

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

**AMARÍLIS SEVERINO E SOUZA**

**SECAGEM CONVECTIVA DE CONCENTRADO DE MINÉRIO DE FERRO:  
ABORDAGEM EXPERIMENTAL E SIMULAÇÕES POR FLUIDODINÂMICA  
COMPUTACIONAL**

**SÃO CARLOS**

**2023**

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

**AMARÍLIS SEVERINO E SOUZA**

**SECAGEM CONVECTIVA DE CONCENTRADO DE MINÉRIO DE FERRO:  
ABORDAGEM EXPERIMENTAL E SIMULAÇÕES POR FLUIDODINÂMICA  
COMPUTACIONAL**

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

**Orientador:** Prof. Dr. Rodrigo Béttega

SÃO CARLOS

2023



## UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

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

---

### Folha de Aprovação

---

Defesa de Tese de Doutorado da candidata Amarílis Severino e Souza, realizada em 27/02/2023.

#### Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Rodrigo Béttega (UFSCar)

Prof. Dr. Thiago Faggion de Pádua (UFSCar)

Prof. Dr. Jose Teixeira Freire (UFSCar)

Prof. Dr. Thiago Cesar de Souza Pinto (Vale S.A.)

Prof. Dr. Claudio Roberto Duarte (UFU)

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

*Ad Virginem Mariam*

## AGRADECIMENTOS

A Deus por minha vocação profissional e por poder ofertar a Ele este trabalho como fruto dos dons que me concedeu. A Nossa Senhora, cujo dulcíssimo coração me guiou por um caminho seguro nessa etapa da vida.

A meus pais, Amilton e Selma, que por meio do seu exemplo me ensinaram a estudar e trabalhar. A meu irmão, Vitor, e a minha família, por terem me motivado e apoiado ao longo desses anos.

A meu orientador, Prof. Rodrigo Béttega, pelo exemplo como professor e pesquisador, além dos ensinamentos e conselhos.

Ao Prof. Thiago Pádua, pelas grandes contribuições que fez para este trabalho.

Aos professores do Centro de Secagem, em especial o Prof. Freire, pelo conhecimento e experiência que foram compartilhados para melhoria desta pesquisa.

Ao Thiago Souza e ao Alfredo Sarkis, da Vale S.A., pela parceria, por apresentarem a realidade da mineração e pela oportunidade de participar de um projeto de pesquisa com aplicações práticas na indústria.

Ao Edilson e ao Samuel, pelo auxílio nas tarefas de montagem e operação dos equipamentos em laboratório. Agradeço o engenho e a criatividade para solução dos problemas, bem como o bom humor.

Aos colegas do Laboratório de Simulação de Escoamentos Multifásicos (LabSEM), em especial a Júnia Batista e a Luana Genaro, pela amizade, discussões técnicas, incentivo e ajuda na execução do trabalho.

Aos colegas do Centro de Secagem, Thalyne, Vanessa, Luan, Neto, Guilherme, João Pedro, Ronaldo, Nicholas, Geisa, Lucas e todos que contribuíram para a execução deste trabalho, por proporcionarem um ambiente agradável, descontraído e marcado pela mútua colaboração.

Às amigas do Centro Cultural Paineiras e de toda a Obra, pela amizade, orações e ajuda na minha formação integral.

## **APOIO FINANCEIRO**

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

Este trabalho foi realizado com o apoio do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – Brasil (CNPq) – Código de Financiamento [142102/2019-9];

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

## RESUMO

Os chutes de transferência convencionais são equipamentos utilizados para mudar a direção do escoamento de sólidos dos transportadores de correia. Durante a operação, o sólido transportado pela correia superior entra no chute e depois cai na parte de baixo, onde é direcionado para o transportador de correia inferior. Uma patente da empresa Vale S.A prevê a adaptação do chute de transferência como unidade de secagem industrial, cujo funcionamento consiste na alimentação de ar quente na base do equipamento, que ascende e troca calor e massa com o minério úmido que cai. Uma das principais vantagens do equipamento adaptado é a implementação de um processo de redução de umidade para concentrados de minério de ferro em um equipamento já instalado na linha de produção. No entanto, por ser uma nova tecnologia, muitos aspectos de sua operação são desconhecidos. O objetivo deste trabalho foi simular por fluidodinâmica computacional (CFD) a operação do equipamento de secagem em chute, referente a uma unidade instalada na planta de pelotização de São Luís/MA, abordando e avaliando os fenômenos de transporte de movimento, calor e massa envolvidos. Primeiro, optou-se por obter experimentalmente uma correlação para o coeficiente de transferência de massa ( $K$ ), que é um parâmetro-chave a ser implementado em simulações por CFD, a fim de descrever a taxa de secagem do minério de ferro com maior precisão. O procedimento para obtenção e validação da correlação para  $K$  foi feito inicialmente em um secador em escala de laboratório, denominado FB-2. Experimentos de secagem em camada fina foram realizados para várias condições de temperatura ( $50\text{ °C} \leq T_f \leq 90\text{ °C}$ ) e velocidade ( $2,5\text{ m/s} \leq u_f \leq 4,5\text{ m/s}$ ) do ar de secagem. Com esses dados, uma correlação para  $K$  foi obtida e implementada em simulações por CFD do equipamento FB-2. O procedimento de validação apresentou uma ótima concordância entre os dados experimentais e simulados para a variação do adimensional de umidade com o tempo. Em seguida, de modo a obter uma correlação para  $K$  dentro de uma faixa de condições mais próxima às do chute industrial, um novo secador (GR-1) foi projetado e construído. Nesse secador, para uma temperatura do ar de  $140\text{ °C}$  e uma velocidade do ar de  $15\text{ m/s}$ , um tempo de secagem de cerca de  $6\text{ s}$  era necessário para reduzir a umidade do minério de ferro em dois pontos percentuais (base úmida). A partir de dados experimentais coletados no GR-1, uma correlação para  $K$  foi obtida para uma nova faixa de temperaturas ( $100\text{ °C} \leq T_f \leq 140\text{ °C}$ ) e velocidades ( $5\text{ m/s} \leq u_f \leq 15\text{ m/s}$ ) do ar, implementada em simulações por CFD do equipamento GR-1 e validada frente aos dados experimentais. Finalmente, foram realizadas as simulações por CFD do equipamento de secagem em chute, utilizando a correlação para  $K$  anteriormente obtida a partir do equipamento GR-1. As simulações por CFD do chute industrial envolveram um modelo de zona porosa para descrever a peneira que existe em sua região central. A coerência física do modelo foi investigada e considerada apropriada. Foram apresentados os contornos de velocidade, temperatura e umidade das fases fluida e sólida, bem como identificadas as regiões nas quais a taxa de secagem era mais elevada. Além disso, foi avaliado por meio das simulações o impacto de fechar algumas saídas de ar do equipamento. Os resultados numéricos forneceram uma melhor compreensão da operação de secagem no chute e o simulador apresentou potencial para avaliar possíveis melhorias em sua geometria e operação.

## ABSTRACT

Conventional transfer chutes are equipment used to change the solids flow direction in transporting systems that use conveyor belts. During operation, the solid transported by the upper conveyor belt enters the chute and falls, from where it is directed to the lower conveyor belt, changing its flow direction. A patent from Vale S.A company describes the adaptation of the transfer chute as an industrial drying unit, consisting of feeding hot air in the base of the equipment, which rises and exchanges heat and mass with the falling wet ore. One of the main advantages of the adapted equipment is the implementation of a moisture reduction process for iron ore concentrates in an equipment already installed on the production line. However, since it is a new technology, many aspects of its operation are unknown. The objective of this work was to simulate by computational fluid dynamics (CFD) the operation of the drying chute, referring to a unit installed in the pelletizing plant of São Luís/MA, analyzing and evaluating the momentum, heat, and mass transport phenomena involved. It was decided to experimentally obtain a correlation for the mass transfer coefficient ( $K$ ), which is a key simulating parameter to be implemented in the CFD simulations for greater precision in describing the iron ore drying rate. The procedure for obtaining and validating the correlation for  $K$  was initially executed in a laboratory-scale dryer called FB-2. Thin layer drying experiments were carried out for various conditions of air temperature ( $50\text{ °C} \leq T_f \leq 90\text{ °C}$ ) and air velocity ( $2.5\text{ m/s} \leq u_f \leq 4.5\text{ m/s}$ ). From these data, a correlation for  $K$  was obtained and implemented in CFD simulations of the FB-2 equipment. The validation procedure showed an excellent agreement between the experimental and simulated data for the variation of the dimensionless moisture with time. Afterwards, in order to obtain a correlation for a range of conditions closer to those of the drying chute, a new dryer (GR-1) was designed and constructed. In this dryer, for an air temperature of  $140\text{ °C}$  and an air velocity of  $15\text{ m/s}$ , a drying time of about  $6\text{ s}$  was required to reduce the iron ore moisture by two percentage points (wet basis). From experimental data collected in the GR-1, a correlation for  $K$  was obtained for another range of air temperatures ( $100\text{ °C} \leq T_f \leq 140\text{ °C}$ ) and air velocities ( $5\text{ m/s} \leq u_f \leq 15\text{ m/s}$ ), implemented in CFD simulations of the GR-1 equipment and validated against the experimental data. Finally, CFD simulations of the drying chute equipment were performed using the correlation for  $K$  previously obtained in the GR-1. The CFD simulations of the drying chute involved a porous zone model to describe the sieve that composes the equipment. Physical coherence of the model was investigated and considered appropriate. The contours of velocity, temperature and humidity of both the fluid and solid phases were presented, as well as the regions in which the drying rate was higher. In addition, the impacts of closing some outlets of the equipment was evaluated using the simulator. Numerical results provided a better understanding of the operation in the drying chute and the simulator showed potential to evaluate possible improvements in its geometry and operation.

## SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>1.1 Objetivo .....</b>	<b>4</b>
<b>1.2 Estrutura do trabalho .....</b>	<b>4</b>
<b>CAPÍTULO 3 – Caracterização físico-química e secagem convectiva do minério de ferro em estufa.....</b>	<b>6</b>
<b>CAPÍTULO 4 – Secagens em equipamento em escala de bancada FB-2 e análise energética .....</b>	<b>6</b>
<b>CAPÍTULO 5 – Secador de minério de ferro GR-1: Projeto, construção e experimentos</b>	<b>6</b>
<b>CAPÍTULO 7 – Simulações por CFD do equipamento de secagem em chute.....</b>	<b>6</b>
<b>CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>7</b>
<b>2.1 Minério de ferro.....</b>	<b>7</b>
2.1.1 Mercado .....	7
2.1.2 Etapas de processamento .....	8
2.1.3 Os impactos da umidade.....	11
2.1.4 Redução de umidade.....	14
<b>2.2 Chutes de transferência .....</b>	<b>18</b>
2.2.1 Chute adaptado para secagem .....	18
2.2.2 Simulação por CFD de chute de transferência .....	19
<b>2.3 Simulações por CFD de transferência de massa aplicada a secagem .....</b>	<b>20</b>
<b>CAPÍTULO 3 - CARACTERIZAÇÃO FÍSICO-QUÍMICA E SECAGEM CONVECTIVA DO MINÉRIO DE FERRO EM ESTUFA.....</b>	<b>26</b>
<b>3.1 Material e métodos .....</b>	<b>26</b>
3.1.1 Caracterização do minério de ferro .....	26
3.1.2 Secagens em estufa.....	31
<b>3.2 Resultados e Discussão .....</b>	<b>35</b>
3.2.1 Distribuição de Tamanhos das Partículas.....	35
3.2.2 Caracterização Química (FRX) .....	37

3.2.3	Análise de composição mineralógica .....	38
3.2.4	Massa específica real e aparente.....	40
3.2.5	Fração volumétrica máxima de sólidos .....	40
3.2.6	Área Superficial (BET).....	41
3.2.7	Porosimetria de mercúrio .....	41
3.2.8	Cinéticas de secagem em estufa .....	43
<b>3.3</b>	<b>Considerações finais .....</b>	<b>46</b>
<b>CAPÍTULO 4 – SECAGENS EM EQUIPAMENTO EM ESCALA DE BANCADA FB-2 E ANÁLISE ENERGÉTICA.....</b>		<b>47</b>
<b>4.1</b>	<b>Materiais e métodos.....</b>	<b>47</b>
4.1.1	Preparação das amostras .....	47
4.1.2	Secagens em secador em escala de bancada.....	48
4.1.3	Análise energética.....	49
4.1.4	Planejamento de experimentos e análise estatística .....	51
4.1.5	Obtenção de correlação para o coeficiente de transferência de massa .....	52
<b>4.2</b>	<b>Resultados e discussões .....</b>	<b>54</b>
4.2.1	Cinéticas de secagem.....	54
4.2.2	Análise estatística do consumo de energia durante a secagem.....	56
4.2.3	Correlação para o coeficiente de transferência de massa .....	63
<b>4.3</b>	<b>Considerações finais .....</b>	<b>64</b>
<b>CAPÍTULO 5 - SECADOR DE MINÉRIO DE FERRO GR-1: PROJETO, CONSTRUÇÃO E EXPERIMENTOS.....</b>		<b>66</b>
<b>5.1</b>	<b>Secador de minério de ferro GR-1 .....</b>	<b>66</b>
5.1.1	Projeto.....	66
5.1.2	Construção .....	68
5.1.3	Operação .....	70
<b>5.2</b>	<b>Experimentos no secador de minério de ferro .....</b>	<b>71</b>
5.2.1	Materiais e métodos.....	71

5.2.2 Resultados e discussões .....	73
5.2.3 Obtenção da correlação para o coeficiente de transferência de massa .....	75
<b>5.3 Considerações finais .....</b>	<b>76</b>
<b>CAPÍTULO 6 – SIMULAÇÕES POR FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL DOS EQUIPAMENTOS EM ESCALA DE LABORATÓRIO.....</b>	<b>77</b>
<b>6.1 Modelo matemático .....</b>	<b>77</b>
6.1.1 Fluidodinâmica .....	77
6.1.2 Transferência de calor .....	83
6.1.3 Transferência de massa.....	85
<b>6.2 Procedimento de simulação .....</b>	<b>88</b>
<b>6.3 Simulações do equipamento em escala de bancada FB-2 .....</b>	<b>89</b>
6.3.1 Método.....	89
6.3.2 Resultados e discussões .....	93
<b>6.4 Simulações do secador de minério de ferro GR-1 .....</b>	<b>98</b>
6.4.1 Métodos .....	98
6.4.2 Resultados e discussões .....	99
<b>6.5 Análise de robustez do modelo empírico .....</b>	<b>102</b>
<b>6.6 Considerações finais .....</b>	<b>104</b>
<b>CAPÍTULO 7 – SIMULAÇÕES POR CFD DO EQUIPAMENTO DE SECAGEM EM CHUTE.....</b>	<b>105</b>
<b>7.1 Configuração geométrica .....</b>	<b>105</b>
<b>7.2 Hipóteses assumidas .....</b>	<b>107</b>
<b>7.3 Condições de contorno e procedimento de simulação .....</b>	<b>108</b>
<b>7.4 Teste de independência de malhas .....</b>	<b>109</b>
<b>7.5 Formulação de zona porosa (<i>porous zone</i>) .....</b>	<b>112</b>
7.5.1 Modelo matemático para zona porosa .....	112
7.5.2 Determinação dos parâmetros de entrada .....	113
7.5.3 Implementação da zona porosa.....	113

<b>7.6 Forma de apresentação dos resultados.....</b>	<b>114</b>
<b>7.7 Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute .....</b>	<b>116</b>
7.7.1 Análise da fluidodinâmica .....	116
7.7.2 Análise da transferência de calor e massa .....	119
7.7.3 Considerações sobre as simulações .....	123
7.7.4 Modificações geométricas .....	124
<b>CAPÍTULO 8 - CONCLUSÕES .....</b>	<b>127</b>
<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>129</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>130</b>

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composições das amostras para teste de secagem do minério de ferro. ....	35
Tabela 2 - Composição química dos materiais (Fluorescência de Raios-X).....	37
Tabela 3 - Percentual de minerais encontrados na amostra de minério de ferro. ....	38
Tabela 4 - Fração volumétrica dos sólidos em relação ao grau de compactação. ....	41
Tabela 5 - Dados obtidos na porosimetria por intrusão de mercúrio.....	42
Tabela 6 - Taxas de secagem máximas (kg_água/kg_sólido_seco.s) e tempo de secagem obtidos em estufa para diferentes umidades iniciais e temperaturas do ar de secagem. ....	44
Tabela 7 - Parâmetros do planejamento experimental 3 <sup>3</sup> , apresentando os valores das variáveis independentes e as respostas para o tempo de secagem e o consumo energético específico. ..	56
Tabela 8 - ANOVA para o tempo de secagem ( $t_d$ ). ....	58
Tabela 9 - ANOVA para o consumo energético específico ( $E_s$ ). ....	60
Tabela 10 - Resultados do ajuste das curvas de cinética de secagem para o modelo de Lewis para diferentes temperaturas e velocidades do ar de secagem (dados para $m_p = 58$ g). ....	64
Tabela 11 - Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921). ....	75
Tabela 12 - Condições experimentais adotadas nas simulações.....	88
Tabela 13 - Resultados das simulações do equipamento FB-2 para diferentes malhas computacionais. ....	93
Tabela 14 - Valores calculados do teste GCI e erros em relação à solução assintótica para as simulações do equipamento FB-2.....	94
Tabela 15 - Valores de RMSE referentes a comparação entre os resultados numéricos do modelo empírico em relação aos dados experimentais de cinética de secagem no equipamento FB-2. ....	96
Tabela 16 - Valores de RMSE referentes a comparação entre os resultados numéricos do modelo de Gunn em relação aos dados experimentais de cinética de secagem no equipamento FB-2.....	97
Tabela 17 - Resultados das simulações do secador GR-1 para diferentes malhas computacionais. ....	99
Tabela 18 - Valores calculados do teste GCI e erros em relação à solução assintótica para as simulações do equipamento GR-1.....	99

Tabela 19 – Percentual de células da malha computacional do equipamento de secagem em chute para cada coeficiente de qualidade. ....	112
Tabela 20 - Coeficiente de resistência inercial inserido para cada uma das telas nas simulações por CFD do equipamento de secagem em chute. Valores de $C_2'$ para cada direção do eixo $x,y,z$ . ....	114
Tabela 21 - Valores de vazão mássica, temperatura e umidade da fase ar e da fase sólida obtidos nas simulações por CFD nas correntes de saída do equipamento de secagem em chute - Caso 4. ....	120
Tabela 22 - Valores de vazão mássica, temperatura e umidade da fase ar e da fase sólida nas correntes de saída do equipamento de secagem em chute. Resultados das simulações por CFD - Caso 4 com saídas 2, 3 e 4 fechadas. ....	125
Tabela B123 - Casos simulados do equipamento de secagem em chute.....	143
Tabela B424 - Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute para diferentes casos: umidade para cada uma das fases nos contornos de saída.....	145

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Desenho esquemático do sistema de secagem em chute de transferência – Planta de pelotização de São Luís/MA.....	3
Figura 2 - Fluxograma geral de processamento do minério de ferro, considerando as rotas usuais para materiais com baixo ou alto teor de ferro. ....	9
Figura 3 - Peneiramento a úmido: fotografias de peneiras industriais de minério. ....	10
Figura 4 - Etapas de processamento do minério de ferro na mina de Carajás-PA. ....	11
Figura 5 - Desenho esquemático de chute de transferência.....	18
Figura 6 - Fotografias do minério de ferro (a) <i>in natura</i> ; (b) como <i>pellet feed</i> , a $d_p < 500 \mu\text{m}$ e (c) com 10% de umidade. ....	27
Figura 7 - Redução de amostra de minério pelo método da pilha prismática alongada. ....	28
Figura 8 - Fotografias do minério de ferro umidificado a 13% para diferentes distribuições de tamanho de partícula.....	31
Figura 9 - Fotografias do minério de ferro IOCJ hidratado a diferentes umidades iniciais (a) 10%, após extrusão em tela, e (b) 13%.....	32
Figura 10 - Estufa com balança acoplada. (a) Visão geral. (b) Placa de Petri suspensa por corrente. ....	33
Figura 11 - Fotografias do minério de ferro IOCJ hidratado umidificado a 13%. As porcentagens abaixo de cada fotografia indicam a quantidade de partículas com $d_p < 106 \mu\text{m}$ presentes em cada amostra. ....	34
Figura 12 - Distribuição de tamanhos das partículas em função da abertura média das peneiras: peneiramento a úmido e peneiramento a seco. ....	36
Figura 13 - Distribuição de tamanhos de partículas do minério de ferro IOCJ hidratado (triplicata) para $d_p < 500 \mu\text{m}$ (Malvern Mastersizer Microplus), com indicação da classificação de Geldart para cada faixa de tamanhos. ....	37
Figura 14 - Destaque para hematita lobular apresentando fraturas, hematita martítica com relictos de magnetita, goethita compacta e goethita terrosa. a) Luz refletida, objetiva de 10x n//. b) Luz refletida, objetiva de 10x, polarizadores cruzados. Legenda: Hm = Hematita; Hl = Hematita lobular; Mg = magnetita; Mt=martita; Gth = goethita. ....	39

Figura 15 - Partícula de magnetita em processo de martitização, destacando a fase da maghemita. a) Luz refletida, objetiva de 50x. b) Luz refletida, objetiva de 50x, polarizadores cruzados a 80°. Legenda: Mg= magnetita; Mgh= maghemita; Mt=martita; Ght = goethita. ...	39
Figura 16 - Hematita lobular apresentando grande porosidade. a) Luz refletida, objetiva de 50x. B) Luz refletida, objetiva de 20x, polarizadores cruzados a 80°. Legenda: Hl = Hematita lobular; Mg= magnetita; Mt=martita; Ght = goethita .....	39
Figura 17 - Fotografias do minério de ferro com umidade de 10% (a) “solto”, após extrusão em peneira de abertura 6 mm; (b) compactado manualmente e (c) compactado manualmente e submetido a impactos/batidas, mostrando sinais de saturação. ....	40
Figura 18 - Análise por porosimetria de mercúrio: Volume acumulado de mercúrio versus diâmetro do poro para o minério de ferro IOCJ hidratado. ....	42
Figura 19 - Curvas de cinética de secagem do minério de ferro: (a) Adimensional de umidade, com barras de erro correspondentes ao desvio padrão dos dados experimentais entre cada réplica; (b) Taxa de secagem para diferentes temperaturas e umidades iniciais: dados de um único ensaio. ....	44
Figura 20 - Curvas de cinética de secagem para as amostras de minério de ferro IOCJ hidratado (a) Adimensional de umidade pelo tempo e (b) taxa de secagem [kg_água/kg_sólido_seco.s]. ....	45
Figura 21 - Aparato experimental FB-2. (a) Visão geral do equipamento: (1) Controles de temperatura e vazão do ar; (2) dispositivo de alimentação; (3) câmara de secagem; (4) ciclone. (b) detalhes do dispositivo de alimentação dos sólidos. ....	48
Figura 22 - Curvas de cinética de secagem em leito fixo para o minério de ferro, mostrando a umidade adimensional em função do tempo para várias condições experimentais. Comparação a diferentes temperaturas de entrada de ar (a), velocidades de ar (b) e cargas de sólidos (c). .	55
Figura 23 - Distribuição dos resíduos da regressão múltipla para (a) $t_d$ e (b) $E_s$ . ....	57
Figura 24 - Superfícies de resposta apresentando o tempo de secagem ( $t_d$ ) em função das variáveis (a) temperatura do ar e carga de sólidos e (b) velocidade do ar e temperatura do ar, considerando uma umidade final de 0,05 (base seca). Em cada caso, a variável restante foi mantida no nível central. ....	59
Figura 25 - Superfícies de resposta mostrando o consumo energético específico ( $E_s$ ) em função das variáveis (a) temperatura do ar e carga de sólidos e (b) velocidade do ar e carga de sólidos, considerando uma umidade final de 0,05 (base seca). Em cada caso, a variável restante foi mantida no nível superior (+1). ....	61

Figura 26 - Eficiências energética e de secagem para diferentes cargas de sólidos em função do tempo. As linhas tracejadas indicam os intervalos de tempo aproximados em que todas as amostras atingiram valores de umidade de 0,05 e 0,01 (base seca) durante a secagem.....	63
Figura 27 - Desenho esquemático, destacando a hipótese utilizada para projeto do equipamento de secagem de minério de ferro GR-1, indicando a câmara de secagem como elemento “infinitesimal” do chute de secagem. Apresentam-se o (a) esquema do secador GR-1 e seus principais componentes e (b) esboço da malha computacional do equipamento de secagem em chute. ....	67
Figura 28 - Esquema de montagem do secador de minério de ferro GR-1: (1) soprador; (2) válvulas pra controle de vazão; (3) placa de orifício, acoplada com transmissor de pressão diferencial; (4) caixas com resistências elétricas; (5) controlador de temperatura; (6) válvula esfera e bypass; (7) alimentação de sólidos e câmara de secagem; (8) ciclone.....	69
Figura 29 - Fotografias do equipamento de secagem de minério de ferro GR-1, construído no Centro de Secagem de Pastas, Sementes e Suspensões, do DEQ/UFSCar. ....	70
Figura 30 - Procedimento de abertura e fechamento da câmara de coleta de amostras. ....	71
Figura 31 - Curvas de cinética de secagem do minério de ferro no secador construído, parametrizados na (a,b,c) temperatura do ar e na (d,e,f) velocidade do ar de secagem. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921) (Equação 4.12). ....	74
Figura 32 - Isotermas de dessorção para partícula de minério de ferro.....	87
Figura 33 - Malha computacional B1, referente às simulações por CFD do equipamento FB-2. ....	90
Figura 34 - Comparação entre os resultados experimentais e simulados do adimensional de umidade com o tempo para o equipamento FB-2.....	95
Figura 35 - Comparação entre os resultados das simulações por CFD utilizando o modelo empírico e o modelo de Gunn para os valores de umidade crítica de (a) 0,05 e (b) 0,03. Dados experimentais referentes às cinéticas de secagem no equipamento em escala de bancada FB-2. ....	96
Figura 36 - Esquema da malha computacional C2 empregada nas simulações do secador de minérios GR-1. ....	98
Figura 37 - Comparação entre os resultados experimentais e simulados por CFD do adimensional de umidade com o tempo para o secador de minério de ferro GR-1.....	100
Figura 38 - Contornos de fração volumétrica dos sólidos para o equipamento GR-1 ( $T_f = 140$ °C e $u_f = 15$ m/s) para as velocidades de (a) 10 m/s e (b) 15 m/s.....	102

Figura 39 - Curvas de cinética de secagem experimentais e simuladas do secador de minério de ferro GR-1: utilização da Equação 4.17 para predição do comportamento da secagem. ....	103
Figura 40 - Geometria do equipamento de secagem em chute e indicações para as condições de contorno para as simulações por CFD. ....	106
Figura 41 - Indicação da localização e geometria das placas defletoras internas na base do chute. ....	106
Figura 42 - Média no tempo do perfil de velocidade do ar ao longo do eixo z para diferentes malhas computacionais. ....	110
Figura 43 - Malha computacional do chute. Vistas (a) Lateral; (b) traseira; (c) frontal. A malha está espelhada em relação ao plano de simetria para facilitar a visualização da geometria completa. ....	110
Figura 44 - Detalhes da malha computacional empregada: (a) Vista lateral: capota e (b) Vista traseira: Encaixe inferior e transportador de correia. ....	111
Figura 45 - Localização das duas telas utilizadas na simulação da região da peneira, da alimentação e das saídas (S-n). ....	114
Figura 46 – Vista superior do chute: localização dos cortes A e B feitos na geometria do chute para apresentação dos resultados das simulações. ....	115
Figura 47 - Contorno de fração volumétrica da fase sólida e vetores de velocidade da fase sólida – Corte A. ....	117
Figura 48 - Contornos de velocidade da fase ar – Corte A. ....	118
Figura 49 - Vetores de velocidade do ar - Corte B. ....	119
Figura 50 - Contornos de temperatura no equipamento de secagem em chute para a (a) fase ar e a (b) fase sólida – Corte A. ....	120
Figura 51 - Contornos de umidade no equipamento de secagem em chute para a (a) fase ar e (b) fase sólida – Corte A. ....	122
Figura 52 - Contornos para o coeficiente de transferência de massa no (a) Corte A e (b) Corte B. ....	123

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_f$	Área total de abertura da peneira [m <sup>2</sup> ]
$A_p$	Área total da peneira [m <sup>2</sup> ]
$C_1$	Constante do modelo de turbulência k-ε
$C_2$	Constante do modelo de turbulência k-ε
$C_1'$	Coefficiente de dissipação viscosa
$C_2'$	Coefficiente de dissipação inercial
$C_D$	Coefficiente de arraste
$C_\mu$	Constante do modelo k-ε
$c_{ps}$	Calor específico fase sólida [J/(kg.K)]
$c_{p,f}$	Calor específico fase fluida [J/(kg.K)]
$C_V$	Constante do modelo k-ε
$DE$	Eficiência de secagem
$d_p, d_s$	Diâmetro da partícula [m]
$d_{poro}$	Diâmetro do poro [m]
$D_i$	Diâmetro da entrada de ar no leito [m]
$D_c$	Diâmetro da coluna cilíndrica [m]
$D_{t,sf}; D_s$	Parâmetro de turbulência
$D_v$	Difusividade da água na fase fluida [m <sup>2</sup> /s]
$D_w$	Difusividade da água na fase sólida [m <sup>2</sup> /s]
$EE$	Eficiência Energética
$E_s$	Consumo energético específico necessário para que a amostra atinja 0,05 kg água/kg de sólido seco [J]
$e_{ss}$	Coefficiente de restituição sólido-sólido [-]
$g$	Aceleração gravitacional [m/s <sup>2</sup> ]
$g_0$	Função de distribuição radial
$G_{k,f}$	Termo de geração de energia cinética turbulenta
$\Delta H_s$	Calor latente de vaporização da água [J/kg]
$H$	Entalpia [J/kg]
$H_T$	Diâmetro hidráulico [m]
$h_{fs}$	Coefficiente de transferência de calor entre fases [W/m <sup>3</sup> .K]
$h_\infty$	Coefficiente convectivo de transferência de calor [W/(m <sup>2</sup> .K)]
$I_T$	Intensidade de turbulência [-]
$K$	Coefficiente de transferência de massa entre fases OU constante de secagem [m/s]
$k_{\theta s}$	Coefficiente de difusão da temperatura granular [-]
$K_{fs}$	Coefficiente de troca de momento entre fases [kg/(m <sup>3</sup> .s)]
$k_f$	Condutividade térmica da fase fluida [W/(m.K)]
$k_{f,eff}$	Condutividade térmica efetiva da fase fluida [W/(m.K)]
$k_s$	Condutividade térmica da fase sólida [W/(m.K)]

$k_{s, eff}$	Condutividade térmica efetiva da fase sólida [W/(mK)]
$\dot{m}_f$	Vazão mássica de ar [kg/s]
$m_p$	Massa de sólidos alimentados ao equipamento [kg]
$m_{ds}$	Massa dos sólidos secos [kg]
$m_g$	Massa total da amostra coletada na gaveta do equipamento GR-1 [kg]
$m_{sf}$	Taxa de transferência de massa entre fases [kg/(m <sup>3</sup> s)]
$u_m$	Massa total da amostra coletada no <i>underflow</i> do ciclone do equipamento GR-1 [kg]
$m_{wg}$	Massa de água presente no material da gaveta do equipamento GR-1 [kg]
$m_{wu}$	Massa de água presente no material do <i>underflow</i> do ciclone do equipamento GR-1 [kg]
$m_{ws}$	Massa de sólidos úmidos [kg]
$Nu_s$	Número de Nusselt [-]
$Pr$	Número de Prandtl [-]
$p$	Pressão [N/m <sup>2</sup> ]
$p_s$	Pressão do sólido [N/m <sup>2</sup> ]
$Q$	Energia térmica fornecida ao sistema [J]
$Q_m$	Energia necessária para aquecer o sólido [J]
$Q_w$	Energia requerida para evaporar a água presente na amostra [J]
$r$	Posição radial [m]
$Re_s$	Número relativo de Reynolds da fase sólida
$S_j^k$	Termo fonte
$t'$	Espessura da peneira [m]
$t$	Tempo (s)
$t_d$	Tempo de secagem necessário para que a amostra atinja 0,05 kg água/kg de sólido seco [s]
$t_f$	Tempo final [s]
$T_a$	Temperatura ambiente [K]
$T_f$	Temperatura do ar na entrada do equipamento [K]
$T_{s,t}$	Temperatura média do sólido no tempo t [K]
$T_{s,i}$	Temperatura inicial do sólido [K]
$T_\infty$	Temperatura ambiente [K]
$T_q$	Temperatura da fase q [K]
$u_f$	Velocidade do ar na entrada do equipamento [m/s]
$V_{cell}$	Volume de células ocupadas pela fase sólida [m <sup>3</sup> ]
$\vec{v}$	Velocidade da fase [m/s]
$\vec{v}_{s,w}$	Velocidade da fase sólida na parede [m/s]
$V_{Hg}$	Volume de mercúrio penetrado [mL]
$W_X$	Massa total de água presente na fase sólida [kg]
$W_Y$	Massa total de água que sai do sistema [kg]

$X$	Umidade da fase sólida
$X_c$	Umidade crítica
$X_{eq}$	Umidade do sólido em equilíbrio com o ar de secagem (base seca)
$X_{global}$	Umidade global – equipamento GR-1
$X_i$	Umidade inicial (base seca)
$\bar{X}_t$	Umidade no tempo $t$ (base seca)
$x_1$	Forma codificada da variável $m_p$ [-]
$x_2$	Forma codificada da variável $T_f$ , temperatura em °C [-]
$x_3$	Forma codificada da variável $u_f$ [-]
$x_a$	Forma codificada da variável $T_f$ , temperatura em °C [-]
$x_b$	Forma codificada da variável $u_f$ [-]
$Y$	Umidade da fase ar
$Y_{out}$	Umidade da fase fluida no contorno da saída
$\Delta P$	Queda de pressão [Pa]

#### Letras Gregas

$\alpha$	Fração volumétrica [-]
$\alpha_{gci}$	Parâmetro do método GCI
$\alpha_{s,máx}$	Fração volumétrica máxima da fase sólida [-]
$\varepsilon$	Dissipação da energia cinética turbulenta [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]
$\varepsilon_r$	Porosidade [-]
$\varepsilon_T$	Porosidade total [-]
$\eta_{fs}$	Parâmetro de turbulência
$\gamma$	Tensão superficial do mercúrio
$\gamma_{\theta s}$	Dissipação de energia por efeitos de colisão [-]
$\kappa$	Energia cinética turbulenta [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]
$\theta_s$	Temperatura granular [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]
$\lambda$	Viscosidade bulk [Pa.s]
$\mu$	Viscosidade dinâmica [Pa.s]
$\prod_{\kappa,f}, \prod_{\varepsilon,f}$	Influência da fase particulada na fase contínua
$\rho$	Massa específica [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_r$	Densidade real [kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Ângulo de fricção interna [°]
$\sigma_k$	Constante do modelo k- $\varepsilon$
$\bar{\tau}$	Tensor das tensões viscosas [N/m <sup>2</sup> ]
$\bar{\tau}''$	Tensor de Reynolds [N/m <sup>2</sup> ]
$\bar{\tau}_p$	Tensão de cisalhamento da fase sólida na parede [N/m <sup>2</sup> ]
$\phi$	Coefficiente de especularidade [-]
$\phi_{fs}$	Troca de energia entre a fase fluida e particulada [-]
$\theta_a$	Ângulo de contato do sistema sólido-mercúrio-ar [°]

## Subscritos

<i>i</i>	Entrada
<i>o</i>	Saída
<i>f</i>	Fase fluida
<i>q</i>	Fase
<i>s</i>	Fase sólida
<i>t</i>	Turbulência

## Abreviaturas e Siglas

ANOVA	Análise de variância
CFD	<i>Computational fluid dynamics</i>
GCI	<i>Grid Convergence Index</i>
IMO	<i>International Maritime Organization</i>
IMSBC	<i>International Maritime Solids Bulk Cargoes</i>
SEC	Consumo energético específico
UDF	<i>User-defined function</i>
UDS	<i>User-defined scalars</i>
USGS	<i>United States Geological Survey</i>

## CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

O Brasil é um dos cinco maiores exportadores de minério de ferro, cuja principal aplicação é na fabricação do aço. A competitividade das companhias de exploração de minério de ferro está fortemente ligada aos custos de produção e à qualidade do produto. Tal realidade requer especial atenção porque os setores de mineração exigem altos investimentos em infraestrutura, equipamentos (moinhos, empilhadoras, retomadoras) e transporte (caminhões *off-road*, ferrovias, trem-de-ferro, navios graneleiros). Assim, é fundamental estudar e desenvolver tecnologias de mineração visando a redução de custos ao longo da cadeia produtiva do minério de ferro, de modo a garantir tanto sustentabilidade quanto viabilidade a longo prazo para essas operações.

A presença de água no minério de ferro pode afetar diversas etapas de sua cadeia produtiva. A umidade está presente nesse material desde o local de extração, a qual pode aumentar a depender das chuvas, das condições de drenagem nos pátios de estocagem, bem como de acordo com a via de beneficiamento utilizada, *e.g.* operações de peneiramento a úmido e/ou flotação requerem adição de água. Uma umidade elevada pode ser útil para minimizar a geração de poeira e conseqüente perda de produto durante operações de manejo e também de transporte ferroviário do minério desde os locais de exploração até os portos (MUJUMDAR, 2015b). No entanto, nos terminais portuários, a umidade elevada aumenta o custo do frete do minério e diminui o lucro por sua venda, uma vez que seu preço é avaliado em base seca. Além disso, antes do embarque, o minério de ferro deve atender ao nível máximo de umidade para transporte seguro de materiais a granel em navios, denominado *Transportable Moisture Limit* (TML) (IMO, 2019). Como materiais com umidade acima do TML possuem risco de liquefazer e provocar o tombamento do navio, o seu carregamento não é permitido, o que pode ocasionar atrasos no embarque e substanciais prejuízos financeiros para a mineradora.

Outro aspecto influenciado pela umidade do minério de ferro é o processo de formação de pelotas. Nas plantas de pelletização, a porção de partículas finas do minério de ferro, denominada *pellet feed*, é misturada com ligantes e depois levada a discos ou tambores para produzir as pelotas de óxido de ferro, que por sua vez podem ser secas, queimadas e enviadas para a redução direta ou para o alto-forno. A qualidade das pelotas formadas depende muito da umidade e da distribuição de tamanho de partículas do *pellet feed* na alimentação. Para pelotas de qualidade serem formadas, pode ser necessário diminuir a umidade do *pellet feed* para aproximadamente 8,5 a 10% antes da etapa de pelletização (MEYER, 1980). Caso o *pellet feed*

fornecido tenha uma umidade elevada, as plantas de pelotização podem ter a sua produção reduzida e até mesmo interrompida até regularizar a situação.

A escolha de um secador apropriado para atender as demandas de redução de umidade aliadas ao elevado consumo energético de uma mineradora apresenta um grande desafio para esse setor. É importante observar que tanto o valor da TML quanto o valor da umidade inicial adequada para o *pellet feed* nas plantas de pelotização podem variar de acordo com a distribuição granulométrica (MOREIRA *et al.*, 2020) e a composição mineralógica do material (FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019; MUNRO; MOHAJERANI, 2015a). Nesse sentido, segundo MEYER (1980), a redução de umidade para alguns tipos de minério de ferro não é suficiente somente por meio da remoção mecânica, ou seja, essencialmente pela utilização de hidrociclones (SUTHERS *et al.*, 2019), espessadores (PATRA *et al.*, 2016), filtros (MWABA, 1991; SMITH *et al.*, 2018), e filtros a vácuo (HUTTUNEN *et al.*, 2017; KRASNYI *et al.* 2009). Nesses casos, a secagem térmica é uma alternativa interessante e pode ser economicamente satisfatória, tendo em vista que nas mineradoras é desejada uma redução moderada de umidade.

Os principais problemas para a implementação e escolha de secadores convectivos para o minério de ferro na indústria mineral estão relacionados à larga escala de produção desse setor. Como as linhas de processamento variam de centenas até milhares de toneladas de minério por hora, alterações no *layout* das plantas de processamento são particularmente desafiadoras, já que é necessária a instalação de equipamentos muito grandes ou de vários com operação em paralelo. Ademais, a entrada e a saída de material desses equipamentos deve estar em série com transportadores de correia. Assim, a alteração no fluxograma do processo para implementação de novos equipamentos requer espaço físico, bem como longas paradas nas linhas de transporte (SOUZA PINTO *et al.*, 2015). Nesse contexto, a busca por novas tecnologias de secagem vai ao encontro das necessidades do setor de mineração (WU *et al.*, 2010).

No ano de 2015 foi concedida uma patente a empresa Vale S.A. (SOUZA PINTO *et al.*, 2015) que apresenta um processo visando a secagem de minérios em chutes de transferência. Os chutes convencionais são equipamentos utilizados para mudar a direção do escoamento de sólidos, transferindo o material sólido de um transportador de correia para outro. Uma aplicação da patente foi feita no chute da planta de pelotização de São Luís/MA. No equipamento original, o minério segue pelo transportador de correia superior, cai em uma peneira e é encaminhado para o transportador inferior. No chute modificado de acordo com a patente, ar seco é introduzido na base do equipamento, que ascende e troca calor e massa com o material que cai (Figura 1). Neste caso, o minério deixa o chute de duas formas distintas, ou

atravessa a peneira e segue para um transportador de correia inferior ou é arrastado e posteriormente coletado em um sistema de tratamento de particulado. Tal processo é vantajoso tendo em vista o procedimento de instalação e operação, já que a secagem ocorre em um equipamento cuja linha de transporte de minério já está instalada, sendo feitas somente adaptações em um chute que se encontra em linha. No entanto, por se tratar de uma tecnologia nova, vários aspectos de seu funcionamento ainda requerem investigação. Assim sendo, são necessários estudos que analisem o escoamento multifásico no interior do chute modificado para avaliar seu potencial de secagem e para propor possíveis melhorias operacionais.

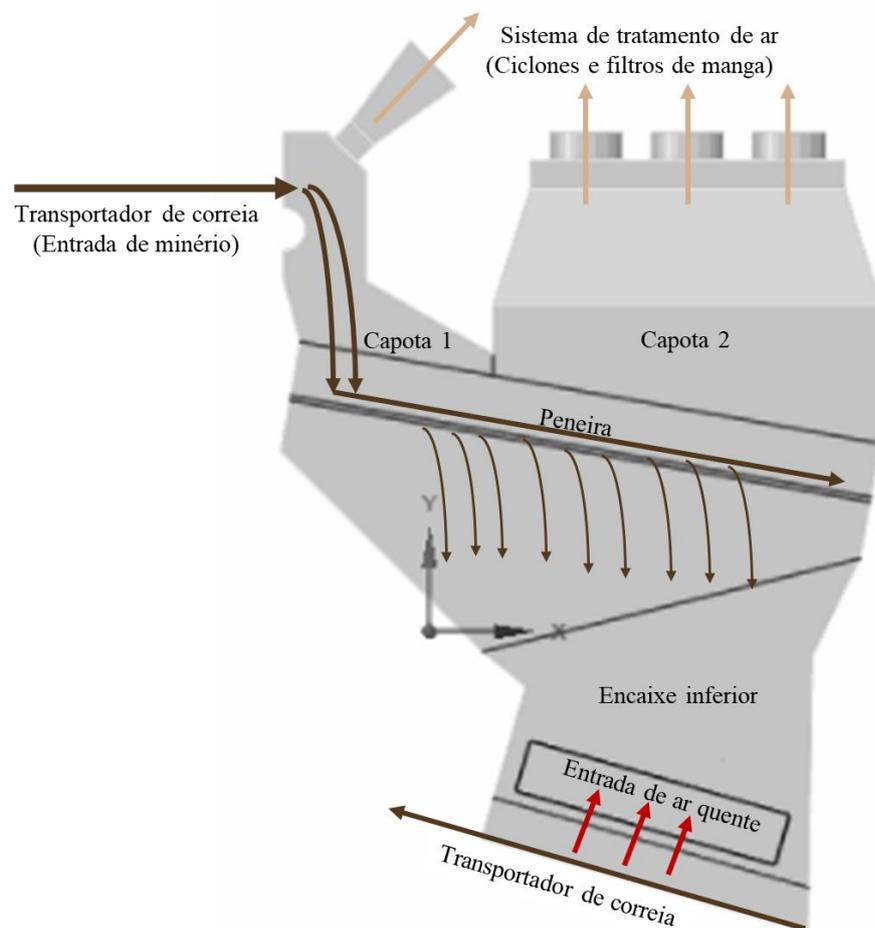


Figura 1 - Desenho esquemático do sistema de secagem em chute de transferência – Planta de pelletização de São Luís/MA.

A Fluidodinâmica Computacional (CFD) utiliza um conjunto de técnicas computacionais e ferramentas numéricas com a finalidade de simular processos que apresentam escoamento. O grande avanço proporcionado pela CFD está relacionado a solução numérica das equações de Navier-Stokes (equações da continuidade e do movimento), como também a

solução das equações que abordam os fenômenos de transferência de calor e massa. A CFD tem contribuído para a compreensão dos fenômenos de transferência em diversos equipamentos da indústria química, sendo uma poderosa ferramenta de projeto e análise de processos. Como a secagem do minério de ferro em chute de transferência é uma tecnologia nova, aplicar a CFD para avaliar o escoamento multifásico, a transferência de calor e massa, como também para propor e testar possíveis melhorias na geometria desse equipamento pode trazer substanciais benefícios para seu projeto, implementação e operação.

## 1.1 Objetivo

O objetivo deste trabalho foi simular por CFD o equipamento de secagem em chute (SOUZA PINTO *et al.*, 2015) e analisar o escoamento multifásico em seu interior a partir dos fenômenos de transferência de movimento, calor e massa preditos numericamente.

As dimensões, geometria e parâmetros operacionais do chute simulado foram fornecidas pelo Instituto Tecnológico Vale (ITV) e se referem a um equipamento instalado e em fase de teste, localizado em uma planta de pelletização em São Luís/MA.

## 1.2 Estrutura do trabalho

Durante a revisão bibliográfica conduzida no início desta pesquisa, foi observado que havia poucos estudos disponíveis sobre secagem de minério de ferro nas formas de *pellet feed*, *sinter feed*, finos de minério ou outras variedades próximas às que são processadas no equipamento de secagem em chute. A maioria dos trabalhos foca na secagem da pelota de minério. Portanto, a abordagem inicial deste trabalho envolveu caracterizar o minério de ferro fornecido pelo ITV e analisar a seu comportamento de secagem em secadores convectivos padrão de laboratório, tais como estufa e leito fixo.

Após análise dos resultados dos primeiros ensaios experimentais, foram observadas algumas particularidades do minério de ferro, tais como aglomeração de partículas e modificações em sua forma a depender da umidade. Considerando tais características e diante da necessidade de modelar o transporte de massa nas simulações por CFD do chute, optou-se por obter uma correlação empírica para o coeficiente de transferência de massa ( $K$ ), específica para o minério de ferro e para as condições de operação nas quais ele se encontra na indústria. Para obter essa correlação dentro de uma faixa de condições de temperatura e velocidade do ar

mais próximas às do chute, foi projetado e construído um equipamento de secagem do minério de ferro em escala de laboratório, que poderia operar em condições mais severas que as dos secadores disponíveis em laboratório. A correlação para  $K$  foi obtida por meio de dados experimentais de secagem nesse equipamento construído. Por sua vez, essa correlação foi utilizada para prever a taxa de secagem nas simulações por CFD do chute. Na descrição dos capítulos a seguir, essa sequência de etapas é detalhada.

No Capítulo 3, foi realizada a caracterização físico-química do minério de ferro. Ensaios em estufa foram feitos para avaliar a cinética de secagem desse material a fim de estabelecer um método apropriado para sua manipulação, umidificação e secagem nos demais equipamentos empregados.

No Capítulo 4, experimentos de secagem do minério em um secador de leito fixo em escala de bancada, denominado FB-2, foram realizados para diferentes condições de temperatura e velocidade do ar de secagem. Os dados experimentais foram utilizados para realizar uma análise energética da operação de secagem convectiva do minério de ferro nesse equipamento. Além disso, foi obtida uma correlação para estimar o coeficiente de transferência de massa entre fases a partir dos dados de cinética de secagem nesse equipamento.

Como o secador em escala de bancada FB-2 apresentado no Capítulo 4 possuía uma faixa de operação em condições moderadas de temperatura e velocidade do ar, optou-se por construir um novo secador que atingisse condições operacionais mais severas, de modo a obter uma correlação para o coeficiente de transferência de massa com uma faixa de validade que abordasse condições mais próximas às do chute. Assim, no Capítulo 5 são apresentados o projeto e a construção desse secador de minério de ferro, denominado GR-1, bem como as cinéticas de secagem do minério nessa unidade experimental. Foi obtida uma nova correlação para o coeficiente de transferência de massa utilizando dados experimentais de cinética de secagem nesse equipamento.

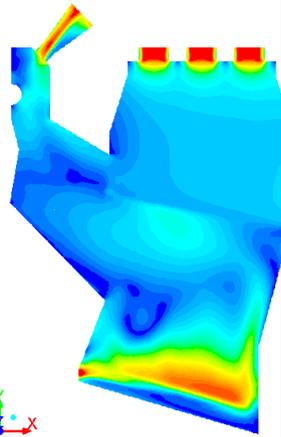
No Capítulo 6, são apresentadas as simulações por CFD dos secadores FB-2 e GR-1, empregando as respectivas correlações para o coeficiente de transferência de massa entre fases obtidas em cada um. As correlações foram implementadas no *software* Fluent 14.0 via UDF (*User Defined Function*) e UDS (*User Defined Scalars*). Os resultados simulados de umidade da fase sólida em função do tempo foram comparados com os dados experimentais a fim de validar o modelo matemático empregado.

No Capítulo 7 são apresentadas as simulações por CFD do equipamento de secagem em chute. Foram abordadas as etapas de transferência de movimento, calor e massa e analisado o escoamento multifásico. Para simular a transferência de massa entre fases, foi utilizada a

correlação obtida por meio dos dados experimentais no equipamento construído em laboratório (GR-1).

Finalmente, no Capítulo 8 são apresentadas as principais conclusões desta pesquisa. O Quadro 1 apresenta um sumário com a estrutura básica do trabalho, apresentando algumas informações relevantes sobre alguns capítulos, a fim de fornecer uma visão geral sobre o conteúdo.

Quadro 1 – Representação da sequência básica de etapas do trabalho e informações principais sobre cada capítulo.

CAPÍTULO 3 – Caracterização físico-química e secagem convectiva do minério de ferro em estufa	CAPÍTULO 4 – Secagens em equipamento em escala de bancada FB-2 e análise energética	CAPÍTULO 5 – Secador de minério de ferro GR-1: Projeto, construção e experimentos	CAPÍTULO 7 – Simulações por CFD do equipamento de secagem em chute
			
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Cinéticas de secagem em estufa</li> <li>• Camada fina (50 g)</li> <li>• Temperaturas do ar de 95, 105 e 115 °C</li> <li>• Velocidade do ar fixa (0,7 m/s)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Cinéticas de secagem em leito fixo</li> <li>• Camada fina (até 90 g)</li> <li>• Temperaturas do ar de 50, 70 e 90 °C</li> <li>• Velocidades do ar de 2,5; 3,5 e 4,5 m/s</li> <li>• Obtenção de correlação para <math>K</math> para a faixa <math>50\text{ °C} \leq T_f \leq 90\text{ °C}</math> e <math>2,5\text{ m/s} \leq u_f \leq 4,5\text{ m/s}</math>.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Cinéticas de secagem em leito fixo, fluidizado, pneumático</li> <li>• Camada fina (250 g)</li> <li>• Temperaturas do ar de 100, 120 e 140 °C</li> <li>• Velocidades do ar de 5; 10 e 15 m/s</li> <li>• Obtenção de correlação para <math>K</math> para a faixa <math>100\text{ °C} \leq T_f \leq 140\text{ °C}</math> e <math>5\text{ m/s} \leq u_f \leq 15\text{ m/s}</math>.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Simulações por CFD do equipamento de secagem em chute</li> <li>• Utilização da correlação para <math>K</math> obtida com base nos dados experimentais de secagem no equipamento GR-1</li> <li>• Vazão mássica de 167 kg/s</li> <li>• Condições do ar na entrada: 450 °C e 25 m/s</li> </ul>

## CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são apresentados trabalhos científicos relevantes relacionados a secagem de minério de ferro. As informações sobre mercado e etapas de processamento do minério também são abordadas. Em seguida, são discutidos os trabalhos de simulação computacional de chutes de transferência convencionais, bem como trabalhos que trataram de operações de secagem por CFD.

### 2.1 Minério de ferro

O minério de ferro é constituído por rochas que contêm óxido de ferro, as quais produzem ferro metálico (Fe) quando aquecidas na presença de um agente redutor. As formas dos óxidos de ferro geralmente são a magnetita ( $\text{Fe}_3\text{O}_4$ ), a hematita ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) e a goethita ( $\text{FeO}(\text{OH})$ ). O minério de ferro é a fonte primária de ferro para as indústrias de ferro e aço.

#### 2.1.1 Mercado

De acordo com o *United States Geological Survey* (USGS), os maiores produtores de minério de ferro são Austrália, Brasil, China, Índia e Rússia, respectivamente, que juntos representam cerca de 85% da produção mundial (USGS, 2022). Os principais locais de extração no Brasil são o Quadrilátero Ferrífero, no estado de Minas Gerais, e a Serra de Carajás, no estado do Pará.

O minério de ferro é vendido por tonelada métrica seca, uma unidade de medida definida por acordos internacionais para a determinação do preço do minério de ferro. Tem o mesmo valor de massa que uma tonelada (1000 kg), mas tem como base o material seco. O preço por tonelada de uma determinada quantidade de minério de ferro é calculado multiplicando-se o preço do minério pela concentração de ferro, em porcentagem (INDEX MUNDI, 2019). O preço dado pela Platts, que é a fonte principal de referência de preços para o mercado mundial, inclui especificação de 62,5% de Fe para o minério, sendo que teores acima deste representam um material de alta qualidade. O limite estequiométrico para o teor de Fe no minério de hematita ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) é de aproximadamente 69%.

Houve aumentos significativos na produção e comércio do minério de ferro em 2021 devido à recuperação dos efeitos da pandemia global do COVID-19, a qual reduziu a produção e o consumo de aço globalmente em 2020. No geral, os preços globais subiram para um valor médio de US\$178,27 por tonelada nos primeiros 9 meses de 2021, um aumento de 64% em

relação à média anual de 2020 de US\$108,92 por tonelada. Os preços tenderam a aumentar devido a oferta reduzida de minérios de ferro de maior teor, cuja demanda tem se tornado maior nos últimos anos (USGS, 2022).

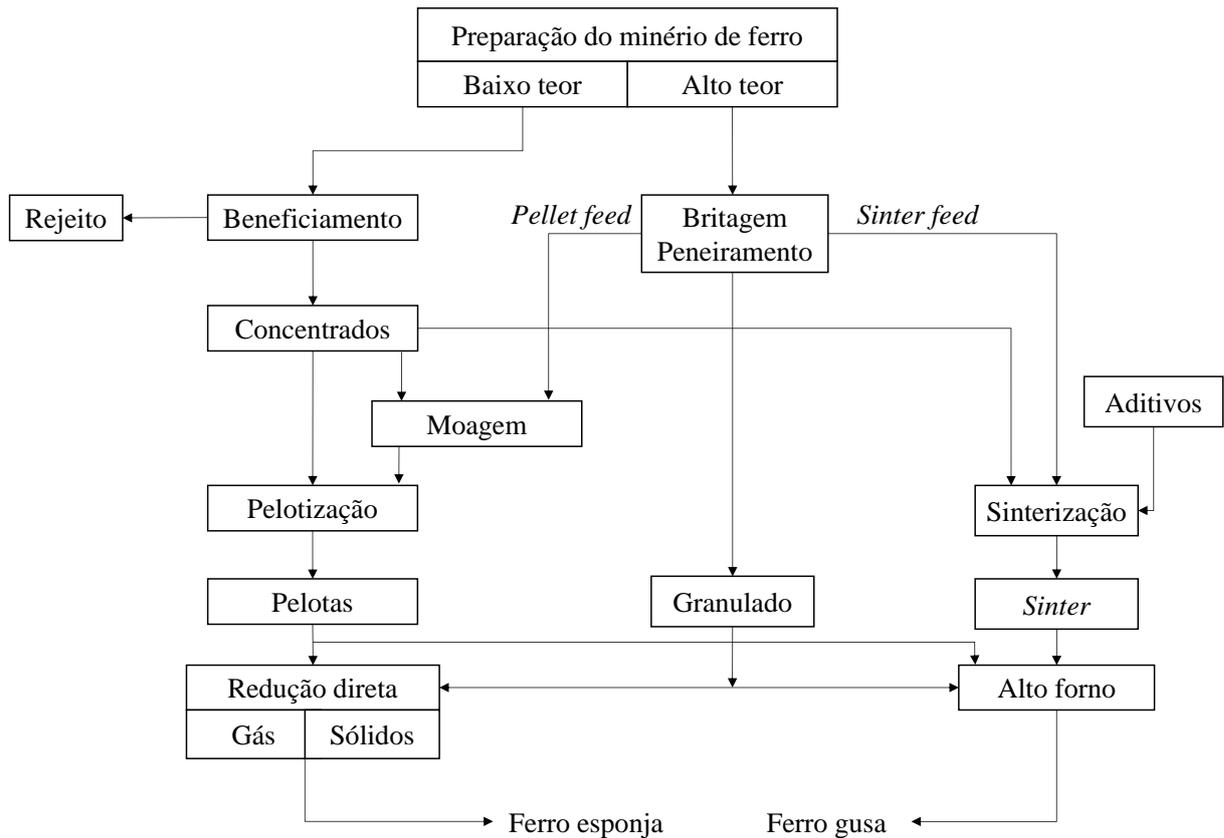
Os custos operacionais dos maiores produtores de minério de ferro estão entre os mais baixos do mundo. Uma mina de minério de ferro totalmente comercial exige investimentos pesados em infraestrutura, tais como linhas ferroviárias, navios e maquinário de grande porte. O custo de capital inicial para as minas pode variar de US\$160 por tonelada métrica a US\$240 por tonelada métrica, dependendo do tipo de ferro metálico economicamente recuperável no local de mineração. Os custos operacionais também variam, dependendo principalmente da escala das operações, da distância até o mercado, das regulamentações governamentais e do custo do combustível. Dados reportados pelas empresas sugerem que os custos operacionais de caixa das maiores empresas de mineração são US\$23,60 por tonelada de minério de ferro para a Vale, US\$20,8 por tonelada métrica para Rio Tinto, US\$25,89 por tonelada métrica para BHP Billiton. No entanto, há muitas outras empresas de mineração de minério de ferro com custos de caixa que excedem US\$60 por tonelada métrica, podendo chegar até US\$120 por tonelada métrica, o que reduz muito a sua competitividade no mercado (INVESTOPEDIA, 2018). Como a competitividade das empresas de mineração de minério de ferro está fortemente ligada aos custos de produção, é fundamental estudar e desenvolver tecnologias de mineração visando a redução de custos ao longo da cadeia produtiva do minério de ferro, de modo a garantir tanto sustentabilidade quanto viabilidade a longo prazo para essas operações.

### **2.1.2 Etapas de processamento**

As diversas etapas de processamento do minério variam entre as mineradoras, sendo dependentes das características do minério de ferro encontrado no local de exploração, bem como dos recursos da própria região. Nessa seção, serão descritas as etapas gerais de processamento do minério de ferro e, em seguida, destacado o processo realizado em Carajás, no estado do Pará-Brasil, pela mineradora Vale S.A.

#### ***Rotas para o processamento do minério de ferro***

A rota utilizada para o processamento do minério de ferro depende essencialmente do teor de ferro presente no material explorado, conforme é apresentado na Figura 2.



Fonte: Adaptado de MEYER (1980).

Figura 2 - Fluxograma geral de processamento do minério de ferro, considerando as rotas usuais para materiais com baixo ou alto teor de ferro.

Para minérios com alto teor de Fe (>62,5%) não são necessárias etapas de concentração, uma vez que já atendem a especificação requerida. Esses minérios são extraídos e em seguida britados até o tamanho máximo do granulado utilizado no alto-forno, com tamanhos entre 30 e 50 mm. Em seguida, o minério é peneirado e dividido em três porções: grosseira (granulado), intermediária (*sinter feed*) e fina (*pellet feed*). Geralmente, é realizado o peneiramento a úmido (Figura 3), no qual é feita uma lavagem com água sobre a tela da peneira a fim de remover o material particulado fino que fica depositado na superfície do granulado. O granulado pode ser lançado diretamente no alto-forno, enquanto o *sinter feed* pode seguir para a sinterização. Por sua vez, o *pellet feed* consiste em um pó fino de minério destinado às plantas de pelotização, nas quais são produzidas as pelotas de minério que podem ser posteriormente utilizadas na alimentação do alto forno.



Fonte: (Chaves, 2020).

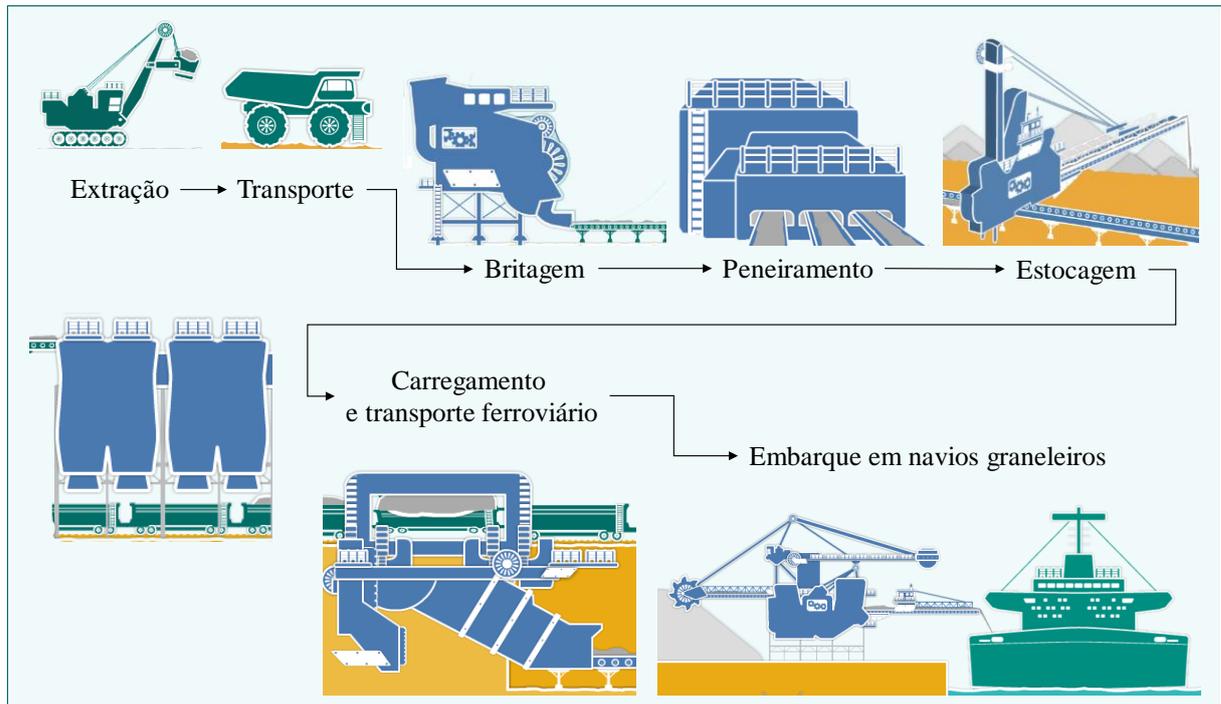
Figura 3 - Peneiramento a úmido: fotografias de peneiras industriais de minério.

Em casos nos quais o minério possui baixo teor ( $Fe < 50\%$ ), há necessidade de concentrar o ferro do material a fim de melhorar a eficiência do processo de redução. Para isso, podem ser feitas etapas adicionais de concentração a úmido ou a seco, geralmente realizadas por flotação e separação magnética, respectivamente. Durante a flotação, a água é adicionada ao minério e utilizada para classificar e concentrar o minério de ferro, removendo as impurezas (como a sílica e alumina) que afetam a qualidade do produto final. O lodo lamacento com baixa concentração de ferro produzido é conhecido como rejeito, sendo geralmente descartado em barragens. No processamento a seco, por separação magnética, o minério é processado sem adição de água, não havendo necessidade de barragens.

Na saída do processo de flotação, a polpa de minério precisa passar por etapas de desaguamento mecânico, a fim de separar o minério concentrado da água. Podem ser utilizados equipamentos como espessadores, hidrociclones e filtros a vácuo para realizar essa etapa. Após o desaguamento, o minério pode seguir para etapas de pelletização ou ser incorporado em misturas de sinterização.

### ***Processamento do minério de ferro em Carajás-PA***

A Figura 4 apresenta as principais etapas de processamento do minério de ferro na mina de Carajás-PA. É importante destacar que devido à alta concentração de ferro encontrado no minério de Carajás ( $Fe > 65\%$ ) no local de extração, as etapas de concentração não são necessárias.



Fonte: Adaptado de VALE (2019).

Figura 4 - Etapas de processamento do minério de ferro na mina de Carajás-PA.

Inicialmente, o minério é extraído e transportado em caminhões *off-road* até os equipamentos que farão o beneficiamento do material por britagem, moagem e peneiramento. Os três principais produtos da mineradora são separados de acordo com o tamanho das partículas: granulado ( $0,600\text{ cm} < d_p < 5\text{ cm}$ ), *sinter feed* ( $d_p < 0,6\text{ cm}$ ) e *pellet feed* ( $d_p < 150\text{ }\mu\text{m}$ ) que seguem para seus respectivos pátios de estocagem. Quando o destino de cada produto é a exportação, o material é carregado em vagões e segue por transporte ferroviário por 30 h até os terminais portuários em São Luís, no Maranhão, onde é embarcado em navios graneleiros que podem transportar até 400 mil toneladas de carga (VALE, 2019).

### 2.1.3 Os impactos da umidade

A umidade tem alguns impactos na cadeia de processamento do minério de ferro. Na natureza, o minério se encontra com certa umidade inicial que pode variar de acordo com as chuvas, com a rota de concentração do minério, bem como com as condições dos pátios de estocagem. Para as etapas de manuseio (operações em transportadores de correia, recuperadoras, carregadores, etc.) e no transporte ferroviário, é interessante que a umidade do minério de ferro esteja razoavelmente elevada a ponto de reduzir a geração de poeira e a perda de material que ocorre durante essas etapas (MUJUMDAR, 2015b). No entanto, para o transporte nos navios graneleiros, são necessários alguns cuidados com a umidade do material relacionados a limites regulatórios, como o TML, e o valor comercial da mercadoria, já que seu

preço é avaliado em base seca. Além disso, a etapa de pelotização também requer uma umidade apropriada para que seja possível a formação das pelotas de qualidade.

### ***O Limite de Umidade Transportável (TML – Transportable Moisture Limit)***

Dependendo das características físico-químicas do minério de ferro transportado nos graneleiros, os repetidos impactos (ex. movimentação das ondas) durante a viagem podem provocar a liquefação do material. Como os porões dos graneleiros não são projetados para transportar materiais nesse estado, o peso da carga não confinada pode se deslocar e causar uma rápida mudança na flutuabilidade do navio, tombando a embarcação (MUNRO; MOHAJERANI, 2015b). Atualmente, o único parâmetro usado para determinar o potencial de liquefação de minérios durante o transporte em graneleiros é o *Transportable Moisture Limit* (TML) que, segundo o Código Marítimo Internacional para Cargas Sólidas a Granel (*International Maritime Solid Bulk Cargoes Code*, IMSBC), é a máxima umidade (em base úmida) que determinadas cargas minerais podem apresentar quando carregadas em navios graneleiros sem o risco de liquefação durante seu transporte (IMO, 2011).

O valor TML pode variar em uma ampla faixa de acordo com as características do minério. Considerando finos de minério de ferro, Munro e Mohajerani [6] e Ferreira et al. [7] determinaram o TML para amostras com distribuições de tamanho, teor de ferro e composição mineralógica variados. Os resultados desses estudos apresentaram uma amplitude do TML de 8,00 a 16,80%, bem como de 7,69% a 14,95%, respectivamente. Tais valores compreendem uma faixa considerável em termos de umidade.

Um dos fatores que afetam o valor do TML é a composição mineralógica do minério de ferro. Por exemplo, a legislação da IMO classifica cargas de finos de minério de ferro de acordo com o conteúdo de goethita. O minério com conteúdo de goethita <35% é classificado como carga do Grupo A (cargas sujeitas a liquefação). Por outro lado, se o conteúdo total de goethita for 35% ou mais, a carga é considerada do Grupo C (cargas que não são sujeitas a liquefação, nem possuem riscos químicos) (IMO, 2016). Uma possível explicação é que as moléculas de água na goethita podem ocorrer em duas formas; como umidade superficial, que pode ser removida em torno de 100 °C, ou como água quimicamente ligada presente na estrutura mineral. À temperatura de 337 °C, a goethita ( $\alpha$ -FeOOH) pode ser desidroxilada para goethita altamente cristalina (SWAMY; KAR; MOHANTY, 2003). Já em goethitas limoníticas menos puras, a desidroxilação pode ocorrer entre 210 °C e 370 °C (O'CONNOR; CHEUNG; VALIX, 2006) para remover a água quimicamente ligada e facilitar a transformação em hematita ( $\alpha$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). A hematita, por sua vez, não possui água ligada quimicamente em sua estrutura.

O TML é um importante parâmetro para a indústria de mineração. Primeiro, para a garantia de segurança da tripulação e segundo, para a embarcação da carga. Por ser uma possível barreira regulatória para exportação, o não cumprimento do TML pode interromper o embarque de minério ou até mesmo uma operação inteira (FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019). Essa situação pode exigir mudanças no produto, como também a implantação ou melhoria de processos de redução de umidade. Como os custos adicionais para implementar essa operação unitária podem tornar o processo inviável economicamente, estudos sobre a remoção de umidade do minério de ferro são de substancial importância para a indústria mineral. Geralmente, quando a remoção mecânica de água de uma variedade específica de minério de ferro por meio de hidrociclones, espessadores, filtros e filtros de vácuo não é suficiente para atender o TML, ou mesmo os custos, *layout* ou as condições do processo não fomentarem a instalação desses equipamentos, torna-se necessária a secagem térmica (MEYER, 1980).

### ***O processo de pelletização***

Nas plantas de pelletização, a porção fina do minério de ferro (*pellet feed*) é misturada com insumos, tais como carvão mineral, calcário, bentonita e aglomerantes orgânicos, e depois granulada em discos ou tambores para produzir pelotas de óxido de ferro (*green pellets*). Em seguida, essas pelotas são endurecidas para aumentar sua resistência mecânica por um processo de secagem e queima antes de serem transportadas ou enviadas para a redução direta no alto-forno.

Nos discos de pelletização, a formação das pelotas ocorre devido à plasticidade e a molhabilidade da superfície dos grânulos que contêm quantidade de água correspondente ao intervalo teórico de saturação. Pequenas alterações no conteúdo de líquido causam variações na plasticidade do aglomerado e na condição de deformar e coalescer por meio das pontes líquidas na superfície do grão (LUZ; SAMPAIO; FRANÇA, 2010). A fim de auxiliar a formação de pelotas de qualidade, pode ser necessário secar o *pellet feed* até uma umidade de cerca de 8,5 a 10% antes da pelletização, sendo que esse valor varia com a composição química do minério e a sua distribuição de tamanhos de partícula (MEYER, 1980). Dessa forma, uma alta umidade no *pellet feed* é prejudicial à cadeia de produção de pelotas, causando consideráveis perdas de produção e energia.

### 2.1.4 Redução de umidade

Os principais aspectos relacionados à secagem do minério de ferro devem levar em conta a alta escala de produção nas mineradoras. Em operações em linhas que podem variar de 600 a 20.000 toneladas de minério processado por hora, o ar de secagem deve transferir a energia necessária para aquecimento e evaporação da água, bem como ter uma vazão apropriada para a transferência de umidade da fase sólida para a fase ar fora das condições de saturação. Assim sendo, geralmente são utilizadas temperaturas do ar que podem superar 1000 °C. Para a indústria mineral é interessante que haja uma remoção moderada de umidade, visto que, abaixo de uma umidade do sólido em torno de 4%, a geração de pó pode representar sérios problemas de manuseio e ambientais (MUJUMDAR, 2015b).

WU *et al.* (2010) apresentaram um trabalho de revisão que apontou os potenciais de inovação para a indústria mineradora, fornecendo uma visão geral dos processos de desaguamento de minerais e identificando novas tecnologias de secagem (microfiltração, filtração de escoamento cruzado, secagem com vapor superaquecido). Concluíram que à medida que a demanda global por minerais aumenta, espera-se que novas tecnologias de secagem e desidratação surjam em um futuro próximo para acompanhar o ritmo de produção e a demanda da indústria mineral. No entanto, reportaram que a área de Pesquisa e Desenvolvimento em processamento mineral está em níveis baixos há mais de cinco décadas, o que reforça a urgente necessidade de avanços nas pesquisas nessa área.

A seguir, serão apresentados os trabalhos da literatura que estudaram a redução da umidade em concentrados de minério de ferro, por via mecânica e por via térmica.

#### ***Redução de umidade por via mecânica***

As operações de desaguamento do minério de ferro na indústria geralmente são feitas por meio de espessadores, hidrociclones e filtros à vácuo. Serão apresentados trabalhos que analisaram a redução da umidade do minério por meio de filtração, já que esta geralmente é a etapa final de desaguamento por via mecânica.

AMARANTE *et al.* (2002) analisaram a redução de umidade por meio de filtração a vácuo de três diferentes amostras de minério de ferro. O valor final de umidade da torta variou de acordo com o tipo de minério. O menor valor de umidade da torta reportado foi de 8,3% para uma amostra com índice Blaine de 676 cm<sup>2</sup>/g e 2,86% das partículas com  $d_p < 9 \mu\text{m}$ . Ressalta-se que o valor do Blaine adequado para a pelotização geralmente é maior que 1600 cm<sup>2</sup>/g (MEYER, 1980).

DIAS *et al.* (2003) analisaram o efeito da adição de surfactantes na filtração de amostras de concentrados de minério de ferro do Quadrilátero Ferrífero. Os testes foram realizados em escala de laboratório, utilizando um aparato de filtração à vácuo. A distribuição de tamanhos das partículas era de 80% com  $d_p < 100 \mu\text{m}$  e 20% com  $d_p < 20 \mu\text{m}$ , com índice Blaine de 2693  $\text{cm}^2/\text{g}$ . A umidade final das amostras ficou entre 13 e 18%. Os surfactantes testados não possibilitaram a redução da umidade final da torta.

KRASNYI *et al.* (2009) desenvolveram um novo material cerâmico para filtros a vácuo, bem como um meio filtrante com maior tempo de vida útil e eficiência de filtração. Comparado a meios filtrantes de tecido convencional, o grau de desidratação da torta foi maior em 2 a 3 pontos percentuais. O filtro foi testado para reduzir a umidade de concentrados de minério de ferro, sendo que a umidade final variou de 4,2 a 7,5% para os materiais analisados. No entanto, não foram apresentadas as características dos concentrados de minério de ferro que foram testados nesse filtro, tais como a distribuição de tamanho de partículas, que são essenciais para avaliar a eficiência da filtração de acordo com o material avaliado. SMITH *et al.*, (2018) também reportaram testes de filtração à vácuo com membranas cerâmicas, nos quais os concentrados de minério de ferro chegaram a umidades finais entre 8 e 9% quando acrescentado floculante e otimizado o pH do meio. Também para esse trabalho, não foi apresentada a caracterização do minério de ferro utilizado.

ARAUJO *et al.* (2022) investigaram a influência das variáveis de processo na filtração do minério de ferro por meio de membranas cerâmicas. Em um equipamento em escala piloto, foram observadas, para um sistema sem adição de floculantes ou coagulantes, umidades de torta entre 8 e 9% para uma capacidade de filtração entre 1,4 e 2  $\text{t}\cdot\text{h}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ . Destaca-se a realização de testes em um filtro em escala piloto e não somente testes em filtro-folha. O  $D_{80}$  da amostra da suspensão de minério de ferro filtrada era de aproximadamente 90  $\mu\text{m}$  e o aproximadamente 20% das partículas tinham  $d_p < 20 \mu\text{m}$ . A área superficial Blaine era de 1431  $\text{cm}^2/\text{g}$ . A composição mineralógica da amostra, que também possui efeito sobre a eficiência da filtração, não foi informada (GRAÇA *et al.*, 2016).

Segundo MEYER (1980), devido a sua composição mineralógica, alguns tipos de minério não atingem o valor apropriado de umidade final somente por filtração. Por exemplo, em algumas plantas, após a filtração, a torta é submetida à secagem convectiva em secadores rotativos. No entanto, o autor afirma que, no caso de plantas de pelotização, esse procedimento compromete a qualidade das pelotas formadas, já que a descarga nesse tipo de secador consiste quase completamente em aglomerados de aproximadamente 0,5 a 3 mm, que não favorecem a operação de pelotização subsequente. Por essa razão, algumas plantas modernas optaram por

aquecer a torta formada no filtro utilizando vapor a altas temperaturas, de modo a reduzir a viscosidade da água e aumentar a eficiência de filtração. Por exemplo, ARAUJO *et al.* (2022) constataram uma redução de 0,6 pontos percentuais na umidade final da torta quando a temperatura da suspensão foi aumentada de 24 para 60 °C.

Algumas observações podem ser destacadas a partir dos trabalhos que reportaram a operação de filtração do minério de ferro. Em geral, foi apontado que processos nos quais houve a utilização de flocculantes geralmente apresentaram um indesejável aumento na umidade final da torta formada. Alguns trabalhos apresentaram bom desempenho do filtro para reduzir a umidade final da torta para valores abaixo de 10%. No entanto, muitos desses trabalhos não apresentaram as características do concentrado de minério de ferro utilizado, o que compromete a avaliação da eficiência de filtração para diferentes tipos de minério. Mais ainda, estudos envolvendo a utilização de materiais cerâmicos como meio filtrante para os concentrados de minério de ferro têm ganhado espaço na literatura recente.

Processos de redução de umidade por via térmica podem apresentar versatilidade para operação com diferentes tipos de minério, considerando principalmente variáveis relacionadas a composição mineralógica e a distribuição de tamanhos de partículas. Na seção seguinte, serão apresentados trabalhos científicos, bem como tecnologias na área de redução de umidade de minério de ferro por meio de processos de secagem.

### ***Redução de umidade por via térmica***

O Quadro 2 apresenta os trabalhos da literatura sobre secagem de minério de ferro, destacando os que abordaram a secagem da pelota – produto do *pellet feed* processado – e os que envolveram a secagem de concentrados de minério de ferro (*pellet feed* ou *sinter feed*).

De modo geral, existem poucos trabalhos que abordaram a secagem do minério de ferro, tanto para pelotas quanto para os concentrados de minério, porém observa-se que para esses últimos a quantidade de trabalhos é ainda mais escassa.

GHOSHDASTIDAR *et al.* (2002) desenvolveram um modelo baseado em transferência de calor com a finalidade de projetar secadores rotativos para minério de ferro, com uma umidade inicial de 19%. Utilizaram como referência os dados de secagem em secador rotativo em escala laboratorial de SASS (1968), para o qual a temperatura do gás era de 1065 °C na entrada e cerca de 120 °C na saída para uma vazão de minério de ferro de cerca de 4 t/h em base seca. O modelo desenvolvido previu o comprimento do secador e as temperaturas axiais de sólidos e gases com razoável precisão.

Quadro 2 - Trabalhos da literatura que estudaram a redução de umidade do minério de ferro.

Autor (ano)	Produto de minério de ferro	
	Pelota	Concentrado
SASS (1967)		X
GHOSHDASTIDAR et al. (2002)		X
NAMKUNG e CHO (2004)		X
TSUKERMAN et al. (2007)	X	
FENG et al. (2010)	X	
LJUNG et al. (2011)	X	
LJUNG et al. (2011)	X	
LJUNG et al. (2012)	X	
DUTRA et al. (2016)	X	
TAN et al. (2016)	X	
ATHAYDE et al. (2018)	X	
SOUZA PINTO et al. (2021)		X

NAMKUNG e CHO (2004) relataram as características de secagem e hidrodinâmica do minério de ferro com diâmetros de partícula variando de 500 a 2000  $\mu\text{m}$  durante a secagem em um secador de transporte pneumático vertical em operação contínua. O secador tinha 0,078 m de diâmetro e 6 m de altura, no qual o estado estacionário foi atingido em menos de 1 min. A eficiência de secagem (razão entre a massa de água removida e a massa de água alimentada) das partículas aumentou de 48,6 para 82,5% quando a temperatura do ar foi de 100 °C para 400 °C.

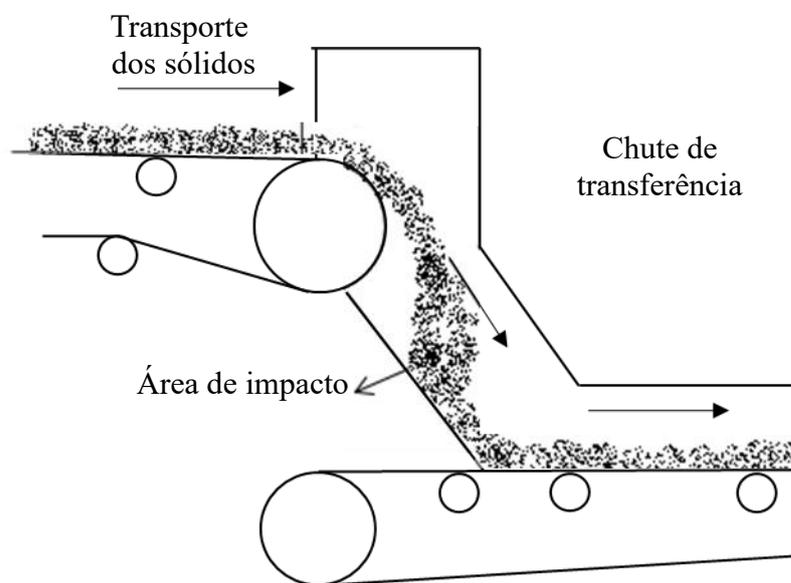
SOUZA PINTO et al. (2021) investigaram a cinética de secagem de minério de ferro *pellet feed* e *sinter feed*. Considerando os experimentos em estufa com convecção forçada, foi observado um amplo período de secagem a taxa constante para ambos os materiais, com umidade crítica em torno de 5% para as condições analisadas. Tais resultados indicaram que a resistência externa ao transporte de massa controlou a maior parte da secagem nessas condições. O trabalho de SOUZA PINTO et al. (2021) foi desenvolvido também no Centro de Secagem de Pastas e Sementes da UFSCar, constituindo o projeto inicial do grupo de pesquisa de redução de umidade de minérios.

Observa-se que, de modo geral, a literatura possui poucos trabalhos sobre o tema da secagem do minério de ferro. Dentre eles, há apenas alguns que tenham tratado a secagem do *pellet feed* ou *sinter feed*. Mineradoras que realizam a concentração do minério por meio de uma etapa de flotação, ou seja, por rota úmida, geralmente fazem o espessamento do concentrado de minério por meio de filtros à vácuo, aliados a espessadores e hidrociclones. Ratifica-se que muitas vezes a remoção de umidade somente por via mecânica não é suficiente

para atender às demandas das etapas seguintes, seja de exportação ou pelotização, sendo necessário utilizar etapas adicionais de secagem como, por exemplo, a secagem convectiva (MEYER, 1980). MUJUMDAR (2015b) apresenta uma seleção e descrição de secadores típicos utilizados na indústria mineral, dentre os quais têm-se secadores rotativos, leitos fluidizados, secadores em transportadores de correia, dentre outros.

## 2.2 Chutes de transferência

Nas indústrias de processamento de sólidos a granel, os chutes são equipamentos utilizados para transferir e distribuir o material. Um dos empregos do chute é realizar a mudança da direção do escoamento de sólidos dos transportadores de correia (Figura 5). O sólido transportado pela correia superior entra no chute, geralmente passando por uma cortina de borrachas, e depois cai na parte de baixo, onde é direcionado para o transportador de correia inferior. Os principais problemas associados à operação dos chutes são a emissão de poeira (CHEN *et al.*, 2012) e os desgastes das superfícies do equipamento (ILIC, 2019), que ocorrem principalmente na área de impacto do sólido com a parede do chute.



Fonte: Acervo pessoal.

Figura 5 - Desenho esquemático de chute de transferência.

### 2.2.1 Chute adaptado para secagem

A Figura 1, apresentada no Capítulo 1 deste trabalho, mostra o esquema do secador adaptado a partir do chute de transferência da planta de pelotização de São Luís/MA. Nesse

equipamento, o minério úmido passa por um transportador de correia superior e entra no chute, onde cai e é encaminhado até uma peneira inclinada na qual o minério se distribui, até atravessá-la e ser recolhido no transportador de correia inferior. Uma corrente de ar quente e seco, visto que o equipamento conta com um sistema de desumidificação do ar de entrada, é introduzida nas laterais da parte inferior do chute e ascende, percolando o minério e saindo pelas tubulações de cima até um sistema de tratamento de ar, que possui ciclones e uma bateria de filtros de manga.

No equipamento de secagem em chute, há regiões que representam a operação de diferentes secadores tradicionais da indústria. Por exemplo, o material particulado fino arrastado é submetido a uma secagem tipo *flash* ou de leito pneumático. Essa secagem ocorre com um curto tempo de contato entre o sólido e o ar de secagem, sendo preferível para a remoção de umidade externa ao material e indicada para material particulado fino (MUJUMDAR, 2015b). Já as partículas maiores e aglomerados de partículas que caem sobre a peneira podem passar por um intervalo de secagem em leito fluidizado ou fixo. Por essa razão, o escoamento multifásico que ocorre no interior do chute é complexo e o conhecimento dos fenômenos de transporte que ali ocorrem podem contribuir para a melhoria da sua geometria e condições operacionais. Uma alternativa para analisar esse escoamento que ocorre no chute é a simulação por CFD.

### **2.2.2 Simulação por CFD de chute de transferência**

Como a técnica de secagem em chute de transferência é relativamente nova, cuja tecnologia foi patenteada no Brasil em 2015 (SOUZA PINTO *et al.*, 2015), não há na literatura trabalhos que envolvam adaptações em chutes de transferência para operarem como secadores de minérios. No entanto, há alguns trabalhos que utilizaram a CFD para simular o escoamento dos sólidos em um chute convencional.

CHEN *et al.* (2012) simularam chutes de transferência utilizando o modelo granular Euleriano para prever a emissão de partículas finas na saída do chute. Os resultados simulados foram comparados com ensaios experimentais em unidades de chute em escala de laboratório. Para estimar a emissão de pó, foi utilizada uma medida indireta baseada na velocidade do ar na saída de cada chute. Nos testes experimentais, mais de 70% do pó coletado tinha diâmetro inferior a 200  $\mu\text{m}$ . A geometria do equipamento contribuiu substancialmente para a quantidade de pó fino emitido na saída do chute.

CHEN e WHEELER (2013) simularam o escoamento em um chute de transferência por meio de CFD, utilizando o modelo Euleriano Granular para o tratamento da fase sólida. A fase sólida era constituída por minério de ferro, com diâmetro em torno de 4 mm. Os autores compararam as respostas das simulações com os dados experimentais de velocidade da fase ar e da fase sólida, obtendo boa concordância entre eles. Foi observado que na região próxima à base do chute, as velocidades das partículas não puderam ser previstas por nenhuma das combinações de parâmetros de simulação (coeficiente de restituição e coeficiente de especularidade) investigadas.

ILIC (2019) apresentou critérios de projeto de chutes de transferência avaliando a influência que as diferentes condições de escoamento exerciam sobre o escoamento de sólidos e o desgaste na superfície do chute. Simulações utilizando o Método dos Elementos Discretos (DEM) foram feitas pelo *software* Rocky 2.5 para demonstrar a influência da geometria do chute no desgaste das paredes do equipamento. As simulações foram conduzidas com partículas em formato esférico e em formato poliédrico arredondado. Os resultados de velocidade das partículas na entrada e saída do chute foram similares para ambos os formatos de partículas adotados. No entanto, as simulações com partículas não-esféricas demandaram um tempo de simulação substancialmente maior. Assim, na prática, foi apontado que o formato das partículas do minério de ferro não teve efeito sobre o desempenho do chute de transferência nas simulações, porém, os fatores geométricos do próprio equipamento são de considerável importância.

Os trabalhos da literatura sobre a simulação de chutes de transferência indicaram que foi utilizado tanto o Modelo Euleriano Granular quanto o DEM para representar a fase sólida nesses equipamentos. Os principais problemas de um chute tradicional analisados por esses trabalhos foram a emissão de particulado fino e o desgaste nas paredes do equipamento. Como este trabalho envolve tanto a simulação por CFD do chute quanto a incorporação de um modelo de secagem no simulador, serão apresentados na seção seguinte alguns trabalhos que realizaram simulações por CFD de processos de secagem de forma geral.

### **2.3 Simulações por CFD de transferência de massa aplicada a secagem**

O Quadro 3 reúne os trabalhos presentes na literatura que abordaram a secagem de materiais por meio de simulações por CFD incorporando a transferência de momento, calor e massa. São detalhados os materiais utilizados, o equipamento simulado e o *software*, bem como a abordagem para resolver as equações de transporte de massa de acordo com o simulador.

Observa-se a ampla variedade de materiais que foi empregada nos trabalhos, desde produtos orgânicos (alimentos, sementes, grãos, madeiras), até materiais inorgânicos, tais como a alumina e pelotas de minério de ferro. A maioria das simulações abordou o funcionamento de equipamentos de secagem convectiva, como o leito fluidizado, e utilizaram o *software* Fluent em diferentes versões. Pelo Fluent, foi observada com frequência a modelagem do transporte de massa por meio dos *User Defined Scalars* (UDS - Escalares Definidos pelo Usuário) e *User Defined Functions* (UDF - Equações Definidas pelo Usuário). Neste trabalho, maiores detalhes sobre a implementação dos UDS e UDF no Fluent constam no Capítulo 6. As principais informações sobre alguns dos trabalhos apresentados no Quadro 2 serão descritas a seguir.

MALEKJANI e JAFARI (2018) revisaram os trabalhos que utilizaram a CFD para estudar processos de secagem de produtos alimentícios. Reportaram algumas dificuldades para a utilização da CFD nessa área, tais como a ausência na literatura de algumas propriedades físico-químicas dos produtos, bem como investigações ineficientes em escala industrial. Ressaltaram a importância da obtenção experimental das propriedades físico-químicas dos produtos biológicos para o sucesso das simulações computacionais e modelagem de processos de secagem desses materiais.

SALEM *et al.* (2011) simularam um *spray dryer* para secagem de solução salina. A taxa de secagem foi estimada por uma correlação da literatura. Concluíram que era apropriado usar CFD para simular os fenômenos de transferência de massa nesses sistemas e fazer estimativas de seu comportamento, principalmente em situações nas quais há dificuldade na medição das variáveis.

XIAO *et al.* (2013) simularam a secagem utilizando vapor superaquecido em leito fluidizado cilíndrico, com 12 cm de diâmetro por 25 cm de altura. Utilizaram o modelo Euleriano Granular para descrever a fase sólida. A taxa de secagem foi estimada considerando três períodos definidos de acordo com as temperaturas do sólido e de bulbo úmido, bem como com a umidade do sólido e a umidade crítica: aquecimento, período de taxa constante e período de taxa decrescente. Para calcular a taxa de secagem, foram utilizadas equações específicas para cada um dos períodos. A cinética de secagem obtida a partir de dados simulados teve boa concordância com os resultados experimentais.

Quadro 3 – Trabalhos presentes na literatura que simularam por CFD operações de transferência de massa aplicadas à secagem.

<b>Autor (ano)</b>	<b>Material</b>	<b>Aplicação</b>	<b>Software</b>	<b>Abordagem - Transporte de massa</b>
<b>Szafran e Kmiec, (2004)</b>	Microesferas - Geldart A	Leito de jorro	Fluent 6.1	UDS
<b>Li et al. (2007)</b>	Maçã	Liofilizador	Fluent 6.1.12	<i>Species transport</i>
<b>Wang et al. (2008)</b>	Grânulos - Geldart B	Leito fluidizado	Fluent 6.1	UDS
<b>Thorpe (2008)</b>	Produtos alimentícios	Estocagem de grãos	Fluent 6.2	UDS
<b>da Rosa (2010)</b>	Alumina	Leito de jorro contínuo	Fluent 6.3	UDS
<b>Ljung et al. (2011)</b>	Pellet de minério de ferro	Secagem convectiva	Ansys CFX 12.1	-
<b>Salem et al. (2011)</b>	Solução salina	<i>Spray dryer</i>	Fluent 6.3	-
<b>Li et al. (2012)</b>	Granulação de finos	Leito fluidizado	Fluent 6.3	-
<b>Ranjbaran e Zare (2012)</b>	Grãos de soja	Leito fluidizado (com micro-ondas)	Fluent 6.3.26	UDS
<b>da Silva et al. (2012)</b>	Soja	Leito fluidizado	MFIX Code	-
<b>Xiao et al. (2013)</b>	Colza	Leito fluidizado	Fluent	UDS
<b>Jang e Arastoopour (2014)</b>	Fármacos	Leito borbulhante	Fluent 6.3	<i>Species transport</i>
<b>Sudbrock et al. (2015)</b>	Sílica-gel e madeira de faia	Secagem convectiva	Fluent	-
<b>Chandramohan (2016)</b>	Objeto úmido	Secagem convectiva	FASTEST3D	-
<b>Cârlescu et al., (2017)</b>	Damascos	Secagem convectiva	Fluent	-
<b>Ramachandran et al. (2017)</b>	<i>Pellet</i> de resíduo de destilação	Secagem com vapor superaquecido	Ansys CFX 16.2	-
<b>Tran et al. (2017)</b>	Leite desnatado	<i>Spray dryer</i>	Fluent 13	-
<b>Sanghi et al. (2018)</b>	Milho	Secador solar	Fluent 17.1	UDS
<b>XIA et al., (2018)</b>	Xisto betuminoso	Leito pneumático	Fluent	-
<b>Araújo et al. (2019)</b>	Tijolo	Estufa	Ansys CFX 15.0	-
<b>Buchholz et al., (2022)</b>	Zeólitas	<i>Spray dryer</i>	Fluent 19.2	-
<b>Lan et al., (2022)</b>	Xisto betuminoso	Leito fluidizado e pneumático	OpenFoam	-

RANJBARAN e ZARE (2012) secaram partículas em leito fluidizado com aquecimento por micro-ondas e usaram o modelo Euleriano Granular para simular esse sistema por CFD. O sistema possuía simetria axial (2D), com 9200 células. A umidade absoluta da fase gás e da fase sólida foram tratadas como UDS. O coeficiente de transferência de calor entre fases foi calculado pela correlação de GUNN (1978). O tempo de secagem foi limitado a 250 s, com variação na umidade de 0,18 para 0,16 (base seca), o que consiste na simulação somente da porção inicial da curva de cinética de secagem. A taxa de secagem foi descrita por meio de correlações empíricas, obtidas para a secagem de uma única partícula. Os autores apontaram que devido ao custo computacional elevado e à demanda de tempo, utilizar a CFD para simular leitos fluidizados seria mais interessante com a finalidade de obter informações detalhadas (fluidodinâmica, calor e massa) em níveis locais de todo o sistema, bem como uma ferramenta de projeto de novos secadores antes de fazer o *scale-up*.

SILVA *et al.* (2012) utilizaram uma correlação empírica baseada em um modelo de secagem em camada fina para diferentes temperaturas do ar e umidades do sólido a fim de descrever o coeficiente de transferência de massa em simulações por CFD referentes a secagem de farinha de soja em leito fluidizado. Os resultados da simulação mostraram boa concordância com os dados experimentais de umidade em relação ao tempo. SANGHI *et al.* (2018) analisaram por CFD a secagem de milho em um secador solar com convecção natural. Uma correlação empírica para o coeficiente de transferência de massa baseada nas temperaturas de bulbo seco e de orvalho e relacionada a um modelo de cinética de secagem em camada fina foi utilizada. Os resultados das simulações mostraram que a taxa de secagem foi subestimada quando comparada aos dados experimentais. ROSLI *et al.* (2018) também empregaram uma correlação empírica para simular a secagem de sagu em um leito fluidizado utilizando CFD. A constante de secagem era função da temperatura e da velocidade do ar. Embora os resultados da simulação de umidade do sólido com o tempo tenham exibido o mesmo comportamento que os dados experimentais, ainda assim substanciais desvios foram observados.

Esses trabalhos indicam que há a opção de obter correlações empíricas para o coeficiente de transferência de massa baseadas em um modelo de secagem em camada fina, bem como demonstram o desafio que existe ao modelar o fenômeno de transferência de massa por CFD.

JANG e ARASTOPOUR (2014) avaliaram a performance da CFD como ferramenta de *scale-up* de leitos fluidizados. As simulações foram conduzidas utilizando o modelo granular Euleriano, incorporando os fenômenos de transferência de momento, calor e massa para leitos fluidizados com três diferentes escalas. Para calcular o coeficiente de transferência de massa no

período de secagem a taxa constante, foi utilizada a correlação de GUNN (1978). Para o cálculo da taxa de secagem no período de taxa decrescente, foi estimada uma umidade crítica para o material e utilizado o modelo de difusão baseado na solução da lei de Fick para a difusão em uma partícula esférica, cuja solução matemática da forma simplificada do modelo foi proposta por CRANK (1975). Para todas as geometrias, foram construídas malhas 2D considerando a simetria no eixo axial. O número de células variou entre 2550 e 20188. As simulações para secagem de partículas sólidas em função de um adimensional de tempo mostraram os mesmos resultados para as três escalas diferentes considerando números adimensionais similares (Re, Fr, Nu e Sh). Os autores destacaram que a abordagem de similaridade adimensional foi adequada para realizar o aumento de escala para os casos de secagem nos leitos fluidizados abordados.

LAN *et al.* (2022) reportaram a simulação numérica e validação experimental para secagem de xisto betuminoso em leito pneumático, incluindo temperaturas do ar de até 623 K e velocidades do ar de até 10,44 m/s. O método utilizado foi o acoplamento CFD-DEM-IBM (Método de Fronteira Imersa, do inglês *Immersed Boundary Method-IBM*). A vantagem desse método é a solução de problemas de escoamento de fluidos em geometrias complexas, nas quais geralmente é requerido utilizar malhas não-estruturadas, que causam problemas de convergência e lentidão, particularmente em simulações por CFD-DEM. Os desvios entre os dados experimentais e simulados de umidade da fase sólida na saída do leito pneumático foram menores que 8%.

Dentre os trabalhos da literatura apresentados no Quadro 3 que utilizaram o *software* Fluent, a taxa de secagem, que por sua vez envolve o coeficiente de transferência de massa  $K$ , foi estimada de diversas formas a fim de ser implementada nas equações de transporte de umidade. De forma geral, foram utilizadas correlações da literatura para o número de Sherwood como função de Reynolds e Schmidt, tais como o modelo de GUNN (1978) considerando o transporte de massa em partículas esféricas. Outra estratégia utilizada foi considerar o valor da taxa de secagem como dependente de alguns períodos típicos do processo de secagem (aquecimento, taxa constante, taxa decrescente) e relacioná-los com a umidade crítica. Ademais, outro método utilizado foi estimar a taxa de secagem por meio de dados experimentais de cinética de secagem em camada fina, utilizando equações de ajuste das curvas e a força motriz da transferência de massa dada pela diferença entre a umidade atual do material e a de equilíbrio. A umidade de equilíbrio pode ser conhecida por meio de isotermas de dessorção e adsorção de umidade.

Geralmente, os sistemas que foram simulados envolviam equipamentos em escala de laboratório. Resolver simultaneamente o transporte de momento, calor e massa eleva o número de equações a serem resolvidas e, conseqüentemente, aumenta o custo computacional. Portanto, é possível que os sistemas de menor escala tenham sido utilizados para reduzir o tempo de simulação requerido.

A análise da literatura sobre operações de secagem por CFD apresentada nessa seção indicou alguns pontos que requerem atenção para a simulação do chute de transferência adaptado como unidade de secagem. Destacam-se a implementação do transporte de massa no *software*, com ênfase na equação empregada para descrever a transferência de massa entre fases. Também é importante observar a falta de propriedades físico-químicas e dados experimentais de secagem do minério de ferro na literatura, a elevada dimensão do sistema de secagem em chute, bem como o alto custo computacional requerido para simular o transporte simultâneo de momento, calor e massa para esse caso. Assim sendo, avanços para a simulação do chute consistem na caracterização física e obtenção de dados experimentais de secagem de minério em condições próximas às de sua operação, obtenção de uma equação apropriada para descrever o coeficiente de transferência de massa entre fases na operação de secagem, além da investigação de estratégias para a redução do tempo de simulação e do custo computacional.

Durante a revisão da literatura, não foram encontrados trabalhos que compararam diferentes abordagens para tratar a transferência de massa em simulações por CFD. Mais ainda, foi observado que poucos trabalhos:

- apresentaram a simulação por CFD de uma curva completa de cinética de secagem, desde a umidade inicial até a umidade de equilíbrio dinâmico.
- validaram o modelo para diversas condições operacionais. De modo geral, apenas uma condição era simulada e comparada com dados experimentais.
- Analisaram e validaram o modelo de transferência de massa empregado para sistemas com diferentes geometrias.

Nesse sentido, durante o desenvolvimento deste trabalho, buscou-se apresentar contribuições em duas frentes: tecnológica, relacionada às simulações computacionais de um equipamento da indústria mineral; e para a literatura da área de secagem de minérios, bem como de simulação por CFD de secadores, por meio da investigação dos tópicos identificados como ainda pouco explorados.

## **CAPÍTULO 3 - CARACTERIZAÇÃO FÍSICO-QUÍMICA E SECAGEM CONVECTIVA DO MINÉRIO DE FERRO EM ESTUFA**

Neste capítulo é apresentada a caracterização físico-química do minério de ferro denominado IOCJ hidratado, bem como cinéticas de secagem desse material em estufa. Análises da caracterização química, composição mineralógica, distribuição de tamanho de partículas, massa específica, fração volumétrica máxima, área superficial e volume de poros foram realizadas. Buscou-se fazer um paralelo entre as características do minério e seu comportamento durante as operações de secagem convectiva. Por meio dos ensaios de secagem em estufa, foi analisada a influência da umidade inicial e da distribuição do tamanho de partículas na cinética de secagem do minério.

### **3.1 Material e métodos**

#### **3.1.1 Caracterização do minério de ferro**

O minério de ferro utilizado neste trabalho foi fornecido pelo Instituto Tecnológico Vale (ITV) e é denominado IOCJ hidratado (Figura 6). Segundo o ITV, esse minério apresenta oxi-hidróxidos de ferro hidratados, que aumentam a afinidade desse material pela água, o que deve interferir diretamente nas etapas de redução de umidade. O material fornecido estava disposto em cinco sacos plásticos com aproximadamente 20 kg de minério em cada, com umidade inicial de cerca de 7%.

Para as etapas de secagem apresentadas neste trabalho, o minério foi avaliado como *pellet feed*. Para isso, foi peneirado a seco para um diâmetro de partícula menor que 500  $\mu\text{m}$  ( $d_p < 500 \mu\text{m}$ ), seguindo recomendação de tamanho dada pelo próprio ITV. Assim, o minério analisado nas etapas de caracterização possuía  $d_p < 500 \mu\text{m}$ , exceto para as análises de caracterização química e distribuição de tamanho de partículas, nas quais foi analisado o material integral.



Figura 6 - Fotografias do minério de ferro (a) *in natura*; (b) como *pellet feed*, a  $d_p < 500 \mu\text{m}$  e (c) com 10% de umidade.

### ***Distribuição de Tamanho das Partículas***

A distribuição de tamanho das partículas foi feita por peneiramento a úmido, peneiramento a seco e difração a laser.

O peneiramento a úmido foi feito no Laboratório de Físico-Química de Interfaces e Fenômenos de Transporte (LFQI) da Universidade de São Paulo (USP) segundo a norma ABNT NBR ISO 4701. A amostra integral do minério de ferro foi submetida às malhas das peneiras *Tyler mesh*: 1/4" e 8, 12, 16, 28, 35, 48, 65, 100, 140, 200, 400 e 635#. A vantagem do peneiramento à úmido é a separação das partículas finas do minério, permitindo a quantificação de sua massa em peneiras com diâmetro de abertura com *mesh* maior que 35#, aproximadamente.

O peneiramento a seco foi feito no DEQ/UFSCar utilizando peneiras de diferentes tamanhos. Para evitar o efeito de segregação das partículas, que pode prejudicar a reprodutibilidade do resultado da distribuição granulométrica, a redução da amostra de minério enviada pelo ITV foi realizada pelo método de pilha prismática alongada. Esse método é indicado para a redução de amostras de minérios, nos quais há uma ampla faixa de distribuição de tamanhos (CHAVES, 2012).

Assim, o conteúdo de um saco plástico, com aproximadamente 20 kg de minério, foi utilizado para construir uma pilha alongada, dispondo o sólido em camadas regulares e sobrepostas. O depósito era realizado com auxílio de um recipiente e a construção da pilha era feita em ziguezague, até acabar o conteúdo do saco. A retomada do minério para redução de amostra foi feita em seções, conforme Figura 7. Tal procedimento foi executado a fim de obter uma amostra reduzida que fosse representativa para a distribuição de tamanhos de partículas

(CHAVES, 2012). A amostra foi seca em estufa a 105 °C por 24 h (AOAC, 2002) e então encaminhada ao peneirador. Para as peneiras com abertura menor que 500 µm, observou-se que as partículas finas de minério aglomeravam ou entupiam a passagem pela tela, portanto o peneiramento a seco foi feito somente até esse diâmetro de abertura de peneira.

Para quantificar a distribuição de tamanhos de partículas inferiores a 500 µm, foi utilizado o equipamento Malvern Mastersizer Microplus (Micromeritics), que forneceu a distribuição cumulativa das partículas na faixa de 0,05 até 500 µm.

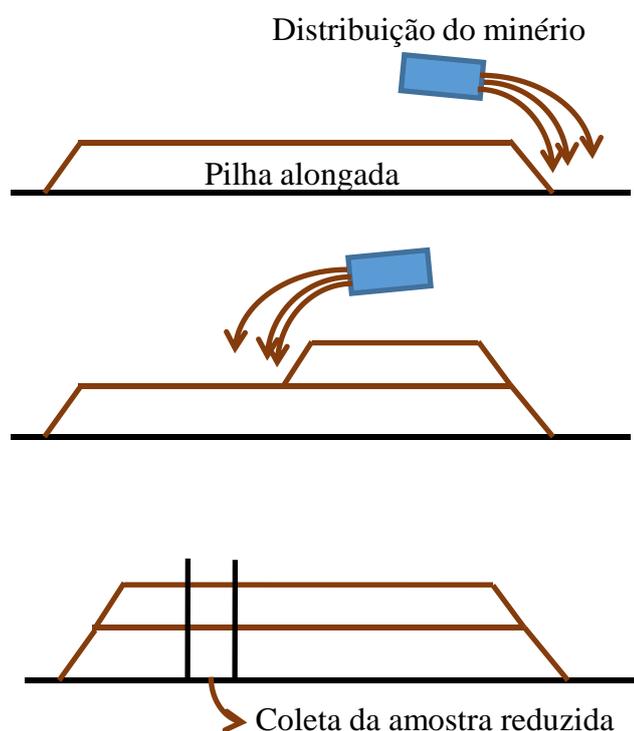


Figura 7 - Redução de amostra de minério pelo método da pilha prismática alongada.

### ***Caracterização Química***

A caracterização química foi feita no LFQI-USP, por meio de fluorescência de raios X (FRX). O preparo de amostras foi feito pelo método de fusão com tetraborato de lítio seguida por análise no espectrômetro de FRX Malvern Panalytical Zetium, por comparação com materiais de referência certificados. A Perda ao Fogo (PF) foi realizada a 1020 °C por 2 h. No FRX a amostra é excitada pela irradiação de um feixe primário de raios-X, que provoca a emissão de uma radiação secundária cujo ângulo de reflexão e intensidade permite identificar e quantificar os elementos químicos presentes.

### ***Análise da composição mineralógica***

A identificação e quantificação dos minerais foi feita no Departamento de Análises e Inovações (DEPAI) da Fundação Gorceix. Para essa análise, foram utilizadas as propriedades óticas de luz refletida, ao microscópio óptico modelo DM750P (Leica). A quantificação dos minerais hematita (Granular, tabular/lamelar, granular policristalina, tabular/lamelar policristalina, martita, microcristalina, lobular, magnetita), goethita, gibbsita, quartzo e outros, foi feita por contagem de no mínimo 500 grãos por seção polida.

### ***Massa específica***

A massa específica real (massa do material pelo volume de sólido) foi determinada no equipamento AccuPyc 1330 Micromeritics por meio de picnometria utilizando gás hélio.

A massa específica aparente do material foi determinada por picnometria líquida. O líquido para o procedimento foi o xilol, o qual foi escolhido considerando que o volume que penetrou nos poros das partículas foi desprezível (baixa molhabilidade) e que não houve dissolução considerável do material durante o tempo necessário para análise.

Os valores de massa específica foram dados pela média de três análises.

### ***Fração volumétrica máxima de sólidos***

A fração volumétrica máxima de sólidos é um parâmetro importante para simulações por CFD que utilizam o modelo Euleriano Granular para descrição da fase sólida, que é o caso das simulações apresentadas no Capítulo 6. Neste trabalho, esse parâmetro foi obtido experimentalmente, em um teste similar ao utilizado para obtenção da densidade *bulk*. A caracterização foi realizada para o minério com 10% de umidade, conforme umidade inicial dos experimentos de secagem realizados. Após a umidificação do minério, foi feita a sua extrusão através de uma peneira com 6 mm de abertura antes da realização dos ensaios, para fins de padronização do tamanho dos aglomerados formados.

A fração volumétrica máxima foi obtida de acordo com procedimento adaptado de Massaro Sousa & Ferreira (2019) e da World Health Organization (2012), originalmente utilizado para determinação da densidade *bulk* de materiais particulados finos. Cerca de 75 g da amostra na umidade desejada foram inseridos em uma proveta graduada de volume 250 mL e diâmetro de 2,2 cm. A proveta foi colocada em um dispositivo que permitia a repetida elevação e queda da proveta de uma altura fixa de 3 cm (“golpe” para compactação). O volume do minério era periodicamente anotado durante esse procedimento de compactação até não ser

observada a variação do volume. Os ensaios foram feitos em triplicata. A fração volumétrica máxima ( $\alpha_{s,máx}$ ) foi determinada dividindo a massa úmida de minério inserido na proveta pelo volume final de material. Esse valor foi utilizado como parâmetro de entrada nas simulações por CFD, apresentadas nos Capítulos 6 e 7.

### **BET**

Para caracterização das propriedades texturais, como a área específica, foi utilizada a técnica de adsorção-dessorção de nitrogênio. As medidas de fisissorção de N<sub>2</sub> foram realizadas a -196 °C em um equipamento da Micromeritics (ASAP 2420). As amostras foram pré-tratadas sob vácuo a 90 °C por 60 min e depois a 250 °C por 600 min. A área específica da superfície foi calculada pela equação de BET (Brunauer-Emmet-Teller) na faixa de pressão p/p<sub>0</sub> de 0,05 a 0,15.

### **Porosimetria por injeção de mercúrio**

A análise do tamanho dos poros por porosimetria de mercúrio foi feita pelo Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais (CCDM-UFSCar). Os tamanhos de poros foram investigados utilizando o equipamento AMINCO (*American Instrument Company*) Model 5-7118. A pressão variou de 0 a 5000 psi (34,47 MPa) na intrusão e a extrusão foi com depressurização sem controle, com um tempo de equilíbrio de 3 minutos e ângulo de contato para o sistema mercúrio-minério de ferro-ar de 130°.

Para a maioria dos materiais, o mercúrio possui baixa molhabilidade e pressão é necessária para forçar a penetração nos poros acessíveis. O diâmetro de poros está relacionado à pressão aplicada através da equação (WASHBURN, 1921):

$$d_{poro} = -\frac{1}{P}4\gamma \cdot \cos\theta_a \quad (3.1)$$

Sendo  $d_{poro}$  o diâmetro do poro,  $P$  a pressão do sistema,  $\gamma$  a tensão superficial do mercúrio e  $\theta$  o ângulo de contato no sistema mercúrio-sólido-ar. A porosidade total da amostra pode ser determinada por:

$$\varepsilon_T = \frac{V_{Hg}}{V_{Hg} + \frac{M_a}{\rho_r}} \quad (3.2)$$

Em que  $\varepsilon_T$  é a porosidade total,  $V_{Hg}$  é o volume de mercúrio penetrado,  $M_a$  é a massa da amostra e  $\rho_r$  é a sua densidade real.

### 3.1.2 Secagens em estufa

Ensaio preliminares de umidificação do minério de ferro, nos quais foi feita uma análise visual e sensorial de seu comportamento, mostraram que a forma do material alterava de acordo com a umidade inicial e a distribuição de tamanhos de partículas. Dois comportamentos de destaque foram observados:

- Para umidades abaixo de 10%, havia a formação de pequenos aglomerados de partículas, que ficavam “soltos” uns dos outros, com um estado agregado/desagregado. Para uma umidade de 10%, havia a formação de aglomerados, que quando compactados se uniam como, por exemplo, uma argila moldável. Já para uma umidade em torno de 13%, o material poderia ser tratado como lama.
- Caso fossem removidas as partículas mais finas ( $d_p < 106 \mu\text{m}$ ) do minério, o material grosseiro comportava-se como uma “areia molhada” (Geldart B) para uma umidade inicial de 13%. No caso de haver somente partículas com  $d_p < 106 \mu\text{m}$ , umidificadas a 13%, seu comportamento se assemelhava a uma lama mais viscosa (Figura 8).

Os ensaios de secagem em estufa foram realizados para analisar a influência que a forma do material particulado exercia sobre a cinética de secagem.



$106 \mu\text{m} < d_p < 500 \mu\text{m}$



$d_p < 106 \mu\text{m}$

Figura 8 - Fotografias do minério de ferro umidificado a 13% para diferentes distribuições de tamanho de partícula.

### *Influência da forma e umidade inicial do minério*

Testes iniciais de umidificação do minério de ferro mostraram que esse material

apresentou diferentes formatos de acordo com a sua umidade inicial (para  $d_p < 500 \mu\text{m}$ ). Para umidades em torno de 10%, ele pode estar na forma de aglomerado, no qual as partículas facilmente se agregam ao serem pressionadas. Para umidades maiores, pode se apresentar com aspecto de lama ou pasta. O valor da umidade para o qual ocorre essa mudança na forma depende da granulometria, da área superficial e da composição mineralógica do *pellet feed* avaliado (Meyer, 1980; Van Der Meer, 2015). Nesta etapa, foi analisada a influência da umidade inicial e da forma do minério de ferro em sua cinética de secagem por meio de ensaios em estufa com convecção forçada.

Para umidificar o minério, água destilada foi adicionada a porções de 200 g de minério seco até atingir a umidade nominal desejada, sendo 10% para corresponder à forma de aglomerados ou 13% para apresentar forma de lama (Figura 9). O material foi posto em sacos plásticos fechados, homogeneizado e mantido a temperatura ambiente. Testes foram realizados para garantir a distribuição homogênea de umidade no material por esse método, coletando amostras distribuídas em pontos diferentes e checando sua umidade. Antes do início da secagem, as amostras com umidade inicial de 10% foram submetidas a extrusão por uma tela para padronizar o tamanho dos aglomerados formados para  $d_p < 6 \text{ mm}$ .

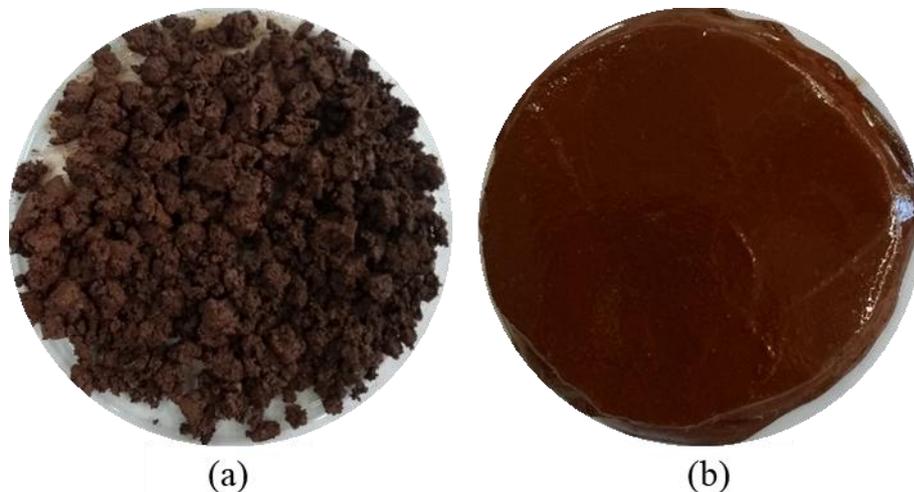


Figura 9 - Fotografias do minério de ferro IOCJ hidratado a diferentes umidades iniciais (a) 10%, após extrusão em tela, e (b) 13%.

As secagens foram feitas em estufa com convecção forçada e renovação de ar (Tecnal, TE-349/1). Cerca de 50 g do material úmido foram distribuídos uniformemente ocupando uma espessura de cerca de 6 mm sobre uma placa de Petri com 9,0 cm de diâmetro, que foi suspensa em uma corrente cuja extremidade foi conectada a uma balança (Ohaus, PA214) para aquisição automática da massa da amostra com o tempo (Figura 10). A massa era aferida a cada 0,09 s e

registrada em um computador acoplado à balança (Ohaus – SPDC Data Collection V2.03).

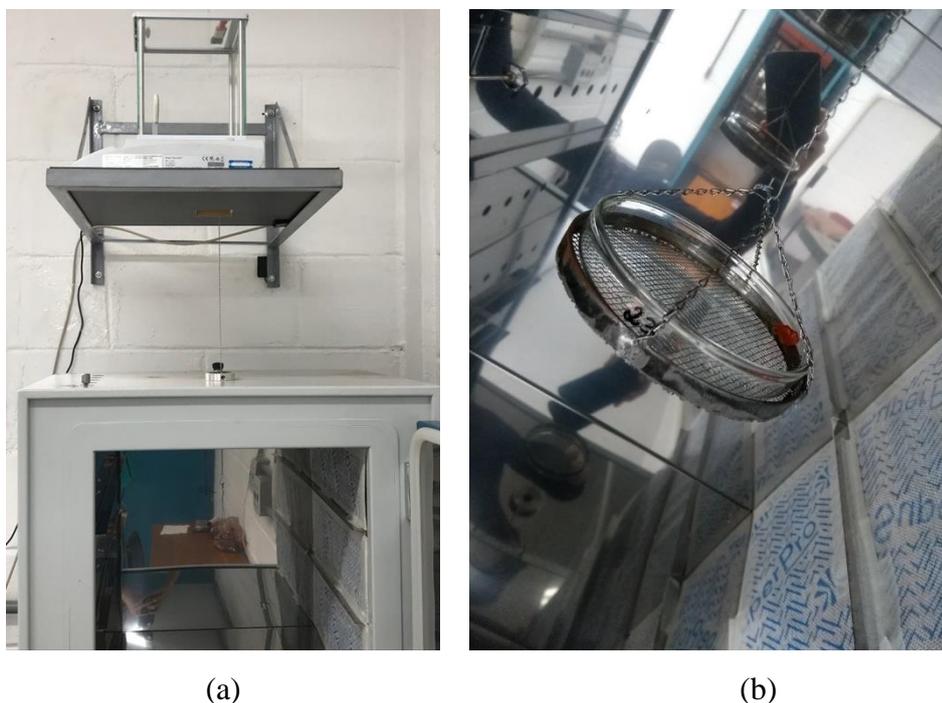


Figura 10 - Estufa com balança acoplada. (a) Visão geral. (b) Placa de Petri suspensa por corrente.

Foram avaliadas três temperaturas do ar de secagem: 95, 105 e 115 °C. A velocidade do ar foi medida por meio de um anemômetro de fio quente (AKSO-AK833), sendo de aproximadamente 0,7 m/s. O procedimento de abertura de porta para inserção da amostra reduziu a temperatura da estufa em cerca de 4 °C no início da secagem, sendo que o valor da temperatura de ajuste foi atingido novamente após cerca de 10 min. A porta só foi novamente aberta no final da secagem, para coletar a amostra e levá-la a uma estufa a 105 °C por 24 h para aferir sua massa seca. Cada ensaio foi feito em triplicata.

A comparação entre a secagem das amostras a diferentes umidades iniciais se baseou nas curvas de cinética de secagem e no tempo necessário para a amostra atingir 0,5% de umidade. Optou-se por esse valor final de umidade por ficar acima da umidade de equilíbrio do material, facilitando a comparação entre os tempos de secagem a cada condição operacional. Foram comparadas as curvas do adimensional de umidade em base seca (Equação 3.3) com o tempo, bem como as taxas de secagem, calculadas em base seca, tendo como referência uma janela de tempo de 86 s entre cada dado coletado.

$$X^*(t) = \frac{\bar{X}_t - X_{eq}}{X_i - X_{eq}} \quad (3.3)$$

Sendo  $\bar{X}_t$ ,  $X_i$  e  $X_{eq}$  as umidades em base seca no tempo  $t$ , inicial e no equilíbrio dinâmico, respectivamente. Como muitos dados foram gerados durante a aquisição em linha, os resultados apresentados contêm os dados experimentais pontuais de 86 em 86 s de secagem.

### ***Influência do tamanho das partículas na secagem do minério de ferro***

Dadas as alterações observadas na forma de acordo com as distribuições de tamanho das partículas, foi feito um teste preliminar a fim de verificar a diferença entre secar o minério de ferro que contenha somente as partículas com  $d_p < 106 \mu\text{m}$  (lama) e secar o minério com partículas mais grosseiras, com diâmetros entre  $106 \mu\text{m}$  e  $500 \mu\text{m}$  (“areia molhada”), cuja aparência é ilustrada na Figura 11.



Figura 11 - Fotografias do minério de ferro IOCJ hidratado umidificado a 13%. As porcentagens abaixo de cada fotografia indicam a quantidade de partículas com  $d_p < 106 \mu\text{m}$  presentes em cada amostra.

Nesse sentido, foram preparadas amostras com as composições que constam na Tabela 1. A umidade nominal de cada uma foi 13%, sendo utilizados 20 g de amostra para cada secagem. As curvas de adimensional de umidade em base seca (Equação 3.3) e taxa de secagem foram comparadas a fim de verificar a influência da forma e distribuição de tamanhos de partículas na secagem do minério de ferro.

Tabela 1 - Composições das amostras para teste de secagem do minério de ferro.

Tamanhos de partícula	Composição				
	Amostra 1	Amostra 2	Amostra 3	Amostra 4	Amostra 5
$106 \mu\text{m} < d_p < 500 \mu\text{m}$	100%	75%	50%	25%	0%
$d_p < 106 \mu\text{m}$	0%	25%	50%	75%	100%

## 3.2 Resultados e Discussão

### 3.2.1 Distribuição de Tamanhos das Partículas

#### *Peneiramentos a seco e a úmido*

A distribuição cumulativa de tamanhos de partícula para o minério de ferro consta na Figura 12. Observa-se a ampla faixa de tamanhos da amostra original desse minério, para o qual se verificou que cerca de 40% das partículas tinham diâmetro médio abaixo de  $500 \mu\text{m}$ , diâmetro abaixo do qual o minério deste trabalho foi analisado como *pellet feed*. Para a preparação do material para as etapas de secagem, foi realizado o peneiramento a seco da amostra global. Assim sendo, de acordo com os dados de peneiramento, 40% da massa total do minério de ferro fornecido foi utilizada para os ensaios de secagem.

Não foram observadas diferenças substanciais nos resultados do peneiramento a úmido ou a seco. No entanto, é importante ressaltar que parte dos finos de minério ficam depositados sobre as partículas de maior tamanho quando o peneiramento é feito a seco. Como a operação foi realizada em escala de laboratório, esses finos de minério depositados sobre as partículas mais grosseiras tiveram pouca influência na distribuição granulométrica do material. Vale ressaltar que no caso de operações industriais, o peneiramento geralmente é feito à úmido a fim de remover uma maior quantidade de partículas finas que se depositam sobre as partículas grosseiras. Essa separação é importante para reduzir a quantidade de finos de minério lançados no alto-forno, pois estes diminuem a permeabilidade do ar e prejudicam a operação desse equipamento (MEYER, 1980).

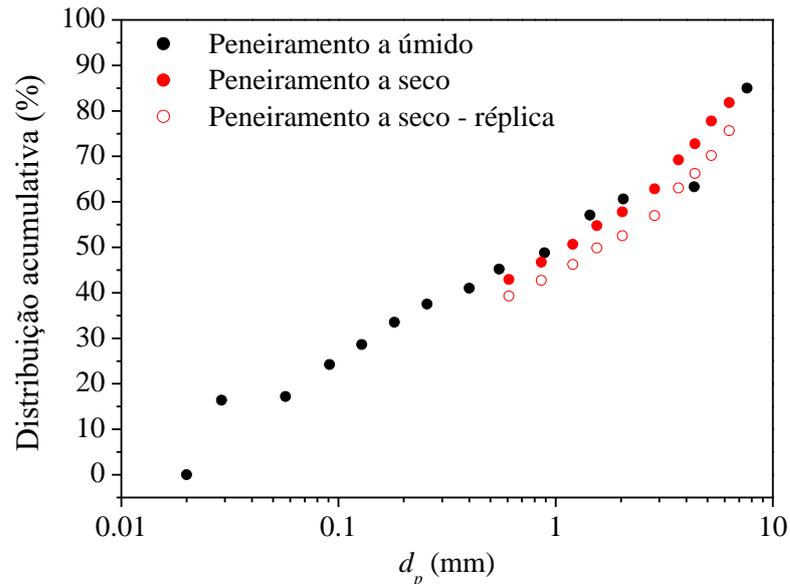


Figura 12 - Distribuição de tamanhos das partículas em função da abertura média das peneiras: peneiramento a úmido e peneiramento a seco.

### ***Distribuição de finos***

Os finos ( $d_p < 500 \mu\text{m}$ ) referentes à análise granulométrica por peneiramento a seco tiveram seus tamanhos analisados por difração laser no equipamento Malvern Mastersizer Microplus. A distribuição cumulativa desta fração encontra-se na Figura 13. Com base no tamanho e densidade do sólido, cerca de 25% do *pellet feed* foi classificado como Geldart C para  $d_p < 20 \mu\text{m}$  (coesivo), 18% como Geldart A (aerável) para  $20 \mu\text{m} < d_p < 60 \mu\text{m}$  e 57% Geldart B (tipo areia) para  $60 \mu\text{m} < d_p < 500 \mu\text{m}$  (GELDART, 1973). Referente a essa porção de *pellet feed*, tem-se que aproximadamente 20% do minério de ferro analisado era constituído por material particulado com  $d_p < 10 \mu\text{m}$  (PM<sub>10</sub>) e cerca de 12% de material com  $d_p < 1 \mu\text{m}$  (PM<sub>1</sub>).

O valor de D80 (ou P80) é comumente utilizado para testes de qualidade em plantas de cominuição do minério de ferro (ABAZARPOOR *et al.*, 2018; MEER, 2015). Para a porção *pellet feed* do IOCJ hidratado, o D80 foi cerca de 182  $\mu\text{m}$ .

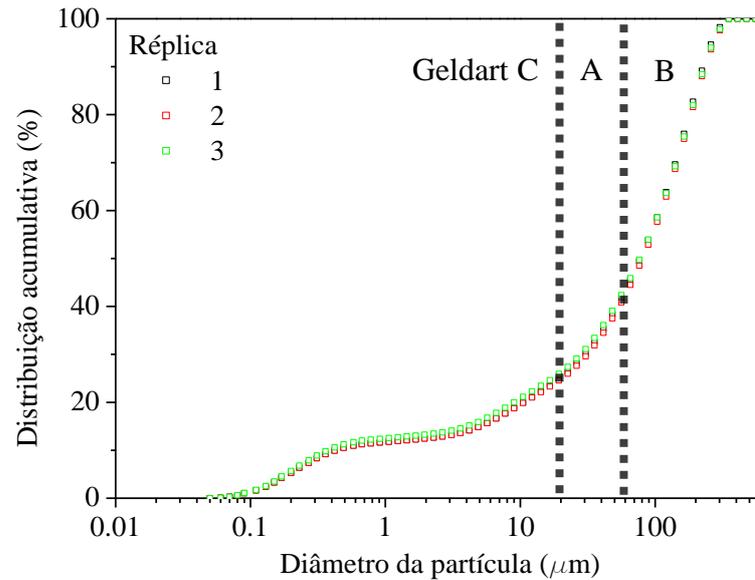


Figura 13 - Distribuição de tamanhos de partículas do minério de ferro IOCJ hidratado (triplicata) para  $d_p < 500 \mu\text{m}$  (Malvern Mastersizer Microplus), com indicação da classificação de Geldart para cada faixa de tamanhos.

### 3.2.2 Caracterização Química (FRX)

A análise de composição química do material consta na Tabela 2. Destaca-se a elevada concentração de ferro, maior que 65%, indicando que o minério analisado é de alta qualidade. De acordo com LUZ; SAMPAIO e FRANÇA (2010), o minério com teor de ferro entre 64,5 e 67,5% de ferro está com concentração adequada para ser pelletizado e utilizado no alto-forno, sem necessitar etapas de concentração.

Tabela 2 - Composição química dos materiais (Fluorescência de Raios-X).

Material	Minério de ferro IOCJ hidratado
Fe (%)	65,3
SiO <sub>2</sub> (%)	0,74
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	1,10
P (%)	0,090
Mn (%)	0,07
TiO <sub>2</sub> (%)	0,13
CaO (%)	<0,10
MgO (%)	<0,10
Na <sub>2</sub> O (%)	<0,10
K <sub>2</sub> O (%)	<0,10
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	<0,10
Perda ao Fogo (%)	3,97

Uma razão entre a concentração de alumina ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e sílica ( $\text{SiO}_2$ ) abaixo de 1,5, tal qual a apresentada pelo minério de ferro analisado, beneficia a operação do alto-forno. Concentrações menores que cerca de 1% de alumina são especialmente importantes para reduzir o consumo de coque e aumentar a produtividade nas operações de redução do ferro (IBM, 2020).

### 3.2.3 Análise de composição mineralógica

A Tabela 3 apresenta a análise mineralógica com os minerais identificados na amostra de minério de ferro, bem como a sua quantidade em porcentagem. Foram identificadas as seguintes fases dos minerais de ferro (em ordem decrescente de ocorrência): hematita lobular, goethita, hematita lamelar monocristalina, hematita granular monocristalina, hematita martita, magnetita. Também foram identificados minerais de ganga: (em ordem decrescente de ocorrência): quartzo, gibbsita, manganês, silicato.

As micrografias do minério de ferro podem ser observadas nas Figura 14, Figura 15 e Figura 16. Algumas partículas de hematitas lobulares apresentaram uma grande quantidade de fraturas. As hematitas granulares e tabulares apresentaram granulometria mais fina, quando comparadas aos demais minerais. De forma geral, as partículas de martita apresentaram porosidade maior que as hematitas lobulares e observou-se que a maioria das partículas de magnetita estão em processo inicial de martitização (processo de oxidação da magnetita para a hematita). Foram observadas partículas de goethita, em sua maioria, compactas, como também partículas de goethita terrosas em pequenas proporções.

Como o material analisado possui conteúdo de goethita inferior a 35%, pode ser classificado como fino de minério de ferro pertencente ao grupo A na classificação de materiais sólidos a granel do Código IMSBC. Materiais do Grupo A consistem de cargas que podem liquefazer se embarcadas com umidade acima de seu TML (IMO, 2019).

Tabela 3 - Percentual de minerais encontrados na amostra de minério de ferro.

<b>Minerais</b>	<b>(%)</b>
Hematita lamelar monocristalina	12,83
Hematita granular monocristalina	6,60
Hematita lamelar policristalina	0,19
Hematita granular policristalina	0,19
Hematita lobular	42,45
Martita	6,23
Magnetita	3,96
Goethita	25,28
Carbonato	0,00
Quartzo	1,32
Silicato	0,19
Outros (manganês, etc...)	0,75
Total	100,00

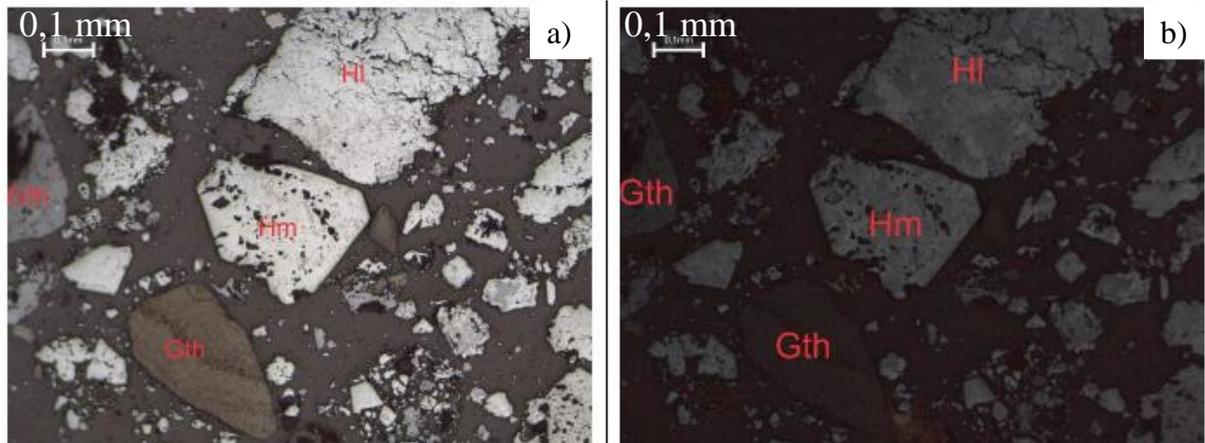


Figura 14 - Destaque para hematita lobular apresentando fraturas, hematita martítica com relictos de magnetita, goethita compacta e goethita terrosa. a) Luz refletida, objetiva de 10x n//. b) Luz refletida, objetiva de 10x, polarizadores cruzados. Legenda: Hm = Hematita; HI = Hematita lobular; Mg = magnetita; Mt = martita; Gth = goethita.

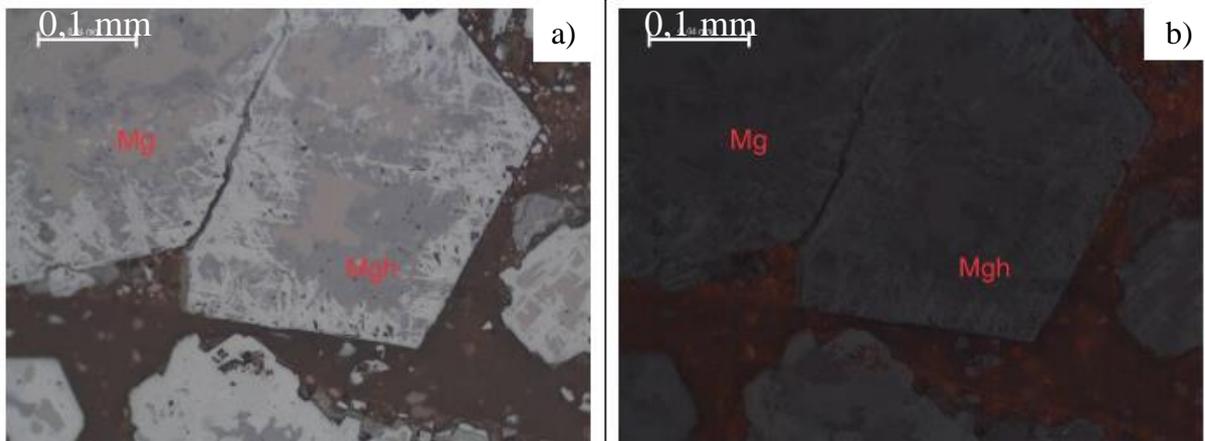


Figura 15 - Partícula de magnetita em processo de martitização, destacando a fase da maghemita. a) Luz refletida, objetiva de 50x. b) Luz refletida, objetiva de 50x, polarizadores cruzados a 80°. Legenda: Mg = magnetita; Mgh = maghemita; Mt = martita; Gth = goethita.

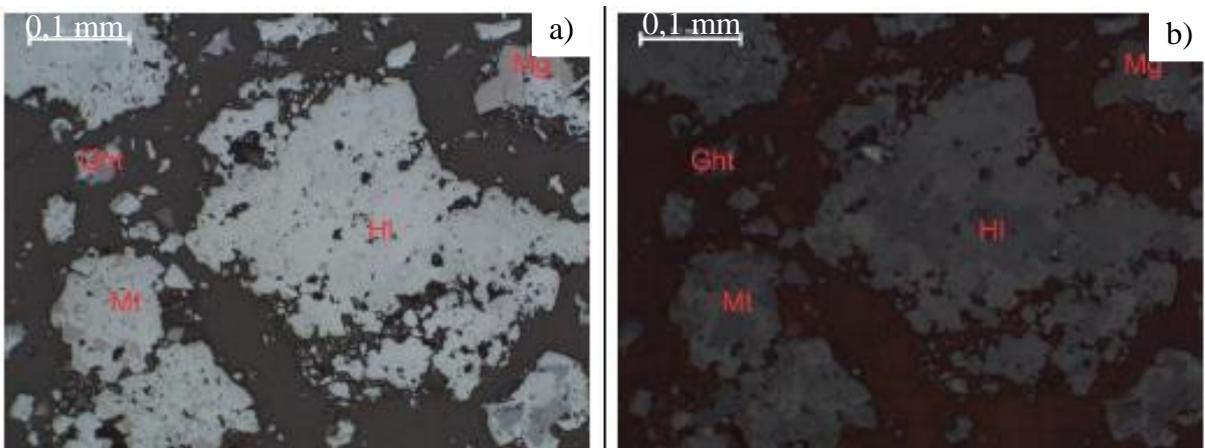


Figura 16 - Hematita lobular apresentando grande porosidade. a) Luz refletida, objetiva de 50x. B) Luz refletida, objetiva de 20x, polarizadores cruzados a 80°. Legenda: HI = Hematita lobular; Mg = magnetita; Mt = martita; Gth = goethita

### 3.2.4 Massa específica real e aparente

As massas específicas real e aparente obtidas na picnometria a hélio e na picnometria líquida foram de  $4,7788 \text{ g/cm}^3$  e  $4,22 \pm 0,03 \text{ g/cm}^3$ , respectivamente.

### 3.2.5 Fração volumétrica máxima de sólidos

Durante a execução do ensaio, foram observadas algumas mudanças no aspecto do material de acordo com o grau de compactação ao qual a amostra era submetida. A Figura 17 apresenta fotografias que exemplificam o comportamento observado pelo minério de ferro com umidade de 10%. A Figura 17a) apresenta o material após extrusão na tela de 6 mm, depositado de forma “solta” na proveta, antes da inserção no dispositivo de ensaios. Após sucessivas batidas da proveta, os aglomerados compactaram (Figura 17b) e chegaram a apresentar uma aparência final com sinais de saturação, ou seja, com todos os poros preenchidos por água (Figura 17c). Tal comportamento pode indicar que o material a essa umidade já se encontra acima do valor da TML do minério de ferro IOCJ hidratado.



Figura 17 - Fotografias do minério de ferro com umidade de 10% (a) “solto”, após extrusão em peneira de abertura 6 mm; (b) compactado manualmente e (c) compactado manualmente e submetido a impactos/batidas, mostrando sinais de saturação.

A Tabela 4 apresenta os valores obtidos para a fração volumétrica de sólidos de acordo com as condições do minério de ferro analisado. “Solto” indica o minério somente disposto na proveta, antes de ser inserido no dispositivo de testes e iniciadas as batidas. “Compactado” indica o material submetido a sucessivas batidas.

Tabela 4 - Fração volumétrica dos sólidos em relação ao grau de compactação.

Umidade (%)	Compactação	Densidade bulk (g/mL)	Fração volumétrica de sólidos
10	Solto ( <i>loose</i> )	1,98±0,01	0,51
	Compactado ( <i>tapped</i> )	3,02±0,02	0,77

Para as simulações por CFD, foi adotada a fração volumétrica de sólidos de 0,51 já que durante os experimentos de secagem em leito fixo (Capítulo 4) o comportamento do leito de partículas se aproximou ao do material indicado como “solto”.

### 3.2.6 Área Superficial (BET)

Os resultados de área superficial específica obtidos por BET foram de  $33,3 \pm 0,1$  m<sup>2</sup>/g para minério de ferro analisado. Pelo BET foi possível verificar a baixa área superficial do minério, indicando que a área verificada pode ser relacionada em grande parte ao empacotamento das partículas na amostra (área externa), havendo poucos poros no material avaliado.

Nos casos de baixa área superficial, é difícil distinguir com clareza as áreas externas e aquelas referentes aos poros da própria partícula. Além disso, a técnica de adsorção de nitrogênio é limitada para a estimativa de áreas superficiais menores que algumas dezenas de metros quadrados por grama (LIU e CHEN, 2014), o que mostra o quão reduzida é a área superficial obtida para os materiais avaliados. Geralmente, substâncias que possuem menor pressão de vapor que o nitrogênio são utilizadas para estimar áreas superficiais na ordem de grandeza da obtida para o minério de ferro analisado (LIU e CHEN, 2014; ROUQUEROL *et al.*, 1994)

### 3.2.7 Porosimetria de mercúrio

Características do material como porosidade, área superficial, volume e tamanho dos poros são fundamentais para analisar os mecanismos de secagem e inferir a participação da estrutura interna do material no transporte de umidade do interior da partícula para o ar de secagem. A porosimetria de mercúrio determina a maior conexão (canal do poro) da superfície da amostra em direção ao poro interno do material (GIESCHE, 2006). Os dados na Figura 18 apresentam o volume acumulado de mercúrio de acordo com o diâmetro de poros.

À medida que a pressão aumentou, ocorreu a intrusão do mercúrio na estrutura porosa do material, e foi possível identificar o tamanho dos poros presentes na amostra por meio do aumento do volume de mercúrio acumulado. Como para as pressões mais baixas foram observados um menor volume acumulado e um maior diâmetro de poros, somente para pressões

mais elevadas ocorreu a intrusão do mercúrio na estrutura porosa das partículas primárias. Entre os diâmetros de poro de 2 e 5  $\mu\text{m}$ , houve um aumento brusco no volume de mercúrio acumulado com o aumento da pressão, indicando o início da intrusão de mercúrio nos poros e fazendo com que os dados apresentassem o comportamento de uma curva denominada multimodal. Esse comportamento da curva de dados indica que a estrutura porosa das partículas primárias é composta por diâmetros de poro em sua maioria na faixa de 2 a 5  $\mu\text{m}$ . Além disso, para diâmetros acima dessa faixa, os tamanhos de poro podem ser intersticiais (GIESCHE, 2006).

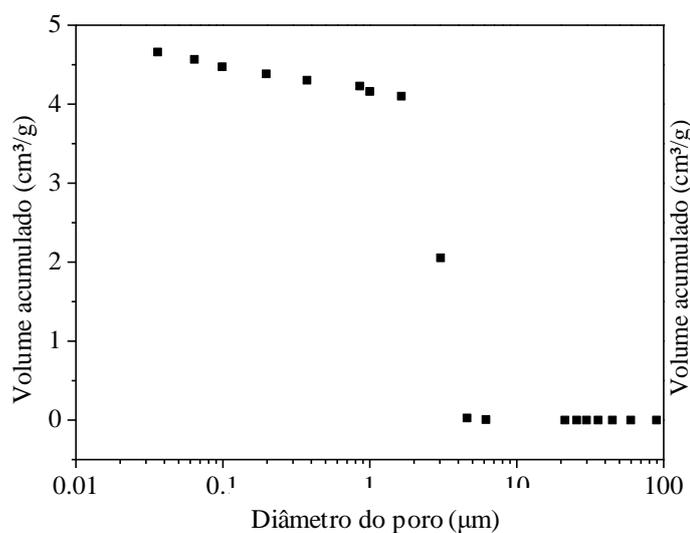


Figura 18 - Análise por porosimetria de mercúrio: Volume acumulado de mercúrio versus diâmetro do poro para o minério de ferro IOCJ hidratado.

A Tabela 5 apresenta a compilação dos resultados obtidos nos ensaios de porosimetria por intrusão de mercúrio.

Tabela 5 - Dados obtidos na porosimetria por intrusão de mercúrio.

<b>Amostra</b>	<b>Minério de ferro IOCJ hidratado</b>
<b>Porosidade total (%)</b>	31,29
<b>80% dos poros (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	0,15-5,46
<b>Diâmetro médio (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	1,66
<b>Penetração (<math>\text{cm}^3/\text{g}</math>)</b>	0,028

Para o minério de ferro IOCJ hidratado, a maior parte dos poros (80%) correspondeu a diâmetros entre 0,15  $\mu\text{m}$  e 5,46  $\mu\text{m}$ . No intervalo de tamanhos de poros apresentada para o material, devem-se considerar as contribuições tanto da estrutura porosa interna quanto dos poros intersticiais associados às partículas compactadas ou aglomeradas (GIESCHE, 2006). Os

tamanhos de poro e a área superficial são características importantes para analisar os mecanismos de secagem dos materiais. As medidas de área por BET e as constatações a partir da porosimetria de mercúrio condizem com os resultados de PENA et al. (2008) e SOUZA PINTO *et al.* (2020) reportados na literatura para o minério de ferro.

### 3.2.8 Cinéticas de secagem em estufa

#### *Influência da forma e umidade inicial do minério*

As curvas do adimensional de umidade e da taxa de secagem para diferentes umidades iniciais (10% - símbolos sem preenchimento; 13% - símbolos com preenchimento) e temperaturas do ar são apresentadas na Figura 19. Pode-se observar na Figura 19a), como esperado, menores tempos de secagem para as condições em que foi utilizada uma menor umidade inicial e maiores temperaturas do ar, visto que para esses casos há uma menor massa de água para ser evaporada, bem como um aumento na transferência de energia que aquece o sólido, é consumida como calor latente e vaporiza a água.

Nas curvas de taxa de secagem (Figura 19b), foi possível distinguir os períodos de aquecimento, secagem a taxa constante e secagem a taxa decrescente do material. Para as amostras com 13% de umidade nominal foi observado um período prolongado de secagem a taxa constante, em que se observa a umidade crítica na faixa de 4 a 5%. Tal comportamento está relacionado à própria característica não-higroscópica do material, para o qual a quantidade de água ligada é pequena (Mujumdar, 2015). Valores de umidade crítica na mesma faixa foram observados por Souza Pinto *et al.* (2020) para diferentes amostras de minério de ferro.

Para o minério de ferro com 10% de umidade nominal, o período de secagem à taxa constante foi ficando menos distinguível à medida que a temperatura do ar de secagem aumentou. Para a temperatura de 115 °C, os dados tiveram comportamento aproximadamente parabólico, indicando uma possível apresentação do período de taxa decrescente imediatamente após o período de aquecimento da amostra. Isso pode ser explicado pela alta temperatura e baixa velocidade do ar empregados, que resultaram em aquecimento lento da amostra até atingir uma umidade de aproximadamente 5%, valor próximo à umidade crítica observada para essas condições. Para as duas menores temperaturas, foi possível observar uma faixa (entre as umidades de 0,06 e 0,08) na qual se identifica o período de taxa constante.

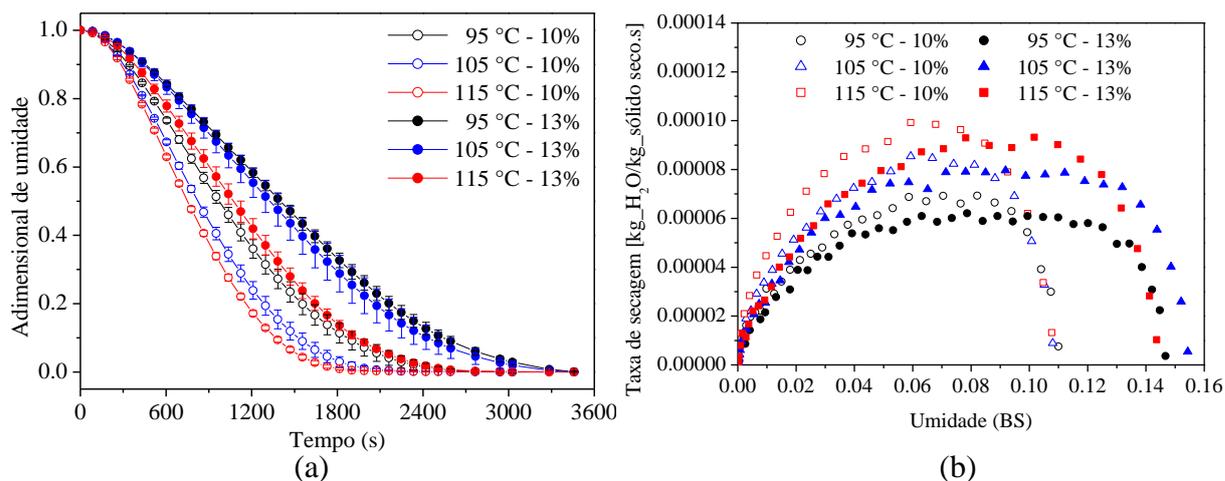


Figura 19 - Curvas de cinética de secagem do minério de ferro: (a) Adimensional de umidade, com barras de erro correspondentes ao desvio padrão dos dados experimentais entre cada réplica; (b) Taxa de secagem para diferentes temperaturas e umidades iniciais: dados de um único ensaio.

O aumento da temperatura de 95 °C para 115 °C reduziu em cerca de 28% e 25% o tempo para a amostra atingir uma umidade de 0,5% considerando as umidades iniciais de 10% e 13%, respectivamente (Tabela 6). Para a temperatura de 115 °C, o tempo de secagem das amostras com 13% de umidade inicial foi cerca de 1,5 maior que o das amostras com 10% de umidade inicial. Comparando o valor médio das taxas de secagem máximas para diferentes umidades iniciais e temperaturas (Tabela 6), observa-se que para uma umidade inicial de 10% BU as taxas foram de 7% a 23% maiores. Como o material nessa forma apresentava espaços vazios entre os aglomerados e uma área de contato com o ar de secagem mais elevada, tal fator favoreceu a transferência de calor e massa entre as fases e a secagem ocorreu a uma maior taxa.

Tabela 6 - Taxas de secagem máximas (kg\_água/kg\_sólido\_seco.s) e tempo de secagem obtidos em estufa para diferentes umidades iniciais e temperaturas do ar de secagem.

Umidade inicial = 10%			Umidade inicial = 13%		
Temperatura (°C)	Taxa de secagem máxima† ( $\cdot 10^5, s^{-1}$ )	Tempo (s)	Temperatura (°C)	Taxa de secagem máxima† ( $\cdot 10^5, s^{-1}$ )	Tempo (s)
95	7,35±0,41	2160	95	6,51±0,29	3025
105	8,89±0,44	1728	105	7,20±0,66	2508
115	9,90±0,03	1555	115	9,24±0,13	2270

† São apresentados os valores médios da taxa de secagem máxima e o desvio padrão para a triplicata.

### ***Influência do tamanho das partículas na secagem do minério de ferro***

Mesmo alterando a distribuição de tamanhos das partículas na secagem, observa-se que as curvas de cinética de secagem e taxa de secagem (Figura 20) foram muito próximas. Isso está relacionado à fraca afinidade do minério de ferro com a água. Considerando que partículas de menor tamanho podem apresentar uma maior compactação e assim ocorrer um aumento nas forças de interação devido ao aumento da área superficial das partículas, seria possível que houvesse maior resistência ao transporte de água do interior do sólido até a sua superfície. No entanto, tal comportamento não foi observado nos resultados, o que reforça que a resistência externa a transferência de massa controlou a maior parte do processo de secagem para essas condições. Souza Pinto *et al.* (2020) apresentaram uma micrografia de um aglomerado de *pellet feed* seco, a qual indicou a formação de canais internos durante a secagem. Foi observado que as partículas se arranjaram para formar capilares que facilitaram o transporte de água do interior para o exterior da amostra, o que também pode contribuir para que a cinética de secagem do material tenha uma fraca dependência em relação ao tamanho das partículas presentes.

Assim, diferentes composições de tamanho das partículas não tiveram efeito sobre o comportamento da secagem para as condições estudadas. Tal resultado indica que tanto o transporte de água da superfície da amostra para o ar (externo), quanto o transporte de água do interior para o exterior da amostra (interno) não foram dependentes do tamanho das partículas.

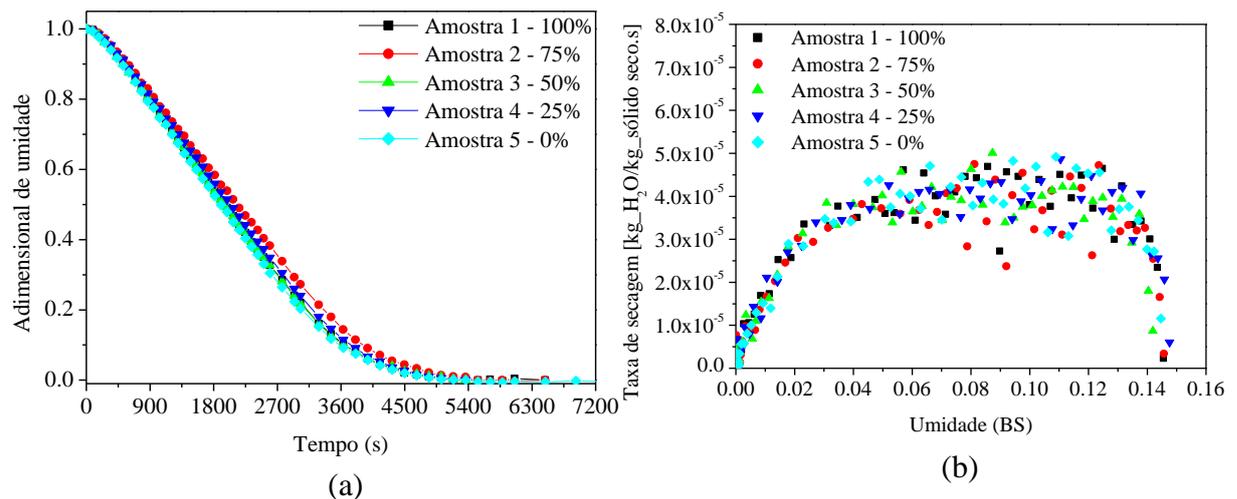


Figura 20 - Curvas de cinética de secagem para as amostras de minério de ferro IOCI hidratado (a) Adimensional de umidade pelo tempo e (b) taxa de secagem [kg\_água/kg\_sólido\_seco.s].

Quanto à taxa, observou-se o prolongado período de secagem a taxa constante com umidade crítica em torno de 4%, o que indicou pouca resistência interna ao transporte de massa. O efeito de taxa decrescente observado ocorreu principalmente pela porosidade criada pela água retida nos interstícios do contato partícula-partícula, já que a porosidade do conjunto de partículas úmidas dispostas em camada pode afetar o processo.

### 3.3 Considerações finais

A caracterização do material mostrou que o minério de ferro possui uma grande quantidade de partículas finas, sendo 20% com  $d_p < 10 \mu\text{m}$ . O BET e a porosimetria de intrusão de mercúrio indicaram a baixa área superficial e volume de poros para as partículas. Resultados similares foram encontrados para os minérios de ferro analisados por SOUZA PINTO *et al.* (2020), para os quais a resistência externa a transferência de massa foi o fenômeno que controlou a maior parte do processo de secagem.

Nos ensaios de secagem do minério de ferro em estufa para o material com umidade inicial de 10% e 13%, foi observado um amplo período de secagem a taxa constante, com umidade crítica em torno de 4 a 5% para esse material. Considerando diferentes umidades iniciais, as taxas de secagem máximas para o material inicialmente na forma de aglomerado (10% BU) foram de 7 a 23% maiores que aquelas apresentadas pelo minério com forma inicial de lama (13% BU). Os resultados indicam que, para as condições analisadas, houve um aumento moderado na taxa de secagem de acordo com a forma e a umidade iniciais do minério de ferro.

Por sua vez, diferentes composições de tamanho das partículas não tiveram efeito mensurável sobre o comportamento da secagem para as condições analisadas. Isso indica que a segregação das partículas do minério e eventuais amostragens com partículas em sua maioria mais grosseiras ou mais finas possivelmente terão pouca influência sobre o comportamento da secagem.

## CAPÍTULO 4 – SECAGENS EM EQUIPAMENTO EM ESCALA DE BANCADA FB-2 E ANÁLISE ENERGÉTICA

Durante os ensaios de caracterização, umidificação do material e cinética de secagem em estufa, foi possível observar que o minério de ferro possui algumas particularidades que precisam ser consideradas em operações de secagem convectiva. A formação de aglomerados, as mudanças na forma da amostra de acordo com a umidade inicial e o arraste de material particulado fino pelo ar de secagem são alguns desses aspectos.

Neste capítulo, são descritos o método e o equipamento em escala de bancada adaptado para a obtenção de cinéticas de secagem convectiva do minério de ferro em camada fina, denominado FB-2. Como a demanda de energia nas mineradoras é bastante elevada, também foi realizada uma análise energética da secagem do minério de ferro. Um planejamento experimental foi aplicado para avaliar os efeitos da temperatura do ar, da velocidade do ar e da massa de sólidos alimentados sobre o tempo e o consumo específico de energia (SEC) das secagens.

A partir dos dados experimentais de cinética de secagem no equipamento FB-2, foi obtida uma correlação para o coeficiente de transferência de massa, que será utilizada para calcular a taxa de secagem da fase sólida no modelo matemático empregado nas simulações por CFD deste mesmo equipamento, que serão abordadas no Capítulo 6.

### 4.1 Materiais e métodos

#### 4.1.1 Preparação das amostras

As amostras do minério de ferro *pellet feed* ( $d_p < 500 \mu\text{m}$ ) foram umidificadas adicionando água destilada a porções de 200 g de minério seco até atingir a umidade de 10% em base úmida. O material foi mantido em sacos plásticos a temperatura ambiente por até 12 h antes do início dos ensaios. Antes dos ensaios de secagem no equipamento em escala de bancada, a amostra do material úmido era submetida a extrusão através de uma peneira de modo a padronizar os aglomerados formados para um diâmetro menor que 6 mm (correspondente a abertura da malha da peneira). A Figura 9, apresentada no capítulo anterior, mostra a aparência do minério após esse procedimento.

#### 4.1.2 Secagens em secador em escala de bancada

A Figura 21a) apresenta o aparato experimental utilizado para realizar as cinéticas de secagem do minério de ferro em camada fina, com operação em leito fixo. O equipamento era composto por soprador com vazão de ar controlada, aquecedor elétrico com controlador de temperatura e uma câmara de vidro, em formato cilíndrico (0,072 m de diâmetro, 0,50 m de altura), na qual ocorria a secagem. Durante a execução deste trabalho, foram feitas adaptações nesse sistema, com a inclusão de um ciclone e um dispositivo para alimentação e retirada de sólidos. A temperatura do ar de entrada foi controlada ( $\pm 1$  °C) e permaneceu inalterada no ponto de ajuste durante cada um dos ensaios. A velocidade do ar foi medida usando um anemômetro de fio quente (AK833, Akso) e foi ajustada antes de cada ensaio.

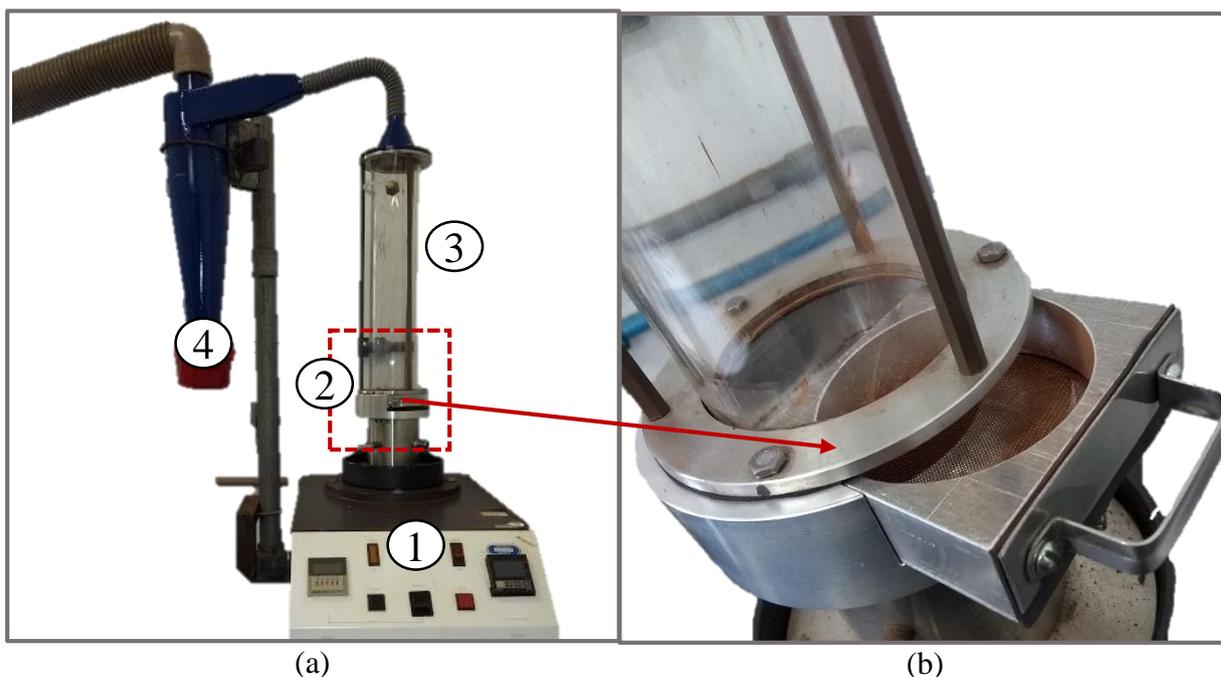


Figura 21 - Aparato experimental FB-2. (a) Visão geral do equipamento: (1) Controles de temperatura e vazão do ar; (2) dispositivo de alimentação; (3) câmara de secagem; (4) ciclone.

(b) detalhes do dispositivo de alimentação dos sólidos.

Um ciclone foi instalado no topo da câmara de secagem para a coleta do pó fino arrastado. No entanto, a umidificação e a conseqüente aglomeração de finos de minério de ferro reduziram substancialmente o arraste de partículas nas condições de velocidade de ar analisadas. Portanto, a massa de pó coletada pelo ciclone foi muito baixa (inferior a 1,5% da alimentação) e essa porção do material foi desprezada na análise da cinética de secagem.

O dispositivo de alimentação (Figura 21b) consistia em um sistema tipo gaveta, no qual um pequeno recipiente poderia ser movido ao longo de uma base fixa. Para a alimentação da amostra, o recipiente era totalmente retirado da câmara de secagem, preenchido com sólidos e, em seguida, inserido de volta no sistema, vedando a câmara e evitando o vazamento de ar. Durante a secagem, a amostra inserida se comportou como um leito fixo. Os sólidos foram coletados com a retirada do recipiente da câmara, sem a necessidade de desligar o suprimento de ar. A base do recipiente possuía uma tela que sustentava os sólidos e permitia o contato do ar de secagem com a amostra.

O procedimento consistiu em ajustar as condições de operação e aguardar a estabilização do sistema (vazão de ar e temperatura atingindo o estado estacionário). Em seguida, a câmara de secagem era carregada com uma massa fixa de material úmido por meio do dispositivo de alimentação. Ao final de cada intervalo de tempo de secagem, a amostra era retirada do equipamento e a umidade determinada pelo método gravimétrico, levando a amostra para uma estufa a 105 °C por 24 h para aferir a massa seca (AOAC, 2002). A temperatura dos sólidos ( $T_s$ ) foi monitorada durante os ensaios de secagem por meio de um termômetro infravermelho (UT300A, UNI-Trend) com precisão de  $\pm 2$  °C. Ao final de cada intervalo de secagem, a amostra era retirada do equipamento e o termômetro apontado para a superfície do minério, a uma distância de cerca de 1 cm. Três leituras de temperatura foram realizadas. Os valores de  $T_s$  foram empregados para estimar a energia necessária para aquecer os sólidos.

A cinética de secagem do processo foi descrita por meio do adimensional de umidade (Equação 3.3).

#### **4.1.3 Análise energética**

Como a secagem térmica requer ar quente, este processo é caro para as indústrias de processamento de minério em termos de consumo de combustível, equipamentos, controle da poeira e de geração de gases de efeito estufa. A secagem convectiva é um dos processos industriais com maior demanda energética (KUDRA, 2004, 2012), pois envolve o fornecimento da energia térmica necessária para vaporizar a umidade (MUJUMDAR, 2015b). Conseqüentemente, a energia requerida para a secagem de grandes quantidades de minério, em condições severas de velocidade do ar e temperatura, é um dos principais desafios para o emprego e manutenção da secagem convectiva em plantas de processamento de minério de ferro. Considerando o preço unitário relativamente baixo dessa commodity (US\$178 por tonelada métrica seca de minério de 62,5% Fe, em 2021 (UNITED STATES GEOLOGICAL SURVEY (USGS), 2022), as condições do ar de secagem e a escala do processo, as operações

de secagem gerariam altos custos para a indústria de mineração. Portanto, estudos que ofereçam estratégias para o uso eficiente de energia são essenciais para este setor (CHAEDIR *et al.*, 2021).

A análise energética foi baseada em abordagens usuais da literatura (ALBINI; FREIRE; FREIRE, 2018; BRITO *et al.*, 2017), com cálculo das eficiências energética e de secagem utilizando índices instantâneos e não-cumulativos. Essa abordagem foi utilizada para quantificar a variação da energia utilizada de acordo com a umidade do material. A energia utilizada para aquecer o sólido ( $Q_m$ ) foi calculada por:

$$Q_m = m_{ws} c_{ps} (T_{s,t} - T_{s,i}) \quad (4.1)$$

Em que  $m_{ws}$  é a massa do minério úmido,  $c_{ps}$  é o calor específico do sólido (WAPLES; WAPLES, 2004), o qual foi considerado constante e  $T_{s,t}$  e  $T_{s,i}$  são a temperatura média do minério de ferro no tempo  $t$  e inicial, respectivamente.

A energia requerida para evaporar a água presente na amostra ( $Q_w$ ) foi estimada baseada na massa seca do material ( $m_{ds}$ ) e no calor latente de vaporização da água ( $\Delta H_s$ ):

$$Q_w = \Delta H_s m_{ds} (X_t - X_i) \quad (4.2)$$

O calor latente de vaporização da água foi obtido utilizando a Equação 4.3 (JANG; ARASTOPOUR, 2014):

$$\Delta H_s = 3168 - 2.4364 T_s (\text{K}) \quad (4.3)$$

A energia térmica fornecida ao sistema ( $Q$ ) foi calculada como segue:

$$Q = \dot{m} c_p (T_f - T_a) \quad (4.4)$$

Em que  $\dot{m}$  é a vazão mássica de ar,  $c_p$  é o calor específico do ar,  $T_f$  é a temperatura do ar de secagem e  $T_a$  é a temperatura ambiente.

Os parâmetros usados para analisar o desempenho energético do secador convectivo foram eficiência energética (EE), eficiência de secagem (DE) e consumo energético específico (SEC) (KUDRA, 1998). A diferença entre EE e DE é que este último considera a energia

necessária para aquecer o material no termo referente ao consumo. Esses parâmetros foram calculados como segue:

$$EE = \frac{Q_w}{Q \cdot t} \quad (4.5)$$

$$DE = \frac{Q_w + Q_m}{Q \cdot t} \quad (4.6)$$

$$SEC = \frac{Q \cdot t}{m_{ds}(X_f - X_i)} \quad (4.7)$$

#### 4.1.4 Planejamento de experimentos e análise estatística

A técnica do planejamento de experimentos já foi empregada para analisar as demandas de energia de processos de secagem para diferentes materiais (CAI *et al.*, 2015; HOLTZ *et al.*, 2009; KARIMI *et al.*, 2011; ZHANG *et al.*, 2016). Esse método permite investigar os efeitos das variáveis independentes envolvidas no processo, bem como suas interações, identificando as condições operacionais que favorecem a economia de energia.

Um planejamento fatorial com três níveis foi realizado para determinar o efeito das condições externas na secagem convectiva do minério de ferro. O planejamento avaliou os efeitos das variáveis carga de sólidos ( $m_p$ ), temperatura do ar ( $T_f$ ) e velocidade do ar ( $u_f$ ) nas respostas tempo de secagem para uma umidade de 0,05 kg água/kg sólido seco (base seca) ( $t_d$ ) e o consumo energético específico necessário para que a amostra atinja este valor de umidade ( $E_s$ ). Uma umidade final de 0,05 para  $t_d$  e  $E_s$  foi definida a fim de atender a umidade mínima desejada para o minério de ferro, uma vez que valores mais baixos podem levar a alta geração de poeira, perda de produto e dificuldades no manuseio do material (MEYER, 1980). Além disso, o valor de 0,05 está acima da umidade crítica encontrada em testes para outros secadores (SOUZA PINTO *et al.*, 2020) e foi utilizado como referência para que a secagem ocorresse principalmente no período de taxa constante. Esse valor também está abaixo do TML usualmente encontrado para o minério de ferro e, portanto, atende a umidade necessária para as operações de embarque (FERREIRA; PEREIRA; LIMA, 2019; MUNRO; MOHAJERANI, 2015a).

Para a obtenção do valor de  $t_d$ , os dados experimentais da umidade adimensional ao longo do tempo foram ajustados por meio de um modelo cinético (Equação 4.8) (MIDILLI; KUCUK; YAPAR, 2002; SOUZA PINTO *et al.*, 2020). O tempo de secagem até a umidade de 0,05 foi estimado usando a equação do ajuste. Método semelhante foi empregado por (SILVA *et al.*, 2011) para estimar o tempo de secagem necessário para que a amostra atinja uma

determinada umidade. O valor  $E_s$  foi calculado para cada experimento, considerando o valor de  $t_d$  correspondente (Equação 4.7). Essa equação apresentou boa concordância com os dados experimentais ajustados, com coeficientes de determinação ( $R^2$ ) acima de 0,98.

$$X^*(t) = A \cdot \exp(-Kt^n) \quad (4.8)$$

Foi utilizado um planejamento fatorial completo  $3^3$ , com três réplicas no ponto central, considerando três cargas de sólidos (26, 58 e 90 g), três temperaturas do ar (50, 70 e 90 °C) e três velocidades do ar (2,5; 3,5 e 4,5 m/s), resultando em 29 ensaios. As faixas das variáveis foram escolhidas de acordo com os limites operacionais do equipamento, bem como para evitar que as partículas fossem arrastadas para fora da câmara de secagem.

Os resultados foram tratados por meio da técnica de superfície de resposta, empregando o *software* Statistica 7.0 para análise estatística. A regressão múltipla dos dados, com nível de significância de 0,05, foi utilizada para quantificar os efeitos das variáveis, bem como suas interações e contribuições quadráticas. As variáveis independentes foram tratadas em suas formas codificadas, conforme Equações 4.9, 4.10 e 4.11.

$$x_1 = \frac{m_p - 58}{32} \quad (4.9)$$

$$x_2 = \frac{T_f - 343}{20} \quad (4.10)$$

$$x_3 = u - 3.5 \quad (4.11)$$

As condições operacionais que proporcionaram menor consumo de energia, bem como menores tempos de secagem, foram submetidas a análise de eficiência energética.

#### 4.1.5 Obtenção de correlação para o coeficiente de transferência de massa

O coeficiente de transferência de massa ou constante de secagem ( $K$ ) caracteriza o fenômeno de evaporação da umidade e leva em consideração as condições externas do processo. Essa constante depende das propriedades do sólido (umidade do material, temperatura e tamanho), bem como do ar (umidade do ar, temperatura e velocidade). A obtenção dessa correlação foi necessária para compor o modelo matemático das simulações por CFD que envolveram transporte de massa, apresentado no Capítulo 6.

Modelos empíricos para o coeficiente de transferência de massa podem ser obtidos e avaliados experimentalmente, levando-se em conta os mecanismos básicos no processo

examinado (KROKIDA; FOUNDOUKIDIS; MAROULIS, 2004). Tal abordagem é interessante pois uma descrição completa dos mecanismos reais envolvidos na secagem do minério de ferro no equipamento de secagem em chute seria muito complexa e poderia tornar a demanda computacional da simulação do processo elevada a ponto de ser impraticável.

O coeficiente de transferência de massa ( $K$ ) é um parâmetro adequado para fins de projeto e otimização em situações nas quais um grande número de cálculos iterativos de um modelo seja necessário. Ele incorpora todas as propriedades de transporte em uma função exponencial simples (LEWIS, 1921):

$$\frac{(\bar{X}_t - X_{eq})}{(X_t - X_{eq})} = A \cdot \exp(-Kt) \quad (4.12)$$

Em que o lado esquerdo da equação equivale ao adimensional de umidade,  $A$  é uma constante do ajuste, próxima ao valor unitário, e  $t$  é o tempo.

As curvas de cinética de secagem foram ajustadas de acordo com a Equação 4.12. Para a secagem de materiais em camada fina, o autor sugeriu que durante o período de taxa decrescente, a mudança na umidade do material com o tempo é proporcional a diferença instantânea entre a umidade do material e a umidade de equilíbrio:

$$\frac{\partial X}{\partial t} = K(X - X_{eq}) \quad (4.13)$$

Para obter a correlação que calcula a taxa de secagem para diferentes condições locais de temperatura e velocidade do ar nas simulações por CFD, as curvas de cinética de secagem obtidas experimentalmente no secador foram ajustadas pela Equação 4.12, 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 4.14.

$$K(t) = b_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_4 x_2 x_3 \quad (4.14)$$

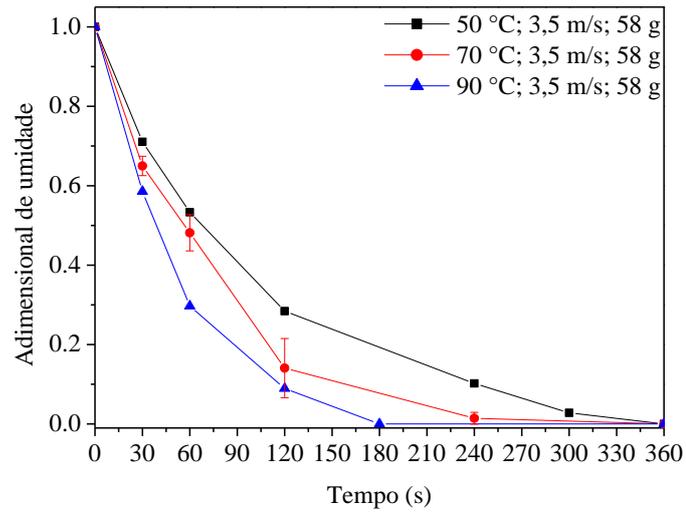
Em que  $b_1$ ,  $b_2$ ,  $b_3$  e  $b_4$  são constantes ajustáveis do modelo e as variáveis  $x_2$  e  $x_3$  são as variáveis codificadas correspondentes a  $T_f$  e  $u$ , respectivamente. Foram utilizadas variáveis na forma codificada a fim de melhorar a qualidade do ajuste, bem como possibilitar uma maior estabilidade numérica da simulação.

## 4.2 Resultados e discussões

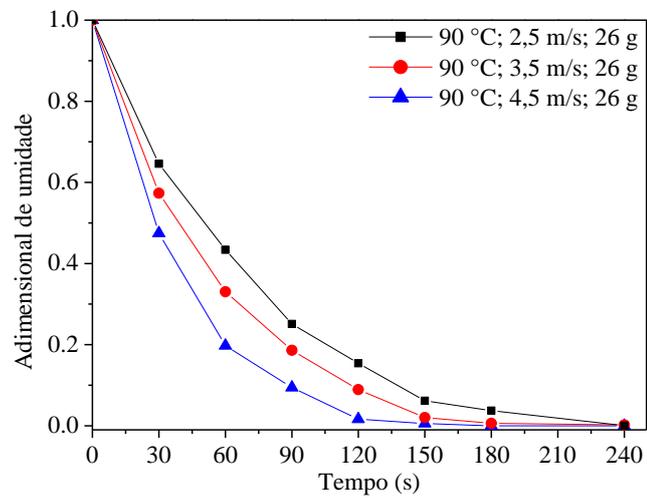
### 4.2.1 Cinéticas de secagem

Os efeitos da temperatura do ar, velocidade do ar e carga de sólidos no processo de secagem de minério de ferro *pellet feed* são mostrados na Figura 22. Os resultados para as outras condições apresentaram essencialmente o mesmo comportamento. Como esperado, o tempo de secagem diminuiu com o aumento da velocidade do ar e da temperatura. O aumento da temperatura do ar de 50 para 90 °C resultou em tempos de residência mais curtos para atingir a mesma umidade, devido ao aumento da quantidade de calor transferida pelo ar e às maiores taxas de transferência de massa. O período inicial do processo foi caracterizado pela redução substancial da umidade, correspondendo à retirada da água livre do material. Por outro lado, o tempo de secagem aumentou quando mais sólidos foram alimentados no sistema. Souza Pinto et al. (2020) relataram resultados semelhantes para o efeito da temperatura do ar na secagem de minério de ferro *pellet feed* em estufa.

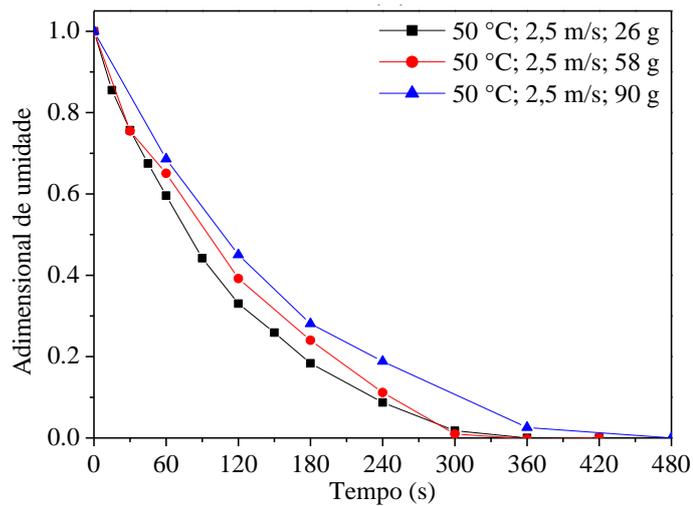
Uma discussão detalhada dos efeitos da temperatura, velocidade do ar e carga de sólidos sobre o tempo de secagem e consumo energético específico foi realizada por meio da análise estatística dos resultados de acordo com o planejamento fatorial.



(a)



(b)



(c)

Figura 22 - Curvas de cinética de secagem em leito fixo para o minério de ferro, mostrando a umidade adimensional em função do tempo para várias condições experimentais. Comparação a diferentes temperaturas de entrada de ar (a), velocidades de ar (b) e cargas de sólidos (c).

#### 4.2.2 Análise estatística do consumo de energia durante a secagem

A Tabela 7 mostra as condições operacionais de secagem, considerando as cargas de sólidos ( $m_p$ , g), a temperatura do ar ( $T_f$ , °C) e a velocidade do ar ( $u_f$ , m/s), bem como as respostas para cada ensaio do planejamento experimental. Os valores de  $t_d$  e  $E_s$  corresponderam ao período necessário para a amostra atingir um valor de umidade de 0,05. As regressões resultaram em resíduos que foram distribuídos aleatoriamente em torno da média (Figura 23).

Tabela 7 - Parâmetros do planejamento experimental 3<sup>3</sup>, apresentando os valores das variáveis independentes e as respostas para o tempo de secagem e o consumo energético específico.

Variáveis independentes			Respostas	
$m_p$ [g] ( $x_1$ )	$T_f$ [°C] ( $x_2$ )	$u$ [m/s] ( $x_3$ )	$t_d$ (s)	$E_s$ (MJ/kg)
26(-1)	50(-1)	2,5(-1)	79,2	18,8
26(-1)	70 (0)	2,5(-1)	54,5	21,9
26(-1)	90(+1)	2,5(-1)	45,4	24,9
26(-1)	50(-1)	3,5 (0)	59,0	19,7
26(-1)	70 (0)	3,5 (0)	42,2	23,8
26(-1)	90(+1)	3,5 (0)	34,4	26,4
26(-1)	50(-1)	4,5(+1)	51,7	22,1
26(-1)	70 (0)	4,5(+1)	29,7	21,5
26(-1)	90(+1)	4,5(+1)	27,9	27,5
58(0)	50(-1)	2,5(-1)	87,9	9,4
58(0)	70 (0)	2,5(-1)	55,1	9,9
58(0)	90(+1)	2,5(-1)	43,9	10,8
58(0)	50(-1)	3,5 (0)	64,2	9,6
58(0)	70 (0)	3,5 (0)	56,0	14,1
58(0)	70 (0)	3,5 (0)	47,6	12,0
58(0)	70 (0)	3,5 (0)	51,1	12,9
58(0)	90(+1)	3,5 (0)	29,7	10,2
58(0)	50(-1)	4,5(+1)	54,7	10,5
58(0)	70 (0)	4,5(+1)	37,7	12,2
58(0)	90(+1)	4,5(+1)	30,3	13,4
90(+1)	50(-1)	2,5(-1)	105,6	11,3
90(+1)	70 (0)	2,5(-1)	66,1	11,9
90(+1)	90(+1)	2,5(-1)	47,3	11,6
90(+1)	50(-1)	3,5 (0)	89,0	13,3
90(+1)	70 (0)	3,5 (0)	48,5	12,2
90(+1)	90(+1)	3,5 (0)	41,3	14,2
90(+1)	50(-1)	4,5(+1)	75,5	14,5
90(+1)	70 (0)	4,5(+1)	50,5	16,4
90(+1)	90(+1)	4,5(+1)	33,0	14,6

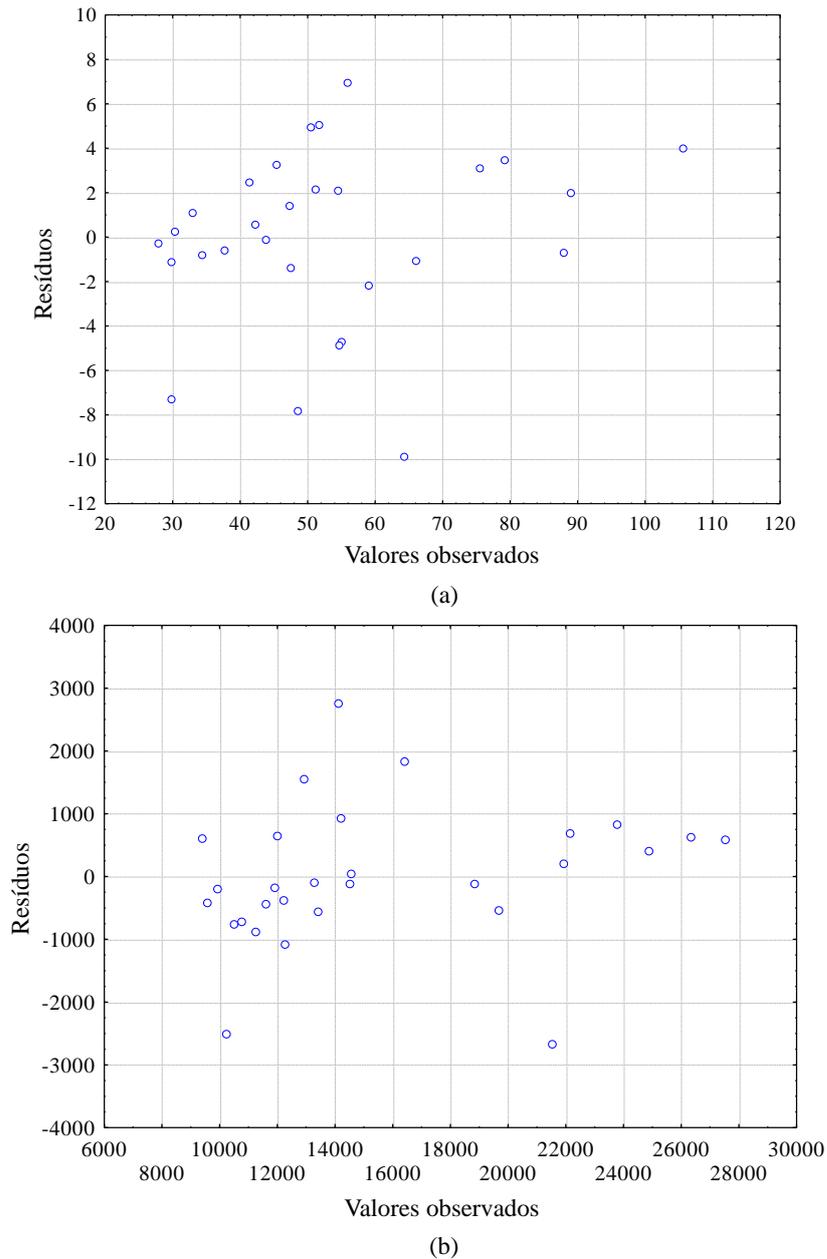


Figura 23 - Distribuição dos resíduos da regressão múltipla para (a)  $t_d$  e (b)  $E_s$ .

### *Efeito das variáveis independentes no tempo de secagem*

As respostas para o tempo de secagem (Tabela 7) variaram entre 27,9 e 105,6 s. A regressão múltipla dos dados experimentais resultou no ajuste polinomial apresentado pela Equação 4.15 para o tempo de secagem, com as variáveis na forma codificada. São apresentados apenas os termos que influenciaram a resposta para um intervalo de confiança de 95%.

$$t_d = 48,99 + 7,37 \cdot x_1 - 18,53 \cdot x_2 + 6,57 \cdot x_2^2 - 10,77 \cdot x_3 - 5,52 \cdot x_1 x_2 + 3,79 \cdot x_2 x_3 \quad (4.15)$$

O coeficiente de determinação ( $R^2$ ) para este modelo empírico foi de 0,958, indicando que a Equação 4.15 explica 95,8% da variabilidade das respostas. A avaliação estatística do modelo obtido para  $t_d$  (Equação 18) foi realizada por meio de análise de variância (ANOVA), conforme apresentado na Tabela 8. De acordo com a literatura (BOX; HUNTER; HUNTER, 2005), o valor calculado da distribuição  $F$  para a regressão deve ser cerca de 3 vezes maior que o valor tabulado para que o modelo seja considerado estatisticamente significativo. Esse requisito foi atendido, uma vez que  $F_{calc}(regressão/residual) = 33,1F_{tab}(regressão/residual)$ . Além disso, o modelo não mostrou falta de ajuste ( $F_{calc}(falta\ de\ ajuste/erro\ puro) < F_{tab}(falta\ de\ ajuste/erro\ puro)$ ). Portanto, as variáveis independentes foram suficientes para descrever o comportamento do tempo de secagem na faixa estudada.

Tabela 8 - ANOVA para o tempo de secagem ( $t_d$ ).

Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Média dos quadrados	$F_{calc}$
<b>Regressão</b>	10081,56	6	1680,26	84,44
<b>Residual</b>	437,76	22	19,90	
<b>Falta de ajuste</b>	402,34	20	20,12	1,14
<b>Erro puro</b>	35,41	2	17,70	
<b>Total</b>	10519,32	28	375,69	

$$F_{tab}(regressão/residual) = 2,55; F_{tab}(falta\ de\ ajuste/erro\ puro) = 19,44$$

Houve efeitos significativos de todas as variáveis independentes de forma isolada, bem como do termo quadrático correspondente à temperatura do ar. A variável independente  $T_f(x_2, \text{codificada})$  apresentou o maior efeito no tempo de secagem. Foram identificados efeitos de interação entre as variáveis carga de sólidos e temperatura do ar e entre temperatura do ar e velocidade do ar. Os efeitos de interação significativos observados entre as variáveis  $x_1$  e  $x_2$ , bem como  $x_2$  e  $x_3$ , destacaram a importância de avaliá-las simultaneamente na análise do tempo de secagem do minério de ferro.

As superfícies de resposta (Figura 24) mostraram que o tempo de secagem diminuiu com a redução da carga de sólidos e aumento da temperatura e velocidade do ar. Esses efeitos foram fisicamente coerentes em termos dos fenômenos de secagem.

A Figura 24 pode ser usada para investigar os efeitos da interação entre as variáveis independentes. Em relação à interação de  $m_p$  e  $T_f$ , foi calculado um aumento de 42% no tempo de secagem entre o nível inferior e superior de  $m_p$ , para a menor temperatura do ar. Por outro

lado, quando utilizada a maior temperatura do ar, observou-se um aumento de  $t_d$  de apenas 10%, considerando os mesmos níveis de  $m_p$ . Portanto, a magnitude da influência da temperatura do ar no tempo de secagem dependeu da carga de sólidos no leito. Esse comportamento poderia ser explicado considerando a relação entre a temperatura do ar e a quantidade de calor fornecida à amostra por unidade de massa. Quando temperaturas mais baixas foram usadas, a quantidade de calor fornecida à amostra por unidade de massa diminuiu à medida que cargas de sólidos mais altas foram usadas, então menos energia estava disponível para fornecer o calor latente necessário para evaporar a água. Conseqüentemente, observou-se um aumento do tempo de secagem. Por outro lado, para temperaturas mais elevadas, a transferência de calor foi suficiente para garantir altas taxas de secagem para as cargas de sólidos avaliadas. Nessa circunstância, o aumento da carga de sólidos não afetou substancialmente o fornecimento de calor à amostra, de forma que o aumento do tempo de secagem foi menos pronunciado.

Como o tempo de secagem está relacionado à demanda energética do processo, a análise a seguir utilizou o consumo energético específico para avaliar a energia necessária para secar o minério de ferro, de acordo com as variáveis envolvidas no processo.

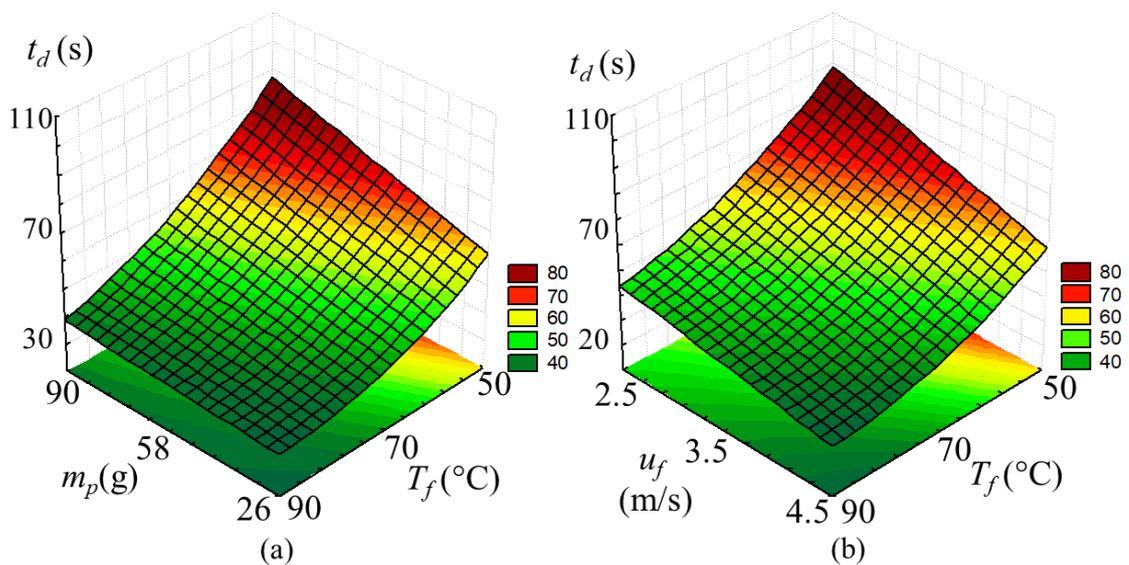


Figura 24 - Superfícies de resposta apresentando o tempo de secagem ( $t_d$ ) em função das variáveis (a) temperatura do ar e carga de sólidos e (b) velocidade do ar e temperatura do ar, considerando uma umidade final de 0,05 (base seca). Em cada caso, a variável restante foi mantida no nível central.

### *Efeitos das variáveis independentes no SEC*

As respostas para  $E_s$  (Tabela 7) variaram entre 9,4 e 27,5 MJ/kg. A Equação 4.16 apresenta a regressão múltipla dos dados experimentais para  $E_s$ , desconsiderando os efeitos que não foram estatisticamente significativos. Um coeficiente de determinação ( $R^2$ ) de 0,959 foi calculado para o modelo polinomial. A avaliação estatística do modelo foi realizada por meio de ANOVA, conforme a Tabela 9. O modelo pode ser considerado estatisticamente significativo, uma vez que  $F_{calc} (regressão/residual) = 40,9 F_{tab} (regressão/residual)$ . Além disso, o modelo não apresentou falta de ajuste ( $F_{calc} (falta de ajuste/erro puro) < F_{tab} (falta de ajuste/erro puro)$ ).

$$E_s = 11373,77 - 4815,89 \cdot x_1 + 6779,86 \cdot x_1^2 + 1354,58 \cdot x_2 + 1239,56 \cdot x_3 - 1399,24 \cdot x_1 x_2 \quad (4.16)$$

Tabela 9 - ANOVA para o consumo energético específico ( $E_s$ ).

<b>Fonte de variação</b>	<b>Soma dos quadrados (.10<sup>-6</sup>)</b>	<b>Graus de liberdade</b>	<b>Média dos quadrados (.10<sup>-6</sup>)</b>	<b><math>F_{calc}</math></b>
<b>Regressão</b>	815,49	5	163,10	108,04
<b>Residual</b>	34,72	23	1,51	
<b>Falta de ajuste</b>	32,46	21	1,54	1,37
<b>Erro puro</b>	2,26	2	1,13	
<b>Total</b>	850,21	28	30,36	

$$F_{tab}(regressão/residual) = 2,64; F_{tab}(falta de ajuste/erro puro) = 19,45$$

Houve efeito significativo de todas as variáveis de forma isolada, bem como a presença de um termo quadrático para a carga de sólidos. Também houve um efeito de interação significativo entre as variáveis carga de sólidos e temperatura do ar. Para a faixa de condições operacionais avaliadas, a variável independente  $m_p$  ( $x_1$ , codificada) teve a maior influência sobre  $E_s$ , seguida pela temperatura e velocidade do ar. Brito et al. (2017) constataram que o SEC para secagem convectiva de sementes de sorgo foi significativamente afetado pela temperatura do ar e carga de sólidos.

Embora os processos com altos valores de  $T_f$  e  $u_f$  consumissem mais energia, o tempo de secagem era substancialmente menor nessas condições. Por exemplo, mantendo a carga mais alta de sólidos constante e alterando os níveis de temperatura e velocidade do ar de seu limite inferior para o superior, resultou em uma redução de aproximadamente 69% no tempo de secagem e um aumento de 29% de  $E_s$ . Embora um consumo energético mais alto geralmente seja indesejável, esse custo de energia adicional pode ser inevitável a depender das demandas

ou condições do processo (como, por exemplo, o tempo de residência dos sólidos no equipamento).

As superfícies de resposta para  $E_s$  (Figura 25) mostraram que o consumo de energia aumentou quando temperaturas de ar e velocidades do ar mais altas foram usadas. O comportamento quadrático da resposta  $E_s$ , com relação à carga de sólidos, indicou um ponto de consumo mínimo de energia para um determinado valor de  $m_p$ , dentro das faixas das variáveis analisadas. Partindo do nível mais baixo de  $m_p$ , o consumo de energia diminuiu conforme a carga de sólidos aumentou. Esse comportamento foi consistente, pois o consumo de energia foi inversamente proporcional à carga de sólidos (Equação 4.7). No entanto, houve um limite para esta tendência, uma vez que o aumento adicional da carga de sólidos levou a menos calor sendo absorvido por unidade de massa. Consequentemente, o material aqueceu mais lentamente e a taxa de evaporação diminuiu, levando a aumentos no tempo de secagem e no consumo de energia. Por essas razões, os valores de  $E_s$  primeiro caíram para um ponto mínimo, conforme o  $m_p$  aumentava, e depois voltaram a subir. Portanto, um compromisso entre a carga de sólidos e as condições do processo foi necessário para minimizar o consumo de energia do processo de secagem convectiva do minério de ferro em leito fixo.

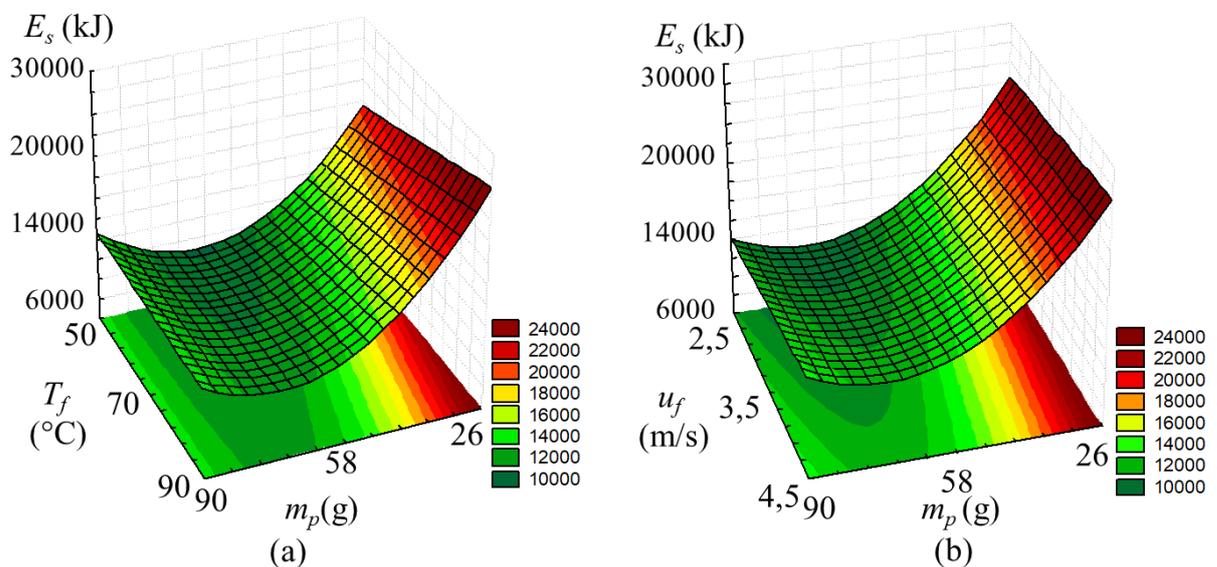


Figura 25 - Superfícies de resposta mostrando o consumo energético específico ( $E_s$ ) em função das variáveis (a) temperatura do ar e carga de sólidos e (b) velocidade do ar e carga de sólidos, considerando uma umidade final de 0,05 (base seca). Em cada caso, a variável restante foi mantida no nível superior (+1).

### ***Minimização do consumo energético***

Foi realizada uma análise visando a minimização do consumo energético, considerando as condições do ar de secagem que proporcionaram o menor tempo de secagem, dentro das faixas das variáveis estudadas ( $T_f = 90$  °C;  $u_f = 4,5$  m/s). Para essas configurações, o valor de carga de sólidos correspondente que minimizou o consumo de energia foi estimado usando a equação de regressão para  $E_s$  (Equação 4.16), calculando a derivada primeira em relação a  $x_l$  e igualando a zero. Foi obtido um valor correspondente de  $m_p$  de aproximadamente 73 g, com valores estimados de  $t_d$  (Equação 4.15) e  $E_s$  (Equação 4.16) de 30,9 s e 11,8 MJ/kg, respectivamente. Novos ensaios de secagem foram realizados em triplicata para este valor de  $m_p$ , a fim de validar os valores previstos nas equações de regressão e determinar os resultados experimentais para  $t_d$  e  $E_s$ . Foi obtido um valor  $t_d$  de  $29,0 \pm 0,6$  s, com  $E_s$  de  $12,8 \pm 0,3$  MJ/kg, que foi o menor consumo energético observado para estas condições do ar ( $T_f$  e  $u_f$ ). Desvios de 6,1% e 8,6% foram calculados entre os valores estimados pelas Equações 4.15 e 4.16 e os resultados experimentais de  $t_d$  e  $E_s$ , respectivamente. Portanto, os ensaios realizados nas condições analisadas confirmaram as previsões dos modelos para a região experimental avaliada, dentro de um nível de significância de 0,05.

### ***Análise energética***

A Figura 26 mostra as curvas de eficiência energética (símbolos preenchidos) e eficiência de secagem (símbolos abertos), de acordo com o tempo de secagem, para diferentes cargas de sólidos a uma dada temperatura e velocidade do ar. Para todas as condições, a eficiência de secagem foi superior à eficiência energética, pois parte do calor sensível foi utilizado para aquecer o material (KUDRA, 2004). As curvas mostraram uma diminuição constante da eficiência de secagem com o tempo, até aproximadamente 100-120 s, após o qual a diminuição foi menos pronunciada. Isso pode ser explicado pelo fato de que nas fases finais, a retirada da água remanescente tornou-se cada vez mais difícil, devido aos menores gradientes de concentração de água e temperatura entre o ar de secagem e os sólidos. Além disso, a umidade ficou próxima do equilíbrio e o processo foi limitado por mecanismos internos de transferência de massa (KUDRA, 2004). Dada a remoção moderada de umidade que é desejada para o minério de ferro *pellet feed* (uma umidade final de 0,05 foi adotada nessa análise), este resultado fornece evidências de que a operação dentro do período no qual a secagem é limitada pelo transporte externo da umidade poderia resultar em substancial economia de energia para o processo (SOUZA PINTO *et al.*, 2020).

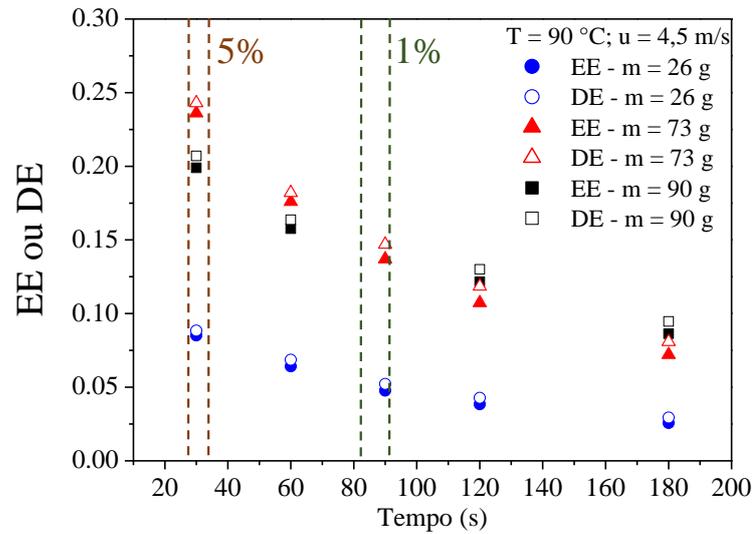


Figura 26 - Eficiências energética e de secagem para diferentes cargas de sólidos em função do tempo. As linhas tracejadas indicam os intervalos de tempo aproximados em que todas as amostras atingiram valores de umidade de 0,05 e 0,01 (base seca) durante a secagem.

A condição com menor massa apresentou os valores mínimos de DE e EE. Nos processos de secagem convectiva, a obtenção de alta eficiência é dificultada pela alta quantidade de ar insaturado que sai do secador, bem como pelo curto tempo de residência do ar no equipamento. Com base nas Equações 4.2, 4.5 e 4.6, aumentar a quantidade de água evaporada aumentará a DE e EE. Como a energia térmica fornecida ao secador foi a mesma para as três condições, as configurações com maiores cargas permitiram maior saturação do ar de secagem, conseqüentemente aumentando a eficiência energética. Por outro lado, quanto maior a carga de sólidos, menor a quantidade de calor transferido por unidade de massa da amostra, de modo que a taxa de secagem começou a diminuir quando um excesso de sólidos foi alimentado ao sistema. Portanto, a massa de 73 g estimada pelo método da superfície de resposta representou o valor que minimizou o consumo energético, entre as condições analisadas.

#### 4.2.3 Correlação para o coeficiente de transferência de massa

A correlação foi estimada com base nos dados de secagem em leito fixo para a massa de sólidos de 58 g. Esse valor foi escolhido por ser equivalente a uma fina camada de material, uma vez que a massa de 26 g não era suficiente para cobrir toda a tela (restando espaços vazios), enquanto que para a massa de 90 g os resultados sugeriram já haver formação de gradientes de

temperatura e umidade ao longo da espessura do leito, não correspondendo à condição de camada fina. A Tabela 10 apresenta os coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com a Equação 4.12. Os desvios em relação a cada parâmetro do modelo consideram um intervalo de confiança de 95%.

Tabela 10 - Resultados do ajuste das curvas de cinética de secagem para o modelo de Lewis para diferentes temperaturas e velocidades do ar de secagem (dados para  $m_p = 58$  g).

$T_f$ [°C] ( $x_2$ )	$u$ [m/s] ( $x_3$ )	<b>A</b>	<b>K</b>	<b>R<sup>2</sup></b>
<b>50(-1)</b>	<b>2,5(-1)</b>	1,01152±0,03497	0,00857±0,00061	0,98874
<b>70(0)</b>	<b>2,5(-1)</b>	1,01075±0,02650	0,01489±0,00084	0,99581
<b>90(1)</b>	<b>2,5(-1)</b>	1,01238±0,02122	0,01684±0,00076	0,99744
<b>50(-1)</b>	<b>3,5(0)</b>	0,99763±0,01680	0,01077±0,00038	0,99761
<b>70(0)</b>	<b>3,5(0)</b>	1,01302±0,03756	0,01806±0,00149	0,99325
<b>90(1)</b>	<b>3,5(0)</b>	1,00358±0,01223	0,02418±0,00065	0,9993
<b>50(-1)</b>	<b>4,5(1)</b>	1,01076±0,02382	0,01338±0,00067	0,99616
<b>70(0)</b>	<b>4,5(1)</b>	1,00714±0,02138	0,01940±0,00090	0,99748
<b>90(1)</b>	<b>4,5(1)</b>	1,01270±0,06852	0,02762±0,00419	0,97942

Ajustando a constante de secagem  $K$  de acordo com a Equação 4.14, obtém-se:

$$K(t) = 0,017079 + 0,005987x_2 + 0,00335x_3 + 0,001492x_2x_3 \quad (4.17)$$

Os coeficientes da correlação obtida (Equação 4.17) indicam que há uma maior influência da temperatura do ar no valor final de  $K$  quando comparado a velocidade do ar. A validade da Equação 4.17 compreende o intervalo de temperaturas e velocidades do ar analisados experimentalmente, ou seja,  $50 \text{ °C} \leq T_f \leq 90 \text{ °C}$  e  $2,5 \text{ m/s} \leq u_f \leq 4,5 \text{ m/s}$ .

### 4.3 Considerações finais

Este capítulo apresentou uma análise energética da secagem convectiva de *pellet feed* de minério de ferro, realizada de acordo com um planejamento experimental e metodologia de superfície de resposta. A análise estatística dos resultados demonstrou que a temperatura do ar, a velocidade do ar e a carga de sólidos tiveram efeitos significativos no tempo de secagem e no consumo específico de energia.

O método de superfície de resposta mostrou que para cada condição de ar, uma carga específica de sólidos poderia minimizar o SEC para as secagens em leito fixo. De acordo com o esquema de otimização dos experimentos, para os maiores valores de temperatura do ar ( $T_f = 90$  °C) e velocidade do ar ( $u_f = 4,5$  m/s), o menor consumo de energia ocorreu quando foi utilizada uma carga de sólidos de 73 g. Os resultados dos experimentos de validação foram próximos aos do modelo ajustado, confirmando as previsões para um valor ótimo. Além disso, a análise de energia mostrou que as maiores eficiências de secagem e energética foram obtidas para esta condição de operação, considerando um nível de umidade final de 0,05 (base seca).

Uma correlação empírica baseada em um modelo de secagem em camada fina para minério de ferro foi obtida para descrever o coeficiente de transferência de massa convectiva em simulações por CFD. O emprego dessa correlação para simulação do processo de secagem no equipamento FB-2 será apresentado no Capítulo 6.

Destaca-se que o método de análise e minimização do consumo energético apresentado neste capítulo pode ser utilizado dentro de testes de secagem em leito fixo para uma condição industrial. Nesse caso, o procedimento deverá ser feito de acordo com as condições do próprio equipamento e com base em testes realizados no local de operação. Executar um aumento de escala a partir dos dados obtidos em escala de laboratório pode resultar em substanciais desvios da condição de mínimo consumo em um equipamento maior, tendo em vista mudanças de geometria, operação, efeito de parede, material, etc.

Mesmo com o método de preparo de amostra, a adaptação da unidade experimental FB-2 e a obtenção das curvas de cinética de secagem do minério de ferro para diferentes condições do ar de secagem, a faixa de operação do equipamento em escala de bancada compreendia temperaturas e velocidades relativamente baixas, distantes de representar a secagem em condições aproximadas às do equipamento de secagem em chute. Assim, foi necessário projetar e construir um equipamento que pudesse operar em maiores temperaturas e velocidades do ar, a fim de obter uma correlação para o coeficiente de transferência de massa com uma faixa de validade que compreendesse condições mais severas do ar de secagem.

## **CAPÍTULO 5 - SECADOR DE MINÉRIO DE FERRO GR-1: PROJETO, CONSTRUÇÃO E EXPERIMENTOS**

Neste capítulo são apresentados o projeto e os principais aspectos da construção do secador de minério de ferro, denominado GR-1. Ensaios com diferentes temperaturas e velocidades de entrada de ar em condições mais próximas às do equipamento de secagem em chute foram realizados com o objetivo de obter uma correlação para o cálculo do coeficiente de transferência de massa. A correlação foi implementada nas simulações CFD apresentadas no Capítulo 6, para posterior comparação dos dados experimentais e simulados para as diferentes condições analisadas.

### **5.1 Secador de minério de ferro GR-1**

#### **5.1.1 Projeto**

A unidade experimental do secador GR-1 foi construída com o intuito de ter um equipamento adaptado para a secagem do minério de ferro que pudesse operar em condições mais severas de temperatura e velocidade do ar quando comparado a outros equipamentos disponíveis em laboratório. Assim, a partir dos dados de secagem nessas condições, seria possível obter uma correlação para o coeficiente de transferência de massa a ser empregada nas simulações por CFD do equipamento de secagem em chute.

É importante destacar que o chute opera em regime contínuo, possui regiões em seu interior que modificam o comportamento fluidodinâmico (velocidade e direção do ar), bem como operação na qual ocorre a vibração típica da peneira. Assim sendo, a secagem ocorre conforme leito fixo e fluidizado (sobre a peneira) e leito pneumático (partículas arrastadas para o sistema de tratamento de ar). Tendo em vista a complexidade da operação, é importante salientar que o equipamento projetado e construído não visou uma representação do chute em escala menor.

A principal hipótese utilizada no projeto do secador foi que a câmara de secagem do equipamento em escala de laboratório pudesse representar o que acontece em um volume de controle do equipamento de secagem em chute (Figura 27). Por meio dessa hipótese, o coeficiente de transferência de massa poderia ser estimado com base em dados experimentais de cinética de secagem com regime de operação em batelada obtidos no próprio secador para diferentes condições de temperatura e velocidade do ar. Assim, nas simulações por CFD, seria

possível estimar o coeficiente de transferência de massa local na forma  $K = f(T_f, u_f)$  a depender dos valores locais de temperatura e velocidade do ar que estiverem sendo dados pela solução das equações do transporte do movimento e calor naquela região. A partir de então, a umidade do sólido pode ser atualizada em cada célula conforme as condições locais de  $T_f$  e  $u_f$ .

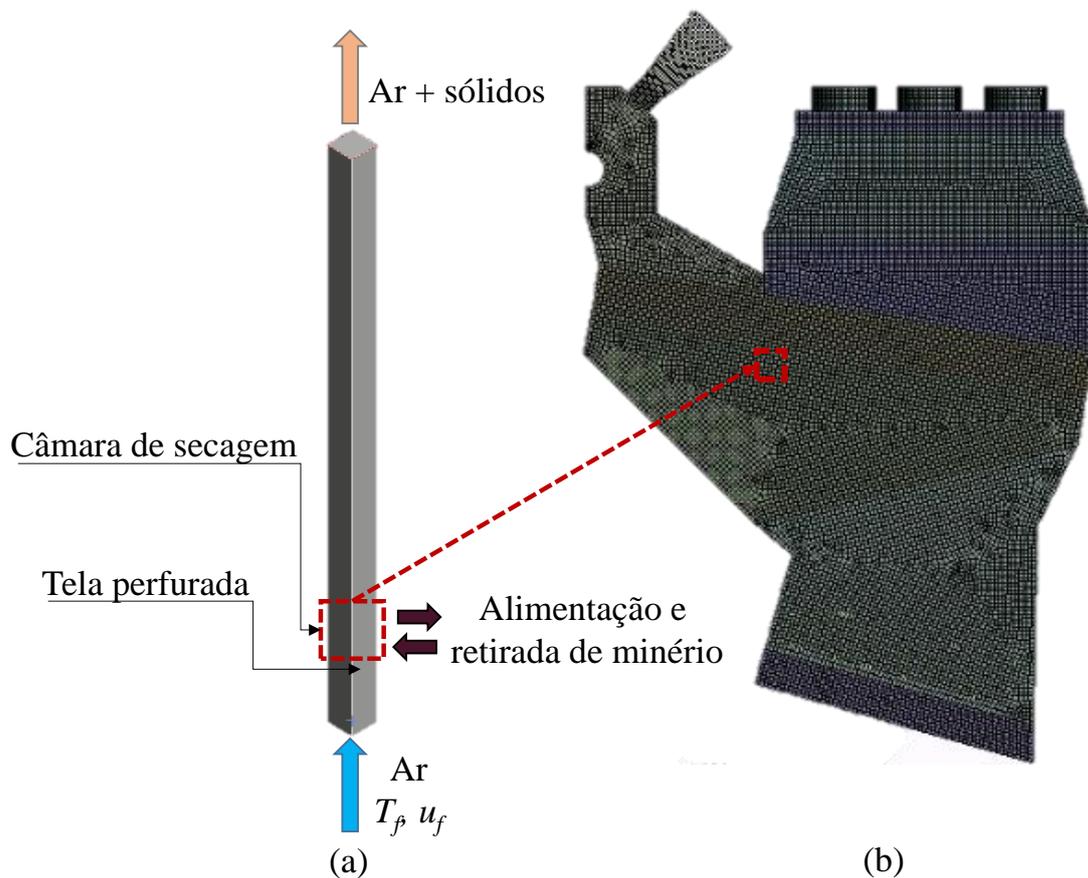


Figura 27 - Desenho esquemático, destacando a hipótese utilizada para projeto do equipamento de secagem de minério de ferro GR-1, indicando a câmara de secagem como elemento “infinitesimal” do chute de secagem. Apresentam-se o (a) esquema do secador GR-1 e seus principais componentes e (b) esboço da malha computacional do equipamento de secagem em chute.

A partir da consideração de que o volume da célula experimental do equipamento GR-1 equivale a um pequeno volume de referência dentro do chute, devem-se apresentar algumas diferenças entre esses dois volumes a fim de destacar hipóteses que estão sendo incluídas. Tem-se que a célula experimental possui paredes físicas laterais isoladas termicamente. Por outro lado, a maioria dos volumes infinitesimais dentro do chute não apresentam uma parede física

lateral, pois estão localizados na porção central desse secador. É considerado que nesses volumes centrais do chute ocorre a maior parte da secagem. Nesse sentido, durante o projeto do equipamento em escala de laboratório GR-1, buscou-se utilizar um diâmetro de tubulação maior, que pudesse minimizar o efeito de parede, ou seja, reduzir a relação entre o diâmetro da partícula e o diâmetro do tubo ( $d_p/D_t$ ) de modo que a presença da parede física com isolamento térmico tivesse menos influência sobre a dinâmica do ar e perfil térmico nessa região. Dessa forma, a taxa de secagem resultante teria menos influência do efeito de parede e poderia representar a redução de umidade em regiões centrais do chute, distantes da parede.

### 5.1.2 Construção

A Figura 28 apresenta o esquema geral da unidade construída, composta por um soprador de 21 HP (Repicky), um *by-pass* na saída do soprador com duas válvulas gaveta 4” para regulagem da vazão no sistema; placa de orifício para medição da vazão de ar, afixada entre tubos de aço com 4” de diâmetro; duas caixas de resistências com 7 resistências tubulares aletadas de 1 kW em cada, somando uma potência de 14 kW; um sistema de *by-pass* para desviar o escoamento do ar para fora ou para dentro da coluna de secagem, composto por uma válvula esfera diversora de escoamento, tipo L, com diâmetro de 2”, passagem plena. A câmara de secagem consiste em uma tubulação de aço carbono de seção quadrada de lado 0,10 m, que ascende por uma coluna vertical de cerca de 2 m de altura e termina em um ciclone *Stairmand*. O isolamento térmico das paredes da câmara de secagem foi feito com placas de silicato de cálcio com 0,027 m de espessura. Na tubulação de ar antes do leito, o isolamento foi feito com camadas de lã de vidro. As flanges de cada peça do equipamento eram vedadas por borrachas de silicone pré-moldadas resistentes a temperaturas até 260 °C (Terac) ou por uma junta líquida de vedação resistente a temperaturas de até 240 °C (Orbi Química).

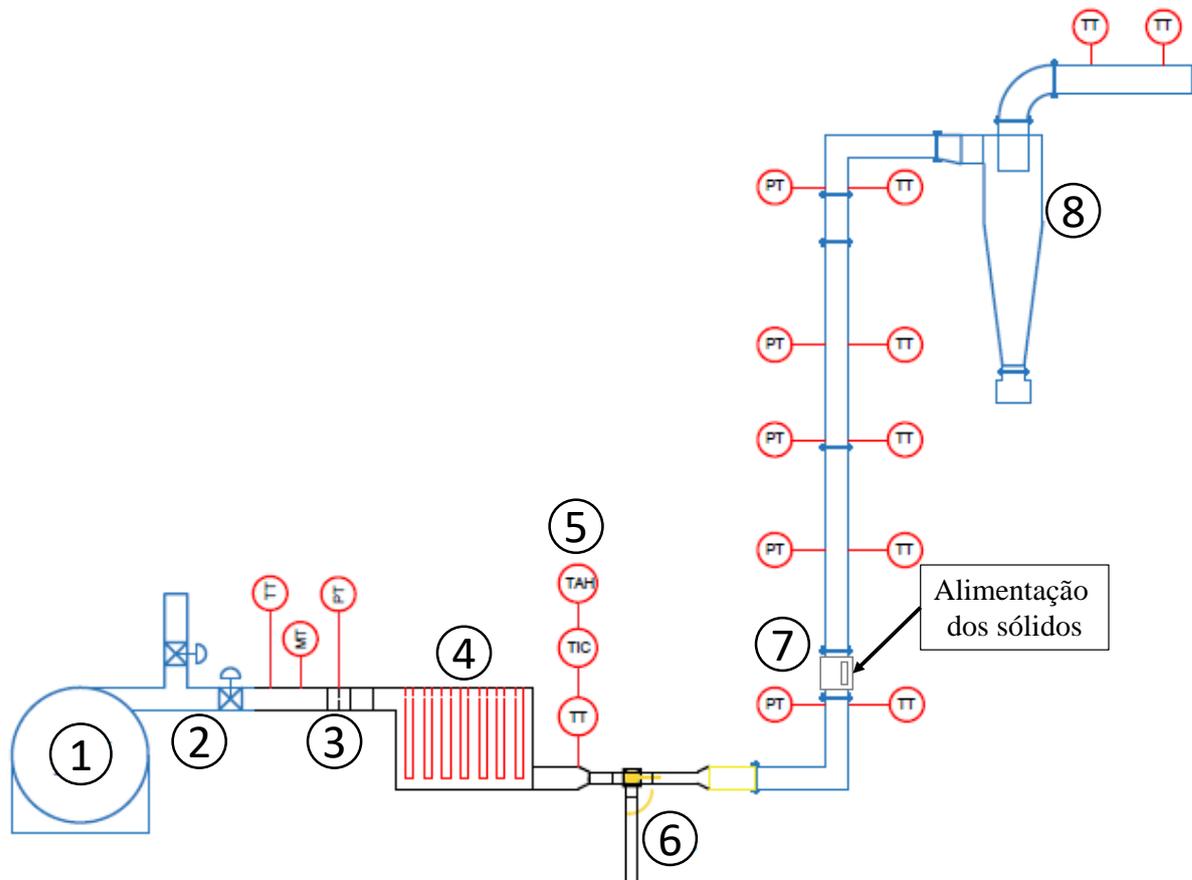


Figura 28 - Esquema de montagem do secador de minério de ferro GR-1: (1) soprador; (2) válvulas pra controle de vazão; (3) placa de orifício, acoplada com transmissor de pressão diferencial; (4) caixas com resistências elétricas; (5) controlador de temperatura; (6) válvula esfera e bypass; (7) alimentação de sólidos e câmara de secagem; (8) ciclone.

A instrumentação do equipamento é constituída por um chassi cDAQ-9174 CompactDAQ (National Instruments), com um módulo para 8 canais para termopares (NI-9212 MiniTC) e um módulo com 8 canais analógicos (-/+ 20 mA) 16 bit e 25 KS/s (NI9203).

Os sensores conectados ao chassi consistem em um transmissor de temperatura e umidade do ar RHT DW-DM (Novus) posicionado na saída de ar do soprador, antes da placa de orifício; um transmissor de pressão diferencial RTD-420-DIF (Rücken), posicionado na placa de orifício e cinco transmissores de pressão (WIKA; modelo A-10) posicionados de forma equidistante ao longo da coluna de secagem. Foram distribuídos 5 termopares tipo T equidistantes ao longo da coluna de secagem, conforme indicado na Figura 28.

O controle da temperatura do ar foi feito por um controlador PID modelo FE-50RPN (Flyever) com um canal para leitura de temperatura (termoresistência PT-100), que apresentava um sistema de segurança para interrupção do fornecimento da corrente elétrica em caso de aquecimento acima de uma temperatura definida pelo usuário. Os parâmetros de controle foram

sintonizados diretamente no equipamento, conforme as orientações de SEBORG; EDGAR; MELLICHAMP (2004), e os valores foram  $P=3$ ;  $I=300$  e  $D=20$ . Esses parâmetros permitiram a minimização do *offset* para  $\pm 0,3^{\circ}\text{C}$ .

A Figura 29 apresenta fotografias do equipamento construído.



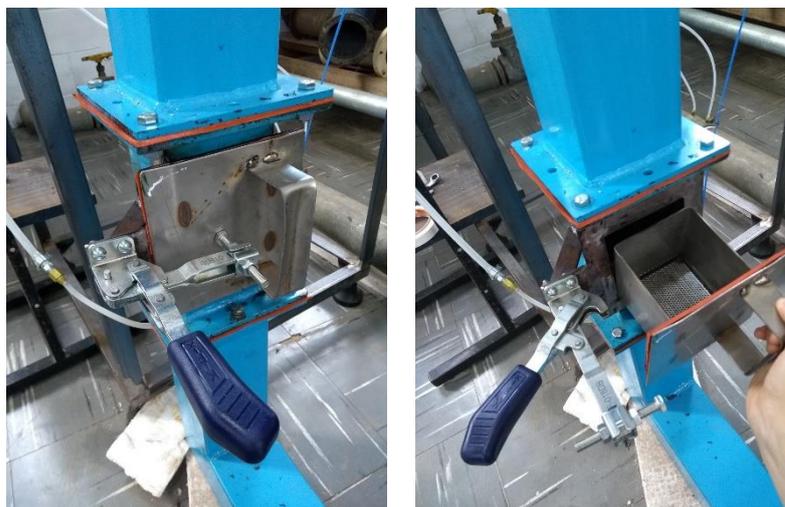
Figura 29 - Fotografias do equipamento de secagem de minério de ferro GR-1, construído no Centro de Secagem de Pastas, Sementes e Suspensões, do DEQ/UFSCar.

### 5.1.3 Operação

O secador foi operado seguindo algumas etapas. Primeiramente, o soprador foi ligado e os sistemas de controle de temperatura e aquisição de dados em linha foram acionados. Após estabilização da vazão e da temperatura do ar nas condições desejadas, iniciaram-se os ensaios de cinética de secagem. Para tal, a válvula esfera foi manualmente acionada para direcionar o ar quente da câmara de secagem para o *bypass* e possibilitar a inserção segura da amostra na câmara de secagem.

O sistema de inserção de sólidos no equipamento foi montado conforme a Figura 30. Foi feita uma abertura na lateral da parede do tubo para inserção de uma gaveta de aço inoxidável, contendo uma tela metálica acoplada em sua base. Após a alimentação da amostra na gaveta, esta era inserida no equipamento e sua extremidade era pressionada contra uma

borracha para evitar a saída de ar quente. A fim de proporcionar uma vedação apropriada, a pressão da gaveta contra a borracha era realizada por meio de um grampo vertical (Figura 30), com abertura e fechamento tipo alavanca, que permitia travar e soltar a estrutura com maior rapidez. Após o procedimento de alimentação da amostra, a válvula esfera era novamente acionada para que o ar quente retornasse ao secador e o tempo de secagem fosse iniciado.



(a)

(b)

Figura 30 - Procedimento de abertura e fechamento da câmara de coleta de amostras.

Durante a secagem, a porção da amostra arrastada pelo ar seguia para o ciclone e a outra parte da amostra ficava em contato direto com o ar alimentado, na região sobre a tela da gaveta. Ao finalizar o tempo de secagem estabelecido, a válvula esfera diversora de fluxo era novamente acionada para desviar o ar quente da coluna de secagem. Ressalta-se que este procedimento é muito importante para a segurança do operador, já que ar a altas vazões e temperaturas é empregado no equipamento. Assim, a amostra depositada sobre a tela era recolhida pela gaveta e sua outra parte coletada no *underflow* do ciclone.

Antes de cada ensaio, o recipiente do *underflow* era envolvido com uma sacola plástica resistente a altas temperaturas a fim de auxiliar a coleta do material e evitar a perda de particulado fino durante a operação de desacoplamento do recipiente.

## 5.2 Experimentos no secador de minério de ferro

### 5.2.1 Materiais e métodos

#### *Preparação da amostra*

As amostras do minério de ferro *pellet feed* foram umidificadas adicionando água destilada a porções de 2 kg de minério seco até atingir a umidade de 10% em base úmida. A homogeneização e mistura da amostra com a água foi feita manualmente. O material era distribuído em uma bandeja de vidro com dimensões 0,31x0,19 m, coberto com plástico filme e deixado em geladeira a 4 °C por até 12 h antes dos ensaios. Para teste da homogeneização da umidade do minério na bandeja, foram coletadas 5 amostras de minério úmido nas regiões próximas às quinas e no centro do recipiente. Após verificação da umidade, não foi encontrada variação considerável (<0,2%) entre a umidade do material em cada um dos pontos e a distribuição da umidade foi considerada homogênea.

Ressalta-se que para os ensaios no secador construído GR-1, a amostra umidificada não foi atravessada em tela ou malha. Dessa forma, o material apresentou uma estrutura mais próxima à do minério que entra no chute na planta de pelotização. A Figura 6c), apresentada no Capítulo 3, mostra a aparência do minério nessa circunstância.

### ***Cinéticas de secagem***

O procedimento de operação foi conduzido conforme descrito na seção 5.1.3. A câmara de secagem era carregada com uma massa de 250 g de material úmido por meio da “gaveta”, equivalente a uma camada fina de material de aproximadamente 1 cm de espessura. Ao final de cada intervalo de tempo de secagem, a amostra era retirada do equipamento – tanto pela gaveta quanto pelo *underflow* do ciclone, a depender da condição operacional utilizada – e sua umidade era determinada pelo método gravimétrico. A massa do material seco foi obtida após manter por 24 h os sólidos a 105 °C em estufa com circulação de ar (AOAC, 2002).

Um planejamento fatorial completo com dois níveis foi realizado para conduzir os experimentos de secagem convectiva do minério de ferro, cujas variáveis avaliadas foram temperatura do ar (100; 120 e 140 °C) e velocidade do ar (5; 10 e 15 m/s), resultando em 9 ensaios. As faixas das variáveis foram escolhidas de acordo com os limites operacionais do equipamento.

A cinética de secagem do processo foi descrita por meio do adimensional de umidade (Equação 3.3). Para as velocidades do ar de 5 e 10 m/s, foi coletada uma massa pequena (<0,1% da alimentação) de material no *underflow* do ciclone do equipamento, então foi considerado nos cálculos que para essas condições não houve arraste de material particulado e a umidade calculada correspondeu somente àquela do material coletado na gaveta. Já para as condições com velocidade do ar de 15 m/s, houve arraste de material particulado, sendo que parte da amostra permaneceu sobre a tela da gaveta e parte foi coletada no *underflow* do ciclone. A fim

de determinar a umidade dessas amostras para posterior utilização na correlação para  $K$ , foi considerado um valor “global” da umidade do minério existente no equipamento ( $X_{global}$ ), conforme:

$$X_{global} = \frac{m_{wg} + m_{wu}}{m_g + m_u} \quad (5.1)$$

Em que  $m_{wg}$  e  $m_{wu}$  são a massa de água presente no material da gaveta e do *underflow*, respectivamente;  $m_g$  e  $m_u$  são a massa total da amostra coletada na gaveta e no *underflow* do ciclone, respectivamente. Conforme constatado durante os experimentos, toda amostra coletada no *underflow* estava seca e foi utilizado  $m_{wu} = 0$ .

Foram feitas réplicas dos testes e os dados apresentaram reprodutibilidade. O maior valor para o desvio padrão entre as medidas experimentais e suas réplicas foi de 0,61 pontos percentuais para a umidade em base úmida.

#### ***Obtenção da correlação para o coeficiente de transferência de massa***

A obtenção da correlação para  $K$  para o secador de minério de ferro GR-1 foi feita conforme descrito na seção 4.1.5, ou seja, da mesma forma que para o equipamento FB-2. A temperatura e a velocidade do ar foram tratadas em suas formas codificadas  $x_a$  e  $x_b$ , respectivamente:

$$x_a = \frac{T_f - 393}{20} \quad (5.2)$$

$$x_b = \frac{u_f - 10}{5} \quad (5.3)$$

#### **5.2.2 Resultados e discussões**

As curvas de cinética de secagem do minério de ferro no equipamento construído são apresentadas na Figura 31, com ajuste de dados experimentais conforme o modelo de Lewis (Equação 4.13). Como esperado, o tempo de secagem diminuiu com o aumento da velocidade do ar e da temperatura. Nesse secador, para uma temperatura do ar de 140 °C e uma velocidade do ar de 15 m/s, a redução da umidade do minério de ferro em dois pontos percentuais (base úmida) acontecia em cerca de 6 s. No entanto, foi observado um efeito mais pronunciado da velocidade do ar sobre a taxa de secagem do que da temperatura. Vale ressaltar que devido a ampla faixa de velocidade do ar operada pelo equipamento, poderiam ser observados comportamentos típicos de leito fixo, fluidizado ou pneumático durante a secagem a

velocidades acima de 5 m/s. No Apêndice A constam os valores das massas de sólidos coletados na gaveta e no *underflow* do ciclone para a condição de velocidade de entrada do ar de 15 m/s. Ressalta-se que no *underflow* do ciclone, foi encontrado somente pó fino seco, não sendo observada a presença de aglomerados de partículas para quaisquer condições de operação.

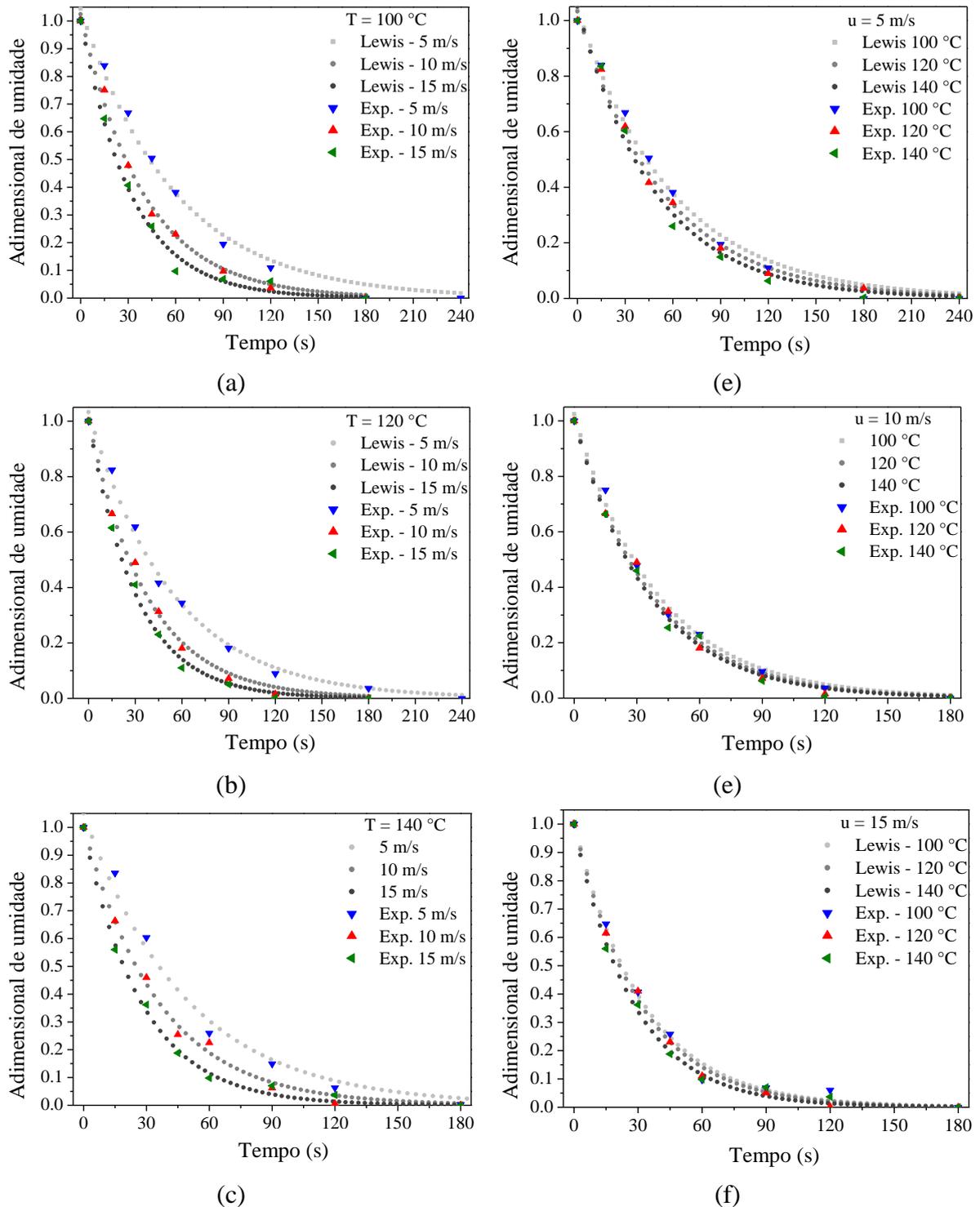


Figura 31 - Curvas de cinética de secagem do minério de ferro no secador construído, parametrizados na (a,b,c) temperatura do ar e na (d,e,f) velocidade do ar de secagem. Dados ajustados pelo modelo de LEWIS (1921) (Equação 4.12).

### 5.2.3 Obtenção da correlação para o coeficiente de transferência de massa

A correlação foi obtida com base nos dados coletados no secador construído (Figura 31), considerando secagem de uma fina camada de material de aproximadamente 1 cm de espessura. A Tabela 11 apresenta os coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com a Equação 4.13. Os desvios em relação a cada parâmetro do modelo consideram um intervalo de confiança de 95%.

Tabela 11 - Coeficientes dos ajustes das curvas de cinética de secagem de acordo com o modelo de LEWIS (1921).

$T_f$ [°C] ( $x_a$ )	$u_f$ [m/s] ( $x_b$ )	<b>A</b>	<b>K</b>	<b>R<sup>2</sup></b>
<b>100(-1)</b>	<b>5(-1)</b>	1,04505±0,03240	0,01701±0,00105	0,99033
<b>120(0)</b>	<b>5(-1)</b>	1,03282±0,02359	0,01862±0,00084	0,99476
<b>140(1)</b>	<b>5(-1)</b>	1,05040±0,04383	0,01959±0,00159	0,98365
<b>100(-1)</b>	<b>10(0)</b>	1,01535±0,01634	0,02534±0,00078	0,99776
<b>120(0)</b>	<b>10(0)</b>	1,00277±0,01182	0,02682±0,00060	0,99883
<b>140(1)</b>	<b>10(0)</b>	1,00529±0,02454	0,02781±0,00128	0,99510
<b>100(-1)</b>	<b>15(1)</b>	1,00900±0,02782	0,03119±0,00163	0,99379
<b>120(0)</b>	<b>15(1)</b>	1,00913±0,01908	0,03246±0,00116	0,99720
<b>140(1)</b>	<b>15(1)</b>	0,99374±0,02088	0,03587±0,00144	0,99647

Ajustando a constante de secagem  $K$  de acordo com a Equação 4.14 e mantendo-se somente os termos significativos para um intervalo de confiança de 95%, obtém-se:

$$K(t)=0,026079+0,001622x_a+0,007383x_b \quad (5.6)$$

Os coeficientes da correlação obtida (Equação 5.6) indicam que há uma maior influência velocidade do ar no valor final de  $K$  quando comparado a temperatura do ar. A validade da Equação 5.6 compreende o intervalo de temperaturas e velocidades do ar analisados experimentalmente, ou seja,  $100\text{ °C} \leq T_f \leq 140\text{ °C}$  e  $5\text{ m/s} \leq u_f \leq 15\text{ m/s}$ .

Vale ressaltar que o valor de  $K$  para esse sistema não engloba somente a evaporação e transporte de água da fase sólida para a fase ar, mas também outros fenômenos como o arraste, desprendimento e quebra das partículas, que interferem na secagem do minério de ferro. Esses comportamentos estão associados à velocidade do ar de secagem utilizada. Assim sendo, o valor do coeficiente que multiplica  $x_b$  na Equação 5.6 também incorporou essas ocorrências e, em relação a temperatura do ar, teve um valor mais elevado.

### **5.3 Considerações finais**

Este capítulo apresenta o projeto e construção do secador de minério de ferro GR-1, cujo propósito foi obter cinéticas de secagem em condições de operação mais próximas às do chute, visando obter uma correlação para o coeficiente de transferência de massa. A maior combinação de temperatura e velocidade do ar foi de 140 °C e 15 m/s.

Foi considerado que a câmara de secagem do GR-1 representa um elemento de volume do equipamento de secagem em chute. Assim sendo, a correlação obtida nesse equipamento poderá estimar a taxa de secagem em nível local nas simulações por CFD, calculando a perda de umidade de acordo com as condições locais de temperatura e velocidade do ar.

Mesmo com a obtenção da correlação para o coeficiente de transferência de massa, ainda era necessária sua inserção em CFD para validação do modelo matemático por meio da comparação de resultados das simulações com os dados experimentais obtidos no equipamento.

## CAPÍTULO 6 – SIMULAÇÕES POR FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL DOS EQUIPAMENTOS EM ESCALA DE LABORATÓRIO

Nesta seção serão apresentadas as simulações do equipamento em escala de bancada FB-2 e do secador de minério de ferro construído GR-1. Devido às particularidades do equipamento de secagem em chute, as simulações por CFD desse equipamento serão apresentadas no Capítulo 7.

### 6.1 Modelo matemático

Para descrever as fases fluida e sólida nas simulações, foi utilizado o modelo multifásico Euleriano Granular. Como por esse modelo ambas as fases são tratadas como contínuas e interpenetrantes, cujo movimento é descrito pelas equações de conservação, a solução numérica demanda um menor tempo de simulação em domínios computacionais de maior escala e elevado número de partículas quando comparado a métodos como o DEM. Nesta seção são apresentadas as principais equações que foram empregadas nas simulações por CFD deste trabalho.

#### 6.1.1 Fluidodinâmica

Na abordagem Euler-Euler, as equações de conservação possuem uma estrutura similar para cada fase. Essas equações são resolvidas com a adição de relações constitutivas provenientes de modelos empíricos e da aplicação da Teoria Cinética de Escoamentos Granulares.

##### *Conservação da massa e do movimento*

A equação da continuidade para as fases fluida ( $f$ ) e sólida ( $s$ ) é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) = 0 \quad (6.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) = 0 \quad (6.2)$$

$$\alpha_s + \alpha_f = 1 \quad (6.3)$$

Em que  $\alpha_q$ ,  $\rho_q$ , e  $\vec{v}_q$  são a fração volumétrica, densidade e velocidade da fase  $q$ , respectivamente. As frações volumétricas são funções contínuas no tempo e no espaço, cuja soma é igual a um. Os balanços de momento para cada fase são dados pelas equações:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f) = -\alpha_f \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau}_f + \alpha_f \rho_f \vec{g} + K_{fs} (\vec{v}_f - \vec{v}_s) \quad (6.4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s) = -\alpha_s \nabla p - \nabla p_s + \nabla \cdot \bar{\tau}_s + \alpha_s \rho_s \vec{g} - K_{fs} (\vec{v}_f - \vec{v}_s) \quad (6.5)$$

Em que  $p$  é a pressão,  $p_s$  é a pressão dos sólidos,  $\bar{\tau}_q$  é o tensor das tensões viscosas da fase  $q$ , e  $K_{fs}$  coeficiente de troca de momento entre fases. O termo  $(\vec{v}_f - \vec{v}_s)$  indica a velocidade relativa entre as fases.

O tensor das tensões viscosas para cada fase é definido por:

$$\bar{\tau}_f = \alpha_f \mu_f (\nabla \vec{v}_f + \nabla \vec{v}_f^T) + \alpha_f \left( \lambda_f - \frac{2}{3} \mu_f \right) \nabla \cdot \vec{v}_f \bar{I} \quad (6.6)$$

$$\bar{\tau}_s = \alpha_s \mu_s (\nabla \vec{v}_s + \nabla \vec{v}_s^T) + \alpha_s \left( \lambda_s - \frac{2}{3} \mu_s \right) \nabla \cdot \vec{v}_s \bar{I} \quad (6.7)$$

Em que  $\mu_f$  é a viscosidade cisalhante do gás,  $\mu_s$  é a viscosidade cisalhante granular,  $\lambda_f$  é a viscosidade bulk do gás,  $\lambda_s$  é a viscosidade bulk granular e  $\bar{I}$  é o tensor unitário.

### Modelo de arraste

O arraste entre fases é um fenômeno cuja descrição é importante em simulações de secagem, pois pode haver fluidização de partículas e movimentação do leito. O coeficiente de troca de momento entre fases inclui o fator de arraste que, de acordo com o modelo de GIDASPOW *et al.* (1992), apresenta a forma:

$$K_{sf} = K_{fs} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_f \rho_f |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{d_s} \alpha_f^{-2,65}, \quad \alpha_f > 0,8 \quad (6.8)$$

$$K_{sf} = K_{fs} = 150 \frac{\alpha_s (1 - \alpha_f) \mu_f}{\alpha_f d_s^2} + 1,75 \frac{\alpha_s \rho_f |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{d_s}, \quad \alpha_f \leq 0,8 \quad (6.9)$$

Em que  $d_s$  é o diâmetro da partícula e  $C_D$  é o coeficiente de arraste, baseado no número relativo de Reynolds:

$$C_D = \frac{24}{\alpha_f Re_s} \left[ 1 + 0,15 (\alpha_f Re_s)^{0,687} \right] \quad (6.10)$$

$$Re_s = \frac{\rho_f d_s |\vec{v}_s - \vec{v}_f|}{\mu_f} \quad (6.11)$$

### **Teoria Cinética Granular**

Com a finalidade de descrever a pressão e as viscosidades cisalhante e bulk para a fase sólida que estão presentes no tensor de sólidos, LUN *et al.* (1984) desenvolveram a Teoria Cinética Granular, que se baseia na Teoria Cinética dos Gases. O conceito de temperatura granular é definido nessa teoria de forma análoga à temperatura termodinâmica para gases, sendo proporcional à energia cinética do movimento aleatório das partículas.

$$\theta_s = \frac{1}{3} (c^2) \quad (6.12)$$

Em que  $c$  é a flutuação da velocidade para a fase sólida.

A equação do transporte segundo a Teoria Cinética Granular é representada por DING e GIDASPOW (1990):

$$\frac{3}{2} \left[ \frac{\partial}{\partial t} (\rho_s \alpha_s \theta_s) + \nabla \cdot (\rho_s \alpha_s \vec{v}_s \theta_s) \right] = (-p_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}}_s) : \nabla \vec{v}_s + \nabla \cdot (k_{\theta_s} \nabla \theta_s) - \gamma_{\theta_s} + \phi_{fs} \quad (6.13)$$

Em que,  $k_{\theta_s}$  é o coeficiente de difusão da temperatura granular;  $\gamma_{\theta_s}$  é a dissipação de energia ocasionada pelas colisões e  $\phi_{fs}$  é a troca de energia entre a fase sólida e fluida. O termo  $(-p_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}}_s) : \nabla \vec{v}_s$  é definido como a geração de energia pelo tensor tensão da fase sólida.

O termo de pressão nos sólidos ( $p_s$ ) define a pressão exercida pela fase sólida para escoamentos granulares em regime compressível, que é calculada independentemente e usada no termo do gradiente de pressão (Equação 6.13). A equação de LUN *et al.* (1984) para a pressão dos sólidos apresenta termos para a cinética e para a colisão entre partículas:

$$p_s = \alpha_s \rho_s \theta_s + 2\rho_s (1 + e_{ss}) \alpha_s^2 g_0 \theta_s \quad (6.14)$$

Em que  $g_0$  é a função de distribuição radial e  $e_{ss}$  é o coeficiente de restituição sólido-sólido. Esse coeficiente varia de 0 a 1 e determina a elasticidade do choque, sendo que para o

valor 1 o choque é totalmente elástico e para o valor 0 o choque é totalmente inelástico. Nas simulações, foi adotado o valor constante de 0,9 para o coeficiente de restituição.

A função de distribuição radial ( $g_0$ ) descreve as modificações que ocorrem no transporte cinético das partículas de acordo com a disposição das partículas local. OGAWA *et al.* (1980) propuseram uma função para descrever o movimento característico de materiais sólidos em estado de fluidização:

$$g_0 = \left[ 1 - \left( \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,max}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{-1} \quad (6.15)$$

A difusão de energia é quantificada pelo termo  $k_{\theta_s} \nabla \theta_s$ , no qual  $k_{\theta_s}$  é o coeficiente de difusão (GIDASPOW *et al.*, 1982):

$$k_{\theta_s} = \frac{150 \rho_s d_s \sqrt{\theta_s \pi}}{384(1+e_{ss})g_0} \left[ 1 + \frac{6}{5} \alpha_s g_0 (1+e_{ss}) \right]^2 + 2 \alpha_s^2 \rho_s d_s (1+e_{ss}) g_0 \sqrt{\frac{\theta_s}{\pi}} \quad (6.16)$$

A dissipação de energia devido às colisões entre partículas é dada pela equação de LUN *et al.* (1984).

$$\gamma_{\theta_s} = \frac{12(1-e_{ss}^2)g_0}{d_s \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s^2 \theta_s^{\frac{3}{2}} \quad (6.17)$$

A troca de energia cinética devido às flutuações aleatórias na velocidade das partículas entre as fases sólida e fluida é quantificada por GIDASPOW *et al.* (1992).

$$\phi_{fs} = -3K_{fs}\theta_s \quad (6.18)$$

O tensor tensão da fase sólida contém as viscosidades *bulk* e cisalhantes oriundas da troca de momento entre sólidos devido aos movimentos translacional e de colisão.

A viscosidade *bulk* leva em conta a resistência das partículas à compressão e expansão e é dada segundo LUN *et al.* (1984):

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s \rho_s d_s g_0 (1 + e_s) \left( \frac{\theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.19)$$

A viscosidade cisalhante para a fase sólida é o resultado da soma dos termos de colisão, cinético e de fricção. As duas primeiras parcelas foram equacionadas segundo GIDASPOW *et al.* (1992). O componente de fricção leva em conta as tensões resultantes do atrito entre partículas quando a fase sólida atinge sua fração volumétrica máxima. Esse último termo,  $\mu_{s,fr}$ , foi desconsiderado no modelo.

$$\mu_s = \mu_{s,col} + \mu_{s,kin} + \mu_{s,fr} \quad (6.20)$$

$$\mu_{s,col} = \frac{4}{5} \alpha_s \rho_s d_s g_0 (1 + e_{ss}) \left( \frac{\theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.21)$$

$$\mu_{s,kin} = \frac{10 \rho_s d_s \sqrt{\theta_s \pi}}{96 \alpha_s (1 + e_{ss}) g_0} \left[ 1 + \frac{4}{5} g_{0,ss} \alpha_s (1 + e_{ss}) \right]^2 \quad (6.22)$$

$$\mu_{s,fr} = \frac{p_s \text{sen } \phi_\sigma}{2 \sqrt{I_{2D}}} \quad (6.23)$$

### **Turbulência**

O modelo de turbulência k- $\epsilon$  para a fase dispersa foi adotado nas simulações. A descrição da turbulência da fase dispersa é realizada a partir da teoria de Tchen (HINZE, 1975) para a dispersão de partículas. As equações que descrevem o modelo são apresentadas conforme o FLUENT THEORY GUIDE (2011).

O modelo de turbulência k- $\epsilon$  atua resolvendo duas equações de transporte separadas, que são baseadas em considerações fenomenológicas e empirismo: uma para a energia cinética turbulenta ( $k$ ) e outra para a taxa de dissipação ( $\epsilon$ ). Para esse modelo, destacam-se a robustez, economia de tempo e precisão razoável para uma ampla gama de escoamentos turbulentos (FLUENT THEORY GUIDE, 2011).

### **Turbulência na fase fluida**

Segundo o modelo de turbulência k- $\epsilon$ , o tensor das tensões de Reynolds para a fase fluida aplicado na equação da conservação da quantidade de movimento é da forma:

$$\bar{\tau}_f'' = -\frac{2}{3} \left( \rho_f \kappa_f + \rho_f \mu_{f,t} \nabla \cdot \vec{v}_f \right) \bar{I} + \rho_f \mu_{f,t} \left( \nabla \vec{v}_f + \nabla \vec{v}_f^T \right) \quad (6.24)$$

Em que  $\kappa_f$  é a energia cinética turbulenta na fase fluida e  $\mu_{f,t}$  é a viscosidade turbulenta.

A viscosidade turbulenta é escrita em termos da energia cinética da fase fluida:

$$\mu_{f,t} = \rho_f C_\mu \frac{\kappa_f^2}{\varepsilon_f} \quad (6.25)$$

Em que  $\varepsilon_f$  é a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta na fase fluida e  $C_\mu$  é um parâmetro da turbulência ( $C_\mu = 0,09$ ).

Os efeitos da turbulência na fase fluida são obtidos conforme:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f \kappa_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \kappa_f) = \nabla \cdot \left( \alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_k} \nabla \kappa_f \right) + \alpha_f G_{\kappa,f} - \alpha_f \rho_f \varepsilon_f + \alpha_f \rho_f \Pi_{\kappa,f} \quad (6.26)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f \varepsilon_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \varepsilon_f) = \nabla \cdot \left( \alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_k} \nabla \varepsilon_f \right) + \alpha_f \frac{\varepsilon_f}{k_f} (C_1 G_{\kappa,f} - C_2 \rho_f \varepsilon_f) + \alpha_f \rho_f \Pi_{\varepsilon,f} \quad (6.27)$$

Em que  $\Pi_{\kappa,f}$  e  $\Pi_{\varepsilon,f}$  representam a influência da fase dispersa na propriedade  $\kappa$  e na propriedade  $\varepsilon$  da fase fluida, respectivamente;  $G_{\kappa,f}$  é o termo de geração de energia cinética turbulenta e  $C_1$  e  $C_2$  são parâmetros de turbulência ( $C_1 = 1,44$ ;  $C_2 = 1,92$ ).

### *Turbulência na fase sólida*

O tempo característico de relaxação da partícula relacionado aos efeitos inerciais agindo na fase dispersa é definido como:

$$\tau_{F,sf} = \alpha_s \rho_s K_{fs}^{-1} \left( \frac{\rho_s}{\rho_f} + C_V \right) \quad (6.28)$$

Em que  $C_V$  é um parâmetro da turbulência ( $C_V = 0,5$ ).

Segundo SIMONIN e VIOLLET (1990), as quantidades referentes à turbulência para a fase discreta são:

$$\kappa_s = K_f \left( \frac{b^2 + \eta_{sf}}{1 + \eta_{sf}} \right) \quad (6.29)$$

$$\kappa_{sf} = 2K_f \left( \frac{b + \eta_{sf}}{1 + \eta_{sf}} \right) \quad (6.30)$$

$$D_{t,sf} = \frac{1}{3} \kappa_{sf} \tau_{t,sf} \quad (6.31)$$

$$D_s = D_{t,sf} + \left( \frac{2}{3} \kappa_s - b \frac{1}{3} \kappa_{sf} \right) \tau_{F,sf} \quad (6.32)$$

$$b = (1 + C_V) \left( \frac{\rho_s}{\rho_f} + C_V \right)^I \quad (6.33)$$

Em que  $\eta_{fs}$  é a razão entre o tempo integral Lagrangeano ( $\tau_{t,sf}$ ) calculado ao longo da trajetória das partículas e o tempo característico de relaxação da partícula ( $\tau_{F,sf}$ ).

### 6.1.2 Transferência de calor

No modelo Euleriano, as partículas são tratadas como uma fase contínua, deixando de ser abordadas em sua individualidade. Assim, o perfil de temperaturas no interior de uma partícula não é considerado pelo modelo, mas sim, a média local da temperatura de um conjunto de partículas. Nas simulações de transferência de calor do escoamento gás-sólido, a resistência à transferência de calor por convecção do gás para a fase sólida é considerada muito maior que a resistência a transferência de calor em seu interior (DA ROSA, 2010; MATHUR e EPSTEIN, 1974).

As equações de conservação de energia para as fases fluida e sólida são dadas por:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f H_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f H_f) = -\alpha_f \frac{\partial p_f}{\partial t} + \bar{\bar{\tau}}_f : \nabla \vec{v}_f - \nabla \cdot \alpha_f k_{f,eff} \nabla T_f + h_{fs} (T_s - T_f) + \dot{m}_{sf} H_{vap} \quad (6.34)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s H_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s H_s) = -\alpha_s \frac{\partial p_s}{\partial t} + \bar{\bar{\tau}}_s : \nabla \vec{v}_s - \nabla \cdot \alpha_s k_{s,eff} \nabla T_s - h_{fs} (T_s - T_f) - \dot{m}_{sf} H_{vap} \quad (6.35)$$

Em que  $\bar{\bar{\tau}}_q : \nabla \vec{v}_q$  é o termo referente à dissipação viscosa. O terceiro termo do lado direito da equação refere-se ao fluxo de calor por condução, enquanto o quarto termo representa a transferência de calor entre as fases, descrita conforme o mecanismo convectivo, e o último termo, a transferência de energia devido a mudança de fase.  $H_q$  e  $k_{q,eff}$  são a entalpia e a condutividade térmica efetiva da fase  $q$  (sólida ou fluida), respectivamente, e  $h_{fs}$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor entre as fases.

A variação da condutividade térmica da fase fluida ( $k_f$ ) com a temperatura foi considerada por meio de uma UDF. A UDF é uma função escrita em linguagem C que é utilizada pelo *software* Fluent a fim de implementar propriedades, equações empíricas ou comportamentos das variáveis que não estão disponíveis na interface padrão.

A entalpia da fase  $q$  é obtida pela Equação 6.36:

$$H_q = \int c_{p,q} dT_q \quad (6.36)$$

Em que  $c_{p,q}$  é o calor específico da fase  $q$ . Neste trabalho, o valor de  $c_p$  foi considerado constante para ambas as fases.

De acordo com a correlação utilizada para cálculo do número de Nusselt, o valor de  $h_{fs}$  pode ser obtido por diferentes equações. O modelo de GUNN (1978) para  $Nu$  para a transferência de calor entre fases é adequado para transferência de calor em leitos fixo e fluidizado, sendo da forma:

$$Nu = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left( 1 + 0,7 Re_s^{0,2} Pr_s^{\frac{1}{3}} \right) + (1,33 - 2,4\alpha_f + 1,2\alpha_f^2) Re_s^{0,7} Pr_s^{\frac{1}{3}} \quad (6.37)$$

Para o qual o coeficiente de transferência de calor por unidade de volume é dado por:

$$h_{fs} = \frac{6k_f\alpha_s Nu_s}{d_s^2} \quad (6.38)$$

Para descrever a transferência de calor pelo modelo Euleriano, a condutividade térmica para a fase fluida e para a fase sólida deve ser interpretada como uma propriedade de transporte efetivo. Sendo assim, não se pode utilizar o valor da condutividade térmica específica para cada componente ( $k_f$  e  $k_s$ ), já que a condutividade no leito também dependerá da porosidade. O modelo de ZEHNER e SCHLÜNDER (1970) foi empregado por KUIPERS *et al.* (1992) para obter uma equação para a condutividade térmica efetiva do leito. O modelo foi originalmente desenvolvido para ser utilizado em leitos fixos. Segundo os autores, a condutividade térmica efetiva no leito para a fase fluida é da forma:

$$k_{f,eff} = \frac{\left( 1 - \sqrt{1 - \alpha_f} \right)}{\alpha_f} k_f \quad (6.39)$$

Em que  $k_{f,eff}$  tende a  $k_f$  quando  $\alpha_f \rightarrow 1$ .

A condutividade térmica efetiva da fase particulada depende do contato entre as partículas no leito e é obtida pela equação:

$$k_{s,eff} = \frac{\sqrt{(1-\alpha_f)}}{\alpha_s} k_f (\omega A + (1-\omega)\Gamma) \quad (6.40)$$

$$\Gamma = \frac{2}{1-\frac{B}{A}} \left[ \frac{B(A-1)}{A(1-\frac{B}{A})^2} \ln\left(\frac{A}{B}\right) - \frac{(B-1)}{1-\frac{B}{A}} - \frac{(B+1)}{2} \right]$$

Considerando partículas esféricas, tem-se os termos:

$$A = \frac{k_s}{k_f}; B = 1,25 \left[ \frac{(1-\alpha_f)}{\alpha_f} \right]^{\frac{10}{9}}; \omega = 7,26 \cdot 10^{-3}$$

A implementação dos termos de condutividade efetiva para as fases fluida e sólida nas simulações foi feita por meio de uma UDF, cujo código foi modificado a partir do trabalho de DA ROSA (2010).

O calor latente de vaporização da água foi conforme JANG e ARASTOPOUR (2014):

$$\Delta H_{vap} = 3168 - 2.4364 T_s \quad (6.41)$$

### 6.1.3 Transferência de massa

#### *User Defined Scalars (UDS)*

O Fluent pode resolver equações de transporte para um escalar arbitrário (*UDS-User Defined Scalar*) da mesma maneira que resolve as equações de transporte para momento e energia, por exemplo. Para escoamentos multifásicos (fase representada pelo subscrito  $q$ ), em que  $\Phi_q^k$  é o UDS, tem-se:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q \Phi_q^k) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{u}_q \Phi_q^k - \alpha_q \Gamma_q \vec{u}_q \nabla \Phi_q^k) = S_j^k \quad (6.41)$$

Em que  $\Gamma_i$  é o coeficiente de difusão, definido por UDF, e  $S_j^k$  é um termo fonte. Substituindo os termos dessa equação para considerar o transporte de umidade na fase fluida e na fase sólida, tem-se:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f Y) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{u}_f Y) = \nabla \cdot (D_v \rho_f \alpha_f \nabla Y) + \dot{m}_{sf} \quad (6.42)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s X) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{u}_s X) = \nabla \cdot (D_w \rho_s \alpha_s \nabla X) - \dot{m}_{sf} \quad (6.43)$$

Em que  $X$  e  $Y$  são a umidade da fase sólida e fluida, respectivamente,  $\dot{m}_{sf}$  é a taxa de secagem ou taxa líquida de transferência de água,  $D_w$  é a difusividade da água na fase sólida e  $D_v$  é a difusividade da água na fase fluida. As Equações 6.42 e 6.43 são implementadas cada uma por um UDS independente, cujos termos  $X$  e  $Y$  são chamados dentro de cada UDF pelos macros C\_UDSI(c,ts,1) e C\_UDSI(c,tg,0), respectivamente.

Os termos difusivos foram implementados separadamente por UDF pelo macro DEFINE\_DIFFUSIVITY. O efeito da temperatura no coeficiente de difusão é (WELTY *et al.*, 2008):

$$D_v = D_{v0} \left( \frac{T_f}{T_{ref}} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (6.44)$$

Em que  $D_{v0}$  é o coeficiente de difusão da água no ar a 25 °C e 1 atm, equivalente a  $2,60 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ . O coeficiente de difusão da água no interior do sólido foi considerado constante, igual a  $6,78 \times 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$  (OKAZAKI *et al.*, 2022).

O termo fonte da Equação 6.42 foi implementado por UDF pela macro DEFINE\_SOURCE. Para a transferência de água da fase sólida para a fase gasosa, tem-se:

$$\dot{m}_{sf} = \alpha_s \rho_s \frac{\partial X}{\partial t} \quad (6.45)$$

$$S_j^k = \dot{m}_{sf} = \alpha_s \rho_s \frac{\partial X}{\partial t} \quad (6.46)$$

Na qual o termo da derivada temporal do lado direito da equação é a taxa de secagem.

### **Taxa de secagem**

A Equação 4.13, apresentada nos capítulos anteriores para obtenção do coeficiente de transferência de massa, foi utilizada para o cálculo da taxa de secagem. A descrição do método de obtenção de  $K$  pode ser encontrada nas seções 4.1.5. Foram utilizadas as equações 4.17 e 5.6 para cálculo de  $K$  no equipamento em escala de bancada FB-2 e no secador de minério de ferro construído GR-1, respectivamente.

Assim sendo, na UDF, os valores de temperatura e velocidade do ar locais eram primeiramente coletados, depois transformados para sua forma codificada (Equações 4.10,

4.11, 5.2 e 5.3) e posteriormente empregados para calcular o valor do coeficiente de transferência de massa  $K$ . Para descrever a secagem nos períodos de taxa constante e de taxa decrescente, foi empregada somente uma única equação para  $K$ .

Ressalta-se ainda que os valores de velocidade superficial do ar utilizados nas simulações para o cálculo de  $K$  corresponderam ao módulo do vetor correspondente a velocidade relativa entre as fases.

### ***Umidade de equilíbrio***

As informações necessárias sobre a umidade de equilíbrio podem ser conhecidas a partir das isotermas de dessorção, cujas curvas podem ser obtidas pelo método DDI (*Dynamic Dewpoint Isotherm*), no equipamento AquaSorp. A Figura 32 apresenta as isotermas de dessorção obtidas para a temperatura de 20 °C no AquaSorp para um aglomerado de partículas de minério de ferro com aproximadamente 6 mm de diâmetro.

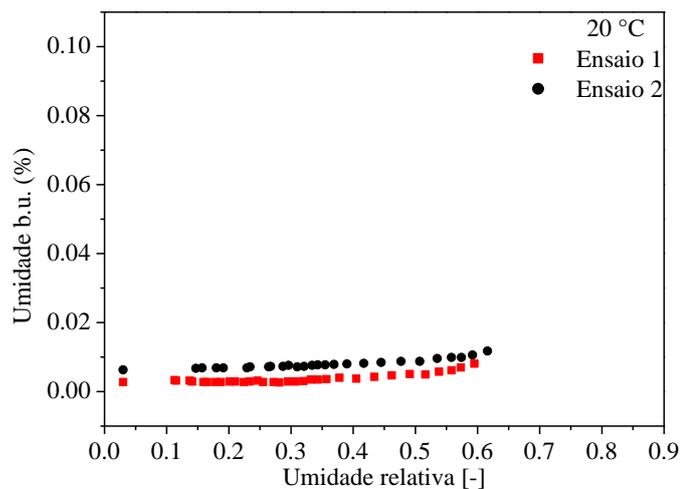


Figura 32 - Isotermas de dessorção para partícula de minério de ferro.

Pela isoterma de dessorção, observa-se que a umidade de equilíbrio teve um aumento muito pouco pronunciado com as condições de umidade relativa do ar, permanecendo aproximadamente constante. Tomando como exemplo os dados de dessorção de umidade (Figura 32), é possível verificar que em uma atmosfera com 50% de umidade relativa, a umidade de equilíbrio para as partículas de minério de ferro é de aproximadamente 14 gramas de água por quilograma de sólido seco. Esse resultado indica uma fraca afinidade do material com a água e, conseqüentemente, a característica não-higroscópica do minério de ferro avaliado. Assim, pode-se desprezar a quantidade de água fisicamente ligada nesse material

(MUJUMDAR, 2015a). Nas simulações deste trabalho, foi considerada a hipótese de um valor constante para  $X_{eq}$ , igual a  $1 \times 10^{-4}$ , valor baseado na ordem de grandeza da umidade final obtida durante os ensaios nos secadores em escala de laboratório.

## 6.2 Procedimento de simulação

Uma rotina computacional UDF em linguagem C foi adaptada de DA ROSA (2010) para implementar o cálculo do coeficiente de transferência de calor entre fases, a condutividade térmica efetiva das fases, as difusividades do vapor e de umidade e os termos que envolvem a taxa de secagem nas equações de movimento, calor e massa. Os modelos de transporte de umidade foram adicionados ao *software* por meio de dois UDS, conforme descrito na seção anterior.

O *software* Fluent versão 14.0 foi utilizado para a resolução das equações do modelo. A geração da geometria e da malha dos equipamentos FB-2 e GR-1 foi feita pelo *software* Gambit 2.4.6. Para escolha da malha a ser adotada nas simulações, foi feito um teste de independência de malha conforme o *Grid Convergence Index* (GCI). O GCI é um método para determinação do grau de refino de uma malha por meio da estimativa do erro de sua resposta em relação àquela de uma malha com infinitas células. Foi desenvolvido por ROACHE (1997) e derivado da teoria generalizada da Extrapolação de RICHARDSON (1910).

A Tabela 12 apresenta as propriedades físicas dos materiais que foram adotadas nas simulações.

Tabela 12 - Condições experimentais adotadas nas simulações.

Parâmetro	Descrição	Valor adotado nas simulações
$\alpha_{s,máx}$	Fração volumétrica de sólidos máxima	0,51
$d_s$ (m)	Diâmetro médio da partícula	0,006
$\rho_s$ (kg.m <sup>-3</sup> )	Massa específica do sólido	4220
$c_{p,s}$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Calor específico do sólido (hematita)	620 <sup>[1]</sup>
$k_s$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Condutividade térmica do sólido (hematita)	11,3 <sup>[2]</sup>
$D_w$ (m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> )	Difusividade da água no sólido	6,78x10 <sup>-9</sup> <sup>[3]</sup>
$\rho_f$ (kg.m <sup>-3</sup> )	Massa específica do ar	1,225
$\mu_f$ (Pa.s)	Viscosidade do ar	1,7894x10 <sup>-5</sup>
$k_f$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Condutividade térmica do ar	0,0242
$c_{p,f}$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Calor específico do ar	1006,43

<sup>[1]</sup>WAPLES; WAPLES (2004); <sup>[2]</sup>CERMAK; RYBACH (1982); <sup>[3]</sup>OKAZAKI *et al.* (2022)

Para o equipamento em escala de laboratório FB-2 e o secador construído GR-1, foram adotadas as seguintes condições de contorno:

- Entrada: Velocidade com perfil plano e temperatura prescrita. Umidade do ar  $Y=0$ .
- Paredes: Condição de não deslizamento para a fase sólida e para a fase fluida, adiabáticas;
- Saída: pressão atmosférica.
- Simetria axial (Somente para o FB-2)

Nas simulações realizadas, o acoplamento pressão-velocidade foi feito pelo esquema SIMPLE. A discretização foi da forma *upwind* de 1ª ordem para o momento, fração volumétrica, turbulência e energia. Os critérios de convergência foram de  $1 \times 10^{-4}$  para a equação da continuidade e  $1 \times 10^{-3}$  para as demais equações. Os parâmetros de relaxação ficaram entre 0,2 e 1.

### 6.3 Simulações do equipamento em escala de bancada FB-2

As simulações do equipamento em escala de bancada FB-2, no qual foram realizadas cinéticas de secagem a diferentes temperaturas e velocidades do ar, bem como obtida uma correlação para  $K$ , são apresentadas nesta seção. A correlação obtida no Capítulo 4, seção 4.2.3 foi implementada no simulador e os resultados de umidade do sólido ao longo do tempo foram comparados com os dados experimentais a fim de validar o modelo matemático empregado.

A etapa de validação utilizando o leito FB-2 foi necessária, pois a menor escala do equipamento favorecia respostas mais rápidas de simulação e possibilitava abordar vários testes preliminares, bem como mais condições experimentais. Este é um protocolo comum da CFD, no qual uma maior complexidade numérica e de modelagem são incluídas gradualmente à medida que a convergência e a estabilidade de etapa anterior são asseguradas.

Ademais, nesta seção, o desempenho da correlação para  $K$  obtida por meio dos dados experimentais deste trabalho foi comparada com o de uma correlação semi-empírica empregada na literatura.

#### 6.3.1 Método

##### *Teste de malhas*

A malha computacional do equipamento em escala de bancada foi construída considerando a simetria axial da câmara de secagem, bidimensional (2D) e com células estruturadas, conforme Figura 33. O GCI foi o método utilizado para determinar o grau de refinamento da malha. Foi calculado o erro relativo das respostas das simulações (velocidade do ar e fração volumétrica de sólidos, fazendo a média aritmética desses resultados em todas as células localizadas até 0,01 m da base do leito) em relação ao valor da  $f_{exato}$  para posterior escolha da malha a ser utilizada nas simulações. Foram utilizadas três malhas computacionais com 567, 1400 e 2250 células em cada, denominadas A1, B1 e C1, respectivamente.

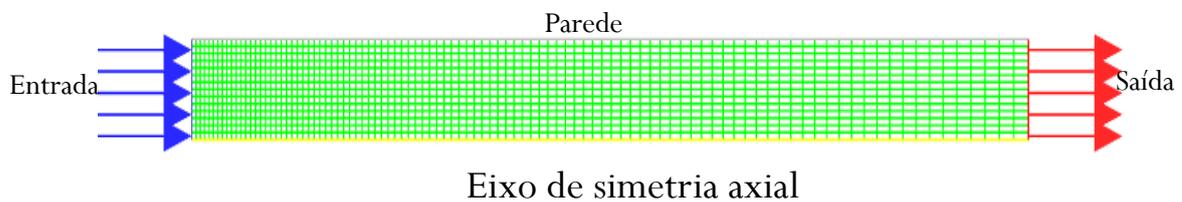


Figura 33 - Malha computacional B1, referente às simulações por CFD do equipamento FB-2.

#### ***Verificação do balanço de massa para a umidade***

O modelo de transferência de massa foi verificado realizando um balanço de massa para a umidade presente na fase sólida e na fase fluida ao longo da simulação. Foram analisadas apenas as simulações com a taxa de transferência de massa calculada com base na correlação empírica obtida neste trabalho. Primeiramente, a umidade total presente na fase sólida na condição inicial da simulação foi calculada por:

$$W_x = \alpha_{s,max} \cdot \rho_s(X_i) \cdot V_{cell} \cdot X_i \quad (6.47)$$

Em que  $W_x$  é a massa total de água presente na fase sólida e  $V_{cell}$  é o volume de células ocupadas pela fase sólida, ambas no instante inicial. Para a secagem completa da fase sólida, considerou-se que toda água presente no minério de ferro deve ser transferida para a fase fluida e transportada para fora do sistema. A quantidade total de água que saiu do sistema durante a secagem pode ser obtida da seguinte forma:

$$W_Y = \int_{t_0}^{t_f} \dot{m}_f Y_{out}(t) dt \quad (6.48)$$

Em que  $W_Y$  é a massa total de água que sai do sistema,  $t_f$  é o tempo final,  $\dot{m}_f$  é a vazão mássica de ar e  $Y_{out}$  é a umidade (kg água/kg ar) da fase fluida no contorno de saída. O valor de  $Y_{out}$  foi monitorado ao longo do tempo de simulação e  $\dot{m}_f$  foi considerado constante. O desvio entre  $W_X$  e  $W_Y$ , denominado  $D_{XY}$ , foi analisado para verificar o balanço de massa no modelo.

$$D_{XY} = \left| \frac{W_X - W_Y}{W_X} \right| \quad (6.49)$$

### ***Validação da correlação empírica para K***

Simulações usando a correlação obtida experimentalmente para  $K$  (Equação 4.17) foram realizadas a partir das combinações de três temperaturas do ar (50, 70 e 90 °C) e três velocidades do ar na entrada (2,5, 3,5 e 4,5 m/s), resultando em nove simulações. O modelo matemático empregado para estimar a transferência de massa foi validado (STERN *et al.*, 2001) comparando os resultados numéricos com as curvas experimentais de umidade em função do tempo obtidas no equipamento FB-2.

### ***Comparação de modelos de transferência de massa***

Foi feita uma comparação entre modelos utilizados para abordar a transferência de massa por CFD, a fim de analisar o desempenho de cada um na descrição da secagem do minério de ferro. O modelo de transferência de massa empregado neste trabalho foi comparado a outro utilizado na literatura, que emprega a correlação de GUNN (1978) para calcular o número de Sherwood (Sh) e assim obter o coeficiente de transferência de massa. A correlação de GUNN (1978) é usualmente empregada para simular a secagem de partículas em geral, pois envolve uma abordagem semi-empírica (JANG; ARASTOPOUR, 2014; LAN *et al.*, 2022; WANG *et al.*, 2008). Para facilitar a diferenciação dos modelos empregados, eles serão chamados “modelo empírico” (referente ao obtido neste trabalho) e “modelo de Gunn”.

Nesta investigação, a implementação do modelo de Gunn para simular a transferência de massa por CFD foi baseada no trabalho de JANG e ARASTOPOUR (2014). Durante o período de secagem a taxa constante, a taxa de secagem foi determinada pela transferência convectiva da umidade através do filme estacionário de ar que fica ao redor das partículas sólidas. A força motriz do coeficiente de transferência de massa é a diferença entre a umidade da fase fluida na condição de saturação  $Y_{sat}$ , presente na superfície do sólido, e a umidade da fase fluida na corrente livre ( $Y_v$ ). A transferência de massa por unidade de volume foi conforme:

$$\dot{m}_{sf} = K \cdot \rho_g \cdot \frac{6}{d_s} \cdot (Y_{sat}^* - Y_v); \text{ para } X > X_c \quad (6.50)$$

A correlação de Gunn (1978) para o coeficiente de transferência de massa  $K$  é dada por:

$$Sh = \frac{K d_p}{D_v} = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0.7 Re_s^{0.2} Sc_s^{\frac{1}{3}}\right) + (1.33 - 2.4\alpha_f + 1.2\alpha_f^2) Re_s^{0.7} Sc_s^{\frac{1}{3}} \quad (6.51)$$

$$K = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0.7 Re_s^{0.2} Sc_s^{\frac{1}{3}}\right) + (1.33 - 2.4\alpha_f + 1.2\alpha_f^2) Re_s^{0.7} Sc_s^{\frac{1}{3}} \frac{D_v}{d_p} \quad (6.52)$$

Em que  $Sh$ ,  $Sc$  e  $Re$  são os números de Sherwood, Schmidt e Reynolds, respectivamente. A umidade do ar saturado na superfície das partículas úmidas é:

$$Y_{sat}^* = 0,622 \cdot \frac{p_v}{760 - p_v} \quad (6.53)$$

$$p_v = 133,3 \cdot \exp\left(13,869 - \frac{5173}{T_s}\right) \quad (6.54)$$

Para definir o início do período de secagem a taxa decrescente, a umidade crítica do material foi utilizada. O modelo difusivo baseado na solução da Lei de Fick foi utilizado considerando a difusão da água em uma partícula esférica, para a qual Crank (1975) propôs uma solução matemática simplificada. Assim sendo, para o período de secagem a taxa decrescente, a taxa de transferência de massa foi calculada conforme:

$$\dot{m}_{sf} = \frac{D_w \pi^2}{d_p^2} \cdot \rho_s \cdot (X - X_{eq}); \text{ para } X < X_c \quad (6.55)$$

Dois diferentes valores de umidade crítica foram empregados para mostrar a influência deste parâmetro nas respostas simuladas: 0,05 e 0,03. Esses valores foram escolhidos de acordo com as observações experimentais de SOUZA PINTO *et al.* (2020) e com base em simulações preliminares. As simulações utilizando o modelo de Gunn foram feitas utilizando a velocidade do ar de 4,5 m/s e temperaturas do ar na entrada de 50 e 90 °C. A avaliação dos modelos de transferência de massa foi realizada comparando as respostas de simulação com os dados experimentais para essas condições.

A performance de cada modelo (empírico e de Gunn) em prever os resultados experimentais foi avaliada com base no erro quadrático médio (RMSE):

$$\text{RMSE} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - y_i)^2}{n}} \quad (6.56)$$

Em que  $x$  e  $y$  são os valores experimental e predito no tempo  $i$ , respectivamente, e  $n$  é o número de medidas experimentais.

### 6.3.2 Resultados e discussões

#### *Teste de malhas do equipamento FB-2*

A Tabela 13 apresenta os resultados das simulações para cada uma das malhas computacionais utilizadas.

Tabela 13 - Resultados das simulações do equipamento FB-2 para diferentes malhas computacionais.

<b>Malha</b>	<b>Nº de células</b>	<b>Espaçamento entre nós (m)</b>	<b><math>\alpha_s</math></b>	<b><math>u_f</math> (m/s)</b>
<b>A1</b>	567	0,0040	0,302	6,90
<b>B1</b>	1400	0,0025	0,404	8,03
<b>C1</b>	2250	0,0020	0,423	8,08

Utilizando as respostas fração volumétrica da fase sólida e velocidade da fase ar, bem como a configuração das malhas A1, B1 e C1, foi aplicado o teste GCI para determinar a malha a ser empregada nas simulações, cujos resultados constam na Tabela 14.

O valor de  $\alpha_{gci}$  próximo à unidade para cada resposta indicou que as soluções se encontram próximas à região assintótica. O valor  $f_{exato}$  trata-se de uma extrapolação de qual seria a resposta da simulação para uma malha com espaçamento tendendo a zero. O erro relativo é calculado entre  $f_{exato}$  e o valor gerado pela resposta da malha abordada. Ao observar os erros relativos calculados, foi selecionada a malha B1 para a realização das simulações, já que apresentou erro de discretização baixo (<1%) para a variável  $v_f$ . Para  $\alpha_s$ , o erro de discretização estimado foi considerado razoável (<10%) se tratando da fração volumétrica de sólidos local.

Tabela 14 - Valores calculados do teste GCI e erros em relação à solução assintótica para as simulações do equipamento FB-2.

<b>Parâmetro avaliado</b>	<b><math>\alpha_s</math></b>			<b><math>u_f</math> (m/s)</b>		
$p$	2,88			12,82		
$\alpha_{gci}$	0,956			0,993		
<b>GCI<sub>12</sub></b>	$5,675 \times 10^{-2}$			$2,417 \times 10^{-3}$		
<b>GCI<sub>23</sub></b>	$1,176 \times 10^{-1}$			$1,084 \times 10^{-2}$		
$f_{exato}$	0,442			8,10		
<b>Erro relativo das malhas (%)</b>	A1	B1	C1	A1	B1	C1
	31,58	8,59	4,34	14,81	0,86	0,19

### ***Verificação do balanço de massa para a umidade***

A verificação do balanço de massa foi feita para todas as simulações que utilizaram o modelo empírico para descrever a transferência de massa entre fases. Considerando todas as condições de secagem simuladas, um valor médio de  $D_{XY}$  de  $0,017 \pm 0,6\%$  foi calculado. Esse resultado mostra que aproximadamente toda a água que saiu da fase sólida durante a simulação da secagem foi corretamente transferida para a fase fluida, em conformidade com o modelo matemático apresentado, e transportada para fora do sistema. Portanto, a UDS implementada apresentou um resultado fisicamente consistente e pôde representar o comportamento da perda de umidade da fase sólida para a fase ar com o tempo para o sistema multifásico simulado.

### ***Validação e comparação de modelos de transferência de massa***

Para validar o modelo empírico, os dados experimentais de umidade adimensional com o tempo foram comparados com os resultados das simulações. A Figura 34 mostra os resultados numéricos para o adimensional de umidade da fase sólida com o tempo para diferentes condições experimentais. O tempo de simulação variou de 180 a 420 s de acordo com as condições do ar de secagem. O modelo matemático capturou o efeito do aumento da taxa de secagem para maiores velocidades e temperaturas do ar, e mostrou uma concordância muito boa entre os dados experimentais e simulados nos períodos de taxa constante e decrescente, conseguindo estimar toda a curva característica de secagem. Assim sendo, o modelo apresentado neste trabalho, que inclui a correlação empírica obtida, foi capaz de produzir resultados consistentes com os experimentais e pode ser considerado adequado para prever a umidade de acordo com o tempo de secagem do minério de ferro no sistema analisado.

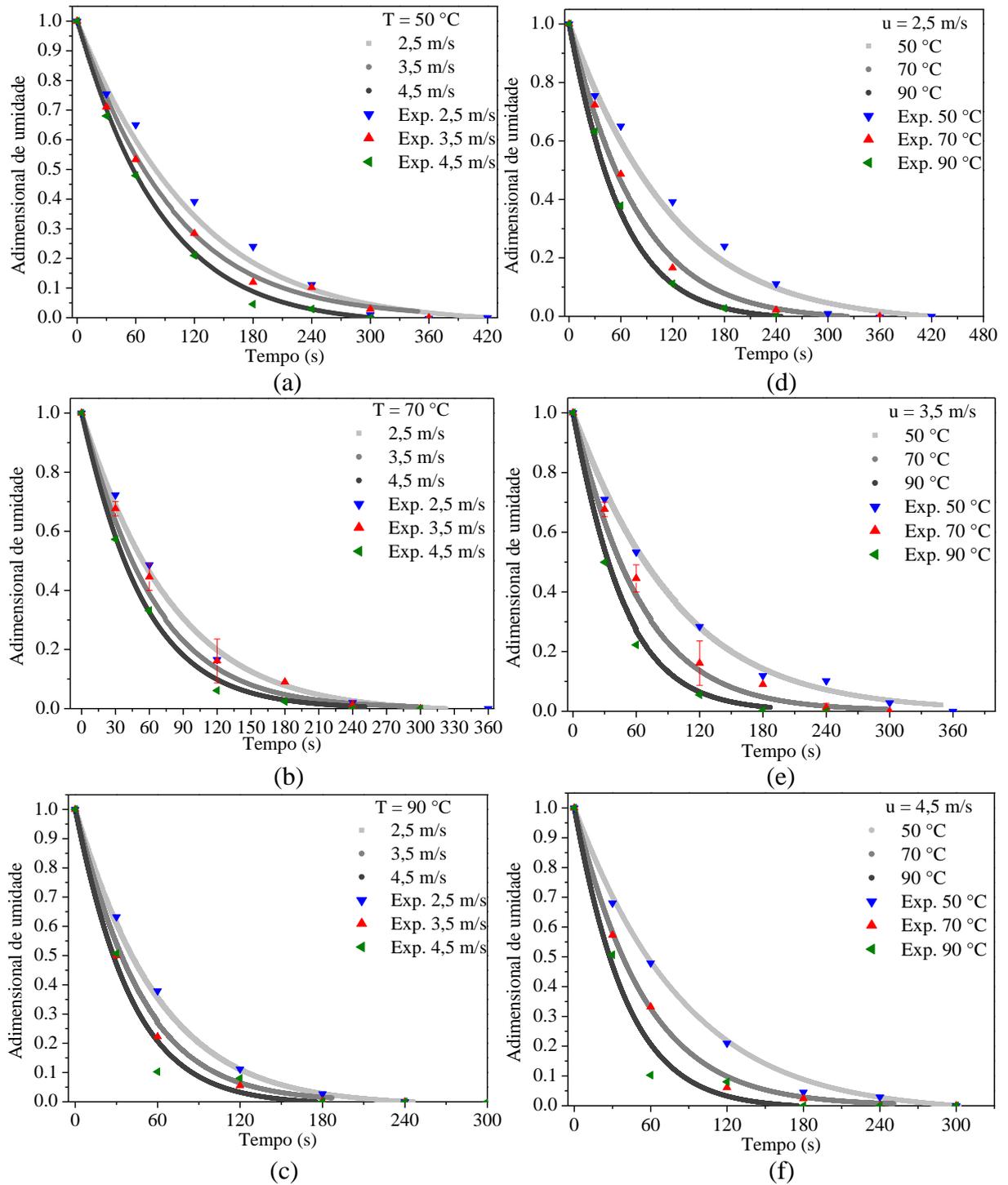


Figura 34 - Comparação entre os resultados experimentais e simulados do adimensional de umidade com o tempo para o equipamento FB-2.

A Figura 35 mostra o adimensional de umidade da fase sólida com o tempo obtidos de acordo com os modelos empírico e de Gunn em duas condições diferentes de temperatura do ar. Em comparação com os dados experimentais, o modelo de Gunn superestimou as taxas de

secagem no período de taxa constante. Independentemente da umidade crítica empregada, este modelo apresentou consideráveis desvios dos dados experimentais.

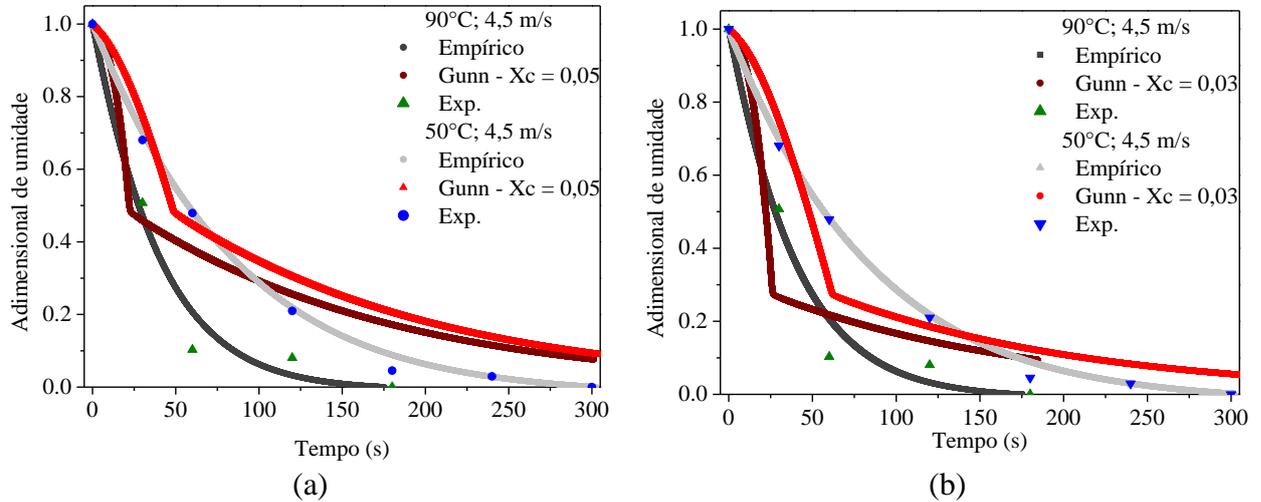


Figura 35 - Comparação entre os resultados das simulações por CFD utilizando o modelo empírico e o modelo de Gunn para os valores de umidade crítica de (a) 0,05 e (b) 0,03. Dados experimentais referentes às cinéticas de secagem no equipamento em escala de bancada FB-2.

Para descrever quantitativamente a precisão dos resultados numéricos usando os modelos empírico ou Gunn sob diferentes condições de secagem, os valores para o adimensional de umidade foram comparados com dados experimentais no mesmo intervalo de tempo e nas mesmas condições de secagem. Em seguida, o desempenho do modelo aplicado na simulação foi avaliado com base no RMSE. A Tabela 15 mostra que o modelo empírico, baseado em ensaios de camada fina, teve um bom desempenho na previsão da umidade do minério de ferro com valor médio de RMSE de 0,029 para o adimensional de umidade. Por outro lado, a correlação de Gunn (Tabela 16) apresentou um RMSE médio de 0,14 para  $X_c = 0,05$  e 0,12 para  $X_c = 0,03$ .

Tabela 15 - Valores de RMSE referentes a comparação entre os resultados numéricos do modelo empírico em relação aos dados experimentais de cinética de secagem no equipamento FB-2.

<b>u (m/s)</b>	<b>T (°C)</b>	<b>RMSE [-]</b>
2,5	50	0,036
3,5	50	0,022
4,5	50	0,020
2,5	70	0,024
3,5	70	0,035
4,5	70	0,018
2,5	90	0,015
3,5	90	0,032
4,5	90	0,060

Tabela 16 - Valores de RMSE referentes a comparação entre os resultados numéricos do modelo de Gunn em relação aos dados experimentais de cinética de secagem no equipamento FB-2.

<b>Xe</b>	<b>T (°C)</b>	<b>RMSE [-]</b>
<b>0,05</b>	50	0,10
<b>0,05</b>	90	0,19
<b>0,03</b>	50	0,09
<b>0,03</b>	90	0,15

Algumas questões devem ser consideradas ao comparar o desempenho das correlações analisadas para prever o coeficiente de transferência de massa em simulações CFD de processos de secagem de minério de ferro. A correlação empírica desenvolvida neste trabalho, baseada em experimentos de secagem em camada fina, incorpora indiretamente os fatores de forma das partículas de minério, considerando em um valor global para o coeficiente de transferência de massa toda a variabilidade que advém das diferenças de tamanho das partículas. Por outro lado, a correlação de Gunn tem uma estreita dependência das propriedades das partículas, da difusão de umidade e da porosidade local. A estimativa de tais variáveis para um sistema de secagem de minério de ferro que contém aglomerados de partículas de diferentes tamanhos é complexa e implementar essa variação de tamanhos e formas em simulações CFD pode aumentar o custo computacional a ponto de inviabilizar a simulação. Além disso, para o modelo de Gunn, há a aplicação de um modelo difusivo para estimar a umidade do sólido abaixo do valor crítico, pois o modelo difusivo é intimamente dependente da difusividade da água no sólido e do diâmetro das partículas. Portanto, o modelo de Gunn também é altamente dependente de propriedades de difícil obtenção ou definição para o caso do sistema analisado. Esses fatores também contribuem para que a predição do modelo de Gunn seja substancialmente menor que a do modelo empírico para esse caso.

A análise dos resultados simulados para os diferentes modelos reflete a importância do uso cuidadoso das correlações na descrição dos fenômenos de secagem quando as partículas, a geometria e as condições de operação do sistema envolvido possuem características intrínsecas e são difíceis de serem descritas por uma equação generalizada disponível na literatura. A importância da validação do modelo CFD para o processo de secagem a fim de obter medidas quantitativas da cinética de secagem a partir das previsões numéricas também foi discutida por JAMALEDDINE e RAY (2010).

## 6.4 Simulações do secador de minério de ferro GR-1

### 6.4.1 Métodos

#### *Teste de malhas*

A malha computacional do secador de minério de ferro GR-1 foi construída em 3D, com células hexaédricas estruturadas. A representação da câmara de secagem foi realizada considerando uma altura total de 0,20 m, com esquema de crescimento de células na direção  $z$  (Figura 36). O GCI foi o método utilizado para determinar o grau de refinamento da malha. Foi calculado o erro relativo das respostas das simulações para as variáveis velocidade do ar e fração volumétrica de sólidos, fazendo uma média dos valores obtidos em um plano posicionado a 0,002 m acima da entrada do leito. Os resultados foram comparados com o valor da  $f_{exato}$  para posterior escolha da malha a ser utilizada nas simulações. Foram utilizadas três malhas computacionais com 8000, 16820 e 32000 células em cada, denominadas A2, B2 e C2, respectivamente.

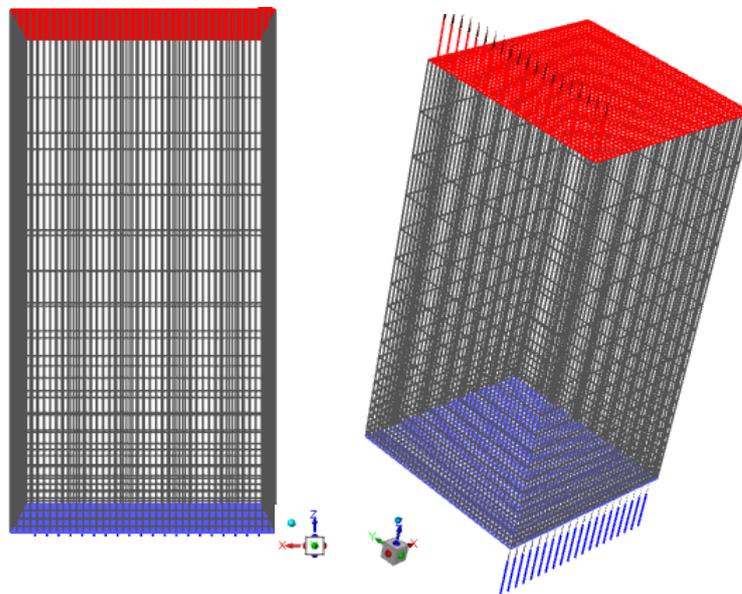


Figura 36 - Esquema da malha computacional C2 empregada nas simulações do secador de minérios GR-1.

#### *Validação da correlação empírica para K*

Simulações usando a correlação obtida experimentalmente no equipamento GR-1 para  $K$  (Equação 5.6) foram realizadas a partir das combinações de três temperaturas do ar (100, 120

e 140 °C) e três velocidades do ar na entrada (5; 10 e 15 m/s), resultando em nove simulações, que equivalem às condições experimentais utilizadas nos ensaios apresentados no Capítulo 5. O modelo matemático empregado para estimar a transferência de massa foi validado comparando os resultados numéricos com as curvas experimentais de umidade em função do tempo obtidas no equipamento GR-1

#### 6.4.2 Resultados e discussões

##### *Teste de malhas do secador de minério de ferro GR-1*

A Tabela 17 apresenta os resultados das simulações para cada parâmetro avaliado no teste de malhas.

Tabela 17 - Resultados das simulações do secador GR-1 para diferentes malhas computacionais.

<b>Malha</b>	<b>N° de células</b>	<b>Espaçamento entre nós (m)</b>	<b><math>\alpha_s</math></b>	<b><math>u_f</math> (m/s)</b>
<b>A2</b>	8000	0,005	0,259	6,24
<b>B2</b>	16820	0,0035	0,393	7,70
<b>C2</b>	32000	0,0025	0,359	7,31

Com as respostas de fração volumétrica da fase sólida e de velocidade da fase ar, bem como com a configuração das malhas A2, B2 e C2, foi aplicado o teste GCI para determinar a malha a ser empregada nas simulações, cujos resultados constam na Tabela 18.

Tabela 18 - Valores calculados do teste GCI e erros em relação à solução assintótica para as simulações do equipamento GR-1.

<b>Parâmetro avaliado</b>	<b><math>\alpha_s</math></b>			<b><math>u_f</math> (m/s)</b>		
<b><math>p</math></b>	3,52			3,35		
<b><math>\alpha_{gci}</math></b>	1,094			1,053		
<b>GCI<sub>12</sub></b>	5,57			3,439		
<b>GCI<sub>23</sub></b>	15,81			9,590		
<b><math>f_{exato}</math></b>	0,34			7,11		
<b>Erro relativo das malhas (%)</b>	<b>A2</b>	<b>B2</b>	<b>C2</b>	<b>A2</b>	<b>B2</b>	<b>C2</b>
	24,61	14,48	4,66	12,24	8,31	2,83

Ao observar os erros relativos calculados, foi selecionada a malha C2 para as simulações, pois apresentou erros de discretização <10% para as variáveis avaliadas.

##### *Validação do modelo CFD do secador GR-1*

Para validar o modelo de transferência de massa obtido a partir de ensaios de secagem no secador GR-1, os dados experimentais do adimensional de umidade com o tempo foram comparados com os resultados das simulações. A Figura 37 mostra os resultados numéricos para diferentes condições experimentais. O tempo de simulação variou de 150 a 240 s de acordo com as condições do ar de secagem. O modelo matemático capturou o efeito do aumento da taxa de secagem para maiores temperaturas e velocidades do ar e mostrou boa concordância entre os dados experimentais e simulados nos períodos de taxa constante e decrescente. Assim como observado nas simulações para o equipamento FB-2, foi possível estimar toda a curva característica de secagem. Portanto, a correlação empregada para  $K$  aliada ao modelo de transferência de massa obtido neste trabalho, foi capaz de produzir resultados consistentes com os experimentais e pode ser considerada adequada para prever a umidade de acordo com o tempo de secagem do minério de ferro no sistema analisado.

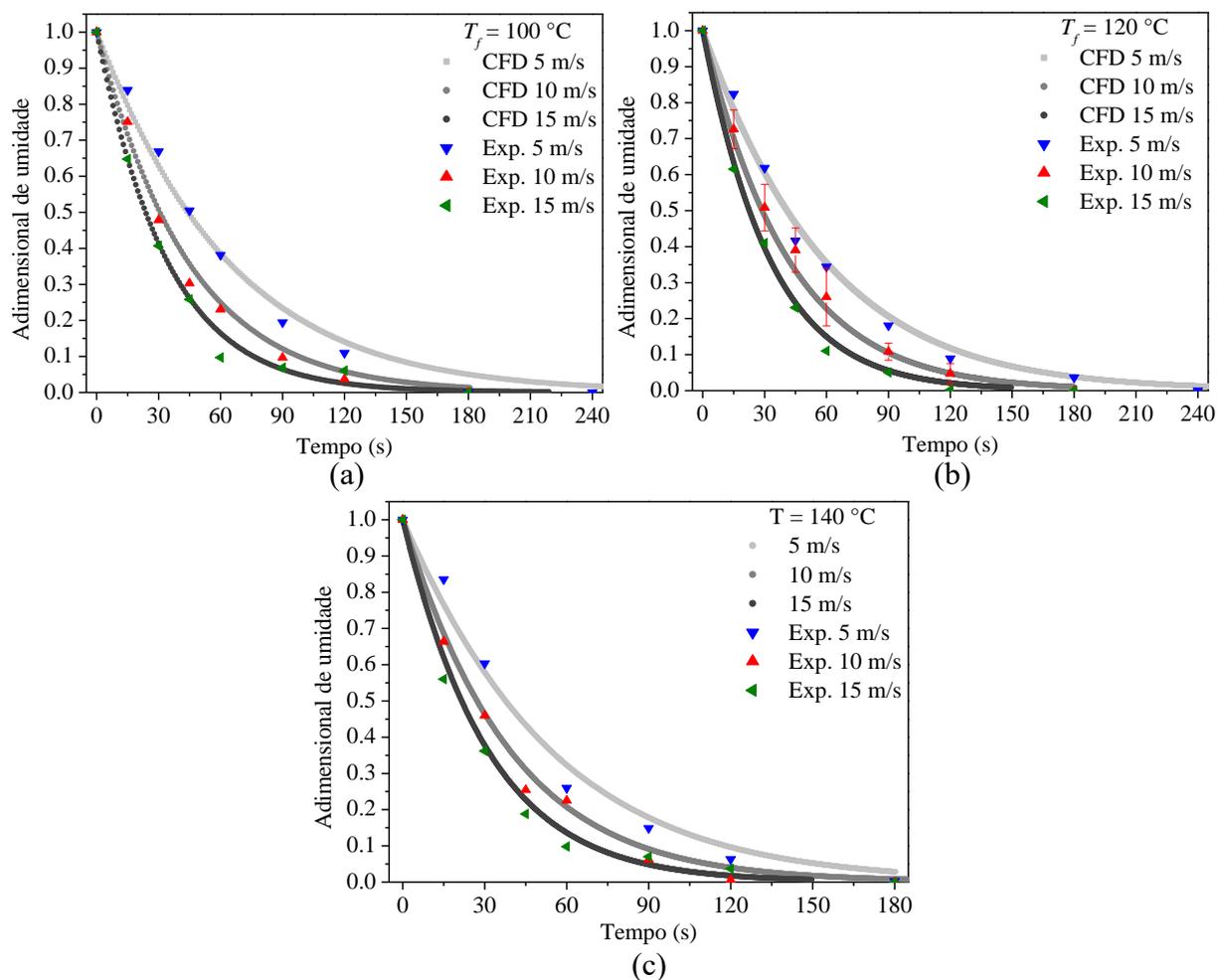


Figura 37 - Comparação entre os resultados experimentais e simulados por CFD do adimensional de umidade com o tempo para o secador de minério de ferro GR-1.

Diferentemente do constatado experimentalmente, nas simulações por CFD não foi observado o arraste de parte das partículas para as velocidades de 15 m/s. A essas condições, foi observada apenas a fluidização da amostra, conforme apresentado na Figura 38. Pelo fato de o escoamento ser dinâmico, são apresentadas imagens para uma janela temporal de 1,6 s e 1,4 s, buscando reproduzir um “ciclo” do comportamento de fluidização para cada velocidade do ar. Ressalta-se que para a velocidade de 5 m/s, a amostra compunha um leito fixo durante todo o experimento, comportamento este que foi reproduzido nas simulações. Já para a velocidade de 10 m/s, era observado um leito fluidizado durante o experimento, cujo comportamento qualitativo foi reproduzido nas simulações. Nesse sentido, ressalta-se que a finalidade das simulações dessa etapa não foi a reprodução ou previsão do comportamento fluidodinâmico observado nos experimentos, mas a validação da correlação para o coeficiente de transferência de massa frente às respostas do simulador CFD. Ou seja, buscou-se que, a partir dos dados de  $T_f$  e  $u_f$  calculados para uma célula do domínio computacional, o simulador pudesse prever de maneira adequada o comportamento de secagem em nível local.

A previsão do comportamento fluidodinâmico da amostra de minério de ferro envolveria a inserção de partículas com diversos tamanhos, bem como um modelo para representar o desprendimento de particulado fino e a quebra de aglomerados, o que poderia aumentar substancialmente o custo computacional da simulação. Assim sendo, de acordo com a comparação feita entre os resultados numéricos e os dados experimentais, a correlação para  $K$  empregada, bem como o modelo matemático utilizado foram adequados para representar a secagem nas simulações CFD para diferentes condições do ar.

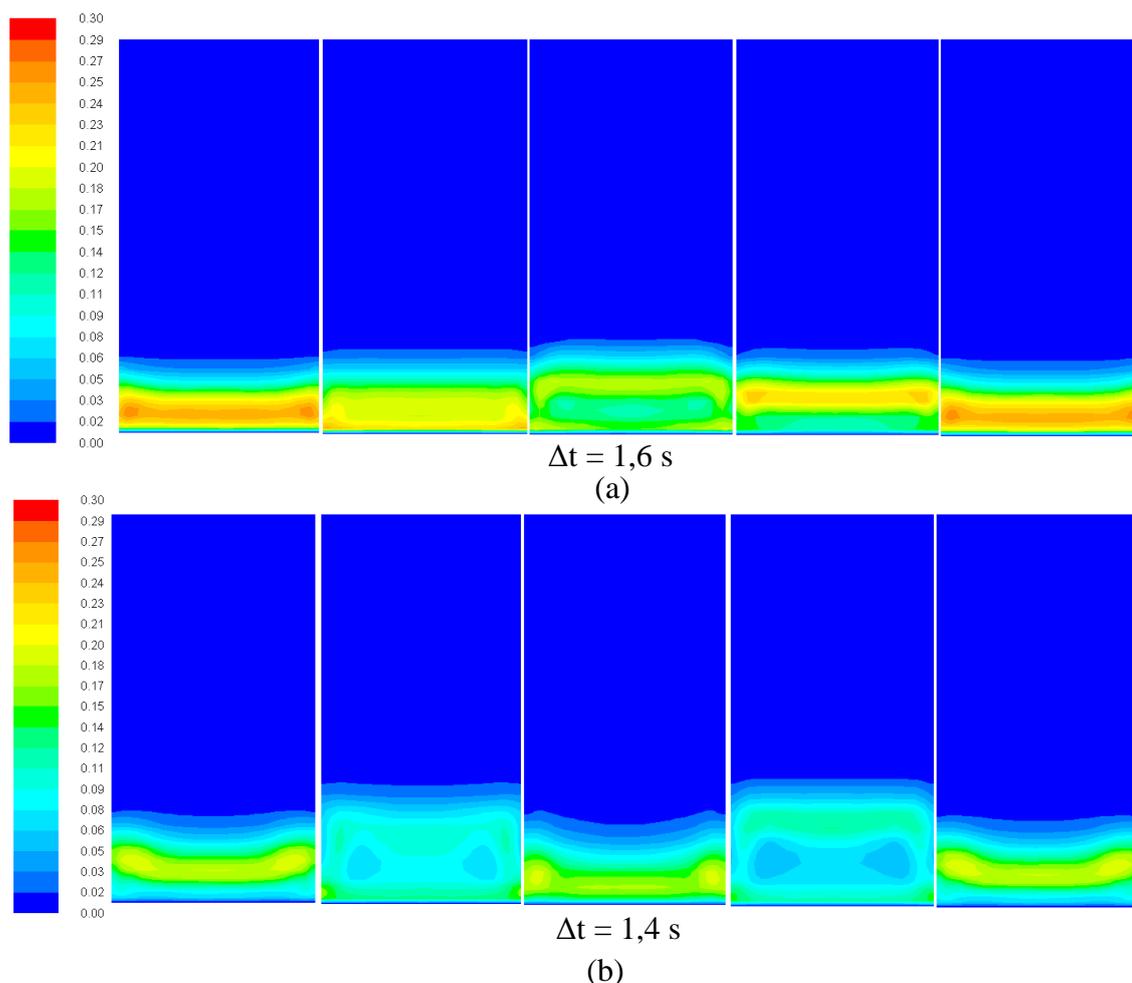


Figura 38 - Contornos de fração volumétrica dos sólidos para o equipamento GR-1 ( $T_f = 140$  °C e  $u_f = 15$  m/s) para as velocidades de (a) 10 m/s e (b) 15 m/s.

### 6.5 Análise de robustez do modelo empírico

O procedimento de validação das correlações para o coeficiente de transferência de massa implementadas em CFD indicou que o modelo empírico foi apropriado para prever o comportamento de secagem nos equipamentos FB-2 e GR-1. No entanto, ainda é necessário analisar se tais correlações funcionam somente para um sistema específico, ou seja, se valem apenas para o próprio equipamento no qual foram feitos os experimentos de secagem e obtida a correlação para  $K$  ou possuem uma abrangência mais ampla.

No intuito de analisar a robustez do modelo empírico para outros equipamentos, foi realizado um teste que consistiu em algumas etapas experimentais e de simulação por CFD. Primeiramente, foram feitas novas cinéticas de secagem no equipamento GR-1 para as mesmas condições experimentais de altura de leito estático, temperatura e velocidade do ar empregadas

no equipamento FB-2. Para esses ensaios no GR-1, foram realizadas cinéticas de secagem a 70 °C e 3,5 m/s, como também a 90 °C e 4,5 m/s. Para manter a mesma altura de leito estático correspondente aos ensaios com o equipamento FB-2 ( $m_p$  de 58 g), foi necessário alimentar 150 g de amostra no secador GR-1, que para esse caso foi submetida a extrusão através de tela para obter aglomerados com  $d_p < 6$  mm.

Em seguida, foi feita a simulação por CFD do secador GR-1 para cada condição analisada. Porém, nesse caso, a correlação utilizada para estimar o coeficiente de transferência de massa foi aquela obtida no equipamento FB-2, a Equação 4.17. Os resultados dos ensaios experimentais e das simulações encontram-se na Figura 39.

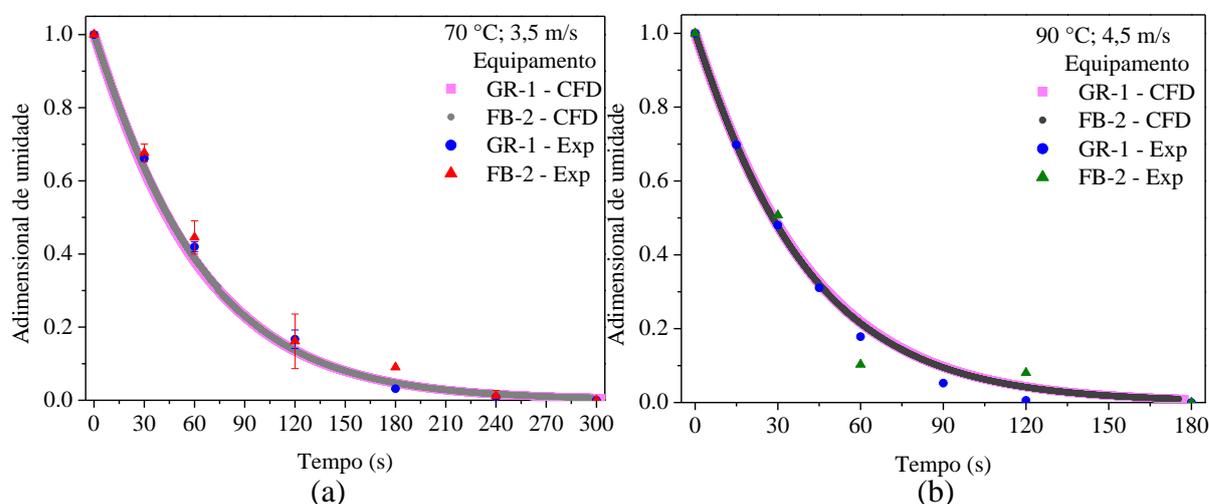


Figura 39 - Curvas de cinética de secagem experimentais e simuladas do secador de minério de ferro GR-1: utilização da Equação 4.17 para predição do comportamento da secagem.

Observa-se que usando as mesmas condições de temperatura do ar, velocidade do ar e altura de leito estático as curvas de cinética de secagem para ambos os equipamentos foram essencialmente as mesmas. Como é transferido o mesmo fluxo de energia para cada um dos equipamentos e mantém-se a altura de leito estático, a energia transferida para evaporar a água é a mesma e conseqüentemente as taxas de secagem são aproximadamente as mesmas.

Para as simulações por CFD, foi observado que houve ótima concordância dos dados experimentais e simulados para ambos os equipamentos. Tal resultado indica que a correlação obtida experimentalmente no equipamento FB-2 foi capaz de prever o comportamento de secagem do minério de ferro também para o secador GR-1, que possui outra geometria (seção quadrada) e escala (lado 0,10 m). Para isso, foi necessário manter aproximadamente a mesma forma e disposição das partículas, tanto em um equipamento quanto em outro.

Quanto às simulações, destaca-se ainda que o secador FB-2 foi simulado considerando simetria do eixo axial, enquanto o GR-1 envolveu uma simulação com malha tridimensional. Mesmo com as alterações na malha computacional, o modelo matemático empregado no simulador conseguiu prever a cinética de secagem para as condições analisadas.

Observa-se que, com a infraestrutura atualmente disponível em laboratório, não seria possível fazer uma validação das correlações obtidas para um equipamento com escala próxima à do equipamento de secagem em chute. No entanto, o resultado observado nesta seção reforça a robustez do modelo empírico e indica um potencial de aplicação da correlação obtida em laboratório para equipamentos com diferentes geometrias e escalas.

## **6.6 Considerações finais**

As correlações empíricas obtidas neste trabalho, baseadas em um modelo de secagem em camada fina para minério de ferro, foram utilizadas para descrever o coeficiente de transferência de massa em simulações por CFD. O modelo empírico foi capaz de prever toda a curva característica de cinética de secagem do minério de ferro tanto no secador em escala de bancada FB-2, quanto no secador construído GR-1, mostrando boa concordância dos resultados numéricos em relação aos dados experimentais.

Por outro lado, resultados das simulações por CFD do mesmo sistema empregando uma correlação semi-empírica, que utilizou a equação de GUNN (1978) para calcular o coeficiente de transferência de massa e um modelo difusivo para o período de secagem à taxa decrescente, apresentaram desvios razoáveis em relação aos dados experimentais. A dependência dessa correlação em relação a fatores de forma das partículas e propriedades da fase sólida prejudicou a descrição do sistema de secagem de minério de ferro, no qual as partículas são de tamanhos variados e tendem a se aglomerar ou quebrar durante o processo.

Análises de aplicação da correlação empírica obtida no FB-2 para prever cinéticas de secagem em simulações por CFD do GR-1 mostraram o potencial de aplicação dessa correlação para equipamentos com outras geometrias e escalas. Simulações por CFD com modelos de secagem adequados podem fornecer dados importantes para projeto, otimização e controle de secadores para a indústria de mineração.

## CAPÍTULO 7 – SIMULAÇÕES POR CFD DO EQUIPAMENTO DE SECAGEM EM CHUTE

Após a simulação por CFD dos secadores em escala de laboratório e a análise da capacidade preditiva do modelo matemático para a transferência de massa, foram realizadas as simulações do equipamento de secagem em chute que são apresentadas neste capítulo. As dimensões e as condições de operação do chute são apresentadas em linhas gerais, sem detalhamento específico, por questões relativas à empresa parceira.

### 7.1 Configuração geométrica

Na Figura 40 pode-se observar a geometria do equipamento de secagem em chute, construída no *software SpaceClaim*, disponível no pacote Ansys 2022. As dimensões do chute não foram apresentadas por questões relativas à empresa parceira. Foi necessário dividir o domínio computacional em diversos corpos, conforme as diferenciações por cores apresentadas na Figura 40, de modo a garantir o fechamento da malha computacional com elementos hexaédricos. O alinhamento da aceleração da gravidade está no sentido  $-y$  e o transportador de correia inferior possui uma leve inclinação para cima, em direção à saída 5 (S-5). Nas seções seguintes, cada saída do equipamento será representada por “S- $n$ ”, sendo  $n$  o número de referência da saída. É importante salientar que no interior do chute, logo após a entrada de ar, há placas defletoras, como mostra a Figura 41. Tais placas servem para fechar a entrada de ar no chute quando necessário, bem como para evitar que o minério de ferro que cai da peneira entre nessas tubulações de ar.

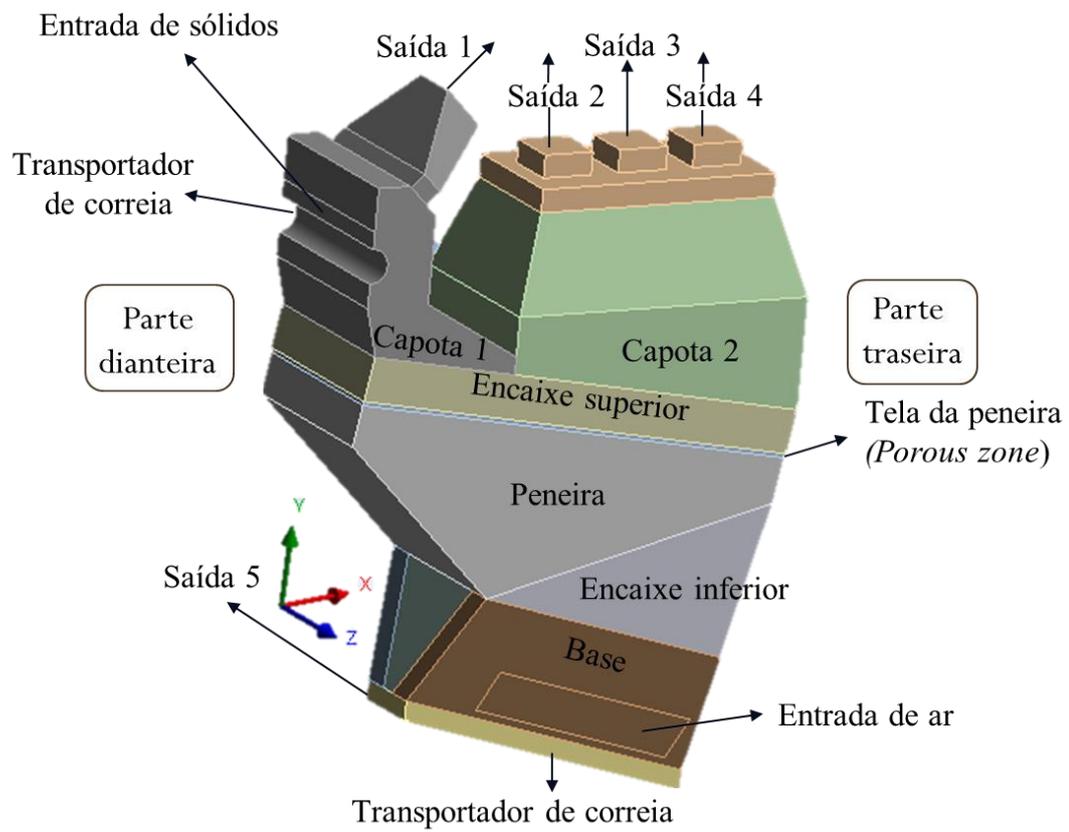


Figura 40 - Geometria do equipamento de secagem em chute e indicações para as condições de contorno para as simulações por CFD.

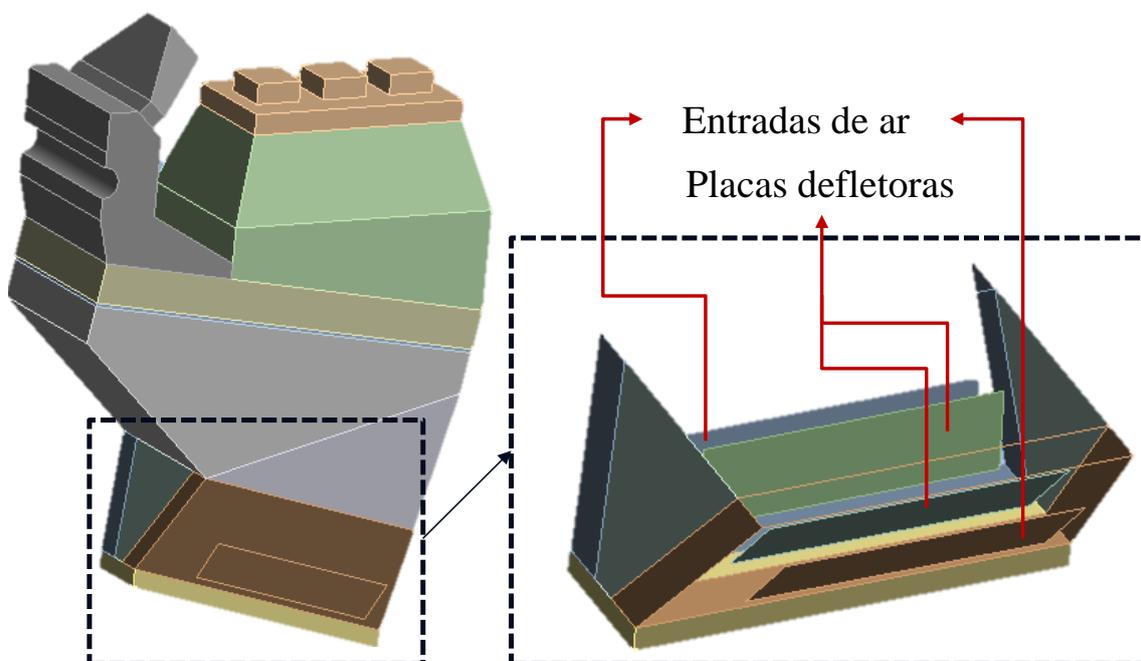


Figura 41 - Indicação da localização e geometria das placas defletoras internas na base do chute.

## 7.2 Hipóteses assumidas

Dada a elevada dimensão do equipamento e a complexidade da operação do equipamento de secagem em chute, foram assumidas algumas hipóteses a fim de viabilizar a simulação computacional, bem como melhorar a sua convergência e estabilidade.

O *software* comercial ANSYS FLUENT 14.0 foi utilizado nas simulações. O modelo matemático utilizado foi o mesmo que consta na Seção 6.1. A correlação para o cálculo do coeficiente de transferência de massa entre fases empregada foi a mesma utilizada nas simulações do equipamento construído em laboratório GR-1 (Equação 5.6).

No equipamento original, as saídas de ar localizadas acima das capotas consistem em tubos de seção circular. Essa geometria foi alterada para saídas com seção quadrada, mantendo a mesma área da seção transversal. Esse procedimento possibilitou o fechamento da malha computacional com elementos hexaédricos e redução do custo computacional em locais onde o perfil de velocidades do ar não interferiria consideravelmente na secagem.

A peneira, presente entre a região de entrada do minério e a região de saída do chute, foi representada sem considerar os efeitos da vibração, levando-se em conta apenas a retenção e distribuição da fase sólida ao longo de sua área. Tal representação foi inserida no simulador tratando a região da peneira como uma zona porosa (*porous zone*).

Foi considerado um único tamanho de partícula dentro do chute. Portanto, fenômenos de carreamento ou desprendimento de pó fino, quebra e aglomeração de particulados não foram abordados. A utilização de um único tamanho de partícula, embora não afete diretamente o modelo de transferência de massa utilizado, pode implicar em mudanças no comportamento fluidodinâmico e térmico do sistema e esses, por sua vez, podem afetar a redução de umidade estimada pelo modelo. Na operação real do equipamento, devido aos diferentes tamanhos de partícula e aglomerados de partículas presentes, foi observado em testes iniciais em planta o desprendimento e arraste de considerável quantidade de partículas finas, enquanto a porção mais grosseira seguia para o transportador de correia inferior. Para fins de simulação dessa operação, essa variação de tamanhos de partícula não foi considerada, visto que, para o modelo utilizado, seria necessário incorporar diversas fases sólidas no equipamento considerando diferentes diâmetros, o que poderia aumentar o custo computacional da simulação a ponto de torna-la inviável. Portanto, para as simulações deste trabalho, optou-se por utilizar um único tamanho de partícula.

A faixa da correlação para o transporte de massa se situa entre as temperaturas de 100 e 140 °C e entre as velocidades de 5 e 15 m/s. Algumas regiões no chute poderão assumir

temperaturas e velocidades do ar que estão fora da faixa analisada. Para tais situações, foram considerados os seguintes critérios:

- $T_f < 100 \text{ °C}$  e  $T_f > 140 \text{ °C}$ ; extrapolação do valor de  $K$  dado pela correlação, assumindo a temperatura local como parâmetro de entrada;
- $u_f < 5 \text{ m/s}$ ; extrapolação do valor de  $K$  dado pela correlação, assumindo a velocidade superficial local como parâmetro de entrada;
- $u_f > 15 \text{ m/s}$ ; foram avaliadas simulações nas quais o valor de  $K$  dado pela correlação foi ou não extrapolado. Em casos nos quais não houve a extrapolação da correlação, o valor máximo de  $15 \text{ m/s}$  foi utilizado como parâmetro de entrada.

### 7.3 Condições de contorno e procedimento de simulação

Foram adotados os seguintes contornos para o equipamento de secagem em chute (MCILVENNA; MOSSAD, 2003):

- Condição de simetria no plano  $xy$ ;
- Laterais do chute e placas defletoras: Parede, com condição de não deslizamento para a fase sólida e para a fase fluida. Adiabáticas.
- Entrada de sólidos: Entrada de sólidos com a fração volumétrica igual a  $\alpha_{s,máx}$ . Temperatura do sólido igual a temperatura ambiente ( $25 \text{ °C}$ ). Umidade inicial  $X = 0,11$  (base seca).
- Entrada de ar: Entrada de ar na direção axial com perfil uniforme de velocidade; Temperatura uniforme da fase fluida; Umidade do ar  $Y = 0$ ;
- Transportadores de correia: condição de parede móvel (*Moving wall*), com velocidade linear prescrita igual a  $4,5 \text{ m/s}$ .
- Saídas: pressão atmosférica. Calor é transferido por convecção;

Para os contornos de entrada e saída referentes à turbulência, foi utilizado o método de intensidade de turbulência ( $I_T$ ) e diâmetro hidráulico ( $H_T$ ), cujo parâmetro  $I_T$  foi calculado por meio da Equação 3.34, disponível no FLUENT USER'S GUIDE (2011). Na entrada de ar, foram definidos  $I_T = 3,0\%$ ;  $H_T = 0,8 \text{ m}$ . Nas quatro saídas de ar na parte superior (capota),  $I_T = 3,0\%$ ;  $H_T = 0,524 \text{ m}$ . Por fim, na saída localizada na parte inferior, na região de saída de sólidos pelo transportador de correia inferior,  $I_T = 3,0\%$ ;  $H_T = 0,3 \text{ m}$ .

$$I_T = 0,16 Re^{-1/8} \quad (7.1)$$

Nas simulações realizadas, o acoplamento pressão-velocidade foi feito pelo esquema SIMPLE. A discretização foi da forma *upwind* de 2ª ordem para o momento e 1ª ordem para fração volumétrica, turbulência e energia. Os critérios de convergência foram de  $1 \times 10^{-4}$  para a equação da continuidade e  $1 \times 10^{-3}$  para as demais equações. Os parâmetros de relaxação foram assumidos entre 0,2 e 1. O passo no tempo foi de  $1 \times 10^{-4}$ .

#### 7.4 Teste de independência de malhas

Foi realizado um teste para a determinação da malha computacional de modo a proporcionar independência dos resultados das simulações em relação ao grau de refino. Foram geradas seis malhas hexaédricas com 363.562, 535.158, 840.174, 1.028.546, 1.453.701 e 2.882.462 volumes de controle. As malhas foram construídas usando o *software* Ansys Meshing, disponível no pacote Ansys 2022. Esse teste envolvia o escoamento somente da fase ar no interior do chute, em regime transiente e sem considerar os efeitos da peneira (zona porosa). Após cerca de 10 s de simulação em regime transiente, observava-se o regime pseudo-estacionário nas respostas da simulação. Os resultados apresentados nesse teste corresponderam à média aritmética dos resultados, coletados durante o 1 s final da simulação (entre 9 s e 10 s).

Para analisar os erros numéricos associados às malhas, foi escolhida a resposta referente ao perfil da magnitude do vetor velocidade da fase ar ao longo do eixo  $z$ . A posição escolhida foi na região central localizada na junção entre a base e o encaixe inferior do chute.

Na Figura 42, observa-se que o perfil de velocidade do ar foi alterado com o aumento do refino da malha, até a malha de 535.562 volumes (Figura 43), a partir da qual o perfil apresentou variações pouco substanciais. Alguns detalhes da malha escolhida são apresentados na Figura 44. Malhas com maiores refinamentos foram simuladas a fim de testar a convergência da solução do modelo e estimar o tempo de simulação requerido.

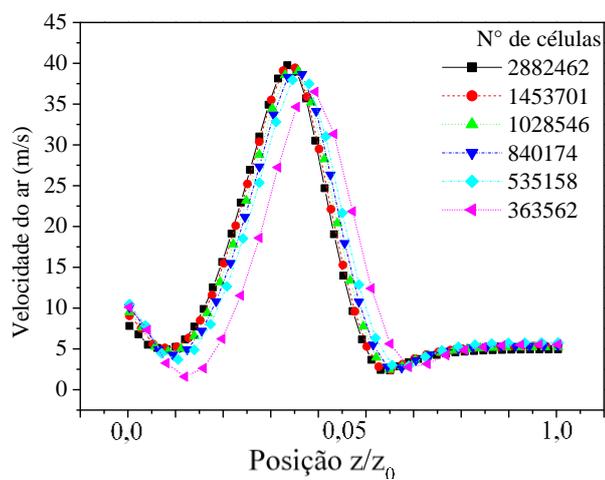


Figura 42 - Média no tempo do perfil de velocidade do ar ao longo do eixo  $z$  para diferentes malhas computacionais.

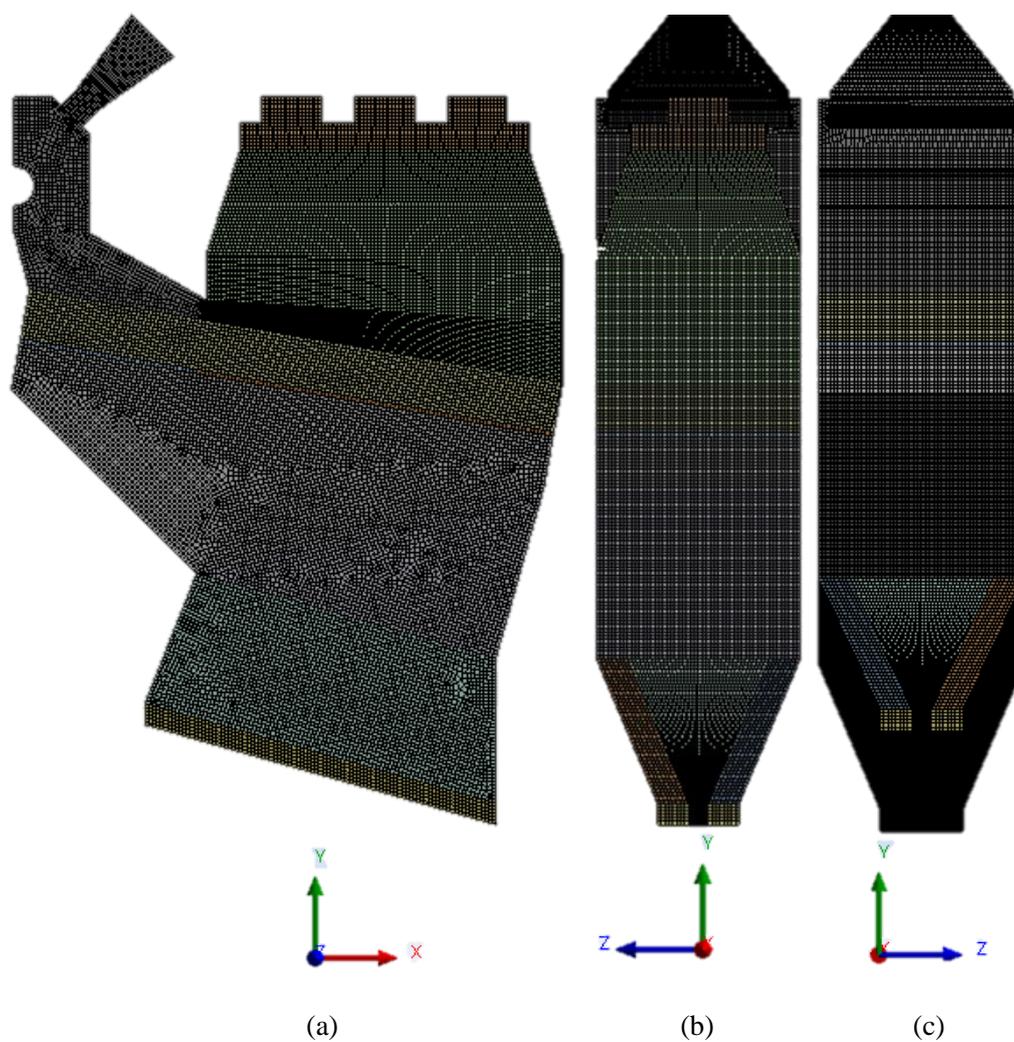


Figura 43 - Malha computacional do chute. Vistas (a) Lateral; (b) traseira; (c) frontal. A malha está espelhada em relação ao plano de simetria para facilitar a visualização da geometria completa.

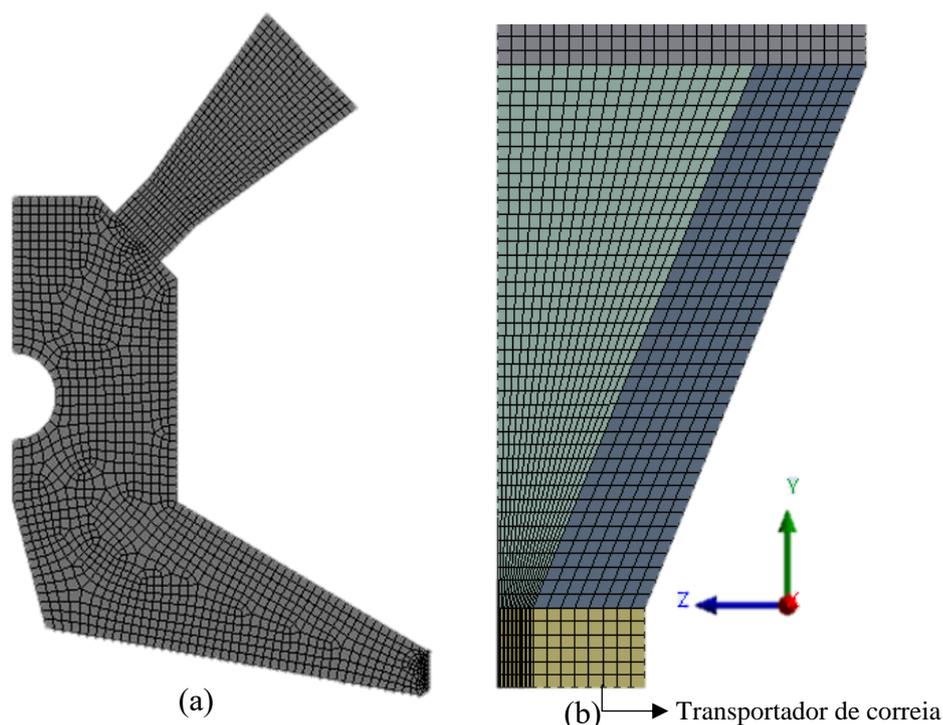


Figura 44 - Detalhes da malha computacional empregada: (a) Vista lateral: capota e (b) Vista traseira: Encaixe inferior e transportador de correia.

A quantidade de elementos e a qualidade da malha possuem um efeito considerável sobre a precisão e estabilidade da simulação computacional. A Tabela 19 mostra os parâmetros de qualidade da malha escolhida. Células com qualidade ortogonal próxima a 1 favorecem o desempenho da simulação. Foi observado que mais de 99% das células da malha possuem qualidade ortogonal acima de 0,9. A razão de aspecto é uma medida do alongamento da célula, cujo valor mais próximo a 1 indica uma melhor qualidade. Cerca de 98% das células tiveram razão de aspecto de 3,84. A assimetria (*skewness*) é a diferença entre a forma da célula e a forma de uma célula equilátera de volume equivalente. Células com alta assimetria podem diminuir a precisão e desestabilizar a solução da simulação. É recomendável que a assimetria das células fique abaixo de 0,95, critério que foi observado para as células da malha computacional utilizada nas simulações (FLUENT USER'S GUIDE, 2011).

Tabela 19 – Percentual de células da malha computacional do equipamento de secagem em chute para cada coeficiente de qualidade.

<b>Qualidade ortogonal</b>	Percentual de células (%)	<b>Assimetria</b>	Percentual de células (%)	<b>Razão de aspecto</b>	Percentual de células (%)
<b>0,971</b>	93,310	<b>0,00381</b>	58,674	3,84	97,699
<b>0,914</b>	6,000	<b>0,114</b>	20,820	9,53	2,290
<b>0,856</b>	6,303	<b>0,19</b>	14,649	55	0,00151
<b>0,741</b>	0,021	<b>0,267</b>	3,842		
<b>0,683</b>	0,008	<b>0,343</b>	1,968		
<b>0,626</b>	0,002	<b>0,419</b>	0,156		
<b>0,568</b>	0,002	<b>0,495</b>	0,041		
<b>0,571</b>	0,014	<b>0,571</b>	0,014		
<b>0,511</b>	0,001	<b>0,647</b>	0,007		
<b>0,453</b>	0,001	<b>0,723</b>	0,002		

## 7.5 Formulação de zona porosa (*porous zone*)

### 7.5.1 Modelo matemático para zona porosa

Para descrever o escoamento multifásico na região que compreende a peneira do chute, foi utilizado o esquema de zona porosa (*porous zone*) disponível no Fluent. Esse modelo pode ser usado para uma ampla variedade de problemas, incluindo escoamentos através de leitos empacotados, filtros e placas perfuradas. Quando esse modelo é empregado, é definida uma zona do domínio computacional na qual é empregado o modelo de meios porosos e a queda de pressão na região é determinada via parâmetros de entrada, conforme:

$$\Delta p_i = C_1' U_i + C_2' \frac{1}{2} \rho v_i |v| \quad (7.2)$$

Em que  $C_1'$  é o coeficiente de dissipação viscosa (Lei de Darcy), e  $C_2'$  é o coeficiente de dissipação inercial.

A Equação 7.2 é inserida como termo adicional nas equações de transporte de momento, ou seja, como termo fonte. Esse termo fonte inclui uma queda de pressão na célula definida como zona porosa, que é proporcional à velocidade do fluido na célula. Ao modelar uma placa perfurada, que é o caso simulado neste trabalho, é possível usar somente o termo de dissipação inercial da Equação 7.2 (FLUENT USERS GUIDE, 2011), conforme:

$$S_i = -\sum_{j=1}^3 C_{2ij}' \left( \frac{1}{2} \rho v_j |v| \right) \quad (7.3)$$

Onde  $S_i$  é o termo fonte para a equação do momento nas direções  $x$ ,  $y$  ou  $z$ .

### 7.5.2 Determinação dos parâmetros de entrada

A equação empírica obtida por Van Winkle e Smith (1958) mostra como o parâmetro de entrada da formulação de zona porosa ( $C_2'$ ) pode ser obtido para o regime de escoamento turbulento através de uma placa perfurada com aberturas quadrangulares (FLUENT USERS GUIDE, 2011):

$$C_2' = \frac{1}{C^2} \frac{(A_p/A_f)^2 - 1}{t'} \quad (7.4)$$

Em que  $C$  é o coeficiente do orifício, tabelado para vários valores do número de Reynolds e considerado igual a 0,98 para este caso,  $A_f$  é a área total das aberturas na placa,  $A_p$  é a área total da placa (aberturas e sólido),  $t'$  é a espessura da placa. O Fluent não interpreta o valor  $t'$  de acordo com a espessura das células que compõe a zona porosa, portanto, esse valor deve ser inserido dentro da equação para a constante  $C_2'$ .

### 7.5.3 Implementação da zona porosa

De acordo com o projeto original do chute, a peneira possui essencialmente duas regiões (Figura 45). A primeira região (Tela 1) é delimitada pela área de choque direto do minério com a tela. A segunda região (Tela 2) compreende o restante da peneira. Para permitir a distribuição e deslizamento da fase sólida pela tela, possibilitando maior contato entre as fases, a primeira região possui área de abertura dos furos aproximadamente 66% menor que a da segunda. Assim sendo, essas duas regiões foram separadas nas simulações, considerando zonas porosas distintas, de modo a aplicar os parâmetros adequados para cada. A Tabela 20 apresenta os valores inseridos para cada uma delas. A porosidade se refere à razão entre a área aberta e a área total da peneira. O aumento no valor de  $C_2'$  indica uma maior resistência à passagem de uma determinada fase através da zona porosa, considerando uma determinada direção. Os valores de  $C_2'$ , referentes a fase fluida ( $C_{2,f}$ ) ou sólida ( $C_{2,s}$ ), foram escolhidos com base em simulações preliminares, nas quais foi identificada sua influência direta sobre o deslizamento

dos sólidos sobre a peneira e escolhido o valor que representasse a distribuição da fase sólida ao longo de toda a peneira. Somente o valor de  $C_{2,f}'$  empregado na direção  $y$  para ambas as telas foi o calculado pela Equação 7.4.

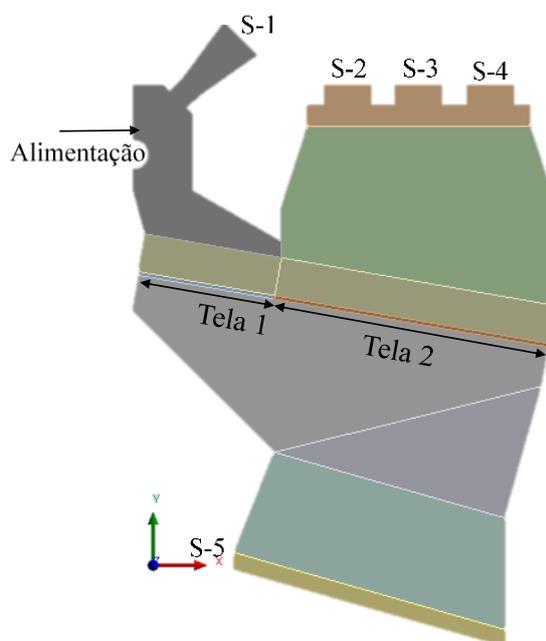


Figura 45 - Localização das duas telas utilizadas na simulação da região da peneira, da alimentação e das saídas (S-n).

Tabela 20 - Coeficiente de resistência inercial inserido para cada uma das telas nas simulações por CFD do equipamento de secagem em chute. Valores de  $C_2'$  para cada direção do eixo

		$x, y, z.$	
<b>Tela</b>		<b>1</b>	<b>2</b>
<b>Porosidade <math>A_p/A_f</math></b>		0,10	0,31
$C_{2,f}'$	$x$	10.000	1650
	$y$	350	90
	$z$	10.000	1650
$C_{2,s}'$	$x$	400.000	0
	$y$	400.000	0
	$z$	400.000	0

## 7.6 Forma de apresentação dos resultados

Os resultados das simulações por CFD fornecem os valores locais de cada variável analisada em todo o domínio computacional, gerando uma quantidade elevada de dados. Para

fins de apresentação e visualização dos contornos e vetores obtidos nas simulações, foram realizados dois cortes na geometria do equipamento em diferentes posições, conforme mostra a Figura 46. O corte “A” equivale a região de simetria do plano  $xy$ , que foi considerada durante as simulações. Os contornos referentes ao corte “B” serão apresentados espelhando a geometria do sistema em relação ao plano de simetria  $xy$ , para melhor observação do comportamento no equipamento inteiro. Tem-se como pressuposto que a visualização dos resultados nesses dois cortes seja suficiente para avaliar o comportamento geral dos fenômenos de transferência no equipamento.

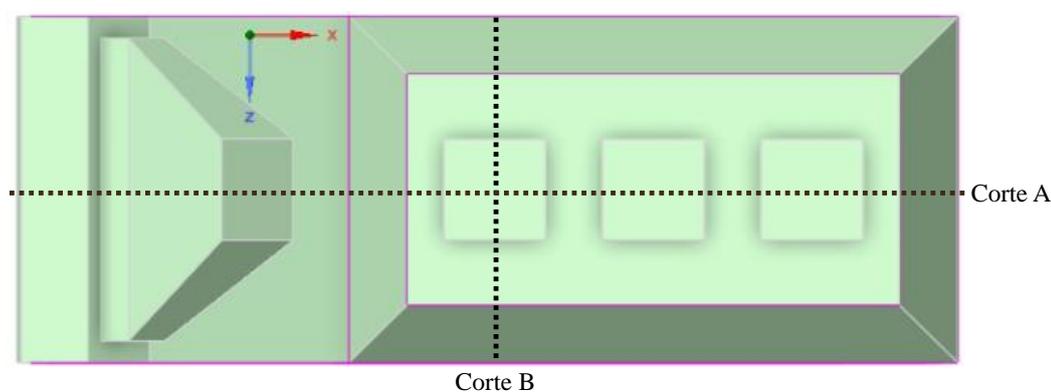


Figura 46 – Vista superior do chute: localização dos cortes A e B feitos na geometria do chute para apresentação dos resultados das simulações.

No Apêndice B constam os resultados das simulações de alguns casos para a análise da coerência física do modelo utilizado. Foram avaliadas as condições de simetria, bem como variações nos parâmetros do modelo e nas condições operacionais.

Nesta seção, foi feita a análise isolada das respostas das simulações de um “caso base” tendo em vista as seguintes configurações (Referentes ao Caso 4 apresentado no Apêndice B):

- As condições operacionais utilizadas no chute real, ou seja, temperatura do ar na entrada de 450 °C e velocidade do ar de 25 m/s;
- A mesma umidade inicial da fase sólida que foi empregada nos testes experimentais apresentados neste trabalho;
- Extrapolação da correlação para  $K$ , conforme critérios apresentados na seção 7.1.

Na etapa de fluidodinâmica, foi feita uma análise geral do escoamento multifásico dentro do chute por meio da avaliação dos contornos de fração volumétrica dos sólidos, velocidade da fase ar e velocidade da fase sólida. Também foram observados os vetores de velocidade de cada uma das fases. Na etapa de transferência de calor, buscou-se analisar os

contornos de temperatura da fase sólida e da fase ar. Para avaliar a transferência de massa, foram identificadas as regiões nas quais a taxa de secagem era mais elevada, bem como o valor assumido por  $K$  em cada posição do equipamento. Também foram avaliadas as vazões mássicas, temperaturas e umidades de cada fase nas saídas do equipamento.

O tempo real final de simulação foi cerca de  $t_f = 160$  s, após o qual foi observado o regime estacionário para velocidade, temperatura e umidade de cada fase. Os resultados foram apresentados fazendo a média no tempo durante 2 s para cada uma das variáveis. Com a infraestrutura disponível (Desktop 12ª geração, Intel Core i7-12700F), o tempo de simulação foi de 2 a 3 meses.

Os balanços de massa e energia para verificação da solução numérica do modelo constam no Apêndice C.

A fim de analisar a eficiência do equipamento em relação a diferentes configurações, também foram feitas simulações considerando as três saídas localizadas acima da capota 2 como fechadas (Figura 40), assumindo um contorno de parede na região. Foram analisados os valores de vazão, temperatura e umidade final de cada fase nas saídas, já que tais variáveis podem influenciar na eficiência do equipamento, bem como afetar a integridade do sistema, tendo em vista tubos e conexões. É importante ressaltar a importância das simulações computacionais para situações como esta, nas quais uma previsão do comportamento do sistema pode ser interessante para avaliar riscos e auxiliar a tomada de decisões.

## **7.7 Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute**

### **7.7.1 Análise da fluidodinâmica**

A Figura 47 apresenta os contornos de fração volumétrica de sólidos no interior do equipamento de secagem em chute, bem como os vetores de velocidade da fase sólida. Como há elevado gradiente para essas variáveis, é apresentada uma escala reduzida (fração volumétrica máxima do domínio igual a 0,1 e velocidade máxima no domínio de 30 m/s) para melhor visualização dos contornos. É possível observar a entrada da fase sólida pela abertura na lateral esquerda superior do equipamento, sendo posteriormente introduzida no equipamento pela parede móvel adjacente (transportador de correias). Em seguida, ocorre a queda e contato da fase sólida com a região porosa (tela 1), que reduz a passagem de parte dos sólidos em direção ao encaixe inferior da peneira. Observa-se que a fase sólida se distribui ao longo da zona porosa, sendo conduzida para a parte traseira do chute. Os vetores de velocidade da fase

sólida na região da peneira, mostram que parte dessa fase atravessou a tela 1 e parte foi distribuída ao longo da tela 2. A quantidade de material correspondente a fase sólida que atravessa ou se distribui ao longo da região porosa depende dos parâmetros selecionados para  $C_{2,f}$  e  $C_{2,s}$ . A fim de proporcionar o ajuste fino dos valores desses parâmetros, é necessário executar testes no equipamento real. As velocidades da fase sólida ficaram entre 3 e 10 m/s, sendo mais elevadas na posição logo abaixo do transportador de correias superior, provavelmente devido ao contorno de parede móvel ali presente, que impele uma pequena fração da fase sólida para baixo.

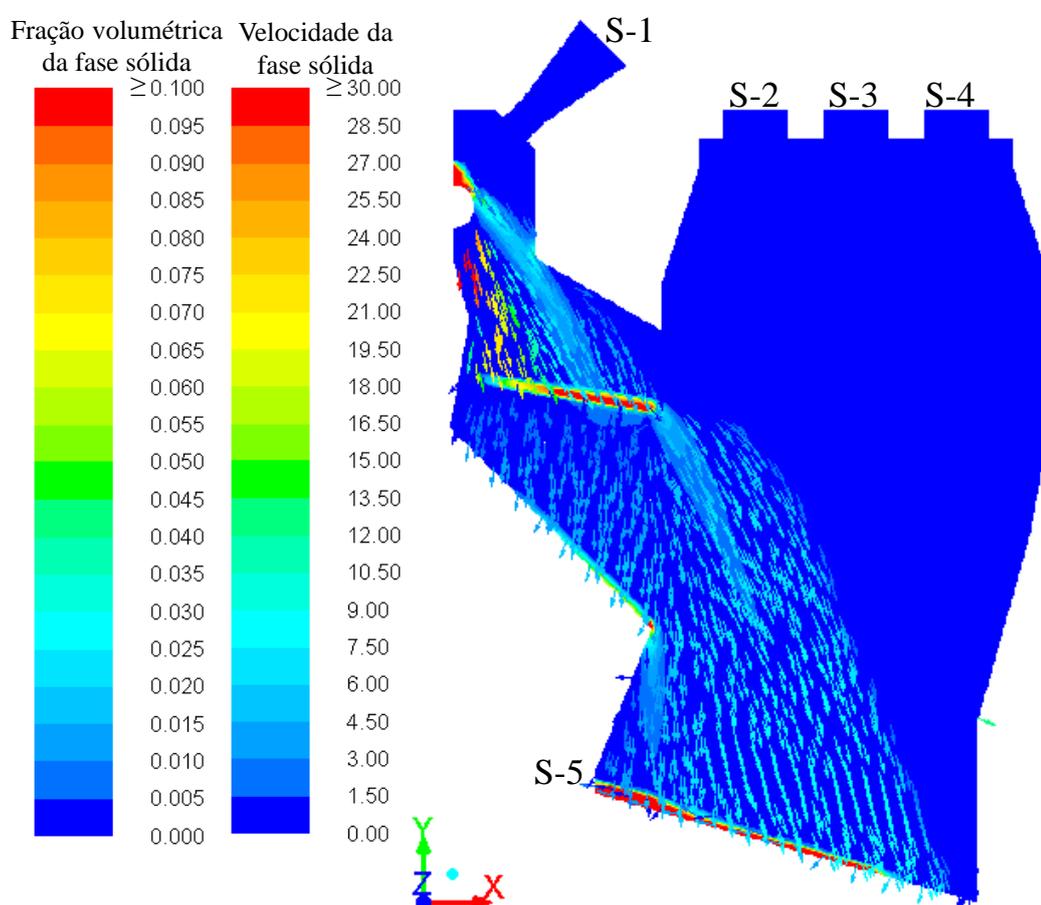


Figura 47 - Contorno de fração volumétrica da fase sólida e vetores de velocidade da fase sólida – Corte A.

Na

Figura 48 é apresentado o contorno de velocidade da fase fluida ao longo do eixo de simetria. Observa-se que na região da peneira o ar apresenta uma velocidade entre 5 e 18 m/s. Nas posições inferiores, próximas à região de entrada do ar, a velocidade pode chegar até 50 m/s.

Para melhor visualização dessa região da base do chute, são apresentados os vetores de velocidade do ar no Corte B (Figura 49), pelos quais é possível observar detalhadamente o movimento do ar na região de sua entrada, o seu desvio devido à placa defletora e redirecionamento para a parte superior do chute. Entre as defletoras, forma-se uma região central na qual o ar ascende com alta velocidade e distribui-se em forma de uma fonte, tornando a descer próximo às paredes internas das defletoras. Regiões com altas velocidades do ar indicam um local com elevadas taxas de secagem, bem como de quebra de aglomerados e arraste de material particulado. Também observa-se na Figura 49 que a maior velocidade do ar encontra-se nas laterais próximas à parede do chute.

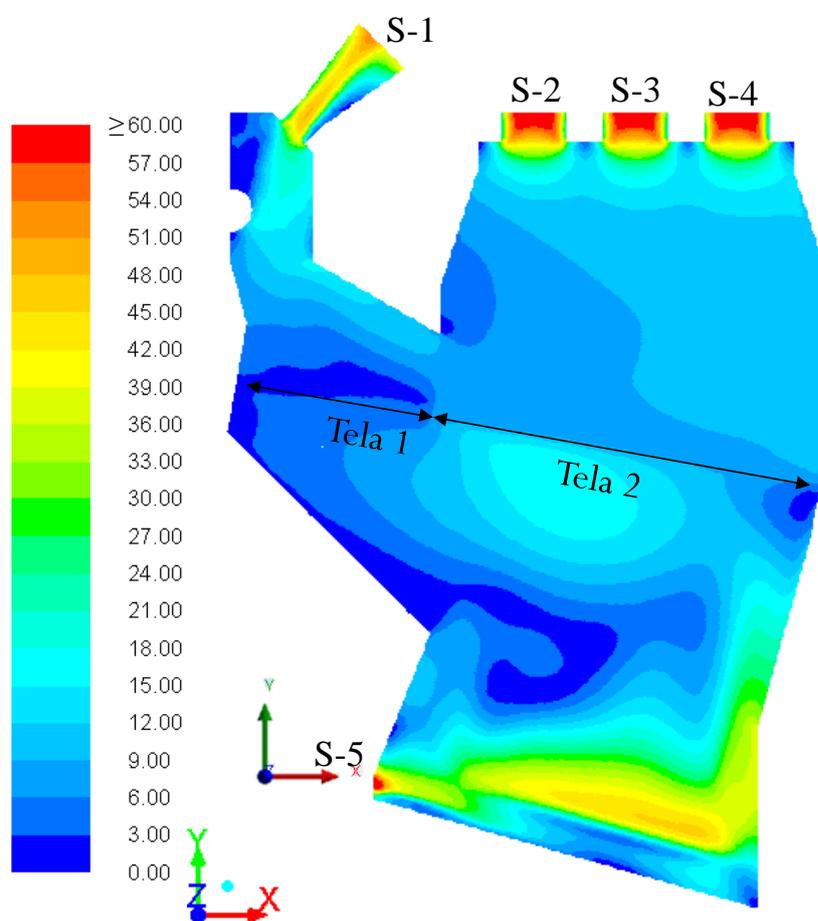


Figura 48 - Contornos de velocidade da fase ar – Corte A.

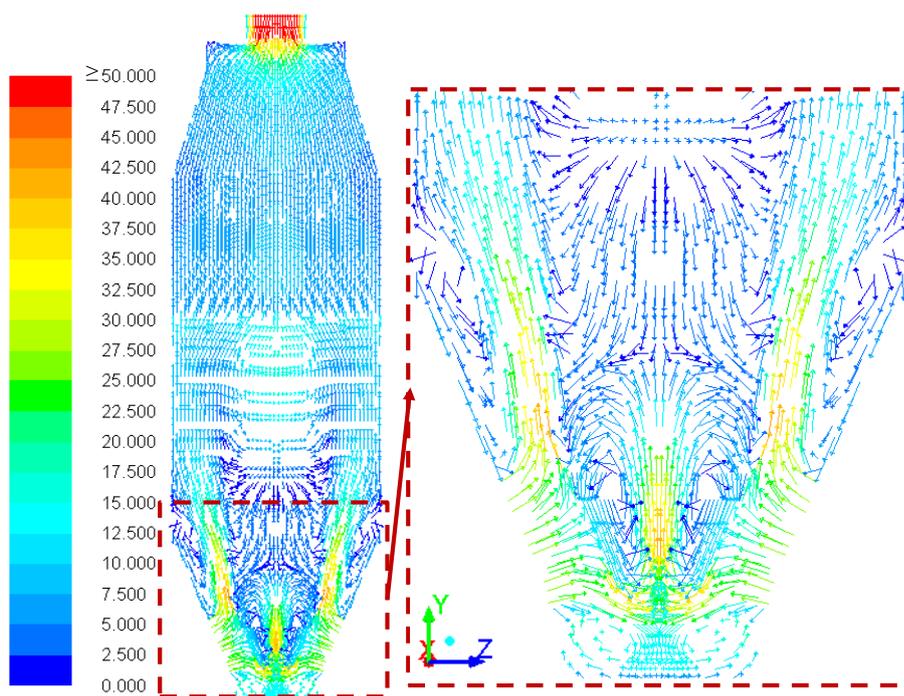


Figura 49 - Vetores de velocidade do ar - Corte B.

Na região da saída 5 (S-5), o ar apresentou uma elevada velocidade, por ser uma saída com menor área para passagem do ar, que fica ainda mais restrita devido à presença da fase sólida que também deixa o domínio por meio da parede móvel (transportador de correias) inferior. Velocidades altas na base do equipamento devem ser avaliadas, visto que podem provocar arraste do material particulado fino para fora.

### 7.7.2 Análise da transferência de calor e massa

A Tabela 21 apresenta os valores das vazões mássicas, temperaturas e umidade da fase ar e da fase sólida para cada um dos contornos de saída presentes no domínio computacional do equipamento de secagem em chute. Considerando as vazões de ar, tem-se que a área da seção das saídas localizadas acima da capota 2 (saídas 2 a 4) é a mesma e a vazão mássica de ar foi praticamente igual em cada uma, indicando distribuição homogênea do ar nessas saídas. Além disso, tem-se que para essas saídas, houve uma considerável diferença de temperatura em cada uma das correntes, sendo que a fase ar apresentou maiores temperaturas e menores umidades nas saídas próximas à parte traseira do chute (Figura 50). Isso indica que houve uma maior transferência de calor e massa entre fases nas porções frontais do equipamento, onde havia uma maior fração volumétrica da fase sólida. Destaca-se a menor temperatura e maior umidade do

ar na saída 1, localizada acima da região de alimentação da fase sólida, bem como na saída 5, localizada onde sai a fase sólida direcionada pela parede móvel inferior, indicando que nas regiões onde houve maior fração volumétrica da fase sólida, houve também maiores taxas de transferência de calor e massa entre as fases.

Tabela 21 - Valores de vazão mássica, temperatura e umidade da fase ar e da fase sólida obtidos nas simulações por CFD nas correntes de saída do equipamento de secagem em chute - Caso 4.

Variável	Saída					Fase sólida
	Fase ar					
	1	2	3	4	5	
$\dot{m}$ (kg/s) <sup>†</sup>	3,29	2,94	2,93	2,91	1,95	83,47
$T$ (K)	421,5	606,5	642,7	657,0	569,2	331,6
Umidade	0,140	0,025	0,009	0,004	0,088	0,100

<sup>†</sup>Obs. Os dados referem-se a vazão no chute considerando a condição de simetria. Para avaliar o valor total das vazões no equipamento inteiro, deve-se considerar 2x o valor apresentado na tabela.

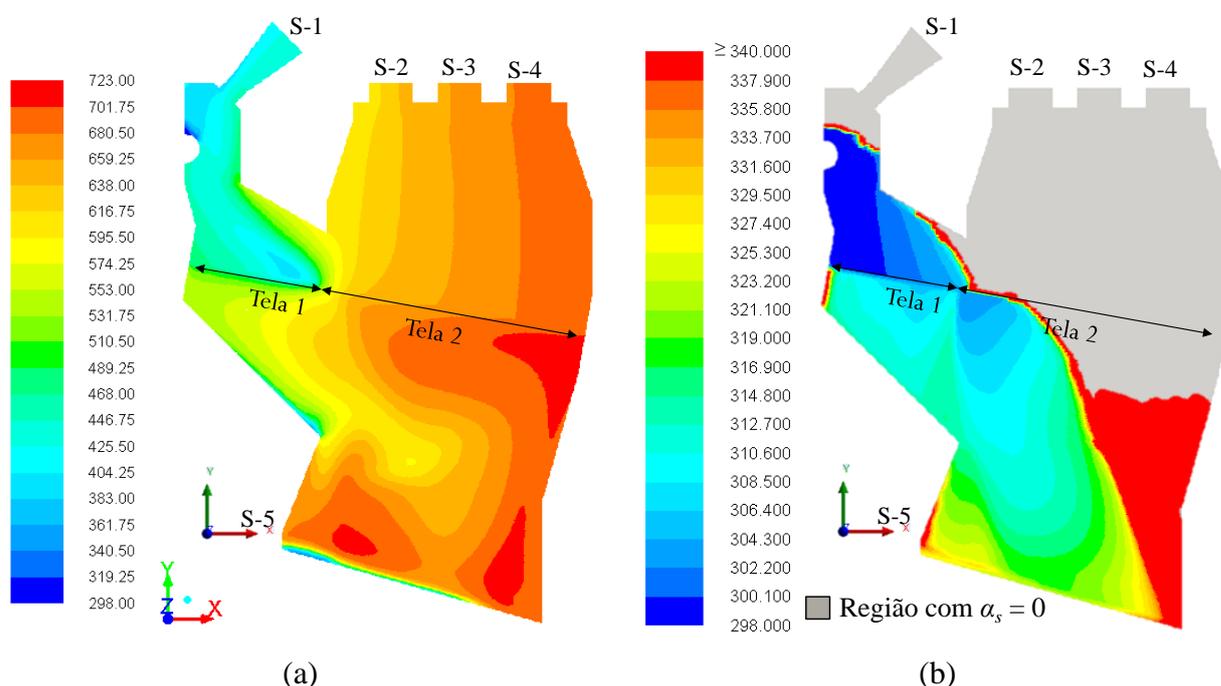


Figura 50 - Contornos de temperatura no equipamento de secagem em chute para a (a) fase ar e a (b) fase sólida – Corte A.

Em relação a eficiência de secagem do equipamento, tem-se que mais de 63% da massa de ar que entra no secador sai dele por meio das saídas 2, 3 e 4. Conforme mencionado, o ar que deixou o equipamento através dessas saídas apresentou as menores trocas de calor e massa

em relação às demais saídas, visto que apresentou maiores temperaturas e menores umidades. Nas simulações, parte desse comportamento pode ter sido resultado da distribuição da fase sólida sobre a peneira, que não se estendeu até atingir as porções mais próximas da traseira do equipamento, o que ocasionou um caminho preferencial do ar por essa região do chute. Uma maior distribuição da fase sólida até a região traseira poderia aumentar o seu contato com a fase ar, favorecendo as trocas de calor e massa.

Nas simulações, a distribuição da fase sólida ao longo das peneiras também está associada aos parâmetros do modelo de zona porosa. A depender dos valores desses parâmetros, pode haver maior ou menor retenção da fase sólida acima da peneira, o que impacta diretamente no tempo de residência da fase sólida no domínio computacional. Consequentemente, diferentes taxas de secagem podem ser observadas de acordo com os parâmetros de zona porosa empregados. Conhecer o tempo de residência médio do material na operação real do chute industrial pode contribuir para a definição e ajuste fino desses parâmetros nas simulações.

Considerando as condições analisadas, tem-se que a umidade (base seca) da fase sólida na saída 5 foi de 0,100, indicando uma redução de cerca de 1 ponto percentual em relação a umidade da fase sólida na entrada. Tem-se que, a princípio, não seria indicado realizar uma avaliação quantitativa sobre essa redução de umidade obtida no simulador, visto que apresenta algumas diferenças operacionais quando comparado com uma situação real. Primeiramente, temos que a correlação utilizada extrapola uma larga faixa de valores entre as temperaturas de 140 a 400 °C e velocidades acima de 15 m/s, assim, regiões com essas condições no simulador teriam uma estimativa menos precisa da taxa de secagem local. Além disso, o arraste de partículas não foi considerado no modelo utilizado, o que também limita o modelo em relação a estimativa da taxa de secagem pois, com base nos testes realizados no equipamento GR-1, é previsto que as partículas arrastadas seque muito rapidamente devido ao seu desprendimento dos aglomerados e melhor contato com o ar de secagem. Assim, ainda são necessários resultados de testes experimentais do equipamento de secagem em chute instalado na planta a fim de coletar dados que alimentem o simulador e orientem alterações no seu modelo.

A Figura 51 apresenta os contornos de umidade das fases fluida e sólida no chute. Observam-se maiores umidades da fase ar nas regiões da capota 1 e logo abaixo da tela 1, nas quais a fração volumétrica de sólidos era mais elevada, indicando que nessas regiões houve uma maior transferência de massa entre as fases sólida e fluida. Na parte traseira do chute, observa-se que o ar deixa o equipamento praticamente sem alterar a sua umidade inicial. Por sua vez, para a fase sólida, observa-se que a redução global da umidade acontece a partir de

quando essa fase atravessa a zona porosa (telas 1 e 2). Ainda nessa região traseira, são apresentados valores menores de umidade da fase sólida, visto que a temperatura e a velocidade do ar são mais altas nessa região tendo em vista menores frações volumétricas de sólidos, o que proporciona uma maior redução de umidade predita pelo simulador.

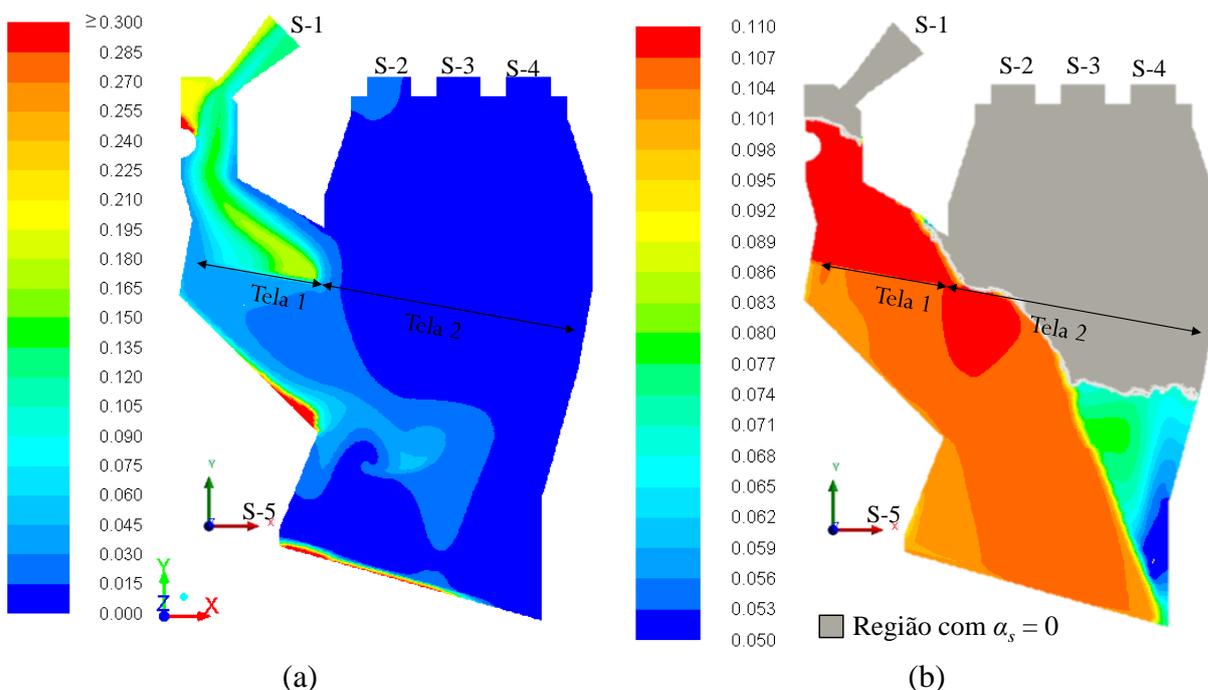


Figura 51 - Contornos de umidade no equipamento de secagem em chute para a (a) fase ar e (b) fase sólida – Corte A.

Os contornos do coeficiente de transferência de massa ( $K$ ) calculado pelo simulador são apresentados na Figura 52. Por meio da análise dos valores assumidos por esse coeficiente, é possível identificar as regiões nas quais a secagem é favorecida dentro do equipamento de secagem em chute. Observa-se que a porção inferior do chute, próximo às placas defletoras, apresentou os maiores valores para  $K$ , visto que é uma região próxima às entradas de ar, onde ele entra a elevadas temperaturas e velocidades. Regiões entre a peneira e as defletoras apresentaram um valor aproximadamente homogêneo para  $K$ , sendo esses cerca de 50% menores que aqueles apresentados na região inferior do chute. Os menores valores de  $K$  se encontram na região da capota 1, região na qual há a entrada dos sólidos no equipamento e uma elevada fração volumétrica desses, causando uma redução na velocidade e na temperatura do ar devido a pronunciada troca de movimento e calor entre as fases presentes.

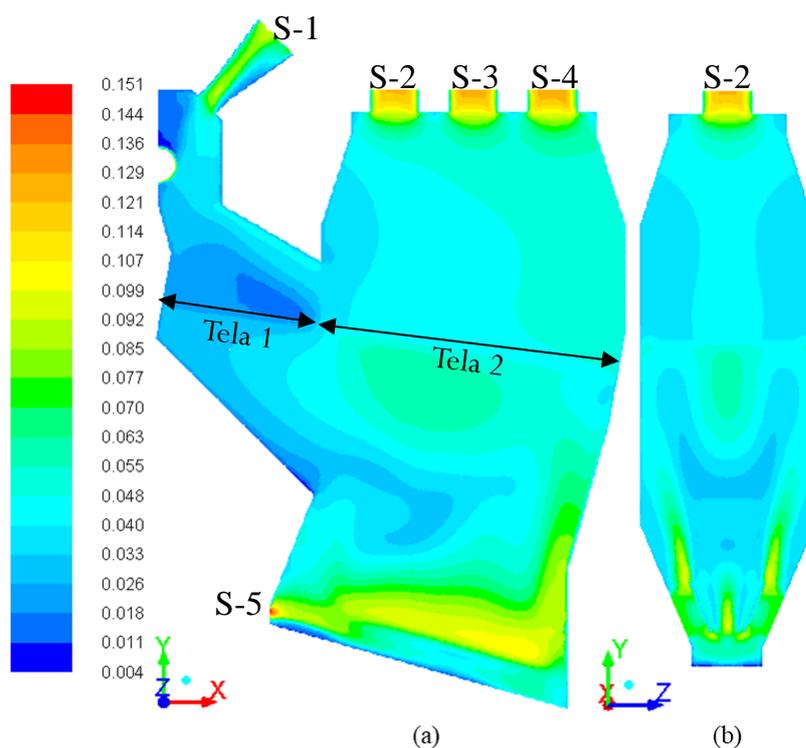


Figura 52 - Contornos para o coeficiente de transferência de massa no (a) Corte A e (b) Corte B.

### 7.7.3 Considerações sobre as simulações

Com base no escoamento multifásico predito pelo simulador, é possível apontar alguns aspectos da configuração do chute que requerem atenção. Na região de entrada de sólidos, na qual o transportador de correias superior descarrega o material dentro do chute, observa-se que há choque direto do material sólido com a parede oposta. Em seguida, o minério cai e impacta diretamente a peneira, acumulando-se sobre ela e em seguida sendo distribuído. Essas regiões nas quais há uma alta velocidade dos sólidos, bem como elevada pressão destes nas paredes do equipamento são susceptíveis a desgaste do material da parede e usualmente requerem uma frequente manutenção (ILIC, 2019).

De acordo com os resultados das simulações, o ar com maior velocidade e temperatura se encontra na região abaixo da capota traseira, ao longo da tela 2, bem como na base do equipamento, nas posições próximas às placas defletoras. Nesse sentido, a distribuição do minério que cai no chute ao longo da peneira pode aumentar a eficiência desse secador, aproveitando as condições do ar nessas regiões. As placas defletoras, localizadas próximas às entradas de ar, também afetaram substancialmente a dinâmica do ar, já que ficam posicionadas

de forma perpendicular à direção do escoamento do ar e fazem com que ele ascenda com velocidades mais elevadas em posições mais próximas às paredes do chute.

Por meio dos resultados apresentados, é possível observar a complexidade do escoamento existente na operação do equipamento de secagem em chute. Tais resultados reforçam a necessidade de modelos apropriados para descrever a cinética de secagem no interior do equipamento, bem como a vantagem de se utilizar a CFD para estudo dos fenômenos de transporte que ali ocorrem. Uma proposta de alteração na geometria do sistema a fim de aumentar a taxa de secagem seria o fechamento das saídas localizadas acima da capota 2, tendo como princípio conduzir o ar para mais próximo da região de entrada da fase sólida, favorecendo as trocas de calor e massa nessa posição, como também aumentar as velocidades do ar em algumas regiões do sistema a fim de aumentar as taxas de secagem.

#### **7.7.4 Modificações geométricas**

A análise da modificação geométrica referente ao caso descrito na seção anterior consistiu no fechamento das três saídas (S-2, S-3 e S-4) localizadas acima da capota 2. A Tabela 22 apresenta para essa condição os resultados de vazão mássica, temperatura e umidade para cada uma das fases, respectivamente. Conforme esperado, o fechamento das saídas acima da capota 2 resultou em aumento da vazão mássica de ar nas outras saídas que permaneceram abertas. O aumento da velocidade do ar na região da capota 1 resultou no arraste de parte da fase sólida para a saída 1 (S-1). Ressalta-se que em uma situação real, devido a distribuição de tamanhos de partículas do minério de ferro, é previsto que haja arraste de material particulado para todas as condições analisadas neste trabalho. No entanto, para o tamanho fixo de partícula abordado no simulador, somente para essa condição o ar atingiu velocidade suficiente para proporcionar o arraste da fase sólida. Além disso, no caso de uma situação real, também é possível que partículas sejam arrastadas através da região de entrada de sólidos, o que não é observado nas simulações devido à condição de contorno nessa posição.

Tabela 22 - Valores de vazão mássica, temperatura e umidade da fase ar e da fase sólida nas correntes de saída do equipamento de secagem em chute. Resultados das simulações por CFD - Caso 4 com saídas 2, 3 e 4 fechadas.

Variável	Saída			
	Fase ar		Fase sólida	
	1	5	1	5
$\dot{m}$ (kg/s) <sup>†</sup>	9,73	4,72	2,26	83,47
$T$ (K)	513,7	587,4	347,9	331,6
Umidade	0,090	0,058	0,094	0,096

<sup>†</sup>Obs. Os dados referem-se a vazão no chute considerando a condição de simetria. Para avaliar o valor total das vazões no equipamento inteiro, deve-se considerar 2x o valor apresentado na tabela.

A umidade final das partículas arrastadas pelo ar de secagem apresenta um substancial impacto na umidade do minério que sai do chute. Para este caso, o simulador indicou que a fase sólida arrastada pelo ar possui umidade final de 0,094. Esse valor foi estimado com base no modelo para transferência de massa adotado, cuja taxa de secagem se relaciona com a temperatura e velocidade do ar locais. Para esse caso, a umidade média final de todo sólido que sai do chute ficou em torno de 0,096. No entanto, se considerarmos que a massa total arrastada se encontra seca, comportamento que foi observado durante os ensaios experimentais, essa umidade média da fase sólida cai para 0,093. Mesmo que o arraste do material possa ser interessante para atingir uma maior redução de umidade, é preciso ponderar as condições de operação tendo em vista os limites operacionais dos sistemas de coleta de sólidos particulados.

Para essa configuração do sistema na qual as saídas do ar acima da capota 2 estão fechadas, existem algumas questões que requerem atenção:

- O simulador previu uma pressão dentro do equipamento de 5 a 6x maior quando foram fechadas todas as saídas da capota 2;
- Direcionar a saída de maior parte do ar pela S-1 poderá gerar uma suspensão de finos na entrada do equipamento e esses dispersarem para a atmosfera da vizinhança;
- Devem-se observar os limites operacionais da peneira, que não pode operar pressurizada;
- Ocorre arraste de maior quantidade de sólidos finos para tratamento no ciclone e filtros de manga;
- A temperatura nas mangas não pode ser superior ao limite máximo suportado pelo meio filtrante. Deve-se observar a temperatura de saída do ar, a fim de não chegar no filtro em condições inadequadas;

- Entupimentos devido ao acúmulo de material são alguns dos problemas comuns que acontecem em chutes de transferência. Caso isso ocorra, pode haver obstrução da passagem de ar através da saída 1 e substancial aumento na vazão de ar nas saídas das posições inferiores.
- Os resultados das simulações tratam-se de estimativas e previsões com base em respostas de um modelo matemático. São importantes para a visualização global e local do comportamento do sistema e análise de novas condições de operação. Contudo, podem não representar uma situação real de operação do equipamento.

As simulações por CFD do equipamento de secagem em chute forneceram uma melhor compreensão dos fenômenos de transporte de movimento, calor e massa em seu interior. De forma geral, os resultados das simulações para diferentes configurações indicaram que orientar o ar para as porções frontais do chute pode ser uma estratégia interessante para aumentar a sua eficiência de secagem.

## CAPÍTULO 8 - CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi simular por CFD o equipamento de secagem em chute, envolvendo os fenômenos de transporte de movimento, calor e massa. Para isso, foi obtida experimentalmente uma correlação para o coeficiente de transferência de massa capaz de representar o processo de secagem do minério de ferro em condições próximas às do secador industrial. A seguir, são apresentadas as conclusões referentes a cada etapa deste trabalho.

A caracterização do material mostrou que o minério de ferro *pellet feed* possui uma grande quantidade de partículas finas (20% com  $d_p < 10 \mu\text{m}$ ), que formam aglomerados quando esse material está úmido. Nos ensaios de secagem do minério em estufa, foi observado um amplo período de secagem a taxa constante, com umidade crítica em torno de 4 a 5%, indicando que a resistência externa a transferência de massa foi o fenômeno que controlou a maior parte do processo de secagem. A forma e a umidade iniciais do minério de ferro possuem impacto sobre a sua taxa de secagem. Por sua vez, diferentes composições de tamanho das partículas não tiveram efeito sobre as cinéticas de secagem para as condições analisadas.

Algumas observações foram feitas a partir dos dados de cinética de secagem do minério de ferro em leito fixo, no equipamento FB-2. A análise energética da secagem convectiva mostrou que a temperatura do ar, a velocidade do ar e a carga de sólidos tiveram efeitos significativos no tempo de secagem e no SEC. Os resultados mostraram que para cada condição de ar, uma carga específica de sólidos poderia minimizar o SEC. De acordo com o esquema de otimização dos experimentos, para uma  $T_f$  de 90 °C e uma  $u_f$  de 4,5 m/s, o menor consumo de energia foi estimado para uma carga de sólidos de 73 g. Experimentos realizados nessas condições validaram o resultado predito pelo modelo de regressão.

Duas correlações empíricas para o coeficiente de transferência de massa foram obtidas em laboratório a partir de dados de cinética de secagem do minério de ferro em camada fina a diferentes velocidades e temperaturas do ar de secagem. O propósito da obtenção dessas correlações foi implementar um modelo matemático para transferência de massa em simulações por CFD, a fim de prever o comportamento de secagem nos próprios equipamentos de laboratório e, por fim, no chute. A primeira correlação foi obtida para o equipamento em escala de bancada (FB-2) e compreendia uma faixa de temperaturas ( $50 \text{ °C} \leq T_f \leq 90 \text{ °C}$ ) e velocidades ( $2,5 \text{ m/s} \leq u_f \leq 4,5 \text{ m/s}$ ), as quais são muito menores que as apresentadas no equipamento de secagem em chute. Assim, foi projetado e construído um equipamento que pudesse operar em

condições mais severas. No equipamento construído, GR-1, a faixa de operação da correlação obtida foi  $100\text{ }^{\circ}\text{C} \leq T_f \leq 140\text{ }^{\circ}\text{C}$  e  $5\text{ m/s} \leq u_f \leq 15\text{ m/s}$ .

As correlações empíricas foram implementadas nas simulações por CFD por meio de UDS e UDF. Os modelos empíricos utilizados para a transferência de massa foram capazes de prever toda a curva característica de cinética de secagem do minério de ferro tanto no secador em escala de bancada FB-2, quanto no secador construído, GR-1, mostrando boa concordância dos resultados numéricos em relação aos dados experimentais. O modelo possibilitou a representação da secagem de um sistema complexo, composto por aglomerados de partículas úmidas com diferentes tamanhos e formas. Análises de aplicação da correlação empírica obtida no FB-2 para prever cinéticas de secagem em simulações por CFD do GR-1 mostraram o seu potencial de aplicação para equipamentos com diferentes geometrias e escalas. Por outro lado, simulações que utilizaram uma correlação semi-empírica disponível na literatura para calcular o coeficiente de transferência de massa apresentaram desvios consideráveis em relação aos dados experimentais, já que a dependência dessa abordagem em relação a fatores de forma das partículas e propriedades da fase sólida prejudicou a descrição do sistema de secagem.

A principal hipótese utilizada neste trabalho para a simulação do equipamento de secagem em chute foi que a câmara de secagem do equipamento construído (GR-1) representa um elemento “infinitesimal” de volume do chute. Assim sendo, a correlação obtida nesse equipamento foi utilizada para estimar a taxa de secagem em nível local nas simulações por CFD do chute, a fim de calcular a perda de umidade de acordo com as condições locais de temperatura e velocidade do ar.

Resultados das simulações por CFD do equipamento de secagem em chute contribuíram para a análise de importantes aspectos de sua operação. Deve-se atentar para a distribuição do material ao longo da peneira a fim de proporcionar um contato maior entre as fases e evitando que o ar assuma caminhos preferenciais. As maiores taxas de secagem foram identificadas na região entre as placas defletoras, por entre as quais há altas velocidades e temperaturas do ar. As simulações apontaram que o fechamento das saídas de ar acima da capota 2 proporcionou uma redução de umidade final da fase sólida de 0,100 para 0,093 quando comparada a operação com as saídas abertas. Foram apontados alguns cuidados ao operar o equipamento nesta configuração. Os resultados numéricos forneceram uma melhor compreensão da operação de secagem no chute e o simulador apresentou potencial para avaliar possíveis melhorias em sua geometria e operação. Resultados de testes em planta serão essenciais para fazer o ajuste fino de parâmetros de simulação, bem como validar as respostas do simulador.

## SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar continuidade ao estudo de secagem de concentrados de minério de ferro, são sugeridos os seguintes assuntos para futuras investigações:

- Relacionar a cinética de secagem e o valor da TML com a composição mineralógica do minério de ferro;
- Analisar a redução de umidade do minério de ferro em testes de filtração a vácuo para diferentes condições de composição mineralógica e distribuição de tamanhos de partículas. Comparar com o valor da TML exigida;
- Obter experimentalmente uma correlação para a secagem convectiva do minério de ferro que possa envolver uma faixa mais ampla de condições;
- Expandir a correlação para operação com diferentes umidades iniciais de sólidos;
- Validar a correlação obtida em FB-2 ou GR-1 para outros secadores com diferentes geometrias e condições operacionais;
- Aplicar o método de obtenção de correlação para  $K$  para outros materiais, tais como o minério de ferro *sinter feed*. Simular por CFD e validar o modelo.
- Comparar os resultados das simulações por CFD do equipamento de secagem em chute com dados obtidos em testes em planta. Fazer o ajuste fino dos parâmetros de permeabilidade do meio na peneira (zona porosa).
- Modelar o arraste da fase sólida nas simulações por CFD do equipamento de secagem em chute.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABAZARPOOR, Armin *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, 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1080/03719553.2017.1284414>>.
- ALBINI, Geisa; FREIRE, Fábio Bentes; FREIRE, José Teixeira. Barley: Effect of airflow reversal on fixed bed drying. *Chemical Engineering and Processing - Process Intensification*, v. 134, n. September, p. 97–104, 2018.
- AMARANTE, S. C. *et al.* Cake dewatering of some iron ore industrial products. *Minerals and Metallurgical Processing*, v. 19, n. 3, p. 161–164, 2002.
- AOAC. *Official Methods of Analysis of the Association of Official Analytical Chemists*. 17th. ed. Maryland: AOAC International, 2002.
- ARAÚJO, Adail M *et al.* Influence of process variables on the ceramic capillary filtration of iron ore slurries. v. 182, n. March, 2022.
- ARAÚJO, Morgana de Vasconcellos *et al.* Industrial ceramic brick drying in oven by CFD. *Materials*, v. 12, n. 10, 2019.
- ATHAYDE, Maycon; FONSECA, Mauricio Cota; COVCEVICH, Bagatini Maurício. Iron ore pellet drying assisted by microwave : A kinetic evaluation. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, v. 39, n. 4, p. 266–275, 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1080/08827508.2017.1423295>>.
- BRITO, Ronaldo Correia De *et al.* Effect of mechanical energy on the energy efficiency of spouted beds applied on drying of sorghum [*Sorghum bicolor* (L.) moench]. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, v. 117, n. March, p. 95–105, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.cep.2017.03.021>>.
- BUCHHOLZ, Moritz *et al.* CFD-aided population balance modeling of a spray drying process. *Advanced Powder Technology*, v. 33, n. 7, 2022.
- CAI, Zhenlei *et al.* Response surface optimization of reductive leaching manganese from low-grade pyrolusite using biogas residual as reductant. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, v. 36, n. 1, p. 1–6, 2015.
- CÂRLESCU, Petru Marian *et al.* CFD simulation of heat and mass transfer during apricots drying. *LWT - Food Science and Technology*, v. 85, p. 479–486, 2017.
- CERMAK, Vladimir; RYBACH, Ladislaus. *Thermal conductivity and specific heat of minerals*

and rocks. *Landolt-Börnstein, New Series, Group V, Geophysics and space research*. [S.l.: s.n.]. Disponível em: <[https://doi.org/10.1007/10201894\\_62](https://doi.org/10.1007/10201894_62)>. , 1982

CHAEDIR, Benitta A. *et al.* Advances in dewatering and drying in mineral processing. *Drying Technology*, 2021.

CHANDRAMOHAN, V. P. Experimental Analysis and Simultaneous Heat and Moisture Transfer with Coupled CFD Model for Convective Drying of Moist Object. *International Journal of Computational Methods in Engineering Science and Mechanics*, v. 17, n. 1, p. 59–71, 2016.

CHAVES, Arthur Pinto. Manuseio de sólidos granulados. *Teoria e Prática do Tratamento de Minérios*. 2. ed. São Paulo: Oficina de Textos, 2012. p. 384.

CHEN, X. L. *et al.* Evaluation of dust emissions from conveyor transfer chutes using experimental and CFD simulation. *International Journal of Mineral Processing*, v. 110–111, p. 101–108, 2012.

CHEN, Xiaoling; WHEELER, Craig. Computational Fluid Dynamics (CFD) modelling of transfer chutes: A study of the influence of model parameters. *Chemical Engineering Science*, v. 95, p. 194–202, 2013.

CRANK, J. *The Mathematics of Diffusion*. 2. ed. Oxford: Clarendon Press, 1975.

DA ROSA, Cezar Augusto. Estudo experimental e numérico da fluidodinâmica e das transferências de calor e massa em um leito de jorro contínuo : Uso da técnica CFD. *Tese (Doutorado em Engenharia Química), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos*, p. 97, 2010a.

DA ROSA, Cezar Augusto. *Estudo experimental e numérico da fluidodinâmica e das transferências de calor e massa em um leito de jorro contínuo : Uso da técnica CFD*. 2010b. 97 f. Federal University of São Carlos, 2010.

DA SILVA, Fernanda Ribeiro Gaspar Branco *et al.* Experimental and numerical analysis of soybean meal drying in fluidized bed. *Powder Technology*, v. 229, p. 61–70, 2012. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.powtec.2012.06.008>>.

DIAS, C. L.P. *et al.* The effect of reagents on ultrafine iron ore vacuum filtration. *Filtration and Separation*, v. 40, n. 5, p. 36–39, 2003.

DING, J.; GIDASPOW, D. A Bubbling Fluidization Model Using Kinetic Theory of Granular Flow. *AIChE Journal*, v. 36, n. 4, p. 523–538, 1990.

DUTRA, De Castro *et al.* Influence of Drying Temperature and Atmosphere on the Mechanical Strength of Iron-Ore Agglomerates and Sodium Silicates for Application in Sintering

Processes. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 94, n. JANUARY, p. 75–80, 2016.

FENG, Jun Xiao *et al.* Drying and preheating processes of iron ore pellets in a traveling grate. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, v. 17, n. 5, p. 535–540, 2010.

FERREIRA, Rodrigo Fina; PEREIRA, Tiago Martins; LIMA, Rosa Malena Fernandes. A model for estimating the PFD80 transportable moisture limit of iron ore fines. *Powder Technology*, v. 345, p. 329–337, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.01.024>>.

GELDART, D. Types of Gas Fluidization. v. 7, p. 285–292, 1973.

GHOSHDASTIDAR, P S; BHARGAVA, G; CHHABRA, R P. Computer Simulation of Heat Transfer During Drying and Preheating of Wet Iron Ore in a Rotary Kiln. *Drying Technology*, v. 20, n. 1, p. 19–35, 2002.

GIDASPOW, D.; BEZBURUAH, R.; DING, J. Hydrodynamics of Circulating Fluidized Beds, Kinetic Theory Approach, Fluidization VII. 1992, New York: [s.n.], 1992. p. 75–82.

GIESCHE, H. Mercury porosimetry: a General (Practical) Overview. *Particle & Particle Systems Characterization*, v. 23, p. 1–11, 2006.

GRAÇA, Leonardo Martins *et al.* Effects of hematite surface characteristics on filtration process. *Revista Escola de Minas*, v. 69, n. 2, p. 199–205, 2016.

GUNN, D. J. Transfer of heat or mass to particles in fixed and fluidised beds. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 21, n. 4, p. 467–476, 1978.

HINZE, J. O. *Turbulence*. New York: McGraw-Hill Publishing Co., 1975.

HOLTZ, Emma *et al.* The role of processing parameters on energy efficiency during microwave convective drying of porous materials. *Drying Technology*, v. 27, n. 2, p. 173–185, 2009.

HUTTUNEN, Manu *et al.* Specific energy consumption of cake dewatering with vacuum filters. *Minerals Engineering*, v. 100, p. 144–154, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.mineng.2016.10.025>>.

ILIC, Dusan. Development of design criteria for reducing wear in iron ore transfer chutes. *Wear*, v. 434–435, p. 1–13, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.202986>>.

INC., Ansys. *ANSYS FLUENT 14.0 - User's Guide*. [S.l.]: Ansys Inc, 2011.

INDIAN BUREAU OF MINES (IBM). Iron Ore Beneficiation. *Iron & Steel Vision*, 2020. Disponível em: <[https://ibm.gov.in/writereaddata/files/06062017101137Iron and Steel](https://ibm.gov.in/writereaddata/files/06062017101137Iron%20and%20Steel)>.

2020\_3.pdf>.

JAMALEDDINE, Tarek J.; RAY, Madhumita B. Application of computational fluid dynamics for simulation of drying processes: A review. *Drying Technology*, v. 28, n. 2, p. 120–154, 2010.

JANG, Jungkee; ARASTOPOUR, Hamid. CFD simulation of a pharmaceutical bubbling bed drying process at three different scales. *Powder Technology*, v. 263, p. 14–25, 2014. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.powtec.2014.04.054>>.

KARIMI, P. *et al.* Application of response surface method and central composite design for modeling and optimization of gold and silver recovery in cyanidation process. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, v. 32, n. 1, p. 1–16, 2011.

KRASNYI, B. L.; TARASOVSKII, V. P.; KRASNYI, A. B. Development of ceramic material and filtering element technology for disk vacuum filtering units used in dewatering ferrous and nonferrous metal ore concentrates. *Refractories and Industrial Ceramics*, v. 50, n. 2, p. 107–111, 2009.

KROKIDA, M. K.; FOUNDOUKIDIS, E.; MAROULIS, Z. Drying constant: Literature data compilation for foodstuffs. *Journal of Food Engineering*, v. 61, n. 3, p. 321–330, 2004.

KUDRA, T. Energy aspects in drying. *Drying Technology*, v. 22, n. 5, p. 917–932, 2004.

KUDRA, T. Energy Performance of Convective Dryers. *Drying Technology*, v. 30, n. 11–12, p. 1190–1198, 2012.

KUIPERS, J. A. M.; PRINS, W.; SWAAIJ, W. P. M. Numerical calculation of wall-to-bed heat transfer coefficients in gas-fluidized beds. *AIChE Journal*, v. 38, p. 1079–1091, 1992.

LAN, Bin *et al.* CFD-DEM-IBM simulation of particle drying processes in gas-fluidized beds. *Chemical Engineering Science*, v. 255, 2022.

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

LI, S.; STAWCZYK, J.; ZBICINSKI, I. CFD model of apple atmospheric freeze drying at low temperature. *Drying Technology*, v. 25, n. 7–8, p. 1331–1339, 2007.

LI, Z. *et al.* CFD Simulation on Drying and Dust Integration in Fluidized Bed Spray Granulation. *Drying Technology*, v. 30, n. 10, p. 1088–1098, 2012.

LIU, P. S.; CHEN, G. F. *Porous Materials, processing and applications*. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2014.

LJUNG, Anna-lena *et al.* Discrete and Continuous Modeling of Heat and Mass Transport in Drying of a Bed of Iron Ore Pellets. *Drying Technology*, v. 30, p. 760–773, 2012.

- LJUNG, Anna-Lena *et al.* Influence of Air Humidity on Drying of Individual Iron Ore Pellets. *Drying Technology*, p. 1101–1111, 2011.
- LJUNG, Anna Lena; STAFFAN LUNDSTRÖM, T.; *et al.* Convective drying of an individual iron ore pellet - Analysis with CFD. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 54, n. 17–18, p. 3882–3890, 2011.
- LJUNG, Anna Lena; LUNDSTRÖM, T Staffan; *et al.* Simulation of convective drying of a cylindrical iron ore pellet. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, 2011.
- LUN, C. K. K. *et al.* Kinetic Theories for Granular Flow: inelastic Particles in Couette Flow and Slightly Inelastic Particles in General Flow Field. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 140, p. 223–256, 1984.
- LUZ, Adão Benvindo Da; SAMPAIO, João Alves; FRANÇA, Silvia Cristina A. *Tratamento de minérios*. 5. ed. Rio de Janeiro: [s.n.], 2010.
- MALEKJANI, Narjes; JAFARI, Seid Mahdi. Simulation of food drying processes by Computational Fluid Dynamics (CFD); recent advances and approaches. *Trends in Food Science and Technology*, v. 78, n. June, p. 206–223, 2018.
- MASSARO SOUSA, L.; FERREIRA, M. C. Spent coffee grounds as a renewable source of energy: An analysis of bulk powder flowability. *Particuology*, v. 43, p. 92–100, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.partic.2018.06.002>>.
- MATHUR, K. B.; EPSTEIN, N. *Spouted Beds*. New York: Academic Press, 1974. Disponível em: <<https://books.google.co.nz/books?id=ss0TfGgfEIIC>>.
- MCILVENNA, P.; MOSSAD, R. Two Dimensional Transfer Chute Analysis Using a Continuum Method. *Third International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries CSIRO*, n. December, p. 547–552, 2003. Disponível em: <[http://www.cfd.com.au/cfd\\_conf03/papers/064Mci.pdf](http://www.cfd.com.au/cfd_conf03/papers/064Mci.pdf)>.
- MEER, Frank P Van Der. Pellet feed grinding by HPGR. *Minerals Engineering*, v. 73, p. 21–30, 2015. Disponível em: <[doi: 10.1016/j.mineng.2014.12.018](https://doi.org/10.1016/j.mineng.2014.12.018)>.
- MEYER, K. *Pelletizing of Iron Ores*. Heidelberg: 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, 2002.
- MOREIRA, Debora Dias Costa *et al.* Influence of particle size distribution of iron ore fines on liquefaction during marine transportation. *Powder Technology*, v. 373, p. 301–309, 2020. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.06.052>>.

- MUJUMDAR, Arun S. Chapter 1 Principles, Classification, and Selection of Dryers. In: MUJUMDAR, ARUN S. (Org.). . *Handbook of Industrial Drying*. 4. ed. Boca Raton: CRC Press, 2015a. p. 3–30.
- MUJUMDAR, Arun S. Chapter 42 Drying in Mineral Processing. In: MUJUMDAR, ARUN S. (Org.). . *Handbook of Industrial Drying*. 4. ed. Boca Raton: CRC Press, 2015b. p. 861–866.
- MUNRO, Michael C.; MOHAJERANI, Abbas. Determination of the transportable moisture limit of iron ore fines for the prevention of liquefaction in bulk carriers. *Marine Structures*, v. 40, n. November 2016, p. 193–224, 2015a.
- MUNRO, Michael C; MOHAJERANI, Abbas. Determination of the transportable moisture limit of iron ore fines for the prevention of liquefaction in bulk carriers. *Marine Structures*, v. 40, p. 193–224, 2015b. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.marstruc.2014.11.004>>.
- MWABA, C. C. Surfactant-enhanced dewatering of graphite and hematite suspensions. *Minerals Engineering*, v. 4, n. 1, p. 49–62, 1991.
- NAMKUNG, Won; CHO, Minyoung. Pneumatic Drying of Iron Ore Particles in a Vertical Tube. *Drying Technology*, v. 22, n. 4, p. 877–891, 2004. Disponível em: <<https://doi.org/10.1081/DRT-120034268>>.
- O'CONNOR, F.; CHEUNG, W. H.; VALIX, M. Reduction roasting of limonite ores: effect of dehydroxylation. *International Journal of Mineral Processing*, v. 80, n. 2–4, p. 88–99, 2006.
- OGAWA, Satoru; UMEMURA, Akira; OSHIMA, Nobunori. On the equations of fully fluidized granular materials. *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik ZAMP*, v. 31, n. 4, p. 483–493, 1980.
- OKAZAKI, J. H. *et al.* Drying of Brazilian Iron Ore in Spherical Pellets. 2022, Worcester, USA: [s.n.], 2022.
- ORGANISATION, International Maritime. *International Maritime Solid Bulk Cargoes Code*. [S.l: s.n.], 2016.
- ORGANISATION, International Maritime (IMO). *Code of safe practice for solid bulk cargoes*. London: [s.n.], 2011.
- ORGANIZATION, International Maritime. *Amendments (05-19) to the International Maritime Solid Bulk Cargoes (IMSBC) Code (on 1 January 2021) (MSC101/24Add.3)*. . London: [s.n.], 2019.
- ORGANIZATION, World Health. *Bulk Density and Tapped Density of Powders*. World health organization. Geneva: [s.n.], 2012. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/19942060.2014.11015516%5Cnhttp://www.nc>

bi.nlm.nih.gov/pubmed/15003161%5Cnhttp://cid.oxfordjournals.org/lookup/doi/10.1093/cid/cir991%5Cnhttp://www.scielo.cl/pdf/udecada/v15n26/art06.pdf%5Cnhttp://www.scopus.com/i>.

PATRA, A S *et al.* Improved dewatering of iron ore fines by the use of surfactants. *Powder Technology*, v. 287, p. 43–50, 2016.

PENA, Eloisio Queiroz; ANTÔNIO, Carlos; GABRIEL, Fernando. Caracterização dos parâmetros de porosidade de concentrados de minério de ferro pelo método de adsorção de nitrogênio. [Application of Nitrogen Adsorption Method for the Characterization of Porosity Parameters of Iron Ore Pellet Feed]. *Tecnologia em Metalurgia e Materiais*, v. 4, n. 4, p. 53–57, 2008.

RAMACHANDRAN, Rani Puthukulangara *et al.* Three-dimensional CFD modelling of superheated steam drying of a single distillers' spent grain pellet. *Journal of Food Engineering*, v. 212, p. 121–135, 2017.

RANJBARAN, M.; ZARE, D. CFD Modeling of Microwave-Assisted Fluidized Bed Drying of Moist Particles Using Two-Fluid Model. *Drying Technology*, v. 30, n. 4, p. 362–376, 2012.

RICHARDSON, L. F. The Approximate Arithmetical Solution by Finite Differences of Physical Problems Involving Differential Equations, with an Application to the Stresses in a Masonry Dam. *Transactions of the Royal Society of London*, v. 210, n. A, p. 307–357, 1910.

ROACHE, P. J. Quantification of uncertainty in computational fluid dynamics. *Annu. Ver. Fluid. Mech*, v. 29, p. 123–160, 1997.

ROSLI, Masli Irwan *et al.* Simulation of a fluidized bed dryer for the drying of sago waste. *Energies*, v. 11, n. 9, 2018.

ROUQUEROL, J. *et al.* Recommendations for the Characterization of Porous Solids. *Pure and Applied Chemistry*, v. 66, n. 8, p. 1739–1758, 1994.

SALEM, A.; AHMADLOUIEDARAB, M.; GHASEMZADEH, K. CFD approach for the moisture prediction in spray chamber for drying of salt solution. *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, v. 17, n. 3, p. 527–532, 2011. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.jiec.2010.10.023>>.

SANGHI, Achint; AMBROSE, R. P.Kingsly; MAIER, Dirk. CFD simulation of corn drying in a natural convection solar dryer. *Drying Technology*, v. 36, n. 7, p. 859–870, 2018.

SASS, Allan. Simulation of heat-transfer phenomena in a rotary kiln. *Industrial and Engineering Chemistry Process Design and Development*, v. 7, n. 2, p. 319–320, 1968.

SEBORG, Dale E.; EDGAR, Thomas F.; MELLICHAMP, Duncan A. *Process Dynamics and*

*Control*. 2nd. ed. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2004.

SILVA, Evaldo M. *et al.* A combined approach to optimize the drying process of flavonoid-rich leaves (*Inga edulis*) using experimental design and mathematical modelling. *Food and Bioproducts Processing*, v. 89, n. 1, p. 39–46, 2011.

SIMONIN, C.; VIOLLET, P. L. Predictions of an Oxygen Droplet Pulverization in a Compressible Subsonic Coflowing Hydrogen Flow. *Numerical Methods for Multiphase Flows*, p. 65–82, 1990.

SMITH, J. *et al.* Optimal ceramic filtration operating conditions for an iron-ore concentrate. *Minerals Engineering*, v. 115, n. October 2016, p. 1–3, 2018. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.mineng.2017.10.011>>.

SOUZA PINTO, T. C. *et al.* Characterization and drying kinetics of iron ore pellet feed and sinter feed. *Drying Technology*, v. 39, n. 0, p. 1359–1370, 2020. Disponível em: <<https://doi.org/10.1080/07373937.2020.1747073>>.

SOUZA PINTO, T. C. *et al.* *Processo para redução da umidade de minérios em correias transportadoras e chutes de transferência*. . Brazil: [s.n.], 2015

STERN, Fred *et al.* Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD Simulations - Part 1: Methodology and Procedures. *Journal of Fluids Engineering*, v. 123, p. 793–802, 2001.

SUDBROCK, F. *et al.* Convective drying of agitated silica gel and beech wood particle beds—experiments and transient DEM-CFD simulations. *Drying Technology*, v. 33, n. 15–16, p. 1808–1820, 2015.

SUTHERS, Steven P. *et al.* Experimental Study of Dry Desliming Iron Ore Tailings by Air Classification. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, v. 40, n. 5, p. 344–355, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1080/08827508.2019.1635470>>.

SWAMY, Y V; KAR, B B; MOHANTY, J K. Physico-chemical characterization and sulphatization roasting of low-grade nickeliferous laterites. v. 69, p. 89–98, 2003.

SZAFRAN, Roman G.; KMIĘC, Andrzej. CFD Modeling of Heat and Mass Transfer in a Spouted Bed Dryer. *Industrial and Engineering Chemistry Research*, v. 43, n. 4, p. 1113–1124, 2004.

TAN, Shuai; PENG, Jun; SHI, Hongbo. Modeling and simulation of iron ore pellet drying and induration process with accurate bed void fraction calculation. *Drying Technology*, v. 34, n. 6, p. 651–664, 2016.

THORPE, G. R. The application of computational fluid dynamics codes to simulate heat and

- moisture transfer in stored grains. *Journal of Stored Products Research*, v. 44, n. 1, p. 21–31, 2008.
- TRAN, T. T.H.; JASKULSKI, M.; TSOTSAS, E. Reduction of a model for single droplet drying and application to CFD of skim milk spray drying. *Drying Technology*, v. 35, n. 13, p. 1571–1583, 2017.
- TSUKERMAN, T.; DUCHESNE, C.; HODOUIN, D. On the drying rates of individual iron oxide pellets. *International Journal of Mineral Processing*, v. 83, n. 3–4, p. 99–115, set. 2007. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0301751607001330>>.
- U.S. GEOLOGICAL SURVEY. Mineral Commodity Summaries - Iron ore. 2022. Disponível em: <<https://pubs.usgs.gov/periodicals/mcs2020/mcs2020-iron-ore.pdf>>.
- VAN WINKLE, Matthew; SMITH, P L. Discharge Coefficients Through Perforated Plates at Reynolds Numbers of 400 to 3,000. *AIChE Journal*, v. 4, p. 266–268, 1958.
- WANG, H. G. *et al.* Investigation of Batch Fluidized-Bed Drying by Mathematical Modeling, CFD Simulation and ECT Measurement. *AIChE Journal*, v. 54, n. 2, p. 427–444, 2008.
- WAPLES, Douglas W.; WAPLES, Jacob S. A review and evaluation of specific heat capacities of rocks, minerals, and subsurface fluids. Part 1: Minerals and nonporous rocks. *Natural Resources Research*, v. 13, n. 2, p. 97–122, 2004.
- WASHBURN, E. W. Note on a method of determining the distribution of pore sizes in a porous Material. *Proceedings National Academy of Sciences*, v. 7, p. 115–116, 1921.
- WELTY, J. R. *et al.* *Fundamentals of Momentum, Heat, and Mass Transfer*. 5. ed. New York: Wiley, 2008.
- WU, Z. H. *et al.* Dewatering and drying in mineral processing industry: Potential for innovation. *Drying Technology*, v. 28, n. 7, p. 834–842, 2010.
- XIA, Liangzhi *et al.* Numerical simulation and experimental validation of oil shale drying in pneumatic conveying dryer. *Drying Technology*, v. 36, n. 5, p. 617–629, 2018.
- XIAO, Zhi Feng *et al.* CFD modeling and simulation of superheated steam fluidized bed drying process. *IFIP Advances in Information and Communication Technology*, v. 392 AICT, n. PART 1, p. 141–149, 2013.
- ZEHNER, P.; SCHLÜNDER, E. U. Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen bei Mässigen Temperaturen. *Chemie Ing. Techn.*, v. 42, n. 14, p. 933, 1970.
- ZHANG, Ning *et al.* Effect of radio frequency (RF) drying technology on dehydration rate and energy consumption of Australia lignite. *Drying Technology*, v. 34, n. 2, p. 161–166, 2016.

## APÊNDICE A – MASSAS DE MINÉRIO DE FERRO COLETADAS NA GAVETA E NO *UNDERFLOW* DO CICLONE PARA O EQUIPAMENTO GR-1

São apresentados os valores das massas de sólidos coletados na gaveta do equipamento e no *underflow* do ciclone para o equipamento GR-1 considerando a condição de alimentação de velocidade do ar de 15 m/s. Tem-se a massa total da amostra coletada na gaveta ( $m_g$ ) e no *underflow* do ciclone ( $m_u$ ) e a massa de material seco coletado na gaveta ( $m_{sg}$ ). Reitera-se que todo material coletado no *underflow* do ciclone encontrava-se seco. As Tabelas A1, A2 e A3 apresentam os resultados para as temperaturas de 100, 120 e 140 °C, respectivamente.

Tabela A1 – Massa de material coletado na gaveta e no *underflow* do ciclone do equipamento GR-1 para a temperatura do ar de entrada de 100 °C.

<b>Tempo (s)</b>	<b><math>m_g</math> (g)</b>	<b><math>m_{sg}</math> (g)</b>	<b><math>m_u</math> (g)</b>
<b>0</b>	250*	225*	0
<b>15</b>	235,18	219,79	4,99
<b>15</b>	233,49	218,03	0
<b>30</b>	221,23	211,38	10,89
<b>45</b>	203,98	197,81	23,5
<b>60</b>	171,87	169,66	50,09
<b>90</b>	157,07	155,54	65,21
<b>120</b>	141,51	140,17	82,08
<b>180</b>	87,03	87,18	132,39

\*Valores aproximados.

Tabela A2 – Massa de material coletado na gaveta e no *underflow* do ciclone do equipamento GR-1 para a temperatura do ar de entrada de 120 °C.

<b>Tempo (s)</b>	<b><math>m_g</math> (g)</b>	<b><math>m_{sg}</math> (g)</b>	<b><math>m_u</math> (g)</b>
<b>0</b>	250*	225*	0
<b>15</b>	230,41	215,54	4,25
<b>15</b>	232,47	217,72	4,71
<b>30</b>	222,51	212,71	8,37
<b>45</b>	205,22	199,72	19,28
<b>60</b>	178,88	176,23	40,27
<b>90</b>	168,81	167,53	49,82
<b>120</b>	144,57	144,43	72,14
<b>180</b>	124,97	124,87	95,02

\*Valores aproximados.

Tabela A3 – Massa de material coletado na gaveta e no *underflow* do ciclone do equipamento GR-1 para a temperatura do ar de entrada de 140 °C.

<b>Tempo (s)</b>	<b><math>m_g</math> (g)</b>	<b><math>m_{sg}</math> (g)</b>	<b><math>m_u</math> (g)</b>
<b>0</b>	250*	225*	0
<b>15</b>	235,70	221,28	3,70
<b>15</b>	234,53	221,10	4,28
<b>30</b>	221,64	213,05	10,66
<b>45</b>	206,79	202,39	20,23
<b>60</b>	188,13	185,88	36,65
<b>90</b>	179,09	177,50	44,64
<b>120</b>	168,37	167,57	54,63
<b>180</b>	133,70	133,77	54,28

\*Valores aproximados.

Não foi observada diferença substancial na massa de material coletado no *underflow* do ciclone entre cada uma das temperaturas do ar até o tempo de 45 s. Estima-se que, até esse tempo, o processo se encontrava no período de secagem a taxa constante para todas as condições. Dessa forma, pode-se inferir que o transporte de água do interior do aglomerado de partículas para o seu exterior era suficiente para manter a superfície do material molhada. Com o início da secagem a taxa decrescente, a secagem passou a ser limitada pelo transporte interno de umidade e o transporte de água do interior até a superfície do material diminuiu. Assim sendo, possivelmente houve uma redução da adesão das partículas à superfície do aglomerado e o arraste de maior quantidade de particulado fino.

Conhecer a massa de sólidos coletada no ciclone é importante para considerar o efeito do arraste de partículas na umidade final da amostra. Por exemplo, para a secagem total da amostra a uma condição de entrada de ar de 15 m/s, o ar de secagem arrastou aproximadamente de 20 a 52% da massa de sólidos úmidos inicialmente alimentados na câmara de secagem. Conseqüentemente, sob essa condição, parte do processo de secagem ocorreu na seção de transporte pneumático e parte no ciclone. Portanto, para tais condições, o coeficiente de transferência de massa também incluiu o efeito de desprendimento das partículas e a mudança de tamanho e forma dos aglomerados que ocorreram durante a secagem.

## **APÊNDICE B – ANÁLISE DE ABORDAGENS DA SIMULAÇÃO E COERÊNCIA FÍSICA DO MODELO PARA AS SIMULAÇÕES POR CFD DO EQUIPAMENTO DE SECAGEM EM CHUTE**

### **B.1 Análise de simplificações e da condição de simetria**

Simulações anteriores foram feitas a fim de verificar a influência de alguns aspectos nos resultados simulados, avaliando possíveis simplificações ou modificações no modelo matemático a fim de reduzir o tempo de simulação por CFD do equipamento de secagem em chute.

- A retirada dos termos difusivos referentes ao transporte de massa foi realizada para ambas as UDS, referentes a umidade da fase fluida e da fase sólida. Não foram verificadas alterações consideráveis na resposta final de umidade, mas houve uma maior instabilidade na solução numérica. Não houve alteração no tempo de simulação para essa abordagem. Optou-se por manter os termos difusivos no modelo.
- Também foram feitos testes nos quais foi considerada a variação da densidade da fase sólida e da fase gasosa de acordo com a umidade. Para essas simulações, foi verificado que a inclusão ou remoção desses termos não afetava substancialmente a resposta final para a umidade dos sólidos, nem o tempo de simulação. Assim sendo, para as simulações finais, foi desconsiderada a influência da umidade na densidade das fases sólida e gasosa.
- A condição de contorno de simetria é usada quando a geometria do sistema de interesse e o perfil esperado do escoamento possuem uma simetria, ou seja, um espelhamento em relação a um plano. Nesses casos, o Fluent assume um fluxo zero de todas as quantidades no contorno definido como condição de simetria. Tem-se que o equipamento de secagem em chute é simétrico em relação ao plano  $xy$ . No entanto, para utilizar esse contorno, é importante verificar se o perfil de escoamento é simétrico.

Para isso, foi realizada uma simulação com o chute inteiro, ou seja, sem considerar a condição de simetria, mantendo o mesmo espaçamento entre nós, em um domínio composto por 1.053.562 células. Os contornos de velocidade da fase ar para essas simulações foram comparados a fim de verificar se a condição de simetria era válida, considerando as respostas do simulador. Observando as Figuras B1 e B2, tem-se que os contornos de velocidade foram aproximadamente os mesmos para as simulações com o equipamento inteiro ou considerando a condição de simetria no plano  $xy$ . Os pequenos desvios observados para a simulação com o chute inteiro provavelmente ocorreram

devido à malha computacional, ao fechamento dessa malha, ou aos próprios resíduos envolvidos durante a solução numérica do problema. A partir dessa resposta do simulador, foi considerado que o perfil de escoamento era simétrico e essa condição de contorno foi empregada nas demais simulações. A principal vantagem de empregar esse contorno foi a redução do tempo de simulação em cerca de 50%.

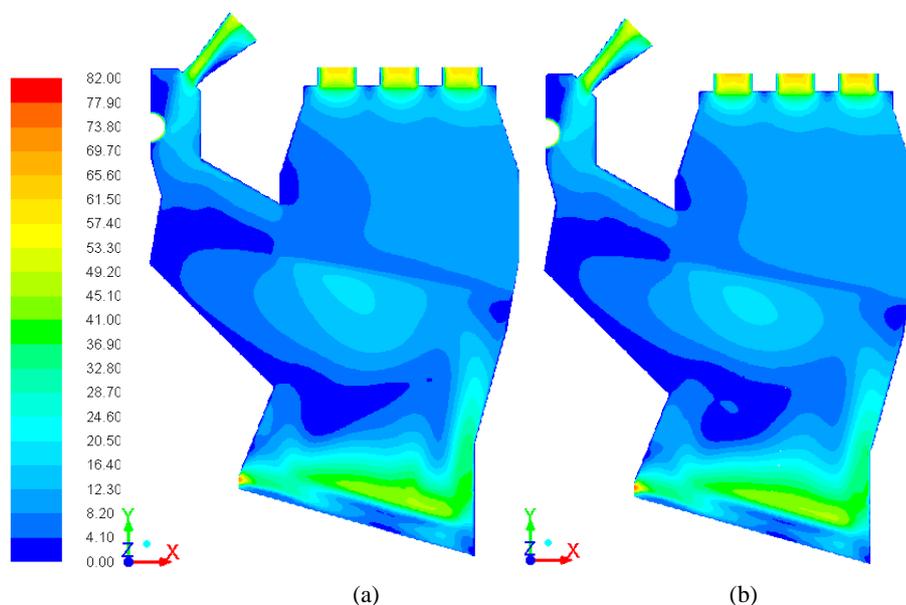


Figura B1 – Simulações preliminares para verificar a condição de simetria: contorno de velocidade da fase ar para o (a) chute simulado com domínio computacional inteiro e (b) chute simulado com condição de simetria no plano  $xy$ – Corte A, caso 4.

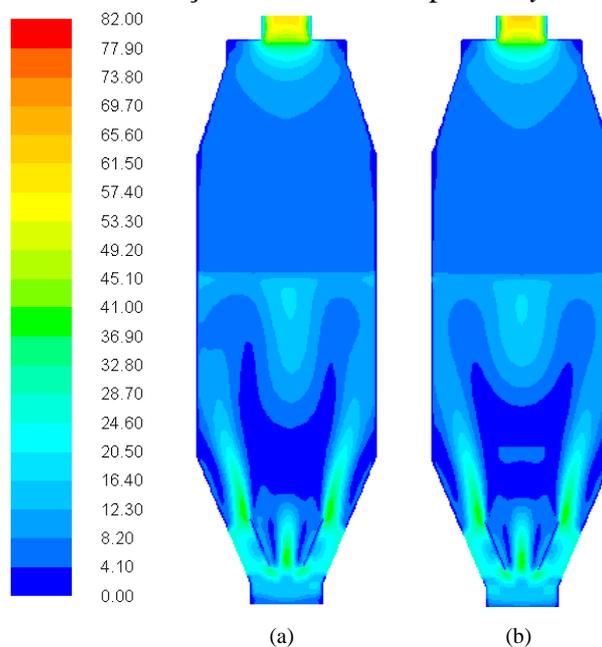


Figura B2 - Simulações preliminares para verificar a condição de simetria: contorno de velocidade da fase ar para o (a) chute simulado com domínio computacional inteiro e (b) chute simulado com condição de simetria no plano  $xy$ – Corte B, caso 4.

## B.2 Análise de coerência física e abordagens de simulação

Foram simulados e apresentados diferentes casos a fim de analisar a coerência física do modelo, bem como algumas abordagens utilizadas para a simulação do equipamento de secagem em chute (Tabela B1). Todas as condições apresentaram uma vazão mássica de ar seco fixa na entrada. Assim sendo, a variação apresentada para a velocidade do ar correspondeu somente à sua expansão devido a utilização de maiores temperaturas.

Alguns casos analisaram a influência da extrapolação dos valores da correlação empírica utilizada. Em casos que a correlação não foi extrapolada foi utilizado um “teto” para o valor de  $K$ , ou seja, o limite superior assumido por  $K$  para qualquer célula do domínio computacional equivaleu ao valor máximo que era possível atingir dentro dos limites de  $u_f$  e  $T_f$  estabelecidos na correlação. Por outro lado, em casos que a correlação foi extrapolada, esse “teto” para o valor de  $K$  não foi considerado e os valores locais de  $u_f$  e  $T_f$  eram utilizados para calcular  $K$ , independentemente de estarem fora dos limites da correlação.

Tabela B123 - Casos simulados do equipamento de secagem em chute.

Caso	Vazão mássica da fase sólida (kg/s)	Velocidade do ar na entrada (m/s)	Temperatura do ar na entrada (°C)	A correlação foi extrapolada em $T_f$ e $u_f$ ?	Umidade da fase sólida na entrada (BS)
1	334	14,2	140	Não	0,110
2	167	14,2	140	Não	0,110
3	167	14,2	140	Sim	0,110
4	167	25	450	Sim	0,110
5	167	25	450	Sim	0,136

As Tabelas B2, B3 e B4 apresentam os resultados para as vazões mássicas, temperaturas e umidades para as fases sólida e gasosa para cada caso simulado, respectivamente. Comparando as respostas das simulações, foram observados os seguintes comportamentos:

- A diferença entre os casos 1 e 2 reside na vazão mássica da fase sólida alimentada no contorno de entrada, sendo a massa do caso 1 o dobro daquela utilizada no caso 2. Foi observado que para o caso 1, houve uma maior vazão mássica de sólidos na saída 5, aumentando o volume ocupado por sólidos nessa saída e reduzindo a vazão mássica de ar nessa região quando comparado ao caso 2. Não foi observada substancial diferença entre as temperaturas da fase sólida observadas para cada caso na saída 5. Por outro lado, o Caso 1 apresentou menores temperaturas do ar nas saídas, o que indica uma maior quantidade de calor transferido entre as fases devido a maior massa da fase sólida

presente. Quanto à transferência de massa, os mesmos valores finais de umidade foram apresentados, independentemente da vazão mássica de sólidos alimentados. Avaliações posteriores das respostas do modelo frente a diferentes massas de sólidos inseridos serão importantes para analisar a influência dessa variável nas respostas das simulações. Verifica-se ainda a elevada umidade do ar apresentada na saída 5 para o caso 1, indicando que o simulador apresenta para essa região uma alta transferência de massa, possivelmente devido a alta velocidade do ar ali presente.

- Entre os casos 2 e 3, houve apenas a consideração ou não da extrapolação da correlação. Observa-se que, mesmo com essa alteração no modelo, as respostas das simulações foram muito próximas. Tal resultado pode indicar que para as condições utilizadas nessas simulações, determinados valores de temperatura ou velocidade assumidas no domínio computacional que estivessem fora da faixa estabelecida pela correlação não tiveram efeito substancial sobre as respostas. Isso indica que, nessas condições, a faixa de valores empregado pela correlação para  $K$  está adequada para representar o sistema.
- Entre os casos 3 e 4, a consideração de extrapolação da correlação para  $K$  é mantida, enquanto para este são aumentados os valores de temperatura e velocidade do ar de entrada. Observa-se que o caso 4 apresentou maiores temperaturas da fase sólida na saída, bem como temperaturas maiores do ar nas saídas. Quanto à umidade, foram observados menores valores para a fase sólida e maiores valores de umidade da fase ar nas saídas para a condição que envolveu maiores temperaturas e velocidades do ar. Com esses resultados, tem-se que o modelo apresentou respostas fisicamente coerentes frente a alteração de parâmetros de entrada.
- O caso 5 possui a mesma configuração do caso 4, alterando-se apenas a umidade da fase sólida na entrada. Houve alteração pouco substancial nos valores de vazão mássica e temperatura das fases nas saídas quando comparado ao caso 4, com apenas uma discreta redução de todas as temperaturas observadas. Quanto à transferência de massa, observa-se a coerência física do modelo que apontou uma maior redução de umidade quando foi inserida a fase sólida com maior umidade inicial, já que conforme a Equação 4.13, maiores taxas de secagem são calculadas para maiores valores de umidade inicial.

Tabela B2 - Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute para diferentes casos: vazão mássica das fases nos contornos de saída.

<b>Caso</b>	<b><math>\dot{m}_s</math> (kg/s)</b> <b>Saída 5</b>	<b><math>\dot{m}_f</math></b> <b>Saída 1</b>	<b><math>\dot{m}_f</math></b> <b>Saída 2</b>	<b><math>\dot{m}_f</math></b> <b>Saída 3</b>	<b><math>\dot{m}_f</math></b> <b>Saída 4</b>	<b><math>\dot{m}_f</math></b> <b>Saída 5</b>
<b>1</b>	166,6	3,12	3,05	3,08	3,09	1,41
<b>2</b>	83,46	3,06	2,80	2,82	2,82	1,83
<b>3</b>	83,30	3,07	2,80	2,82	2,83	1,83
<b>4</b>	83,47	3,29	2,91	2,93	2,94	1,95
<b>5</b>	83,60	3,34	2,94	2,97	2,98	1,97

Obs. Os dados referem-se a vazão no chute considerando a condição de simetria. Para avaliar o valor total das vazões no equipamento inteiro, deve-se considerar 2x o valor apresentado na tabela.

Tabela B3 - Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute para diferentes casos: temperatura das fases nos contornos de saída.

<b>Caso</b>	<b><math>T_s</math> (K)</b> <b>Saída 5</b>	<b><math>T_f</math></b> <b>Saída 1</b>	<b><math>T_f</math></b> <b>Saída 2</b>	<b><math>T_f</math></b> <b>Saída 3</b>	<b><math>T_f</math></b> <b>Saída 4</b>	<b><math>T_f</math></b> <b>Saída 5</b>
<b>1</b>	303,7	313,8	361,5	382,4	390,2	357,9
<b>2</b>	305,2	332,9	381,8	391,1	395,3	374,8
<b>3</b>	305,1	331,7	379,7	388,7	393,1	374,7
<b>4</b>	331,6	421,5	606,5	642,7	657,0	569,2
<b>5</b>	330,5	419,3	605,6	642,5	656,9	566,8

Tabela B424 - Resultados das simulações do equipamento de secagem em chute para diferentes casos: umidade para cada uma das fases nos contornos de saída.

<b>Caso</b>	<b>X</b> <b>Saída 5</b>	<b>Y</b> <b>Saída 1</b>	<b>Y</b> <b>Saída 2</b>	<b>Y</b> <b>Saída 3</b>	<b>Y</b> <b>Saída 4</b>	<b>Y</b> <b>Saída 5</b>
<b>1</b>	0,105	0,135	0,040	0,014	0,012	0,183
<b>2</b>	0,105	0,081	0,013	0,004	0,002	0,055
<b>3</b>	0,105	0,081	0,013	0,005	0,002	0,056
<b>4</b>	0,100	0,140	0,025	0,009	0,004	0,088
<b>5</b>	0,125	0,170	0,032	0,012	0,005	0,106

É importante ressaltar que a análise das respostas de cada caso apresentado teve como objetivo uma avaliação da coerência física do modelo frente às possíveis alterações nos parâmetros de entrada. As respostas tratam-se de estimativas e podem não refletir os valores de vazão, temperatura ou umidade de cada uma das fases em uma situação real. Assim sendo, fazendo uma comparação qualitativa entre os resultados das simulações, de forma geral, foi observada a coerência física das respostas dadas pelo modelo utilizado.

## APÊNDICE C – BALANÇOS DE MASSA E ENERGIA NAS SIMULAÇÕES DO CHUTE

São apresentados os balanços de massa e energia do chute, supondo estado estacionário e modelagem a parâmetros concentrados, nas formas das equações:

- Balanço de massa total

$$\sum_{i=1}^n \dot{m}_{ei} - \sum_{i=1}^n \dot{m}_{si} = 0$$

- Balanço de massa por componente

$$\sum_{i=1}^n \dot{m}_{jei} - \sum_{i=1}^n \dot{m}_{jsi} = 0$$

- Balanço de energia

$$\sum_{i=1}^n \dot{m}_{ei} C_{pei} T_{ei} - \sum_{i=1}^n \dot{m}_{si} C_{psi} T_{si} = 0$$

Em que  $\dot{m}_{ei}$  e  $\dot{m}_{si}$  são a vazão mássica de entrada e saída do componente  $i$ , respectivamente.

O valor de cada parâmetro foi obtido após realizar média da variável no tempo durante 2 s de simulação. É importante salientar que os resultados se referem a um domínio computacional correspondente a metade do chute, dada a condição de simetria adotada. Para considerar o equipamento inteiro, é necessário dobrar o valor da variável analisada. Por exemplo, se o simulador indicou entrada de 75,23 kg/s de sólidos secos, para considerar o equipamento inteiro, seria uma entrada de 150,46 kg/s de sólidos secos. As Tabelas C1 e C2 apresentam os cálculos referentes ao balanço de massa e energia nas simulações do chute, respectivamente, com base no caso 4, que foi analisado na seção 7.7 e apresentado também no Apêndice B.

Tabela C1 – Balanço de massa nas simulações por CFD do chute (referente ao caso 4).

<b>Balanço de massa total</b>			
<b>Entra (kg/s)</b>	<b>Sai (kg/s)</b>	<b>Diferença/Acúmulo (kg/s)</b>	<b>Desvio médio (%)</b>
<b>96,83</b>	97,50	0,68	0,70%
<b>Balanço de massa por componente</b>			
<i>Ar</i>			
<b>Entra (kg/s)</b>	<b>Sai (kg/s)</b>	<b>Diferença/Acúmulo (kg/s)</b>	<b>Desvio médio (%)</b>
<b>13,33</b>	13,29	0,038	0,28%
<i>Sólidos secos</i>			
<b>Entra (kg/s)</b>	<b>Sai (kg/s)</b>	<b>Diferença/Acúmulo (kg/s)</b>	<b>Desvio médio (%)</b>
<b>75,23</b>	75,85	0,627	0,83%
<i>Água</i>			
<b>Entra (kg/s)</b>	<b>Sai (kg/s)</b>	<b>Diferença/Acúmulo (kg/s)</b>	<b>Desvio médio (%)</b>
<b>8,27</b>	8,29	0,011	0,13%

Tabela C2 – Balanço de energia nas simulações por CFD do chute (referente ao caso 4).

<b>Balanço de energia</b>			
<b>Componente</b>	<b>Energia (J/s)</b>		
<i>Ar na entrada</i>	9696376		
<i>Ar nas saídas</i>	7806908		
<i>Sólido seco na entrada</i>	13898611		
<i>Sólido seco na saída</i>	15592912		
<b>Entra</b>	<b>Sai</b>	<b>Diferença/Acúmulo (J/s)</b>	<b>Desvio médio (%)</b>
<b>23594987</b>	23401711	193276	0,82%

Os valores do desvio médio entre o valor acumulado e a quantidade que entra e sai do chute foram menores que 1%, reforçando que houve conservação da massa e da energia durante a solução numérica do modelo matemático apresentado.