a porcentagem de material retido no *underflow* do ciclone em função do tempo para as condições em que houve arraste pronunciado. Para os experimentos a 5 m/s com umidade inicial igual a 13 e 12%, todo material ficou retido na gaveta, havendo arraste de menos de 0,70% de minério. O mesmo foi observado por Souza *et al.*, (2023). Entretanto, segundo a Figura 22 (a), houve arraste pronunciado do material alimentado a 11% nessa velocidade. Ao final de 120 s de operação, cerca de 69% e 55% de material foi coletado no *underflow* para os experimentos a 100 e 140 °C, respectivamente. Para a operação de secagem em ambas as temperaturas, não há diferenças significativas no arraste do material. Até 90 s, a quantidade de material arrastado foi praticamente a mesma, com diferenças podendo estar associadas ao erro experimental, bem como a presença de diferentes quantidades de aglomerados no conjunto alimentado.

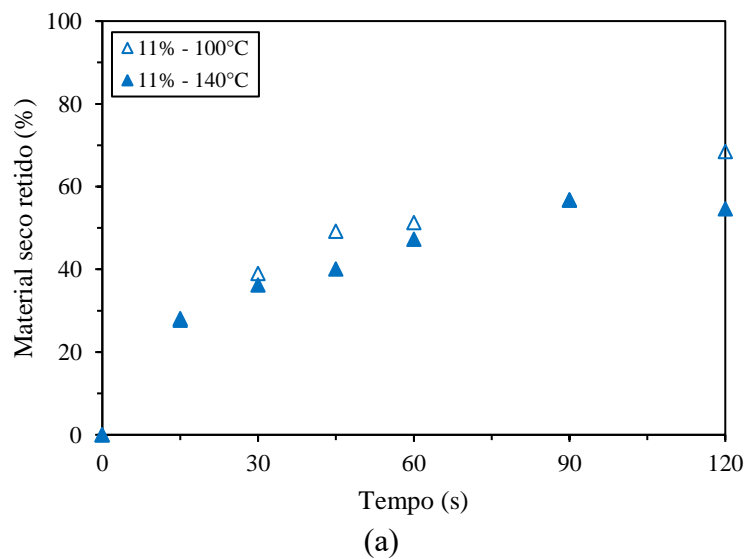
O efeito da alimentação de minério de ferro a diferentes umidades iniciais pode ser observado nas Figura 22 (b)-(c). Menores umidades iniciais possibilitam maior arraste de material, uma vez que a água presente no minério de ferro promove maiores forças de adesão entre as partículas, levando à retenção de aglomerados na gaveta. Para velocidade do ar de 10 m/s, por exemplo, houve arraste de 90%, 41% e 23% do material à umidade 11, 12 e 13%, respectivamente. Assim, nessa condição, praticamente todo material alimentado a 11% é arrastado ao final da operação. Na Figura 22 (b) pode-se verificar a reprodutibilidade dos dados, com baixos desvios em relação à média, sendo o maior deles para o material com umidade de 11%. Isso pode estar associado tanto a sua natureza desagregada, quanto aos poucos aglomerados que são formados e podem ser retidos na gaveta devido a seu maior tamanho e massa.

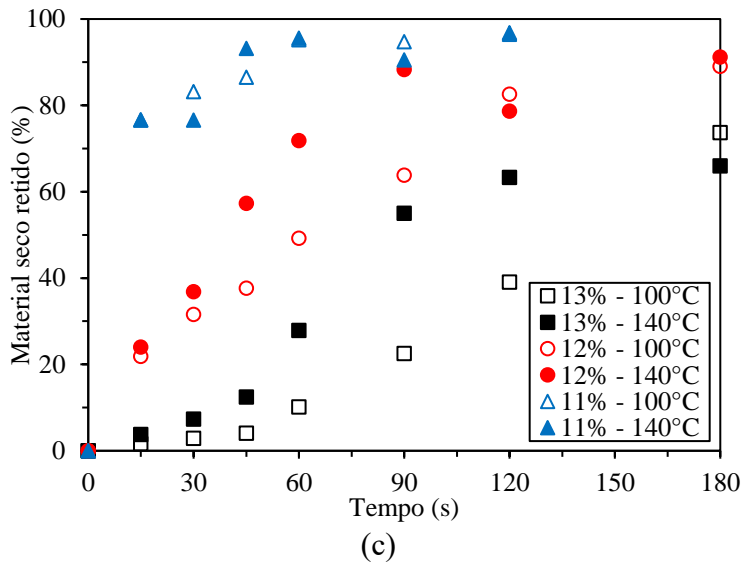
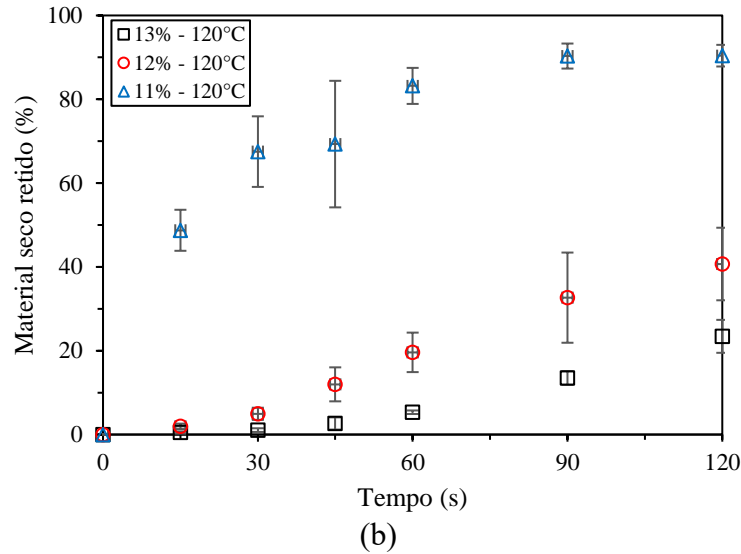
Para as condições de ar a 10 m/s (Figura 22 (b)) e 15 m/s (Figura 22 (c)), há arraste pronunciado de material para todas as condições de umidade e temperatura. Quanto maior a velocidade do ar, maior é o arraste de material. Isso se deve ao efeito da secagem dos aglomerados, além do tempo de residência na sessão vertical do secador. O sólido se movimenta no equipamento apresentando comportamentos diversos, que podem ser identificados visualmente na coleta, incluindo a quebra e o arraste do material. À medida em que o material seca, as partículas na superfície dos aglomerados podem se desprender e serem arrastadas até o ciclone, uma vez que as forças de adesão diminuem com a redução de umidade (SCHULZE, 2008). Consequentemente, os aglomerados se tornam cada vez menores e mais frágeis, podendo quebrar pelo efeito do choque entre si, com as paredes da câmara de secagem e na tela da gaveta, e pelo contato com o ar.

A Figura 22 (c) apresenta resultados de porcentagem de material retido no *underflow* do ciclone para operação a 15 m/s e temperaturas de 100°C e 140°C para o material alimentado a diferentes umidades. Verifica-se que há maior arraste de material para a secagem a 140°C em comparação com a secagem a 100°C. Isso porque quanto maior a temperatura, mais rapidamente o material seca, de modo que há menos umidade no material promovendo forças de interação pelas pontes líquidas, facilitando assim a desagregação de material particulado, como discutido.

Diante desse contexto, foram observados diferentes modos de secagem para os diferentes cenários de arraste, tais como leito fixo, transporte pneumático, ou uma combinação de ambos, a depender da velocidade do ar e da umidade inicial de minério. Para o material a 12 e 13% de umidade e operação a 5 m/s, o sistema operava como um leito fixo, uma vez que o material ficava retido na gaveta e em constante contato com o ar de secagem. Já para as velocidades de 10 e 15 m/s, havia uma combinação de leito fixo e transporte pneumático à medida em que o material secava e era arrastado para o ciclone. Já para alimentação de material a 11% de umidade, a operação de secagem era majoritariamente do tipo transporte pneumático, para todas as velocidades. Dessa forma, nessa umidade, o tempo de contato do material na câmara de secagem até o ciclone influenciou diretamente o quanto de umidade foi possível reduzir nas condições experimentais desse trabalho, já que havia umidade residual no material coletado no *underflow* do ciclone, conforme será discutido na seção 4.2.2.

Figura 22. Minério de ferro retido (em porcentagem) no *underflow* do ciclone em função do tempo parametrizado pela velocidade do ar de (a) 5 m/s, (b) 10 m/s e (c) 15 m/s, para X_0 de 11 a 13% em base úmida

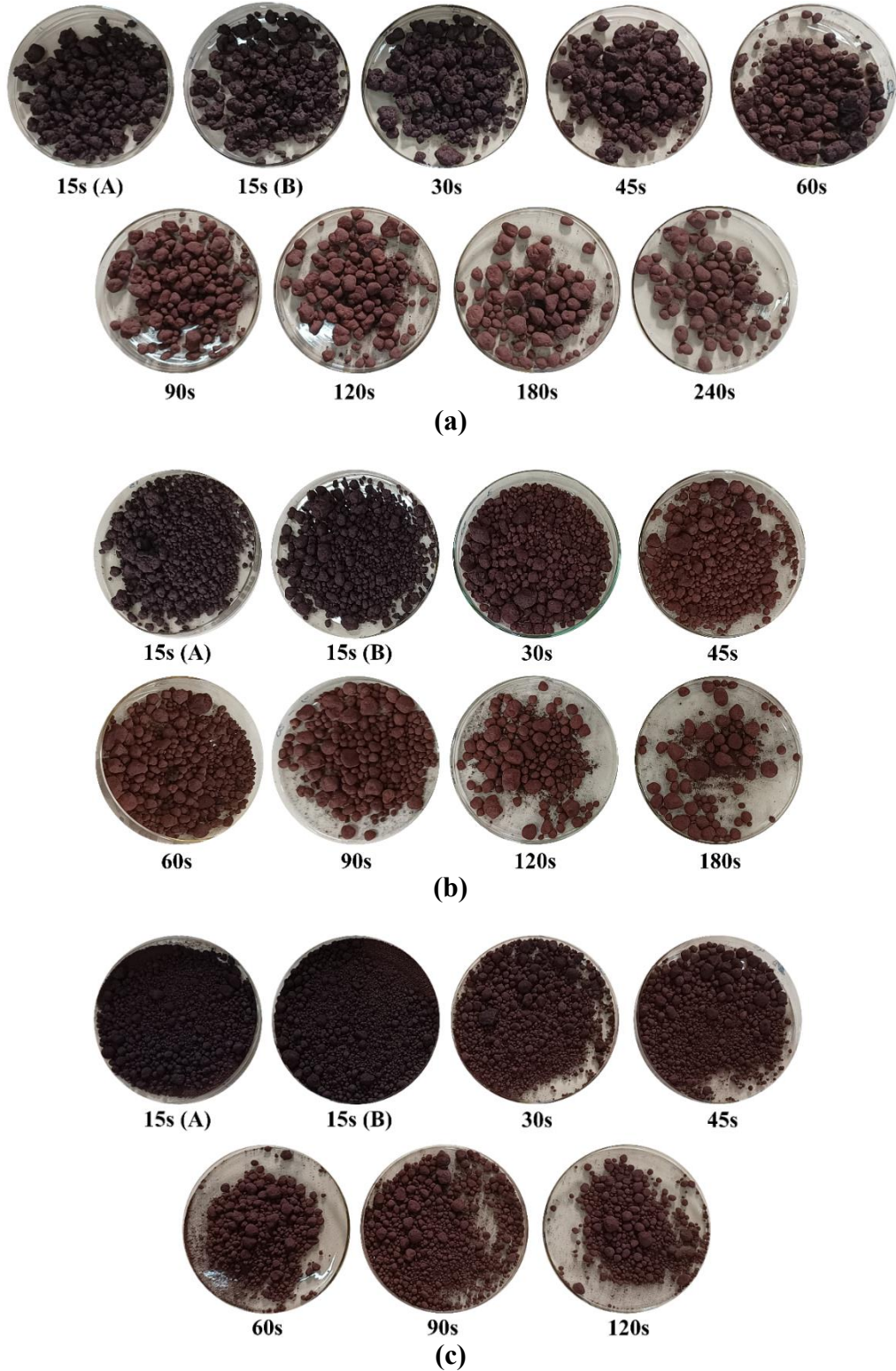




Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

As Figura 23 (a)-(c) apresentam imagens do minério de ferro retido na gaveta para operação de secagem com ar a 10 m/s e 120°C, para todas as umidades. O material apresentou aglomerados com tamanhos variados, que quebram com facilidade quanto maior o tempo de secagem. Pode-se observar o gradiente de umidade ao longo do tempo, a partir da mudança de cor do material. Para todas as condições de umidade, verificou-se visualmente que os aglomerados de maior tamanho se tornaram mais arredondados ao longo do tempo de secagem. Isso se deve ao desprendimento de partículas conforme o material perde umidade, sendo estas coletadas no *underflow* do ciclone. Além disso, na Figura 23 (b), em 180 s, pode-se observar que houve material particulado fino, gerado pelo impacto e quebra de aglomerado ao transferir o minério de ferro da gaveta para a placa durante a execução do ensaio. Já na Figura 23 (c), houveram alguns poucos aglomerados de maior tamanho, mas há predominância de partículas mais finas, devido à natureza desagregada do material alimentado a 11% de umidade.

Figura 23. Minério de ferro coletado na gaveta em função do tempo a $T = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ e $u = 10\text{ m/s}$ para umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%, em base úmida



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.2.2 Secagem

Nas Figuras 24, 25 e 26 são apresentados os resultados de umidade em base seca para os pontos de coleta da gaveta e do *underflow* do ciclone, bem como a umidade global do sistema, para as umidades iniciais de 13, 12 e 11%, respectivamente. Quanto maior o tempo de secagem, menor foi a umidade final do material, como esperado. O material com umidade igual a 13 e 12% era considerado completamente seco quando a umidade calculada após a coleta na gaveta e no *underflow* era zero antes e depois de ir para a estufa a 105°C. Para o material a 11%, não houve secagem completa, o que será discutido adiante. Nas Figuras 24, 25 e 26 (e), pode-se observar a boa reprodutibilidade experimental, com diferenças de no máximo 0,007, 0,008 e 0,006 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ (0,70, 0,79 e 0,60% bu) para as réplicas, respectivamente.

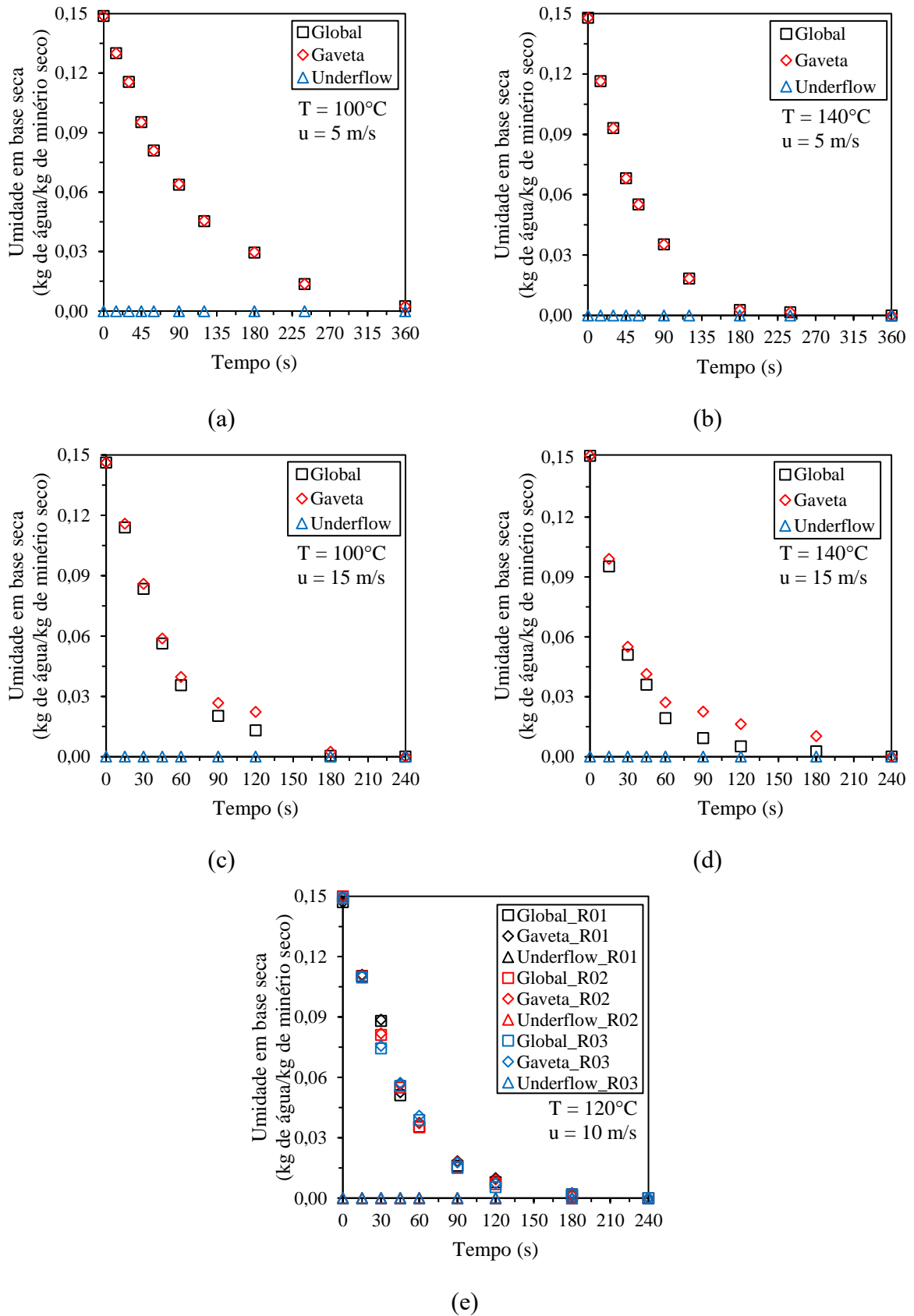
Para o material nas umidades iniciais de 13 e 12%, na condição de velocidade do ar a 5 m/s, menos de 0,70 % de material foi arrastado e coletado no ciclone, de modo que não foram observadas diferenças na umidade global e da gaveta. Em contrapartida, com ar de secagem a 15 m/s, houve arraste pronunciado de material e a umidade do minério de ferro retido na gaveta foi maior que a global, uma vez que a perda de material pelo arraste o material seco até o *underflow* do ciclone não foi contabilizado no valor da umidade na gaveta. Além disso, o material que se desprende do conjunto na gaveta apresenta taxas de secagem mais elevadas, uma vez que há maior contato entre o ar de secagem e o sólido, bem como diâmetro de partículas menores quando comparado ao aglomerado retido. Em todas as condições experimentais o material coletado no *underflow* estava completamente seco, apresentando-se na forma de um pó fino. O mesmo comportamento foi descrito por Souza *et al.* (2023), em secagem de minério de ferro *pellet feed* realizada no mesmo equipamento e condições operacionais de temperatura e velocidade do ar.

Comportamento singular foi observado para o minério com umidades iniciais de 11%. Até cerca de 90 s, observou-se o comportamento típico de diminuição da umidade do material com o tempo para todas as condições. No entanto, a partir desse tempo, é possível verificar que o material atinge um valor constante de umidade, maior que a de equilíbrio. Por exemplo, observou-se que para a condição do ar a 100 °C e 5 m/s (Figura 26 (a)), após 90 s, o material permaneceu em um valor constante de umidade global igual a 0,013 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$, com uma umidade residual média de 0,017 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ no *underflow*. Como o material à umidade inicial de 11% possuía aglomerados de menores tamanhos, melhor escoabilidade e menor adesão entre partículas, seu arraste ocorreu de modo mais pronunciado para todas as condições. Dessa forma, o tempo de residência do material na câmara de secagem foi insuficiente para remover toda umidade do material. Assim sendo, esse foi o único valor de umidade inicial para o qual foi encontrada umidade residual do minério no ciclone, visto que o material permaneceu por menos tempo em contato com

o ar de secagem. O mesmo não foi observado para os materiais a umidade inicial de 12 e 13%, já que nessas condições houve formação de aglomerados maiores e com maior adesão entre as partículas, dificultando o arraste e fazendo com que maior quantidade do material permanecesse na gaveta durante o processo de secagem, mantendo-se por mais tempo em contato com o ar aquecido, em uma combinação de leito fixo e transporte pneumático. Em todas as condições experimentais a 11%, o material coletado no *underflow* se apresentava como uma mistura de pó fino e aglomerados. Namkung & Cho (2004) obtiveram resultados similares ao secar minério de ferro com partículas de 0,5 a 2,0 mm em um secador pneumático, havendo presença de umidade residual no material arrastado.

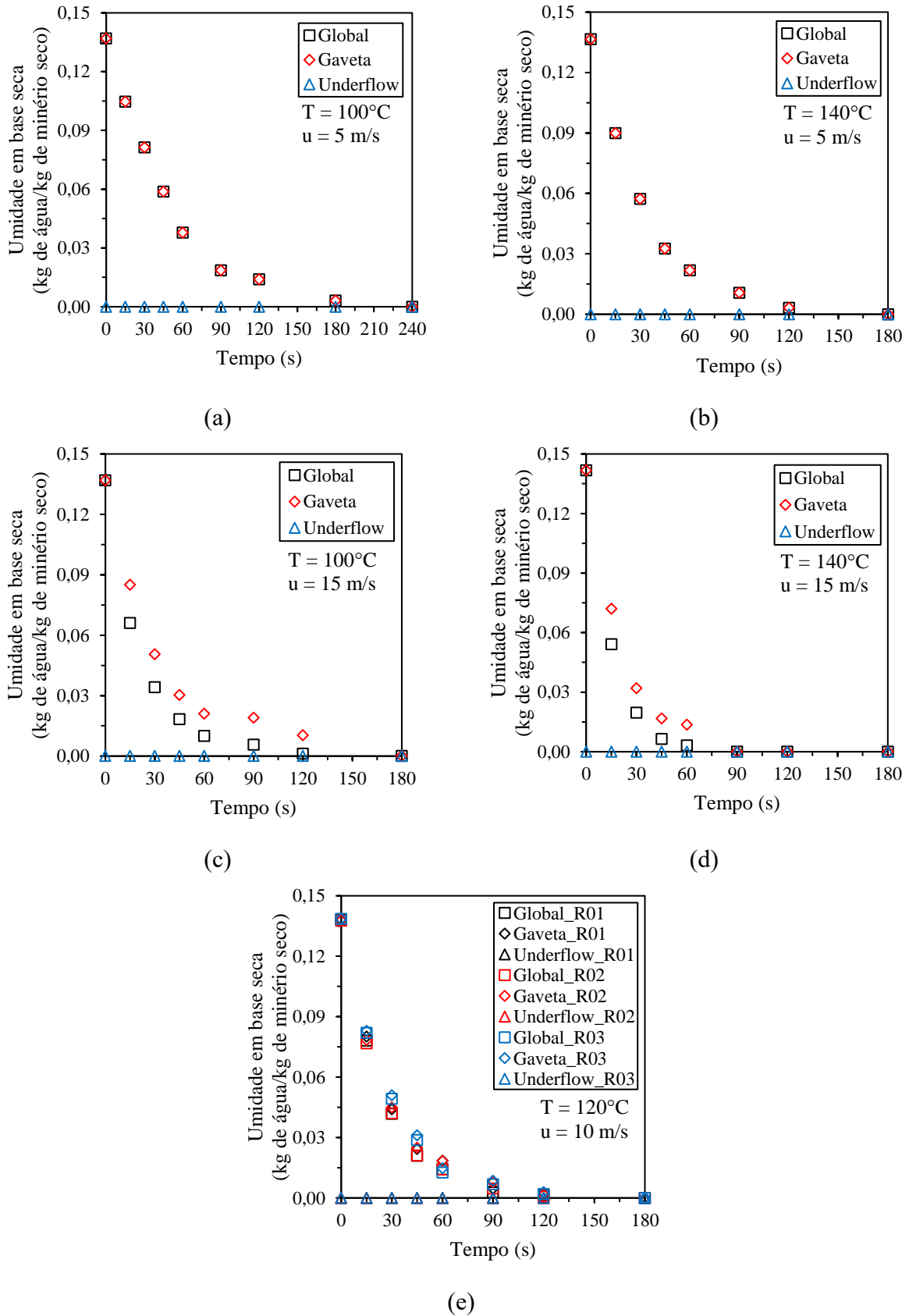
Esta pesquisa foi conduzida em diferentes frentes e buscou atender uma demanda industrial, que apresenta como objetivo a redução de 2 pontos percentuais da umidade do minério de ferro, conforme premissas previamente assumidas para a secagem convectiva. Assim, para todas as condições experimentais, foi possível reduzir a umidade de 13% para 11% ($0,124 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$) em até 30 s de secagem. Com exceção da operação a 100°C e 5 m/s, foi possível reduzir a umidade a valores adequados em menos de 15s de processo. Já para o material com umidade inicial de 12 e 11%, foi possível reduzir a umidade de 12 para 10% ($0,091 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$) e de 11 para 9% ($0,083 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$) em até 15 s de secagem para todas as condições experimentais. Assim, curtos tempos de residência no equipamento foram suficientes para reduzir a umidade do material para valores desejados. Souza *et al.* (2023) mostraram que em uma operação de secagem com ar a 140°C e 15 m/s foi possível reduzir a umidade de uma camada fina de minério de ferro de $0,11 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ para umidade de interesse de $0,05 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ em menos de 30 s. Já para o ar a 100°C e 5 m/s, foi necessário 45 s para secar o material até a umidade desejada. Além disso, o aumento da velocidade do ar de 5 para 15 m/s diminuiu em 40% o tempo de secagem. Isso mostra a importância das condições do ar de secagem na operação.

Figura 24. Umidade em base seca na gaveta, no *underflow* e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 13\% = 0,149 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)



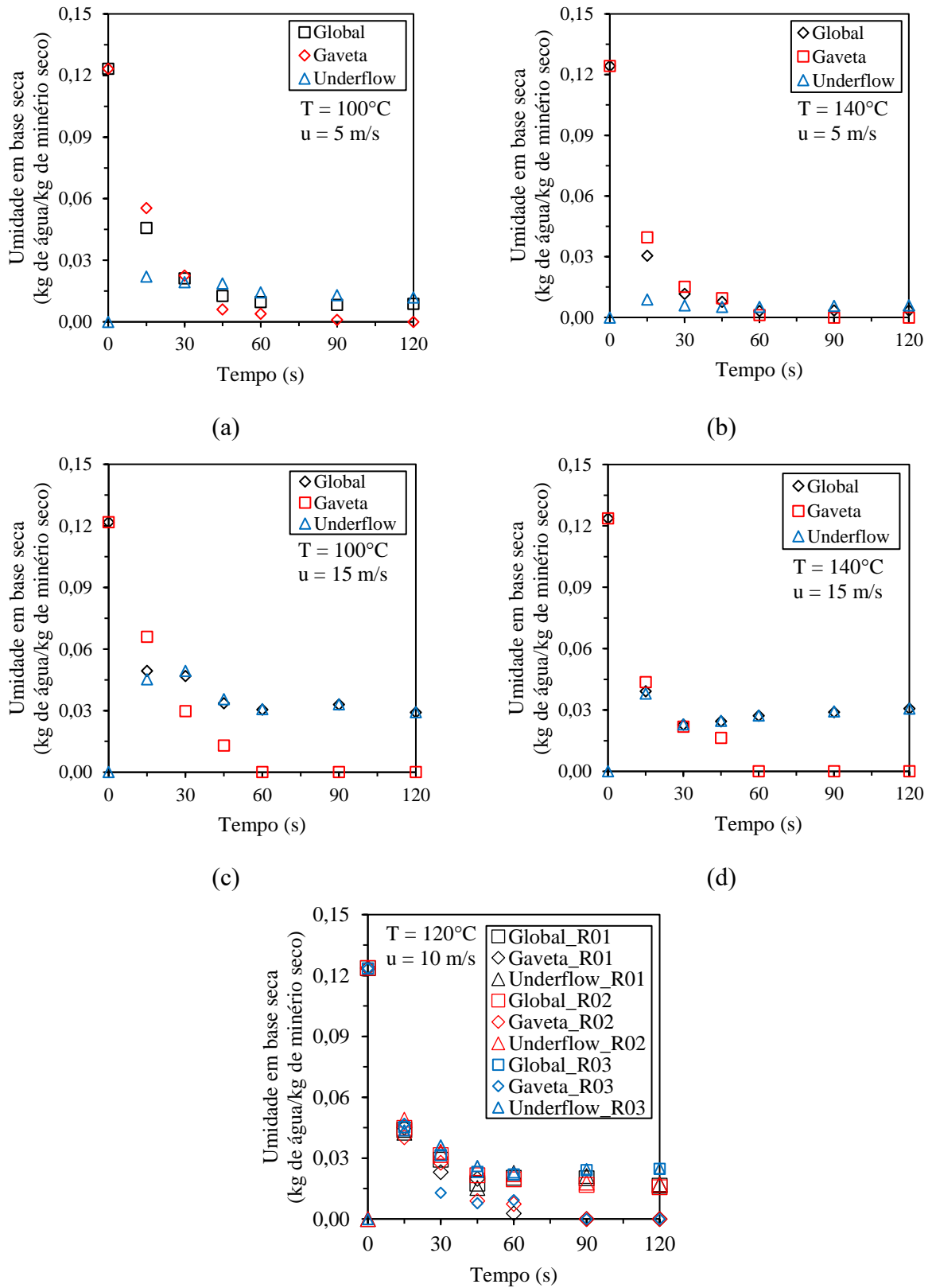
Fonte: Elaborado pelo autor (2024). R01, R02 e R03 são as réplicas.

Figura 25. Umidade em base seca na gaveta, no *underflow* e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 12\% = 0,136 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)



Fonte: Elaborado pelo autor (2024). R01, R02 e R03 são as réplicas.

Figura 26. Umidade em base seca na gaveta, no *underflow* e global do minério de ferro em função do tempo para todas as condições experimentais ($X_0 = 11\% = 0,124 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$)

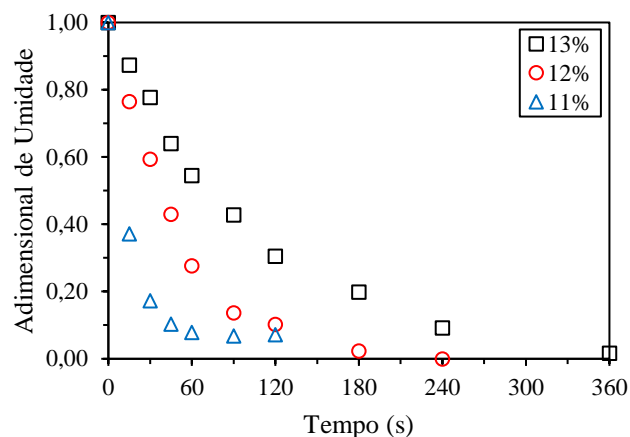


(e)

Fonte: Elaborado pelo autor (2024). R01, R02 e R03 são as réplicas.

Na Figura 27 são apresentados os resultados da umidade adimensional global em função do tempo para a condição de velocidade do ar de 5 m/s, temperatura do ar a 100 °C e umidades iniciais de 13, 12 e 11% em base úmida. O minério de ferro alimentado a umidade de 13 e 12% seca completamente em até 360 e 240 s. Já o material a 11% tem uma redução de 93% de sua umidade inicial, chegando ao *underflow* com uma umidade residual mínima de 0,83%, devido aos efeitos de arraste e tempo de residência na câmara de secagem, discutidos anteriormente. Ainda assim, pode-se observar menores tempos de secagem para alimentação de material com menor umidade inicial. Isso se deve à menor massa de água presente no minério de ferro para ser evaporada, que diminui a quantidade de energia requerida como calor latente para possibilitar sua vaporização. Também tem relação com as questões relacionadas ao arraste de partículas e contato fluido-sólido, já mencionadas.

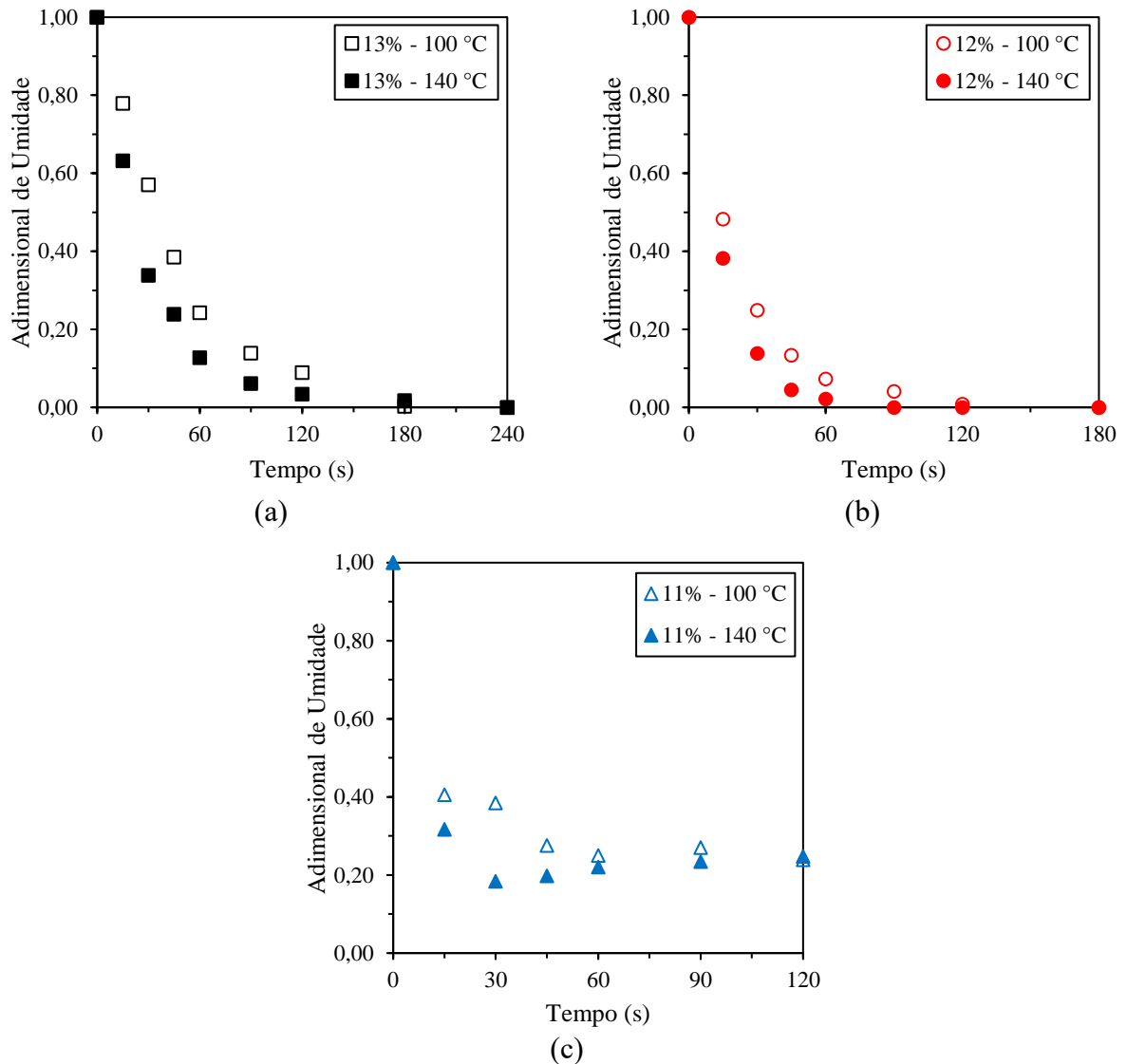
Figura 27. Adimensional de umidade global em função do tempo para umidade inicial de minério de ferro igual a 13, 12 e 11% em base úmida. Velocidade do ar de 5 m/s. Temperatura do ar de 100 °C



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Na Figura 28 (a)-(c) são apresentados os resultados da umidade adimensional em função do tempo para a condição de velocidade do ar de 15 m/s, temperatura do ar a 100 e 140 °C e umidades iniciais de (a) 13, (b) 12 e (c) 11% em base úmida. Ao aumentar a temperatura do ar, o tempo de secagem, foi menor. Entretanto, comparando-se com o efeito da velocidade do ar, observou-se menor diferença no efeito da temperatura na secagem. Isso pode estar associado ao tempo de contato do ar com o material e aos efeitos de quebra e arraste. Nessa condição, há maior arraste do material na câmara de secagem, de modo que o tempo de contato do minério de ferro com o ar de secagem é reduzido. Isso indica a maior importância da velocidade do ar na secagem convectiva do concentrado de minério de ferro quanto comparada à temperatura, sugerindo que usos mais brandos de temperatura numa condição industrial poderiam ser adotados, promovendo redução de gastos energéticos associados ao aquecimento do ar de secagem.

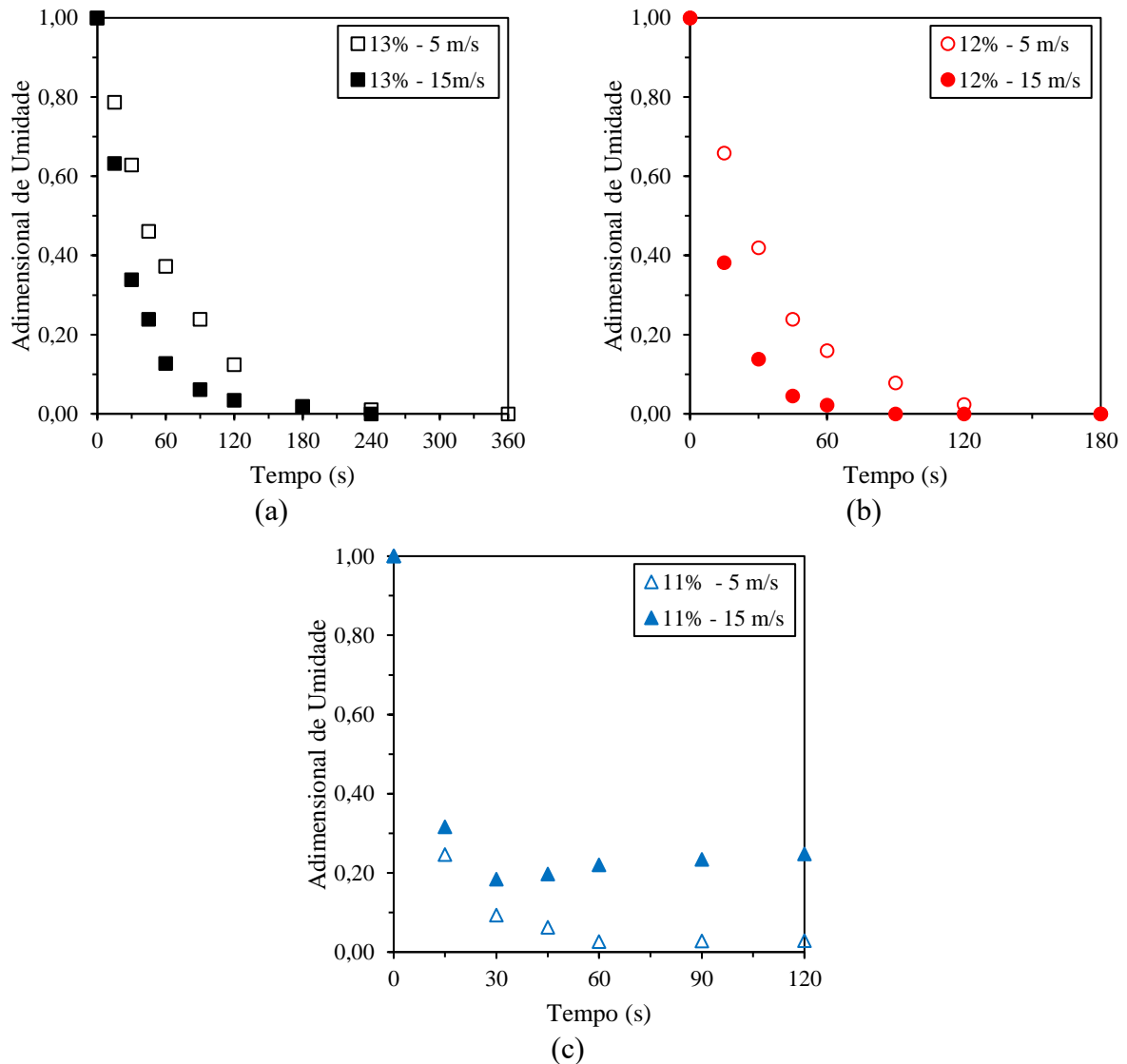
Figura 28. Adimensional de umidade global em função do tempo parametrizada pela velocidade do ar de 15 m/s e umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Na Figura 29 (a)-(c) são apresentados os resultados da umidade adimensional em função do tempo para a condição de temperatura do ar a 140 °C, velocidade do ar a 5 e 15 m/s e umidades iniciais de (a) 13, (b) 12 e (c) 11% em base úmida. Ao aumentar a velocidade do ar, também foi observado um tempo menor de secagem para todas as condições de umidade. Isso se deve ao fato de o ar de secagem ter maior energia térmica e cinética associada ao aumento de sua velocidade, o que promove maiores taxas de transferência de calor e de massa na operação. Além disso, para velocidade cada vez maiores, o ar promove maior movimentação dos agregados de minério de ferro, sendo percebidos os efeitos conjuntos de arraste e quebra de material, que beneficiam a secagem. Conforme discutido anteriormente, há umidade residual na secagem a 11% de umidade (Figura 29 (c)), devido aos efeitos de arraste e menores tempos de residência do material na câmara de secagem.

Figura 29. Adimensional de umidade em função do tempo parametrizada pela temperatura do ar de 140 °C e umidade inicial de (a) 13%, (b) 12% e (c) 11%



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.2.3 Obtenção de equações para o coeficiente de transferência de massa

Essa sessão é dedicada ao ajuste matemático dos parâmetros obtidos pelo planejamento experimental para todas as condições de umidade inicial. Diferentes estratégias foram adotadas para modelar a secagem convectiva de minério de ferro a 11% de umidade devido a seu distinto comportamento de secagem, quando comparado às demais condições.

4.2.3.1 Umidade inicial de 13% bu

A Tabela 8 reúne os coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem a 0,149 $\text{kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para todas as condições operacionais. Há boa concordância entre o modelo ajustado e os dados experimentais, com todos os coeficientes de determinação superiores a 0,99. Além disso, o erro quadrático médio (RMSE)

varia de 0,04467 a 0,09502. Os gráficos das curvas cinéticas experimentais e dos modelos estão reunidos no Apêndice C.

Tabela 8. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 13\%$

Temperatura do ar (°C)	Velocidade do ar (m/s)	A	K (s ⁻¹)	R ²	RMSE
100 (-1)	5 (-1)	1,00697	0,00970	0,99911	0,04474
100 (-1)	15 (+1)	1,02722	0,02148	0,99732	0,07184
140 (+1)	5 (-1)	1,00873	0,01676	0,99928	0,04467
140 (+1)	15 (+1)	1,00426	0,03321	0,99872	0,04910
120 (0)	10 (0)	1,02844	0,02248	0,99603	0,09502
120 (0)	10 (0)	1,01895	0,02314	0,99867	0,05445
120 (0)	10 (0)	1,01385	0,02316	0,99786	0,04859

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

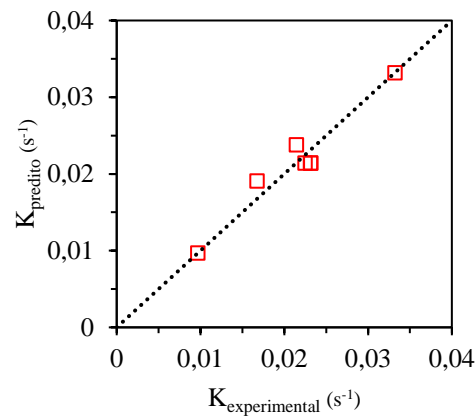
O modelo empírico para a determinação do coeficiente de transferência de massa é representado pela Equação 27, com apenas os termos estatisticamente significativos, com intervalo de confiança de 95%. As tabelas de ANOVA estão apresentadas no Apêndice D.

$$K_{13\%}(x_1, x_2) = 0,021418 + 0,004698x_1 + 0,007058x_2 \quad (27)$$

Considerando as condições operacionais utilizadas, a Equação 26 indica uma relação linear entre a temperatura e a velocidade do ar de secagem, de modo que o aumento da temperatura ou da velocidade resultaria em maiores coeficientes de transferência de massa. O resultado é fisicamente coerente, conforme apresentado nas curvas de cinética de secagem. Além disso, o parâmetro que acompanha o termo de velocidade do ar (x_2) é maior do que o da temperatura, o que mostra sua maior importância para a secagem convectiva de minério de ferro nas condições estudadas. Esse termo engloba simultaneamente os fenômenos de arraste e quebra de material. Assim, quanto maior a velocidade, maior será o impacto do material nas paredes e na tela de sustentação, com o ar e entre as partículas, promovendo a quebra do material. A partir dessa diminuição do tamanho do aglomerado pela quebra, mais facilmente o material é arrastado.

A Figura 30 apresenta a relação entre os valores de coeficiente de transferência de massa experimentais e previstos pelo modelo empírico. Observa-se que houve concordância entre os valores preditos e experimentais para as condições avaliadas, já que os resultados se mantêm alinhados à reta bissetriz do primeiro quadrante.

Figura 30. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.2.3.2 Umidade inicial de 12% bu

A Tabela 9 reúne os coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem a 0,136 kg_{água} · kg_{minério seco}⁻¹ de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para todas as condições operacionais. Há boa concordância entre o modelo ajustado e os dados experimentais, com todos os coeficientes de determinação superiores a 0,99. Além disso, o erro quadrático médio (RMSE) varia de 0,01094 a 0,06365. Os gráficos das curvas cinéticas experimentais e dos modelos estão reunidos no Apêndice C.

Tabela 9. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 12\%$

Temperatura do ar (°C)	Velocidade do ar (m/s)	A	K (s ⁻¹)	R ²	RMSE
100 (-1)	5 (-1)	1,01880	0,02000	0,99719	0,06365
100 (-1)	15 (+1)	0,99402	0,04599	0,99777	0,03334
140 (+1)	5 (-1)	1,00802	0,03001	0,99899	0,03309
140 (+1)	15 (+1)	1,00124	0,06521	0,99960	0,01094
120 (0)	10 (0)	1,00419	0,03979	0,99875	0,02529
120 (0)	10 (0)	1,00146	0,03968	0,99890	0,01955
120 (0)	10 (0)	1,00307	0,03553	0,99856	0,03147

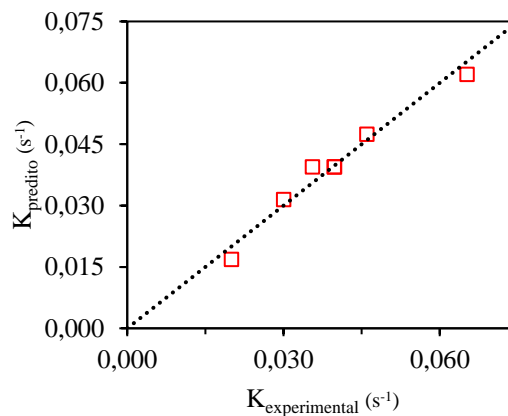
Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

O modelo empírico para a determinação do coeficiente de transferência de massa é representado pela Equação 28, com apenas os termos estatisticamente significativos, com intervalo de confiança de 95%. As tabelas de ANOVA estão apresentadas no Apêndice D.

$$K_{12\%}(x_1, x_2) = 0,039459 + 0,007307x_1 + 0,015300x_2 \quad (28)$$

Assim como a Equação 27, considerando as condições operacionais utilizadas, a Equação 28 indica uma relação linear entre a temperatura e a velocidade do ar de secagem. A Figura 31 apresenta a relação entre os valores de coeficiente de transferência de massa experimentais e previstos pelo modelo empírico. Observa-se que houve concordância entre os valores preditos e experimentais para as condições avaliadas, já que os resultados se mantêm alinhados à reta bissetriz do primeiro quadrante. Além disso, o parâmetro que acompanha o termo de velocidade do ar (x_2) é maior do que o da temperatura, o que mostra sua maior importância para a secagem convectiva de minério de ferro nas condições estudadas. Esse termo engloba simultaneamente os fenômenos de arraste e quebra de material. Assim, quanto maior a velocidade, maior será o impacto do material nas paredes e na tela de sustentação, com o ar e entre as partículas, promovendo a quebra do material. A partir dessa diminuição do tamanho do aglomerado pela quebra, mais facilmente o material é arrastado.

Figura 31. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

4.2.3.3 Umidade inicial de 11% bu

A modelagem para a cinética de secagem com o minério a 11% foi feita a partir de três abordagens distintas. Nas abordagens I e II, o ajuste cinético foi realizado a partir dos resultados experimentais de adimensional de umidade global e da gaveta, respectivamente. Já para a abordagem III, foi adotada a hipótese de que o material coletado no *underflow* estaria completamente seco para todas as condições, assim como aconteceu experimentalmente para os ensaios de secagem do minério de ferro nas umidades de 13 e 12%.

A Tabela 10 reúne os coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem a $0,124 \text{ kg}_{\text{água}} \cdot \text{kg}_{\text{minério seco}}^{-1}$ de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para todas as abordagens e condições operacionais. Para as abordagens II e II, há boa concordância entre o modelo ajustado

e os dados experimentais, com todos os coeficientes de determinação superiores a 0,97. Além disso, o erro quadrático médio (RMSE) varia de 0,01171 a 0,10291. Já para a abordagem I, há maiores erros quadráticos médios, variando de 0,06932 a 0,41170, com coeficientes de determinação na faixa de 0,80 a 0,99. Devido aos maiores desvios nesse ajuste, especialmente devido ao comportamento descrito anteriormente para o material a 11% de umidade, foram propostas as abordagens II e III. Os gráficos das curvas cinéticas experimentais e dos modelos são apresentados no Apêndice C.

Tabela 10. Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921) para $X_0 = 11\%$ para as abordagens I, II e III

Abordagem	Temperatura do ar (°C)	Velocidade do ar (m/s)	A	K (s ⁻¹)	R ²	RMSE
I	100 (-1)	5 (-1)	0,98857	0,05866	0,99255	0,11858
	100 (-1)	15 (+1)	0,84683	0,02180	0,80064	0,35386
	140 (+1)	5 (-1)	0,99641	0,08746	0,99723	0,06932
	140 (+1)	15 (+1)	0,93942	0,04694	0,89746	0,41170
	120 (0)	10 (0)	0,95963	0,04798	0,95317	0,25767
	120 (0)	10 (0)	0,95250	0,04459	0,95464	0,23989
	120 (0)	10 (0)	0,93737	0,04087	0,91385	0,31854
II	100 (-1)	5 (-1)	1,00530	0,05642	0,99927	0,03633
	100 (-1)	15 (+1)	1,01522	0,04734	0,99610	0,07735
	140 (+1)	5 (-1)	0,99623	0,07236	0,99820	0,04372
	140 (+1)	15 (+1)	0,99008	0,06139	0,99522	0,08766
	120 (0)	10 (0)	0,98610	0,05747	0,98668	0,10279
	120 (0)	10 (0)	0,98556	0,06142	0,99360	0,10291
	120 (0)	10 (0)	1,00030	0,06615	0,99733	0,06664
III	100 (-1)	5 (-1)	0,99993	0,07621	0,99918	0,01171
	100 (-1)	15 (+1)	0,99977	0,14819	0,99979	0,01972
	140 (+1)	5 (-1)	0,99813	0,09561	0,99919	0,03850
	140 (+1)	15 (+1)	0,99986	0,17636	0,99960	0,02804
	120 (0)	10 (0)	0,99773	0,10194	0,98968	0,06870
	120 (0)	10 (0)	0,99884	0,12204	0,97947	0,04578
	120 (0)	10 (0)	1,00026	0,11583	0,98546	0,01241

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

O modelo empírico para a determinação do coeficiente de transferência de massa é representado pelas Equações 29, 30 e 31, com apenas os termos estatisticamente significativos, com intervalo de confiança de 90%. As tabelas de ANOVA estão apresentadas no Apêndice D.

$$K_I(x_1, x_2) = 0,049759 + 0,013487x_1 - 0,019345x_2 \quad (29)$$

$$K_{II}(x_1, x_2) = 0,060363 + 0,007497x_1 - 0,005011x_2 \quad (30)$$

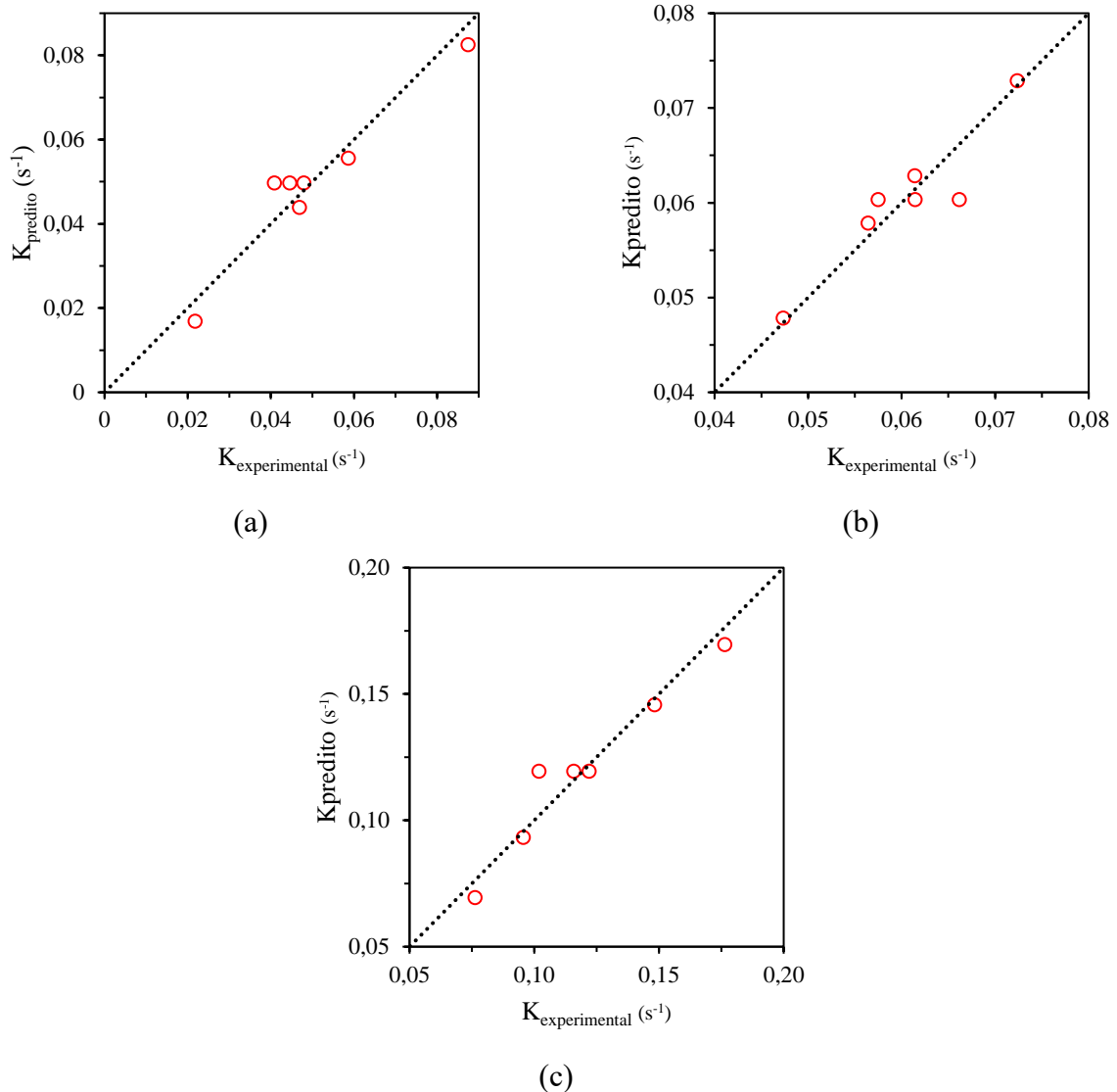
$$K_{III}(x_1, x_2) = 0,119454 + 0,011892x_1 + 0,038183x_2 \quad (31)$$

Considerando as condições operacionais utilizadas, as Equações 28, 29 e 30 indicam uma relação linear entre a temperatura e a velocidade do ar de secagem. Entretanto, há efeito negativo da velocidade no coeficiente de transferência de massa nas equações 29 e 30. O aumento da velocidade diminuía o tempo de residência do minério de ferro úmido na câmara de secagem, reduzindo a remoção de umidade do material em contato com o ar. O termo de velocidade é maior do que o de temperatura nas equações 29 e 31 (parâmetros globais), o que mostra sua maior importância para a secagem convectiva de minério de ferro nas condições estudadas.

Embora as abordagens I e II sejam as que melhor retratem o que ocorreu no equipamento (menor redução da umidade inicial com o aumento da velocidade), essas correlações podem gerar divergências numéricas em simulações por CFD, podendo levar a coeficientes negativos, que não têm sentido físico. Optar pela abordagem III é uma estratégia para evitar esse problema nessas aplicações, uma vez que as velocidades e temperaturas de operação em escala industrial são mais extremas do que as utilizadas nos experimentos. Nela, assim como para os ajustes nas umidades de 12 e 13%, haveria aumento do coeficiente de transferência de massa na secagem com o aumento da velocidade do ar e da temperatura. Dessa forma, as abordagens I e II podem ser utilizadas para descrever o que ocorreu no equipamento, enquanto a abordagem III poderia ser usada em simulações. Ainda assim, mesmo com essas diferentes abordagens, a regressão só considera a velocidade do ar e a temperatura, mesmo com os dados tendo sido obtidos em diferentes condições de contato entre o sólido e o ar. Dessa forma, os modelos de regressão têm limitações devido à natureza complexa do fenômeno.

A Figura 32 (a)-(c) apresenta a relação entre os valores de coeficiente de transferência de massa experimentais e previstos pelos modelos empíricos das abordagens I, II e III. Observa-se que houve concordância entre os valores preditos e experimentais para as condições avaliadas, já que os resultados se mantêm alinhados à reta bissetriz do primeiro quadrante. Ainda assim,

Figura 32. Valores do coeficiente de transferência de massa preditos pelo modelo versus valores experimentais para $X_0 = 11$ e abordagem (a) I, (b) II e (c) III



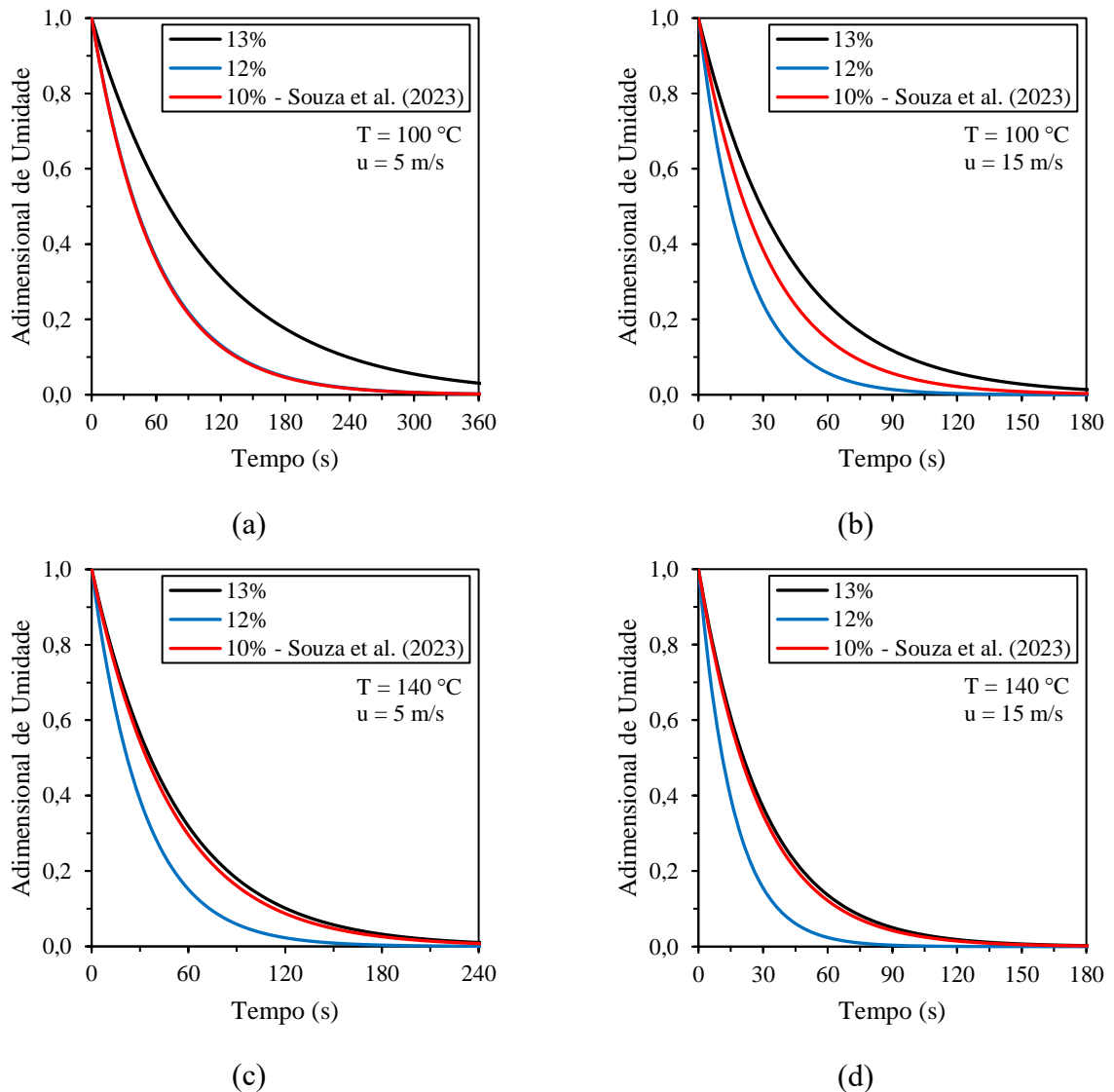
Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

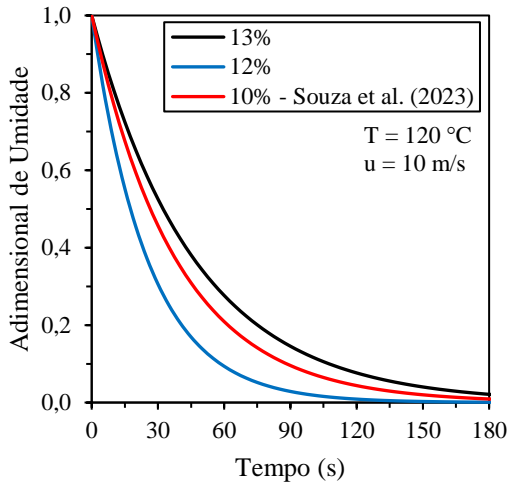
4.2.3.4 Comparação com modelo da literatura

Foram comparadas as cinéticas de secagem obtidas nesse trabalho com os resultados obtidos por Souza *et al.* (2023). Inicialmente, a partir da densidade do sólido e densidade *bulk* apresentados no trabalho de Souza *et al.* (2023), foi estimado que o material utilizado no trabalho dos autores apresentava uma saturação de 70%. Trata-se de um valor intermediário, dentro da faixa de saturações do minério de ferro utilizado nesse trabalho (13% de umidade com 79% de saturação e 12% com 59%). Nessa faixa de saturação, o aspecto dos materiais é bastante similar, o que teria efeito na secagem. Na Figura 33 estão reunidas as curvas de cinética de secagem preditas a partir dos modelos propostos nesse trabalho para o concentrado de minério de ferro (*pellet feed*) alimentado nas umidades de 13 e 12%, juntamente com o modelo proposto por Souza *et al.* (2023),

para o minério de ferro do tipo IOCJ a 10% de umidade. Para todas as condições, observa-se que a curva proposta pelo modelo de Souza *et al.* (2023) está entre as dos modelos propostos por esse trabalho para as umidades iniciais de 13 e 12%. Dessa forma, materiais com constituições químicas e mineralógicas diferentes saturam a diferentes umidades. A saturação se mostra um parâmetro a ser investigado para se determinar modelos de determinação do coeficiente de transferência de massa na secagem convectiva de finos de minério de ferro (*pellet feed*). Assim, em uma mesma saturação, concentrados de minério de ferro de mesmo tipo com granulometria similar, mas com diferentes composições mineralógicas, talvez possam apresentar mesma taxa de secagem, especialmente no período a taxa constante.

Figura 33. Comparação das curvas de cinética de secagem dos modelos para $X_0 = 13$ e 12% com o modelo proposto por Souza *et al.* (2023). (a) $T = 100\text{ °C}$ e $u = 5\text{ m/s}$, (b) $T = 100\text{ °C}$ e $u = 15\text{ m/s}$, (c) $T = 140\text{ °C}$ e $u = 5\text{ m/s}$, (d) $T = 140\text{ °C}$ e $u = 15\text{ m/s}$, (e) $T = 120\text{ °C}$ e $u = 10\text{ m/s}$





(e)

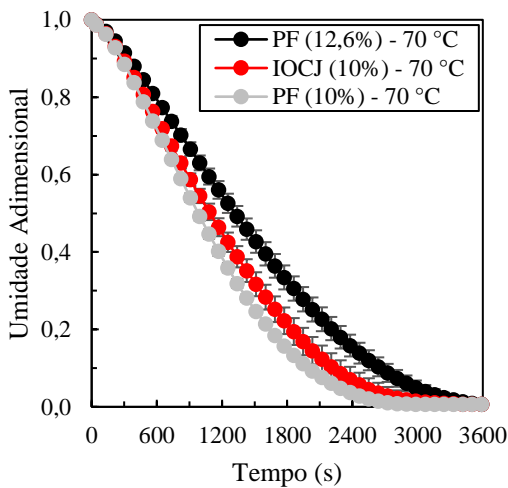
Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

A seção 4.3 apresenta resultados preliminares em relação a essa hipótese, indicando que num mesmo estado de agregação (funicular) e valores próximos de saturação, a taxa de secagem no período a taxa constante é similar, havendo diferenças quando o material está mais desagregado. Entretanto, mais análises devem ser feitas para evidenciar esse efeito.

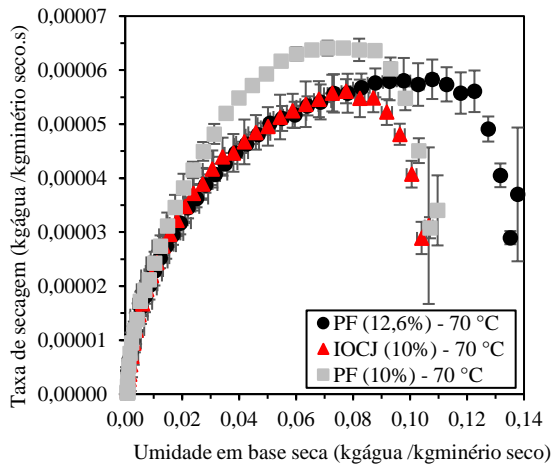
4.3 Secagem em estufa

A Figura 34 apresenta a umidade adimensional (a)-(c) e taxa de secagem (d)-(f) para diferentes temperaturas, tipos de minério de ferro e umidades iniciais.

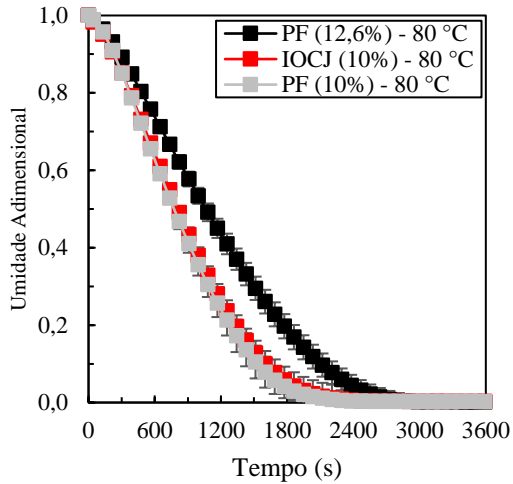
Figura 34. Curvas de (a)-(c) adimensional de umidade e de (d)-(f) taxa de secagem



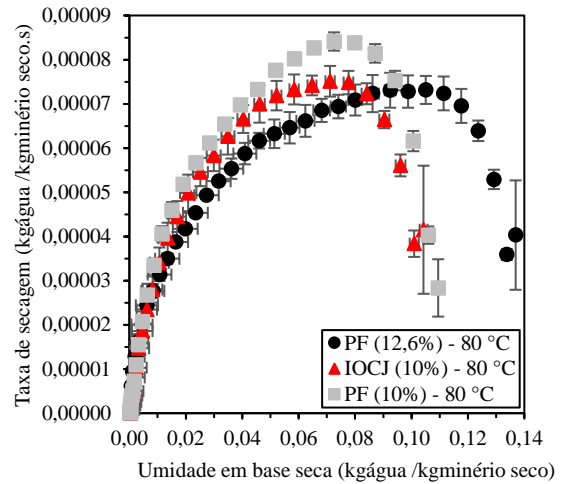
(a)



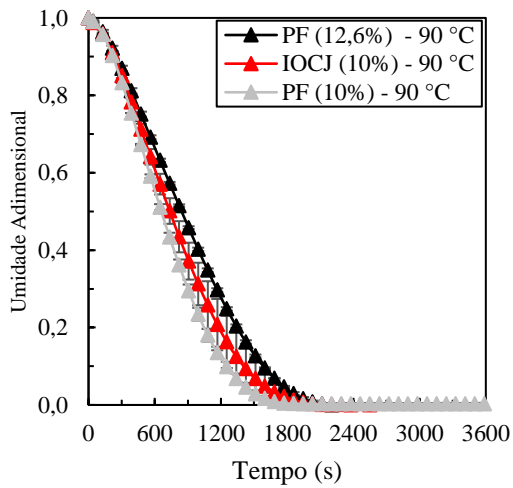
(d)



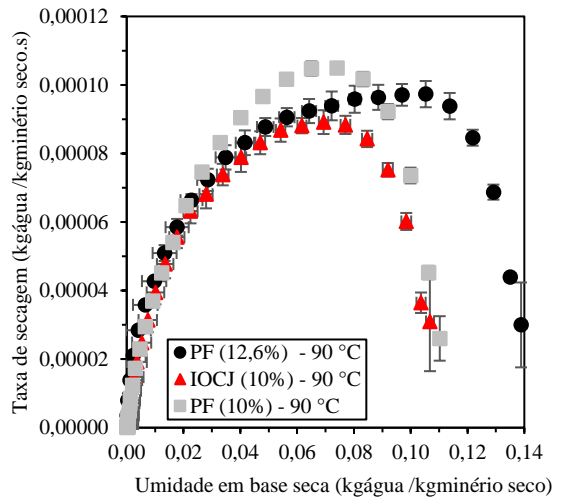
(b)



(e)



(c)



(f)

Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

É possível observar que para um mesmo material (*pellet feed*), o tempo de secagem é menor quando se utiliza uma menor umidade inicial e uma maior temperatura do ar, uma vez que a massa de água a ser evaporada é menor, enquanto a quantidade de energia fornecida ao sistema para promover a transferência de calor no sólido é maior. Já a curva de adimensional de secagem do minério de ferro (IOCJ) se encontra ligeiramente entre as curvas do *pellet feed* a 12,6 e 10%. Isso sugere que o aspecto do material apresenta influencia na secagem, uma vez que o IOCJ a 10% tem aspecto similar ao *pellet feed* a 12,6%, enquanto o *pellet feed* a 10% se encontra um estado mais desagregado, o que permite maior contato do ar de secagem com o material úmido, acelerando a secagem.

As curvas de taxa de secagem (Figura 34 (d)-(f)) permitem distinguir três períodos de secagem distintos: aquecimento, taxa de secagem constante e taxa de secagem decrescente. Para o mesmo material (*pellet feed*), pode-se observar que a umidade inicial influenciou as taxas de

secagem no período de secagem a taxa constante. Nesse período, a secagem ocorre como se a umidade livre e superficial estivesse sendo removida do material e as taxas de transporte da umidade em seu interior para a superfície são altas o suficiente para não afetar significativamente a taxa de secagem do material nesse período. Isso pode estar relacionado às características geométricas do material e à área de contato com o ar, uma vez que o *pellet feed* se encontra num estado mais desagregado, como já discutido, com baixa formação de aglomerados, levando a um maior contato do ar de secagem com o material e promovendo maiores taxas de transferência de calor e de massa.

Ao comparar as taxas de secagem do *pellet feed* com o IOCJ no período a taxa constante (0,02 a 0,08 kg_{água}/kg_{minério seco}), observa-se que para o IOCJ o comportamento foi similar ao *pellet feed* a 12,6%. Isso porque o minério de ferro do tipo *pellet feed* a 12,6% e IOCJ a 10% se encontram num estado funicular ($S > 50\%$), com formação de aglomerados, o que pode contribuir para maior disponibilidade de água superficial. Isso fica nítido ao comparar os resultados de taxa de secagem máxima, conforme exposto na Tabela 11. Ao comparar os valores médios da taxa de secagem máxima do IOCJ com o *pellet feed* a 12,6% e a 10%, a diferença das taxas é de 3 a 9% para o PF e de 12 a 17% para o PF (10%). Isso sugere que no mesmo estado de aglomeração, as taxas de secagem dos dois tipos de minério de ferro podem ser similares, com maiores diferenças para o material em seu estado mais desagregado (PF a 10%). Nesta condição, as taxas de secagem máximas foram maiores para todas as condições.

Tabela 11. Taxas de secagem máximas e tempo de secagem obtidos em estufa para diferentes materiais, umidades iniciais e temperaturas do ar de secagem

Material	Temperatura (°C)	Taxa de secagem máxima (kg _{água} /kg _{minério seco} ·s·10 ⁵)	Tempo (s)
PF	70	5,83 ± 0,37	648
	80	7,32 ± 0,18	562
	90	9,73 ± 0,1	475
IOCJ	70	5,61 ± 0,22	648
	80	7,51 ± 0,54	562
	90	8,92 ± 0,72	562
PF (10%)	70	6,41 ± 0,09	648
	80	8,41 ± 0,28	562
	90	10,49 ± 0,27	475

Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

Uma vez que a velocidade do ar é baixa na estufa, mais investigações devem ser feitas para elucidar os efeitos de aglomeração e agregação do minério de ferro de diferentes tipos quando há arraste de particulado.

5 CONCLUSÕES

Na caracterização do minério de ferro úmido, foi verificado o aumento dos valores médios dos diâmetros dos aglomerados para o aumento da umidade. A umidade do material influenciou diretamente as propriedades de empacotamento do minério, como a densidade *bulk* aerada, compactada, porosidade e saturação. Além disso, a determinação do TML apresentou resultados similares entre os métodos de PFM e de proveta (13,5 e 13,2%). Verificou-se, também, que a remoção de umidade livre do material acontece até 105°C, com recomposição térmica de goethita entre 250 e 400 °C.

Na secagem, verificou-se diferenças significativas no processo com minério de ferro úmido a diferentes umidades. Com material a 11%, o material é arrastado para o ciclone contendo umidade residual, o que não é observado para as umidades de 12 e 13%. Além disso, há maior efeito da velocidade na secagem do que da temperatura.

Por fim, foi possível propor modelos para a determinação do coeficiente de transferência de massa na secagem para todas as condições, apresentando, no geral, boa concordância entre os resultados. Esses modelos podem ser implementados em simuladores de processo para elucidar o comportamento nos fenômenos de transporte na secagem convectiva de concentrados de minério de ferro, dando suporte para melhorias de processo.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar o efeito da saturação na secagem em estufa para diferentes tipos de materiais e para uma maior faixa de umidades, considerando diferentes estados de agregação;
- Avaliar o efeito da saturação na secagem de minérios de ferro de diferentes origens em secador convectivo, para analisar os efeitos de arraste;
- Simular a secagem convectiva de concentrado de minério de ferro do módulo experimental utilizando as correlações determinadas nesse trabalho;
- Simular a secagem convectiva de concentrado de minério de ferro em chute de transferência utilizando as equações propostas por esse trabalho;
- Propor mudanças estruturais no chute de transferência a partir das simulações;
- Avaliar a eficiência energética na secagem para diferentes condições operacionais e de umidade inicial.

7 TRABALHOS E PARTICIPAÇÃO EM CONGRESSOS

Artigos de congressos:

SANTOS, L. J. DOS et al. Determinação do coeficiente de transferência de massa na secagem convectiva de minério de ferro. Anais do XLI ENEMP. Anais... Em: XLI CONGRESSO BRASILEIRO DE SISTEMAS PARTICULADOS (ENEMP). Sergipe: 2024.

Workshop:

SANTOS, L. J. DOS; BÉTTEGA, R. Caracterização de minério de ferro (pellet feed) diante de diferentes umidades. Em: 3º WORKSHOP DO PPGEQ. São Carlos: 2024.

8 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**, v. 127, n. 1, p. 40–48, 2 jan. 2018.

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**. São Carlos: Universidade Federal de São Carlos, 2023.

ALTHAUS, T. O.; WINDHAB, E. J. Characterization of wet powder flowability by shear cell measurements and compaction curves. **Powder Technology**, v. 215–216, p. 59–65, jan. 2012.

ALTINO, H. et al. The influence of moisture content on drilled cuttings' properties of bed packing and flowability. **Chemical Industry and Chemical Engineering Quarterly**, v. 30, n. 3, p. 193–206, 2024.

ALTINO, H. O. N.; LOURENÇO, G. A.; ATAÍDE, C. H. System development for bulk density data acquisition of granular materials: Effect of operational conditions and optimization. **Powder Technology**, v. 391, p. 184–197, out. 2021.

ANM. **Anuário Mineral Brasileiro: principais substâncias metálicas (Ano Base 2021)**. Brasília: Agência Nacional de Mineração - ANM, 2023.

ASTM D7481-09. **Test Methods for Determining Loose and Tapped Bulk Densities of Powders using a Graduated Cylinder**. ASTM International, , 2009. Disponível em: <<http://www.astm.org/cgi-bin/resolver.cgi?D7481-09>>. Acesso em: 1 set. 2024

BETANCUR, J. D. et al. The effect of water content on the magnetic and structural properties of goethite. **Journal of Alloys and Compounds**, v. 369, n. 1–2, p. 247–251, abr. 2004.

BUDHU, M. **Soil mechanics fundamentals**. Metric version ed. Chichester, West Sussex, United Kingdom: Wiley Blackwell, 2015.

CARMIGNANO, O. et al. Iron Ore Tailings: Characterization and Applications. **Journal of the Brazilian Chemical Society**, 2021.

CARVALHO, P. S. L. DE et al. Minério de ferro. **BNDES Setorial**, n. 39, p. 197–233, 2014.

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, jun. 2005.

CHAEDIR, B. A. et al. Advances in dewatering and drying in mineral processing. **Drying Technology**, v. 39, n. 11, p. 1667–1684, 2 ago. 2021.

CLOUT, J. M. F.; MANUEL, J. R. Mineralogical, chemical, and physical characteristics of iron ore. Em: **Iron Ore**. [s.l.] Elsevier, 2015. p. 45–84.

CNN. **Minério de ferro atinge mínima de mais de 6 meses com crescente temor de queda da demanda na China**. CNN Brasil, 13 mar. 2024. Disponível em: <[DE CAMPOS, M. M.; FERREIRA, M. D. 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.](https://www.cnnbrasil.com.br/economia/mercado/minerio-de-ferro-atinge-minima-de-mais-de-6-meses-com-crescente-temor-de-queda-da-demanda-na-china/#:~:text=O%20min%C3%A9rio%20de%20ferro%20de%20refer%C3%A2ncia%20para%20abril%20na%20Bolsa,taxas%20de%20juros%20em%20breve.>. Acesso em: 4 set. 2024</p></div><div data-bbox=)

DHIR, R. K.; GHATAORA, G. S.; LYNN, C. J. Geotechnical Applications. Em: **Sustainable Construction Materials**. [s.l.] Elsevier, 2017. p. 185–207.

DUARTE, H. FERRO – UM ELEMENTO QUÍMICO ESTRATÉGICO QUE PERMEIA HISTÓRIA, ECONOMIA E SOCIEDADE. **Química Nova**, 2019.

FERREIRA, R. F. **Modelos para previsão do limite de umidade para transporte marítimo de finos de minério de ferro – TML**. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2019.

FERREIRA, R. F.; LIMA, R. M. F. Relationship between particle size distribution and the PFD80 transportable moisture limit of iron ore fines. **Powder Technology**, v. 414, p. 118072, jan. 2023.

FERREIRA, R. F.; PEREIRA, T. M.; LIMA, R. M. F. A model for estimating the PFD80 transportable moisture limit of iron ore fines. **Powder Technology**, v. 345, p. 329–337, mar. 2019.

FOUST, A. S.; CLUMP, C. W.; WENZEL, L. A. **Princípios Das Operações Unitárias**. [s.l.] Ltc, 1970.

FREDLUND, D. G.; RAHARDJO, H.; FREDLUND, M. D. **Unsaturated soil mechanics in engineering practice**. Hoboken, New Jersey: Wiley, 2012.

FURTADO, M. D. C. et al. Numerical and experimental study on the drying process of iron ore in wagons. **Drying Technology**, v. 41, n. 11, p. 1783–1802, 21 ago. 2023.

GARDINER, C. P.; MELCHERS, R. E. Corrosion of mild steel by coal and iron ore. **Corrosion Science**, v. 44, n. 12, p. 2665–2673, dez. 2002.

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, nov. 2002.

HIRANO, A.; SILVA, B.; SILVA, G. **Influência das Matérias-Primas Ferrosas na Operação dos Altos Fornos da TKCSA**. Anais. **Anais...**São Paulo: Editora Blucher, 2016.

HOLMES, R. J.; LU, L. Introduction. Em: **Iron Ore**. [s.l.] Elsevier, 2015. p. 1–42.

HOU, Y. et al. Identifying corrosion of carbon steel buried in iron ore and coal cargoes based on recurrence quantification analysis of electrochemical noise. **Electrochimica Acta**, v. 283, p. 212–220, set. 2018.

IBGE. **Pesquisa Industrial Anual-Produto (PIA-Produto) 2022**. Rio de Janeiro: Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística – IBGE, 2024.

IBRAM, I. B. DE M.-. **Políticas Públicas para a Indústria Mineral**. Brasília: IBRAM, 2020.

KODIKARA, J.; ISLAM, T.; SOUNTHARARAJAH, A. Review of soil compaction: History and recent developments. **Transportation Geotechnics**, v. 17, p. 24–34, dez. 2018.

KRISTENSEN, H. G.; SCHAEFER, T. Granulation: A Review on Pharmaceutical Wet-Granulation. **Drug Development and Industrial Pharmacy**, v. 13, n. 4–5, p. 803–872, jan. 1987.

LEWIS, W. K. The Rate of Drying of Solid Materials. **Journal of Industrial & Engineering Chemistry**, v. 13, n. 5, p. 427–432, maio 1921.

LUZ, A. B. DA; SAMPAIO, J. A.; FRANÇA, S. C. A. **Tratamento de Minérios**. 5. ed. Rio de Janeiro: CETEM/MCT, 2010.

MAGELA DA COSTA, G. et al. Quantification of Moisture Contents in Iron and Manganese Ores. **ISIJ International**, v. 53, n. 10, p. 1732–1738, 2013.

MANJARE, S.; CHAKRABORTY, A. Modelling of fugitive emissions released due to handling of iron ore cargo at the port. **International Journal of Environmental Science and Technology**, v. 20, n. 4, p. 4405–4416, abr. 2023.

MARITIME ORGANIZATION, I. **Amendments (05-19) to the International Maritime Solid Bulk Cargoes (IMSBC) Code (on 1 January 2021)**. , 2019.

MCCABE, W. L.; SMITH, J. C.; HARRIOTT, P. **Unit operations of chemical engineering. Hauptbd**. 7. ed ed. Boston, Mass.: McGraw-Hill Higher Education, 2005.

MEYER, K. **Pelletizing of iron ores**. Berlin ; New York: Springer-Verlag, 1980.

MIDILLI, A.; KUCUK, H.; YAPAR, Z. A NEW MODEL FOR SINGLE-LAYER DRYING. **Drying Technology**, v. 20, n. 7, p. 1503–1513, 23 jul. 2002.

MUJUMDAR, A. S. (ED.). **Handbook of industrial drying**. Fourth edition ed. Boca Raton London New York: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2015.

MUNRO, M. C.; MOHAJERANI, A. Laboratory scale reproduction and analysis of the behaviour of iron ore fines under cyclic loading to investigate liquefaction during marine transportation. **Marine Structures**, v. 59, p. 482–509, maio 2018.

NAMKUNG, W.; CHO, M. Pneumatic Drying of Iron Ore Particles in a Vertical Tube. **Drying Technology**, v. 22, n. 4, p. 877–891, 5 jan. 2004.

ORGANIZATION, W. H. **Bulk density and tapped density of powders.** , 2012.

PETAVRATZI, E.; KINGMAN, S.; LOWNDES, I. Particulates from mining operations: A review of sources, effects and regulations. **Minerals Engineering**, v. 18, n. 12, p. 1183–1199, out. 2005.

SASS, A. Simulation of Heat-Transfer Phenomena in a Rotary Kiln. **Industrial & Engineering Chemistry Process Design and Development**, v. 6, n. 4, p. 532–535, out. 1967.

SCHULZE, D. **Powders and bulk solids: behavior, characterization, storage and flow.** Berlin Heidelberg New York, NY: Springer, 2008.

SHAH, U. V. et al. Influence of particle properties on powder bulk behaviour and processability. **International Journal of Pharmaceutics**, v. 518, n. 1–2, p. 138–154, fev. 2017.

SOUZA, A. **Secagem Convectiva de Concentrado de Minério de Ferro: Abordagem Experimental e Simulações por Fluidodinâmica Computacional.** São Carlos: Universidade Federal de São Carlos, 2023.

SOUZA, A. S. et al. Convective drying of iron ore fines: A CFD model validated for different air temperatures and air velocities. **Drying Technology**, v. 41, n. 15, p. 2431–2446, 20 nov. 2023.

SOUZA PINTO, T. C. et al. Characterization and drying kinetics of iron ore pellet feed and sinter feed. **Drying Technology**, v. 39, n. 10, p. 1359–1370, 30 jun. 2021.

TRAINA, K. et al. Flow abilities of powders and granular materials evidenced from dynamical tap density measurement. **Powder Technology**, v. 235, p. 842–852, fev. 2013.

UN. **Review of Maritime Transport: Towards a green and just transition.** Geneva: United Nations, 2023.

USGS. **Mineral commodity summaries 2024.** Reston: U.S. Geological Survey, 2024. Disponível em: <<https://pubs.usgs.gov/publication/mcs2024>>. Acesso em: 4 set. 2024.

VAN DER MEER, F. P. Pellet feed grinding by HPGR. **Minerals Engineering**, v. 73, p. 21–30, mar. 2015.

VENKAT REDDY, Y.; VENKATESH, S. Flow characteristic evaluation of iron ore for design of bunkers and chutes with different liner materials. **Materials Today: Proceedings**, v. 76, p. 95–102, 2023.

WALTER, D.; BUXBAUM, G.; LAQUA, W. The Mechanism of the Thermal Transformation From Goethite to Hematite. **Journal of Thermal Analysis and Calorimetry**, v. 63, n. 3, p. 733–748, 2001.

WEISSENBORN, P. K.; DUNN, J. G.; WARREN, L. J. Quantitative thermogravimetric analysis of haematite, goethite and kaolinite in Western Australian iron ores. **Thermochemica Acta**, v. 239, p. 147–156, jul. 1994.

WORLDSTEEL. **World Steel in Figures 2024**. Bruxelas: World Steel Association, 2024. Disponível em: <<https://worldsteel.org/data/world-steel-in-figures-2024>>.

WU, Z. H. et al. Dewatering and Drying in Mineral Processing Industry: Potential for Innovation. **Drying Technology**, v. 28, n. 7, p. 834–842, 30 jun. 2010.

YOON, S. et al. Experimental investigation of lab-scale fluidized bed for fine iron ore drying application under constant bed temperature condition. **Advanced Powder Technology**, v. 35, n. 5, p. 104443, maio 2024.

YOSHIMORI, T. Coulometric investigation of the drying conditions of high-grade iron ores for chemical analysis. **Talanta**, v. 25, n. 3, p. 169–172, mar. 1978.

APÊNDICE A – DEDUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE POROSIDADE *BULK* AERADA, COMPACTADA E EFETIVA

No leito, a massa total (m_t), massa de água (m_w) e massa de sólido (m_s) são definidos pelas equações 32, 33 e 34.

$$m_{\text{total}} = m_w + m_s \quad (32)$$

$$m_w = m_{\text{total}} \cdot X_{\text{bu}} \quad (33)$$

$$m_s = m_{\text{total}} \cdot (1 - X) \quad (34)$$

Assim, o volume de água (V_w), volume de sólido (V_s) e volume *bulk* (V_{bulk}) são calculados pelas equações 35, 36 e 37.

$$V_w = \frac{m_w}{\rho_w} = \frac{m_{\text{total}} \cdot X_{\text{bu}}}{\rho_w} \quad (35)$$

$$V_s = \frac{m_s}{\rho_s} = \frac{m_{\text{total}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{\rho_s} \quad (36)$$

$$V_v = V_{\text{bulk}} - V_s = V_{\text{bulk}} - \frac{m_{\text{total}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{\rho_s} \quad (37)$$

Por definição, a densidade *bulk* aerada (ρ_{ba}) e compactada (ρ_{bc}) são calculadas segundo a equação 38. A única mudança o valor do volume *bulk* que pode ser antes ou após a compactação.

$$\rho_{\text{ba}} = \rho_{\text{bc}} = \frac{m_{\text{total}}}{V_{\text{bulk}}} \quad (38)$$

Dessa forma, a porosidade *bulk* aerada (ϵ_0), compactada (ϵ_t) e efetiva (ϵ_{eff}) são calculadas segundo as equações 39, 40 e 41.

$$\epsilon_0 = \frac{V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{V_{\text{sólido}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\frac{m_{\text{total}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{d}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\rho_{\text{ba}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{\rho_s} \quad (39)$$

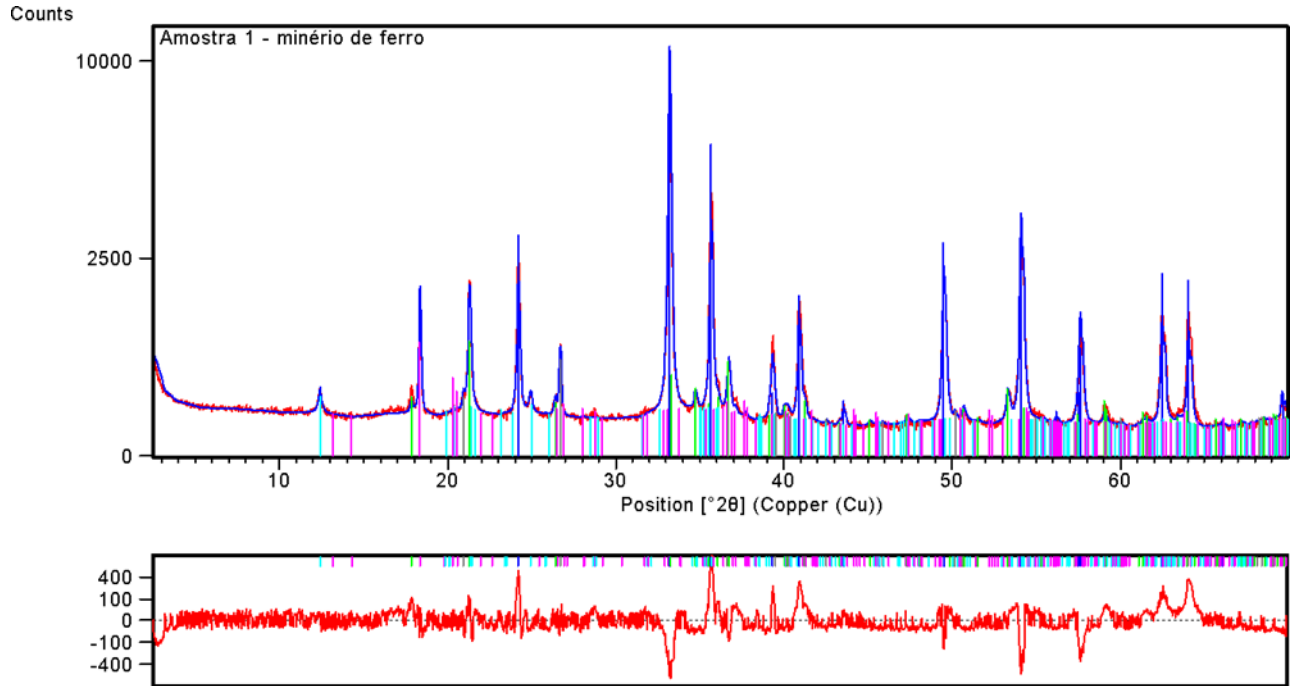
$$\epsilon_t = \frac{V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{V_{\text{sólido}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\frac{m_{\text{total}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{d}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\rho_{\text{bc}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{\rho_s} \quad (40)$$

$$\epsilon_{\text{eff}} = \frac{V_{\text{bulk}} - V_{\text{sólido}} - V_{\text{liq}}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \frac{\frac{m_{\text{total}} \cdot (1 - X_{\text{bu}})}{d}}{V_{\text{bulk}}} - \frac{\frac{m_{\text{total}} \cdot X_{\text{bu}}}{\rho_w}}{V_{\text{bulk}}} = 1 - \rho_{\text{bc}} \left[\frac{(1 - X_{\text{bu}})}{\rho_s} - \frac{(X_{\text{bu}})}{\rho_w} \right] \quad (41)$$

APÊNDICE B – DIFRATOGRAMAS DO REFINAMENTO POR RIETVELD

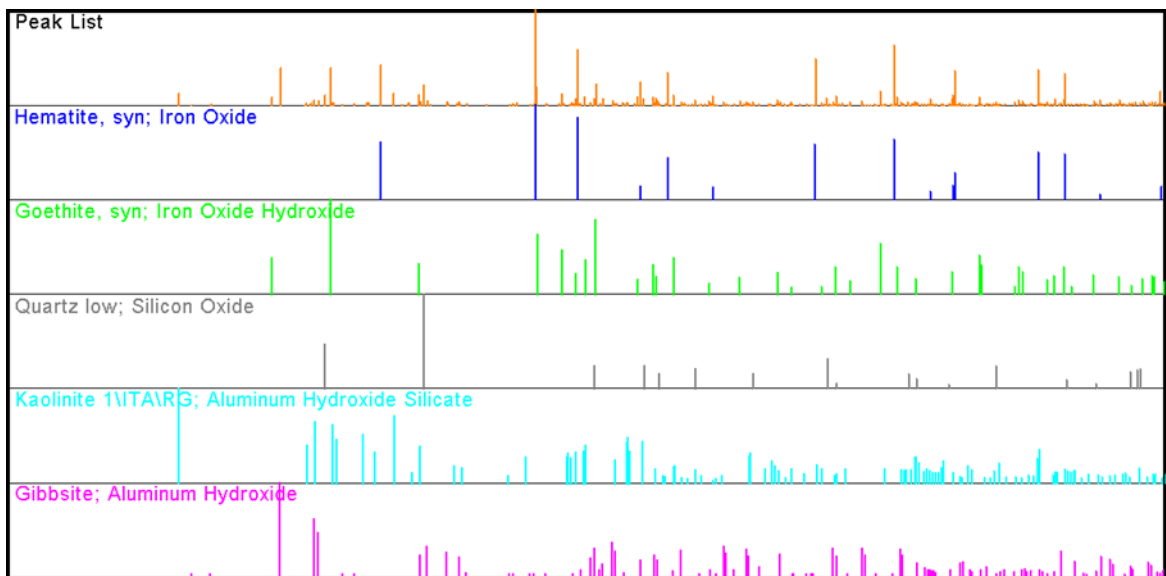
O difratograma obtido (cor vermelha), onde estão assinaladas as linhas de difração correspondentes às fases identificadas (cada fase em uma cor distinta) é apresentada na Figura 35. Também é apresentado o difratograma diferencial obtido no refinamento por Rietveld (Figura 36).

Figura 35. Difratograma de raios-X



Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Figura 36. Difratograma diferencial obtido no refinamento por Rietveld

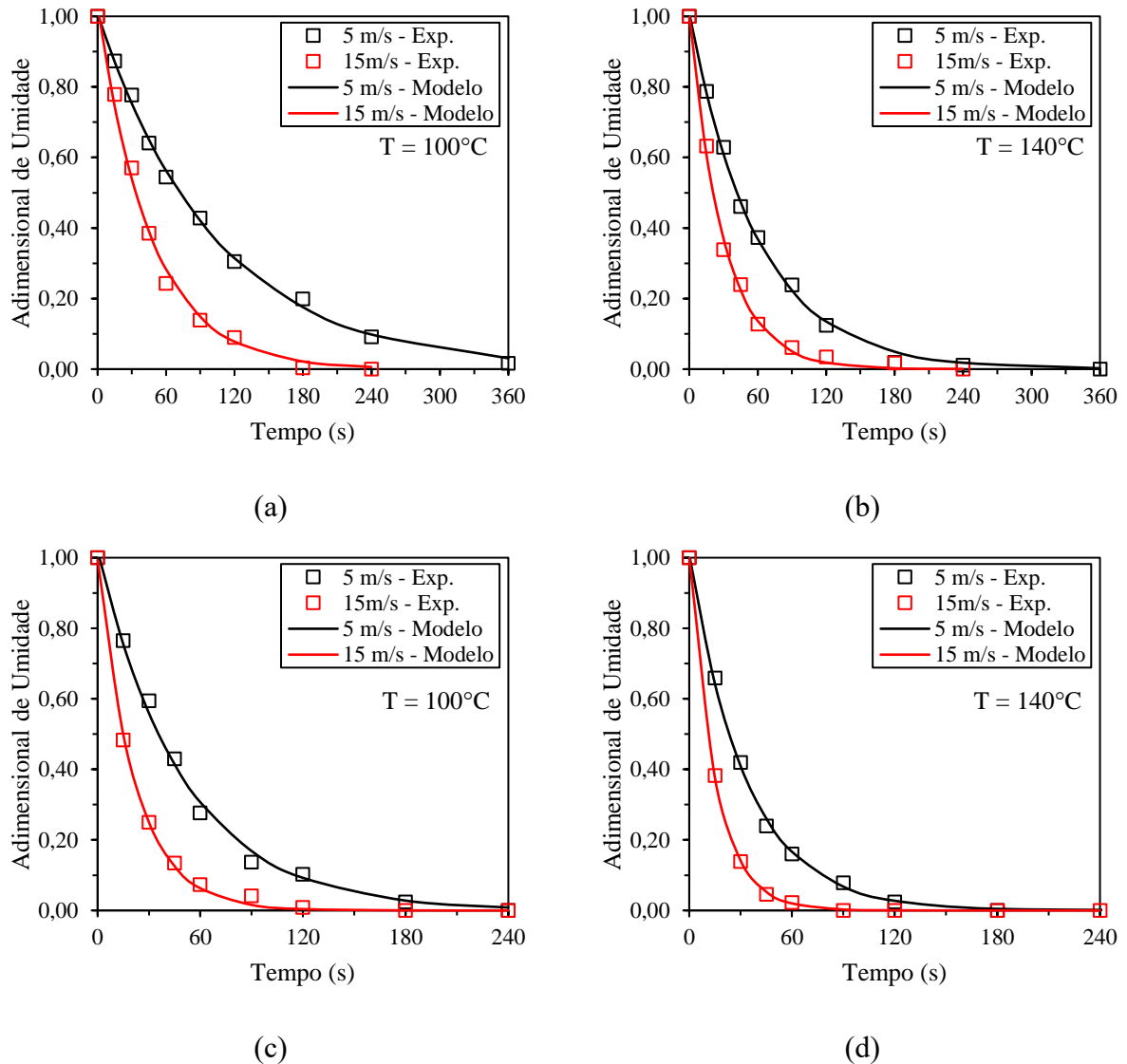


Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

APÊNDICE C – CURVAS DE CINÉTICA DE SECAGEM AJUSTADAS PELA EQUAÇÃO DE LEWIS

A Figura 37 apresenta as curvas de cinética de secagem do minério de ferro a temperatura para as umidades de 13 e 12%, ajustadas pela equação de LEWIS (1921).

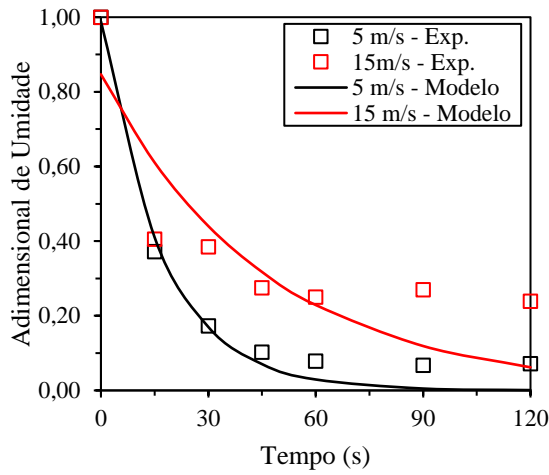
Figura 37. Curvas de cinética de secagem do minério de ferro a temperatura do ar de (a) 100 °C e (b) 140 °C para a 13% de umidade e (c) 100 °C e (d) 140 °C para 12% de umidade. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921)



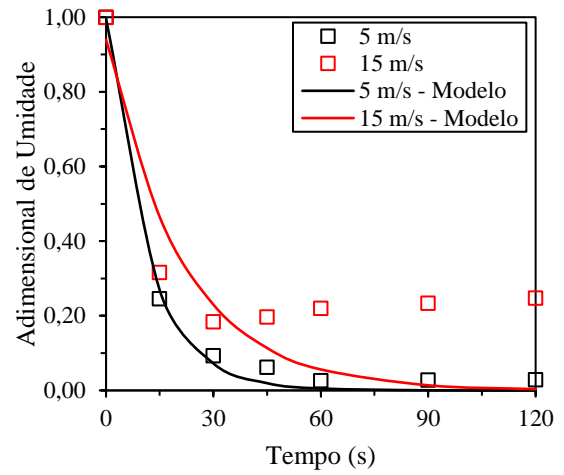
Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

A Figura 38 apresenta as curvas de cinética de secagem do minério de ferro a temperatura para as umidades de 11% para as abordagens I, II e III, ajustadas pelo modelo de LEWIS (1921).

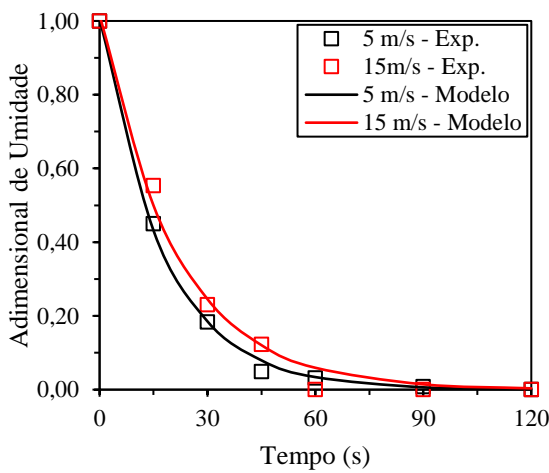
Figura 38. Curvas de cinética de secagem do minério de ferro a 11% de umidade, a temperatura do ar de (a) 100 °C e (b) 140 °C para a abordagem I, (c) 100 °C e (d) 140 °C para abordagem II e (e) 100 °C e (d) 140 °C para abordagem III. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921)



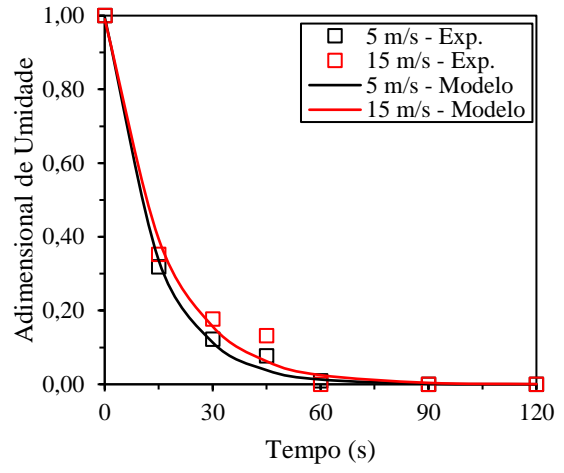
(a)



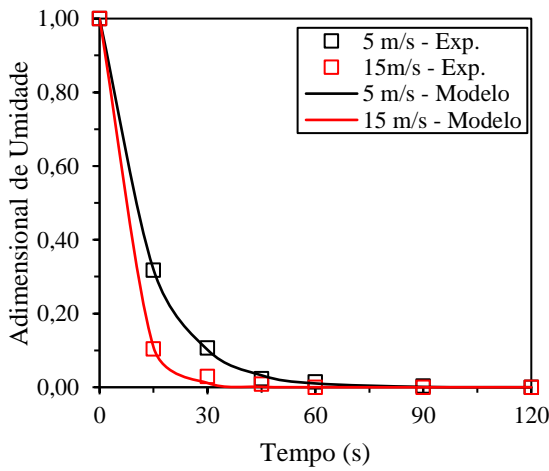
(b)



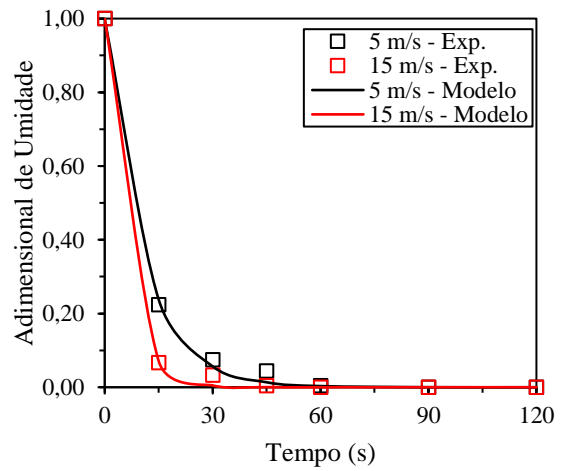
(c)



(d)



(e)



(f)

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

APÊNDICE D – TABELAS ANOVA

Os resultados dos testes estatísticos (ANOVA) para o modelo de umidades de 13 e 12% (IC = 95%) e 11% (para todas as abordagens, IC = 90%) estão reunidos entre as Tabelas 12 e 16.

Tabela 12. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 13\%$

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	F_{calc}
Regressão	$2,88 \cdot 10^{-4}$	2	$1,44 \cdot 10^{-4}$	32,44
Resíduo	$1,77 \cdot 10^{-5}$	4	$4,43 \cdot 10^{-6}$	
Falta de Ajuste	$1,74 \cdot 10^{-5}$	2	$8,71 \cdot 10^{-6}$	
Erro Puro	$3,01 \cdot 10^{-7}$	2	$1,51 \cdot 10^{-7}$	57,84
Total	$3,05 \cdot 10^{-4}$	6	$5,09 \cdot 10^{-5}$	

$$R^2 = 94,2\%; F_{tab(regressão/residual)} = 6,94; F_{tab(falta de ajuste/erro puro)} = 19,00$$

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Tabela 13. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 12\%$

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	F_{calc}
Regressão	$1,15 \cdot 10^{-3}$	2	$5,75 \cdot 10^{-4}$	58,05
Resíduo	$3,96 \cdot 10^{-5}$	4	$9,91 \cdot 10^{-6}$	
Falta de Ajuste	$2,79 \cdot 10^{-5}$	2	$1,39 \cdot 10^{-5}$	
Erro Puro	$1,18 \cdot 10^{-5}$	2	$5,88 \cdot 10^{-6}$	2,37
Total	$1,19 \cdot 10^{-3}$	6	$1,98 \cdot 10^{-4}$	

$$R^2 = 96,7\%; F_{tab(regressão/residual)} = 6,94; F_{tab(falta de ajuste/erro puro)} = 19,00$$

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Tabela 14. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem I

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	F_{calc}
Regressão	$2,22 \cdot 10^{-3}$	2	$1,11 \cdot 10^{-3}$	25,45
Resíduo	$1,75 \cdot 10^{-4}$	4	$4,37 \cdot 10^{-5}$	
Falta de Ajuste	$1,50 \cdot 10^{-4}$	2	$7,48 \cdot 10^{-5}$	
Erro Puro	$2,53 \cdot 10^{-5}$	2	$1,26 \cdot 10^{-5}$	5,92
Total	$2,40 \cdot 10^{-3}$	6	$4,00 \cdot 10^{-4}$	

$$R^2 = 93,2\%; F_{tab(regressão/residual)} = 4,32; F_{tab(falta de ajuste/erro puro)} = 9,00$$

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Tabela 15. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem II

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	F_{calc}
Regressão	$3,25 \cdot 10^{-4}$	2	$1,63 \cdot 10^{-4}$	13,63
Resíduo	$4,77 \cdot 10^{-5}$	4	$1,19 \cdot 10^{-5}$	
Falta de Ajuste	$9,97 \cdot 10^{-6}$	2	$4,99 \cdot 10^{-6}$	
Erro Puro	$3,78 \cdot 10^{-5}$	2	$1,89 \cdot 10^{-5}$	0,26
Total	$3,73 \cdot 10^{-4}$	6	$6,22 \cdot 10^{-5}$	

$$R^2 = 88,0\%; F_{\text{tab}(\text{regressão/residual})} = 4,32; F_{\text{tab}(\text{falta de ajuste/erro puro})} = 9,00$$

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

Tabela 16. Análise da variância para o coeficiente de transferência de massa para $X_0 = 11\%$ e abordagem III

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	F_{calc}
Regressão	$6,40 \cdot 10^{-3}$	2	$3,20 \cdot 10^{-3}$	29,64
Resíduo	$4,32 \cdot 10^{-4}$	4	$1,08 \cdot 10^{-4}$	
Falta de Ajuste	$2,20 \cdot 10^{-4}$	2	$1,10 \cdot 10^{-4}$	
Erro Puro	$2,12 \cdot 10^{-4}$	2	$1,06 \cdot 10^{-4}$	1,04
Total	$6,83 \cdot 10^{-3}$	6	$1,14 \cdot 10^{-3}$	

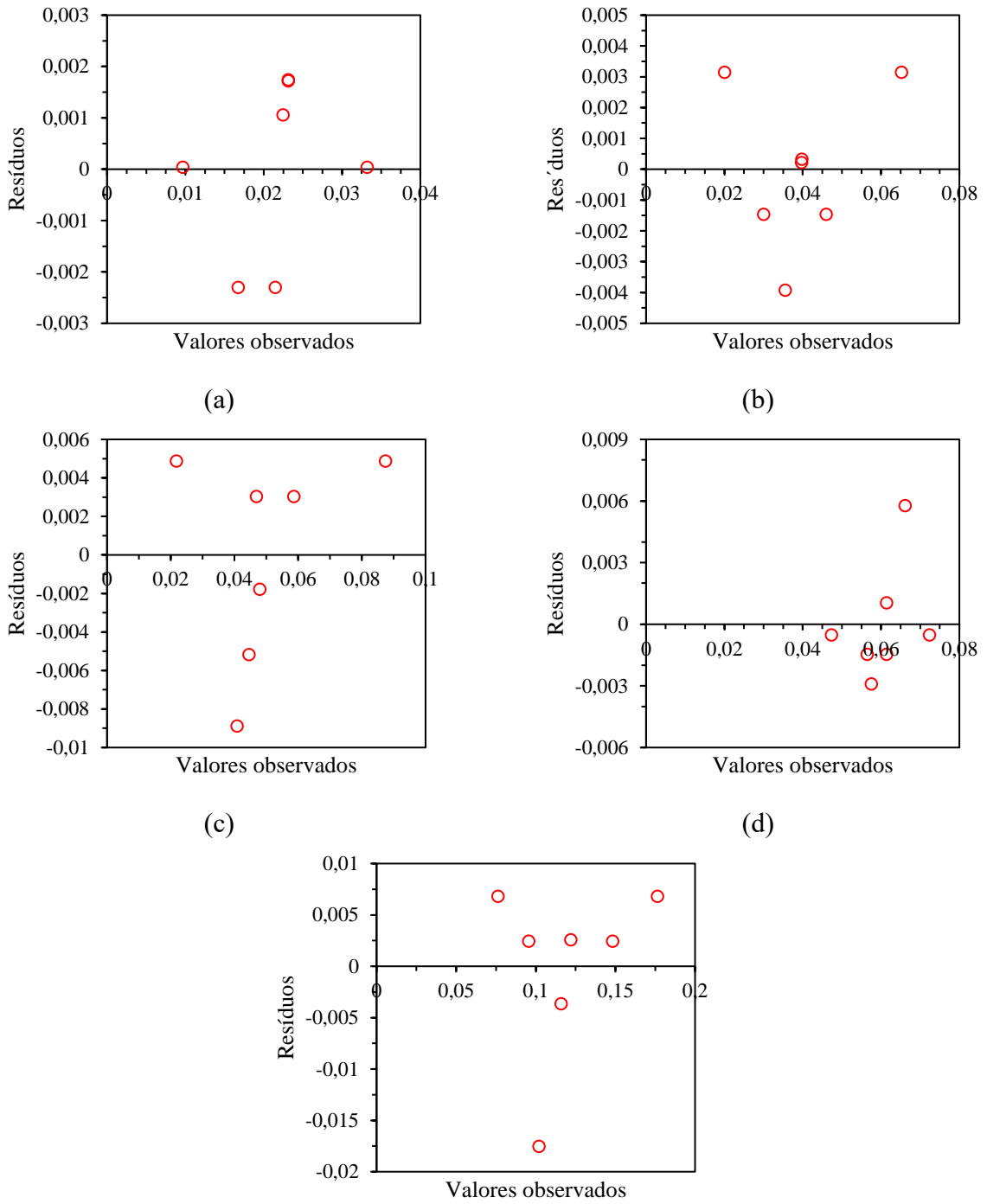
$$R^2 = 93,6\%; F_{\text{tab}(\text{regressão/residual})} = 4,32; F_{\text{tab}(\text{falta de ajuste/erro puro})} = 9,00$$

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)

O modelo empírico para umidade de 13% apresentou um coeficiente de determinação igual a 0,942, isto é, explica 94,2% da variabilidade das respostas. Além disso, o valor F calculado para a regressão foi superior ao F tabelado, indicando que o modelo é estatisticamente significativo e ajustou-se adequadamente aos dados experimentais. O mesmo foi observado para os demais modelos (umidades iniciais de 11 e 12%). Em contrapartida, o valor F calculado para a falta de ajuste foi superior ao valor tabelado, indicando que há falta de ajuste no modelo. O erro puro relativamente baixo quando comparado à falta de ajuste pode não ser representativo dos erros experimentais, uma vez que foi calculado apenas com base nas réplicas no ponto central. Para os demais modelos, não houve falta de ajuste.

Na Figura 39, que apresenta a distribuição de resíduos dos modelos, observa-se que houve uma distribuição aleatória de resíduos, sem tendências. Assim, os modelos foram capazes de representar os dados experimentais.

Figura 39. Distribuição dos resíduos da regressão do coeficiente de transferência de massa para (a) $X_0 = 13\%$, (b) $X_0 = 12\%$ (c) $X_0 = 11\%$, abordagem I (d) $X_0 = 11\%$, abordagem II e (e) $X_0 = 11\%$, abordagem III



(e)

Fonte: Elaborado pelo autor (2024)