

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

JÚNIA NATÁLIA MENDES BATISTA

**FLUIDODINÂMICA E TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM LEITOS DE JORRO
VISANDO A SECAGEM DE GRÃOS DE SORGO: ANÁLISE EXPERIMENTAL E
SIMULAÇÃO NUMÉRICA POR CFD-DEM E TFM**

**SÃO CARLOS – SP
2021**

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

JÚNIA NATÁLIA MENDES BATISTA

FLUIDODINÂMICA E TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM LEITOS DE JORRO
VISANDO A SECAGEM DE GRÃOS DE SORGO: ANÁLISE EXPERIMENTAL E
SIMULAÇÃO NUMÉRICA POR CFD-DEM E TFM

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

Orientador: Prof. Dr. Rodrigo Béttega

SÃO CARLOS – SP
2021



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 Júnia Natália Mendes Batista, realizada em 23/04/2021.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Rodrigo Béttega (UFSCar)

Prof. Dr. José Teixeira Freire (UFSCar)

Prof. Dr. Thiago Faggion de Pádua (UFSCar)

Prof. Dr. Lucas Meili (UFAL)

Prof. Dr. Dyrney Araújo dos Santos (UFG)

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

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

À minha família

AGRADECIMENTOS

A Deus, pela vida, por me guiar e me dar forças para superar os obstáculos. A Nossa Senhora Aparecida, por me acompanhar, proteger e confortar nos momentos de dificuldade.

Ao meu orientador, professor Rodrigo Béttega, por toda atenção, dedicação e paciência. Muito obrigada pelo apoio e incentivo nas horas difíceis.

Aos professores do Centro de Secagem, Fábio Bentes Freire, Gustavo Dias Maia, José Teixeira Freire, Maria do Carmo Ferreira, Ronaldo Guimarães Corrêa e Thiago Faggió de Pádua pelos incentivos e pelas contribuições dadas durante o desenvolvimento deste trabalho. Aos professores do PPGEQ-UFSCar pelos ensinamentos durante as disciplinas.

Ao professor Dyrney Araújo dos Santos, por toda a ajuda que me foi dada com as simulações CFD-DEM e sugestões ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Aos membros da banca, por gentilmente aceitarem o convite.

À minha família, por estarem em todos os momentos da minha vida, me dando apoio, incentivo e amor. Sempre rezando e torcendo por mim.

Ao Henrique, pelo amor, paciência e companheirismo.

Aos meus amigos, que mesmo longe sempre me apoiaram.

Aos amigos do LabSEM, Amarílis, Laira e João Paulo, pelas discussões científicas e momentos de alegria e descontração.

Aos amigos e colegas do Centro de Secagem e do doutorado, pela amizade, companhia e contribuições ao trabalho.

Ao Heitor, que com muita paciência me ajudou na instrumentação da unidade experimental.

Ao técnico de laboratório Edilson e aos técnicos da oficina mecânica Oscar e Samuel, que muito contribuíram para a realização deste trabalho.

Ao CNPq pelo suporte financeiro.

RESUMO

Simulações de escoamentos granulares em leitos de jorro são conduzidas seguindo duas principais abordagens: o modelo de dois fluidos (*Two Fluid Model* – TFM) e o acoplamento CFD-DEM (*Computational Fluid Dynamics/Discrete Element Method*). Neste trabalho, avaliou-se a fluidodinâmica de leitos de jorro cônico com grãos de sorgo de 3,20 mm de diâmetro médio através de experimentos, simulações TFM (2D e 3D) e simulações CFD-DEM. A transferência de calor gás-sólido foi avaliada por experimentos e através de simulações CFD-DEM. Para determinar os parâmetros de entrada das simulações CFD-DEM, empregou-se a metodologia de medição direta. Aparatos experimentais foram construídos para medir os coeficientes de restituição, atrito estático e atrito de rolamento, para as interações partícula-partícula e partícula-parede. Na etapa inicial do trabalho, as simulações foram conduzidas a partir de condições operacionais e dados experimentais para a validação do modelo obtidos da literatura. Posteriormente, uma unidade experimental foi desenvolvida e ensaios fluidodinâmicos e de transferência de calor foram realizados. As simulações foram conduzidas empregando o *software* FLUENT®. As geometrias foram construídas no *DesignModeler* e as malhas computacionais geradas no *Meshing*, pertencentes ao pacote ANSYS®, versão estudante 19.1. Através dos aparatos experimentais e das metodologias empregadas, obteve-se as propriedades do material e as propriedades de interação, as quais foram essenciais para a obtenção de resultados coerentes através das simulações CFD-DEM. O acoplamento CFD-DEM foi capaz de prever o comportamento do leito de jorro, sendo possível detectar as etapas de transição de leito estático até condições de jorro estável e assim simular a curva fluidodinâmica característica para ambas as unidades experimentais adotadas no trabalho. Para o TFM, tanto nas simulações 2D, quanto 3D, os dados de queda de pressão em função da velocidade de ar (curva fluidodinâmica característica) não apresentaram o comportamento típico de leito de jorro. Por meio de simulações CFD-DEM, avaliou-se, também, o efeito de seis ângulos da base cônica (28°, 30°, 45°, 60°, 75° e 90°) sobre o comportamento fluidodinâmico de um leito de jorro com grãos de sorgo, buscando determinar a configuração que favorecesse o processo de secagem. Os menores ângulos de base cônica apresentaram melhor circulação dos sólidos, com maior vazão mássica e menor tempo de ciclo. Em relação à transferência de calor, os resultados foram coerentes, tanto quantitativamente, quanto qualitativamente. Após alcançar o regime permanente, observou-se ausência de zonas mortas e homogeneidade da temperatura das partículas no interior do leito, relativo ao eficiente contato gás-sólido verificado em leito de jorro.

ABSTRACT

Simulations of granular flows in spouted beds are carried out following two main approaches: two-fluid model (TFM) and CFD-DEM coupling (Computational Fluid Dynamics/Discrete Element Method). Moreover, the fluid dynamics of conical spouted beds with 3.20 mm grain sorghum were evaluated through experiments, TFM simulations (2D, and 3D), and CFD-DEM simulations. The gas-solid heat transfer was evaluated by experiments and through CFD-DEM simulations. To determine the input parameters of the CFD-DEM simulations, the direct measurement approach was used. Hence, devices were built to measure the restitution, static friction, and rolling friction coefficients to account for particle-particle and particle-wall interactions. First, the simulations were conducted from operational conditions, and experimental data to validate the model obtained from the literature. Subsequently, an experimental unit was constructed and fluid dynamic and heat transfer tests were performed. The simulations were conducted using the FLUENT[®] software. The geometries were built in DesignModeler and the computational grids generated in Meshing from the ANSYS[®] package, student version 19.1. With the experimental devices and employed methodologies, it was possible to obtain the material and interaction properties, which were essential to obtain satisfactory results in the CFD-DEM simulations. The behavior of the spouted bed was predicted with the CFD-DEM coupling, such as the transition stages from static bed to stable spouting conditions. In addition, the fluid dynamic characteristic curve was successfully simulated for both experimental units analyzed. For 2D and 3D TFM simulations, the pressure drop data as a function of air velocity (fluid dynamic characteristic curve) did not show the typical behavior of spouted bed. Through CFD-DEM simulations, the effect of six cone angles (28°, 30°, 45°, 60°, 75°, and 90°) on the spouted bed fluid dynamics was also evaluated, in order to determine the configuration that favors the drying process. Smaller cone angles provide better solids circulation with higher mass flow rate, and shorter cycle times. Consistent results were also verified for the heat transfer. After reaching the steady-state, there were no dead zones in the spouted bed, and the particles temperature was homogeneous, which is evidence of the efficient gas-solid contact with this drying equipment.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	II
ABSTRACT	III
SUMÁRIO.....	IV
LISTA DE FIGURAS	VII
LISTA DE TABELAS	IX
LISTA DE QUADROS	X
LISTA DE SÍMBOLOS	X
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1. Secagem de Material Particulado	4
2.2. Leito de Jorro.....	5
2.3. Abordagens Matemáticas em Sistemas Multifásicos	9
2.3.1. Análise do efeito de parâmetros físicos das fases nos resultados simulados por CFD-DEM.....	11
2.3.2. Modelos de arraste entre fases	12
2.3.3. Transferência de calor e massa por CFD-DEM	14
2.3.4. Comparação entre o TFM e CFD-DEM.....	16
2.4. Análise da influência do ângulo de cone	20
2.5. Propriedades físicas e de interação.....	22
2.5.1. Propriedades do Material	23
2.5.2. Propriedades de interação.....	24
CAPÍTULO 3 – METODOLOGIA MATEMÁTICA.....	32
3.1. Modelagem Matemática CFD-DEM	32
3.1.1. Transferência de quantidade de movimento.....	32
3.1.2. Transferência de Calor	37
3.1.3. Estrutura de acoplamento CFD-DEM	37
3.2. Modelagem Matemática TFM	40
3.2.1. Conservação da Massa	40
3.2.2. Conservação de Quantidade de Movimento.....	40
3.2.3. A Tensão de Cisalhamento.....	41
3.2.4. A Teoria Cinética Granular	42

3.2.5. Turbulência.....	44
3.3. Malha Computacional (Procedimento GCI).....	47
3.4. Métodos numéricos	49
3.5. Infraestrutura computacional e <i>softwares</i> utilizados	51
3.6. Propriedades da fase fluida.....	51
CAPÍTULO 4 – DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES FÍSICAS E DE INTERAÇÃO	52
4.1. Propriedades físicas do sorgo	52
4.1.1. Dimensões Características.....	52
4.1.2. Massa específica aparente	53
4.1.3. Massa específica do leito ou densidade bulk aerada	53
4.1.4. Ângulo de repouso (AoR)	53
4.2. Propriedade de interação	53
4.2.1. Coeficiente de restituição	54
4.2.2. Coeficiente de atrito estático	55
4.2.3. Coeficiente de atrito de rolamento	56
4.3. Resultados e discussão.....	57
CAPÍTULO 5 - VALIDAÇÃO DO ACOPLAMENTO CFD-DEM	60
5.1. Teste de independência de malha	60
5.2. Avaliação do modelo de arraste.....	62
5.3. Validação do modelo	63
5.4. Avaliação fluidodinâmica através de simulações CFD-DEM.....	64
CAPÍTULO 6 – ANÁLISE FLUIDODINÂMICA VIA EXPERIMENTAL, CFD-DEM, TFM-3D E TFM-2D.....	69
6.1. Unidade experimental.....	69
6.2. Procedimento experimental	71
6.3. Simulações CFD-DEM.....	74
6.4. Comparação entre o modelo de dois fluidos (TFM) 2D e 3D	79
6.4.1. Teste de independência de malha.....	79
6.4.2. Avaliação fluidodinâmica TFM – 2D e TFM – 3D	82
CAPÍTULO 7 – AVALIAÇÃO DO EFEITO DO ÂNGULO DE CONE	87
7.1. Malha computacional	87
7.2. Análise do ângulo de cone.....	88
CAPÍTULO 8 – TRANSFERÊNCIA DE CALOR GÁS-SÓLIDO	97

8.1. Procedimento experimental e numérico	97
8.2. Temperatura dos sólidos	98
8.3. Transferência de calor gás-sólido para diferentes ângulos de cone.....	104
CAPÍTULO 9 – CONCLUSÕES	107
CAPÍTULO 10 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	109
REFERÊNCIAS	110
APÊNDICE A	119

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esquema de um leito de jorro convencional	5
Figura 2 – Colisão entre uma esfera e uma superfície plana em repouso.	25
Figura 3 – Descrição do princípio do plano inclinado.....	27
Figura 4 – Representação esquemática do ensaio para a obtenção do coeficiente de atrito de rolamento	29
Figura 5 – Acoplamento das equações de quantidade de movimento (CFD-DEM)	38
Figura 6 – Acoplamento das equações de energia (CFD-DEM).....	38
Figura 7 – Injeção de partículas no sistema camada por camada.....	50
Figura 8 – Disposição dos grãos de sorgo para a análise de imagem.....	52
Figura 9 – Representação esquemática do aparato utilizado para medir o coeficiente de restituição	54
Figura 10 – Representação esquemática do aparato utilizado para medir o coeficiente de atrito estático.....	55
Figura 11 – Conjunto de partículas de sorgo agrupadas.....	55
Figura 12 – Representação da rampa de lançamento utilizada para a medição do coeficiente de atrito de rolamento	56
Figura 13 – Dimensões da unidade experimental 1.....	60
Figura 14 – Representação da malha computacional A_1	62
Figura 15 – Padrão de escoamento das partículas a) Modelo de Haider e Levenspiel (1989); b) Gidaspow (1994).....	63
Figura 16 – Queda de pressão adimensional simulada e experimental em função da vazão de ar para as massas: a) 1 kg; b) 2kg	64
Figura 17 – Queda de pressão simulada em função da vazão de ar para as massas de 1kg e 2 kg	65
Figura 18 – Velocidade das partículas para diferentes vazões de ar para a massa de 1 kg	66
Figura 19 – Velocidade das partículas para diferentes vazões de ar para a massa de 2 kg	66
Figura 20 – Fração volumétrica do sorgo: a) vista frontal; b) cortes horizontais; c) cortes verticais.....	68
Figura 21 – Representação esquemática da unidade experimental 2	70
Figura 22 - Dimensões do leito de jorro da unidade experimental 2.....	71

Figura 23 – Tela de retenção de sólidos	71
Figura 24 – Curvas fluidodinâmicas características experimentais para as massas: a) 200 g; b) 300 g; c) 400g; d) 500g	72
Figura 25 – Etapas do desenvolvimento de um regime de jorro para a massa de 500 g: a) leito fixo; b) jato interno (arco de sólidos); c) mínimo jorro.....	73
Figura 26 – Malha computacional empregada nas novas simulações CFD-DEM.....	74
Figura 27 – Queda de pressão do leito de jorro simulada por CFD-DEM e experimental, em função da velocidade de ar, para as massas: a) 200 g; b) 300 g; c) 400 g; d) 500 g.	75
Figura 28 – Curva fluidodinâmica característica simulada por CFD-DEM para as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g.....	76
Figura 29 – Padrão de escoamento experimental e simulado por CFD-DEM para as massas de: a) 200 g; b) 300 g; c) 400 g; d) 500 g.....	77
Figura 30 - Malha computacional A ₁ empregada nas simulações TFM-2D.....	81
Figura 31 – Malha computacional A1 empregada nas simulações TFM – 3D	81
Figura 32 – Queda de pressão do leito de jorro simulada por TFM e experimental em função da velocidade de ar para a massa de 500 g: a) TFM-2D; b) TFM-3D.....	82
Figura 33 – Fração volumétrica de sólidos para a massa de 500 g de sorgo, sob diferentes velocidades de ar para simulações TFM-2D	83
Figura 34 – Fração volumétrica de sólidos para a massa de 500 g de sorgo, sob diferentes velocidades de ar para simulações TFM-3D	84
Figura 35 – Malhas computacionais para cada ângulo de cone	88
Figura 36 – Velocidade resultante das partículas para os diferentes ângulos de cone ...	89
Figura 37 – Velocidade resultante das partículas para diferentes ângulos de cone: a) velocidade ao longo da direção axial; b) velocidade ao longo da direção radial no canal de jorro a uma altura H ₀ (ver Tabela 13).....	90
Figura 38 – a) Vazão mássica de sólidos no canal do jorro a uma altura H ₀ (ver Tabela 13); b) tempo de ciclo médio dos sólidos, para cada ângulo de cone.....	91
Figura 39 – Trajetória das partículas, coloridas pela velocidade resultante dos sólidos	92
Figura 40 - Distribuição de temperatura granular para os diferentes ângulos de cone ..	93
Figura 41 - Coeficiente de transferência de massa para os diferentes ângulos de cone .	94
Figura 42 – Representação da posição dos pontos de medida de temperatura dos sólidos	98
Figura 43 – Temperatura da fase sólida experimental em função do tempo para: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C	99

Figura 44 – Temperatura da fase sólida simulada por CFD-DEM acoplado à transferência de calor em função do tempo para o caso 2: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C	101
Figura 45 – Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 313,15 K (40 °C) (caso 2)	103
Figura 46 – Temperatura das partículas simulada ao longo do tempo para os diferentes ângulos de cone	105
Figura 47 - Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 323,15 K por CFD-DEM acoplado à transferência de calor para os diferentes ângulos de cone: a) 28°; b) 30°; c) 45°; d) 60°	105

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades físicas do sorgo	57
Tabela 2 – Parâmetros de interação partícula-partícula e partícula-parede.....	57
Tabela 3 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais e resultados de queda de pressão no equipamento (sem partículas) obtidos nas simulações.....	61
Tabela 4 – Valores calculados de GCI e desvios em relação à solução assintótica	61
Tabela 5 – Comparação entre a vazão de mínimo jorro experimental e simulada para as abordagens TFM-2D e CFD-DEM.....	67
Tabela 6 – Comparação entre os dados de velocidade de mínimo jorro experimental e simulado por CFD-DEM	76
Tabela 7 - Comparação entre a altura da fonte experimental e simulada por CFD-DEM	79
Tabela 8 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais, resultados de queda de pressão e altura da fonte obtidos nas simulações TFM-2D.....	80
Tabela 9 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais, resultados de queda de pressão e altura da fonte obtidos nas simulações TFM-3D.....	80
Tabela 10 – Valores calculados de GCI, valor da resposta assintótica e desvios em relação à solução aproximada (TFM-2D)	80
Tabela 11 – Valores calculados de GCI, valor da resposta assintótica e desvios em relação à solução aproximada (TFM-3D)	81
Tabela 12 – Comparação entre os dados simulados por TFM e CFD-DEM e experimentais de velocidade de mínimo jorro e altura da fonte	85

Tabela 13 – Altura de leito estático para cada ângulo de cone.....	87
Tabela 14 – Vazão mássica de sólidos, tempo de ciclo e coeficiente de transferência de massa para os diferentes ângulos de cone	95
Tabela 15 – Condições operacionais empregadas nos experimentos de transferência de calor gás-sólido.....	97
Tabela 16 – Temperatura experimental média das partículas no estado estacionário para as diferentes condições mostradas na Tabela 15	100
Tabela 17 – Desvio relativo entre os dados simulados e experimentais de temperatura dos sólidos obtidos para o caso 2	102

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Correlações para o cálculo do coeficiente de transferência de calor	8
Quadro 2 – Correlações para o cálculo do coeficiente de transferência de massa	8
Quadro 3 – Trabalhos que utilizaram CFD-DEM aplicados em leitos móveis.....	17
Quadro 4 – Trabalhos realizados no Centro de Secagem DEQ/UFSCar utilizando a abordagem TFM	19
Quadro 5 – Modelos numéricos adotados nas simulações CFD-DEM para o estudo da fluidodinâmica do leito de jorro com sementes de sorgo	50
Quadro 6 – Condições de contorno adotadas nas simulações CFD-DEM	51
Quadro 7 – Propriedades da fase fluida.....	51

LISTA DE SÍMBOLOS

A_i	Área superficial da partícula i (m ²)
Ar	Número de Archimedes (-)
A_w	Área da superfície da parede (m ²)
Bi	Número de Biot (-)
c_p	Calor específico (J/kg.K)
d_p	Diâmetro da partícula (m)
d_c	Diâmetro da coluna cilíndrica (m)
D_{vap-ar}	Difusividade do vapor no fluido (m ² /s)

\vec{f}_i^d	Força de arraste na partícula i (N)
\vec{f}_i^{f-p}	Força de interação entre o fluido e a partícula (N)
\vec{f}_i^g	Força gravitacional na partícula i (N)
\vec{f}_{ij}^c	Força de contato entre a partícula i e j (N)
\vec{F}	Força de interação entre as fases por volume (N/m ³)
g	Aceleração gravitacional (m/s ²)
h_i	Coefficiente de transferência de calor (W/m ² K)
H_0	Altura do leito estático (m)
k	Condutividade térmica (W/mK)
k_v	Número de partículas na célula (-)
m	Razão entre o passo de tempo CFD e DEM (-)
m_i	Massa da partícula i (kg)
\vec{M}_{ij}^c	Torque agindo na partícula i por meio da partícula j ou da parede (Nm)
Nu	Número de Nusselt (-)
Pr	Número de Prandtl (-)
p	Pressão (N/m ²)
q	Taxa de transferência de calor (W)
Q	Taxa de transferência de calor por volume (W/m ³)
r	Posição radial (m)
Re	Número de Reynolds (-)
Sc	Número de Schmidt (-)
Sh	Número de Sherwood (-)
$S_{f,h}$	Termo fonte de transferência de calor por volume (W/m ³)
T	Temperatura (K)
t	Tempo (s)
t_c	Tempo de ciclo (s)
u_{mj}	Velocidade do fluido na condição de mínimo jorro (m/s)
u_j	Velocidade do fluido no canal do jorro (m/s)
\vec{v}_f	Velocidade do fluido (m/s)
\vec{v}_p	Velocidade da partícula (m/s)

V_{cell}	Volume da célula computacional (m ³)
V_i	Volume da partícula i (m ³)
W_p	Vazão mássica de sólidos (kg/s)
X_{bu}	Umidade em base úmida (-)
Z	Posição axial (m)

Letras Gregas

α_f	Fração volumétrica do fluido (-)
β	Coefficiente de arraste (-)
γ	Coefficiente de amortecimento (kg/s)
η	Coefficiente de restituição (-)
θ	Ângulo da base cônica (°)
μ_f	Viscosidade do fluido (Pa.s)
μ_R	Coefficiente de atrito de rolamento (-)
μ_s	Coefficiente de atrito estático (-)
ρ	Massa específica (kg/m ³)
φ	Esfericidade (-)
$\vec{\tau}_f$	Tensor de tensões (N/m ²)
\varnothing	Temperatura granular (m ² /s ²)
$\vec{\omega}_i$	Velocidade angular da partícula i (rad/s)

Subscritos

f	Fluido
i	Partícula i
j	Partícula j
mj	Mínimo jorro
p	Partícula
w	Parede

Abreviaturas e Siglas

CFD	<i>Computational fluid dynamics</i>
DEM	<i>Discrete element method</i>
TFM	<i>Two fluid model</i>
UDF	<i>User-defined function</i>

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

A secagem de grãos e sementes é uma operação de grande interesse econômico. Para uma secagem eficiente, o secador empregado deve favorecer o contato gás-sólido, potencializando as taxas de transferência de calor e massa. Dentre os diferentes equipamentos aplicados à secagem, o leito de jorro é uma alternativa interessante, pois promove um elevado contato gás-sólido e é aplicável a partículas grosseiras, que por apresentarem essa característica podem ocasionar problemas de fluidização.

O leito de jorro foi desenvolvido por Mathur e Gishler em 1954, durante a secagem de trigo. Desde então vem sendo aplicado em diversos processos físicos e químicos (pirólise, gaseificação, combustão, recobrimento e secagem de grãos, sementes e pastas). No entanto, a configuração convencional apresenta limitações relacionadas ao aumento de escala, à máxima altura de leito estático para uma operação estável e à elevada queda de pressão para o estabelecimento do regime de jorro (MUJUMDAR, 2014; PASSOS; MUJUMDAR; MASSARANI, 1994). Nesse sentido, visando aumentar a aplicabilidade do leito de jorro, alterações na configuração convencional foram e vêm sendo propostas e estudadas, sendo o leito de jorro cônico uma dessas alternativas. No leito de jorro cônico, apenas a região cônica é preenchida pelo material particulado. Embora esta configuração seja aplicada em diversos processos, ainda há lacunas em relação às suas características fluidodinâmicas e, conseqüentemente, nos fenômenos de transferência de calor e massa. Avaliar de forma exclusivamente experimental esses aspectos pode apresentar algumas limitações, especialmente relacionadas ao custo para a construção de equipamentos em diferentes configurações e aos distúrbios no escoamento ocasionados pela inserção de instrumentos de medidas intrusivos.

Neste contexto, as simulações numéricas apresentam-se como importantes ferramentas para melhor compreender os complexos fenômenos de transferência envolvidos nos processos e, assim, avançar na determinação de parâmetros de projeto. A demanda industrial por ferramentas computacionais eficientes e rápidas facilitou o desenvolvimento da Fluidodinâmica Computacional (*Computational Fluid Dynamics – CFD*), do Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method – DEM*), entre outros (NOROUZI et al., 2016). Estas ferramentas tornaram-se poderosas para a compreensão das características de sistemas multifásicos, uma vez que permite a obtenção de uma ampla gama de informações sem causar distúrbios ao escoamento.

Existem duas abordagens para o tratamento das fases em simulações: abordagem Euleriana e abordagem Lagrangeana. As ferramentas de CFD são empregadas na implementação do campo Euleriano, enquanto as ferramentas DEM são empregadas nos campos Lagrangianos. Com a CFD, as fases sólida e fluida podem ser modeladas pelo Modelo de Dois Fluidos (*Two Fluid Model - TFM*). A fase sólida e a fase fluida são consideradas como contínuas e interpenetrantes. A vantagem dessa abordagem é a exigência relativamente baixa de recursos computacionais. As desvantagens estão relacionadas ao fato desta formulação não fornecer informações sobre a trajetória das partículas, além de não contabilizar a forma real da partícula. A hipótese de contínuo é satisfatória para fluidos, porém podem ocasionar resultados menos precisos para partículas granulares (NOROUZI et al., 2016). Para modelar com maior precisão o movimento das partículas em escoamentos multifásicos, segue-se a abordagem Euler-Lagrange, considerando a fase fluida como contínuo, enquanto a fase sólida é tratada como discreta.

Na abordagem Lagrangeana, a modelagem da fase sólida é baseada no acompanhamento individual da partícula em função do tempo. Considerando esta abordagem, uma das formulações desenvolvida é o Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method – DEM*). Através desse método é possível obter informações na escala da partícula, como as forças agindo entre partícula-partícula, partícula-parede, mapear a partícula individualmente e contabilizar o efeito do tamanho e da forma da partícula. Quando combinadas a Fluidodinâmica Computacional (CFD) e o Método dos Elementos Discretos (DEM) para modelar a fase fluida e sólida, respectivamente, obtém-se o acoplamento CFD-DEM (NOROUZI et al., 2016).

Para o sucesso de simulações aplicando este acoplamento, é essencial a determinação dos parâmetros de entrada DEM, os quais estão divididos em: propriedades do material (diâmetro equivalente médio, esfericidade, massa específica, razão de Poisson, Módulo de Young, Módulo de Cisalhamento, entre outros) e propriedades de interação (coeficiente de restituição, coeficiente de atrito estático, coeficiente de atrito de rolamento partícula – partícula e partícula – parede).

Devido à variação das propriedades dos mais diversos tipos de grãos, das características inerentes de cada secador e dos parâmetros envolvidos no processo de secagem, entender o movimento das partículas e otimizar o projeto destes equipamentos, tais como os leitos de jorro, ainda continua sendo de interesse, tanto de pesquisadores, quanto da indústria. O acoplamento CFD-DEM auxilia na compreensão das

características do escoamento da fase fluida e das partículas, possibilitando, assim, avanços no estudo das transferências de calor e massa. Adicionalmente, verifica-se na literatura que esta abordagem vem sendo amplamente empregada para avaliar o comportamento dinâmico de leitos móveis, principalmente em trabalhos relacionados a leitos fluidizados.

Entretanto, a simulação do acoplamento entre a fase fluida (abordagem euleriana) e as partículas simuladas por DEM (lagrangeana) ainda é um grande desafio e apresenta algumas limitações, como o tamanho da célula computacional, uma vez que cada que em cada célula computacional, deve-se capturar tanto as interações da fase sólida, quanto o escoamento da fase fluida. Neste contexto, o presente trabalho buscou avaliar as diferentes técnicas de simulação comumente aplicadas em um leito de jorro em escala de bancada, objetivando simular a fluidodinâmica e as transferências de calor no equipamento, utilizando como parâmetros de entrada para o DEM medidas realizadas em laboratório. Como objetivos específicos, seguem: (i) determinar, através de medição direta, as propriedades físicas, elásticas e de interação para os grãos de sorgo; (ii) simular a fluidodinâmica e a transferência de calor em um leito de jorro cônico utilizando CFD-DEM; (iii) comparar os resultados fluidodinâmicos obtidos pelo acoplamento CFD-DEM, com aqueles obtidos pelo modelo TFM, sob as mesmas condições operacionais, frente aos dados experimentais; (iv) avaliar a influência de diferentes ângulos de cone na fluidodinâmica do leito de jorro através do acoplamento CFD-DEM.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Secagem de Material Particulado

A secagem é um processo que envolve a transferência simultânea de quantidade de movimento, calor e massa. Esta operação unitária está presente em diversos seguimentos industriais, tais como químico, farmacêutico, polímeros, papel e celulose, cerâmicos, madeireiro, dentre outros, sendo o processo mais empregado para a preservação da qualidade de produtos agrícolas.

Após a colheita, as sementes são geralmente submetidas aos processos de secagem, limpeza, classificação ou dimensionamento e transporte para uso imediato ou futuro (armazenamento). A forma como as sementes são tratadas em cada processo pode afetar sua viabilidade. Portanto, essas devem ser secas antes de serem armazenadas ou semeadas. A baixa umidade das sementes é um pré-requisito para um longo armazenamento e é o fator que mais afeta sua longevidade. As sementes perdem viabilidade e vigor durante o processamento de armazenamento, principalmente por causa da alta umidade. É alta a taxa de respiração em sementes com elevada umidade, acarretando o aumento da temperatura (BARROZO; MUJUMDAR; FREIRE, 2014).

Dentre os diferentes grãos utilizados na alimentação animal, em forma de ração ou silagem e na alimentação humana, destacam-se os grãos de sorgo. Este é o quinto cereal mais produzido no mundo (DEVNARAIN et al., 2016). O sorgo sacarino é um material granular poroso. A secagem de materiais porosos, como grãos e sementes, é complexa devido aos diversos fenômenos envolvidos. Desta forma, é de grande importância o conhecimento dos fenômenos de transferência envolvidos no processo de secagem.

O sorgo sacarino é considerado uma matéria-prima alternativa para a produção de etanol de primeira geração em países tropicais, apresentando alta tolerância às variações ambientais e adaptabilidade em terras marginais. O sorgo apresenta vantagens adicionais: (a) considerado uma cultura de multiprodutos, devido à sua alta produtividade de açúcar e por seus grãos possuírem propriedades nutricionais adequadas, e (b) pode ser cultivado sem a adição de fertilizantes químicos (CALVIÑO; MESSING, 2012; MAW; HOUX; FRITSCHI, 2016; ROLZ, 2016).

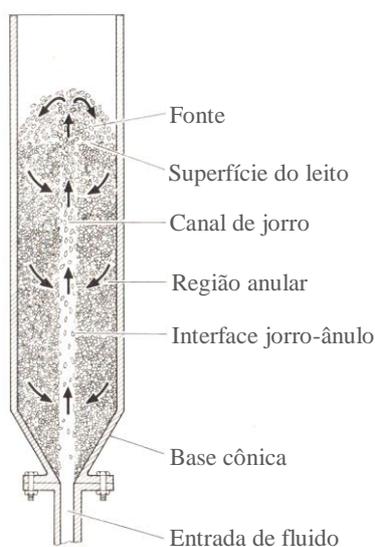
Para garantir a alta qualidade da produção de sementes e grãos, é necessário que o produto seja colhido antecipadamente, quando a umidade ainda é elevada. Assim,

o uso de técnicas e equipamentos de secagem adequados é de extrema importância para garantir que as sementes atinjam umidade adequada após o processo de secagem para prolongar o período de armazenagem e diminuir a taxa de deterioração. O secador utilizado para o processo de secagem deve fornecer um contato gás-sólido eficiente, para obter maiores taxas de transferência de calor e massa. As sementes e os grãos apresentam em sua maioria tamanho grosseiro, logo o leito de jorro é adequado para a secagem desses materiais.

2.2. Leito de Jorro

O leito de jorro tem sido aplicado em diversos processos industriais desde o seu desenvolvimento em 1954, por Mathur e Gishler. Pirólise (ALVAREZ et al., 2015), gaseificação (LOPEZ et al., 2015), secagem (BRITO et al., 2017), granulação (BORINI; ANDRADE; FREITAS, 2009) e revestimento (ALI; AL-JUWAYYA; AL-DAHMAN, 2017) são algumas dessas aplicações. Este equipamento é caracterizado pelo movimento cíclico bem definido das partículas e excelente contato gás-sólido, que proporciona elevadas taxas de transferência de calor e massa. O leito de jorro convencional é formado por um vaso cilíndrico acoplado à uma base cônica, visando eliminar a formação de zonas de estagnação (EPSTEIN; GRACE, 2011). O fluido é introduzido verticalmente através de um bocal localizado na região inferior. Sob o regime de jorro estável, é possível observar três regiões distintas e características do equipamento: canal do jorro, região anular e fonte, como mostrado na Figura 1.

Figura 1 – Esquema de um leito de jorro convencional



Fonte: Adaptado de Mathur e Epstein (1974).

Embora o leito de jorro convencional seja aplicado com eficácia em diversos processos, este equipamento apresenta como principais limitações (MUJUMDAR, 2014; PASSOS; MUJUMDAR; MASSARANI, 1994):

- Dificuldade de ampliação de escala (*scale-up*);
- Elevada queda de pressão para o estabelecimento do jorro estável;
- Máxima altura de leito estático para uma operação estável, resultando em uma capacidade limitada;

Com o objetivo de superar as limitações do leito de jorro convencional, muitas modificações na configuração deste equipamento foram e vêm sendo propostas e estudadas, dentre as quais é possível destacar o leito de jorro cônico.

No leito de jorro cônico, apenas a base cônica é empacotada pelo material particulado. Segundo Epstein e Grace (2011), esta configuração apresenta vantagens como ampla faixa de condições operacionais, menor queda de pressão e inexistência de altura máxima de leito estático, limitada pela altura da base cônica, para operar em regime estável.

Brito et al. (2017) analisaram as eficiências energética e de secagem durante a secagem de sementes de sorgo, para as massas de 2 kg, 3 kg e 4 kg, em um leito de jorro cônico. Os autores verificaram um aumento das eficiências energética e de secagem com o aumento da carga de sólidos, sendo que ambas apresentaram maiores valores para a carga de 4 kg.

Saldarriaga et al. (2016) analisaram a fluidodinâmica de diversas biomassas vegetais em leitos de jorro cônicos, com e sem tubo *draft*. Os resultados apontaram que leitos de jorro cônicos são uma boa alternativa para o processamento de biomassas vegetais para fins energéticos.

Xavier et al. (2016) analisaram a fluidodinâmica de uma mistura de cascas de macadâmia e areia, com diferentes frações mássicas de cascas de macadâmia e altura de leito estático, em um leito de jorro cônico para a aplicação no processo de pirólise. Os sólidos apresentaram uma boa circulação para as frações mássicas de macadâmia entre 25% a 75%, bem como níveis aceitáveis de segregação para o processo de pirólise.

Nascimento et al. (2015) avaliaram o comportamento fluidodinâmico de um leito de jorro cônico operando com sementes de painço (*Setaria italica*), para as massas de 500 g, 800 g, 1100 g e 1400 g. O regime de jorro apresentou-se estável para todas as cargas utilizadas. Os resultados experimentais foram coerentes com as correlações

empíricas empregadas, além de constatar que as sementes tiveram boa germinação (88%). Os autores concluíram que sementes de painço podem ser processadas em leito de jorro.

O conhecimento da distribuição de temperatura dentro do leito de jorro é de grande importância em muitos processos onde o jorro pode ser aplicado, como por exemplo a secagem, onde altas temperaturas podem deteriorar o material. Visando controlar a qualidade do produto, é desejável modelar os perfis de temperatura e de umidade do material durante o processo. Desta forma, a correta descrição da transferência de calor e massa entre as fases é fundamental para a compreensão dos fenômenos de transferência em operações envolvendo leitos de jorro. No entanto, a descrição da transferência de calor e massa em um leito de jorro é complexa, devido às diferentes características do escoamento em torno das partículas em cada região do equipamento (KMIEC; ENGLART; LUDWINSKA, 2009; MATHUR; EPSTEIN, 1974). Por essa razão, alguns autores determinam os coeficientes de transferência de calor e massa para cada região característica do leito de jorro (FREITAS; FREIRE, 2001; KMIEC; ENGLART; LUDWINSKA, 2009; OLIVEIRA; FREIRE, 1996; ROCHA; TARANTO; AYUB, 1995; SWASDISEVI et al., 2005). No entanto, especificar corretamente a área superficial das partículas no canal de jorro, região anular e fonte não é trivial.

Outra abordagem para determinar o coeficiente de transferência de calor e massa é fundamentada na área superficial total das partículas (BERGHEL; RENSTRÖM, 2014; BROWN; LATTIMER, 2013; GUNN, 1978; KMIEC, 1975, 1980; OCHOA MARTINEZ; BRENNAN; NIRANJAN, 1993; RENSTRÖM; BERGHEL, 2002). Baseada nessa formulação, diversas correlações empíricas são reportadas na literatura, as quais são funções de números adimensionais.

Uemaki e Kugo foram os pioneiros no desenvolvimento de correlações empíricas, tanto para o cálculo do coeficiente de transferência de calor fluido-partícula (UEMAKI; KUGO, 1967), quanto para a obtenção do coeficiente de transferência de massa partícula-fluido (UEMAKI; KUGO, 1968). Os Quadros 1 e 2 apresentam algumas correlações empíricas para o cálculo dos números de Nusselt e Sherwood, respectivamente. Outras correlações empíricas podem ser encontradas em Epstein e Grace (2011), Kmiec, Englart e Ludwinska, (2009), Saldarriaga et al. (2016b) e Szafran e Kmiec (2004).

Quadro 1 – Correlações para o cálculo do coeficiente de transferência de calor

Autores	Correlação
Uemaki e Kugo (1967)	$Nu_p = 0,0005 \left(\frac{d_p u_{mj} \rho_f}{\mu_f} \right)^{1,46} \left(\frac{u_j}{u_{mj}} \right)^{1,30} \quad (Q1. 1)$ <p>$0,001 < d_p < 0,004$; $930 < \rho_p < 2540$; $1,02u_{mj} < u_j < 1,50u_{mj}$</p>
Kmieciak (1975)	$Nu_p = 0,897 Re_p^{0,464} Pr^{\frac{1}{3}} Ar^{0,116} \left(\tan \frac{\theta}{2} \right)^{-0,813} \left(\frac{H_0}{d_p} \right)^{-1,19} \varphi^{2,261} \quad (Q1. 2)$ <p>$10 < Re_p < 210$; $0,4 < (1 - \alpha_p) < 0,95$</p>
Gunn (1978)	$Nu_p = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0,7 Re_p^{0,2} Pr^{\frac{1}{3}} \right) + (1,33 - 2,4\alpha_f + 1,2\alpha_f^2) Re_p^{0,7} Pr^{\frac{1}{3}}$ <p>$Re_p < 10^5$; $0,35 < \alpha_f < 1,0$</p>
Kmieciak (1980)	$Nu_p = 0,0451 Re_p^{0,644} Pr^{\frac{1}{3}} Ar^{0,226} \left(\tan \frac{\theta}{2} \right)^{-0,852} \left(\frac{H_0}{d_p} \right)^{-1,47} \left(\frac{d_i}{d_p} \right)^{0,947} \varphi^{2,304} \quad (Q1. 4)$ <p>$Re_p < 1000$; $0,4 < (1 - \alpha_p) < 0,95$</p>

Quadro 2 – Correlações para o cálculo do coeficiente de transferência de massa

Autores	Correlação
Uemaki e Kugo (1968)	$Sh_p = 0,00022 Re_p^{1,45} \left(\frac{d_c}{H_0} \right)^{1,30} \quad (Q2. 1)$ <p>$20 < Re_p < 400$</p>
Kmieciak (1975)	$Sh_p = 0,829 Re_p^{0,687} Sc^{\frac{1}{3}} Ar^{0,031} \left(\tan \frac{\theta}{2} \right)^{-0,915} \left(\frac{H_0}{d_p} \right)^{-1,227} \varphi^{1,754} \quad (Q2. 2)$ <p>$10 < Re_p < 210$; $0,4 < (1 - \alpha_p) < 0,95$</p>
Gunn (1978)	$Sh_p = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0,7 Re_s^{0,2} Sc^{\frac{1}{3}} \right) + (1,33 - 2,4\alpha_f + 1,2\alpha_f^2) Re_p^{0,7} Sc^{\frac{1}{3}}$ <p>$Re_p < 10^5$; $0,35 < \alpha_f < 1,0$</p>
Kmieciak (1980)	$Sh_p = 0,01173 Re_p^{0,8} Sc^{\frac{1}{3}} Ar^{0,229} \left(\tan \frac{\theta}{2} \right)^{-0,961} \left(\frac{H_0}{d_p} \right)^{-1,446} \left(\frac{d_i}{d_p} \right)^{1,036} \varphi^{1,922} \quad (Q2. 4)$ <p>$Re_p < 1000$; $0,4 < (1 - \alpha_p) < 0,95$</p>

O conhecimento detalhado dos fenômenos de transferência presentes em escoamentos multifásicos é primordial para o projeto, aumento de escala, otimização e solução de problemas relacionados a esses sistemas. Embora a compreensão global desses sistemas possa ser alcançada por técnicas experimentais, a modelagem matemática é uma ferramenta alternativa e importante para explorar os fenômenos localmente e compreender os diferentes aspectos envolvendo os escoamentos multifásicos.

2.3. Abordagens Matemáticas em Sistemas Multifásicos

O avanço em *hardware* computacional e a crescente demanda por ferramentas computacionais eficientes e rápidas, motivaram o desenvolvimento da Fluidodinâmica Computacional (*Computational Fluid Dynamics* – CFD), do Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method* – DEM), dentre outros. Estas ferramentas tornaram-se poderosas para a compreensão das características de sistemas multifásicos, uma vez que permite a obtenção de uma ampla gama de informações simultaneamente sem causar distúrbios ao escoamento. Estas ferramentas possibilitam, também, o estudo de equipamentos com diferentes configurações, sem a necessidade de construção de unidades pilotos, contribuindo diretamente em aspectos de projetos para novos equipamentos ou otimização de equipamentos já consolidados.

As duas principais abordagens para o tratamento das fases em escoamentos multifásicos são a Euler-Euler e a Euler-Lagrange.

Na abordagem Euler-Euler, seguindo o Modelo Euleriano Granular Multifásico, as fases sólida e fluida são tratadas como contínuas e interpenetrantes. Surge então, o conceito de fração volumétrica de fase, que é considerada uma função contínua do espaço e do tempo. As equações de conservação de quantidade de movimento, calor e massa são aplicadas para cada fase individualmente. Devido à formulação de contínuo para a fase sólida, emprega-se a Teoria Cinética do Escoamento Granular, detalhada por Lun et al. (1984), para descrever a tensão viscosa granular, introduzindo os conceitos de temperatura granular, viscosidade dos sólidos e pressão dos sólidos. Esse modelo tem sido amplamente utilizado para avaliar o comportamento gás-sólido em leitos de jorro (BARROZO et al., 2010; BATISTA, BRITO, BÉTTEGA, 2018; BÉTTEGA et al., 2009; DA ROSA, FREIRE, 2009; DUARTE et al., 2009; LÜLE et al., 2015; SOUZA, FREIRE, BÉTTEGA, 2018; WANG et al., 2014), devido ao relativo menor custo computacional.

Na abordagem referida como Euler-Lagrange, a fase fluida é tratada como contínua e modelada através das equações de Navier-Stokes, visto que o ar é considerado um fluido newtoniano, e a fase sólida é considerada discreta. A modelagem da fase sólida é baseada no acompanhamento individual da partícula usando a abordagem Lagrangeana. Uma das formulações desenvolvida é o Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method* – DEM). Esta abordagem apresenta maior custo computacional quando comparado à abordagem Euler-Euler e as suas principais limitações estão relacionadas ao

passo de tempo da integração, às dimensões do problema e ao número de partículas envolvidas.

O DEM, inicialmente proposto por Cundall e Strack (1979), é uma ferramenta de modelagem através da qual se pode estudar a dinâmica das partículas. As partículas podem interagir entre si, através de sua área de contato, ou por meio de efeitos interpartículas. Atualmente, o DEM é uma técnica poderosa, que permite a análise e compreensão de sistemas complexos, os quais seriam de difícil estudo por meio de técnicas experimentais. Nesta abordagem, as colisões podem ser representadas por duas formulações: *hard-sphere* (corpos rígidos) e *soft-sphere* (corpos deformáveis).

Para sistemas diluídos, a formulação *hard-sphere* é mais eficaz em termos computacionais, devido ao fato de que o tempo de contato de cada corpo é muito menor que o tempo médio entre colisões sucessivas e, portanto, cada contato pode ser considerado instantâneo e em par. Nesta abordagem, cada corpo movimenta-se livremente, com base nas forças externas e velocidades de translação. Assim, novos estados, posição e velocidade, dos corpos não são avaliados até a próxima colisão acontecer. A mudança de velocidade de cada partícula durante seu movimento livre é mapeada individualmente pela integração da segunda lei de Newton (Norouzi et al., 2016).

Na formulação *soft-sphere*, as partículas podem sobrepor-se e seu contato possui período de duração determinado, permitindo que determinada partícula entre em contato com mais de uma partícula por vez (múltiplos contatos). Esta formulação é adequada para o movimento de partículas em fase densa e diluída, em condições quase estáticas e dinâmicas. Os movimentos de translação e rotação de uma partícula são mapeados através da integração das segundas leis de movimento de Newton e Euler, respectivamente (Norouzi et al., 2016). De acordo com Norouzi et al. (2016), a abordagem *soft-sphere* é baseada nas seguintes considerações:

- As partículas são deformáveis, mas a deformação é reversível após o contato;
- A interação entre as partículas ocorre através da área de contato. A sobreposição entre as partículas é muito pequena em comparação ao seu tamanho;
- A sobreposição muda progressivamente com o tempo durante um contato. A máxima sobreposição é função das propriedades físicas e da velocidade de impacto.

A característica da dinâmica de todo o sistema é estimada numericamente por uma integração iterativa no tempo das equações de movimento para cada partícula. Ao se

integrar, as novas posições e velocidades das partículas, e, portanto, as sobreposições, são calculadas. Com base nas novas sobreposições e no histórico de colisão das partículas, as forças de colisão que atuam sobre as partículas são calculadas. Posteriormente, as velocidades lineares e angulares das partículas são calculadas e inicia-se a próxima iteração com a integração das equações de movimento (Norouzi et al., 2016).

As forças que agem sobre uma partícula são a gravidade, a força de contato entre as partículas que colidem e a interação das partículas com o fluido e a parede. O efeito do movimento das partículas no escoamento do fluido é contabilizado pela fração volumétrica de cada fase e pela troca de quantidade de movimento através da força de arraste. Esta formulação permite estudar as transferências de quantidade de movimento, calor e massa com detalhes em escala de partículas (Norouzi et al., 2016).

2.3.1. Análise do efeito de parâmetros físicos das fases nos resultados simulados por CFD-DEM

A seguir são apresentados trabalhos que empregaram a abordagem CFD-DEM para investigar a influência nos resultados simulados de parâmetros como a massa específica, o diâmetro da partícula e a esfericidade, bem como os parâmetros geométricos e de configurações de equipamentos.

Ren et al. (2013) avaliaram o comportamento dinâmico de um leito de jorro operando com sistemas monocomponente e binário de partículas por meio de simulações CFD-DEM. As simulações foram realizadas com partículas que possuíam forma esférica, massa específica igual a 1400 kg/m^3 e diâmetros iguais a 4 mm e 6,6 mm, e partículas com características semelhantes ao milho, massa específica igual a 1400 kg/m^3 , esfericidade de 0,98 e diâmetro de 6,6 mm, construídas através do método multiesferas. Para sistemas monocomponentes, os autores verificaram um maior grau de mistura para as esferas do que para as partículas com características semelhantes ao milho. As partículas com diferentes formas e tamanhos apresentaram trajetórias distintas na região da fonte, região anular e canal do jorro.

Liu et al. (2015) analisaram a influência de partículas de altas massas específicas, esferas de vidro – $2,30 \text{ g/cm}^3$, dióxido de zircônio – $5,60 \text{ g/cm}^3$, Ferro – $7,80 \text{ g/cm}^3$ e dióxido de urânio – $10,80 \text{ g/cm}^3$, no comportamento dinâmico de um leito de jorro pseudo-2D por CFD-DEM. Uma geometria pseudo-2D consiste de um modelo tridimensional com uma dimensão muito menor que as demais. Como esperado, os autores observaram que o aumento da densidade das partículas provocou um aumento da

queda de pressão e da velocidade de mínimo jorro e uma redução do tempo de residência médio, referente à todas as regiões do leito.

Marchelli et al. (2017) empregaram um leito de jorro pseudo-2D, operando com três materiais inertes (vidro, areia e PET) para avaliar a influência da massa específica, diâmetro e esfericidade das partículas na velocidade de mínimo jorro. O estudo foi conduzido por meio de experimentos, correlações empíricas e simulações CFD-DEM. Os resultados simulados apresentaram consistência física, apontando que o acoplamento CFD-DEM é confiável para a predição do comportamento dinâmico das partículas em um leito de jorro. Os resultados obtidos através de simulações CFD-DEM apresentaram menores desvios em relação aos dados experimentais do que os obtidos por meio de correlações empíricas.

Liu et al. (2020) estudaram o efeito de partículas cilíndricas no comportamento fluidodinâmico de um leito de jorro retangular. Sete tipos de partículas cilíndricas com o mesmo volume e densidade, mas formas diferentes, foram empregadas. A razão de aspecto (L/d) variou de 0,25 a 3,0. Os resultados mostraram que as partículas cilíndricas apresentaram diferentes orientações nas três regiões do leito de jorro. No canal de jorro, as partículas cilíndricas tenderam a colocar sua dimensão maior paralela à direção de escoamento (vertical), enquanto na região anular a tendência de orientação foi contrária e as partículas tenderam a colocar sua dimensão maior perpendicular à direção de deslizamento.

2.3.2. Modelos de arraste entre fases

A literatura reporta diversos modelos para o coeficiente de arraste (β). Com o intuito de avaliar o efeito desses modelos em simulações CFD-DEM, vários trabalhos vêm sendo desenvolvidos buscando identificar o efeito do modelo de arraste nas simulações.

He et al. (2016), por meio do acoplamento CFD-DEM, avaliaram a influência de dois modelos de arraste (GIDASPOW, 1994; KOCH; HILL, 2001) e do efeito do teor de líquido (0,01 %, 0,10 % e 1,00 %) em um leito de jorro fluidizado retangular com sistemas granulares secos e úmidos. Os melhores resultados foram preditos pelo modelo de arraste de Koch e Hill (2001). O aumento do teor de líquido proporcionou uma expansão das zonas mortas e uma redução do grau de mistura.

Zhang et al. (2017), empregaram simulações CFD-DEM para analisar a segregação de uma mistura binária de esferas de vidro (2,5 e 1,5 mm) em um leito de

jorro fluidizado retangular avaliando diferentes modelos de arraste (CELLO; DI RENZO; DI MAIO, 2010; GIDASPOW, 1994; RONG; DONG; YU, 2014; SARKAR; HOEF; KUIPERS, 2009). Os resultados previstos pelo modelo de Rong, Dong e Yu (2014) apresentaram menores desvios (5,3%) em relação aos dados experimentais.

Zhou et al. (2017), através de simulações CFD-DEM, avaliaram os modelos de arraste de Gidaspow (1994), Syamlal e O'Brien (1988) e Wen e Yu (1966) em relação à predição dos dados experimentais obtidos em um leito fluidizado. Os autores verificaram que o modelo de Syamlal e O'Brien (1988) previu adequadamente as alterações do diâmetro e da forma da cavidade no início do processo. O modelo de Wen e Yu (1966) subestimou as alterações do diâmetro da cavidade durante a fluidização. Já o modelo de Gidaspow (1994) adequou-se aos dados experimentais relacionados ao diâmetro da cavidade durante todas as etapas do processo.

Pietsch et al. (2017) analisaram, experimentalmente e através de CFD-DEM, a dinâmica fluido-partícula em um leito de jorro prismático tridimensional com duas entradas horizontais de gás. Diferentes modelos de arraste (BEETSTRA; VAN DER HOEF; KUIPERS, 2007; DI FELICE, 1994; GIDASPOW, 1994; KOCH; HILL, 2001) foram utilizados nas simulações para avaliar a aplicabilidade destes na representação de dados experimentais. Os modelos de arraste de Beetstra, Van Der Hoef e Kuipers (2007) e Koch e Hill (2001) previram com maior exatidão a expansão do leito e o estabelecimento do regime de jorro.

Marchelli et al. (2019), por meio de simulações CFD-DEM, analisaram a influência dos modelos de arraste de Gidaspow (1994) e Haider e Levenspiel (1989) na fluidodinâmica de um leito de jorro pseudo-2D e de um leito de jorro 3D, ambos operando com esferas de vidro de 1,5 mm. A geometria pseudo-2D utilizada pelos autores possuía um quinto do número total de partículas e um sexto das células computacionais quando comparado ao sistema 3D, proporcionando um custo computacional quatro vezes menor que o da geometria 3D. Os resultados mostraram que o modelo de Haider e Levenspiel (1989) foi adequado para o leito pseudo-2D. No entanto, para a geometria 3D não ocorreu o arraste das partículas, observando-se, portanto, que o leito permaneceu fixo. Por outro lado, o modelo de Gidaspow (1994) foi adequado para a geometria 3D, mas superestimou o movimento das partículas para o leito pseudo-2D. Os autores destacaram que, embora as simulações com a geometria pseudo-2D tenham apresentado resultados coerentes, esta geometria representa uma simplificação de um leito de jorro real e baseia-se na hipótese de que a dispersão do escoamento de ar na direção radial é desprezível em comparação

ao escoamento na direção axial. Portanto, o escoamento de ar na direção axial é mais intenso no caso pseudo-2D.

Adicionalmente, empregando o acoplamento CFD-DEM, Marchelli et al. (2020) avaliaram sete modelos de arraste (BEETSTRA; VAN DER HOEF; KUIPERS, 2007; DI FELICE, 1994; GIDASPOW, 1994; KOCH; HILL, 2001; RONG; DONG; YU, 2014; TENNETI; GARG; SUBRAMANIAM, 2011; WEN; YU, 1966). Dois leitos de jorro (pseudo-2D e cilíndrico-3D) contendo partículas do grupo Geldart D, sob diferentes condições operacionais, foram simulados. Os resultados indicaram que a variável chave para avaliar os modelos de arraste foi a razão entre a velocidade operacional e a velocidade de mínimo jorro. Para as simulações onde aplicou-se a vazão de mínimo jorro, apenas o modelo de Gidaspow (1994) pôde prever a movimentação dos sólidos, mas para baixos valores de vazão de ar, o modelo de Beetstra, Van Der Hoef e Kuipers (2007) foi o que se mostrou mais adequado para prever o comportamento característico do leito de jorro.

2.3.3. Transferência de calor e massa por CFD-DEM

O acoplamento CFD-DEM vem sendo aplicado em diversos estudos com o intuito de analisar a dinâmica de escoamento em leitos móveis. Entretanto, a utilização desta abordagem para descrever a transferência de calor e massa entre as fases ainda é escassa na literatura, principalmente em relação a trabalhos envolvendo transferência de massa. A seguir, são apresentados estudos que utilizaram esta ferramenta para avaliar a transferência de calor e massa em leitos móveis.

Swasdisevi et al. (2005) analisaram a dinâmica e a transferência de calor fluido-partícula em um leito de jorro bidimensional com tubo *draft* utilizando CFD-DEM. As propriedades da partícula eram similares às de grãos de milho, porém, nas simulações considerou-se a esfericidade igual a 1, enquanto que o valor experimental foi de 0,755. Os autores empregaram as correlações de Ranz e Marshall (1952) e Sartori, Freire e Massarani (1985) para o cálculo do coeficiente de transferência de calor entre as fases no canal do jorro e na região anular, respectivamente. Os resultados mostraram que a presença do tubo *draft* não reduziu somente a velocidade de mínimo jorro e a queda de pressão, como também aumentou a altura máxima de leito estático para a operação estável. O coeficiente de transferência de calor entre as fases diminuiu com o aumento da altura na região do canal do jorro e foi uniforme na região anular. A transferência de calor fluido-partícula ocorreu predominantemente no canal do jorro.

Wahyudi, Chu e Yu (2016) estudaram a dinâmica e a transferência de calor gás-sólido em um leito fluidizado com um tubo imerso por CFD-DEM. Foram empregadas cinco razões entre a velocidade superficial do gás e a velocidade de mínima fluidização ($u/u_{mf} = 0,308, 0,874, 1,233, 1,725$ e $2,62$). Os resultados mostraram que o aumento da velocidade do gás proporcionou o aumento da porosidade do leito e do fluxo de calor convectivo entre a superfície do tubo e o fluido e reduziu o fluxo de calor condutivo entre a superfície do tubo e as partículas.

Sutkar et al. (2016) abordaram o acoplamento dos fenômenos de transferência de calor e massa em um leito de jorro fluidizado pseudo-2D operando com esferas de vidro revestidas com filme líquido. Para a obtenção dos coeficientes de transferência de calor e massa, os autores empregaram a correlação empírica proposta por Gunn (1978). Os autores realizaram diversos testes para otimizar as interações entre as partículas e o filme líquido, obtendo bons ajustes entre os dados simulados e experimentais.

Wang et al. (2019) efetuaram simulações CFD-DEM acoplado à transferência de calor para um leito fluidizado borbulhante pseudo-2D. Os autores também avaliaram a influência de parâmetros operacionais (velocidade do fluido, diâmetro das partículas e massa de sólidos) na resposta simulada. Os resultados mostraram que a velocidade do fluido e o diâmetro das partículas têm uma influência mais notável na transferência de calor por convecção do que na transferência de calor por condução. Além disso, a convecção partícula-fluido domina a transferência de calor enquanto a condução partícula-partícula é quase insignificante. Segundo os autores, a condução partícula-fluido-partícula foi responsável por cerca de 10% da transferência total de calor.

Hu et al. (2019) investigaram a influência das propriedades de interação, coeficiente de restituição, coeficiente de atrito estático e coeficiente de atrito de rolamento, sobre o comportamento fluidodinâmico e a transferência de calor de um leito de jorro retangular, através de simulações CFD-DEM. Os resultados mostraram que o aumento do coeficiente de atrito estático e do coeficiente de atrito de rolamento levou à redução dos movimentos de translação da fase sólida. Ademais, os resultados demonstraram que a transferência de calor no leito de jorro é afetada pela região de zona morta, sendo esta muito sensível aos coeficientes de atrito estático e de rolamento. A variação das propriedades de interação influenciou principalmente a transferência de calor condutiva e teve um impacto mínimo na transferência de calor por convecção.

2.3.4. Comparação entre o TFM e CFD-DEM

Trabalhos que compararam as abordagens TFM e DEM para a simulação de leitos móveis são escassos na literatura.

Almohammed et al. (2014) avaliaram a influência da vazão mássica de ar no comportamento gás-sólido em um leito de jorro fluidizado através das abordagens TFM e CFD-DEM. O estudo foi conduzido para as vazões mássicas de ar iguais a 0,005 kg/s e 0,006 kg/s. Com base nos resultados obtidos, os autores verificaram que o TFM foi adequado para representar o comportamento do leito apenas para a vazão mássica de ar de 0,005 kg/s. Já as simulações empregando o acoplamento CFD-DEM foram capazes de prever a formação de bolhas e a expansão do leito para ambas as vazões mássicas de ar.

Lee, Wee e Lim (2017) aplicaram as abordagens TFM e CFD-DEM para analisar o grau de mistura da fase sólida em um leito fluidizado, avaliando diferentes razões entre a velocidade do ar e a velocidade de mínima fluidização ($u/u_{mf} = 1,0, 1,4, 1,6$ e $1,8$). Para as maiores velocidades, comportamentos similares foram verificados para as duas abordagens. No entanto, para menores velocidades, a taxa de mistura dos sólidos foi melhor predita por CFD-DEM. A expansão inicial do leito foi verificada nas simulações CFD-DEM, no entanto, este processo não foi observado nas simulações TFM.

Moliner et al. (2018) empregaram o TFM e o acoplamento CFD-DEM para simular a dinâmica de um leito de jorro pseudo-2D com esferas de vidro. Ambos os modelos foram capazes de prever as etapas de transição do leito, desde o leito estático, até operação em jorro estável. No entanto, algumas variações na fração volumétrica e na velocidade de sólidos foram verificadas. Em termos gerais, o acoplamento CFD-DEM reproduziu com maior precisão o comportamento do leito de jorro.

O Quadro 3 apresenta um resumo dos trabalhos recentes que aplicaram o acoplamento CFD-DEM para avaliar diferentes leitos móveis. Verifica-se que diversos estudos aplicaram o acoplamento CFD-DEM para analisar a dinâmica de sistemas granulares convencionais secos e úmidos. Observa-se a escassez de estudos que empregaram CFD-DEM para acoplar os fenômenos de transferência de quantidade de movimento, calor e massa em leitos de jorro e suas modificações, e a inexistência de simulações que utilizaram CFD-DEM para estudar o acoplamento dos fenômenos de transferência presentes em leitos de jorro operando com grãos ou sementes. Baseando-se nestes aspectos, foram construídos os objetivos deste trabalho de doutorado, apresentados no Capítulo 1.

Quadro 3 – Trabalhos que utilizaram CFD-DEM aplicados em leitos móveis

Referência	Equipamento										Material			Análise							
	LJF-2D	LJF-2D Duplo	LJF-3D	LJF-3D Duplo	LF	LJP-2D-Duplo	LJ-3D	LJP-3D Duplo	LJP-2D	LJP-3D	Inerte	Injeção de Líquido	Grãos/Sementes	Partículas Úmidas	Modelos	Geometria	Forças Coesivas	Grau de Mistura	Transf. Calor	Transf. Calor e Massa	Cond. Operacionais
Yue, Zhang e Shen (2021)	●										●				●						
Wang et al. (2021)									●			●									●
Liu et al. (2020)								●		●											●
Yang et al. (2020)						●				●					●						
Zhao et al. (2020)					●									●	●						●
Wang et al. (2020)								●		●					●				●		
Hu et al. (2019)								●		●									●		
Marchelli et al. (2019)								●	●	●				●							●
Moliner et al. (2019)									●	●				●							●
Breuninger et al. (2019)							●			●											●
Kieckhefen et al. (2018)								●		●											●
Mahmoodi, Hosseini e Ahmadi (2018)								●		●											●
Golshan, Zarghami e Mostoufi (2017)								●		●					●						
Tang et al. (2017)	●	●								●				●			●	●			
Zhang e Li (2017)								●		●				●			●	●			
Pietsch et al. (2017)									●	●				●							
Zhang et al. (2017)	●									●				●				●			

Quadro 3 – Trabalhos que utilizaram CFD-DEM aplicados em leitos móveis (Continuação)

Referência	Equipamento										Material			Análise							
	LJF-2D	LJF-2D Duplo	LJF-3D	LJF-3D Duplo	LF	LJP-2D-Duplo	LJ-3D	LJP-3D Duplo	LJP-2D	LJP-3D	Inerte	Injeção de Líquido	Grãos/Sementes	Partículas Úmidas	Modelos	Geometria	Forças Coesivas	Grau de Mistura	Transf. Calor	Transf. Calor e Massa	Cond. Operacionais
Peng et al. (2016)					●						●										●
Iqbal e Rauh (2016)	●										●										●
Yang et al. (2016)				●							●										●
Wahyudi, Chu e Yu (2016)					●						●								●		
Hou, Zhou e Yu (2016)					●						●								●		
Gan, Zhou e Yu (2016)					●						●								●		
Xu et al. (2016)									●		●		●				●				
Yang et al. (2015)							●			●	●			●							●
Saidi et al. (2015)									●		●										●
Liu et al. (2015)									●		●										●
Wang et al. (2015)									●		●									●	
Patil et al. (2014)					●						●									●	●
Ren et al. (2013)							●				●		●								●
Wee, Lin e Tan (2013)					●						●	●						●			
Swadisevi et al. (2005)									●				●								●

LF – Leito Fluidizado LJF – Leito de Jorro Fluidizado 2D – Bidimensional

LJ – Leito de Jorro LJP – Leito de Jorro Prismático 3D – Tridimensional

Até o início do desenvolvimento deste trabalho de doutorado, no Centro de Secagem de Pastas, Sementes e Suspensões (DEQ – UFSCar), os trabalhos desenvolvidos no grupo de pesquisa haviam sido realizados empregando o Modelo de Dois Fluidos (TFM). Assim, este trabalho também visa implementar a abordagem CFD-DEM aos trabalhos desenvolvidos pelo grupo de pesquisa.

Quadro 4 – Trabalhos realizados no Centro de Secagem DEQ/UFSCar utilizando a abordagem TFM

Autor	Equipamento	Material	Título do trabalho
Béttega, R. (2009)	Leito de Jorro	Esferas de vidro	Contribuições ao estudo da fluidodinâmica em leitos de jorro utilizando-se CFD
Rosa, C. A. da (2010)	Leito de Jorro	Esferas de vidro (3,9 mm) e alumina (3,05 mm)	Estudo experimental e numérico da fluidodinâmica e das transferências de calor e massa em um leito de jorro contínuo: Uso da técnica CFD
Pádua, T. F. de (2012)	Alimentador Venturi	Esferas de vidro (1 mm)	Simulação de um alimentador Venturi em trecho ascendente no transporte pneumático de sólidos.
Castro, U. J. de (2016)	Leito Fixo	Alumina (2,80 mm)	Estudo de um leito fixo de pequena espessura utilizando CFD
Batista, J. N. M. (2017)	Leito de Jorro	Sorgo (3,13 mm)	Análise da fluidodinâmica e da transferência de calor em leito de jorro operando com sementes de sorgo utilizando CFD
Souza, A. S. (2019)	Leito de Jorro	Sorgo (3,13 mm)	Avaliação por CFD da fluidodinâmica e da transferência de calor em leitos de jorro para diferentes ângulos da base cônica
Borges, L. P. (2020)	Leito de Jorro	Esferas de ABS (2,93 mm)	Determinação experimental de parâmetros de interação e aplicação na simulação CFD-DEM de leito de jorro
Massaro Sousa, L. (2020)	Válvulas não-mecânicas	Borra de café (225 – 550 µm)	Estudo sobre o desempenho de válvulas não-mecânicas como alimentadores de biomassa residual de borra de café em reatores de leito pneumático circulante: experimentação e modelagem via CFD-TFM

2.4. Análise da influência do ângulo de cone

Nesta seção, são apresentados, estudos tanto experimentais, quanto através de simulações CFD-DEM e TFM, que analisaram o efeito do ângulo de cone no comportamento fluidodinâmico de leitos de jorro.

A estabilidade e as características do escoamento em leitos de jorro dependem de sua geometria, como o distribuidor de ar de entrada, o tubo draft e o ângulo da base cônica, bem como das propriedades do fluido e fases sólidas (ALTZIBAR et al., 2013; MATHUR; EPSTEIN, 1974). De acordo com Olazar et al. (1992), para os leitos de jorro com configuração cônica, o limite do ângulo de cone é de 28° , uma vez que ângulos de cone menores causam instabilidades no leito.

Em relação a avaliação do efeito do ângulo de cone na fluidodinâmica de leitos de jorro, os estudos existentes foram conduzidos para a mesma altura de leito estático (ALTZIBAR et al., 2013; ESTIATI et al., 2017; OLAZAR et al., 2001, 2004; SALDARRIAGA et al., 2015; SAN JOSÉ et al., 2004), que acarreta em diferentes massas de sólidos para cada ângulo de base cônica. Para uma dada altura de leito estático, o efeito do ângulo de cone, do diâmetro do bocal, do diâmetro da partícula e da velocidade do gás sobre a velocidades das partículas nas três regiões características do leito de jorro, região anular, canal de jorro e fonte, na geometria da fonte e sobre a trajetória e tempo de ciclo das partículas foi investigado por Olazar et al. (2001), Olazar et al. (2004) e San José et al. (2004), respectivamente. Em todos os estudos, os resultados mostraram que o ângulo de cone foi o fator que mais afetou as variáveis analisadas. O aumento do ângulo de cone acarretou uma redução da velocidade das partículas, tanto em função da posição axial, quando radial; reduziu a altura e amplitude da fonte, bem como o tempo de ciclo das partículas.

Dentre os estudos experimentais, apenas Perazzini et al. (2018) avaliaram a influência do ângulo de cone para uma massa constante de partículas. Neste trabalho, os autores analisaram a secagem de leite desnatado sobre partículas inertes em leito de jorro. A secagem foi avaliada para bases cônicas de 45° , 60° e 75° , operando com 4,5 kg de partículas inertes. Das condições avaliadas, a melhor configuração quanto à capacidade de secagem foi obtida para a base cônica de 45° .

O número de estudos que empregaram simulações numéricas para avaliar o efeito do ângulo da base cônica na fluidodinâmica de leitos de jorro é limitado (GOLSHAN; ZARGHAMI; MOSTOUFI, 2017; LIU et al., 2014; SOUZA; FREIRE; BÉTTEGA, 2018; TAKEUCHI; WANG; RHODES, 2008).

Empregando TFM-3D, Liu et al. (2014) avaliaram o efeito do ângulo da base cônica nas características fluidodinâmica de leitos de jorro cônico-cilíndrico. As simulações foram realizadas para sete ângulos de base cônica, variando de 30° a 180°. A altura de leito estático foi mantida constante para todas as condições estudadas. O padrão de escoamento dos sólidos, a velocidade das partículas, a porosidade, a altura da fonte e o diâmetro do canal do jorro foram investigados. Os resultados indicaram que o ângulo de base cônica de 105° pode ser um limite para alteração do comportamento do escoamento gás-sólido no leito de jorro avaliado. Para ângulos de cone menores que 105°, o aumento do ângulo da base cônica diminuiu a altura da fonte, a velocidade de partícula e a porosidade, enquanto para ângulos de cone maiores que 105°, uma tendência inversa foi observada.

Por meio de simulações TFM-2D, Souza, Freire e Béttega (2018) investigaram a influência do ângulo da base cônica na circulação dos sólidos. Os autores analisaram a vazão de massa de sólidos na superfície do canal do jorro e o tempo de ciclo médio das partículas. O estudo foi conduzido para sete ângulos de cone, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°, 120° e 150°, e para as massas de sólidos de 2 kg, 3 kg, e 4 kg. Os autores verificaram que a massa de sólidos no leito teve maior efeito sobre o tempo de ciclo médio das partículas e a vazão mássica de sólidos no canal do jorro aumentou com a redução do ângulo do cone.

Através de simulações CFD-DEM 3D, Takeuchi, Wang e Rhodes (2008) avaliaram as características do escoamento das fases sólida e fluida em um leito de jorro com base reta e base cônica com ângulos de 15°, 30°, 45° e 60°. Os resultados mostraram que para a base reta, o gás tende a se espalhar na direção radial. No leito com base cônica, ângulo de base cônica de 15°, 30°, 45° e 60°, no entanto, o gás flui ao longo da superfície cônica.

Golshan, Zarghami e Mostoufi (2017) empregaram simulações CFD-DEM para analisar o efeito do ângulo da base cônica, 20°, 30°, 40°, 50°, 60° e 70°, e uma base curva na qualidade da circulação dos sólidos em leitos de jorro retangulares. Esta análise foi realizada por meio dos perfis lateral e axial da velocidade das partículas e da vazão de sólidos. O efeito do ângulo da base cônica na fluidodinâmica do leito de jorro foi estudado para uma altura constante de leito estático. A combinação da taxa de circulação de sólidos e do escoamento lateral indicou que a melhor circulação dos sólidos foi observada no leito de base curva.

Observa-se a escassez de trabalhos que empregam o acoplamento CFD-DEM para investigar o efeito do ângulo de cone no comportamento fluidodinâmico do leito de jorro e a ausência de trabalhos que avaliam a influência do ângulo de cone no desempenho de leitos de jorro, tomando como parâmetro o potencial de secagem de cada configuração. Neste contexto,

simulações CFD-DEM podem auxiliar na melhor compreensão desses fatores e no preenchimento das lacunas existentes.

2.5. Propriedades físicas e de interação

O Método dos Elementos Discretos (*DEM - Discrete Element Method*) vem sendo aplicado em estudos de diversas operações relacionadas à pós-colheita de grãos, sementes e produtos alimentícios (KEPPLER et al., 2012; KHATCHATOURIAN; BINELO; DE LIMA, 2014; MA; LI; XU, 2015; RAJI; FAVIER, 2004; WOO et al., 2010). No entanto, propriedades de interação de materiais agrícolas são raras na literatura, devido a fatores como a forma irregular e rugosidade, que dificultam a realização de ensaios. Quanto mais exatos forem os parâmetros de entrada DEM, mais exatas serão as respostas obtidas através das simulações.

As simulações DEM necessitam das propriedades elásticas das partículas, tais como o módulo de Young, a razão de Poisson e o módulo de cisalhamento, de algumas propriedades dos materiais, incluindo o diâmetro equivalente médio, a esfericidade e a massa específica e de propriedades de interação partícula-partícula e partícula-parede, tais como o coeficiente de restituição, o coeficiente de atrito estático e o coeficiente de atrito de rolamento. O sucesso de simulações DEM está relacionado ao conhecimento destas propriedades, as quais podem ser obtidas por medição direta ou calibração *bulk*.

De acordo com a abordagem de medição direta, os parâmetros são determinados através de ensaios experimentais. Alguns dos parâmetros são fáceis de medir, enquanto outros são muito difíceis, dependendo da escala da partícula. A vantagem desse método é que as propriedades resultantes não são dependentes do modelo de contato ou do código DEM empregado. Devido à falta de padronização dos métodos para a obtenção dos parâmetros de entrada DEM, essa abordagem ainda é pouco empregada (COETZEE, 2017).

A determinação das propriedades por calibração é empregada quando a medição direta for impossível ou fornecer resultados imprecisos. O procedimento de calibração é baseado em um experimento que fornece uma propriedade *bulk*. Esse ensaio é simulado através da abordagem DEM, utilizando valores preliminares para as propriedades requeridas pelo modelo. A resposta obtida por meio das simulações é então comparada com o resultado experimental. Os parâmetros de entrada são alterados até que se obtenha uma resposta mais próxima do valor experimental (COETZEE, 2017; GONZÁLEZ-MONTELLANO et al., 2012). Uma das formas de determinar a melhor combinação dos parâmetros de entrada é empregando um planejamento composto central, como reportado nos trabalhos de Cunha et al. (2016), Santos et al. (2016) e Silvério et al. (2014).

2.5.1. Propriedades do Material

O conhecimento das propriedades do material é de grande importância nos mais diversos processos, uma vez que as propriedades do material influenciam na fluidodinâmica do processo e, conseqüentemente, nas transferências de calor e massa.

2.5.1.1. Dimensões características

O tamanho das partículas pode ser descrito por meio das dimensões dos três eixos principais: comprimento (L), largura (W) e espessura (T). Se todas as dimensões são da mesma ordem, então a partícula é referida como granular. É relativamente fácil atribuir uma dimensão característica a essa partícula. Se o comprimento e a largura forem significativamente maiores do que a espessura, então a partícula se assemelha a uma lâmina. Se o comprimento é a maior dimensão, a partícula é similar a uma agulha (alongada) (KEEY, 1992). A medida dessas dimensões pode ser efetuada através de micrômetros, paquímetros ou por análise de imagens da área projetada.

Através das dimensões características das partículas é possível calcular a esfericidade (φ), o volume equivalente (V_e), o diâmetro equivalente (D_e) e a área superficial (A_s), de acordo com as relações propostas por Mohsenin (1986), apresentadas a seguir:

$$\varphi = \frac{(L \cdot W \cdot T)^{\frac{1}{3}}}{L} \quad (2-1)$$

$$V_e = \frac{\pi(L \cdot W \cdot T)}{6} \quad (2-2)$$

$$D_e = (L \cdot W \cdot T)^{\frac{1}{3}} \quad (2-3)$$

$$A_s = \pi(L \cdot W \cdot T)^{\frac{2}{3}} \quad (2-4)$$

2.5.1.2. Massa específica

A massa específica de um material é definida como a massa desse material dividida pelo volume ocupado por ele. As definições distintas de massa específica decorrem de como o volume da partícula é considerado. A massa da partícula pode ser determinada através de uma balança analítica. Em relação à partícula isolada, o volume pode ser obtido por meio de picnometria líquida ou gasosa, que possuem como embasamento teórico o princípio de Arquimedes.

Massa específica aparente

A massa específica aparente é obtida através da relação entre a massa (m) e o volume das partículas (V_p), incluindo os seus poros abertos e fechados.

$$\rho_p = \frac{m}{V_s} \quad (2-5)$$

Densidade Bulk

A massa específica do leito ou densidade *bulk* é calculada por meio da razão entre a massa e o volume do leito empacotado (V_b).

$$\rho_b = \frac{m}{V_b} \quad (2-6)$$

2.5.2. Propriedades de interação

2.5.2.1. Coeficiente de Restituição

Processos envolvendo sólidos são amplamente encontrados nos setores industriais. Em operações envolvendo secagem, granulação, revestimento, pirólise e gaseificação, as partículas interagem umas com as outras e com as paredes do equipamento através de múltiplas colisões. A energia dissipada durante essas colisões é importante para a correta modelagem da dinâmica de partículas e podem ser descritas pelo coeficiente de restituição. O coeficiente de restituição reflete o grau de conservação de energia cinética após uma colisão entre as partículas ou entre as partículas e a parede. Esse parâmetro está relacionado à elasticidade durante as colisões. O coeficiente de restituição apresenta um valor unitário para colisões perfeitamente elásticas e um valor nulo para colisões perfeitamente plásticas (CRÜGER et al., 2016; HASTIE, 2013; HORABIK et al., 2017). O coeficiente de restituição é uma das propriedades fundamentais das partículas necessárias em simulações DEM.

O coeficiente de restituição pode ser calculado através da análise das velocidades antes e após a colisão ou pela relação entre a altura inicial e a altura alcançada após o choque. Para a obtenção deste parâmetro, existem basicamente dois tipos de experimentos: teste de queda livre a uma altura específica (HASTIE, 2013) e testes de colisão baseados em pêndulo (MINAMOTO; KAWAMURA, 2009). Para efetuar a medida com precisão, utilizam-se câmeras de alta velocidade e *software* de análise de imagens.

A velocidade da partícula após a colisão não pode ser obtida diretamente, devido à dissipação de energia durante as colisões. Assim, o coeficiente de restituição é introduzido de acordo com a Equação (2-7).

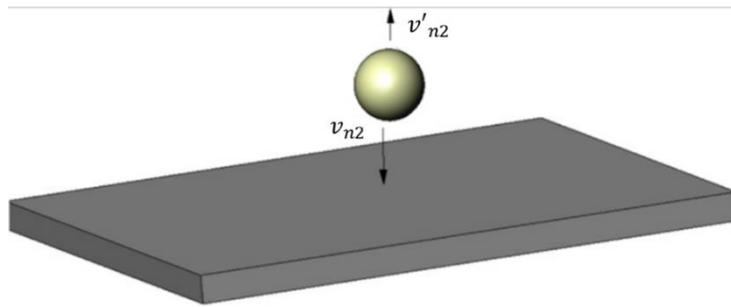
$$\eta = \frac{v'_{n2} - v'_{n1}}{v_{n1} - v_{n2}} \quad (2-7)$$

onde v_{n1} e v_{n2} são as velocidades das partículas antes da colisão e v'_{n1} e v'_{n2} são as velocidades após o impacto.

Considerando o movimento em queda livre, onde a partícula parte do repouso e colide com uma superfície ($v_{n1} = 0$ e $v'_{n1} = 0$), a Equação (2-7) pode ser simplificada, obtendo a Equação (2-8). A Figura 2 ilustra a colisão entre uma esfera e uma superfície plana.

$$\eta = -\frac{v'_{n2}}{v_{n2}} \quad (2-8)$$

Figura 2 – Colisão entre uma esfera e uma superfície plana em repouso.



Fonte: Adaptado de Aryaei, Hashemnia e Jafarpur (2010).

Considerando que a queda ocorra de uma altura h_1 e negligenciado a resistência do ar e que a partícula apresenta somente movimento vertical, como já reportado em diversos trabalhos da literatura (HORABIK; MOLENDA, 2016; LOPES et al., 2018; WEIR; TALLON, 2005; WONG; DANIEL; RONGONG, 2009), obtém-se:

$$v_{n2} = \sqrt{2gh_1} \quad (2-9)$$

Após o rebote (h_2), a velocidade pode ser dada pela Equação (2-10):

$$v'_{n2} = -\sqrt{2gh_2} \quad (2-10)$$

Substituindo as Equações (2-9) e (2-10) na Equação (2-8), o coeficiente de restituição é obtido pela Equação (2-11):

$$\eta = \sqrt{\frac{h_2}{h_1}} \quad (2-11)$$

O coeficiente de restituição é um importante parâmetro para a modelagem DEM, por esta razão, muitos trabalhos estão sendo conduzidos para determinar o coeficiente de restituição para os mais diversos tipos de materiais.

Locurto et al. (1997) mediram, através de testes de queda livre, o coeficiente de restituição de grãos de soja colidindo com superfícies de alumínio, vidro e acrílico. Os ensaios foram realizados com alturas de queda de 15,1 cm, 29,2 cm e 51,1 cm e umidade de 0,107 e 0,155 (base seca). Para todas as superfícies testadas, com o aumento da umidade, o coeficiente de restituição apresentou redução de aproximadamente 14% e foi relativamente insensível às alturas de quedas avaliadas, diminuindo o valor médio em menos de 5%.

Aryaei, Hashemnia e Jafarpur (2010) determinaram o coeficiente de restituição partícula-parede e a porcentagem de energia perdida durante as colisões empregando esferas de alumínio e aço com diâmetro entre 6 e 12 mm. De acordo com os resultados, o diâmetro da esfera apresentou efeito mais significativo no coeficiente de restituição mensurado para colisões entre diferentes materiais do que os obtidos entre colisões do mesmo material. No entanto, os autores ressaltam que esta afirmação precisa ser melhor compreendida para ser aceita.

González-Montellano et al. (2012) determinaram o coeficiente de restituição de esferas de vidro, grãos de milho e oliva para diferentes alturas iniciais de colisão. Para mensurar o coeficiente de restituição partícula-parede, os autores empregaram testes de queda livre em uma superfície plana, empregando como suporte superfícies de aço e acrílico. Já para medir o coeficiente de restituição partícula-partícula, empregou-se um sistema de duplo pêndulo, possibilitando a colisão entre duas partículas. Para as esferas de vidro, o coeficiente de restituição partícula-parede diminuiu à medida que a altura de queda aumentou (redução de 10% para a superfície de aço e 8% para a superfície de acrílico). Um comportamento inverso foi verificado para o milho (aumento de 25% para a superfície de aço e 15% para a superfície de acrílico) e para a oliva (aumento de 12% para a superfície de aço e 20% para a superfície de acrílico). Com o aumento da altura inicial, o coeficiente de restituição partícula-partícula para esferas de vidro aumentou em torno de 13% e reduziu cerca de 24% para as olivas. Já para o milho, este parâmetro permaneceu constante para as alturas avaliadas.

Crüger et al. (2016) desenvolveram uma unidade experimental com base em duas câmeras de alta velocidade para medir a colisão de uma partícula em três dimensões. O coeficiente de restituição foi medido para esferas de vidro com dois diâmetros (0,91 e 1,74 mm), em diferentes velocidades de colisão (0,2 – 1,9 m/s) e espessuras da camada líquida sobre a superfície de teste (0, 100, 200 e 500 μm). Para obter este parâmetro, foram

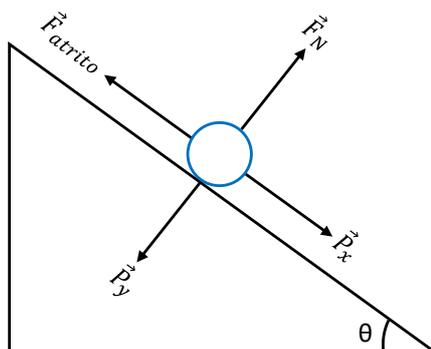
considerados aceitáveis os ensaios em que o desvio entre o rebote e a vertical apresentavam ângulos inferiores a $5,5^\circ$. O coeficiente de restituição médio e o desvio padrão foram obtidos a partir de 20 experimentos. Na ausência de camada líquida, o coeficiente de restituição se mostrou independente do diâmetro da partícula e da velocidade de colisão. Já para os ensaios onde havia água sobre a placa horizontal, o diâmetro da partícula e a velocidade de colisão exerceram efeito considerável sobre o coeficiente de restituição. Os autores verificaram um aumento do coeficiente de restituição com o aumento da velocidade de colisão para as três camadas de líquido. Os maiores coeficientes de restituição foram obtidos para as espessuras de 100, 200 e 500 μm , nesta ordem.

Horabik et al. (2017) determinaram o coeficiente de restituição de sementes de canola, ervilha e soja em três umidades. Os experimentos foram conduzidos em velocidades de colisão entre 0,17 e 8,8 m/s. Para determinar o coeficiente de restituição, foram selecionados os experimentos em que o desvio na trajetória de rebote a partir da vertical era menor que 15° e sem rotação da partícula, sendo que cada ensaio foi repetido dez vezes. Verificou-se que, para os três tipos de sementes avaliados, os valores do coeficiente de restituição diminuíram com o aumento da velocidade de colisão, bem como com o aumento da umidade. Um maior decréscimo foi observado para a canola, soja e ervilha, nesta ordem. Este resultado pode ser atribuído ao conteúdo de lipídios das sementes.

2.5.2.2. Coeficiente de atrito estático

O coeficiente de atrito é relativo à resistência de dois corpos ao deslizar um sobre o outro. A força de atrito se opõe ao deslizamento, apresentando valor máximo na iminência do movimento. A força de atrito é variável de $0 \leq |\vec{F}_{\text{atrito}}| \leq \mu_s |\vec{F}_N|$. O coeficiente de atrito estático pode ser obtido através do princípio do plano inclinado, cuja descrição é ilustrada na Figura 3.

Figura 3 – Descrição do princípio do plano inclinado



Na iminência do movimento, o bloco ainda está em repouso, sendo a força resultante nula. O coeficiente de atrito estático pode ser obtido por meio das Equações (2-12) a (2-16).

$$\vec{F}_{\text{atrito}} = \mu_s |\vec{F}_N| \quad (2-12)$$

$$\vec{F}_N = \vec{P}_y = \vec{P} \cos\theta \quad (2-13)$$

$$\vec{F}_{\text{atrito}} = \vec{P}_x = \vec{P} \sin\theta \quad (2-14)$$

$$\mu_s \vec{P} \cos\theta = \vec{P} \sin\theta \quad (2-15)$$

$$\mu_s = \text{tg}\theta \quad (2-16)$$

Apesar de ser um importante parâmetro, tanto para projeto de equipamentos, quanto para simulações DEM, poucos são os trabalhos que obtém o coeficiente de atrito estático por medição direta.

González-Montellano et al. (2012) determinaram o coeficiente de atrito estático partícula-parede para o vidro, milho e olivas. Para tal, empregaram um plano inclinado com superfícies de aço e acrílico. Independente da partícula, o coeficiente de atrito estático foi maior para a superfície de acrílico. Os valores obtidos para o milho (aço – 0,165 e acrílico – 0,336) foram semelhantes aos das esferas de vidro (aço – 0,179 e acrílico – 0,299). Por outro lado, os valores para as olivas (aço – 0,347 e acrílico – 0,683) foram superiores aos demais. O coeficiente de atrito estático partícula-partícula não foi aferido devido às dificuldades experimentais acarretadas pela irregularidade das partículas.

Wang et al. (2018a) mediram o coeficiente de atrito estático de grãos de milho utilizando um plano inclinado. Para medir o coeficiente de atrito estático partícula-parede, os autores empregaram uma superfície de zinco e, para obter o coeficiente partícula-partícula, partículas de milho foram coladas em uma superfície. Como esperado, valores mais elevados foram observados para a interação partícula-partícula, devido às maiores irregularidades observadas na superfície dos grãos de milho.

2.5.2.3. Coeficiente de atrito de rolamento

A representação da forma real da partícula nas simulações CFD-DEM só é realizável em alguns *softwares* a partir da abordagem mutiesferas. Quando este método não está disponível, adota-se a simplificação para partículas de forma esférica. Logo, em simulações que utilizam partículas esféricas para representar partículas não esféricas, estas

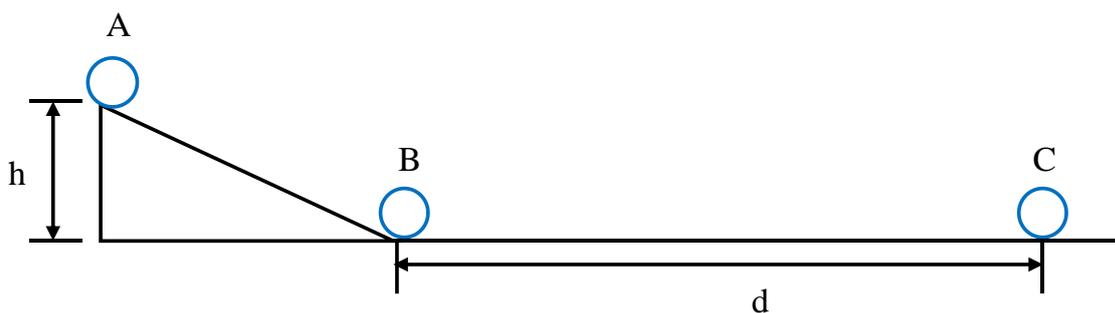
podem rolar mais facilmente do que nos experimentos. Assim, o coeficiente de atrito de rolamento é um importante parâmetro quando se utiliza esta simplificação (WENSRICH; KATTERFELD, 2012). Quando um valor apropriado do coeficiente de atrito de rolamento é utilizado, as partículas esféricas podem ser usadas para representar as partículas não esféricas (XIE; MA; ZHAO, 2019).

O coeficiente de atrito de rolamento de partículas irregulares é raramente estudado. Partículas irregulares apresentam dificuldade em rolar sobre um plano fixo, sendo que o movimento da partícula pode variar entre deslizar, rolar ou quicar durante o experimento.

O experimento para determinar o coeficiente de atrito de rolamento consiste na utilização de uma rampa de lançamento, onde inicia-se o rolamento de uma partícula esférica ou quase esférica e posteriormente avança em uma superfície horizontal. O coeficiente de atrito de rolamento de esferas em superfícies horizontais é afetado por fatores como: rigidez, raio de curvatura, textura, películas na superfície e natureza da superfície horizontal, sendo todos esses aspectos considerados no ensaio (ASTM G194-08, 2018). As especificações para a construção da rampa de lançamento, de acordo com as características do material a ser avaliado, são apresentadas na ASTM G194-08 (2018).

Para medir o coeficiente de atrito de rolamento, considerando uma partícula de massa m rolando (assumindo que não há deslizamento), utiliza-se uma rampa de altura h , como a mostrada na Figura 4.

Figura 4 – Representação esquemática do ensaio para a obtenção do coeficiente de atrito de rolamento



A partir da lei de conservação de energia mecânica, a energia total do sistema em A é igual a energia total do sistema em B. Logo, a energia potencial em A é igual à energia cinética em B mais a energia perdida durante o rolamento, como mostra a Equação (2-17).

$$mgh = \frac{1}{2}mv_B^2 + E_{perdida} \quad (2-17)$$

Assumindo que a energia perdida durante o rolamento de A até B seja desprezível em relação à energia do sistema, a velocidade em B pode ser calculada de acordo com a Equação (2-18).

$$v_B = \sqrt{2gh} \quad (2-18)$$

A partícula rola de B até C, percorrendo a distância d , com velocidade inicial v_B e desaceleração a . Por meio de uma equação do movimento, obtém-se:

$$v_B = \sqrt{2ad} \quad (2-19)$$

Igualando as Equações (2-18) e (2-19), a desaceleração da partícula devido à resistência ao rolamento é obtida pela Equação (2-20).

$$a = \frac{gh}{d} \quad (2-20)$$

Por meio das definições da força de resistência ao rolamento (Equação (2-21)), obtém-se o coeficiente de atrito de rolamento, como mostra a Equação (2-22).

$$\vec{F}_R = ma = m\left(\frac{gh}{d}\right) = \mu_R mg \quad (2-21)$$

$$\mu_R = \frac{h}{d} \quad (2-22)$$

Ketterhagen, Bharadwaj e Hancock (2010) determinaram o coeficiente de atrito de rolamento para materiais padrão (esferas de aço, vidro e teflon e discos de acrílico), bem como para comprimidos placebo de formas variadas, empregando a metodologia de medição direta. Para realizar os experimentos, superfícies de alumínio e policarbonato foram empregadas, uma vez que são os materiais mais empregados na construção de equipamentos da indústria farmacêutica. Para os materiais padrão, o coeficiente de atrito de rolamento apresentou valores entre 0,002 e 0,006, para os materiais de forma esférica, e 0,010 para os discos de acrílico. Esse resultado pode estar relacionado às diferentes áreas de contato, esferas – superfície (ponto de contato) e discos -superfície (linha de contato) e também à rugosidade da superfície de cada material. Para os comprimidos placebo, o coeficiente de atrito de rolamento variou de 0,004 até 0,013. Nesse estudo, o material da superfície não apresentou influência significativa sobre o coeficiente de atrito de rolamento.

Wang et al. (2018a) determinaram os coeficientes de atrito estático e de restituição (partícula-partícula e partícula-parede) para o milho por medição direta. Já o coeficiente de atrito de rolamento foi medido por calibração, devido à natureza irregular dos grãos de milho. Para avaliar esse parâmetro, os autores simularam a descarga de um silo variando o coeficiente

de atrito estático partícula-partícula em 0,03, 0,08 e 0,13 e mantendo o coeficiente de atrito estático partícula-parede em 0,25. Os autores observaram uma redução da taxa de descarga com o aumento do coeficiente de atrito de rolamento partícula-partícula.

Trabalhos que determinaram os coeficientes de atrito estático e de rolamento utilizando a abordagem por medição direta são escassos. Quando reportados na literatura, esses parâmetros são obtidos por calibração. No entanto, na maioria dos estudos envolvendo simulações CFD-DEM, os parâmetros de entrada são utilizados sem informações do procedimento adotado para a determinação dos mesmos.

CAPÍTULO 3 – METODOLOGIA MATEMÁTICA

Neste capítulo são apresentados o equacionamento referente ao acoplamento CFD-DEM e o modelo TFM, o método para a escolha da malha computacional, os métodos numéricos, as propriedades da fase fluida, a infraestrutura computacional e os *softwares* empregados para a realização das simulações.

3.1. Modelagem Matemática CFD-DEM

3.1.1. Transferência de quantidade de movimento

No acoplamento CFD-DEM, a fase fluida é assumida como contínua e seu movimento é descrito pelas equações de Navier-Stokes, visto que o ar é considerado um fluido newtoniano. A fase sólida é tratada como discreta e o movimento das partículas é descrito pelas segundas leis de Newton e Euler.

3.1.1.1. Equações de conservação para a fase fluida

A equação de conservação de massa para a fase fluida é mostrada na Equação (3-1):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) = 0 \quad (3-1)$$

O balanço de conservação de quantidade de movimento para a fase fluida é descrito pela Equação (3-2):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f) = -\alpha_f \nabla p - \alpha_f \nabla \cdot \bar{\tau}_f - \vec{F} + \alpha_f \rho_f \vec{g} \quad (3-2)$$

A média da força de interação entre as fases (\vec{F}) agindo nas partículas devido ao movimento da fase fluida em cada célula é apresentada na Equação (3-3).

$$\vec{F} = \frac{1}{V_{cel}} \sum_{i=1}^{k_v} \vec{f}_i^{f-p} \quad (3-3)$$

A fração volumétrica do fluido (α_f) é definida como a fração de fluido em cada célula com volume V_{cel} . A α_f na célula computacional pode ser estimada através da equação de Hoomans et al. (1996), apresentada na Equação (3-4).

$$\alpha_f = 1 - \frac{1}{V_{cel}} \sum_{i=1}^{k_v} \sigma_i V_{p,i} \quad (3-4)$$

sendo k_v é o número de partículas localizadas em cada célula de volume V_{cel} e $\sigma_i \in [0, 1]$, denota a fração volumétrica da partícula i que ocupa a célula.

Se o volume de cada célula da malha (V_{cel}) for aproximadamente igual ao volume da partícula ($V_{p,i}$), a célula está totalmente ocupada por uma partícula, resultando em problemas numéricos. O modelo de Hoomans et al. (1996) é mais eficiente quando o volume da célula é muito maior que o volume da partícula (BREUNINGER et al., 2018).

Neste trabalho, empregou-se o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ padrão para a fase dispersa. Este modelo é adequado quando a concentração da fase secundária é baixa, como observado no canal de jorro. O tensor das tensões de Reynolds para a fase fluida ($\bar{\tau}_f$) é expresso de acordo com a Equação (3-5):

$$\bar{\tau}_f = -\frac{2}{3}(\alpha_f \rho_f k + \alpha_f \rho_f \mu_{f,t} \nabla \cdot \vec{v}_f) \bar{I} + \alpha_f \rho_f \mu_{f,t} (\nabla \vec{v}_f + \nabla \vec{v}_f^T) \quad (3-5)$$

A viscosidade turbulenta ($\mu_{f,t}$) é calculada pela Equação (3-11):

$$\mu_{f,t} = \rho_f C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3-6)$$

sendo C_μ um parâmetro de turbulência igual a 0,09. Os parâmetros k e ε são a energia cinética turbulenta e a taxa de dissipação de energia de turbulência, respectivamente. Os efeitos da turbulência são obtidos através das Equações (3-12) e (3-13):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f k) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f k) = \nabla \cdot \left(\alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_k} \nabla k \right) + \alpha_f G_k - \alpha_f \rho_f \quad (3-7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f \varepsilon) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \varepsilon) = \nabla \cdot \left(\alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) + \alpha_f \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G_k - C_2 \rho_f \varepsilon) \quad (3-8)$$

sendo $\sigma_k = 1$ e $\sigma_\varepsilon = 1.3$ os números de Prandtl turbulento para k and ε , respectivamente. $C_1 = 1.44$ e $C_2 = 1.92$ são constantes do modelo. G_k descreve o termo de geração de energia cinética turbulenta, como mostra a Equação (3-9):

$$G_k = \mu_{f,t} (\nabla \vec{v}_f + (\nabla \vec{v}_f)^T) : \nabla \vec{v}_f \quad (3-9)$$

3.1.1.2. Equações de movimento da partícula

De acordo com a abordagem DEM (*soft-sphere*), as partículas com massa m_i e momento de inércia I_i apresentam movimento translacional (Equação (3-10)) e rotacional (Equação (3-11)), baseados na segunda lei de Newton e Euler, respectivamente.

$$m_i \frac{d\vec{v}_i}{dt} = \vec{f}_i^{f-p} + \vec{f}_{ij}^c + \vec{f}_i^g \quad (3-10)$$

$$I_i \frac{d\vec{\omega}_i}{dt} = \vec{T} = \frac{\rho_f}{2} \left(\frac{d_s}{2} \right)^5 C_\omega |\vec{\Omega}| \cdot \vec{\Omega} \quad (3-11)$$

sendo \vec{v}_i e $\vec{\omega}_i$ são os vetores velocidade translacional e angular da partícula i , respectivamente. \vec{f}_{ij}^c é a força de contato agindo na partícula i por meio da partícula j ou da parede, \vec{T} é o torque, $\vec{\Omega}$ é a velocidade angular relativa e C_ω é o coeficiente de arraste rotacional (obtido através da Equação (3-14)), desenvolvido por Dennis, Singh, Ingham (1980).

$$C_\omega = \frac{6,45}{\sqrt{Re_\omega}} + \frac{32,1}{Re_\omega} \quad (3-12)$$

$$Re_\omega = \frac{\rho_f |\vec{\Omega}| d_s^2}{4\mu_f} \quad (3-13)$$

sendo Re_ω é o número de Reynolds rotacional.

A força da gravidade (\vec{f}_i^g) é calculada por meio da Equação (3-14):

$$\vec{f}_i^g = m_i g \quad (3-14)$$

Neste trabalho, a única força de campo atuante é a força da gravidade. A força de massa virtual e de gradiente de pressão são importantes quando a massa específica da fase sólida é muito inferior à da fase primária, o que não é verificado neste trabalho, sendo o efeito destas forças desconsiderado do modelo empregado. Na maioria dos escoamentos gás-sólido, a contribuição da força de ascensão é desprezível em relação à força de arraste, sendo esta também desprezada neste trabalho.

A força de interação fluido-partícula (\vec{f}_i^{f-p}) pode ser obtida através da Equação (3-15):

$$\vec{f}_i^{f-s} = \vec{f}_i^d \quad (3-15)$$

A força de arraste (\vec{f}_i^d) pode ser calculada a partir da Equação (3-16):

$$\vec{f}_i^d = \frac{V_p \beta_{fp}}{1 - \alpha_f} (\vec{v}_f - \vec{v}_p) \quad (3-16)$$

A literatura reporta diferentes modelos para a obtenção do coeficiente de arraste (β_{fp}), sendo os mais utilizados os modelos de Beetstra, Van Der Hoef, Kuipers (2007), Cello, Di Renzo, Di Maio (2010), Di Felice (1994), Gidaspow (1994), Haider, Levenspiel (1989), Rong, Dong, Yu (2014), Sarkar, Van Der Hoef, Kuipers (2009), Syamlal, O'Brien (1988) e Wen, Yu (1966). A escolha do modelo de arraste que apresenta

as condições operacionais mais apropriadas para o caso simulado é extremamente importante para descrever e prever as interações entre as fases.

Neste trabalho, avaliou-se os modelos de arraste de Haider e Levenspiel (1989) e Gidaspow (1994). O modelo de Haider e Levenspiel (1989) foi desenvolvido para partículas não esféricas e o modelo de Gidaspow (1994) é amplamente aplicado em simulações de leitos de jorro.

Haider e Levenspiel (1989)

$$\beta_{fp} = \beta_{pf} = \frac{3}{4} C_D \frac{\mu_f Re_p}{d_p^2} \quad (3-17)$$

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \left[1 + b_1 (Re_p)^{b_2} \right] + \frac{b_3 Re_p}{b_4 + Re_p} \quad (3-18)$$

$$b_1 = \exp(2,3288 - 6,4581\varphi + 2,4486\varphi^2) \quad (3-19)$$

$$b_2 = 0,0964 + 0,5565\varphi \quad (3-20)$$

$$b_3 = \exp(4,905 - 13,8944\varphi + 18,4222\varphi^2 - 10,2599\varphi^3) \quad (3-21)$$

$$b_4 = \exp(1,4681 + 12,2584\varphi - 20,7322\varphi^2 + 15, \varphi^3) \quad (3-22)$$

$$Re_p = \frac{\rho_f d_p |\vec{v}_p - \vec{v}_f|}{\mu_f} \quad (3-23)$$

sendo φ a esfericidade.

Gidaspow (1994)

$$\beta_{fp} = \beta_{pf} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_p \alpha_f \rho_f |\vec{v}_p - \vec{v}_f|}{d_p} \alpha_f^{-2,65}, \quad \alpha_f > 0,8 \quad (3-24)$$

$$\beta_{fp} = \beta_{pf} = 150 \frac{\alpha_p (1 - \alpha_f) \mu_f}{\alpha_f d_p^2} + 1,75 \frac{\alpha_p \rho_f |\vec{v}_p - \vec{v}_f|}{d_p}, \quad \alpha_f \leq 0,8 \quad (3-25)$$

$$C_D = \frac{24}{\alpha_f Re_p} \left[1 + 0,15 (\alpha_f Re_p)^{0,687} \right] \quad (3-26)$$

Na abordagem *soft-sphere*, as partículas se sobrepõem levemente durante as colisões. O vetor unitário \vec{e}_{12} e a sobreposição (δ) entre duas partículas colidindo podem ser representados por meio das Equações (3-27) e (3-28), respectivamente.

$$\vec{e}_{12} = \frac{(\vec{x}_2 - \vec{x}_1)}{\|\vec{x}_2 - \vec{x}_1\|} \quad (3-27)$$

$$\delta = \|\vec{x}_2 - \vec{x}_1\| - (r_1 + r_2) \quad (3-28)$$

sendo \vec{x}_1 e \vec{x}_2 os vetores posição e r_1 e r_2 os raios da partícula 1 e 2, respectivamente.

Neste trabalho, a força normal de contato foi contabilizada através do modelo mola-amortecedor (*spring-dashpot*) e a força tangencial de contato por meio do modelo atrito-amortecimento-rolamento (*friction-dshf-rolling*). A lei de colisão mola amortecedor (*spring-dashpot*), exige a definição da constante de mola (K), para a lei de colisão da mola (*spring*), juntamente com um coeficiente de restituição (η), para o termo de amortecimento (*dashpot*), $0 < \eta \leq 1$.

$$\vec{F}_1 = -\vec{F}_2 = (K\delta + \gamma(\vec{v}_{12} \cdot \vec{e}_{12}))\vec{e}_{12} \quad (3-29)$$

sendo:

$$f_{loss} = \sqrt{\pi^2 + \ln^2 \eta} \quad (3-30)$$

$$m_{12} = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \quad (3-31)$$

$$t_{coll} = f_{loss} \sqrt{\frac{m_{12}}{K}} \quad (3-32)$$

$$\gamma = -2 \frac{m_{12} \ln(\eta)}{t_{coll}} \quad (3-33)$$

$$\vec{v}_{12} = \vec{v}_2 - \vec{v}_1 \quad (3-34)$$

sendo f_{loss} é o fator de perda de amortecimento, m_1 e m_2 são as massas das partículas 1 e 2, respectivamente. m_{12} é a chamada “massa reduzida”, t_{coll} é o tempo de colisão, \vec{v}_1 e \vec{v}_2 são as velocidades das partículas 1 e 2, respectivamente. \vec{v}_{12} é a velocidade relativa, e γ é o coeficiente de amortecimento. Nota-se que $\gamma \geq 0$, uma vez que $\ln \eta \leq 0$.

As partículas que entram em contato com outras partículas ou com a parede, também estão submetidas às forças tangenciais. A força de atrito estático (\vec{F}_s) foi baseada na lei de Coulomb:

$$\vec{F}_s = \mu_s \vec{F}_{normal} \quad (3-35)$$

Além do atrito estático, a rotação das partículas também gera uma força de atrito de rolamento (F_R), sendo uma extensão da lei de atrito de Coulomb.

$$\vec{F}_R = \mu_R \vec{F}_{normal} \quad (3-36)$$

sendo μ_s é o coeficiente de atrito estático, μ_R é o coeficiente de atrito de rolamento e \vec{F}_{normal} é a força normal.

3.1.2. Transferência de Calor

Resolver a transferência de calor por CFD-DEM implica em resolver as equações de transferência de calor para o fluido e para cada uma das partículas. A equação de energia de cada fase é resolvida, obtendo-se, assim, os perfis de temperatura das fases. Um balanço de energia simplificado é aplicado para cada partícula, considerando apenas a transferência de calor por convecção, o qual é apresentado por meio da Equação (3-37). A Equação (3-37) deve ser escrita para todas as partículas do sistema, conhecendo a temperatura inicial de todas as partículas ($T_i = T_{0,i}$). Assumindo a hipótese de que a resistência térmica interna das partículas pode ser negligenciada (Equação (3-38)), a temperatura é assumida uniforme no interior da partícula.

$$m_i c_{p,i} \frac{dT_i}{dt} = q_{i,f} = h_i A_i (T_f - T_i) \quad (3-37)$$

$$Bi = \frac{h_i d_{p,i}}{k_{p,i}} \ll 0,1 \quad (3-38)$$

sendo T_f é a temperatura do fluido na célula que contém a partícula i , h_i e A_i são o coeficiente convectivo de transferência de calor e a área superficial da partícula i , respectivamente.

O coeficiente de transferência de calor (h_i), neste trabalho, foi calculado pela equação de Ranz e Marshall (1952), como mostra a Equação (3-39):

$$Nu = \frac{h_i d_{p,i}}{k_f} = 2,0 + 0,6 Re_p^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (3-39)$$

A equação de conservação de energia para a fase fluida é descrita através da Equação (3-40).

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f c_{p,f} T_f) + \nabla \cdot (\vec{u} \alpha_f \rho_f c_{p,f} T_f) = \nabla \cdot (\alpha_f k_f^{eff} \nabla T_f) + Q_{f,p} \quad (3-40)$$

As equações de energia da fase fluida e sólida (Equações (3-37) e (3-40), respectivamente) são acopladas através da transferência de calor fluido-partícula, como mostra a Equação (3-41).

$$Q_{f,p} = - \frac{1}{V_{cel}} \sum_{i=1}^{k_c} q_{i,f} \quad (3-41)$$

3.1.3. Estrutura de acoplamento CFD-DEM

Acima foram apresentadas as equações governantes para a fase fluida e sólida. As estruturas de acoplamento, através de CFD-DEM, dos fenômenos de

transferência de quantidade de movimento e calor, são representadas nas Figuras 5 e 6, respectivamente.

Figura 5 – Acoplamento das equações de quantidade de movimento (CFD-DEM)

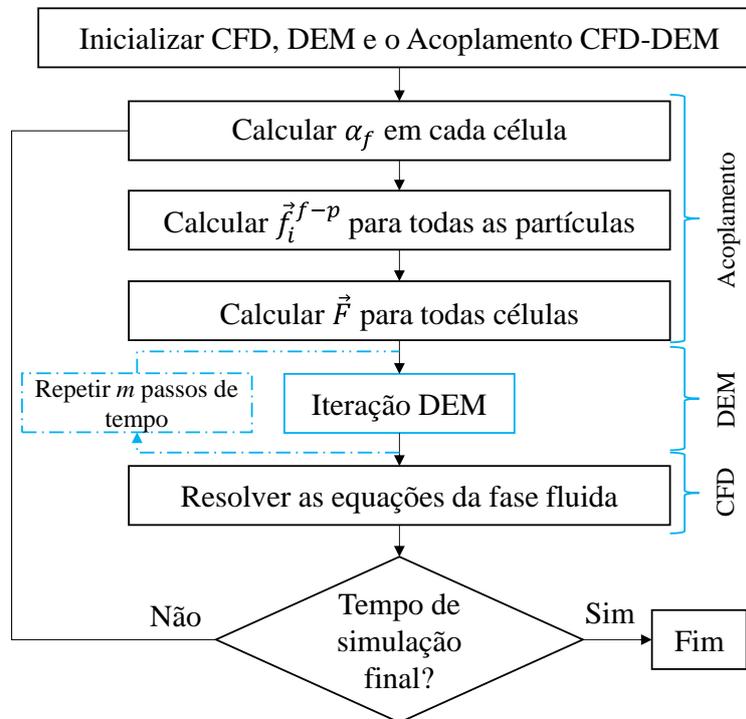
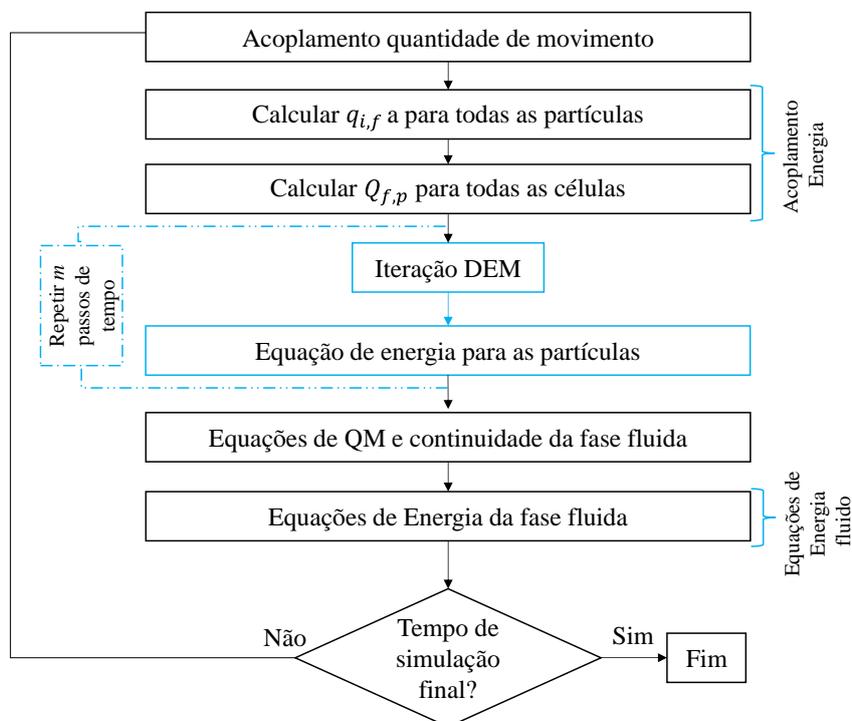


Figura 6 – Acoplamento das equações de energia (CFD-DEM)



Inicialmente, todos os componentes da simulação, DEM, CFD e o acoplamento, devem ser inicializados. O acoplamento começa com o cálculo da fração

volumétrica da fase fluida em cada célula com base na posição das partículas e na informação da malha. Posteriormente, a velocidade das partículas, a velocidade do fluido, bem como a pressão e a tensão no passo de tempo atual da fase fluida são utilizados para calcular a força de interação fluido-partícula que atua sobre cada partícula (\vec{f}_i^{f-p}). O próximo passo é o loop de iteração DEM. O valor de \vec{f}_i^{f-p} calculado no passo de acoplamento é usado na equação do movimento translacional de cada partícula. O passo de tempo para integrar a equação do movimento de partículas é Δt_p e o loop de iteração DEM é repetido m vezes. Após a conclusão do loop DEM, a nova posição e as velocidades de translação e rotação de todas as partículas no próximo passo para a fase fluida são obtidas. Para a próxima solução das equações de conservação de massa e quantidade de movimento da fase fluida, a fração volumétrica da fase fluida calculada e a força de interação fluido-partícula por unidade de volume em cada célula são usadas. O passo de tempo da fase fluida para a integração é Δt_f . Os resultados deste passo são os campos de pressão e velocidade da fase fluida no próximo passo de tempo do fluido. A proporção desses passos de tempo é definida de acordo com a Equação (3-42).

$$m = \frac{\Delta t_f}{\Delta t_p} \quad (3-42)$$

Para manter a estabilidade das simulações, sugere-se que o passo de tempo da fase discreta seja menor do que o passo de tempo crítico (CHEN et al., 2015; O'SULLIVAN; BRAY, 2004), que é determinado pelo número de Rayleigh (*Rayleigh time*, Δt_r):

$$\Delta t_r = \pi \left[\frac{r}{0,163\xi + 0,877} \sqrt{\frac{\rho_p}{G}} \right] \quad (3-43)$$

sendo G é o módulo de cisalhamento e ξ é a razão de Poisson.

Na maioria das simulações CFD-DEM, o passo de tempo selecionado para DEM é muito menor do que o CFD. Jiang et al. (2018) consideraram as partículas menos rígidas do que as reais, visando evitar a necessidade de intervalos de tempo DEM excessivamente pequenos e, assim, reduzir o custo computacional.

No acoplamento de energia, a taxa de calor trocada entre as partículas e o fluido é calculada para todas as partículas. Logo, a taxa volumétrica de calor trocada entre o fluido e a partícula em cada célula ($Q_{f,p}$) deve ser avaliada. Na equação de energia para a fase sólida, a taxa de transferência de calor por convecção fluido-partícula ($q_{i,f}$) é calculado e esta equação é integrada para a obtenção da nova temperatura de todas as

partículas. Após o cálculo de $q_{i,f}$, avança-se para o passo envolvendo a equação de energia da fase sólida. Finalmente, a Equação (3-40) é resolvida e um novo perfil de temperatura do fluido é obtido.

3.2. Modelagem Matemática TFM

Na descrição do escoamento multifásico empregando o modelo de dois fluidos (TFM), as várias fases são tratadas como contínuas interpenetrantes. Assim, o conceito de fração volumétrica de fase (α_q) é incorporado ao modelo. As leis de conservação de quantidade de movimento e massa são aplicadas em cada uma destas fases individualmente. Utilizando este conceito, o volume ocupado por uma determinada fase q é definido por:

$$V_q = \int_V \alpha_q dV \quad (3-44)$$

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1 \quad (3-45)$$

A densidade efetiva da fase q é definida pela Equação (3-46):

$$\hat{\rho}_q = \alpha_q \rho_q \quad (3-46)$$

sendo ρ_q a massa específica da fase q .

3.2.1. Conservação da Massa

Considerando-se a transferência de massa entre as fases nula e que não ocorre reações químicas no sistema, e definindo-se o fluido como a fase primária e a fase sólida como secundária, as equações da continuidade para um escoamento em leito de jorro podem ser escritas como:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_f \rho_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) = 0 \quad (\text{fase fluida}) \quad (3-47)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_p \rho_p) + \nabla \cdot (\alpha_p \rho_p \vec{v}_p) = 0 \quad (\text{fase sólida}) \quad (3-48)$$

3.2.2. Conservação de Quantidade de Movimento

Neste trabalho a única força de campo atuante é a força da gravidade. Na maioria dos escoamentos gás-sólido a contribuição da força de ascensão é desprezível em relação à força de arraste, sendo esta desprezada neste trabalho. A força de massa virtual

é importante quando a densidade da fase secundária é muito inferior à da fase primária, o que não é verificado neste trabalho, sendo este efeito também desconsiderado do modelo.

A força de arraste é fundamental para contabilizar a interação entre fases do escoamento. Para leitos de jorro, este efeito é particularmente importante devido à presença de altos gradientes de fração volumétrica das fases no sistema. Estes altos gradientes (alta porosidade na região do canal de jorro e baixa porosidade na região anular) tornam a descrição correta deste efeito primordial para uma simulação representativa.

As equações de conservação da quantidade de movimento para ambas as fases são descritas pelas Equações (3-49) e (3-50):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f) = -\alpha_f \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau}_f + \alpha_f \rho_f \vec{g} + \beta_{fp}(\vec{v}_f - \vec{v}_p) \quad (\text{fase fluida}) \quad (3-49)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_p \rho_p \vec{v}_p) + \nabla \cdot (\alpha_p \rho_p \vec{v}_p \vec{v}_p) = -\alpha_p \nabla p - \nabla p_p + \nabla \cdot \bar{\tau}_p + \alpha_p \rho_p \vec{g} - \beta_{fp}(\vec{v}_f - \vec{v}_p) \quad (\text{fase sólida}) \quad (3-50)$$

As Equações (3-84) e (3-85), juntamente com as equações da continuidade, constituem a base para a descrição da fluidodinâmica de um leito de jorro.

Nesta abordagem, empregou-se o modelo de arraste de Gidaspow (1994).

3.2.3. A Tensão de Cisalhamento

O tensor das tensões viscosas é descrito segundo a forma Newtoniana para a fase fluida e granular, pelas Equações (3-51) e (3-52):

$$\bar{\tau}_f = \alpha_f \mu_f (\nabla \vec{v}_f + \nabla \vec{v}_f^T) + \alpha_f \left(\lambda_f - \frac{2}{3} \mu_f \right) \nabla \cdot \vec{v}_f \bar{I} \quad (\text{fase fluida}) \quad (3-51)$$

$$\bar{\tau}_p = \alpha_p \mu_p (\nabla \vec{v}_p + \nabla \vec{v}_p^T) + \alpha_p \left(\lambda_p - \frac{2}{3} \mu_p \right) \nabla \cdot \vec{v}_p \bar{I} \quad (\text{fase sólida}) \quad (3-52)$$

sendo:

μ_q - viscosidade da fase q (p, f);

λ_q - viscosidade *bulk* da fase q (p, f);

\bar{I} - tensor unitário

A descrição das propriedades da fase particulada foi baseada na Teoria Cinética Granular.

3.2.4. A Teoria Cinética Granular

A teoria cinética granular, descrita em detalhes por Lun et al. (1984), é uma analogia da teoria cinética dos gases e introduz os conceitos de temperatura granular, viscosidade dos sólidos e pressão dos sólidos.

3.2.4.1. Temperatura granular

A temperatura granular é proporcional à energia cinética associada com as flutuações de velocidade na fase sólida. Esta temperatura “pseudotérmica” da fase particulada é proporcional ao quadrado do movimento aleatório da fase particulada, conforme apresentado na Equação (3-53):

$$\theta_p = \frac{1}{3} (c^2) \quad (3-53)$$

sendo c a flutuação da velocidade da fase sólida e θ_p a temperatura granular.

A equação da conservação da temperatura granular é representada pela Equação (3-54):

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\rho_p \alpha_p \theta_p) + \nabla \cdot (\rho_p \alpha_p \vec{v}_p \theta_p) \right] = (-p_p \bar{I} + \bar{\tau}_p) : \nabla \vec{v}_p + \nabla \cdot (k_{\theta_p} \nabla \theta_p) - \gamma_{\theta_p} + \phi_{fp} \quad (3-54)$$

sendo:

$(-p_p \bar{I} + \bar{\tau}_p) : \nabla \vec{v}_p$ - geração de energia pelo tensor tensão da fase sólida;

k_{θ_p} - coeficiente de difusão da temperatura granular;

γ_{θ_p} - dissipação de energia ocasionada pelas colisões;

ϕ_{fp} - troca de energia entre a fase sólida e fluida.

O coeficiente de difusão é obtido a partir da equação proposta por Gidaspow et al. (1992), sendo apresentado na Equação (3-55):

$$k_{\theta_p} = \frac{150 \rho_p d_p \sqrt{(\theta \pi)}}{384 (1 + e_{pp}) g_{0,pp}} \left[1 + \frac{6}{5} \alpha_p g_{0,pp} (1 + e_{pp}) \right]^2 + 2 \alpha_p^2 \rho_p d_p (1 + e_{pp}) g_{0,pp} \sqrt{\frac{\theta_p}{\pi}} \quad (3-55)$$

A dissipação de energia devido às colisões pode ser descrita pela expressão de Lun et al. (1984) representada pela Equação (3-56):

$$\gamma_{\theta_p} = \frac{12(1 - e_{pp}^2)g_{0,pp}}{d_p\sqrt{\pi}}\rho_p\alpha_p^2\theta_p^{\frac{3}{2}} \quad (3-56)$$

sendo:

e_{pp} - coeficiente de restituição

$g_{0,pp}$ - função de distribuição radial

A transferência de energia cinética das flutuações aleatórias da velocidade das partículas para a fase fluida é dada por (GIDASPOW et al., 1992):

$$\phi_{fp} = -3K_{fp}\theta_p \quad (3-57)$$

A viscosidade *bulk* é um importante parâmetro para determinar a dinâmica de fluidos onde efeitos de compressibilidade estão presentes. Para a fase particulada este parâmetro compreende a resistência da fase granular à compressão e expansão. A Equação (3-58) apresenta a formulação proposta por Lun et al. (1984):

$$\lambda_p = \frac{4}{3}\alpha_p\rho_p d_p g_{0,pp}(1 + e_p)\left(\frac{\theta_p}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (3-58)$$

O coeficiente de restituição é um parâmetro da fase particulada que depende da elasticidade do choque entre as partículas. A função de distribuição radial é um fator de correção que altera a probabilidade de colisão entre partículas quando a fase granular é densa, podendo ser interpretada como uma distância adimensional entre partículas:

$$g_0 = \frac{s + d_p}{s} \quad (3-59)$$

sendo s a distância entre as partículas.

A partir da Equação (3-59) observa-se que para uma fase sólida diluídas $s \rightarrow \infty$, portanto $g_0 \rightarrow 1$. Em contrapartida, quando a fase sólida aproxima-se do limite de empacotamento $s \rightarrow 0$ e $g_0 \rightarrow \infty$. A função de distribuição radial está conectada ao fator X da teoria de não uniformidade de gases de Chapman e Cowling (1990). X é igual a 1 para gases rarefeitos, e aumenta tendendo a infinito quando as moléculas estão tão perto que o movimento não é possível. A literatura reporta diferentes correlações para a função de distribuição radial. Neste trabalho utilizou a formulação proposta por Lun et al. (1984):

$$g_{0,pp} = \left(1 - \frac{\alpha_p}{\alpha_{p,max}}\right)^{-2,5\alpha_{p,max}} \quad (3-60)$$

$\alpha_{p,max}$ - limite de empacotamento máximo do leito

3.2.4.2. Pressão da fase sólida

Para escoamentos granulares em regime compressível (i.e., quando a fração volumétrica de sólidos é menor que o máximo valor permitido) a pressão da fase sólida deve ser calculada individualmente e incluída na equação da conservação de quantidade de movimento para a fase granular (∇p_p). A pressão de sólido, proposta por Lun et al. (1984) é composta de um termo cinético e um segundo termo referente à colisão das partículas, conforme apresentado na Equação (3-61):

$$p_p = \alpha_p \rho_p \theta_p + 2\rho_p (1 + e_{pp}) \alpha_p^2 g_{0,pp} \theta_p \quad (3-61)$$

3.2.4.3. Viscosidade da fase sólida

A tensão de cisalhamento da fase particulada contém a viscosidade molecular e a viscosidade *bulk*, associada a translação e colisões entre partículas. Os efeitos de colisão e cinético são somados para estimar a viscosidade da fase sólida, conforme a Equação (3-62):

$$\mu_p = \mu_{p,col} + \mu_{p,kin} \quad (3-62)$$

A parcela da viscosidade devida à colisão e a contribuição cinética, foram equacionadas por Gidaspow et al. (1992) e são apresentadas nas Equações (3-63) e (3-64):

$$\mu_{p,col} = \frac{4}{5} \alpha_p \rho_p d_p g_{0,pp} (1 + e_{pp}) \left(\frac{\theta_p}{\pi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (3-63)$$

$$\mu_{p,kin} = \frac{10\rho_p d_p \sqrt{\theta_p \pi}}{96\alpha_p (1 + e_{pp}) g_{0,pp}} \left[1 + \frac{4}{5} g_{0,pp} \alpha_p (1 + e_{pp})\right]^2 \quad (3-64)$$

3.2.5. Turbulência

As simulações realizadas neste trabalho incluíram o efeito de turbulência na modelagem, adotando-se o modelo *k-ε* padrão para fase dispersa. Este modelo é adequado quando a concentração da fase secundária é baixa, como observado no canal de jorro. Nesta abordagem, o choque entre as partículas é menos efetivo, sendo a turbulência da fase primária o processo dominante na movimentação aleatória das partículas. Assim, as

propriedades da turbulência são calculadas com base nas características do escoamento da fase primária.

O modelo de turbulência padrão para fase dispersa utiliza o modelo k - ε padrão para descrever a turbulência da fase primária, com a adição de termos complementares que descrevem a transferência de quantidade de movimento entre fases. A descrição da turbulência da fase dispersa é realizada a partir da teoria de Tchen (HINZE, 1975) para a dispersão de partículas.

3.2.5.1. Turbulência na fase fluida

No modelo de turbulência padrão para fase dispersa, o tensor das tensões de Reynolds aplicado na equação da conservação de quantidade de movimento para a fase fluida é representado pela Equação (3-65):

$$\bar{\tau}_f = -\frac{2}{3}(\alpha_f \rho_f \kappa_f + \alpha_f \rho_f \mu_{f,t} \nabla \cdot \vec{v}_f) \bar{I} + \alpha_f \rho_f \mu_{f,t} (\nabla \vec{v}_f + \nabla \vec{v}_f^T) \quad (3-65)$$

κ_f - propriedade κ da turbulência;

$\mu_{f,t}$ - viscosidade turbulenta.

A viscosidade turbulenta é função da energia cinética da fase fluida, obtida pela Equação (3-66):

$$\mu_{f,t} = \rho_f C_\mu \frac{\kappa_f^2}{\varepsilon_f} \quad (3-66)$$

ε_f - propriedade ε da turbulência;

C_μ - parâmetro da turbulência ($C_\mu = 0,09$).

Os efeitos da turbulência na fase fluida são obtidos através das Equações (3-67) e (3-68):

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f \kappa_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \kappa_f) &= \nabla \cdot \left(\alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_k} \nabla \kappa_f \right) \\ + \alpha_f G_{\kappa,f} - \alpha_f \rho_f \varepsilon_f + \alpha_f \rho_f \prod_{\kappa,f} \end{aligned} \quad (3-67)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f \varepsilon_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f \varepsilon_f) &= \nabla \cdot \left(\alpha_f \frac{\mu_{t,f}}{\sigma_k} \nabla \varepsilon_f \right) \\ + \alpha_f \frac{\varepsilon_f}{k_f} (C_1 G_{\kappa,f} - C_2 \rho_f \varepsilon_f) + \alpha_f \rho_f \prod_{\varepsilon,f} \end{aligned} \quad (3-68)$$

sendo:

- $\Pi_{\kappa,f}$ - influência da fase dispersa na propriedade κ fase fluida;
- $\Pi_{\varepsilon,f}$ - influência da fase dispersa na propriedade ε fase fluida, e
- $G_{\kappa,f}$ - termo de geração de energia cinética turbulenta.

3.2.5.2. Turbulência na fase particulada

Coeficientes de dispersão, funções de correlação e energia cinética turbulenta da fase dispersa são considerados em termos das características do movimento turbulento da fase contínua primária utilizando-se escalas de tempo para caracterizar a interação entre os movimentos oscilatórios.

O tempo característico de entrada da partícula no vórtice pelo movimento contínuo do fluido, associado aos efeitos inerciais da fase dispersa é descrito pela Equação (3-69):

$$\tau_{F,pf} = \alpha_p \rho_p K_{fp}^{-1} \left(\frac{\rho_p}{\rho_f} + C_V \right) \quad (3-69)$$

sendo:

C_V – parâmetro da turbulência ($C_V=0,5$).

O tempo de interação entre o vórtice e a partícula é definido pela Equação (3-70):

$$\tau_{t,pf} = \frac{\tau_{t,p}}{\sqrt{(1 + C_\beta \xi^2)}} \quad (3-70)$$

sendo:

$$\xi = \frac{|\vec{v}_{fp}| \tau_{t,p}}{L_{t,f}} \quad (3-71)$$

$$C_\beta = 1,8 - 1,35 \cos^2 \theta \quad (3-72)$$

θ - ângulo entre a velocidade média da partícula e a velocidade relativa.

A razão entre o tempo de interação vórtice-partícula e o tempo de entrada da partícula é definida como:

$$\eta_{pf} = \frac{\tau_{t,fp}}{\tau_{F,fp}} \quad (3-73)$$

As predições das quantidades turbulentas para a fase dispersa são definidas por Simonin e Viollet (1990). As equações a seguir apresentam estas predições.

$$\kappa_p = \kappa_f \left(\frac{b^2 + \eta_{pf}}{1 + \eta_{pf}} \right) \quad (3-74)$$

$$\kappa_{pf} = 2\kappa_f \left(\frac{b + \eta_{pf}}{1 + \eta_{pf}} \right) \quad (3-75)$$

$$D_{t,pf} = \frac{1}{3} \kappa_{pf} \tau_{t,pf} \quad (3-76)$$

$$D_p = D_{t,pf} + \left(\frac{2}{3} \kappa_p - b \frac{1}{3} \kappa_{pf} \right) \tau_{F,pf} \quad (3-77)$$

$$b = (1 + C_V) \left(\frac{\rho_p}{\rho_f} + C_V \right)^{-1} \quad (3-78)$$

3.3. Malha Computacional (Procedimento GCI)

Em simulações numéricas, o tamanho da célula computacional tem forte influência sobre os resultados simulados. O espaçamento entre os nós é definido em relação ao tamanho da partícula. Há dois métodos para a definição do espaçamento entre os nós, o método *resolved*, onde o espaçamento entre os nós é menor que o diâmetro da partícula e o método *unresolved*, quando o espaçamento entre os nós é maior que o diâmetro da partícula. O espaçamento entre nós utilizado para simular escoamentos multifásicos é geralmente baseado no diâmetro da partícula. Fries, Heinrich e Palzer (2011) sugerem que pelo menos dez partículas se encaixem em uma célula computacional. Xu et al. (2016) geraram células com espaçamento entre os nós de três a quatro vezes o diâmetro da partícula.

Para analisar a característica da resposta simulada e, assim, identificar a malha mais apropriada para a solução do problema, aplicou-se o GCI – *Grid Convergence Index*. Este método, proposto por Roache (1994), é baseado na teoria da extrapolação generalizada de Richardson. O GCI pode ser calculado usando dois níveis de malhas, no entanto, três níveis de malhas são recomendados para estimar com maior precisão a ordem

de convergência e verificar se a solução está dentro da região assintótica (SLATER, 2008).

O GCI é uma medida da distância entre o valor simulado para uma determinada configuração do valor assintótico (considerando uma malha com número de células infinito), indicando o quanto um refinamento adicional da malha alteraria a solução. Um pequeno valor de GCI indica que a resposta fornecida pela malha está dentro do intervalo assintótico (ELSAIED; LACOR, 2011; SLATER, 2008).

A seguir, é descrito o procedimento para obter o GCI através de três malhas com diferentes refinamentos. f_1 , f_2 e f_3 são os valores da propriedade de interesse obtidos através das simulações numéricas conduzidas com a malha fina, intermediária e grosseira, respectivamente. As razões de refinamento entre as malhas tridimensionais r_{12} e r_{23} são obtidas, respectivamente, pelas Equações (3-79) e (3-80). As diferenças e_{12} e e_{23} entre os valores da propriedade analisada de cada malha são calculadas, respectivamente, pelas Equações (3-81) e (3-82).

$$r_{12} = \left(\frac{N_1}{N_2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3-79)$$

$$r_{23} = \left(\frac{N_2}{N_3} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3-80)$$

sendo N_i é o número total de células em cada malha.

$$e_{12} = f_2 - f_1 \quad (3-81)$$

$$e_{23} = f_3 - f_2 \quad (3-82)$$

A ordem do método de discretização (p) pode ser obtida pela Equação (3-83).

$$p = \omega \rho + (1 - \omega) \frac{\ln(\beta)}{\ln(r_{12})} \quad (3-83)$$

sendo $\omega = 0,5$ e $\beta = \frac{(r_{12}^p - 1)e_{23}}{(r_{23}^p - 1)e_{12}}$

A iteração anterior de p é dada por ρ , sendo ρ o valor inicial para o processo iterativo.

$$\rho = \frac{\ln\left(\frac{e_{23}}{e_{12}}\right)}{\ln(r_{12})} \quad (3-84)$$

De acordo com Elsayed e Lacor (2011), pode-se finalizar o processo iterativo quando $\left| \frac{p-\rho}{p} \right| < 10^{-5}$.

A extrapolação de Richardson pode ser utilizada para obter o valor “aproximado”, quando o tamanho característico da malha tende a zero. Por meio das Equações (3-85) e (3-86), obtém-se f_{12}^{approx} e f_{23}^{approx} , respectivamente.

$$f_{12}^{approx} = f_1 + \frac{(f_1 - f_2)}{(r_{12}^p - 1)} \quad (3-85)$$

$$f_{23}^{approx} = f_2 + \frac{(f_2 - f_3)}{(r_{23}^p - 1)} \quad (3-86)$$

Os desvios relativos entre as malhas fina e intermediária e entre as malhas intermediária e grosseira, são descritos pelas Equações (3-87) e (3-88), respectivamente.

$$\epsilon_{12} = \left| \frac{f_2 - f_1}{f_1} \right| \quad (3-87)$$

$$\epsilon_{23} = \left| \frac{f_3 - f_2}{f_2} \right| \quad (3-88)$$

O desvio relativo entre a resposta da malha fina e o valor “aproximado” (obtido pela Equação (3-85)) é calculo pela Equação (3-89). Um procedimento idêntico é realizado para as malhas intermediária e grosseira.

$$\epsilon_{12}^{approx} = \left| \frac{f_{12}^{approx} - f_1}{f_{12}^{approx}} \right| \quad (3-89)$$

Após efetuar os calculados descritos acima, obtém-se erros referentes à discretização da malha fina, intermediária e grosseira através das Equações (3-90), (3-91) e (3-92), respectivamente (ROACHE, 1994).

$$GCI_{12} = \frac{1,25\epsilon_{12}}{(r_{12}^p - 1)} \quad (3-90)$$

$$GCI_{23} = \frac{1,25\epsilon_{23}}{(r_{23}^p - 1)} \quad (3-91)$$

$$GCI_3 = 1,25 \frac{\epsilon_{32} r_{23}^p}{(r_{23}^p - 1)} \quad (3-92)$$

Para verificar se a solução está no intervalo assintótico ($\gamma \cong 1$), emprega-se a Equação (3-93).

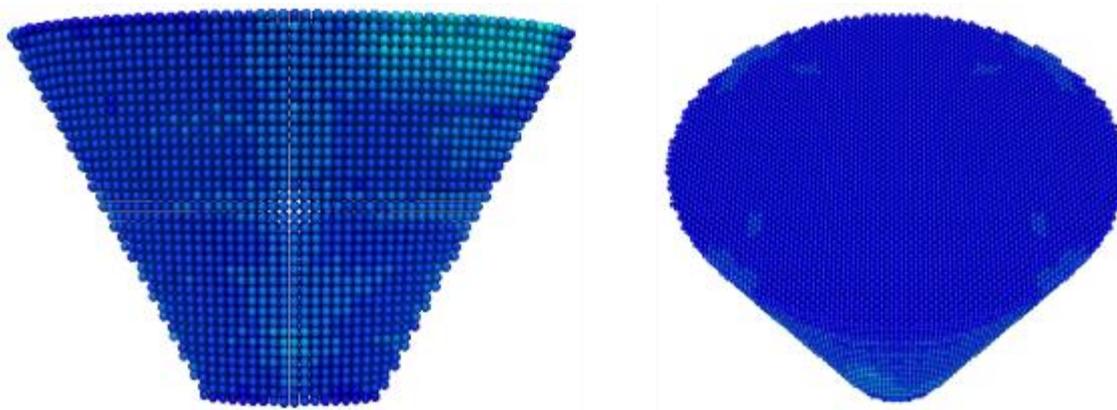
$$\gamma = \frac{r_{12}^p GCI_{12}}{GCI_{23}} \quad (3-93)$$

3.4. Métodos numéricos

Para injetar as partículas no sistema, empregou-se um código em linguagem C++. Através desse código, no primeiro passo de tempo as partículas eram injetadas

camada por camada, formando o leito de sólidos, como mostrado na Figura 7. O número de partículas presentes no leito foi mensurado através da razão entre o volume equivalente da partícula e o volume ocupado por todas as partículas no leito.

Figura 7 – Injeção de partículas no sistema camada por camada



As simulações foram conduzidas utilizando o *software* Fluent® versão acadêmica 19.1, cujo acoplamento CFD-DEM já se encontra implementado.

O Quadro 5 apresenta os modelos numéricos mais relevantes empregados nas simulações para o estudo da fluidodinâmica do leito de jorro com sementes de sorgo.

Quadro 5 – Modelos numéricos adotados nas simulações CFD-DEM e TFM para o estudo da fluidodinâmica do leito de jorro com sementes de sorgo

Método de Solução	Esquema de acoplamento pressão-velocidade: SIMPLE
	Discretização Espacial:
	Quantidade de movimento: QUICK
	Fração volumétrica: QUICK
	Turbulência: <i>upwind</i> de 1ª ordem
	Formulação Transiente: Implícita de 1ª ordem
Modelo de Turbulência	<i>k-ε</i> padrão para a fase dispersa Intensidade de Turbulência: 5% Razão de Viscosidade Turbulenta: 10
Critério de Convergência	1×10^{-3} .
Passo no tempo	Fase fluida: 1×10^{-4}
	Fase sólida: 2×10^{-5}
Número de passos no tempo	60 000/200 000
Nº máximo de iterações por passo	200
Parâmetro de relaxação	Quantidade de movimento: 0,2
	Fração de volume: 0,5
	Fase discreta: 0,5

As condições de contorno utilizadas para a solução das equações dos modelos estão apresentadas no Quadro 6.

Quadro 6 – Condições de contorno adotadas nas simulações CFD-DEM e TFM

	Fluidodinâmica	Transferência de calor
Entrada de fluido	Velocidade prescrita	Temperatura uniforme
Injeção de sólidos	Vazão mássica prescrita	Temperatura uniforme
Saída de fluido	Pressão prescrita	$\nabla T_f = 0$
Saída de sólidos	Pressão prescrita	$\nabla T_p = 0$
Fluido na parede	Não deslizamento	Parede adiabática
Sólidos na parede	Propriedades prescritas	Parede adiabática

As simulações empregando o modelo TFM foram realizadas apenas para analisar o comportamento fluidodinâmico do leito de jorro.

3.5. Infraestrutura computacional e *softwares* utilizados

Neste trabalho, as simulações CFD-DEM foram realizadas empregando o *software* FLUENT. As geometrias foram construídas no *DesignModeler* e a malhas computacionais geradas no *Meshing*, pertencentes ao pacote ANSYS versão acadêmica 19.1. As simulações foram conduzidas em um computador presente no Laboratório de Simulação de Escoamentos Multifásicos (LabSEM), vinculado ao Centro de Secagem de Pastas e Sementes – DEQ/UFSCar, com as seguintes especificações: sistema operacional Windows 64 Bits, processador Intel Core i7 – 4,00 GHz, 16 GB de memória RAM, 8 Núcleos e placa de vídeo Nvidia GeForce GTX 750 Ti

3.6. Propriedades da fase fluida

As propriedades da fase fluida (ar) empregadas nas simulações foram obtidas da literatura para uma temperatura de 293,15 K, cujos valores são dispostos no Quadro 7.

Quadro 7 – Propriedades da fase fluida

Parâmetro	Descrição	Fonte	Valor
ρ_f (kg m ⁻³)	Massa específica do ar	Çengel (2011)	1,204
μ_f (kg m ⁻¹ s ⁻¹)	Viscosidade do ar	Çengel (2011)	1,825x10 ⁻⁵
$c_{p,f}$ (J kg ⁻¹ K ⁻¹)	Calor específico do ar	Çengel (2011)	1007
k_f (W m ⁻¹ K ⁻¹)	Condutividade térmica do ar	Incropera (2008)	0,0257

CAPÍTULO 4 – DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES FÍSICAS E DE INTERAÇÃO

Neste capítulo, são descritas as metodologias empregadas para obter as propriedades físicas e de interação dos grãos de sorgo, bem como os resultados obtidos.

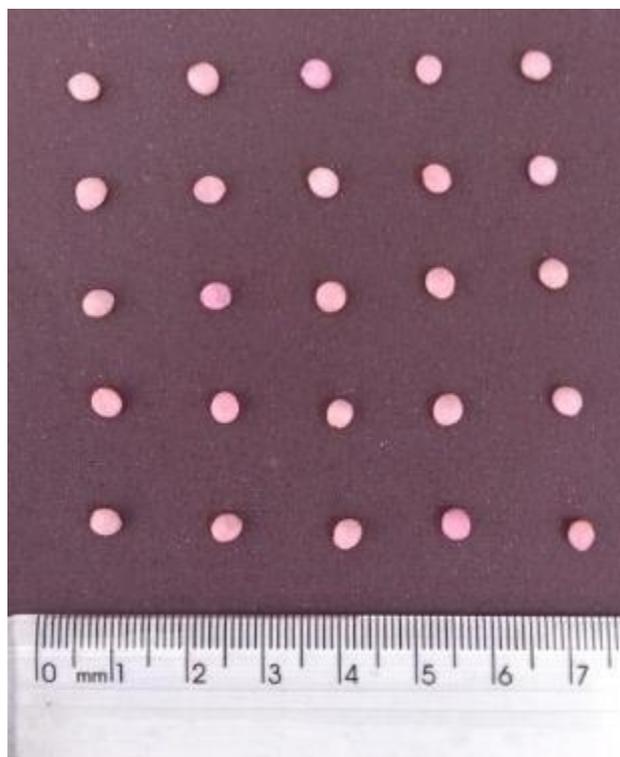
4.1. Propriedades físicas do sorgo

Os grãos de sorgo [*Sorghum bicolor (L) moench*] empregados neste trabalho foram comprados na empresa Di Solo Sementes, localizada na cidade de São Carlos, Brasil. Os grãos apresentaram umidade de $0,137 \pm 0,001$ (base seca).

4.1.1. Dimensões Características

Para determinar as dimensões características dos materiais utilizados, 75 partículas foram divididas em três grupos de 25 unidades cada. A Figura 8 apresenta a disposição de 25 partículas de sorgo. A espessura foi medida com o auxílio de um paquímetro digital com precisão de $\pm 0,01$ mm. A largura, o comprimento e o perímetro dos materiais foram obtidos através de análise de imagem, empregando o *software* Image Pro Plus[®].

Figura 8 – Disposição dos grãos de sorgo para a análise de imagem.



Após medir as três dimensões características, foi possível calcular a esfericidade (ϕ), o diâmetro equivalente (D_e), a área superficial (A_s) e o volume equivalente (V_e), de acordo com as Equações (2-1), (2-2), (2-3) e (2-4), respectivamente.

4.1.2. Massa específica aparente

A massa específica aparente das partículas de sorgo foi determinada por picnometria líquida com xilol ($\rho = 862,5 \text{ kg/m}^3$), empregando um picnômetro de 25 mL. Os ensaios foram realizados em triplicata.

4.1.3. Massa específica do leito ou densidade bulk aerada

A densidade *bulk* aerada para o sorgo foi determinada em triplicata, utilizando-se de uma proveta de 250 mL (precisão de 2 mL), 170 g de material e um funil fixado a 5 cm em relação à parte superior da proveta. Após inserir os grãos gravitacionalmente na proveta com o auxílio do funil, o volume ocupado pelo sorgo foi medido e a densidade bulk aerada obtida.

Por meio dos dados das massas específicas aparente e do leito de material, calculou-se a porosidade do leito de material.

$$\alpha_b = 1 - \frac{\rho_b}{\rho_p} \quad (4-1)$$

4.1.4. Ângulo de repouso (AoR)

O ângulo de repouso (AoR) foi obtido através do método do funil com altura fixa (ASTM C1444-00, 2000). Experimentos foram realizados em triplicata e o AoR foi determinado pela Equação (4-2).

$$AoR = \tan^{-1} \left[\frac{2H}{(D - d)} \right] \quad (4-2)$$

sendo H é a altura do monte cônico, D é o diâmetro do cone e d é o diâmetro do orifício de descarga do funil.

4.2. Propriedade de interação

Neste trabalho, dois leitos de jorro foram empregados. As paredes do primeiro equipamento eram de aço inox com 2,54 mm de espessura. O segundo leito de jorro foi construído em acrílico com espessura de 3 mm. Desta forma, para medir as propriedades de interação partícula-parede, superfícies de aço inox e de acrílico, análogas às

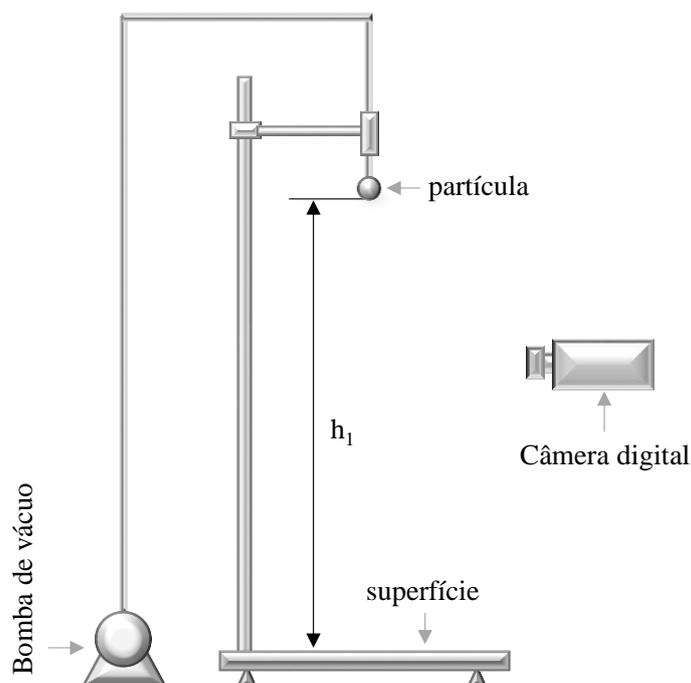
características das paredes dos leitos de jorro utilizados nos ensaios, foram empregadas. Para medir as propriedades de interação partícula-partícula, recobriu-se uma superfície lisa com partículas de sorgo, para isso, grãos de sorgo foram colados um a um nesta superfície. Todas as superfícies possuíam 40 cm de comprimento e 20 cm de largura.

4.2.1. Coeficiente de restituição

Os coeficientes de restituição partícula-parede e partícula-partícula foram obtidos através de testes de queda livre. Uma metodologia semelhante foi empregada por Wang et al. (2018).

Os experimentos para medir o coeficiente de restituição foram conduzidos da seguinte maneira: uma partícula foi colocada em repouso com o auxílio de uma bomba de vácuo, distante 5 cm da chapa (h_1). Ao interromper-se o vácuo, a partícula iniciava a queda livre e colidia com a chapa, retornando com altura (h_2). Uma câmera digital com capacidade de 200 *frames* por segundo foi empregada para gravar os testes de queda. As imagens foram analisadas empregando o *software* Redlake®, permitindo obter a altura do rebote e, assim, calcular o coeficiente de restituição por meio da Equação (2-11). A representação esquemática do aparato experimental empregado nos experimentos é mostrada na Figura 9.

Figura 9 – Representação esquemática do aparato utilizado para medir o coeficiente de restituição

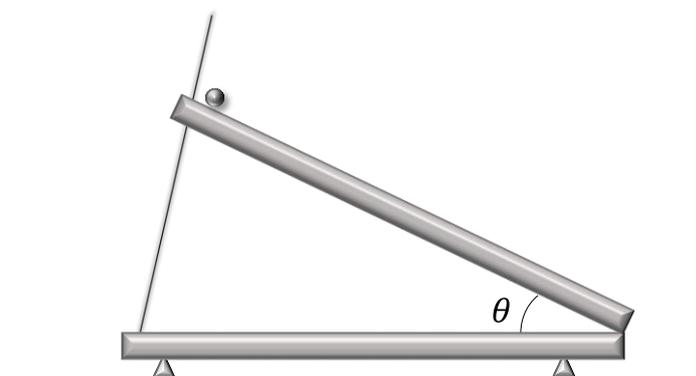


Devido à natureza irregular das partículas de sorgo, inúmeros experimentos foram realizados, analisando apenas os experimentos em que a partícula apresentou movimento vertical, desconsiderando os ensaios em que as partículas rotacionavam. Para cada tipo de interação (partícula-partícula e partícula-parede), trinta ensaios foram considerados para calcular o valor médio do coeficiente de restituição.

4.2.2. Coeficiente de atrito estático

O coeficiente de atrito estático foi obtido utilizando a metodologia do plano inclinado. Para tal propósito, construiu-se um dispositivo que consiste em uma base horizontal fixa e uma superfície móvel com 40 cm de comprimento e 20 cm de largura. A Figura 10 mostra o esquema do aparato utilizado para medir o coeficiente de atrito estático.

Figura 10 – Representação esquemática do aparato utilizado para medir o coeficiente de atrito estático



Para evitar que a partícula role ao invés de deslizar sobre o plano, Lima (2017) recomenda que as partículas sejam agrupadas em um conjunto de quatro unidades. Seguindo essa orientação, quatro partículas foram agrupadas, como mostrado na Figura 11.

Figura 11 – Conjunto de partículas de sorgo agrupadas

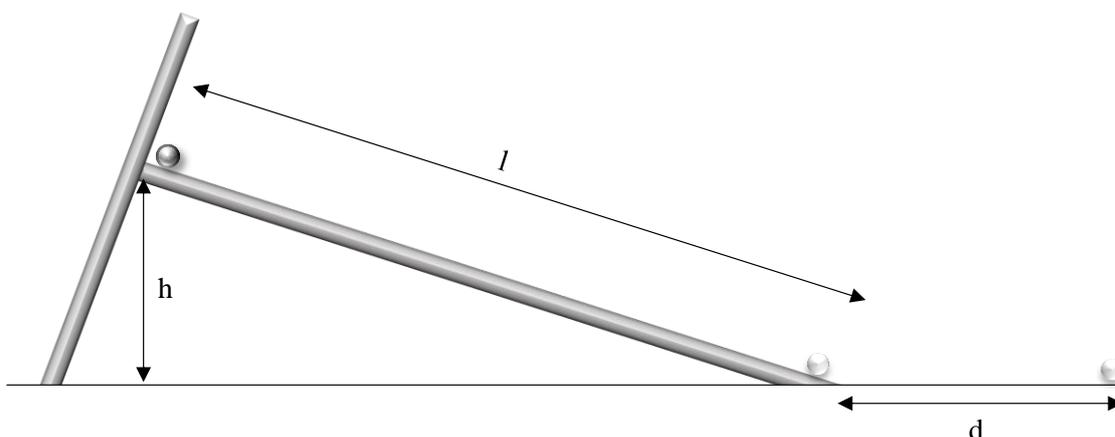


Para mensurar o coeficiente de atrito estático para cada tipo de interação (partícula – partícula e partícula – parede), uma superfície do material de interesse foi fixada sobre a superfície móvel do plano inclinado. Durante os experimentos, o conjunto de partículas foi posicionado no centro da parte superior da superfície móvel e o ângulo da plataforma foi aumentado suavemente, até o aglomerado de partículas iniciar o deslizamento. O ângulo de deslizamento foi medido com o auxílio de um transferidor. Foram conduzidos trinta ensaios para cada tipo de interação.

4.2.3. Coeficiente de atrito de rolamento

A rampa utilizada para medir o coeficiente de atrito de rolamento foi construída baseada nas especificações da ASTM G194-08 (2018). Esta norma recomenda uma rampa com um comprimento entre 135 e 145 mm e uma altura de 5 a 5,5 mm, construída em aço ou alumínio. Devido à natureza irregular do sorgo, o dispositivo foi construído com regulagem de altura e comprimento de 145 mm em aço inox. Para se obter o rolamento do sorgo na plataforma, foi necessário ajustar a altura em 45 mm. A Figura 12 apresenta o esquema do aparato empregado para a medição do coeficiente de atrito de rolamento.

Figura 12 – Representação da rampa de lançamento utilizada para a medição do coeficiente de atrito de rolamento



Fonte: Adaptado de ASTM G194-08 (2018)

Uma partícula de sorgo foi colocada no topo do dispositivo e instantaneamente iniciava-se o rolamento da mesma. Grande dificuldade foi encontrada durante a realização dos experimentos, pois na maioria dos experimentos a trajetória da partícula não foi retilínea. O valor médio desse parâmetro foi obtido por meio de 60

ensaios com trajetória retilínea para cada tipo de interação (partícula – partícula e partícula – parede).

4.3. Resultados e discussão

A Tabela 1 apresenta as propriedades do sorgo obtidas através das técnicas de caracterização descritas nos tópicos anteriores.

Tabela 1 – Propriedades físicas do sorgo

Medida	Valor médio	Desvio relativo
Comprimento (mm)	4,00	0,20
Largura (mm)	3,60	0,20
Espessura (mm)	2,30	0,10
Perímetro (mm)	12,00	1,00
Diâmetro Equivalente (mm)	3,20	0,10
Área Superficial (mm ²)	32,00	3,00
Volume Equivalente (mm ³)	18,00	2,00
Esfericidade	0,80	0,02
Ângulo de Repouso (°)	38,00	1,00
Massa Específica Aparente (kg/m ³)	1300	1
Densidade <i>Bulk</i> (kg/m ³)	850	10
Porosidade do leito	0,35	0,01

Brito (2017) realizou a caracterização de grãos de sorgo, sendo a área superficial obtida igual a 26,77 mm², o volume equivalente de 12,45 mm³, a esfericidade de 0,79, a massa específica aparente de 1340 kg/m³, a densidade Bulk de 850 kg/m³ e a porosidade do leito igual a 0,37.

Os desvios verificados para as propriedades físicas e *bulk* do sorgo estão relacionados à heterogeneidade dos grãos, inerentes de materiais biológicos, bem como à própria experimentação.

A Tabela 2 apresenta os valores mensurados do coeficiente de restituição, do coeficiente de atrito estático e do coeficiente de atrito de rolamento para as interações partícula-partícula e partícula-parede.

Tabela 2 – Parâmetros de interação partícula-partícula e partícula-parede

	η	μ_s	μ_R
sorgo – sorgo	0,46 ± 0,02	0,79 ± 0,09	0,70 ± 0,10
sorgo – aço inox	0,56 ± 0,05	0,75 ± 0,06	0,40 ± 0,10
sorgo – acrílico	0,53 ± 0,04	0,65 ± 0,05	0,33 ± 0,06

Por meio da Tabela 2 observa-se que os maiores valores dos coeficientes de atrito estático e rolamento foram obtidos para a interação partícula-partícula. Esse valor mais elevado em comparação às superfícies de aço inox e de acrílico pode estar associado à irregularidade da superfície de partículas, que limita, tanto o deslizamento, quanto o rolamento. Comparando os valores do coeficiente de atrito de rolamento obtidos para o sorgo e os reportados por Ketterhagen, Bharadwaj, Hancock (2010) para partículas esféricas ($\mu_R = 0,002 - 0,006$), verifica-se que os valores medidos para o sorgo, tanto para a interação partícula-partícula, quanto partícula-parede, são superiores. Esse resultado pode estar associado à forma das partículas de sorgo, que apresenta uma base plana, e também à rugosidade da superfície, o que dificulta o rolamento das partículas. Roessler et al. (2019), pelo método de calibração, encontraram o valor de $\mu_R = 0,80$ para partículas de cascalho. Esse valor é mais próximo ao medido para os grãos de sorgo, uma vez que este material também apresenta irregularidades em sua superfície.

Durante os ensaios para a obtenção do coeficiente de restituição, o rebote das partículas dificilmente acontecia na vertical. Em muitos casos as partículas rotacionavam, fatores que invalidavam os ensaios. Dessa forma, inúmeros experimentos foram conduzidos para a determinação do coeficiente de restituição. Avaliando os valores dos coeficientes de restituição partícula-partícula e partícula-parede (Tabela 2), observa-se que uma quantidade maior de energia foi dissipada para as colisões partícula-partícula. Comportamento análogo foi verificado por Wang et al. (2018b) ao medir o coeficiente de restituição para grãos de milho. Analisando os dados dos parâmetros de interação partícula-parede, pode-se observar que maiores valores foram obtidos quando se empregou a superfície de aço inox. González-Montellano et al. (2012) também empregaram superfícies de aço e acrílico para determinar os coeficientes de restituição e de atrito estático partícula-parede para esferas de vidro, milho e oliva. Para os três materiais, os autores também encontraram maiores valores de coeficiente de restituição partícula-parede quando utilizaram a superfície de aço. No entanto, uma tendência oposta foi verificada para o coeficiente de atrito estático partícula-parede, onde maiores valores foram obtidos quando se empregou a superfície de acrílico.

Os desvios observados nas propriedades de interação podem ser atribuídos às diferenças nas propriedades geométricas, mecânicas e estruturais dos grãos, típicas de materiais biológicos.

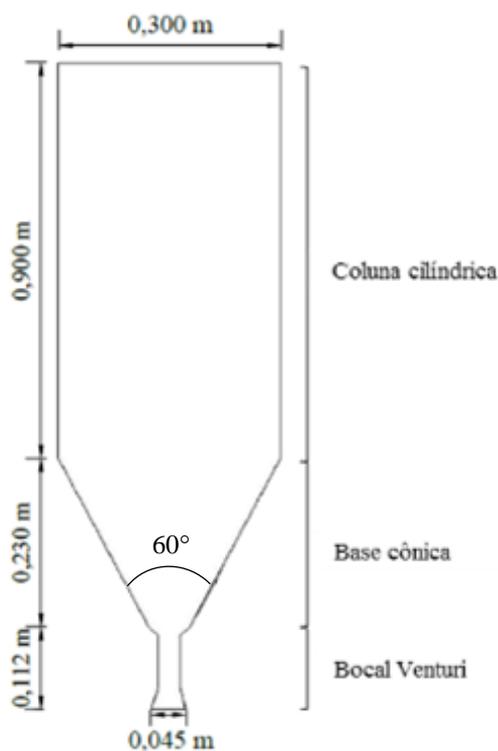
Até o presente momento, não há registros na literatura sobre os parâmetros de interação do sorgo, não sendo possível efetuar uma análise comparativa dos dados obtidos

nesse trabalho. As propriedades dos materiais e os parâmetros de interação obtidos através da caracterização do material foram empregados como parâmetros de entrada das simulações CFD-DEM de leitos de jorro operando com grãos de sorgo, as quais serão apresentadas nos próximos capítulos.

CAPÍTULO 5 - VALIDAÇÃO DO ACOPLAMENTO CFD-DEM

Nesta etapa, foram realizadas simulações da fluidodinâmica de um leito de jorro operando com sorgo. As paredes do equipamento utilizado nesta etapa eram de aço inox com 2,54 mm de espessura. As massas empregadas foram iguais a 1 kg e 2 kg, que correspondem a 42735 e 85470 partículas, respectivamente. Adotou-se as condições operacionais descritas por Batista, Brito e Béttega (2018). As simulações foram conduzidas para as vazões de ar de 0,30 m³/min a 1,20 m³/min. A Figura 13 apresenta as dimensões do equipamento utilizado por Batista, Brito e Béttega (2018), o qual será denominado de unidade experimental 1.

Figura 13 – Dimensões da unidade experimental 1



5.1. Teste de independência de malha

O espaçamento entre os nós para a construção de malhas computacionais é baseado no diâmetro da partícula. Em simulações CFD-DEM, esse fator está relacionado à convergência da solução numérica. Considerando o método *unresolved*, o volume da célula computacional deve ser maior do que o volume da partícula. Para o sorgo, testes iniciais mostraram que as simulações empregando malhas computacionais com espaçamento entre os nós menores do que os valores da malha A_1 , os quais são descritos na Tabela 3, não apresentavam convergência. Três malhas foram construídas para aplicar

o GCI (*Grid Convergence Index*). A relação entre o espaçamento entre os nós e o diâmetro da partícula, o número de células e os resultados simulados da queda de pressão, para cada malha computacional empregada, são apresentados na Tabela 3. Para aplicar esse método, as simulações foram realizadas considerando apenas a fase fluida, sem as partículas. A queda de pressão do sistema foi a propriedade avaliada, por se tratar de um parâmetro acessível experimentalmente e amplamente utilizado para a caracterização fluidodinâmica de leitos de jorro. A resposta apresentada foi assumida como uma média dos 4 últimos segundos de tempo real simulado.

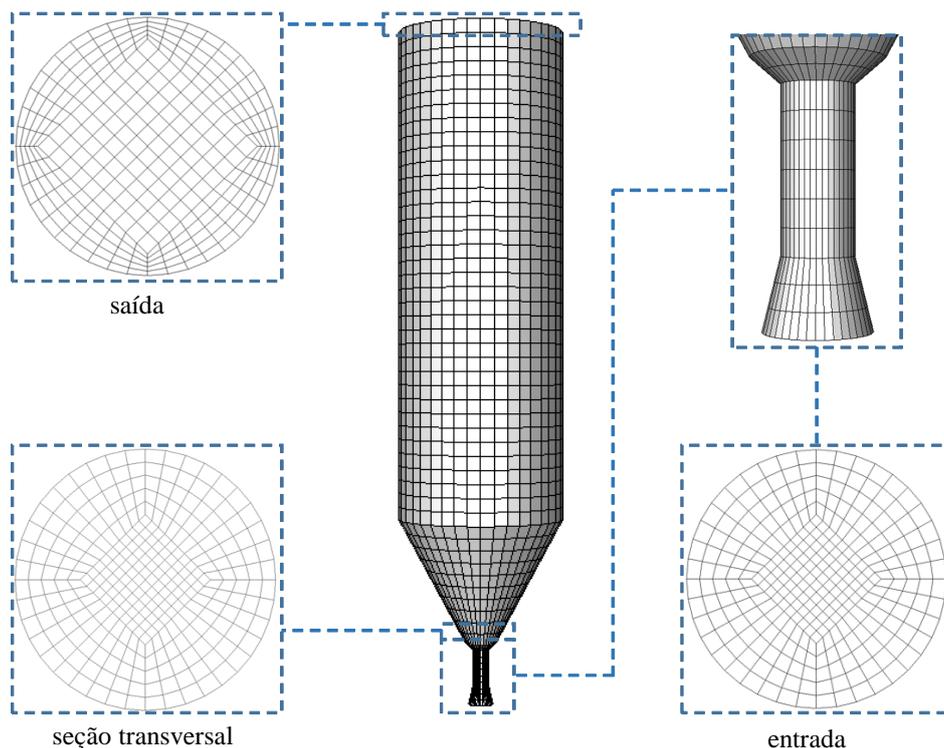
Tabela 3 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais e resultados de queda de pressão no equipamento (sem partículas) obtidos nas simulações

Malha	Bocal Venturi	Base cônica	Coluna cilíndrica	Número de células	ΔP (Pa)
A ₁	1 d_s	1,35 – 8 d_s	8 d_s	17100	544,975
A ₂	1 d_s	1,70 – 10 d_s	10 d_s	9216	512,256
A ₃	1 d_s	2,25 – 12 d_s	12 d_s	4428	438,320

Na Tabela 4 são apresentados os valores calculados de GCI, de convergência assintótica, da solução aproximada e os desvios em relação à solução aproximada. Pode-se verificar que, com a redução do número de células o desvio em relação à solução aproximada aumentou em torno de 25%, enquanto que a malha com maior número de células apresentou um desvio de 7% em relação à solução aproximada. O valor de convergência assintótica (γ) calculado foi de 0,940, próximo a 1, valor recomendado para que a solução esteja dentro do intervalo assintótico. Assim, a malha computacional utilizada nas simulações foi a malha denominada A₁, pois esta malha apresentou o menor erro referente à discretização e o menor desvio em relação à solução aproximada. A Figura 14 apresenta a malha A1.

Tabela 4 – Valores calculados de GCI e desvios em relação à solução assintótica

Parâmetros GCI	ΔP (Pa)		
GCI ₁₂	0,094		
GCI ₂₃	0,180		
GCI ₃	0,230		
γ	0,940		
f^{aprox}	586,155		
ϵ^{aprox} (%)	A ₁	A ₂	A ₃
	7,025	12,607	25,221

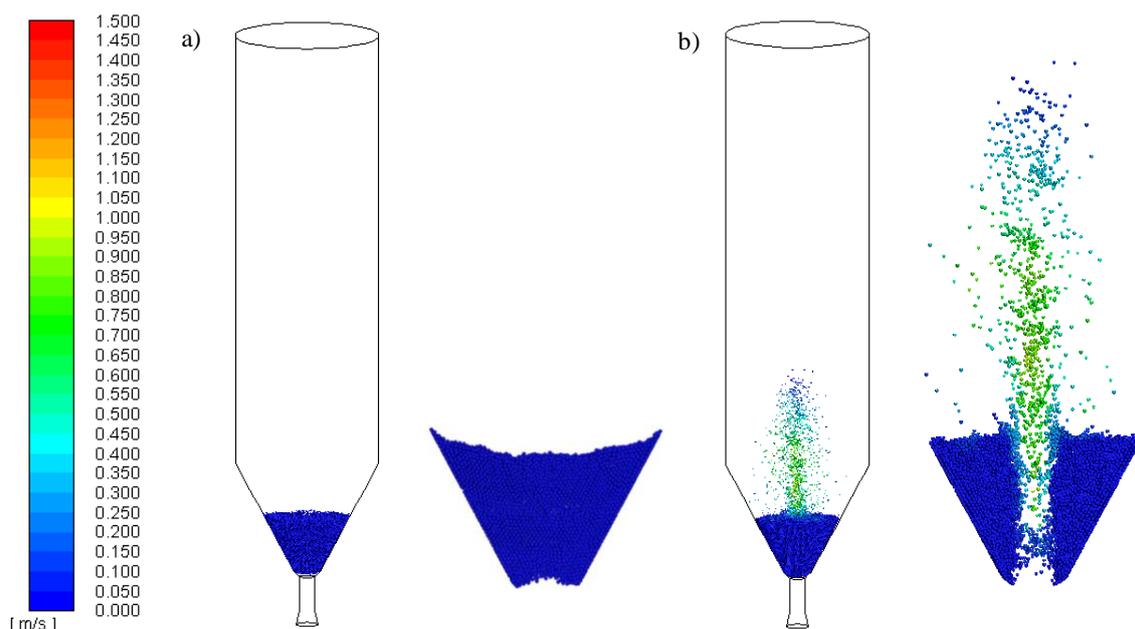
Figura 14 – Representação da malha computacional A₁

5.2. Avaliação do modelo de arraste

O modelo de arraste de Gidaspow (1994) é amplamente utilizado em simulações envolvendo leitos de jorro. No *software* FLUENT[®], quando se utiliza o método dos elementos discretos, está disponível o modelo de arraste de Haider e Levenspiel (1989), desenvolvido para partículas não esféricas. Devido ao sorgo ser não esférico, simulações também foram conduzidas empregando este modelo. A priori, simulações foram conduzidas para avaliar os modelos de arraste de Haider e Levenspiel (1989) e Gidaspow (1994). O padrão de escoamento obtido para ambos os modelos é apresentado na Figura 15. Ambas as simulações foram realizadas para a vazão de ar de 1,00 m³/min, vazão na qual, de acordo com os dados experimentais de Batista, Brito e Béttega (2018), o jorro já apresentava regime estável. Pode-se observar que, para o modelo de Haider e Levenspiel (1989), não houve arraste das partículas, ocorrendo apenas a formação de uma pequena cavidade na entrada do leito de sólidos. Já para o modelo de Gidaspow (1994), verifica-se que houve arraste das partículas, constatando o comportamento característico do regime de jorro estável. Este resultado pode estar associado a forma como o modelo de Haider e Levenspiel (1989) é descrito, considerando apenas a esfericidade, sendo a velocidade da fase sólida e fluida contabilizada a partir do número de Reynolds. Já o modelo de Gidaspow (1994), considera a fração volumétrica

das fases sólida e fluida, que apresenta diferentes valores em cada região do leito de jorro. Além disso, o modelo de Gidaspow (1994) é a combinação do modelo de Wen e Yu (1966) para a região de fase diluída e da equação de Ergun (1952) para a região de fase densa.

Figura 15 – Padrão de escoamento das partículas a) Modelo de Haider e Levenspiel (1989); b) Gidaspow (1994)



Resultado semelhante foi obtido por Marchelli et al. (2019) ao simular um leito de jorro piramidal com partículas de vidro com 2,5 mm de diâmetro. O modelo de arraste de Haider e Levenspiel (1989) não reproduziu adequadamente o comportamento do sistema, onde o leito de sólidos permaneceu empacotado, subestimando o arraste das partículas.

Dessa forma, as simulações posteriores foram conduzidas empregando o modelo de arraste de Gidaspow (1994).

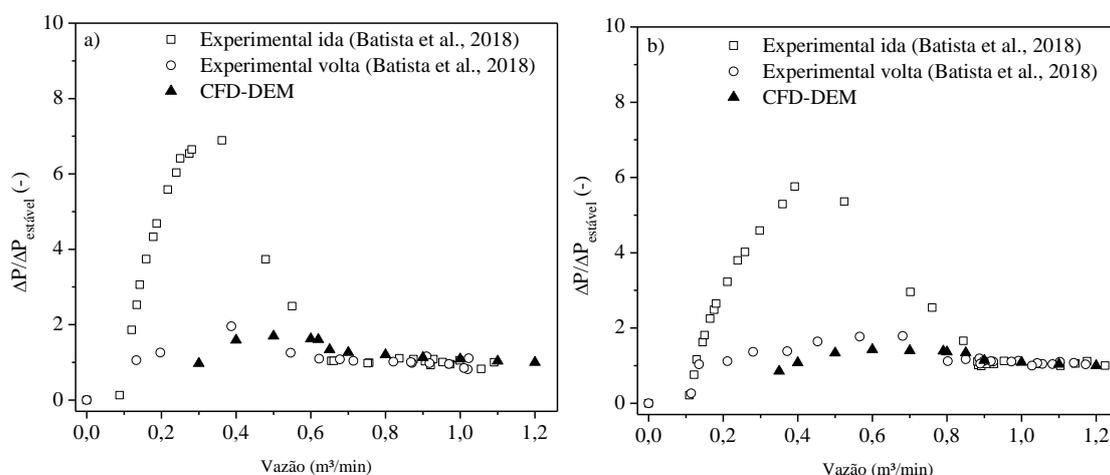
5.3. Validação do modelo

No equipamento utilizado para a condução dos ensaios fluidodinâmicos, a tomada de pressão estava posicionada abaixo do bocal tipo Venturi. Assim, para obter a curva fluidodinâmica característica do leito de jorro, a queda de pressão do equipamento vazio (ensaio do branco) foi descontada da queda de pressão total (sólido mais equipamento), obtendo-se apenas a queda de pressão dos sólidos.

Nas simulações, é impossível incluir alguns dispositivos presentes na unidade experimental, como a tela de retenção de sólidos, utilizada para evitar a saída de grão pela

base do equipamento. Desta forma, não foi possível realizar uma análise quantitativa dos resultados experimentais e simulados, sendo apresentados para discussão os valores adimensionalizados pela queda de pressão estável, efetuando-se uma análise qualitativa dos resultados. A Figura 16 apresenta a queda de pressão adimensional simulada e experimental para as massas de 1 e 2 kg de sorgo em função da vazão de ar. Os dados simulados de queda de pressão são referentes a uma média dos últimos 2 segundos de simulação.

Figura 16 – Queda de pressão adimensional simulada e experimental em função da vazão de ar para as massas: a) 1 kg; b) 2kg

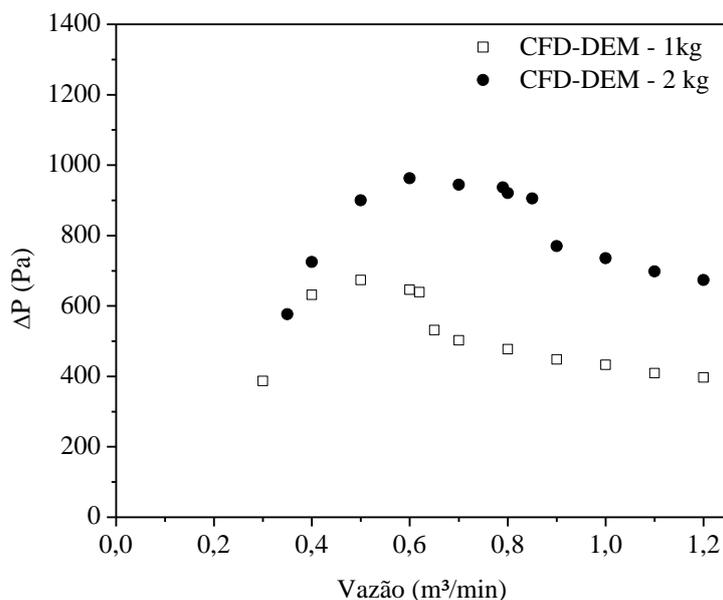


A partir dos dados de queda de pressão adimensionalizados, verifica-se uma satisfatória correspondência entre os dados experimentais e os resultados simulados, principalmente na região de queda de pressão estável. As simulações para as vazões menores do que $0,30 \text{ m}^3/\text{min}$, para a massa de 1 kg, e $0,35 \text{ m}^3/\text{min}$, para a massa de 2 kg, não foram conduzidas. Para vazões de ar menores do que as citadas, não ocorreu o arraste das partículas, observando um movimento descendente das partículas para o bocal tipo Venturi. Avaliando os resultados de forma qualitativa, verifica-se que o modelo e o procedimento numérico foram capazes de representar o fenômeno de transferência de quantidade de movimento entre as fases em um leito de jorro sob diferentes vazões de ar na entrada do leito.

5.4. Avaliação fluidodinâmica através de simulações CFD-DEM

A Figura 17 apresenta as curvas fluidodinâmicas características simuladas para as massas de 1 kg e 2 kg.

Figura 17 – Queda de pressão simulada em função da vazão de ar para as massas de 1kg e 2 kg

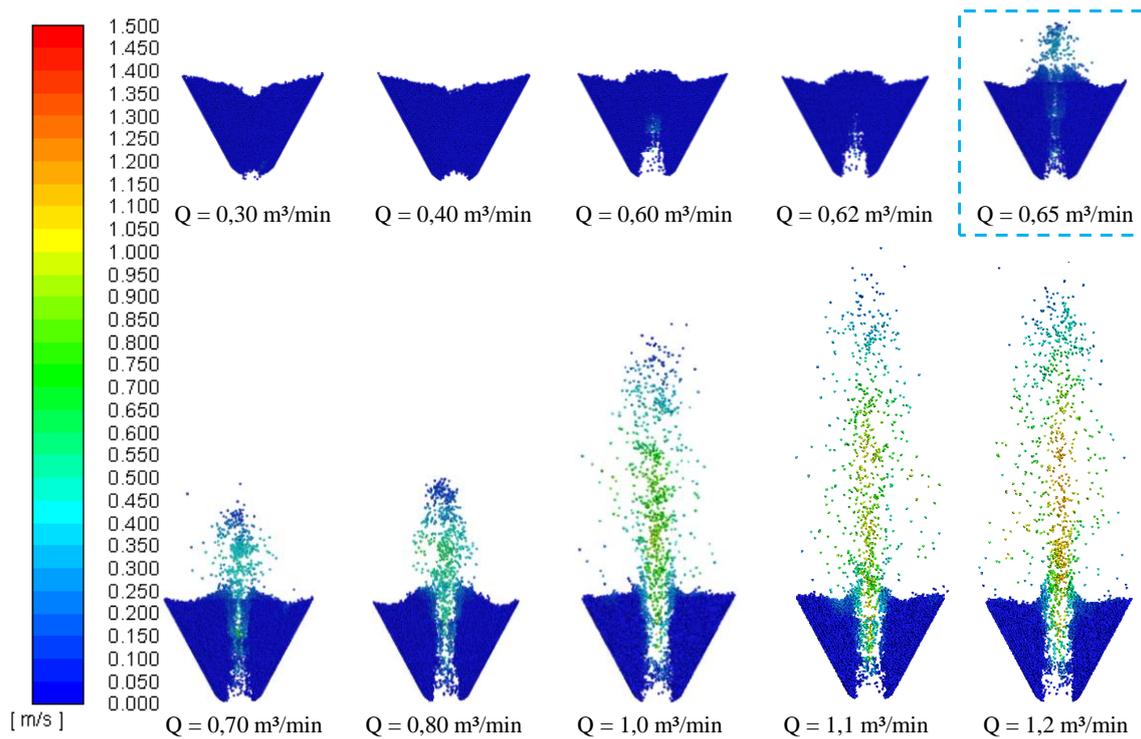


Por meio da Figura 17, observa-se que as simulações CFD-DEM foram capazes de prever o aumento da queda de pressão com o aumento da massa de partículas, conforme as observações experimentais já difundidas na literatura (BRITO et al., 2017; MATHUR; EPSTEIN, 1974). Este comportamento ocorre, pois, maiores massas proporcionam o aumento da resistência das partículas ao escoamento, exigindo maior energia para promover o rompimento do leito de sólidos e formar o canal do jorro, ampliando a queda de pressão. Com o aumento da vazão de ar, a queda de pressão diminui, sem alterações significativas após alcançar o jorro estável.

Avaliando os dados simulados de queda de pressão adimensionalizados (Figura 16), não foi possível determinar a vazão de mínimo jorro. Porém, analisando as curvas fluidodinâmicas simuladas por CFD-DEM, conforme apresentadas na Figura 17, é possível observar uma diminuição pronunciada da queda de pressão na região correspondente à vazão de mínimo jorro, para ambas as massas de sólido e, assim, determinar a vazão de mínimo jorro para cada massa analisada. Esse parâmetro apresenta valor de 0,65 m³/min para a massa de 1 kg e 0,90 m³/min para a massa de 2 kg.

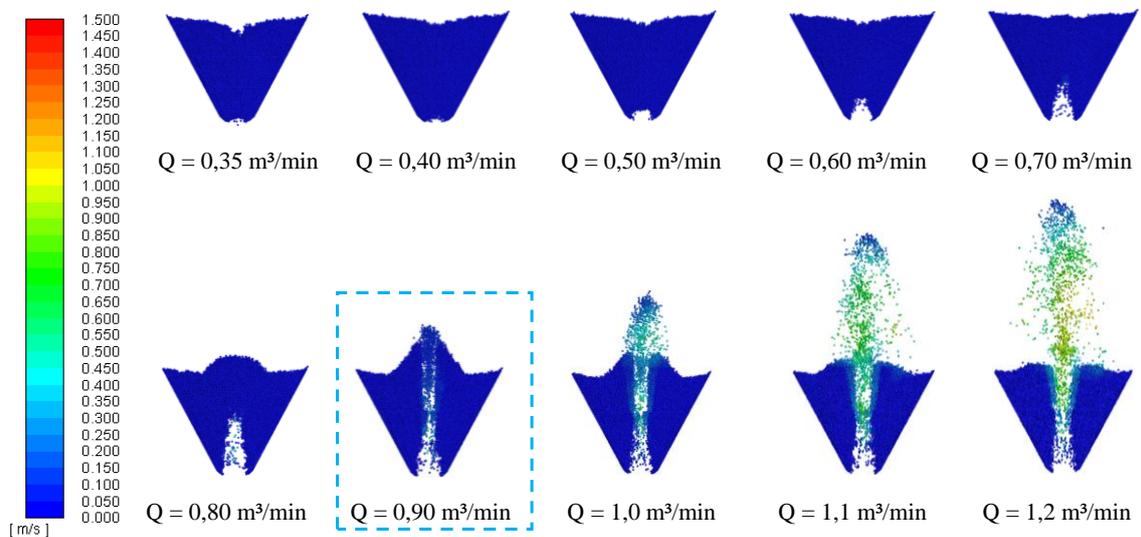
Para melhor ilustrar as etapas de transição entre os regimes de escoamento no interior de um leito de jorro, desde a condição de leito fixo, até o regime de jorro estável, as Figuras 18 e 19 apresentam o padrão de escoamento das partículas para diferentes vazões de ar para as massas de 1kg e 2 kg, respectivamente. Os contornos foram obtidos no tempo de 6 segundos. Para uma melhor visualização das etapas de transição, efetuou-se um corte com espessura de 0,015 m a partir do centro do leito de jorro.

Figura 18 – Velocidade das partículas para diferentes vazões de ar para a massa de 1 kg



Para a massa de 1 kg (Figura 18), nas vazões de ar de 0,30 e 0,40 m³/min, verifica-se que o ar apenas percola o leito, sem ocasionar movimentação das partículas. A partir da vazão de ar de 0,60 m³/min, a vazão se torna suficiente para que ocorra um arraste das partículas próximas à entrada do leito, formando-se uma pequena cavidade. O mínimo jorro é alcançado para a vazão de 0,65 m³/min. Para as vazões de 0,70 a 1,2 m³/min verifica-se que o incremento na velocidade apenas eleva a altura da fonte. O canal do jorro, a região anular e a fonte podem ser claramente observadas.

Figura 19 – Velocidade das partículas para diferentes vazões de ar para a massa de 2 kg



Para a massa de 2 kg (Figura 19), nas vazões de ar entre 0,35 e 0,60 m³/min, o ar apenas percola o leito. A partir da vazão de 0,70 m³/min, verifica-se a formação e a expansão da cavidade interna até o jato interno. O mínimo jorro ocorre na vazão de 0,90 m³/min. O jorro estável é verificado para as vazões de 1,0 a 1,2 m³/min. Para ambas as massas de sólidos, após o estabelecimento do regime de jorro, é possível verificar a movimentação característica das partículas, onde maiores velocidades são alcançadas no canal do jorro e menores velocidades são verificadas na região anular e fonte (velocidade praticamente nula).

A Tabela 5 apresenta uma comparação entre os valores da vazão de mínimo jorro medidos experimentalmente e simulados através do TFM-2D obtidos por Batista, Brito e Béttega (2018), e por simulações CFD-DEM obtidos no presente trabalho.

Tabela 5 – Comparação entre a vazão de mínimo jorro experimental e simulada para as abordagens TFM-2D e CFD-DEM

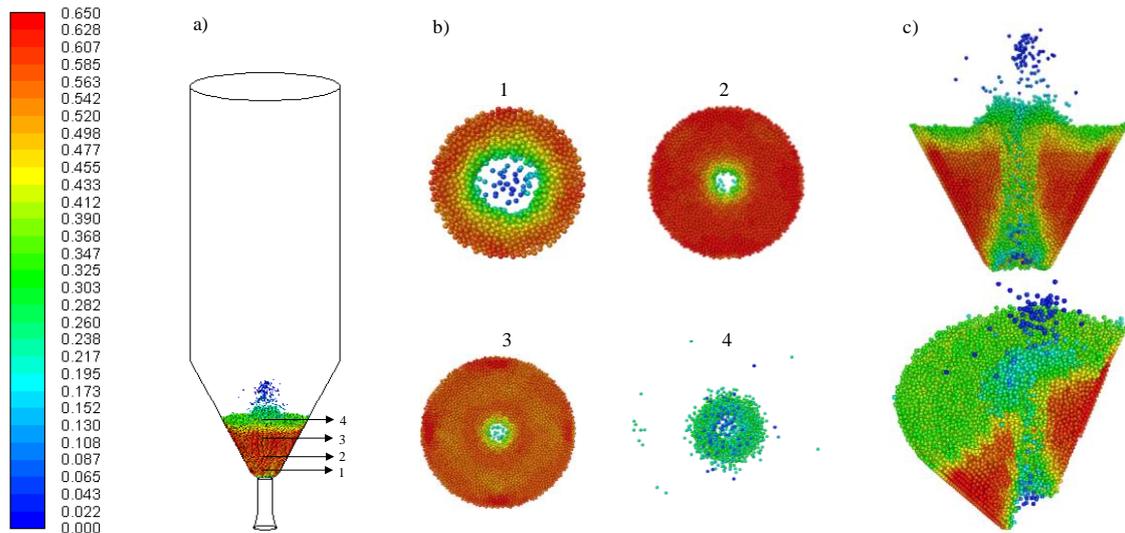
	Vazão de mínimo jorro (m ³ /min)				
	Experimental ¹	TFM-2D ¹	Desvio (%)	CFD-DEM	Desvio (%)
1 kg	0,62	0,40	35,48	0,65	4,84
2 kg	0,79	0,60	24,05	0,90	13,92

¹ – Batista, Brito e Béttega (2018)

Pode-se observar que para as duas massas de sólidos houve uma redução significativa em relação aos desvios relativos da vazão de mínimo jorro obtidos por simulações CFD-DEM em comparação aos obtidos pelo modelo de dois fluidos (TFM). Estes resultados indicam o potencial dessa abordagem em estudos envolvendo escoamento gás-sólido.

A Figura 20 apresenta a fração volumétrica de sólidos para a massa de 1 kg e vazão de ar de 0,65 m³/min (mínimo jorro) no tempo de 6 segundos. Para ilustrar melhor a distribuição de partículas no interior do leito, cortes horizontais e verticais foram realizados. Esse contorno também mostra que o acoplamento CFD-DEM foi capaz de prever o comportamento característico do leito de jorro, sendo possível observar uma região periférica com elevada fração de sólidos (região anular), uma região central diluída (canal do jorro) e a região da fonte com baixa fração de sólidos. A representação do sistema é mais realista quando empregada a abordagem CFD-DEM, fornecendo informações mais detalhadas do sistema.

Figura 20 – Fração volumétrica do sorgo: a) vista frontal; b) cortes horizontais; c) cortes verticais



Apesar dos resultados coerentes obtidos através das simulações CFD-DEM e do potencial dessa abordagem para o estudo de escoamentos gás-sólido, como o verificado em leito de jorro, não foi possível comparar de forma quantitativa a curva fluidodinâmica experimental e simulada por CFD-DEM. Desta forma, uma nova unidade de leito de jorro foi projetada e construída, visando obter valores de queda pressão simulados próximos aos medidos experimentalmente. Estes resultados serão mostrados e discutidos nos próximos tópicos.

CAPÍTULO 6 – ANÁLISE FLUIDODINÂMICA VIA EXPERIMENTAL, CFD-DEM, TFM-3D E TFM-2D

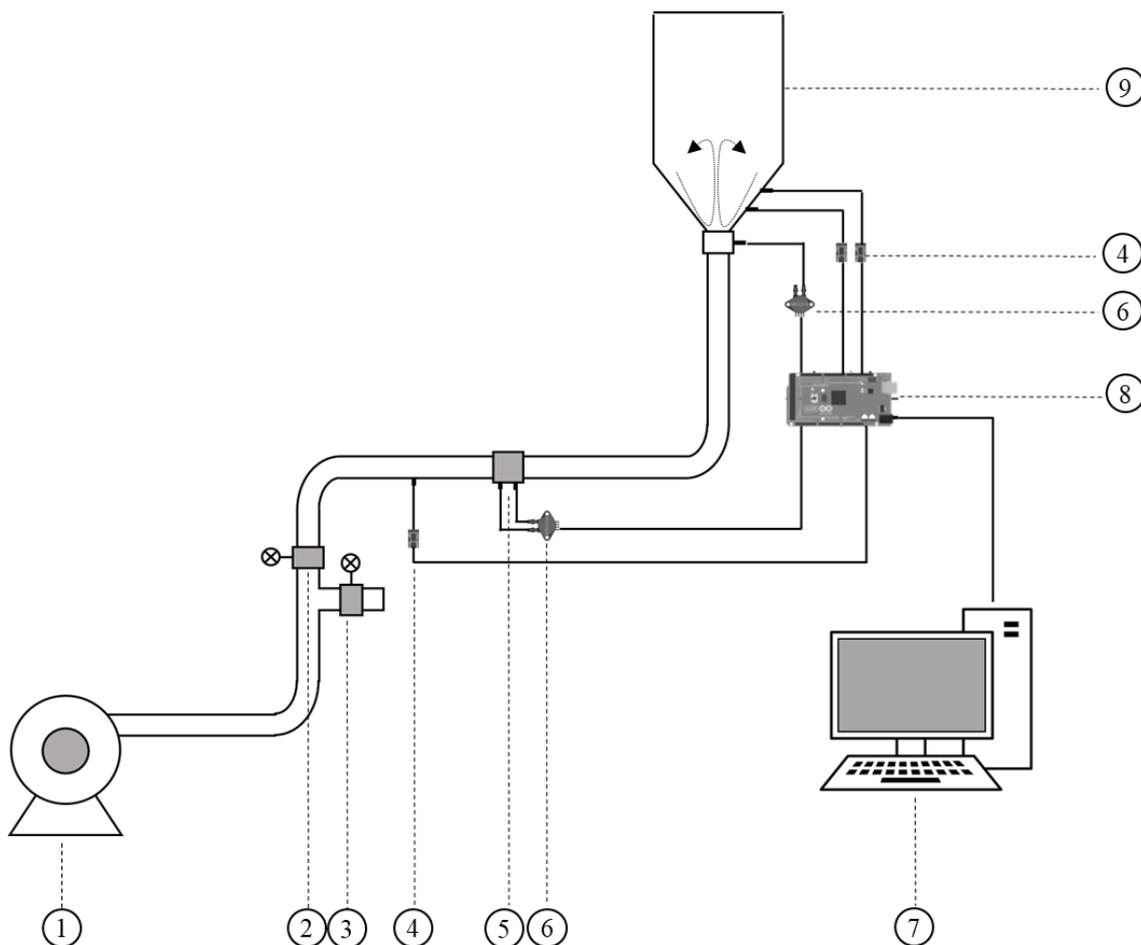
Devido ao tamanho do domínio computacional do problema descrito no Capítulo 5, ao número de partículas geradas para as massas de 1 kg (42735 partículas) e 2 kg (85470 partículas) e às limitações para validar quantitativamente o modelo empregado nas simulações, construiu-se um equipamento em escala menor, o qual será referenciado no decorrer do trabalho como unidade experimental 2.

6.1. Unidade experimental

A unidade experimental 2, apresentada na Figura 21, corresponde ao segundo leito de jorro utilizado neste trabalho. A alimentação de ar foi realizada por um soprador (1) da marca Siemens com potência de 0,36 hp. A tubulação foi construída em PVC com 2,54 cm (1 in) de diâmetro nominal. O ajuste da velocidade do ar do sistema foi realizado através de uma válvula principal (2) e uma válvula *by-pass* (3). A velocidade do ar de entrada do leito foi estimada indiretamente por meio da diferença de pressão gerada em uma placa de orifício (5), sendo a queda de pressão medida por um sensor de pressão (MPX5010DP, NPX/Freescale[®]) (6). Para medir a queda de pressão do leito, um sensor de pressão (MPX5010DP, NPX/Freescale[®]) (6) foi instalado após a tela de retenção de partículas. As temperaturas no interior do leito foram aferidas por dois termopares (tipo K) (4) localizados a 3,5 cm e 7,5 cm da entrada da base cônica. Os sinais gerados pelos termopares foram processados por um microchip (Max 6675, Maxim[®]). Os sensores foram conectados a um microcontrolador (Mega 2560 R3, Arduino[®]) (8), o qual transmitia os dados para um computador (7). O programa de aquisição de dados permitiu a obtenção de 9 valores por segundo, os quais foram armazenados no *software* Microsoft Excel[®] 2016 através de uma rotina desenvolvida no *software* Arduino IDE 1.8.5. A comunicação entre o microcontrolador e o *software* Microsoft Excel[®] 2016 foi feita pelo *add-in* Parallax[®] Data Acquisition *tool* (PLX-DAQ).

Os termopares foram calibrados em duplicata com rampa de 5 °C utilizando um bloco de calibração da marca Block Calibrator DB-35L. Os sensores de pressão foram calibrados empregando um micromanômetro modelo 530 ECO series da marca Alnor.

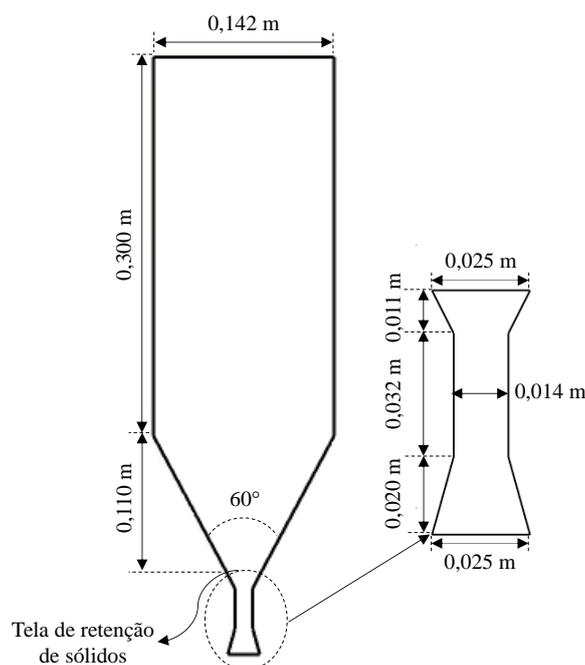
Figura 21 – Representação esquemática da unidade experimental 2



(1) soprador; (2) válvula principal; (3) válvula *by-pass*; (4) termopar tipo K; (5) placa de orifício; (6) sensor de pressão; (7) computador; (8) microcontrolador Arduino; (9) leito de jorro

O leito de jorro (9) foi construído em acrílico, contendo uma coluna cilíndrica com 30 cm de altura e 14,2 cm de diâmetro e uma base cônica com ângulo de 60°, altura de 11 cm e diâmetro inferior de 2,5 cm. Um bocal tipo Venturi foi acoplado na parte inferior da base cônica, com diâmetro maior da região convergente e divergente de 2,5 cm e diâmetro da garganta de 1,4 cm. Ressalta-se que o leito de jorro permaneceu aberto durante os ensaios. A Figura 22 apresenta a descrição das dimensões do equipamento.

Figura 22 - Dimensões do leito de jorro da unidade experimental 2



A tela de retenção de sólidos é importante, experimentalmente, para evitar o movimento descendente das partículas para o bocal tipo Venturi, esta estava posicionada na intersecção entre o bocal tipo Venturi e a base cônica. A Figura 23 mostra este dispositivo.

Figura 23 – Tela de retenção de sólidos



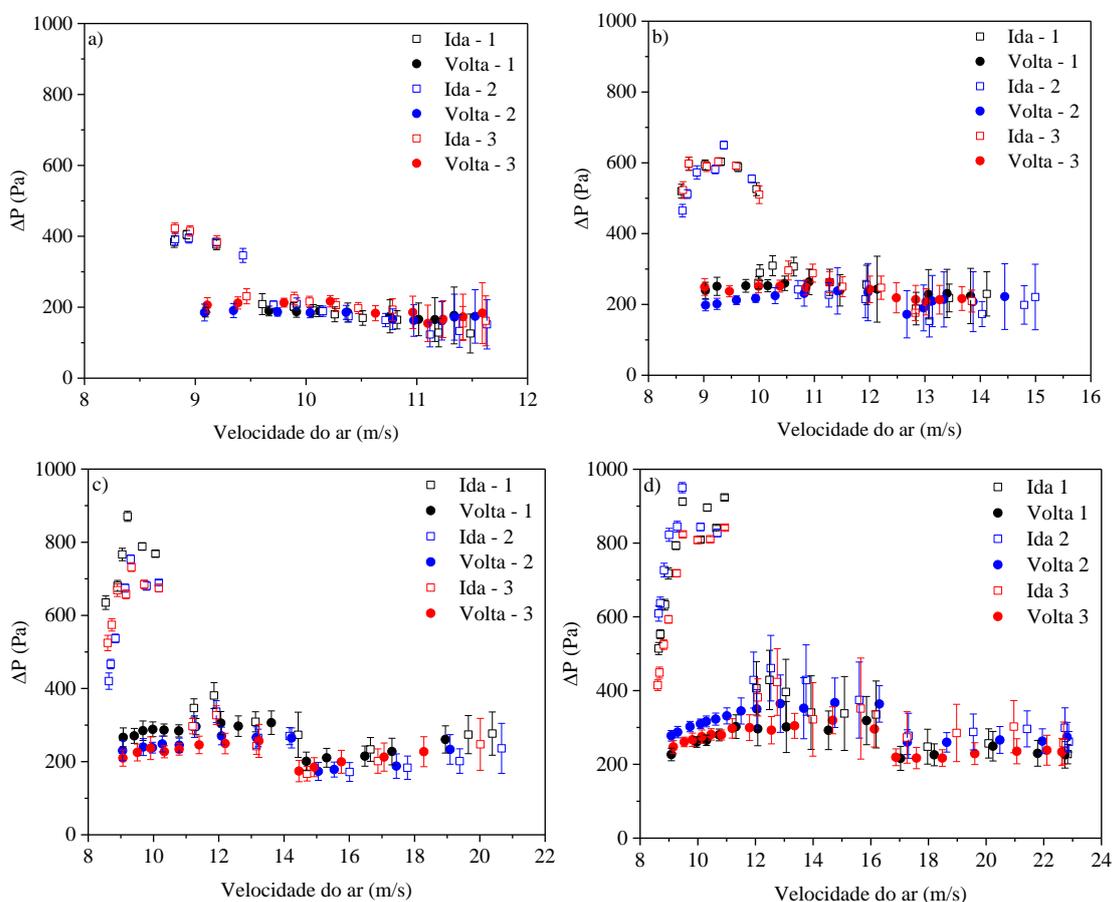
6.2. Procedimento experimental

Os ensaios fluidodinâmicos foram realizados de acordo com a metodologia proposta por Mathur e Epstein (1974). Esse método consiste na obtenção das curvas de queda de pressão em função da velocidade do ar para velocidades crescentes (leito fixo até o regime de jorro estável) e velocidades decrescentes (jorro estável até o leito fixo).

O material foi adicionado ao leito de jorro com o auxílio de um funil, procedimento realizado em batelada. Devido ao fato de a tomada de pressão estar posicionada após a tela de retenção de sólidos, não foi necessário realizar os experimentos com o leito de jorro vazio (ensaio do branco). Como discutido na seção 5.3, a análise quantitativa da queda de pressão de sólidos em função da vazão de ar não foi possível para a unidade experimental 1. Assim, na nova unidade experimental desenvolvida, a tomada de pressão foi posicionada imediatamente após a tela de retenção de sólidos, com o objetivo de minimizar os efeitos desse dispositivo.

Os ensaios fluidodinâmicos foram realizados em triplicata empregando as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g de sorgo. A Figura 24 apresenta as curvas fluidodinâmicas características obtidas experimentalmente para as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g de sorgo. Para todas as massas estudadas, as curvas obtidas pelas três repetições são compatíveis, observando uma boa reprodutibilidade dos experimentos. Através de uma análise qualitativa, observa-se o comportamento típico de leito de jorro para todas as massas avaliadas.

Figura 24 – Curvas fluidodinâmicas características experimentais para as massas: a) 200 g; b) 300 g; c) 400g; d) 500g

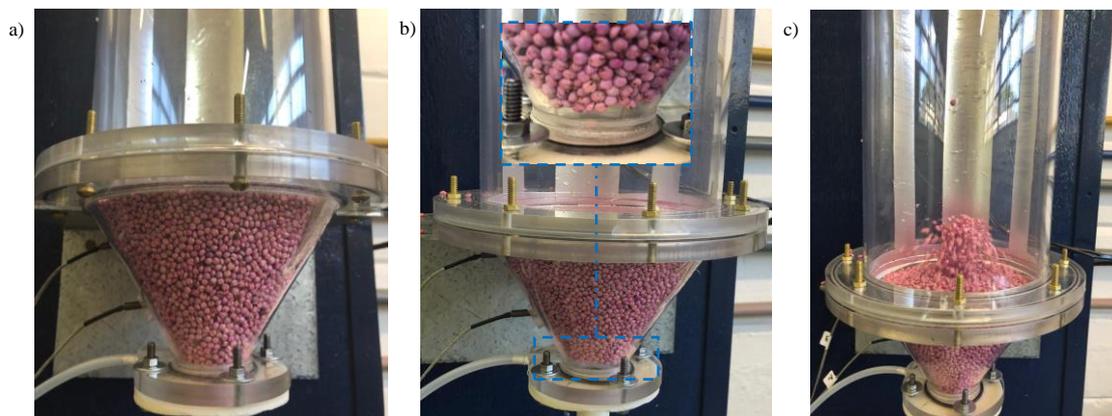


A velocidade de mínimo jorro é um importante parâmetro operacional; os valores medidos para as massas de 200g, 300g, 400g e 500g foram iguais a $10,90 \pm 0,20$ m/s, $12,70 \pm 0,30$ m/s, $14,90 \pm 0,40$ m/s e $17,10 \pm 0,20$ m/s, respectivamente.

Para as massas de 200 g e 300 g, observa-se um elevado desvio nos dados de queda de pressão para as maiores velocidades. Durante os ensaios fluidodinâmicos, para essa faixa de operação, verificou-se uma fonte bem diluída e pulsos, o que pode ter acarretado esses maiores desvios nos dados de queda de pressão. As oscilações eram de alta intensidade, o escoamento das partículas era menos estruturado, apresentando alterações aleatórias na expansão do leito de partículas. Ensaios fluidodinâmicos não foram conduzidos para maiores velocidades de ar, pois instabilidades no sistema foram observadas. Para as massas de 400 g e 500 g, os maiores desvios foram verificados na região entre o início do jorro interno até o estabelecimento do regime de jorro estável. Com o aumento da massa de sólidos, o sistema apresentou-se mais estável, reduzindo os pulsos do leito.

A Figura 25 apresenta as etapas de desenvolvimento do regime de jorro para a massa de sólidos de 500 g. Para baixas velocidades de ar, observa-se que o fluido apenas percola o leito, sem que ocorra qualquer tipo de movimentação das partículas, como mostra a Figura 25 (a). Com o aumento da velocidade de ar, há a formação do jato interno e aumento do arco de sólidos Figura 25 (b). Em seguida, com um aumento adicional da velocidade de ar o jato interno torna-se extenso em relação ao arco compacto de sólidos, inicia-se o movimento descendente dos sólidos na região anular. Posteriormente, os sólidos são arrastados na região central e o leito se expande. Com um incremento na velocidade do ar, observa-se o jorro incipiente e em seguida observa-se a condição de mínimo jorro Figura 25 (c). Após a condição de mínimo jorro, o jorro torna-se estável.

Figura 25 – Etapas do desenvolvimento de um regime de jorro para a massa de 500 g: a) leito fixo; b) jato interno (arco de sólidos); c) mínimo jorro

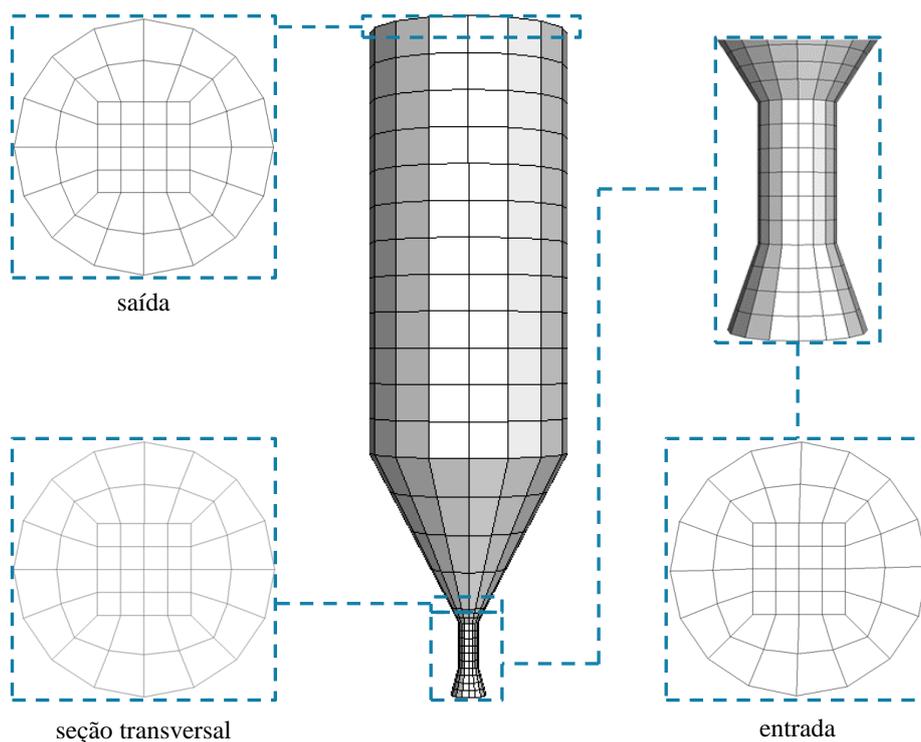


Após os ensaios fluidodinâmicos, simulações empregando o acoplamento CFD-DEM foram conduzidas para as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g, cujos resultados são mostrados a seguir.

6.3. Simulações CFD-DEM

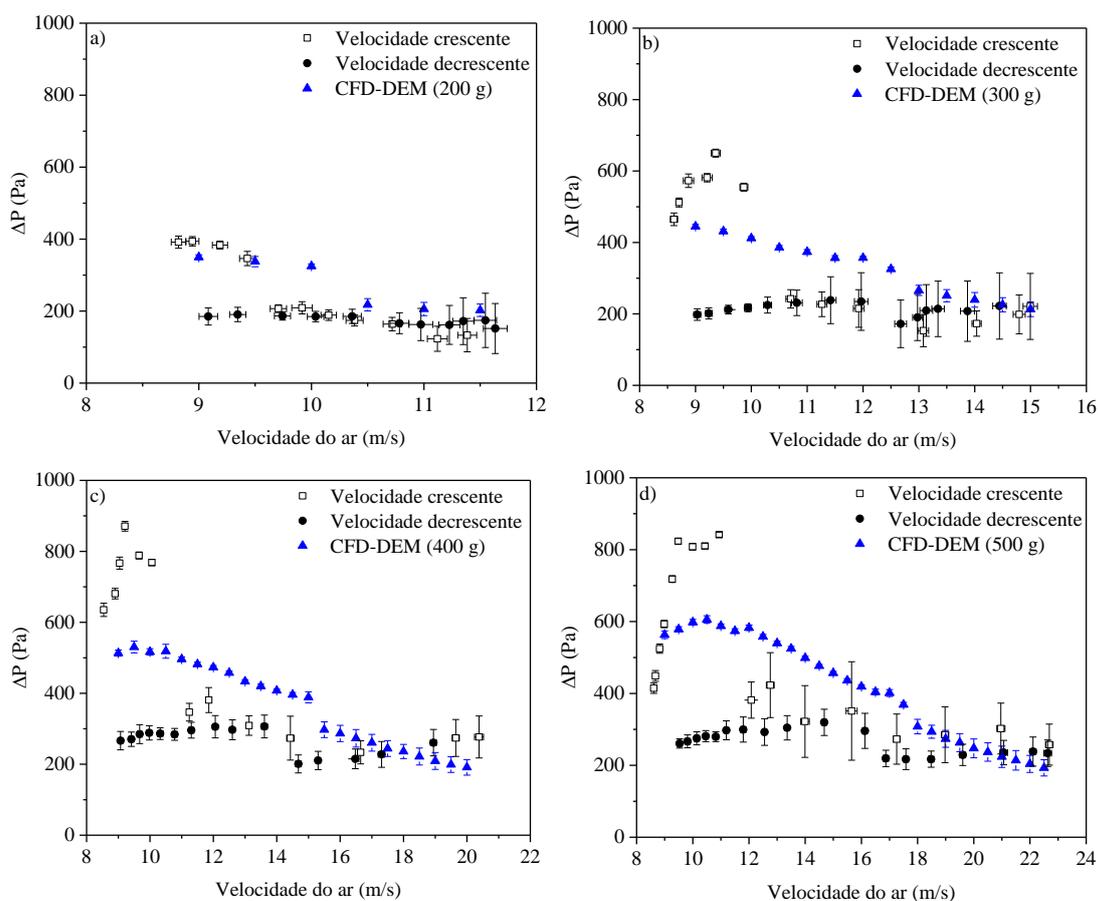
Para as simulações CFD-DEM realizadas nessa etapa do trabalho, empregou-se uma malha com espaçamento entre os nós de uma vez o diâmetro da partícula no bocal tipo Venturi; na base cônica, o espaçamento entre os nós foi de $1,35d_s$ na base inferior do cone e $8d_s$ na base superior do cone (intersecção com o cilindro); o espaçamento entre os nós na região cilíndrica foi igual a $8d_s$, totalizando 1680 células. Estes valores de espaçamento entre os nós foram empregados para seguir o mesmo valor indicado pelo teste GCI apresentado na seção 5.1. A Figura 26 apresenta a malha computacional utilizada nas novas simulações CFD-DEM.

Figura 26 – Malha computacional empregada nas novas simulações CFD-DEM



A Figura 27 apresenta as curvas fluidodinâmicas características experimentais e simuladas por CFD-DEM para as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g. Os resultados apresentados nesta seção foram obtidos pela média dos 4 segundos finais de tempo real simulado.

Figura 27 – Queda de pressão do leito de jorro simulada por CFD-DEM e experimental, em função da velocidade de ar, para as massas: a) 200 g; b) 300 g; c) 400 g; d) 500 g



Por meio da Figura 27, observa-se uma concordância satisfatória entre os dados simulados e experimentais para todas as massas avaliadas, principalmente na região de jorro estável. Assim, o modelo proposto pode ser empregado para investigar o comportamento do sistema, sobretudo na região de regime de jorro estável.

É importante destacar que, para o equipamento descrito neste capítulo, onde a medida de pressão estava posicionada após a tela de retenção dos sólidos, os dados experimentais e simulados apresentam concordância quantitativa. Esse resultado indica a importância da tomada de pressão após a tela de retenção de sólidos para efetuar uma validação quantitativa dos dados simulados, uma vez que nas simulações não é possível incluir este dispositivo.

Para as quatro massas de sorgo empregadas, pôde-se verificar uma acentuada queda de pressão na região correspondente à condição de mínimo jorro, tal como observado experimentalmente. A Tabela 6 apresenta a comparação entre a velocidade de mínimo jorro experimental e simulado por CFD-DEM para as quatro massas de sólidos avaliadas. Pôde-se observar, para todas as massas de sorgo, que os valores de velocidade

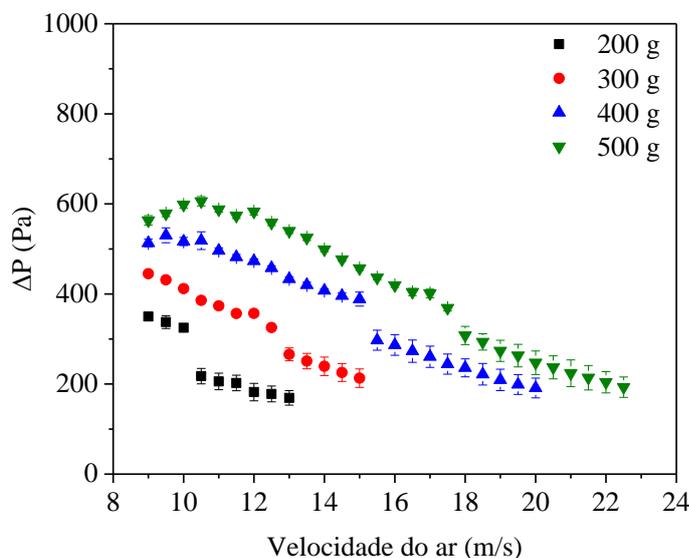
de mínimo jorro simulados por CFD-DEM são próximos dos valores medidos experimentalmente, apresentando desvios menores que 6%.

Tabela 6 – Comparação entre os dados de velocidade de mínimo jorro experimental e simulado por CFD-DEM

Massa (g)	V_{mj} (experimental) (m/s)	V_{mj} (simulado) (m/s)	Desvio (%)
200	10,90	10,50	3,67
300	12,70	13,00	2,36
400	14,90	15,50	4,03
500	17,10	18,00	5,26

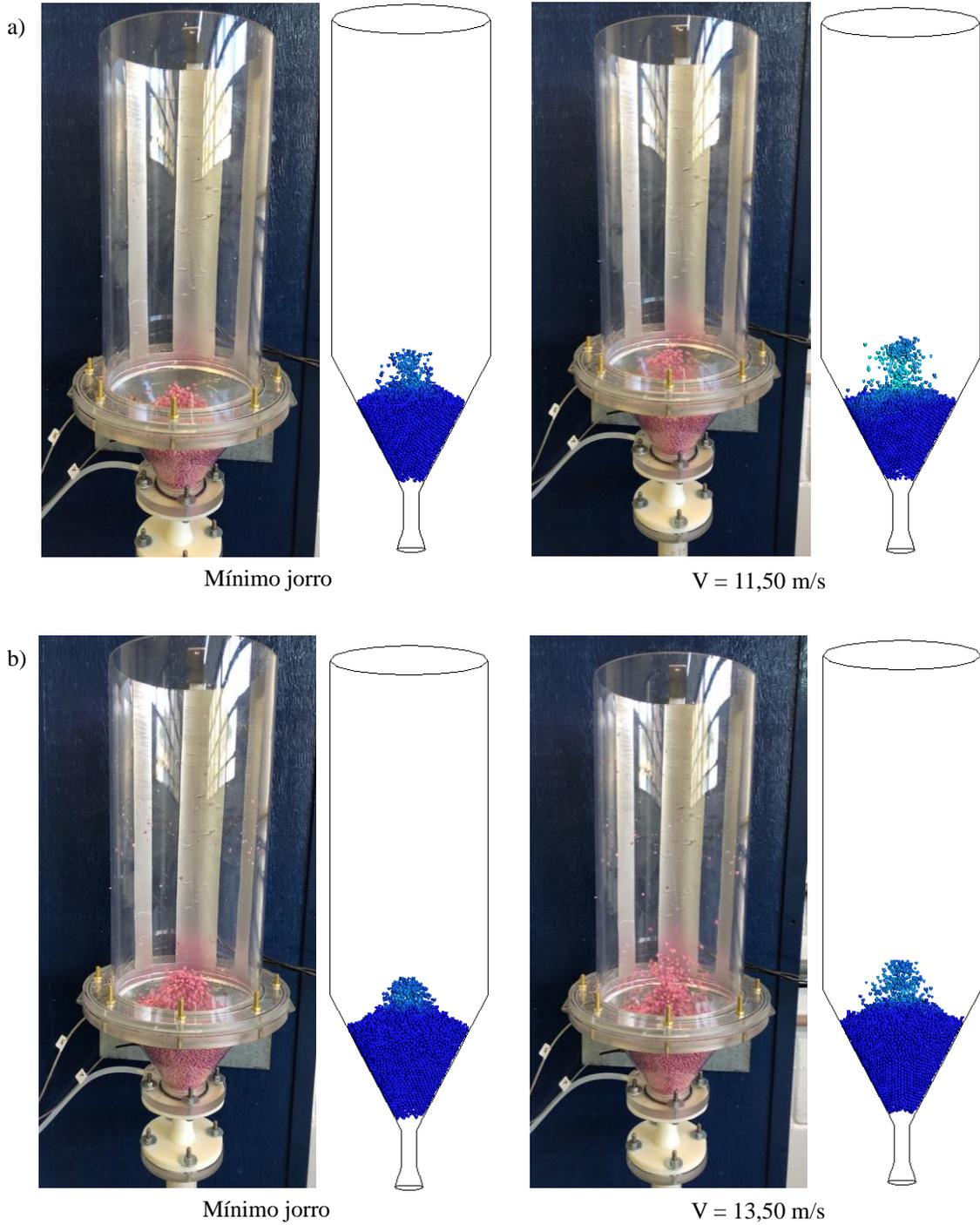
A Figura 28 apresenta a curva fluidodinâmica característica simulada para as quatro massas de sorgo avaliadas. Assim como observado experimentalmente, verifica-se o comportamento característico de leito de jorro, bem como o aumento da queda de pressão com o aumento da massa de sólidos.

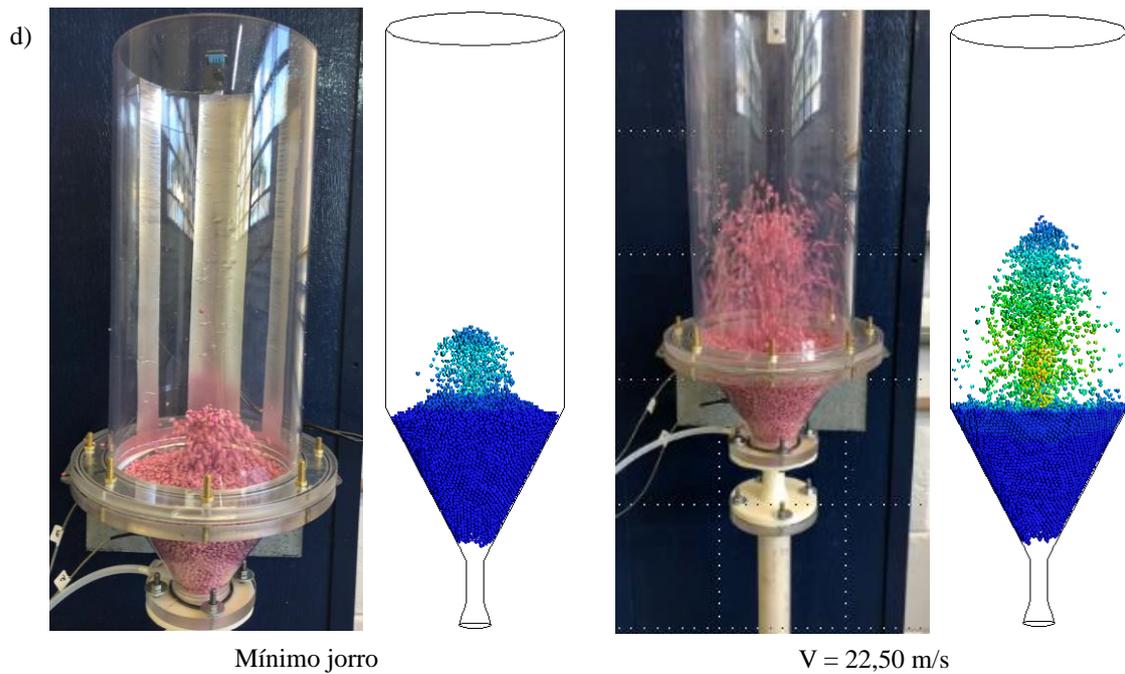
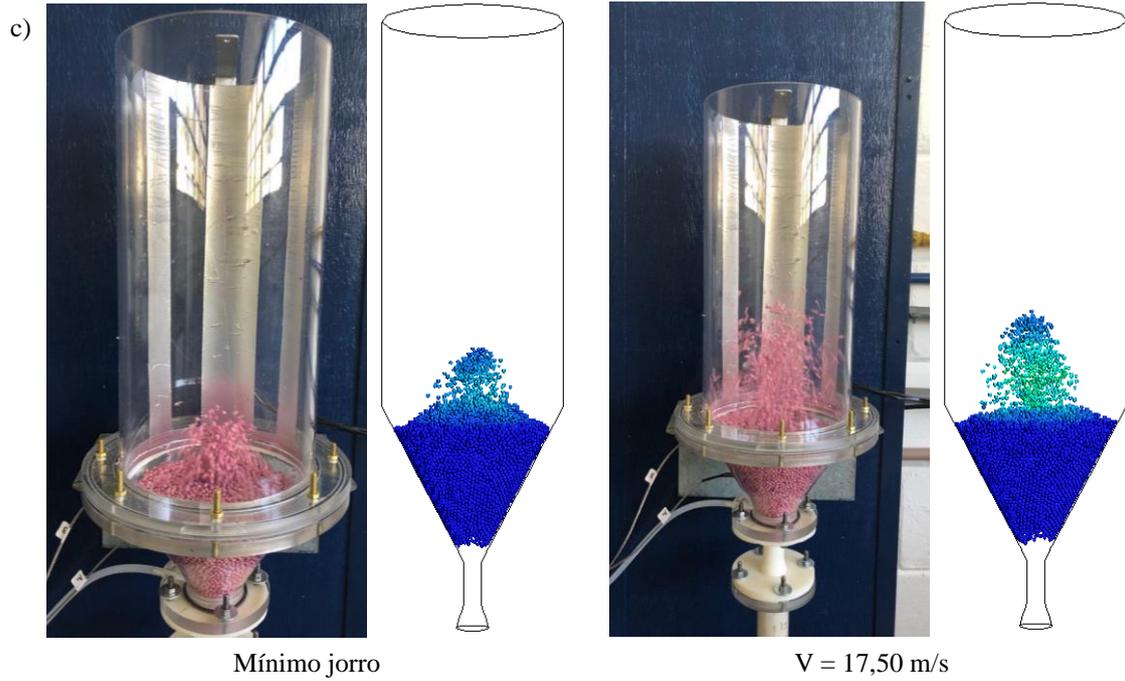
Figura 28 – Curva fluidodinâmica característica simulada por CFD-DEM para as massas de 200 g, 300 g, 400 g e 500 g



Para avaliar qualitativamente o padrão de escoamento, a Figura 29 apresenta o comportamento do leito de jorro para duas condições: mínimo jorro e jorro estável. Para as quatro massas de sorgo analisadas, pôde-se observar um padrão de escoamento semelhante entre os dados experimentais e simulados por CFD-DEM, para ambas as condições operacionais avaliadas.

Figura 29 – Padrão de escoamento experimental e simulado por CFD-DEM para as massas de: a) 200 g; b) 300 g; c) 400 g; d) 500 g





Para as velocidades de ar de entrada em que o regime de jorro se apresentava estável, mediu-se a altura da fonte experimental e simulado por CFD-DEM, cujos valores obtidos são apresentados na Tabela 7. Para todas as massas analisadas os dados experimentais e simulados de altura da fonte também apresentaram boa concordância, com desvios menores que 9%.

Tabela 7 - Comparação entre a altura da fonte experimental e simulada por CFD-DEM

Massa (g)	Velocidade (m/s)	$H_f(\text{experimental})$ (m)	$H_f(\text{simulado})$ (m)	Desvio (%)
200	11,5	5,57	5,30	4,85
300	13,5	6,06	5,73	5,45
400	17,5	9,84	10,72	8,94
500	22,5	14,54	14,43	0,76

Através dos resultados apresentados, verifica-se a capacidade do acoplamento CFD-DEM para simular leitos de jorro. De acordo com a literatura (GHODKI et al., 2018; GONZÁLEZ-MONTELLANO et al., 2012), a eficiência desta abordagem está relacionada à correta determinação das propriedades físicas e de interação, as quais são empregadas como parâmetros de entrada do modelo.

6.4. Comparação entre o modelo de dois fluidos (TFM) 2D e 3D

Nesta seção, são apresentados os resultados das simulações empregando o modelo de dois fluidos (TFM) 2D e 3D. As simulações TFM foram realizadas a partir das condições operacionais da unidade experimental 2.

6.4.1. Teste de independência de malha

Em simulações numéricas, o tamanho da célula computacional tem forte influência sobre os resultados simulados. Em simulações envolvendo o TFM, o espaçamento entre os nós deve ser próximo ao diâmetro da partícula (BATISTA; BRITO; BÉTTEGA, 2018; BÉTTEGA et al., 2009; SOUZA; FREIRE; BÉTTEGA, 2018). Para analisar a característica da resposta simulada e, assim, identificar a malha mais apropriada para a solução do problema, aplicou-se o método GCI (*Grid Convergence Index*), em que é necessária a construção de três malhas com diferentes graus de refinamento. O método GCI foi aplicado para as simulações TFM-3D e TFM-2D. A Tabela 8 apresenta as características de cada malha empregada nas simulações TFM-2D e os resultados obtidos (ΔP e altura da fonte), enquanto que as características das malhas utilizadas nas simulações TFM-3D e os respectivos resultados são apresentados na Tabela 9. As simulações foram conduzidas adotando velocidade de ar na entrada de 18,0 m/s, altura de leito estático de 0,11 m (500 g) e fração volumétrica de sólidos de 0,65. A resposta apresentada foi assumida como uma média dos 4 últimos segundos de tempo real simulado.

Tabela 8 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais, resultados de queda de pressão e altura da fonte obtidos nas simulações TFM-2D

Malha	Bocal Venturi	Base cônica	Coluna cilíndrica	Número de células	ΔP (Pa)	Altura da fonte (m)
A ₁	1 d_s	0,25-1,5 d_s	1,5 d_s	1545	180,06	0,089
A ₂	1 d_s	0,35-2 d_s	2 d_s	836	169,72	0,099
A ₃	1 d_s	0,45-2,5 d_s	2,5 d_s	567	239,98	0,080

Tabela 9 – Espaçamento entre nós por seção das malhas computacionais, resultados de queda de pressão e altura da fonte obtidos nas simulações TFM-3D

Malha	Bocal Venturi	Base cônica	Coluna cilíndrica	Número de células	ΔP (Pa)	Altura da fonte (m)
A ₁	1 d_s	0,25-1,5 d_s	1,5 d_s	124338	229,31	0,082
A ₂	1 d_s	0,35-2 d_s	2 d_s	58548	263,85	0,091
A ₃	1 d_s	0,45-2,5 d_s	2,5 d_s	34272	325,27	0,096

Os critérios empregados para a escolha da malha na seção 5.1 também foram aplicados nesta etapa. Os valores de GCI calculados, o valor da resposta assintótica e os desvios em relação à solução assintótica encontram-se na Tabela 10 para TFM-2D e na Tabela 11 para TFM-3D. Como esperado, verifica-se que, tanto para o TFM-2D, quanto para o TFM-3D, a malha mais refinada (denominada de malha A₁ em ambas as abordagens), foi a que apresentou os menores valores de GCI, os quais estão relacionados a baixos erros de discretização, os menores desvios em relação à solução aproximada, além de a solução assintótica apresentar valores próximos à 1, para ambas as variáveis analisadas. Desta forma, as malhas refinadas (A₁) foram empregadas para cada caso simulado com o TFM.

Tabela 10 – Valores calculados de GCI, valor da resposta assintótica e desvios em relação à solução aproximada (TFM-2D)

Parâmetros GCI	ΔP (Pa)			Altura fonte (m)		
GCI ₁₂	0,00			0,04		
GCI ₂₃	0,08			0,17		
GCI ₃	0,09			0,19		
γ	0,94			1,06		
f^{aprox}	180,50			0,09		
ϵ^{aprox} (%)	A ₁	A ₂	A ₃	A ₁	A ₂	A ₃
	0,25	5,98	32,9	3,70	15,2	6,80

Tabela 11 – Valores calculados de GCI, valor da resposta assintótica e desvios em relação à solução aproximada (TFM-3D)

Parâmetros GCI	ΔP (Pa)			Altura fonte (m)		
GCI_{12}	0,09			0,02		
GCI_{23}	0,25			0,14		
GCI_3	0,29			0,17		
γ	1,09			1,11		
f^{prox}	212,07			0,086		
ϵ^{prox} (%)	A ₁	A ₂	A ₃	A ₁	A ₂	A ₃
	8,1	24,4	53,4	1,8	8,9	15,5

A Figura 30 apresenta a malha computacional A₁ utilizadas nas simulações TFM-2D, onde foi considerado eixo de simetria em relação ao eixo z. A Figura 31 mostra a malha A₁ empregada nas simulações TFM-3D.

Figura 30 - Malha computacional A₁ empregada nas simulações TFM-2D

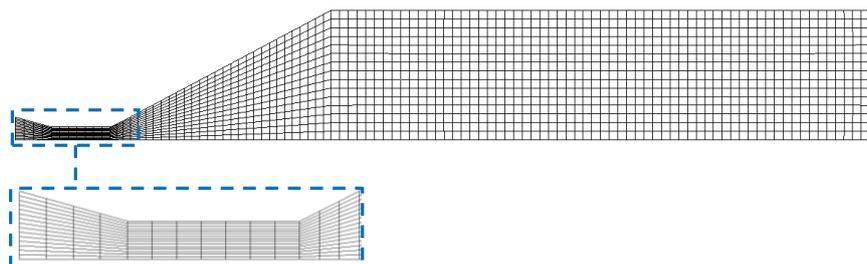
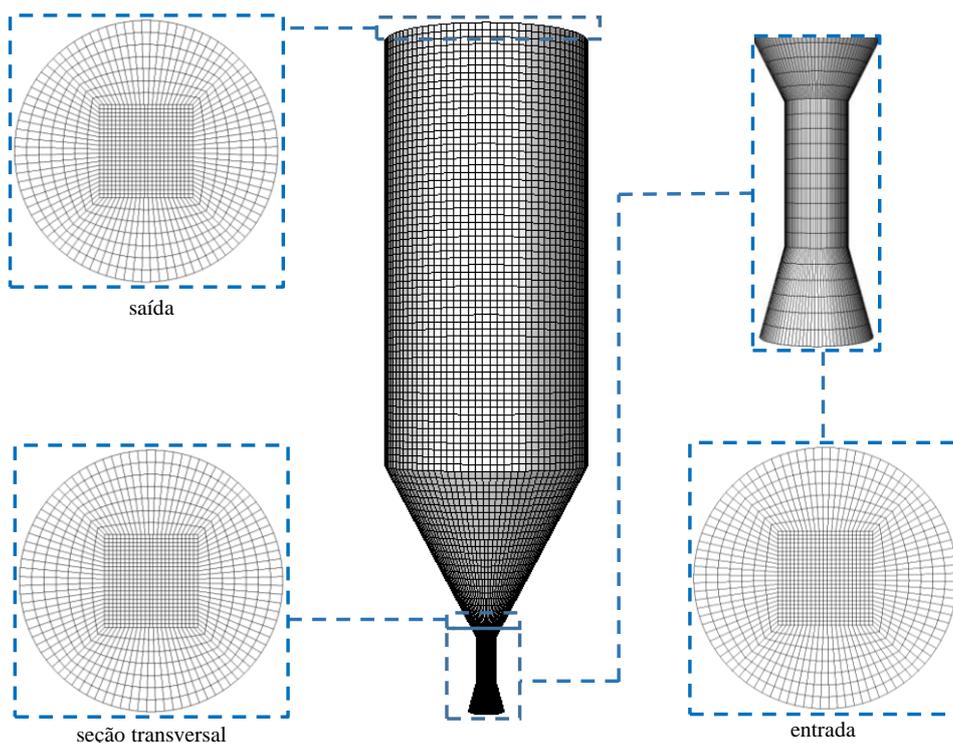


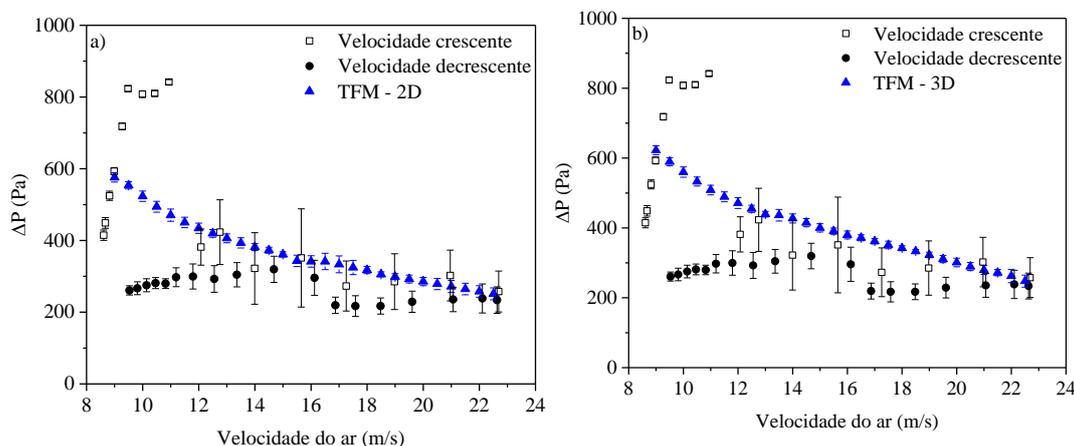
Figura 31 – Malha computacional A1 empregada nas simulações TFM – 3D



6.4.2. Avaliação fluidodinâmica TFM – 2D e TFM – 3D

Os resultados de queda de pressão experimental e simulado por TFM-2D e TFM-3D são mostrados, respectivamente, nos itens (a) e (b) da Figura 32.

Figura 32 – Queda de pressão do leito de jorro simulada por TFM e experimental em função da velocidade de ar para a massa de 500 g: a) TFM-2D; b) TFM-3D



Apesar dos dados experimentais e simulados apresentarem a mesma ordem de grandeza, os dados simulados de queda de pressão em função da velocidade de ar não apresentam o comportamento característico de leito de jorro. Através dos modelos e dos parâmetros empregados nas simulações TFM realizadas neste trabalho, não foi possível detectar a velocidade de mínimo jorro através da curva fluidodinâmica característica. A inferência desse parâmetro foi realizada através da fração volumétrica de sólidos, cuja análise indicou o valor de 12,5 m/s para o TFM-2D e o valor de 11,0 m/s para o TFM-3D, como pode ser observado nas Figuras 33 e 34, respectivamente. Comparando os resultados obtidos por TFM-3D e TFM-2D, embora observa-se a mesma tendência para os dados de queda de pressão em função da velocidade de ar, um menor desvio para a vazão de mínimo jorro em relação ao valor experimental foi obtido para o TFM-2D (26,90 %). Embora as simulações TFM (2D e 3D) tenham subestimado a velocidade de mínimo jorro, apresentando elevados desvios em relação ao valor experimental, pôde-se observar, através dos contornos de fração volumétrica de sólidos apresentados nas Figuras 33 e 34, todas as etapas de desenvolvimento do leito de jorro, desde a formação da cavidade interna até o estabelecimento do jorro estável. Para as velocidades acima do mínimo jorro, é possível verificar a presença das três regiões características: uma região periférica com elevada fração de sólidos (região anular), uma região central diluída (canal do jorro) e a região da fonte com baixa fração de sólidos.

Figura 33 – Fração volumétrica de sólidos para a massa de 500 g de sorgo, sob diferentes velocidades de ar para simulações TFM-2D

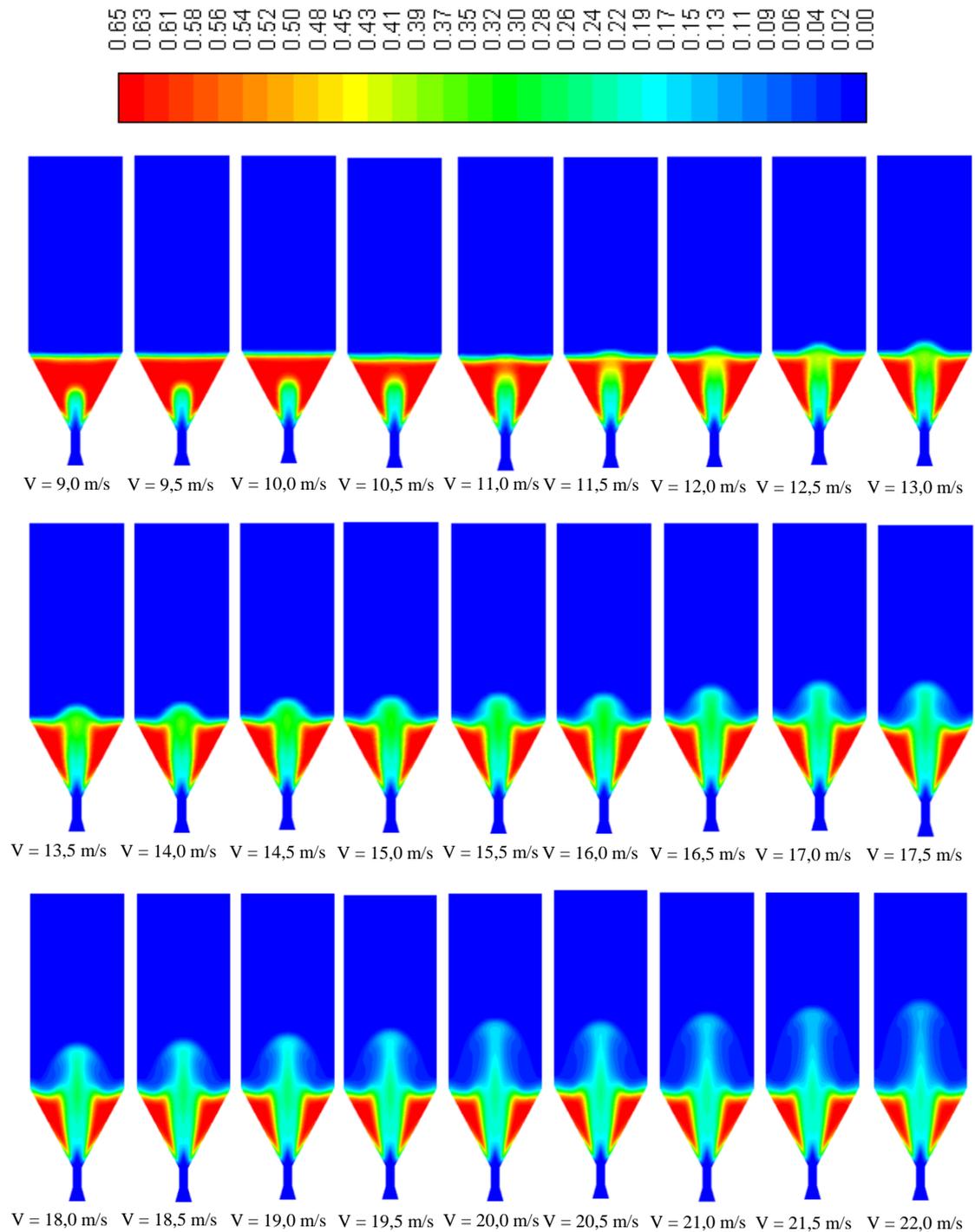
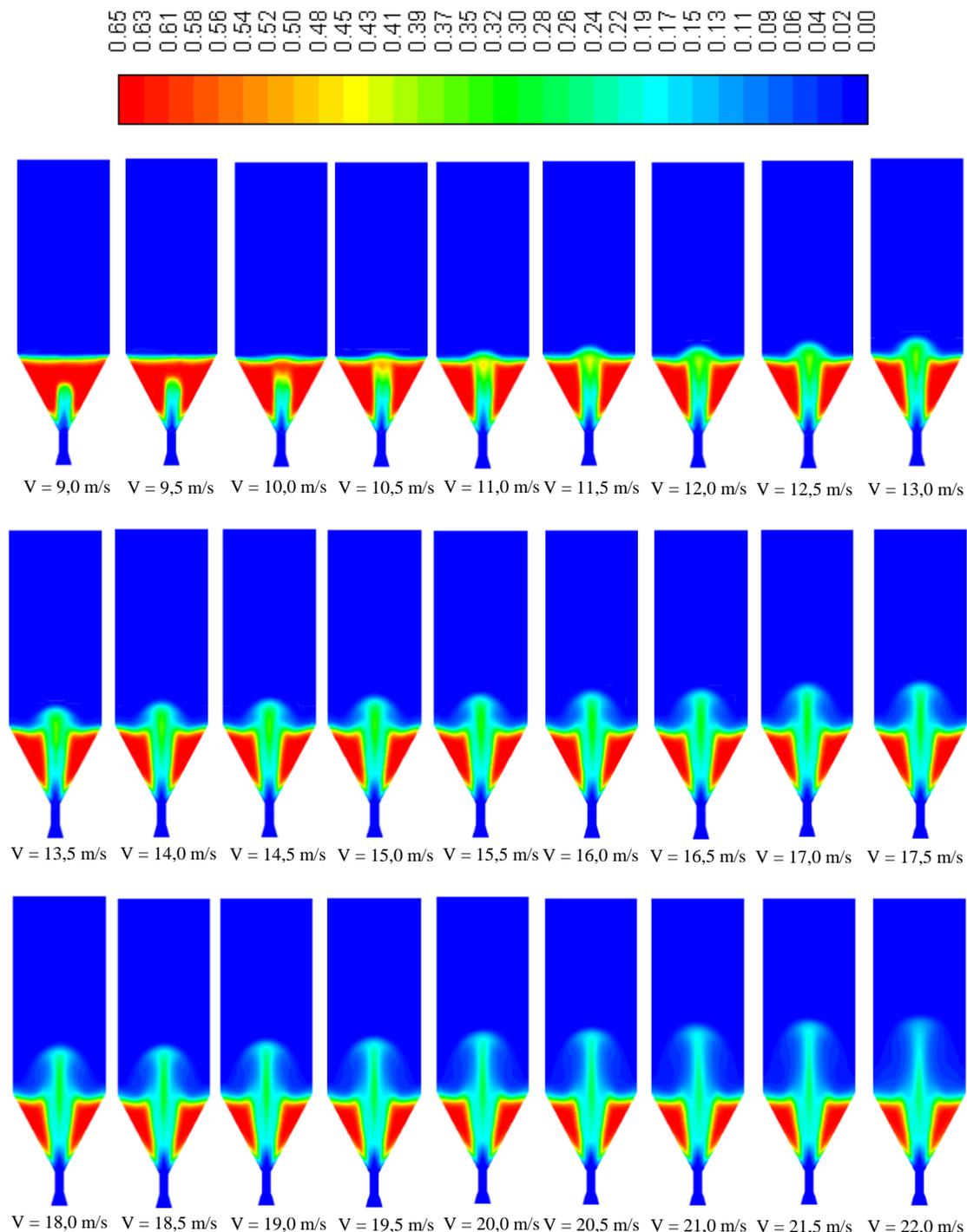


Figura 34 – Fração volumétrica de sólidos para a massa de 500 g de sorgo, sob diferentes velocidades de ar para simulações TFM-3D



Os maiores desvios em relação aos dados experimentais de velocidade de mínimo jorro obtidos para as simulações conduzidas por TFM corroboram com os resultados já reportados na literatura (BATISTA; BRITO; BÉTTEGA, 2018), os quais podem estar relacionados à forma que a fase sólida é tratada, ou seja, como um pseudo-fluido. Essa consideração simplifica o efeito do empacotamento do leito, as interações

entre a fase sólida e entre a fase particulada e a parede, enquanto que no acoplamento CFD-DEM as interações entre partículas e partícula-parede são consideradas e as propriedades que representam essas interações foram determinadas experimentalmente. Como o leito de jorro trabalha em regime de fluidização, que é fortemente afetado pelo choque entre as partículas, essa interação é melhor representada no CFD-DEM.

Para finalizar esta seção, a Tabela 12 apresenta, para a massa de 500 g de sorgo, os valores experimentais e os simulados por TFM (2D e 3D) e CFD-DEM (realizado na seção anterior) de velocidade de mínimo jorro, de altura da fonte (para velocidade de ar de entrada de 22,50 m/s), bem como os desvios relativos em porcentagem.

Tabela 12 – Comparação entre os dados simulados por TFM e CFD-DEM e experimentais de velocidade de mínimo jorro e altura da fonte

	V_{mj} (m/s)	Desvio (%)	H_f (m)	Desvio (%)
Experimental	17,10		14,54	
CFD-DEM	18,00	5,26	14,43	0,76
TFM - 3D	11,00	35,67	12,46	14,31
TFM - 2D	12,50	26,90	14,36	1,24

Por meio da Tabela 12, pode-se observar, para ambas as propriedades avaliadas (velocidade de mínimo jorro e altura da fonte), que os menores desvios em relação aos dados experimentais foram obtidos para as simulações realizadas pelo acoplamento CFD-DEM. Essa melhor concordância com os dados experimentais, pode estar associada à forma com que a fase sólida é tratada nessa abordagem, como discreta, sendo realizado um balanço de força para cada partícula. Outro fator que pode ter contribuído para o melhor ajuste foi a determinação adequada das propriedades de interação, as quais foram empregadas como parâmetros de entrada do modelo. Os valores obtidos através das simulações TFM-2D apresentaram-se mais próximos dos dados experimentais quando comparados ao TFM-3D. No entanto, tanto o TFM-2D, quanto o TFM-3D apresentaram um elevado desvio para a velocidade de mínimo jorro. Para simular 5 s de tempo real, as simulações TFM-3D necessitaram de um maior tempo de CPU (201:07 h) quando comparada ao acoplamento CFD-DEM (13:10 h) e ao TFM-2D (5:41 h). Todavia, cabe destacar que o elevado tempo de CPU está relacionado ao maior número de células da malha empregada nas simulações TFM-3D. Além de outras equações e modelos que estão sendo resolvidos. A malha usada na TFM-3D possuía 74 vezes mais células que a malha utilizada nas simulações CFD-DEM e 80 vezes mais células que a malha usada nas simulações TFM-2D. Avaliando as respostas obtidas e os

desvios em relação aos dados experimentais, as simulações conduzidas utilizando o acoplamento CFD-DEM mostraram-se mais vantajosas, seguida das simulações realizadas pelo TFM-2D. No entanto, ao avaliar o custo computacional, tomando como parâmetro a razão entre o tempo de CPU e o número de células da malha computacional, obtém-se os valores de 0,22, 0,10 e 0,47, para as abordagens TFM-2D, TFM-3D e CFD-DEM, respectivamente. Este resultado está de acordo com uma das limitações de simulações CFD-DEM, relacionadas aos maiores custos computacionais quando comparadas ao TFM.

CAPÍTULO 7 – AVALIAÇÃO DO EFEITO DO ÂNGULO DE CONE

Neste capítulo são apresentados a metodologia empregada, os resultados e a discussão obtidos para os diferentes ângulos de cone analisados.

Após validar o modelo CFD-DEM com os dados experimentais obtidos para a unidade experimental 2, foram realizadas simulações para novos ângulos de cone (28°, 30°, 45°, 75°, e 90°), com o objetivo de avaliar a influência do ângulo de cone no comportamento fluidodinâmico de um leito de jorro operando com grãos de sorgo, visando a operação de secagem. As variáveis utilizadas para avaliar o desempenho do equipamento foram a vazão mássica de sólidos, o tempo de ciclo, a temperatura granular e o coeficiente de transferência de massa, obtido a partir de princípios fluidodinâmicos. Para simular a fluidodinâmica nos diferentes ângulos de cone, as dimensões do bocal tipo Venturi e da coluna cilíndrica foram mantidas constantes, sendo modificados apenas a altura e o ângulo do cone.

As simulações foram conduzidas para a mesma velocidade de ar na entrada do sistema ($u = 22,23 \text{ m/s}$), correspondente à 1,30 vezes a velocidade de mínimo jorro experimental obtida para o ângulo de cone de 60°. A mesma massa de grãos de sorgo (500 g) também foi utilizada para todos os ângulos analisados. A massa de sólidos foi mantida constante com o intuito de avaliar a melhor configuração para processar determinada carga de material particulado. A Tabela 13 apresenta a altura de leito estático para cada configuração simulada.

Tabela 13 – Altura de leito estático para cada ângulo de cone

Ângulo de cone	H ₀ (m)	Configuração
28°	0,164	LJC
30°	0,162	LJC
45°	0,117	LJC
60°	0,110	LJC
75°	0,098	LJCC
90°	0,084	LJCC

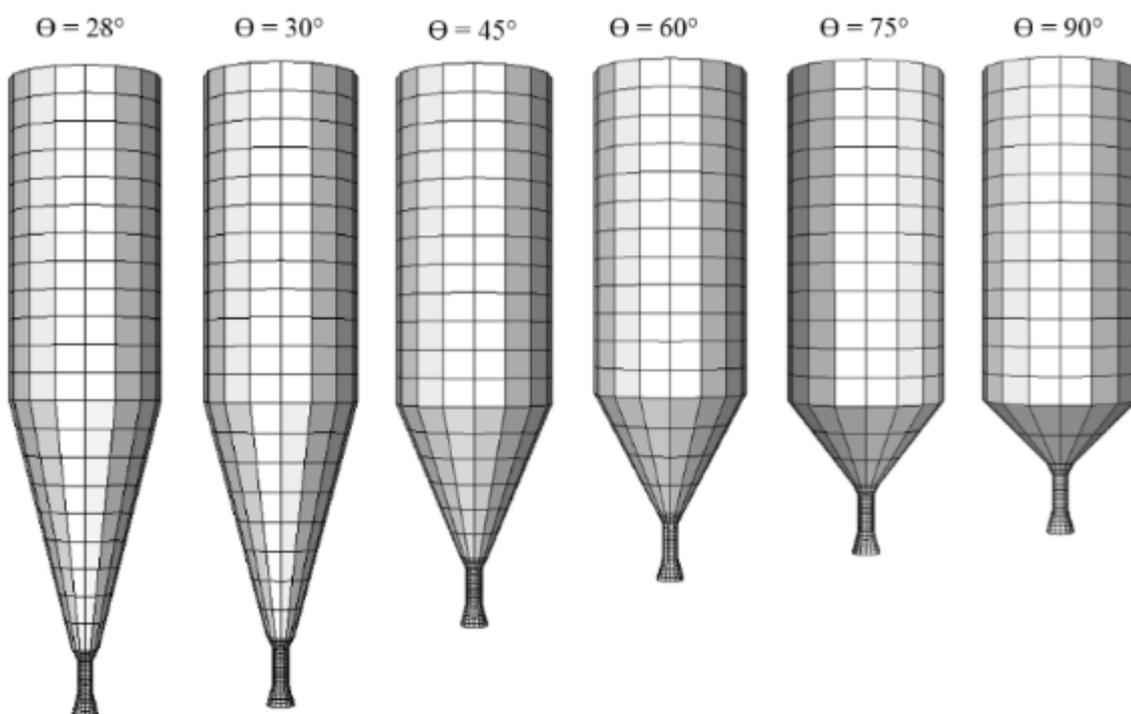
LJC: Leito de jorro cônico; LJCC: Leito de jorro cônico-cilíndrico

7.1. Malha computacional

As geometrias foram construídas no *DesignModeler* e as malhas foram geradas usando o *Meshing*, disponíveis na versão estudante ANSYS® 19.1. A malha

computacional 3D foi construída de acordo com o espaçamento entre os nós determinado no teste de independência de malha realizado no Capítulo 5. As malhas computacionais apresentam espaçamento entre os nós de $1d_s$ no bocal tipo Venturi. Na base cônica, o espaçamento entre os nós foi de $1,35d_s$ na entrada do cone e $8d_s$ na intersecção com o cilindro, e $8d_s$ na região cilíndrica. Todas as malhas foram construídas com essas características. A Figura 35 mostra as malhas computacionais empregadas nas simulações CFD-DEM para os diferentes ângulos de cone.

Figura 35 – Malhas computacionais para cada ângulo de cone

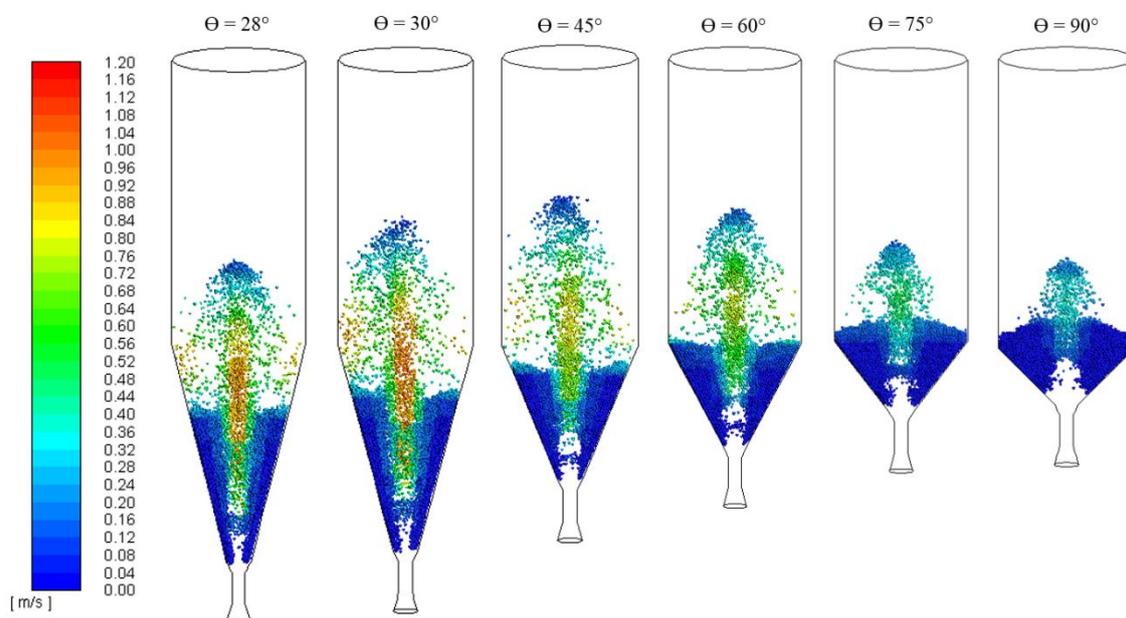


7.2. Análise do ângulo de cone

A Figura 36 apresenta o padrão de escoamento (velocidade das partículas) obtido por meio das simulações CFD-DEM para os diferentes ângulos de cone. Os resultados são referentes à média de 15 s de tempo simulado. A movimentação dos sólidos em leitos de jorro inicia-se com a interação entre as partículas e o fluido em alta velocidade. Após o estabelecimento do regime de jorro, pode-se observar, para todos os ângulos de cone, as três regiões características do leito de jorro: região anular, canal do jorro e fonte. Um aumento da altura da fonte ocorreu entre os menores ângulos de cone ($28^\circ - 45^\circ$). A partir do ângulo de 45° , o aumento do ângulo de cone reduziu a altura e amplitude da fonte. Resultados semelhantes foram obtidos por Olazar et al. (2004). Este

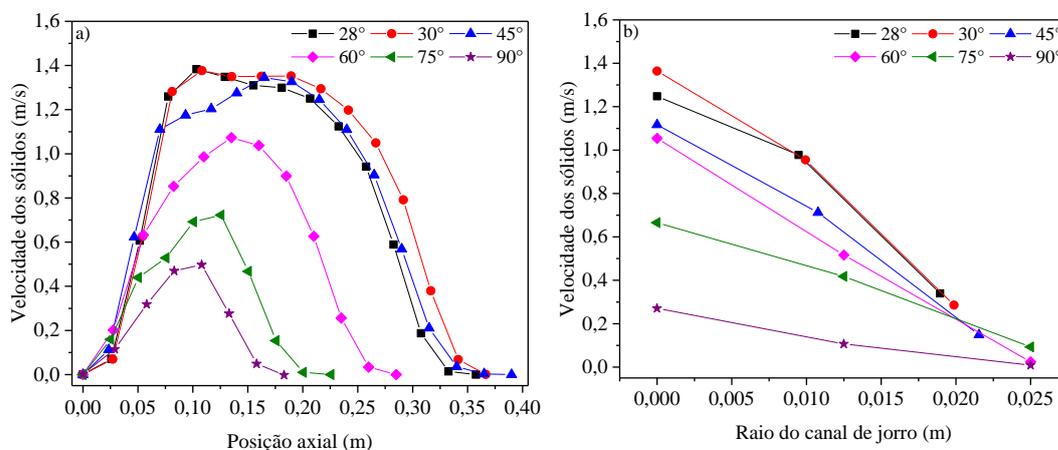
resultado pode ser devido às menores velocidades de sólidos e maior raio do canal de jorro, como pode ser visto na Figura 37.

Figura 36 – Velocidade resultante das partículas para os diferentes ângulos de cone



A Figura 37a mostra a velocidade dos sólidos em função da posição axial. Para todos os ângulos de cone, os sólidos apresentaram aceleração quase constante na região correspondente ao canal do jorro, com gradual desaceleração na região da fonte. Com exceção do comportamento observado entre os ângulos de cone de 28° e 30° , para a velocidade dos sólidos acima da posição de 0,015 m, a velocidade dos sólidos ao longo da posição axial reduziu com o aumento do ângulo de cone. Este comportamento foi similar ao reportado por Olazar et al. (2001). A Figura 37b apresenta a velocidade dos sólidos em função do raio do canal do jorro. A velocidade dos sólidos foi obtida na posição referente à altura de leito estático (H_0) para cada ângulo de cone mostradas na Tabela 13. O comportamento foi semelhante para os ângulos de cone de 28° e 30° . Observou-se, também, uma redução da velocidade dos sólidos com o aumento do ângulo da base cônica. Liu et al. (2014) observaram que para os ângulos menores que 105° , a velocidade dos sólidos diminuiu com o aumento do ângulo da base cônica. Para os ângulos maiores que 105° , o aumento do ângulo de cone acarretou no aumento da velocidade dos sólidos. Os perfis de velocidade axial e radial estão de acordo com o comportamento verificado na Figura 36, onde maiores ângulos de cone resultaram em menores alturas de fonte.

Figura 37 – Velocidade resultante das partículas para diferentes ângulos de cone: a) velocidade ao longo da direção axial; b) velocidade ao longo da direção radial no canal de jorro a uma altura H_0 (ver Tabela 13)



O tempo de ciclo de uma partícula é definido como o tempo necessário para a partícula percorrer a região anular, o canal de jorro, a fonte e retornar ao ponto inicial. Este parâmetro é de grande interesse em processos onde a mistura de sólidos é importante (ESTIATI et al., 2017; MATHUR; EPSTEIN, 1974). De acordo com Altzibar et al. (2013), o tempo de ciclo médio pode ser obtido pela Equação (7-1):

$$t_c = \frac{m}{W_p} \tag{7-1}$$

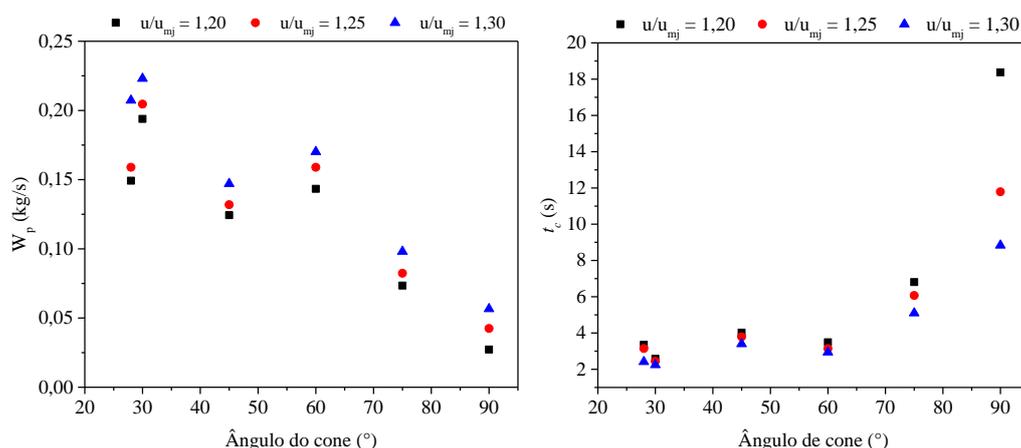
sendo W_p a vazão mássica de sólidos na superfície do canal do jorro, calculada pela Equação (7-2).

$$W_p = \iint_A w_p(r) dA = \iint_A \rho_p v_p(r) (1 - \alpha_f(r)) dA \tag{7-2}$$

sendo m a massa de sólidos e w_p a é o fluxo mássico da fase sólida. W_p é difícil de ser obtido experimentalmente, mas que pode ser obtido com mais facilidade através de simulações numéricas, uma vez que é possível obter uma ampla gama de informações globais e locais por meio do monitoramento das propriedades de interesse. Para determinar W_p , empregou-se a metodologia descrita por Souza, Freire e Béttega (2018). Neste método, considera-se que o canal de jorro possui formato de um tubo circular por onde passa uma única fase sólida arrastada pelo fluido. Uma superfície com a mesma área transversal do canal de jorro foi criada na altura de leito estático para cada ângulo de base cônica. Uma função customizada foi criada e os valores de W_p foram obtidos diretamente dos resultados fornecidos pelo *software* FLUENT®.

A Figura 38 apresenta a vazão mássica de sólidos (W_p) e o tempo de ciclo (t_c) para os diferentes ângulos de base cônica, para as velocidades de ar de 1,20, 1,25 e 1,30 da velocidade de mínimo jorro experimental ($\Theta = 60^\circ$), que correspondem a 20,52 m/s, 21,38 m/s, e 22,23 m/s, respectivamente.

Figura 38 – a) Vazão mássica de sólidos no canal do jorro a uma altura H_0 (ver Tabela 13); b) tempo de ciclo médio dos sólidos, para cada ângulo de cone



Como esperado, para todos os ângulos analisados, o aumento da velocidade de ar acarretou no aumento da vazão mássica de sólidos na superfície do canal do jorro e redução do tempo de ciclo. Observa-se que o aumento do ângulo de cone reduziu a vazão de sólidos na superfície do canal de jorro. Comportamento semelhante foi obtido por Souza, Freire e Béttega (2018). Para o intervalo analisado, a redução do ângulo de cone proporcionou uma redução de cerca de 75% da vazão mássica de sólidos.

Um comportamento inverso é verificado entre os ângulos de cone de 45° e 60° , onde uma maior vazão mássica de sólidos foi observada para o ângulo de 60° . Este resultado pode estar relacionado ao maior diâmetro da superfície do canal jorro e ao fato do ângulo do cone convergente do bocal tipo Venturi também apresentar ângulo de 60° , que pode ter favorecido a circulação dos sólidos e, conseqüentemente, aumentado a vazão mássica de sólidos para o ângulo de cone de 60° .

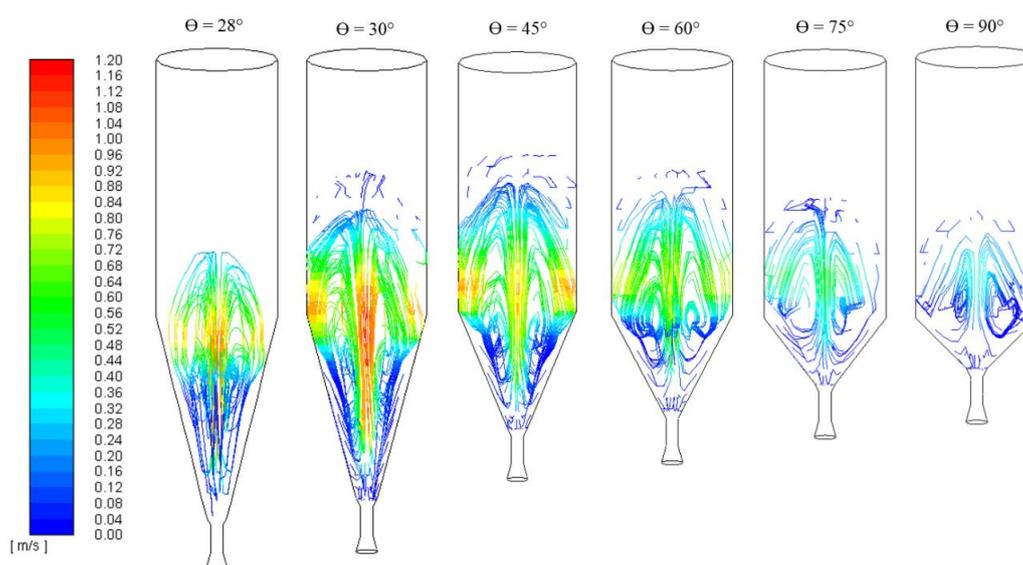
O tempo de ciclo médio das partículas (Figura 38b) aumentou com o aumento do ângulo de base cônica. Comportamento semelhante foi observado por San José et al. (2004) e Souza, Freire e Béttega (2018), através de experimentos e simulações TFM, respectivamente. Para o intervalo de ângulos analisados, o aumento do ângulo de cone acarretou em um aumento do tempo de ciclo de cerca de 4 vezes para as velocidades de 21,38 m/s e 22,23 m/s, e 7 vezes para a velocidade de 20,52 m/s. O maior tempo de ciclo observado para os ângulos de 75° e 90° pode ser devido à configuração cônica-cilíndrica.

De acordo com Olazar, San José e Bilbao (2011), os tempos de ciclo em leitos de jorro cônicos são significativamente menores em comparação aos obtidos em leitos de jorro cônico-cilíndricos. Esta observação está associada às maiores velocidades das partículas e, portanto, às maiores vazões de sólidos observadas para os leitos cônicos, como pode ser observado através das Figuras 36 e 37.

Frequentemente, assume-se que a secagem em leitos de jorro ocorra predominantemente no canal do jorro. Ademais, sabe-se que os sólidos permanecem menos que 10% do tempo de ciclo no canal do jorro (SPREUTELS et al., 2016). Visando otimizar o processo de secagem, é relevante empregar configurações que proporcionem menores tempos de ciclo. Neste sentido, as configurações com os menores ângulos de base cônica apresentam-se mais viáveis para este processo.

Um menor tempo de ciclo acarreta em uma maior taxa de circulação dos sólidos, este comportamento pode ser observado através da Figura 39, onde é apresentada a trajetória das partículas para os diferentes ângulos analisados. Pode-se observar que os menores ângulos de cone favoreceram a circulação dos sólidos. Para o intervalo de ângulos de cone avaliados, a velocidade dos sólidos diminuiu com o aumento do ângulo de cone, o que acarreta em uma menor agitação e circulação dos sólidos. Também pode-se verificar o movimento cíclico bem definido dos sólidos, característico de leitos de jorro. A magnitude da velocidade dos sólidos na região anular é cerca de 10 vezes menor que a velocidade dos sólidos no canal do jorro para todos os ângulos analisados.

Figura 39 – Trajetória das partículas, coloridas pela velocidade resultante dos sólidos



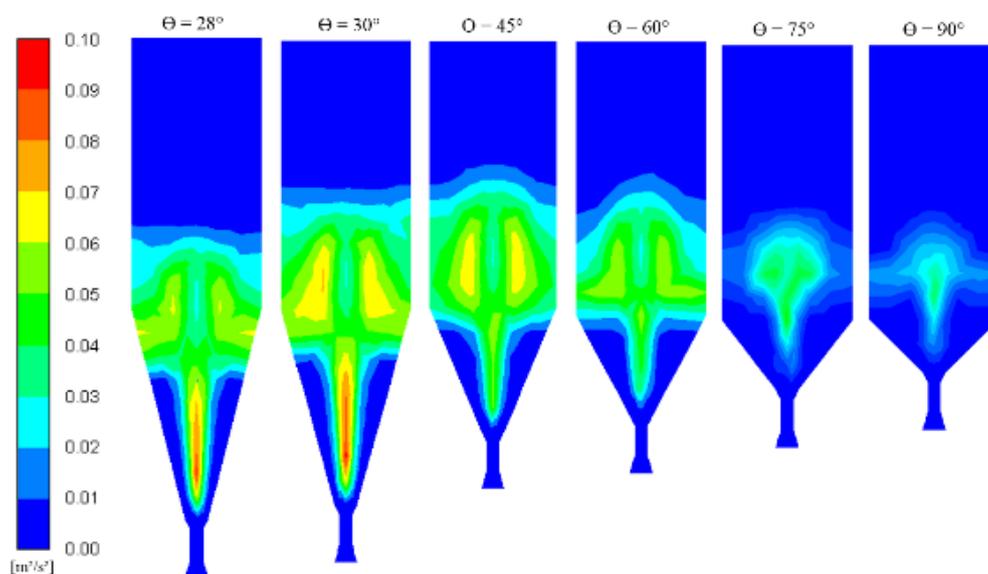
A circulação dos sólidos também pode ser associada à flutuação da velocidade das partículas. As flutuações da velocidade das partículas sobre a velocidade

média podem ser quantificadas pela temperatura granular (JIANG et al., 2018; ZHANG; LI, 2017), como descrito na Equação (7-3):

$$\phi = \frac{1}{3} \left[\langle (\bar{v}_{p,x} - \langle \bar{v}_{p,x} \rangle)^2 \rangle + \langle (\bar{v}_{p,y} - \langle \bar{v}_{p,y} \rangle)^2 \rangle + \langle (\bar{v}_{p,z} - \langle \bar{v}_{p,z} \rangle)^2 \rangle \right] \quad (7-3)$$

Estudos recentes têm utilizado simulações CFD-DEM para investigar a temperatura granular em leitos de jorro (BATISTA; SANTOS; BÉTTEGA, 2021; HE et al., 2016; WANG et al., 2017; ZHANG; LI, 2017), uma vez que esta propriedade está associada ao movimento das partículas, resultante de suas colisões. A distribuição de temperatura granular para os ângulos analisados é apresentada na Figura 40. Pôde-se observar que a temperatura granular reduziu com o aumento do ângulo de cone. Este resultado indica que o ângulo de cone afeta a transferência de quantidade de movimento e, conseqüentemente, a transferência de calor e massa. Na região anular, o comportamento é semelhante para todos os ângulos avaliados. Isto pode estar associado à menor velocidade (deslizamento lento), semelhante a um leito empacotado. Verifica-se que uma maior agitação das partículas ocorreu para os ângulos de cone de 28° e 30°, principalmente na região do canal de jorro, onde as colisões são mais intensas, resultando em uma maior temperatura granular. Em ensaios experimentais utilizando PIV (*Particle Image Velocimetry*), Liu et al. (2008) analisaram a temperatura granular para um leito de jorro bidimensional com ângulo de cone de 60°. Os autores encontraram resultados semelhantes aos observados neste trabalho, tanto qualitativa, quanto quantitativamente.

Figura 40 - Distribuição de temperatura granular para os diferentes ângulos de cone



Baseando-se em princípios fluidodinâmicos, avaliou-se o coeficiente de transferência de massa (k_c) nos sistemas analisados. Essa análise é útil para avaliar o potencial de secagem da configuração do equipamento. O número de Sherwood foi calculado através da correlação proposta por Gunn (1978). Esta correlação foi proposta para determinar o número de Sherwood para leitos fixos e fluidizados. O coeficiente de transferência de massa foi obtido por meio de uma função customizada inserida ao software Fluent[®], empregando as equações descritas a seguir:

$$k_c = \frac{D_{vap-ar} Sh_p}{d_s} \quad (7-4)$$

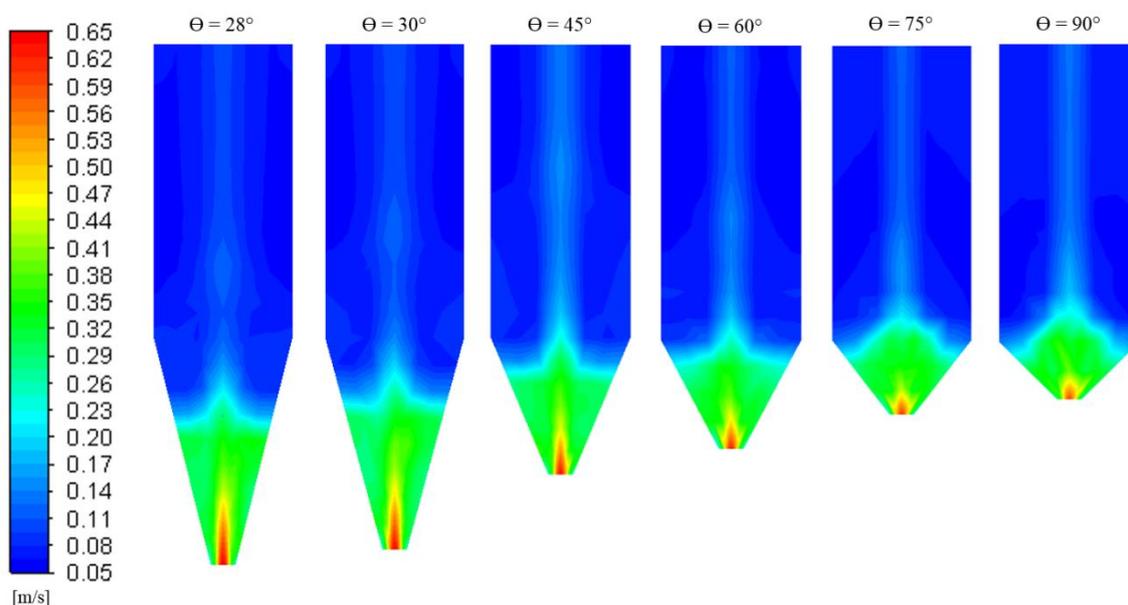
$$Sh_p = (7 - 10\alpha_f + 5\alpha_f^2) \left(1 + 0,7Re_p^{0,2} Sc^{\frac{1}{3}}\right) + (1,33 - 2,4\alpha_f + 1,2\alpha_f^2) Re_p^{0,7} Sc^{\frac{1}{3}} \quad (7-5)$$

$$Sc = \frac{\mu_f}{D_{vap-ar}\rho_f} \quad (7-6)$$

A difusividade do vapor no fluido foi considerada constante, apresentando valor de $D_{vap-ar} = 2,6 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ para a temperatura de 298,15 K (INCROPERA; DEWITT; BERGMAN; LAVINE, 2008).

A Figura 41 apresenta o coeficiente de transferência de massa para todos os ângulos de cone avaliados.

Figura 41 - Coeficiente de transferência de massa para os diferentes ângulos de cone



Considerando que o leito de jorro é um equipamento amplamente empregado para a secagem de diversos materiais, através dos contornos do coeficiente de transferência de massa, pode-se inferir sobre a capacidade e comportamento da transferência de massa para os diferentes ângulos de cone. Através dessa análise,

realizada por meio dos números adimensionais de Sherwood, Schmidt e Reynolds, observou-se que os maiores valores de coeficiente de transferência de massa foram encontrados no canal do jorro, consequência da maior velocidade das fases nesta região, elevando o contato entre o fluido e as partículas, seguindo o comportamento fluidodinâmico do processo. Pode-se verificar que com o aumento do ângulo de cone ocorreu uma redução do coeficiente de transferência de massa no canal de jorro e na região anular, demonstrando que os menores ângulos favoreceram a transferência de massa, beneficiando, assim, o potencial de secagem do equipamento.

Em síntese, os resultados obtidos para os diferentes ângulos de cone demonstraram a influência do ângulo de cone no comportamento fluidodinâmico de um leito de jorro com grãos de sorgo. A Tabela 14 apresenta os valores médios de vazão mássica de sólidos, de tempo de ciclo e de coeficiente de transferência de massa para a velocidade de ar de 22,23 m/s. Para cada ângulo de cone, o valor médio do coeficiente de transferência de massa foi obtido por uma média ponderada na área de um plano longitudinal localizado na região central, entre a entrada do cone e a altura de leito estático. Pode-se observar que os menores ângulos de cone apresentaram maiores valores de vazão mássica de sólidos e coeficiente de transferência de massa e menores tempos de ciclo. Estas características favorecem a interação gás-sólido, e, assim, o contato entre as fases, otimizando a transferência de calor e massa.

Tabela 14 – Vazão mássica de sólidos, tempo de ciclo e coeficiente de transferência de massa para os diferentes ângulos de cone

Ângulo de cone	W_s (kg/s)	t_c (s)	k_c (m/s)
28°	0,21	2,41	0,32
30°	0,22	2,24	0,32
45°	0,15	3,40	0,31
60°	0,17	2,93	0,29
75°	0,10	5,10	0,25
90°	0,06	8,84	0,24

Visando o processo de secagem, os resultados indicaram um melhor desempenho para os menores ângulos de cone. Esse comportamento pode estar relacionado à configuração cônica ou cônica-cilíndrica do equipamento. Até o ângulo de 60°, verifica-se uma configuração cônica para o leito, enquanto para os ângulos de cone de 75° e 90° a configuração é cônica-cilíndrica. De acordo com a literatura, a configuração cônica possui a característica inerente de favorecer elevadas taxas de circulação de

sólidos, proporcionando um bom contato gás-sólido (OLAZAR; SAN JOSÉ; BILBAO, 2011). Considerando os ângulos de cone de 28° e 30°, verifica-se que os valores de k_c foram equivalentes. Entretanto, para o ângulo de cone de 30°, a vazão mássica de sólidos é maior e o tempo de ciclo é menor, indicando que essa configuração apresenta o maior potencial para a secagem, dentro das faixas de parâmetros avaliadas nesse trabalho.

CAPÍTULO 8 – TRANSFERÊNCIA DE CALOR GÁS-SÓLIDO

Neste capítulo são descritos as metodologias e os resultados referentes à transferência de calor gás-sólido em um leito de jorro cônico obtidos experimentalmente e por simulações CFD-DEM acoplado à transferência de calor.

8.1. Procedimento experimental e numérico

Para os ensaios de transferência de calor, dois termopares foram adicionados à unidade experimental 2, descrita no Capítulo 6. O primeiro termopar foi posicionado na entrada do bocal tipo Venturi e o segundo termopar na saída do equipamento. Nesta etapa, o equipamento operou isolado termicamente. Para isso, as paredes foram revestidas com lã de vidro e papel laminado.

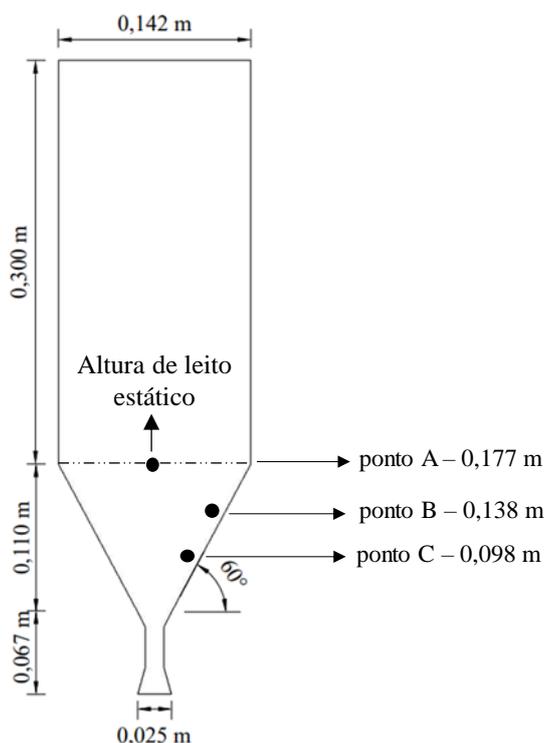
Para validar o modelo térmico, experimentos foram conduzidos para 500 g de grãos de sorgo secos, para as temperaturas de 313,15 K (40 °C) e 323,15 K (50 °C) e velocidades de ar na entrada de 18,81 m/s e 20,52 m/s, que correspondem, respectivamente, a 1,10 e 1,20 da velocidade de mínimo jorro experimental obtida para a configuração com ângulo de cone de 60°. Os experimentos foram realizados em quatro condições, as quais são apresentadas na Tabela 15. Os ensaios foram feitos em triplicata.

Tabela 15 – Condições operacionais empregadas nos experimentos de transferência de calor gás-sólido.

	Temperatura de entrada (K)	Velocidade (m/s)
Caso 1	313,15	18,81
Caso 2	313,15	20,52
Caso 3	323,15	18,81
Caso 4	323,15	20,52

Os ensaios de transferência de calor foram realizados após o sistema entrar em regime permanente. Ao alcançar essa condição, o material foi adicionado ao leito de jorro com o auxílio de um funil. Para coletar a temperatura dos sólidos, o sistema era desligado a cada minuto de experimento. A temperatura dos sólidos na altura de leito estático (ponto A na Figura 42) foi medida com um termômetro infravermelho (marca *FLUKE* modelo 65). As temperaturas na região anular foram medidas utilizando termopares do tipo K nas posições axiais iguais a 0,138 m (ponto B) e 0,098 m (ponto C), como mostrado na Figura 42.

Figura 42 – Representação da posição dos pontos de medida de temperatura dos sólidos

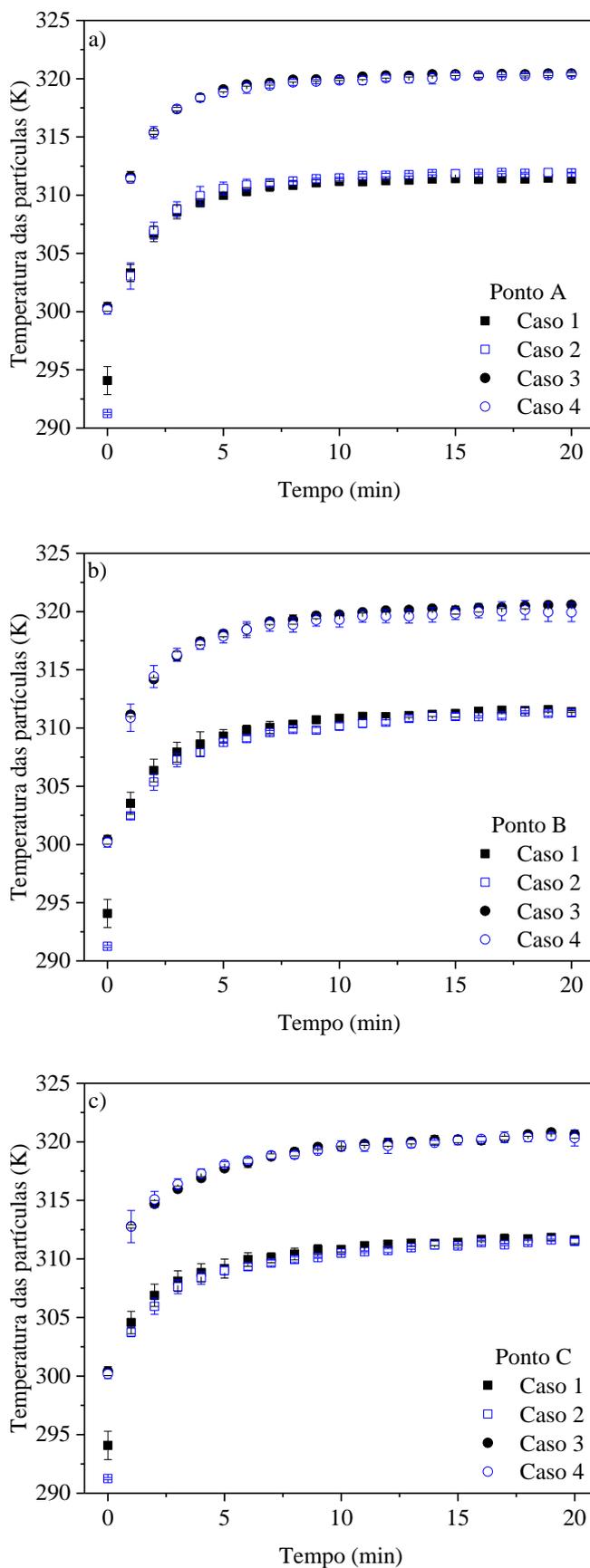


Nas simulações CFD-DEM acopladas à transferência de calor, adotou-se a condição de contorno de paredes adiabáticas. O tempo real simulado para cada condição foi de 240 s, correspondente à 2 400 000 passos de tempo.

8.2. Temperatura dos sólidos

A Figura 43 apresenta a temperatura do sorgo experimental em função do tempo. Para os três pontos monitorados, nos quatro casos analisados, é possível verificar um baixo desvio entre os experimentos. Como esperado, um aumento pronunciado da temperatura das partículas foi verificado no início do processo até 6 e 8 minutos, para as temperaturas do ar de entrada de 313,15 K e 323,15 K, respectivamente, atingindo-se, então, uma condição que pode ser considerada permanente. O aumento da temperatura do ar de entrada, além do tempo, o estado permanente de temperatura também foi modificado, como esperado. Pode-se observar, também, que para as duas temperaturas analisadas, o aumento da velocidade do ar não apresentou influência significativa na taxa de aquecimento das partículas.

Figura 43 – Temperatura da fase sólida experimental em função do tempo para: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C



Para validar o modelo térmico, realizou-se uma média dos 10 minutos finais para cada ponto de temperatura experimental monitorado. O valor médio de temperatura das partículas obtido para cada condição é apresentado na Tabela 16. Pode-se verificar, que não houve diferenças significativas entre os pontos A, B e C. A distribuição de temperatura se mostrou uniforme no estado estacionário.

Tabela 16 – Temperatura experimental média das partículas no estado estacionário para as diferentes condições mostradas na Tabela 15

	Temperatura dos sólidos (K)		
	Ponto A	Ponto B	Ponto C
Caso 1	$311,40 \pm 0,09$	$311,45 \pm 0,21$	$311,67 \pm 0,26$
Caso 2	$311,91 \pm 0,06$	$311,15 \pm 0,24$	$311,37 \pm 0,23$
Caso 3	$320,39 \pm 0,15$	$320,41 \pm 0,27$	$320,46 \pm 0,34$
Caso 4	$320,28 \pm 0,22$	$320,02 \pm 0,62$	$320,33 \pm 0,38$

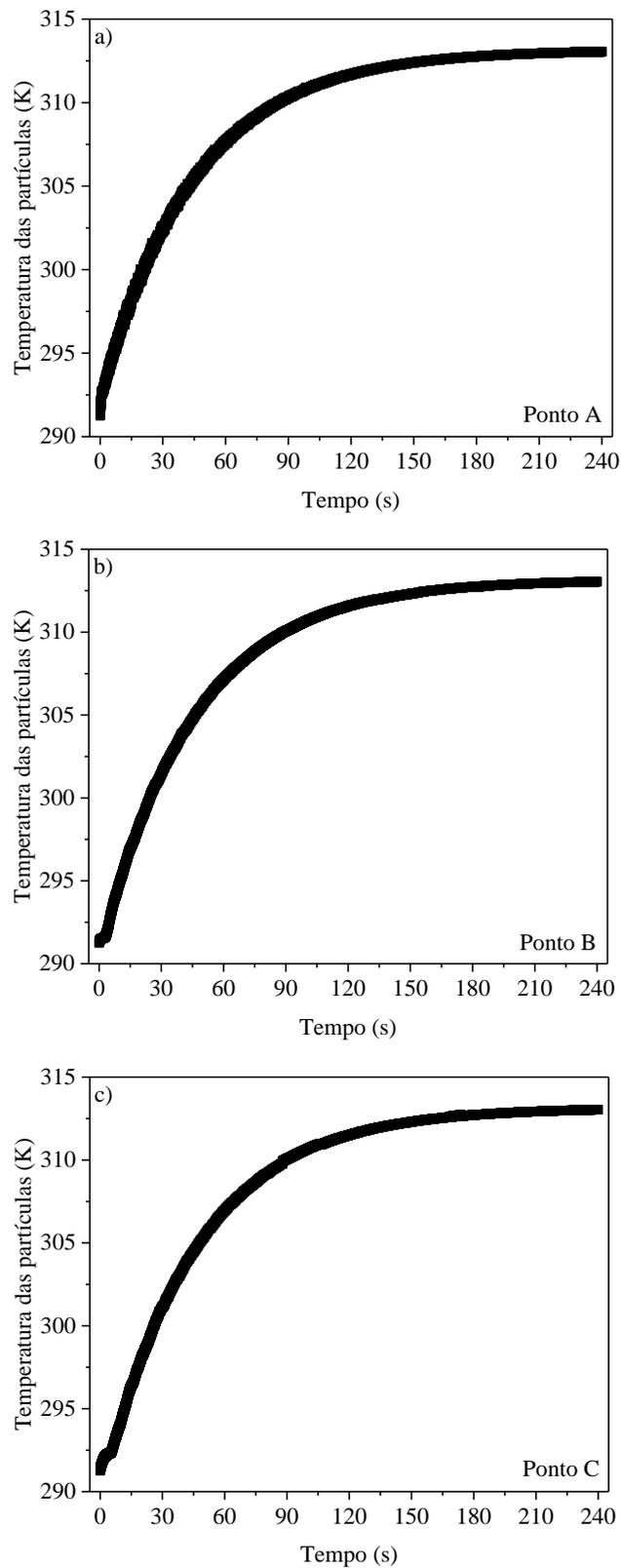
Neste trabalho, as simulações CFD-DEM acopladas à transferência de calor foram realizadas negligenciando a presença de gradientes de temperatura no interior dos sólidos, ou seja, não foi considerado a transferência de calor por condução. Toda a transferência de calor foi descrita pelo mecanismo convectivo, conforme descritos no Capítulo 3.

Após a determinação das condições experimentais, efetuou-se simulações para avaliar a transferência de calor por meio da abordagem CFD-DEM acoplada à transferência de calor. As simulações foram realizadas para as mesmas condições operacionais apresentadas na Tabela 15. Os resultados para os casos 1, 3 e 4 são apresentados no APÊNDICE A.

A Figura 44 apresenta a temperatura das partículas simulada ao longo do tempo em cada ponto de medida para a velocidade de 20,52 m/s e temperatura de entrada de 313,15 K (40 °C) (caso 2). Pode-se observar que o aquecimento dos sólidos acontece de forma mais rápida na simulação CFD-DEM do que observado experimentalmente. Do início do processo de aquecimento até o tempo em que a temperatura dos sólidos alcança o regime permanente, são necessários 150 segundos para as simulações CFD-DEM e 360 segundos para o ensaio experimental. Isso pode estar relacionado à simplificação de que a partícula possui temperatura uniforme, desprezando a resistência interna a transferência de calor. E também ao fato que durante os ensaios experimentais, o equipamento era desligado a cada minuto para obtenção das medidas de temperatura dos sólidos. O valor médio de temperatura simulado, obtido por uma média dos últimos 60 segundos de

simulação, foi igual a $311,91 \pm 0,06$ K, $311,15 \pm 0,24$ K e $311,37 \pm 0,23$ K para o ponto A, ponto B e ponto C, respectivamente.

Figura 44 – Temperatura da fase sólida simulada por CFD-DEM acoplado à transferência de calor em função do tempo para o caso 2: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C



Para uma análise quantitativa, a Tabela 17 apresenta os desvios entre as temperaturas adimensionais dos sólidos simuladas e experimentais para cada ponto avaliado, calculados através das Equações (8-1), (8-2) e (8-3).

$$Desvio(\%) = \frac{|T_{exp}^* - T_{sim}^*|}{T_{exp}^*} \cdot 100 \quad (8-1)$$

$$T_{exp}^* = \frac{T_{exp} - T_{\infty}}{T_{p,i} - T_{\infty}} \quad (8-2)$$

$$T_{sim}^* = \frac{T_{sim} - T_{\infty}}{T_{p,i} - T_{\infty}} \quad (8-3)$$

sendo T_{exp}^* a temperatura experimental adimensional, T_{sim}^* a temperatura simulada adimensional, T_{exp} a temperatura da partícula experimental, T_{sim} a temperatura da partícula simulada, $T_{p,i}$ temperatura inicial da partícula e T_{∞} a temperatura ambiente.

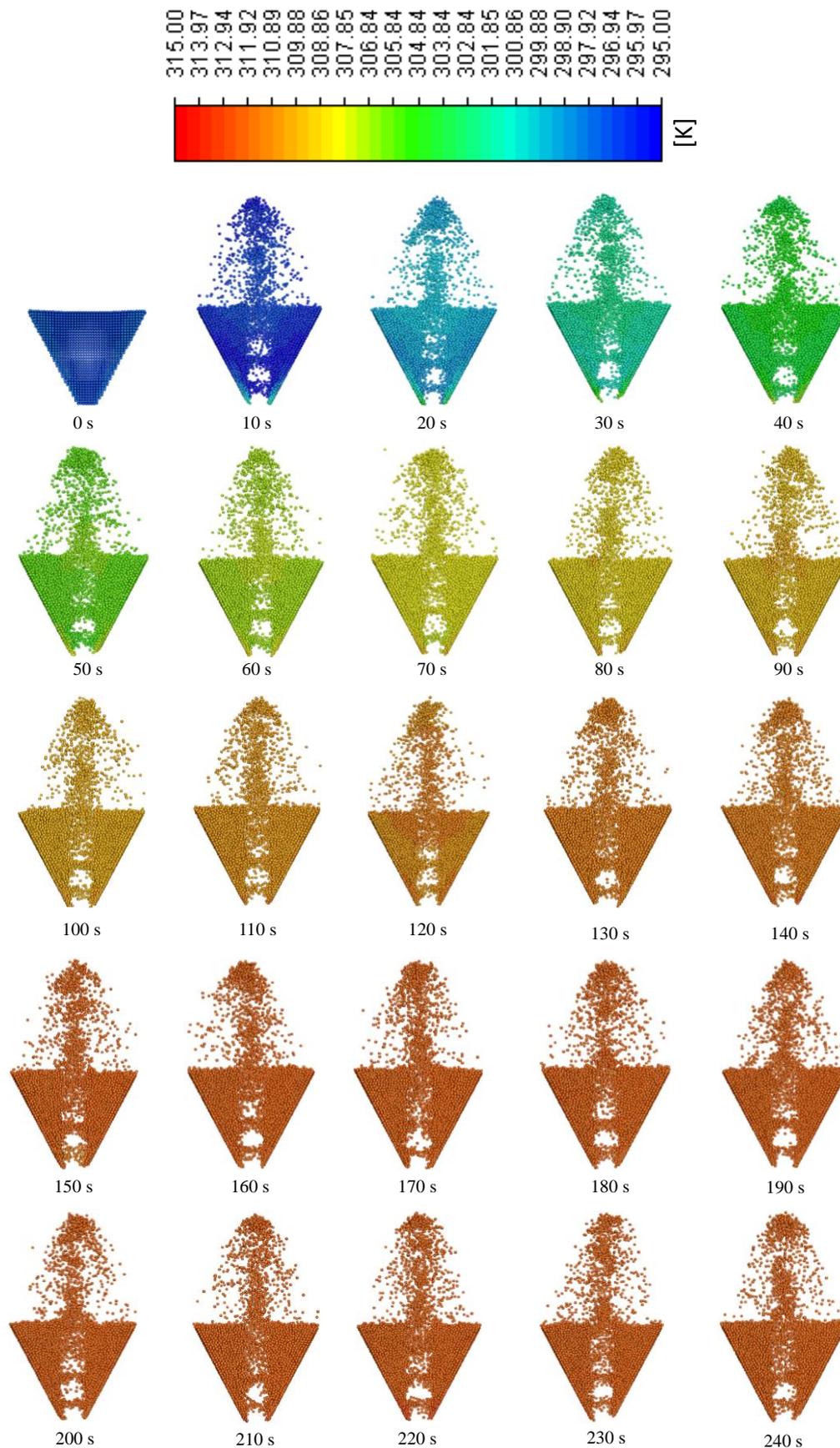
Tabela 17 – Desvio relativo entre os dados simulados e experimentais de temperatura dos sólidos obtidos para o caso 2

	Temperatura		
	Experimental	Simulado	Desvio
Ponto	311,31	312,94	5,21
Ponto	311,15	312,92	9,32
Ponto	311,37	312,91	8,01

Através dos resultados apresentados na Tabela 17, para os três pontos avaliados, verifica-se um baixo desvio (menor que 10 %) entre os dados experimentais e simulados por CFD-DEM. As simulações CFD-DEM acoplada à transferência de calor indicaram que o modelo proposto representou de forma adequada os fenômenos de transferência de calor em leito de jorro cônico, mesmo negligenciando a transferência de calor por condução, destacando a predominância dos mecanismos convectivos, assim como observado por Wang et al. (2019).

A Figura 45 apresenta a temperatura dos sólidos simulada em diferentes tempos. Os dados foram obtidos para temperatura de ar de entrada de 313,15 K (40 °C) e velocidade de 20,52 m/s (caso 2). Um corte com 0,025 m de espessura foi realizado para melhor visualizar as partículas no interior do leito de jorro.

Figura 45 – Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 313,15 K (40 °C) (caso 2)



Por meio da Figura 45 é possível observar que a temperatura dos sólidos varia predominantemente com o tempo. Nos instantes iniciais, as partículas localizadas próximas à base cônica são aquecidas. O aquecimento estende-se para as partículas localizadas próximas ao canal de jorro. No canal de jorro, o coeficiente de transferência de calor convectivo é maior, devido às maiores velocidades. Variações significativas na temperatura dos sólidos são observadas até o tempo de 140 segundos. Devido ao eficiente contato entre o gás e o sólido observado em leitos de jorro, o leito de sólidos aquece rapidamente e alcança o regime permanente próximo de 150 segundos. A temperatura entre as partículas presentes no canal do jorro e na região anular são iguais após alcançar o regime permanente. Este efeito indica a importância indireta da região anular no processo de transferência de calor.

Em termos gerais, verifica-se que a mistura dos sólidos no leito de jorro é aproximadamente homogênea, uma vez que a distribuição de temperatura dos sólidos apresenta pequena variação ao longo da altura do leito. A uniformidade da temperatura dos sólidos no leito e a ausência de zonas mortas, indica que o sistema funciona como um tanque de mistura perfeita, como proposto por Mathur e Epstein (1974).

8.3. Transferência de calor gás-sólido para diferentes ângulos de cone

Após a validação do modelo térmico, foram conduzidas simulações CFD-DEM acoplada à transferência de calor para os ângulos de cone de 28°, 30° e 45° e também para o ângulo de 60°. As simulações foram conduzidas buscando-se avaliar os resultados obtidos no Capítulo 7, onde observou-se que as configurações com os menores ângulos de base cônica são mais atraentes para os processos que necessitam de um eficiente contato, como por exemplo à secagem.

As simulações foram realizadas empregando as malhas computacionais apresentados no Capítulo 7, considerando a temperatura de entrada de ar de 323,15 K, as partículas com temperatura inicial de 297,05 K e as paredes do leito adiabáticas. A velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e massa de 500 g de sólidos foram empregadas para todas as configurações. A Figura 46 apresenta a temperatura das partículas ao longo do tempo para cada ângulo de cone analisado. A temperatura das partículas foi monitorada na posição central na altura do leito estático, que variou para cada ângulo de cone. Já a Figura 47, mostra o processo transiente de aquecimento para cada ângulo de base cônica.

Figura 46 – Temperatura das partículas simulada ao longo do tempo para os diferentes ângulos de cone

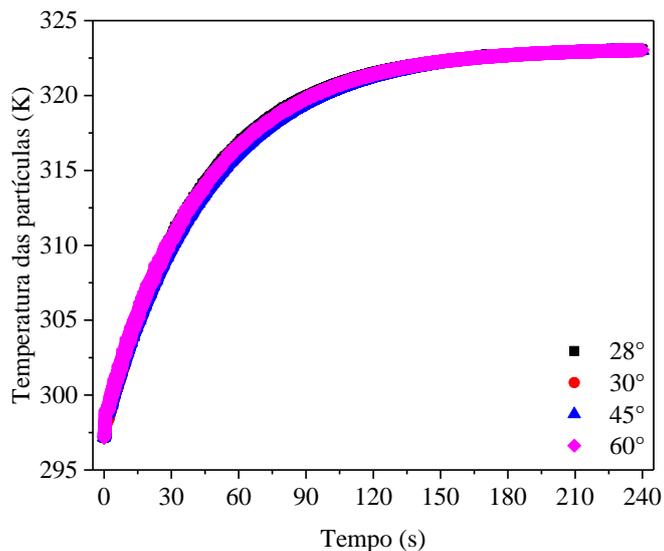
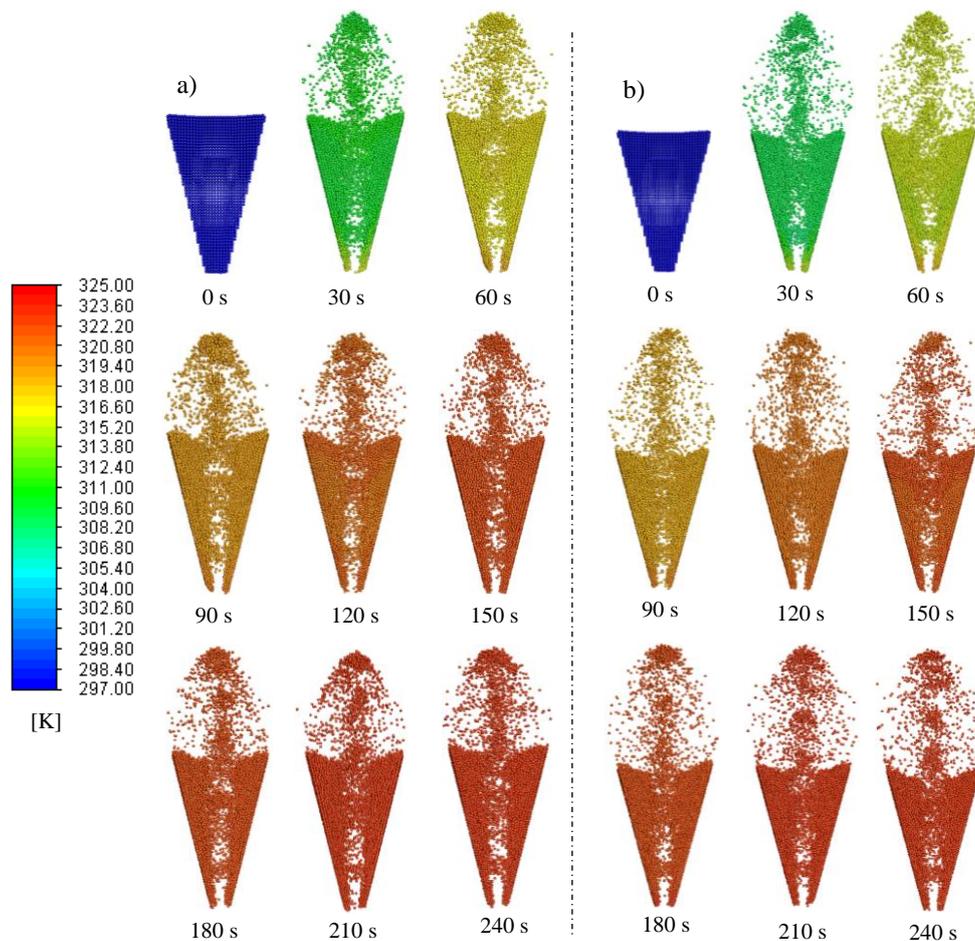
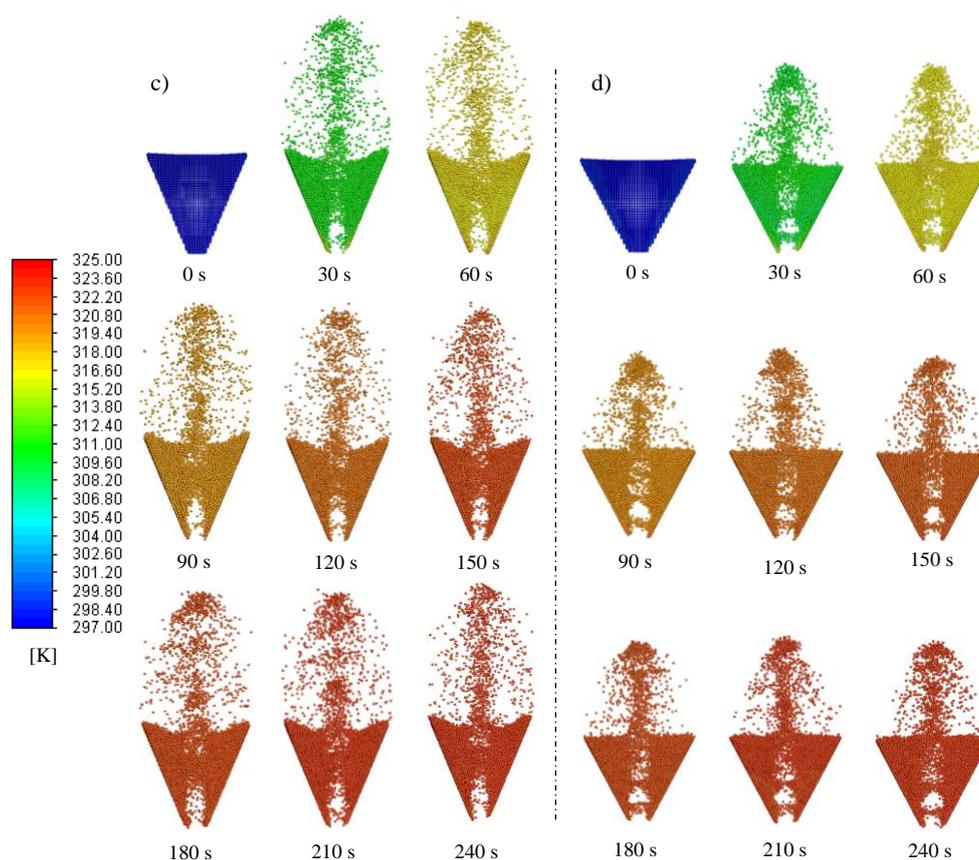


Figura 47 - Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 323,15 K por CFD-DEM acoplado à transferência de calor para os diferentes ângulos de cone: a) 28°; b) 30°; c) 45°; d) 60°





Através das Figuras 46 e 47, verifica-se que o ângulo de cone não apresentou influência considerável no tempo de aquecimento das partículas, sendo este tempo de aproximadamente 150 segundos para todos os ângulos de cone analisados. Embora as configurações com os ângulos de cone de 28° e 30° tenham apresentado menor tempo de ciclo do que as configurações com ângulos de base cônica de 45° e 60° , essa diferença não foi significativa, resultando em tempos de aquecimento similares. Outro fator que contribuiu para este resultado é o elevado contato gás-sólido inerente de leitos de jorro cônicos, proporcionando ao sistema características de um tanque de mistura perfeita.

CAPÍTULO 9 – CONCLUSÕES

Os experimentos e as metodologias desenvolvidas mostraram-se eficazes para se determinar as propriedades físicas (diâmetro equivalente médio, massa específica aparente, esfericidade, densidade bulk e ângulo de repouso) e as propriedades de interação partícula-partícula e partícula-parede (coeficiente de restituição, coeficiente de atrito estático e coeficiente de atrito de rolamento) para grãos de sorgo, as quais foram essenciais para a coerência das simulações CFD-DEM e para uma boa correspondência entre os dados de queda de pressão simulados e experimentais. Dos modelos de arraste avaliados, verificou-se que o modelo de Gidaspow (1994) foi o mais adequado para prever o comportamento do leito de jorro em simulações CFD-DEM. Para ambas as unidades de leito de jorro, obteve-se a curva fluidodinâmica característica do leito de jorro por meio das simulações CFD-DEM, sendo possível verificar a região de queda de pressão acentuada, correspondente à velocidade de mínimo jorro. O acoplamento CFD-DEM mostrou-se uma ferramenta potencial para a previsão do comportamento característico de leitos de jorro. Verificou-se a importância da determinação adequada das propriedades físicas e das propriedades de interação para o sucesso de simulações CFD-DEM desses equipamentos. Em relação às simulações TFM (2D e 3D), os dados de queda de pressão em função da velocidade de ar na entrada do leito não apresentaram comportamento típico de leito de jorro. Os contornos de fração volumétrica dos sólidos obtidos por meio dessa abordagem mostraram todas as etapas de transição do leito, sendo a velocidade de mínimo jorro inferida através dessa análise.

Quanto à análise do efeito do ângulo de cone na dinâmica das partículas no interior do leito, buscando encontrar a configuração que contribuísse para melhorar a interação entre as fases, e assim, o processo de secagem, seis ângulos de cone foram avaliados (28°, 30°, 45°, 60°, 75° e 90°). Por meio das simulações CFD-DEM, verificou-se que o ângulo da base cônica afeta o comportamento do leito de jorro. Maiores velocidades dos sólidos, vazão mássica de sólidos, temperatura granular e coeficiente de transferência de massa e menores tempos de ciclo foram encontrados para os menores ângulos de base cônica. Para o intervalo de ângulos de base cônica avaliados, verificou-se que, com o aumento do ângulo de cone, a vazão mássica de sólidos na superfície do canal de jorro reduziu cerca de 75% e o tempo de ciclo aumento cerca de 4 vezes. Maiores valores de coeficiente de transferência de massa foram obtidos para os ângulos de 28° e 30°. Estas constatações tornam as configurações com os menores ângulos de base cônica

mais atraentes para os processos que necessitam de um eficiente contato, como por exemplo à secagem.

Em relação à transferência de calor entre as fases, baixos desvios foram verificados entre os dados de temperatura dos sólidos simulados e experimentais. Tanto quantitativa, quanto qualitativamente, os resultados foram coerentes, observando aquecimento dos sólidos primeiramente na região da entrada da base cônica, seguida para o canal de jorro.

Nesta tese, o acoplamento CFD-DEM e o TFM foram empregados para avaliação do comportamento fluidodinâmico de leito de jorro com grãos de sorgo. Resultados coerentes foram obtidos através das simulações, mas ainda são necessários estudos mais detalhados para a determinação da razão entre o volume da célula computacional utilizada nas simulações CFD-DEM e o volume da partícula. Para as simulações empregando o TFM, faz-se necessário realizar uma análise da influência de parâmetros como o coeficiente de restituição e especularidade, bem como de modelos da Teoria Cinética Granular, visando uma validação mais confiável dos resultados. Simulações CFD-DEM acoplado à transferência de calor também foram conduzidas para analisar a transferência de calor fluido-partícula em leito de jorro. Estudos para esta temática ainda são escassos na literatura. Embora o modelo empregado possua algumas simplificações, os resultados obtidos apresentaram coerência com o comportamento observado experimentalmente. No entanto, é preciso inserir ao simulador via UDF, uma correlação para descrição da transferência de calor gás-sólido específica para leitos de jorro. Considerando a falta de estudos sobre este tema, os resultados obtidos nesta tese contribuíram para o conhecimento e melhor entendimento de simulações CFD-DEM acoplado à transferência de calor.

CAPÍTULO 10 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho foi um dos primeiros estudos do Centro de Secagem DEQ/UFSCar a utilizar a abordagem CFD-DEM, sendo que ainda há muitas investigações para serem realizadas. Assim, deixo como sugestões para trabalhos futuros:

- Aplicar as propriedades de interação obtidas nesse trabalho em outros equipamentos/processos;
- A partir das metodologias empregadas e desenvolvidas neste trabalho, determinar as propriedades de interação para outros materiais agrícolas;
- Avaliar diferentes condições de contorno de transferência de calor nas paredes do leito em simulações CFD-DEM acoplada à transferência de calor;
- Simular a transferência de massa, através do acoplamento CFD-DEM;
- Analisar a influência de fatores geométricos por meio de simulações CFD-DEM.

REFERÊNCIAS

- ALI, N.; AL-JUWAYA, T.; AL-DAHMAN, M. An advanced evaluation of spouted beds scale-up for coating TRISO nuclear fuel particles using Radioactive Particle Tracking (RPT). **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 80, p. 90–104, 2017.
- ALMOHAMMED, N. et al. A comparative study on the influence of the gas flow rate on the hydrodynamics of a gas-solid spouted fluidized bed using Euler-Euler and Euler-Lagrange/DEM models. **Powder Technology**, v. 264, p. 343–364, 2014.
- ALTZIBAR, H. et al. Particle Cycle Times and Solid Circulation Rates in Conical Spouted Beds with Draft Tubes of Different Configuration. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 52, p. 15959–15967, 2013.
- ALVAREZ, J. et al. Sewage sludge valorization by flash pyrolysis in a conical spouted bed reactor. **Chemical Engineering Journal**, v. 273, p. 173–183, 2015.
- ARYAEI, A.; HASHEMNIA, K.; JAFARPUR, K. Experimental and numerical study of ball size effect on restitution coefficient in low velocity impacts. **International Journal of Impact Engineering**, v. 37, n. 10, p. 1037–1044, 2010.
- ASTM C1444-00. (2000). **Standard test method for measuring the angle of repose of free-flowing mold powders**. West Conshohocken, PA: ASTM International. <http://dx.doi.org/10.1520/C1444-00>
- ASTM G194-08. (2018). **Standard Test Method for Measuring Rolling Friction Characteristics of a Spherical Shape on a Flat Horizontal Plane**. West Conshohocken, PA: ASTM International. <https://doi.org/10.1520/G0194-08R18.2>
- BARROZO, M. A. S. et al. Experimental and Computational Fluid Dynamics Study of Dense-Phase, Transition Region, and Dilute-Phase Spouting. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 49, n. 11, p. 5102–5109, 2010.
- BARROZO, M. A. S.; MUJUMDAR, A.; FREIRE, J. T. Air-Drying of Seeds: A Review. **Drying Technology**, v. 32, n. 10, p. 1127–1141, 2014.
- BATISTA, J. N. M., **Análise da fluidodinâmica e da transferência de calor em leito de jorro operando com sementes de sorgo utilizando CFD**. Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2017.
- BATISTA, J. N. M.; BRITO, R. C.; BÉTTEGA, R. Influence of inlet air distributor geometry on the fluid dynamics of conical spouted beds: A cfd study. **Chemical Industry and Chemical Engineering Quarterly**, v. 24, n. 4, p. 369–378, 2018.
- BATISTA, J. N. M.; SANTOS, D. A.; BÉTTEGA, R. Determination of the physical and interaction properties of sorghum grains: Application to computational fluid dynamics–discrete element method simulations of the fluid dynamics of a conical spouted bed. **Particuology**, v. 54, p. 91–101, 2021.
- BEETSTRA, R.; VAN DER HOEF, M. A.; KUIPERS, J. A. M. Modeling and simulation of the polymeric nanocapsule formation process. **Fluid Mechanics and Transport Phenomena**, v. 5, n. 2, p. 489–501, 2007.
- BERGHEL, J.; RENSTRÖM, R. Superheated steam drying of sawdust in continuous feed spouted beds - A design perspective. **Biomass and Bioenergy**, v. 71, p. 228–234, 2014.

- BÉTTEGA, R., **Contribuições ao Estudo da Fluidodinâmica em Leitos de Jorro utilizando-se CFD**. Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2009.
- BÉTTEGA, R. et al. Fluid Dynamic Study of a Semicylindrical Spouted Bed: Evaluation of the Shear Stress Effects in the Flat Wall Region Using Computational Fluid Dynamics. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 48, n. 24, p. 11181–11188, 2009.
- BHARADWAJ, R.; SMITH, C.; HANCOCK, B. C. The coefficient of restitution of some pharmaceutical tablets/compacts. **International Journal of Pharmaceutics**, v. 402, n. 1–2, p. 50–56, 2010.
- BORGES, L. P. **Determinação experimental de parâmetros de interação e aplicação na simulação CFD-DEM de leito de jorro**. Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2020.
- BORINI, G. B.; ANDRADE, T. C.; FREITAS, L. A. P. Hot melt granulation of coarse pharmaceutical powders in a spouted bed. **Powder Technology**, v. 189, p. 520–527, 2009.
- BREUNINGER, P. et al. CFD – DEM simulation of fine particles in a spouted bed apparatus with. **Particuology**, 2018.
- BRITO, R. C. **Estudo energético da secagem de sorgo [*Sorghum bicolor (L) Moench*] em leito de jorro**. Dissertação (Mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2017
- BRITO, R. C. et al. Effect of mechanical energy on the energy efficiency of spouted beds applied on drying of sorghum [*Sorghum bicolor (L) Moench*]. **Chemical Engineering and Processing: Process Intensification**, v. 117, n. March, p. 95–105, 2017.
- BROWN, S. L.; LATTIMER, B. Y. Transient gas-to-particle heat transfer measurements in a spouted bed. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v. 44, p. 883–892, 2013.
- CALVIÑO, M.; MESSING, J. Sweet sorghum as a model system for bioenergy crops. **Current Opinion in Biotechnology**, v. 23, n. 3, p. 323–329, 2012.
- CASTRO, U. J. de, **Estudo de um leito fixo de pequena espessura utilizando CFD**. Dissertação (Mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2016.
- CELLO, F.; DI RENZO, A.; DI MAIO, F. P. A semi-empirical model for the drag force and fluid-particle interaction in polydisperse suspensions. **Chemical Engineering Science**, v. 65, n. 10, p. 3128–3139, 2010.
- ÇENGEL, Y. A.; CIMBALA, J. M. **Mecânica dos fluidos : fundamentos e aplicações**. Porto Alegre: AMGH, 2011.
- CHEN, H. et al. Numerical investigation on angle of repose and force network from granular pile in variable gravitational environments. **Powder Technology**, v. 283, p. 607–617, 2015.
- COETZEE, C. J. Review: Calibration of the discrete element method. **Powder Technology**, v. 310, p. 104–142, 2017a.
- COETZEE, C. J. Review: Calibration of the discrete element method. **Powder Technology**, v. 310, p. 104–142, 2017b.
- CRÜGER, B. et al. Coefficient of restitution for particles impacting on wet surfaces: An

- improved experimental approach. **Particuology**, v. 25, p. 1–9, 2016.
- CUNDALL, P. A.; STRACK, O. D. L. A discrete numerical model for granular assemblies. **Géotechnique**, v. 29, n. 1, p. 47–65, 1979.
- CUNHA, R. N. et al. Repose angle of monoparticles and binary mixture: An experimental and simulation study. **Powder Technology**, v. 303, p. 203–211, 2016.
- DA ROSA, C. A., **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). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2010.
- DA ROSA, C. A.; FREIRE, J. T. Fluid dynamics analysis of a draft-tube continuous spouted bed with particles bottom feed using CFD. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, v. 48, n. 16, p. 7813–7820, 2009.
- DENNIS, S. C. R.; SINGH, S. N.; INGHAM, D. B. The steady flow due to a rotating sphere at low and moderate Reynolds numbers. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 101, n. 2, p. 257–279, 1980.
- DEVNARAIN, N. et al. Physiological responses of selected African sorghum landraces to progressive water stress and re-watering. *South African Journal of Botany*, v. 103, p. 61–69, 2016.
- DI FELICE, R. The voidage function for fluid-particle interaction systems. **Int. J. Multiphase Flow**, v. 20, n. 1, p. 153–159, 1994.
- DO NASCIMENTO, L. D. et al. Fluid-dynamics evaluation in a conical spouted bed and characterization of foxtail millet seeds. **Particuology**, v. 23, p. 75–81, 2015.
- DUARTE, C. R. et al. Numerical simulation and experimental study of fluid-particle flows in a spouted bed. **Powder Technology**, v. 188, p. 195–205, 2009.
- ELSAYED, K.; LACOR, C. Numerical modeling of the flow field and performance in cyclones of different cone-tip diameters. **Computers and Fluids**, v. 51, n. 1, p. 48–59, 2011.
- EPSTEIN, N.; GRACE, J. R. **Spouted and spout-fluid beds: fundamentals and applications**. New York: Cambridge University Press, 2011.
- ERGUN, S. Fluid Flow Through Packed Columns. **Chem. Eng. Prog.**, v. 48, p. 89-94, 1952.
- ESTIATI, I. et al. A new method to measure fine particle circulation rates in draft tube conical spouted beds. **Powder Technology**, v. 316, p. 87–91, 2017.
- FREITAS, L. A. P.; FREIRE, J. T. Heat transfer in a draft tube spouted bed with bottom solids feed. **Powder Technology**, v. 114, n. 1–3, p. 152–162, 2001.
- FRIES, L.; HEINRICH, S.; PALZER, S. **DEM-CFD Modeling of a Bubbling Fluidized Bed and a Wurster Coater**. 10th International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidization Technology - CFB-10. **Anais...T. Knowlton: PSRI Eds**, 2011
- GHODKI, B. M. et al. Calibration of discrete element model parameters: soybeans. **Computational Particle Mechanics**, v. 6, n. 1, p. 3–10, 2018.
- GIDASPOW, D. **Multiphase flow and fluidization: Continuum and kinetic theory descriptions**. New York: Academic Press, 1994.

- GOLSHAN, S.; ZARGHAMI, R.; MOSTOUFI, N. Hydrodynamics of slot-rectangular spouted beds: Process intensification. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 121, p. 315–328, 2017.
- GONZÁLEZ-MONTELLANO, C. et al. Determination of the mechanical properties of maize grains and olives required for use in DEM simulations. **Journal of Food Engineering**, v. 111, n. 4, p. 553–562, 2012.
- 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.
- HAIDER, A.; LEVENSPIEL, O. Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Nonspherical Particles. **Powder Technology**, v. 58, p. 63–70, 1989.
- HASTIE, D. B. Experimental measurement of the coefficient of restitution of irregular shaped particles impacting on horizontal surfaces. **Chemical Engineering Science**, v. 101, p. 828–836, 2013.
- HE, Y. et al. DEM numerical simulation of wet cohesive particles in a spout fluid bed. **Advanced Powder Technology**, v. 27, n. 1, p. 93–104, 2016.
- HOOMANS, B. P. B. et al. Discrete particle simulation of bubble and slug formation in a two-dimensional gas-fluidised bed: A hard-sphere approach. **Chemical Engineering Science**, v. 51, n. 1, p. 99–118, 1996.
- HORABIK, J. et al. Determination of the restitution coefficient of seeds and coefficients of visco-elastic Hertz contact models for DEM simulations. **Biosystems Engineering**, v. 161, p. 106–119, 2017.
- HORABIK, J.; MOLENDÁ, M. Parameters and contact models for DEM simulations of agricultural granular materials: A review. **Biosystems Engineering**, v. 147, p. 206–225, 2016.
- HU, C. et al. The effects of collisional parameters on the hydrodynamics and heat transfer in spouted bed: A CFD-DEM study. **Powder Technology**, v. 353, p. 132–144, 2019.
- INCROPERA, F.P.; DEWITT, D.P.; BERGMAN, T.L.; LAVINE, A. S. **Fundamentals of heat and mass transfer**. 7. ed. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, 2008.
- JIANG, Z. et al. Color-PTV measurement and CFD-DEM simulation of the dynamics of poly-disperse particle systems in a pseudo-2D fluidized bed. **Chemical Engineering Science**, v. 179, p. 115–132, 2018.
- KEEY, R. . **Drying of loose and particulate materials**. New York: Hemisphere, 1992.
- KEPPLER, I. et al. Grain velocity distribution in a mixed flow dryer. **Advanced Powder Technology**, v. 23, n. 6, p. 824–832, 2012.
- KHATCHATOURIAN, O. A.; BINELO, M. O.; DE LIMA, R. F. Simulation of soya bean flow in mixed-flow dryers using DEM. **Biosystems Engineering**, v. 123, p. 68–76, 2014.
- KMIEC, A. Simultaneous heat and mass transfer in spouted beds. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 53, n. 1, p. 18–24, 1975.
- KMIEC, A. **Bed expansion and heat and mass transfer in fluidized beds**. [s.l.] House of Wrocław University of Technology, 1980.
- KMIEC, A.; ENGLART, S.; LUDWINSKA, A. Mass transfer during air humidification in spouted beds. **Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 87, n. 2, p. 163–168,

2009.

KOCH, D. L.; HILL, R. J. Inertial Effects in Suspension and Porous - Media Flows. **Anual review Fluid Mech**, v. 33, p. 619–647, 2001.

LEE, J. LE; WEE, E.; LIM, C. Comparisons of Eulerian-Eulerian and CFD-DEM simulations of mixing behaviors in bubbling fluidized beds. **Powder Technology**, v. 318, p. 193–205, 2017.

LIMA, R. M. **Estudo da dinâmica de partículas em tambores rotatórios empregando a abordagem numérica Lagrangeana**. Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, 2017.

LIU, G. et al. Experimental studies of particle flow dynamics in a two-dimensional spouted bed. **Chemical Engineering Science**, v. 63, p. 1131–1141, 2008.

LIU, M. et al. Investigation of fluidization behavior of high density particle in spouted bed using CFD – DEM coupling method. **Powder Technology**, v. 280, p. 72–82, 2015.

LIU, X. et al. Evaluation on the Effect of Conical Geometry on Flow Behaviours in Spouted Beds. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 92, n. June 2013, p. 768–774, 2014.

LIU, X. et al. Particle shape effects on dynamic behaviors in a spouted bed: CFD-DEM study. **Powder Technology**, v. 361, p. 349–362, 2020.

LOCURTO, G. J. et al. Soybean Impacts: Experiments and Dynamic Simulations. **American Society of Agricultural Engineers**, v. 40, n. 3, p. 789–794, 1997.

LOPES, G. C. et al. Hydrodynamic characteristics of particles with different roughness and deformability in a liquid fluidized bed. **Chemical Engineering Science**, v. 185, p. 50–63, 2018.

LOPEZ, G. et al. Effect of polyethylene co-feeding in the steam gasification of biomass in a conical spouted bed reactor. **Fuel**, v. 153, n. x, p. 393–401, 2015.

LÜLE, S. Ş. et al. CFD Simulations of Hydrodynamics of Conical Spouted Bed Nuclear Fuel Coaters. **Chemical Vapor Deposition**, v. 21, p. 122–132, 2015.

LUN, C. K. K. et al. Kinetic theories for granular flow: inelastic particles in Couette flow and slightly inelastic particles in a general flowfield. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 140, p. 223–256, 1984.

MA, Z.; LI, Y.; XU, L. Discrete-element method simulation of agricultural particles' motion in variable-amplitude screen box. **Computers and Electronics in Agriculture**, v. 118, p. 92–99, 2015.

MARCHELLI, F. et al. Discrete element method for the prediction of the onset velocity in a spouted bed. **Powder Technology**, v. 321, p. 119–131, 2017.

MARCHELLI, F. et al. A CFD – DEM study of the behaviour of single-solid and binary mixtures in a pyramidal spouted bed. **Particuology**, v. 42, p. 79–91, 2019.

MARCHELLI, F. et al. Comparison of different drag models in CFD-DEM simulations of spouted beds. **Powder Technol**, v. 360, p. 1253–1270, 2020.

Massaro Sousa, L. **Estudo sobre o desempenho de válvulas não-mecânicas como alimentadores de biomassa residual de borra de café em reatores de leito pneumático circulante: experimentação e modelagem via CFD-TFM**. Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal

de São Carlos, São Carlos, 2020.

MATHUR, K. B.; EPSTEIN, N. **Spouted Beds**. New York: Academic Press, 1974.

MAW, M. J. W.; HOUX, J. H.; FRITSCHI, F. B. Sweet sorghum ethanol yield component response to nitrogen fertilization. **Industrial Crops and Products**, v. 84, p. 43–49, 2016.

MINAMOTO, H.; KAWAMURA, S. Effects of material strain rate sensitivity in low speed impact between two identical spheres. **International Journal of Impact Engineering**, v. 36, n. 5, p. 680–686, 2009.

MOLINER, C. et al. CFD simulation of a spouted bed : Comparison between the Discrete Element Method (DEM) and the Two Fluid Model (TFM). **Chemical Engineering Journal**, n. xxxx, p. 0–1, 2018.

MUJUMDAR, A. S. **Handbook of industrial drying**. CRC Press, 2014.

NOROUZI, H. R. et al. **Coupled CFD-DEM Modeling: Formulation, Implementation and Application to Multiphase Flows**. Pondicherry: John Wiley & Sons, 2016.

O’SULLIVAN, C.; BRAY, J. D. Selecting a suitable time step for discrete element simulations that use the central difference time integration scheme. **Engineering Computations (Swansea, Wales)**, v. 21, n. 2–4, p. 278–303, 2004.

OCHOA MARTINEZ, L. A.; BRENNAN, J. G.; NIRANJAN, K. Drying of liquids in a spouted bed of inert particles: Heat transfer studies. **Journal of Food Engineering**, v. 20, n. 2, p. 135–148, 1993.

OLAZAR, M.; SAN JOSÉ, M. J.; BILBAO, J. Conical spouted beds. In: **Spouted and spout-fluid beds: fundamentals and applications**. New York: Cambridge University Press, 2011. p. 82-104.

OLAZAR, M. et al. Stable operation conditions for gas-solid contact regimes in conical spouted beds. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 31, p. 1784–1792, 1992.

OLAZAR, M. et al. Effect of operating conditions on solid velocity in the spout , annulus and fountain of spouted beds. **Chemical Engineering Science**, v. 56, p. 3585–3594, 2001.

OLAZAR, M. et al. Fountain Geometry in Shallow Spouted Beds. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, v.43, p. 1163–1168, 2004.

OLIVEIRA, W. P.; FREIRE, J. T. **Analysis of Evaporation Rate in the Spouted Bed Zones during Drying of Liquid Materials Using a Three Region Model**. 11th International Drying Symposium International Drying Symposium. **Anais...Cracow**, Poland: 1996

PÁDUA, T. F. de, **Simulação de um alimentador Venturi em trecho ascendente no transporte pneumático de sólidos**. Tese (Doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2012.

PASSOS, M. L.; MUJUMDAR, A. S.; MASSARANL, G. Scale-Up of Spouted Bed Dryers: Criteria and Applications. **Drying Technology**, v. 12, n. 1–2, p. 351–391, 1994.

PENG, Z. et al. CFD-DEM investigation of transition from segregation to mixing of binary solids in gas fluidised beds. **Advanced Powder Technology**, p. 1–12, 2016.

PERAZZINI, M. T. B. et al. Stability and performance of a spouted bed in drying

- skimmed milk : Influence of the cone angle and air inlet device. **Drying Technology**, v. 36, n. 3, p. 341–354, 2018.
- PIETSCH, S. et al. CFD-DEM modeling of a three-dimensional prismatic spouted bed. **Powder Technology**, v. 316, p. 245–255, 2017.
- RAJI, A. O.; FAVIER, J. F. Model for the deformation in agricultural and food particulate materials under bulk compressive loading using discrete element method. **Compression of oilseeds**. v. 64, p. 373–380, 2004.
- RANZ, W. E.; MARSHALL. Friction and transfer coefficients for single particles and packed beds. **Chemical Engineering and Processing**, v. 48, p. 247–253, 1952.
- REN, B. et al. Numerical simulation on the mixing behavior of corn-shaped particles in a spouted bed. **Powder Technology**, v. 234, p. 58–66, 2013.
- RENSTRÖM, R.; BERGHEL, J. Drying of Sawdust in an Atmospheric Pressure Spouted Bed Steam Dryer. **Drying Technology**, v. 20, n. 2, p. 449–464, 2002.
- ROACHE, P. J. Perspective: A Method for Uniform Reporting of Grid Refinement Studies. **Journal of Fluids Engineering**, v. 116, n. 3, p. 405–413, 1994.
- ROCHA, S. C. S.; TARANTO, O. P.; AYUB, G. E. Aerodynamics and heat transfer during coating of tablets in two-dimensional spouted bed. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 73, n. 3, p. 308–312, 1995.
- ROESSLER, T. et al. Development of a standard calibration procedure for the DEM parameters of cohesionless bulk materials – part I: Solving the problem of ambiguous parameter combinations. **Powder Technology**, v. 343, p. 803–812, 2019.
- ROLZ, C. Two consecutive step process for ethanol and microbial oil production from sweet sorghum juice. **Biochemical Engineering Journal**, v. 112, p. 186–192, 2016.
- RONG, L. W.; DONG, K. J.; YU, A. B. Lattice-Boltzmann simulation of fluid flow through packed beds of spheres: Effect of particle size distribution. **Chemical Engineering Science**, v. 116, p. 508–523, 2014.
- SALDARRIAGA, J. F. et al. Influence of contactor geometry and draft tube configuration on the cycle time distribution in sawdust conical spouted beds. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 102, p. 80–89, 2015.
- SALDARRIAGA, J. F. et al. Minimum spouting velocity for conical spouted beds of vegetable waste biomasses. **Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers**, v. 60, p. 509–519, 2016a.
- SALDARRIAGA, J. F. et al. Correlation for Calculating Heat Transfer Coefficient in Conical Spouted Beds. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 55, p. 9524–9532, 2016b.
- SAN JOSÉ, M. J. et al. Solid Trajectories and Cycle Times in Spouted Beds. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 43, p. 3433–3438, 2004.
- SANTOS, D. A. et al. Investigation of particle dynamics in a rotary drum by means of experiments and numerical simulations using DEM. **Advanced Powder Technology**, v. 27, n. 2, p. 692–703, 2016.
- SARKAR, S.; HOEF, M. A. VAN DER; KUIPERS, J. A. M. Fluid – particle interaction from lattice Boltzmann simulations for flow through polydisperse random arrays of spheres. **Chemical Engineering Science**, v. 64, p. 2683–2691, 2009.

- SARTORI, D. J. M.; FREIRE, J. T.; MASSARANI, G. **Transferência de calor gás-grão em leito deslizante**. 5th Natl Meet. on Drying. **Anais...Lavras**, Brazil: 1985
- SILVÉRIO, B. C. et al. Effect of the friction, elastic, and restitution coefficients on the fluid dynamics behavior of a rotary dryer operating with fertilizer. **Industrial and Engineering Chemistry Research**, v. 53, n. 21, p. 8920–8926, 2014.
- SLATER, J. **Examining Spatial (Grid) Convergence**. <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/wind/valid/tutorial/spatconv.html>> acessado 28/06/2018, 2008.
- SOUZA, A. S., **Avaliação por CFD da fluidodinâmica e da transferência de calor em leitos de jorro para diferentes ângulos da base cônica**. Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2019.
- SOUZA, A. S.; FREIRE, J. T.; BÉTTEGA, R. Computational Fluid Dynamics Evaluation of the Influence of Cone Geometry on Solids Circulation in Spouted Beds. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 57, p. 13876–13888, 2018.
- SPREUTELS, L. et al. Experimental Investigation of Solid Particles Flow in a conical Spouted bed Using Radioactive Particle Tracking. **AIChE Journal**, v. 62, n. 1, p. 26–37, 2016.
- SUTKAR, V. S. et al. CFD-DEM model for coupled heat and mass transfer in a spout fluidized bed with liquid injection. **Chemical Engineering Journal**, v. 288, p. 185–197, 2016.
- SWASDISEVI, T. et al. Prediction of gas-particle dynamics and heat transfer in a two-dimensional spouted bed. **Advanced Powder Technology**, v. 16, n. 3, p. 275–293, 2005.
- SYAMLAL, M.; O'BRIEN, T. Simulation of granular layer inversion in liquid fluidized beds. **Int. J. Multiphase Flow**, v. 14, p. 473–481, 1988.
- SZAFRAN, R. G.; KMIEC, A. CFD Modeling of Heat and Mass Transfer in a Spouted Bed Dryer. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, v. 43, n. 4, p. 1113–1124, 2004.
- TAKEUCHI, S.; WANG, S.; RHODES, M. Discrete element method simulation of three-dimensional conical-base spouted beds. **Powder Technology**, v. 184, p. 141–150, 2008.
- TENNETI, S.; GARG, R.; SUBRAMANIAM, S. Drag law for monodisperse gas-solid systems using particle-resolved direct numerical simulation of flow past fixed assemblies of spheres. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 37, n. 9, p. 1072–1092, 2011.
- UEMAKI, O.; KUGO, M. Heat transfer in spouted beds. **Kagaku Kogaku**, v. 31, p. 348–353, 1967.
- UEMAKI, O.; KUGO, M. Mass transfer in spouted beds. **Kagaku Kogaku**, v. 32 (1968), 895 – 901. **Kagaku Kogaku**, v. 32, p. 895–901, 1968.
- WAHYUDI, H.; CHU, K.; YU, A. 3D particle-scale modeling of gas–solids flow and heat transfer in fluidized beds with an immersed tube. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 97, p. 521–537, 2016.
- WANG, L. et al. Determination of the coefficient of rolling friction of an irregularly shaped maize particle group using physical experiment and simulations. **Particuology**, v. 38, p. 185–195, 2018a.
- WANG, L. et al. Determination of the coefficient of rolling friction of an irregularly

- shaped maize particle group using physical experiment and simulations. **Particuology**, v. 38, p. 185–195, 2018b.
- WANG, S. et al. Numerical simulation of gas–solid flow with two fluid model in a spouted-fluid bed. **Particuology**, v. 14, p. 109–116, 2014.
- WANG, S. et al. Predictions of granular temperatures of particles in a fl at bottomed spout bed. **Powder Technology**, v. 322, p. 147–158, 2017.
- WANG, S. et al. CFD-DEM simulation of heat transfer in fluidized beds: Model verification, validation, and application. **Chemical Engineering Science**, v. 197, p. 280–295, 2019.
- WEIR, G.; TALLON, S. The coefficient of restitution for normal incident, low velocity particle impacts. **Chemical Engineering Science**, v. 60, n. 13, p. 3637–3647, 2005.
- WEN, C. Y. .; YU, Y. H. Mechanics of Fluidization. **Chem. Eng. Prog. Symp. Series**, v. 62, p. 100–111, 1966.
- WENSRICH, C. M.; KATTERFELD, A. Rolling friction as a technique for modelling particle shape in DEM. **Powder Technology**, v. 217, p. 409–417, 2012.
- WONG, C. X.; DANIEL, M. C.; RONGONG, J. A. Energy dissipation prediction of particle dampers. **Journal of Sound and Vibration**, v. 319, n. 1–2, p. 91–118, 2009.
- WOO, M. W. et al. Role of rheological characteristics in amorphous food particle-wall collisions in spray drying. **Powder Technology**, v. 198, n. 2, p. 251–257, 2010.
- XAVIER, T. P. et al. Fluid dynamic analysis for pyrolysis of macadamia shell in a conical spouted bed. **Powder Technology**, v. 299, p. 210–216, 2016.
- XIE, C.; MA, H.; ZHAO, Y. Engineering Analysis with Boundary Elements Investigation of modeling non-spherical particles by using spherical discrete element model with rolling friction. **Engineering Analysis with Boundary Elements**, v. 105, n. April, p. 207–220, 2019.
- XU, H. et al. CFD-DEM study on cohesive particles in a spouted bed. **Powder Technology**, 2016.
- ZHANG, H.; LI, S. DEM simulation of wet granular- fluid flows in spouted beds : Numerical studies and experimental verifications. v. 318, p. 337–349, 2017.
- ZHANG, Y. et al. Assessment of polydisperse drag models for the size segregation in a bubbling fluidized bed using discrete particle method. **Chemical Engineering Science**, v. 160, n. September 2016, p. 106–112, 2017.
- ZHOU, L. et al. Experimental study and transient CFD/DEM simulation in a fluidized bed based on different drag models. **The Royal Society of Chemistry**, v. 7, n. 21, p. 12764–12774, 2017.
- WEN, C. Y.; YU, Y. H. Mechanics of Fluidization. **Chem. Eng. Prog. Symp. Series**, v. 62, p. 100–111, 1966.

APÊNDICE A

A análise da transferência de calor em leito de jorro operando com grãos de sorgo experimental e simulado para a temperatura de ar de entrada de 313,15 K e velocidade de 20,52 m/s (caso 2) foi realizada no capítulo 8. Os resultados obtidos para os casos 1, 3 e 4 são apresentados neste apêndice.

Tabela A. 1 – Desvio relativo entre os dados simulados e experimentais de temperatura dos sólidos obtidos para o caso 1

	Temperatura dos sólidos (K)		
	Experimental	Simulado	Desvio (%)
Ponto A	311,40	312,61	6,63
Ponto B	311,45	312,51	5,79
Ponto C	311,67	312,60	5,02

Tabela A. 2 – Desvio relativo entre os dados simulados e experimentais de temperatura dos sólidos obtidos para o caso 3

	Temperatura dos sólidos (K)		
	Experimental	Simulado	Desvio (%)
Ponto A	320,39	322,98	13,95
Ponto B	320,41	322,95	13,66
Ponto C	320,46	322,94	13,30

Tabela A. 3 – Desvio relativo entre os dados simulados e experimentais de temperatura dos sólidos obtidos para o caso 4

	Temperatura dos sólidos (K)		
	Experimental	Simulado	Desvio (%)
Ponto A	320,28	322,93	13,62
Ponto B	320,02	322,91	15,05
Ponto C	320,33	322,90	13,17

Figura A. 1 – Temperatura das partículas simulada por CFD-DEM acoplado à transferência de calor para velocidade de entrada de ar de 18,81 m/s e temperatura de 313,15 K (40 °C) (caso 1) para: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C

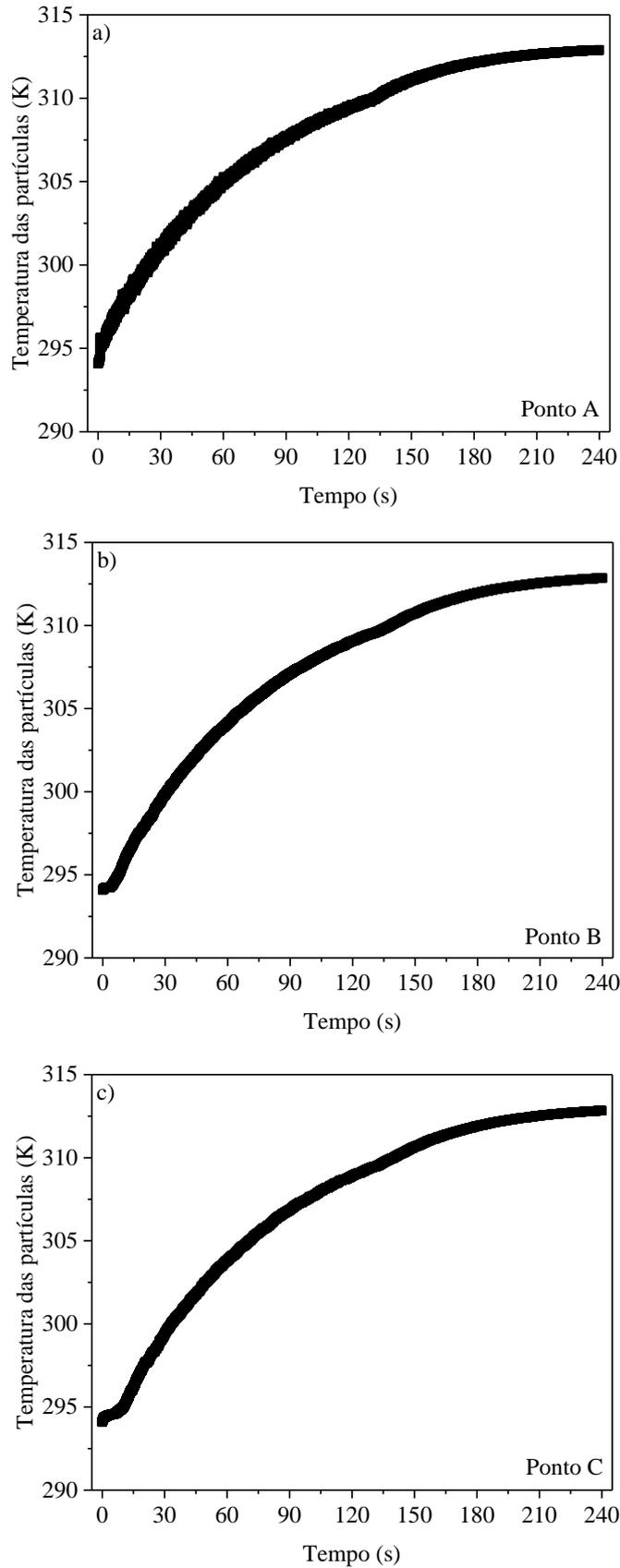


Figura A. 2 – Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 18,81 m/s e temperatura de 313,15 K (40 °C) (caso 1)

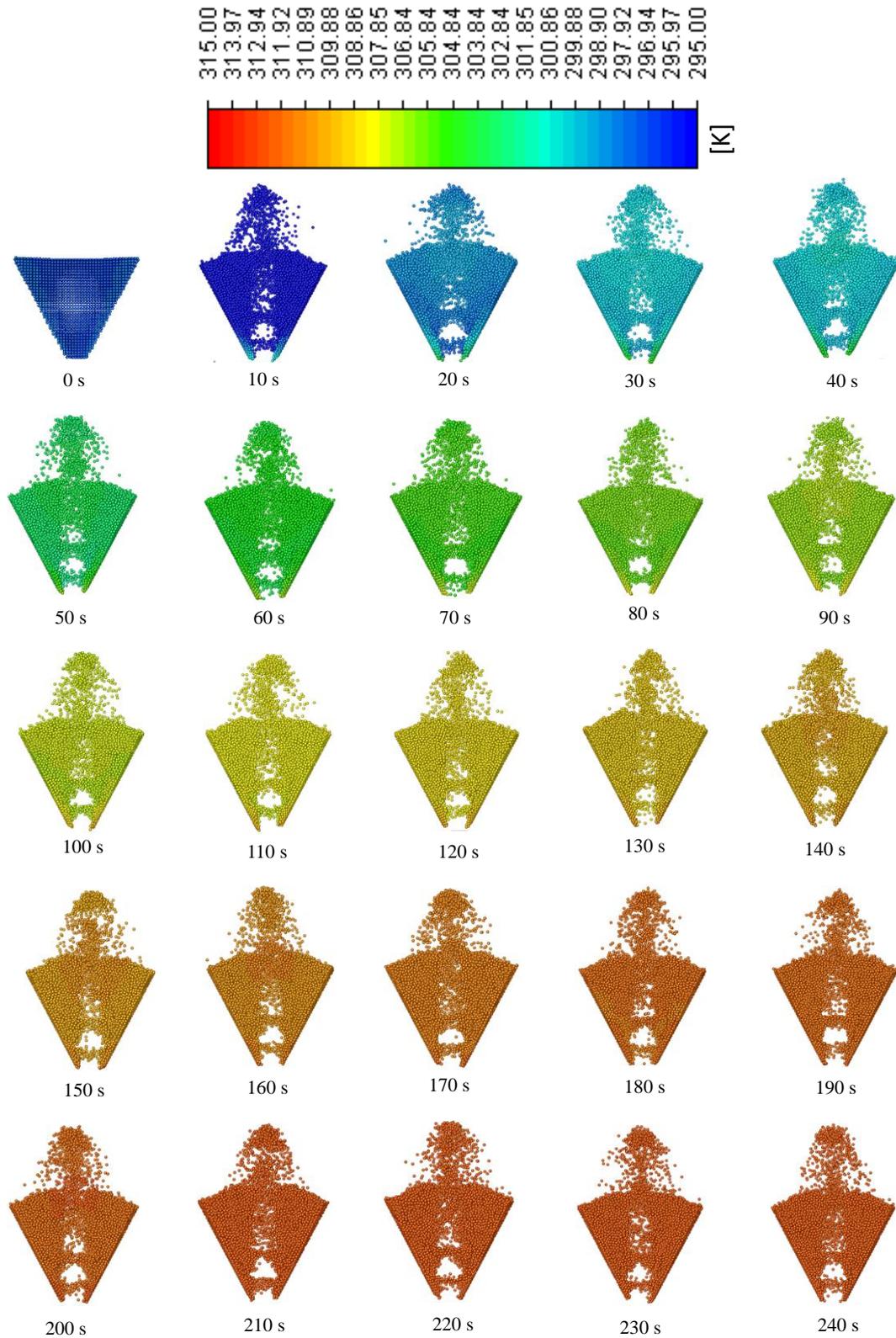


Figura A. 3 – Temperatura das partículas simulada por CFD-DEM acoplado à transferência de calor para velocidade de entrada de ar de 18,81 m/s e temperatura de 323,15 K (50 °C) (caso 3) para: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C

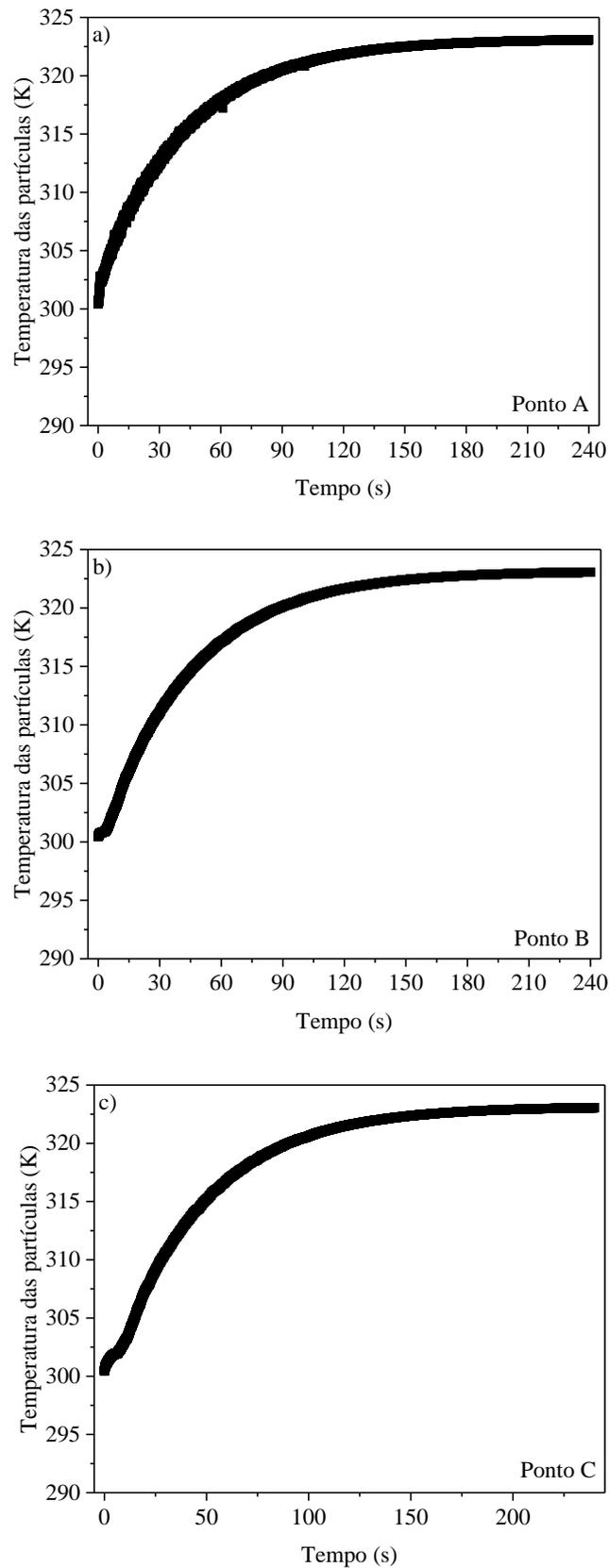


Figura A. 4 – Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 18,81 m/s e temperatura de 323,15 K (50 °C) (caso 3)

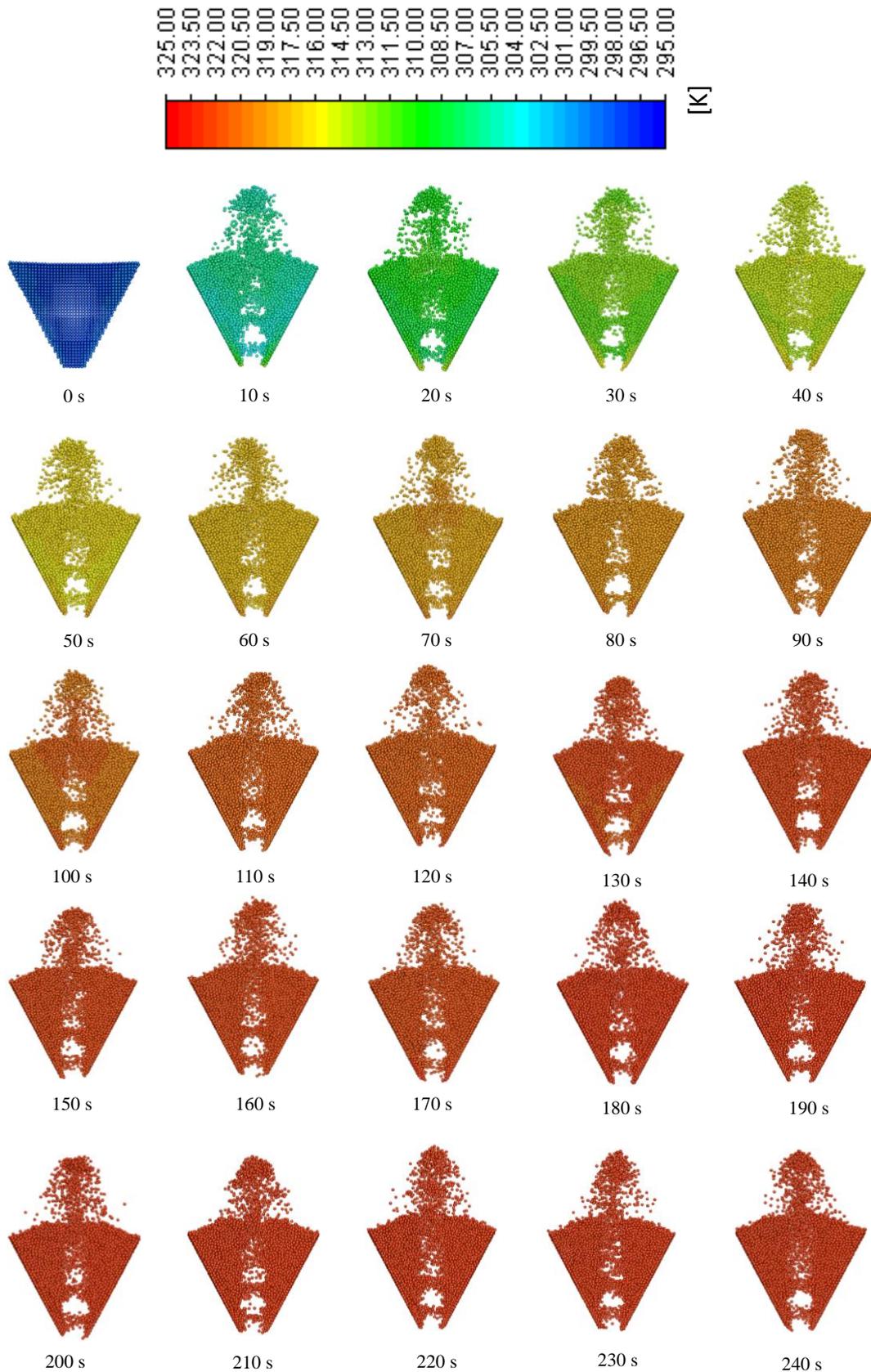


Figura A. 5 – Temperatura das partículas simulada por CFD-DEM acoplado à transferência de calor para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 323,15 K (50 °C) (caso 4) para: a) ponto A; b) ponto B; c) ponto C

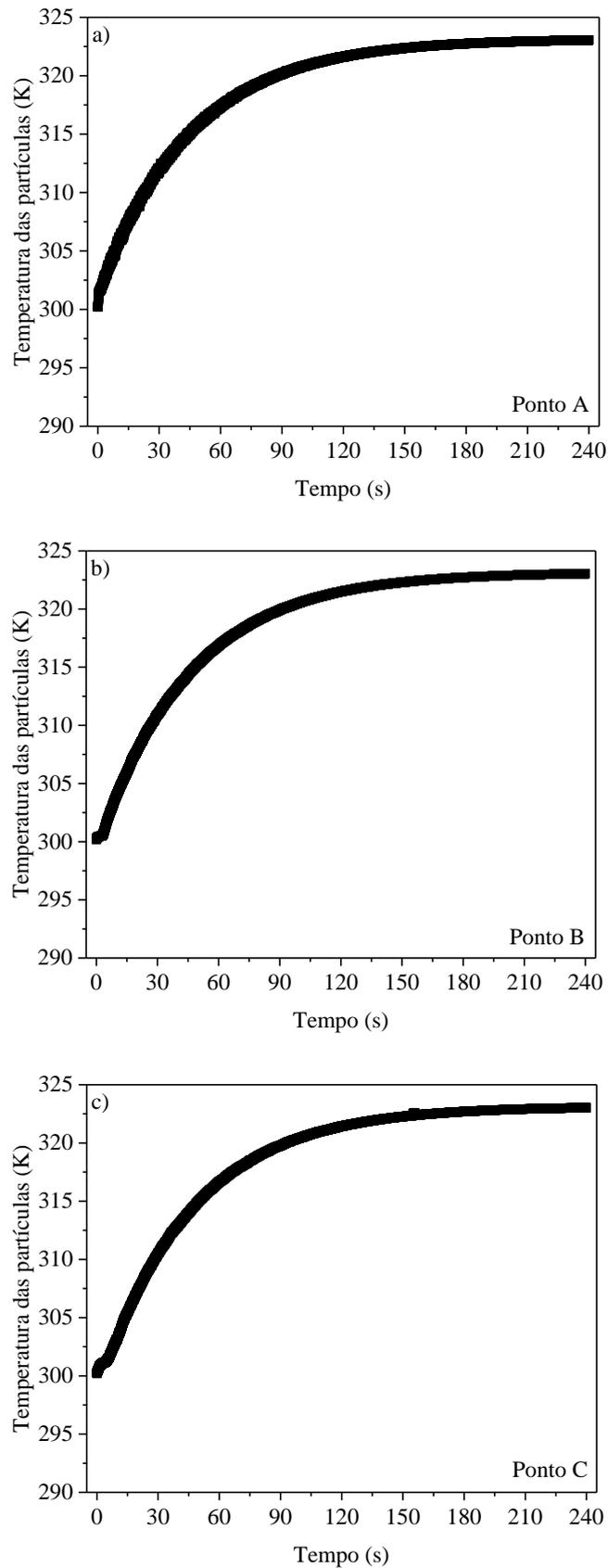


Figura A. 6 – Processo de aquecimento de grãos de sorgo em leito de jorro para velocidade de entrada de ar de 20,52 m/s e temperatura de 323,15 K (50 °C) (caso 4)

