



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



**ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DO EFEITO DE  
VARIÁVEIS OPERACIONAIS E DE PROJETO SOBRE A DINÂMICA  
DE PARTÍCULAS EM TAMBORES ROTATÓRIOS COM  
SUSPENSORES**

Jeniffer Cristina Silveira

**Uberlândia - MG**

**2022**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA



**ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DO EFEITO DE  
VARIÁVEIS OPERACIONAIS E DE PROJETO SOBRE A DINÂMICA  
DE PARTÍCULAS EM TAMBORES ROTATÓRIOS COM  
SUSPENSORES**

Jeniffer Cristina Silveira

Orientadores:

Prof. Dr. Claudio Roberto Duarte

Prof. Dr. Marcos A. de Souza Barrozo

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Química da Universidade  
Federal de Uberlândia como parte dos  
requisitos necessários à obtenção do título de  
Doutor em Engenharia Química.

**Uberlândia - MG**

**2022**

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)  
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

J51e Silveira, Jeniffer Cristina, 1992-  
2022 Estudo experimental e numérico do efeito de variáveis operacionais e  
de projeto sobre a dinâmica de partículas em tambores rotatórios com  
suspensores [recurso eletrônico] / Jeniffer Cristina Silveira. - 2022.

Orientador: Claudio Roberto Duarte,  
Coorientador: Marcos A. de Souza Barrozo.  
Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de  
Pós-Graduação em Química.

Modo de acesso: Internet.  
Disponível em: <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2022.5303>  
Inclui bibliografia.

1. Química. I. Duarte, Claudio Roberto, 1975-, (Orient.). II. Barrozo, Marcos A. de Souza, 1961-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Química. IV. Título.

CDU·54

Glória Aparecida  
Bibliotecária - CRB-6/2047



## UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia  
Química

Av. João Naves de Ávila, 2121, Bloco 1K, Sala 206 - Bairro Santa Mônica,  
Uberlândia-MG, CEP 38400-902  
Telefone: (34)3239-4249 - [www.ppgeq.feq.ufu.br](http://www.ppgeq.feq.ufu.br) - [secppgeq@feq.ufu.br](mailto:secppgeq@feq.ufu.br)



### ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Química			
Defesa de:	Tese de Doutorado, 04/2022, PPGEQ			
Data:	08 de março de 2022	Hora de início:	8: 30	Hora de encerramento: 11:12
Matrícula do Discente:	11813EQU007			
Nome do Discente:	Jeniffer Cristina Silveira			
Título do Trabalho:	Estudo experimental e numérico do efeito de variáveis operacionais e de projeto sobre a dinâmica de partículas em tambores rotatórios com suspensores			
Área de concentração:	Desenvolvimento de Processos Químicos			
Linha de pesquisa:	Processos de Separação			
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Estudo experimental e numérico da dinâmica de partículas em um tambor rotatório			

Reuniu-se por meio de webconferência, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Química, assim composta: Professores Doutores: Dyrney Araújo dos Santos - IQ/UFG; Fábio de Assis Ressel Pereira - UFES/DTI; Fábio de Oliveira Arouca - PPGEQ/UFU; Sarah Arvelos Altino - PPGEQ/UFU; Marcos Antonio de Souza Barrozo - PPGEQ/UFU, orientador e Claudio Roberto Duarte - PPGEQ/UFU, orientador da candidata.

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

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

Aprovada.

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

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

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



Documento assinado eletronicamente por **Marcos Antonio de Souza Barrozo, Professor(a) do Magistério Superior**, em 08/03/2022, às 11:12, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Dyrney Araújo dos Santos, Usuário Externo**, em 08/03/2022, às 11:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Claudio Roberto Duarte, Professor(a) do Magistério Superior**, em 08/03/2022, às 11:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Fabio de Oliveira Arouca, Professor(a) do Magistério Superior**, em 08/03/2022, às 11:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Sarah Arvelos Altino, Professor(a) do Magistério Superior**, em 08/03/2022, às 11:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Fabio de Assis Ressel Pereira, Usuário Externo**, em 08/03/2022, às 14:06, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site [https://www.sei.ufu.br/sei/controlador\\_externo.php?acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **3422398** e o código CRC **BA3BCC31**.

*“A mente que se abre para alguma coisa nova, nunca mais será a mesma”*

Albert Einstein (1879-1955)

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente agradeço a Deus por sua presença constante em minha vida, por me capacitar em todas as atividades realizadas e me amparar nos momentos desafiadores.

Aos meus pais, Samuel e Cristina, pelo amor e cuidado em cada momento da minha vida. Por me apoiarem em minhas decisões e me ajudarem a realizar meus sonhos. A eles minha eterna gratidão.

À minha irmã Sávia, polo carinho e pela admiração que tem por mim. Agradeço a ela por me proporcionar umas das maiores felicidades desta vida, a de ser tia e madrinha da Sofia, da Beatrice e do Bernardo. Os pequenos que enchem minha vida de alegria.

Ao meu noivo André, pelo companheirismo, amor e paciência. Por ser meu grande amigo. Mesmo na distância permanecer ao meu lado e caminhar comigo.

Agradeço as minhas amigas Marielle Franscisquetti (*in memorian*) e Thais Logetto, por participarem desta etapa da minha vida.

Aos meus amigos do laboratório, Rondinelli Lima, Rodolfo Brandão, Marcela Caixeta, Natália Pazin, Gisele Souza, Angélica Reis, Larissa Demuner, Thessa Mendes, Geraldo Nogueira, Glaucia Souza, Argileu Mendes (*in memorian*), Grazielle Santos, Raphael Santos, Gregori Ullmann, Raissa Rossi, Janaína Miranda, Fernanda Pimenta e Lorena Basílio pelos agradáveis momentos de convivência e incentivo, tornando o laboratório um ambiente acolhedor e alegre.

Ao aluno de iniciação científica, Vitor Babilônia que em diversos momentos me auxiliou no desenvolvimento da pesquisa.

Aos meus orientadores, Prof. Claudio Duarte e Prof. Marcos Barrozo, pela oportunidade de desenvolver este trabalho e pela confiança depositada em mim. Agradeço também pelos ensinamentos compartilhados que contribuíram para minha formação profissional e pessoal.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química (PPGEQ) da Universidade Federal de Uberlândia e aos seus docentes, pelo incentivo ao meu desenvolvimento.

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelos recursos fornecidos para realização desse trabalho.

A todos que direta ou indiretamente fizeram parte da minha formação, o meu muito obrigada.

# SUMÁRIO

<b>RESUMO.....</b>	<b>i</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>ii</b>
<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>iii</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>x</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS .....</b>	<b>xii</b>
<b>LISTA DE ABREVIACÕES .....</b>	<b>xvi</b>
<b>CAPÍTULO 1 - Introdução.....</b>	<b>1</b>
1.1.    Objetivos .....	3
<b>CAPÍTULO 2 - Revisão Bibliográfica .....</b>	<b>5</b>
2.1.    Secadores rotatórios com suspensores .....	5
2.1.1.    Formato dos suspensores.....	7
2.1.2.    Dimensão dos suspensores .....	9
2.1.3.    Carga de sólidos no secador rotatório com suspensores .....	12
2.1.4.    Carga de sólidos nos suspensores.....	14
2.2.    Abordagem numérica.....	17
2.2.1.    Abordagem Euleriana – Fluidodinâmica Computacional (CFD).....	17
2.2.2.    Abordagem Lagrangeana – Método dos Elementos Discretos (DEM).....	19
2.3.    Estudos sobre tambores rotatórios com suspensores .....	25
<b>CAPÍTULO 3 - Materiais e Métodos.....</b>	<b>30</b>
3.1.    Unidade experimental: tambor rotatório com suspensores .....	30
3.2.    Investigação numérica .....	32
3.2.1.    Variáveis resposta .....	35
3.2.2.    Efeitos investigados.....	40

3.3.	Investigação experimental .....	49
3.3.1.	Determinação experimental da velocidade ideal de rotação .....	49
3.3.2.	Determinação do <i>holdup</i> de sólidos no suspensor .....	51
3.4.	Etapas do trabalho.....	53
<b>CAPÍTULO 4 - Resultados e Discussão.....</b>		<b>54</b>
4.1.	Tambor de aço inoxidável.....	54
4.1.1.	PARTE 1: Avaliação numérica do formato e do tamanho dos suspensores	55
4.1.2.	PARTE 2: Avaliação numérica da combinação dos ângulos entre os segmentos.....	68
4.1.3.	PARTE 3: Avaliação numérica do carregamento do tambor e da velocidade de rotação .....	77
4.1.4.	PARTE 4: Avaliação numérica da distância de separação entre os suspensores adjacentes.....	80
4.2.	Tambor ABS .....	82
4.2.1.	PARTE 5: Determinação experimental das velocidades ideais de rotação..	83
4.2.2.	PARTE 6: Determinação numérica dos parâmetros DEM.....	89
4.2.3.	PARTE 7: Avaliação numérica da distância de separação entre os suspensores adjacentes .....	96
<b>CAPÍTULO 5 - Conclusões e Sugestões .....</b>		<b>111</b>
5.1.	Conclusões .....	111
5.2.	Sugestões para trabalhos futuros.....	115
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>		<b>116</b>
<b>APÊNDICE A .....</b>		<b>128</b>

## RESUMO

Os secadores rotatórios com suspensores são comumente usados devido à sua alta capacidade de processamento e versatilidade de aplicação. O desempenho destes secadores depende da distribuição das partículas na seção transversal do tambor. O formato do suspensor controla o padrão de cascata das partículas na região ativa, onde o contato sólido-fluido é mais efetivo. O projeto dos suspensores é uma tarefa complexa e estudos são necessários para obter um profundo entendimento sobre a dinâmica das partículas. Desta forma, o presente estudo investigou como as características dos suspensores e seu posicionamento na casca cilíndrica afetam o comportamento das partículas em um tambor rotatório contendo doze suspensores igualmente espaçados. Inicialmente, foi utilizado um tambor de aço inoxidável a fim de avaliar, por simulações DEM, o efeito do formato e do tamanho do suspensor sobre a distribuição dos sólidos na região ativa. Observou-se que os suspensores de três segmentos proporcionaram uma maior quantidade de sólidos na região ativa e foram capazes de transportar as partículas até posições angulares mais elevadas. Desta forma, os suspensores de três segmentos foram empregados para investigar o efeito dos ângulos entre os segmentos ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ ) sobre a dinâmica granular. Um estudo de otimização foi realizado para determinar a melhor combinação dos ângulos ( $OP_{DES}$ ). Em seguida, um tambor foi fabricado em copolímero ABS utilizando a combinação de ângulos  $OP_{DES}$ . O tambor ABS era composto por um conjunto de anéis (identificados por seções), permitindo variar seu comprimento (L) e intercalar os suspensores ao longo da casca cilíndrica. Para o tambor ABS com 50 mm de comprimento, equivalente a duas seções (A e B), observou-se que os suspensores intercalados com distância de separação de 15° melhoraram a distribuição dos sólidos na região ativa. Utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento, equivalente a seis seções (A a F), foi possível avaliar o arranjo dos suspensores em forma de espiral. Este arranjo proporcionou um melhor desempenho na distribuição de partículas sobre a região ativa quando a seção D ( $75 \text{ mm} \leq L \leq 100 \text{ mm}$ ) operou na condição de carregamento ideal. Os suspensores em formato espiral promoveram um aumento de mais de 50% na área da região ativa ocupada por sólidos e uma redução de até 54,1% na heterogeneidade de dispersão da cortina de partículas, potencializando o aproveitamento da área disponível para secagem.

**Palavras-chave:** Tambor rotatório com suspensores, região ativa, velocidade ideal de rotação, simulação DEM, suspensores intercalados.

## ABSTRACT

Flighted rotary dryers are commonly used due to their high processing capacity and application versatility. The performance of flighted rotary dryers depends on the distribution of the particles in the cross-section of the drum. The flight shape controls the cascade pattern of particles in the active region, where the fluid-particle contact is more effective. The design of these flights is a complex task and studies are necessary to gain an in-depth understanding of the particle dynamics. Thus, the present study investigated how the characteristics of the flight and its positioning on the cylindrical shell affect the behavior of particles in a rotating drum with twelve equally spaced flights. Initially, a stainless steel drum was used in order to evaluate, by DEM simulations, the effect of the shape and size of the flight on the distribution of solids in the active region. It was observed that three-segment flights increase amount of solids in the active region and they are capable of carrying the particles up to elevated angular positions. Thus, the three-segment flight was used to investigate the effect of angles between segments ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ ,  $\alpha_3$ ) on the granular dynamics. An optimization study was performed for determining the best combination of angles ( $OP_{DES}$ ). Then, a rotary drum was made of ABS (*acrylonitrile butadiene styrene*) copolymer using the combination of angle  $OP_{DES}$ . The ABS drum was composed of a set of rings (identified by sections), allowing it to vary its length (L) and intersperse the flights along the cylindrical shell. For the drum with 50 mm of length, equivalent to two sections (A to B), it was observed that interspersed flights with the separation distance of  $15^\circ$  improved the distribution of solids in the active region. For the ABS drum with 150 mm of length, equivalent to six sections (A to F), it was possible to evaluate the arrangement of flights in the spiral form. This arrangement provided a better performance in the distribution of particles over the active region when section D ( $75 \text{ mm} \leq L \leq 100 \text{ mm}$ ) operated at design loading condition. The flights in the spiral form promoted an increase of more than 50% in the area of active region occupied by solids and a reduction of up to 54.1% in the dispersion heterogeneity of the particle curtain, enhancing the use of the area available for drying.

**Keywords:** Rotating drum with flights, active region, ideal rotation speed, DEM simulation, interspersed flights.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Esquema de um secador rotatório com suspensores (Perry e Green, 1997). .....	6
Figura 2.2 – Representação das regiões (A) e das fases (B) ativa e passiva (Autoria própria, 2021). .....	6
Figura 2.3 – Principais formatos de suspensores utilizados em secadores rotatórios (Lisboa, 2005). .....	7
Figura 2.4 – Formatos de suspensores propostos por Kelly (1992). .....	8
Figura 2.5 – Formatos de suspensores propostos por Sousani <i>et al.</i> (2019) e suas respectivas cortinas de partículas. .....	8
Figura 2.6 – Representação esquemática de um tambor rotatório com suspensores retangulares e suas dimensões típicas (Autoria própria, 2021). .....	9
Figura 2.7 – Definição de parâmetros empregados na determinação do espaçamento mínimo entre suspensores (Autoria própria, 2021). .....	10
Figura 2.8 – Representação das dimensões projetadas $l_1^*$ e $l_2^*$ (Autoria própria, 2021). .....	11
Figura 2.9 – Condições de carregamento de um secador rotatório com suspensores: subcarregado (A), carregamento ideal (B) e sobrecarregado (C) (Autoria própria, 2021). .....	13
Figura 2.10 – Representação do ângulo de repouso estático (Adaptado de Al-Hashemi e Al-Amoudi, 2018). .....	15
Figura 2.11 – Representação do ângulo de repouso dinâmico (Brandão, 2017) (A) e do ângulo de repouso dinâmico no suspensor (B) (Autoria própria, 2021). .....	16
Figura 3.1 – Unidade experimental do tambor rotatório com suspensores. .....	30
Figura 3.2 – Tambor de aço inoxidável com suspensores retangulares ( $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ ): (A) visão lateral e (B) visão frontal.....	31
Figura 3.3 – Tambor ABS com suspensores angulares de três segmentos: (A) visão lateral, (B) visão frontal, (C) um anel e (D) três anéis com posicionamento intercalado ao longo do comprimento do tambor.....	32
Figura 3.4 – Representação das respostas HS e LUF.....	36
Figura 3.5 – Representação das respostas, $V_T$ e $V_I$ para suspensores de dois (A) e de três (B) segmentos.....	37

Figura 3.6 – Representação esquemática da estratégia utilizada para quantificar as respostas MS e HDL.....	38
Figura 3.7 - Representação esquemática da técnica de análise de imagem usada para quantificar as respostas RAO e HDT. ....	39
Figura 3.8 – Diagrama esquemático do tambor rotatório de aço inoxidável (Autoria própria, 2021). .....	41
Figura 3.9 – Diagrama esquemático do tambor de aço inoxidável com suspensores de dois (A) e três (B) segmentos.....	41
Figura 3.10 – Representação esquemática dos suspensores de dois segmentos variando $\alpha_2$ de $80^\circ$ a $130^\circ$ (A) e de três segmentos variando $\alpha_3$ de $115^\circ$ a $165^\circ$ (B). ....	42
Figura 3.11 – Definição das seções A e B no tambor de aço inoxidável (a) e da distância de separação entre os suspensores (b). .....	46
Figura 3.12 – Diferentes arranjos de suspensores intercalados ao longo das paredes do tambor de aço inoxidável.....	47
Figura 3.13 – Definição das seções A, B, C, D, E e F no tambor ABS.....	47
Figura 3.14 – Diferentes arranjos de suspensores intercalados ao longo das paredes do tambor ABS.....	48
Figura 3.15 – Esquema do aparato utilizado para a medição das velocidades ideias de rotação (Adaptado de Nascimento, 2018). .....	50
Figura 3.16 – Determinação do <i>holdup</i> de sólidos através da seleção da área ocupada por partículas no suspensor.....	51
Figura 3.17 – Disposição das seções para medição do <i>holdup</i> de sólidos na seção A (a) e na seção B (b). .....	52
Figura 4.1 – Comparação dos perfis de descarga dos suspensores obtido por simulação e os dados experimentais de Nascimento (2018) para suspensores de dois segmentos com $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ . ....	55
Figura 4.2 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de dois segmentos com diferentes ângulos $\alpha_2$ , para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	57
Figura 4.3 – Comportamento dinâmico da massa de sólidos na região ativa (MS) utilizando suspensores com dois segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	57

Figura 4.4 – Porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) como função do tempo utilizando suspensores com dois segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	58
Figura 4.5 – Média calculada das respostas MS e ARO no regime permanente para suspensores de dois segmentos, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	59
Figura 4.6 – Comportamento da resposta HDT no regime permanente para suspensores com dois segmentos, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	60
Figura 4.7 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de três segmentos com $\alpha_1 = 90^\circ$ , $\alpha_2 = 135^\circ$ e diferentes ângulos $\alpha_3$ , para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	61
Figura 4.8 – Comportamento dinâmico da massa de sólidos na região ativa (MS) utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	62
Figura 4.9 – Comportamento dinâmico da porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	63
Figura 4.10 – Média calculada das respostas MS e ARO no regime permanente utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	63
Figura 4.11 – Comportamento da resposta HDT no regime permanente utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento. ....	64
Figura 4.12 – Perfil do leito granular para suspensores de dois segmentos ( $\alpha_2 = 110^\circ$ ) e de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$ e $l_1 = l_2 = 5$ mm), para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	66
Figura 4.13 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de três segmentos com $l_2 = l_3 = 4$ mm e $l_2 = l_3 = 5$ mm de comprimento, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.....	67
Figura 4.14 – Respostas HS (a), LUF (b), MS (c), RAO (d) e HDT (e) obtidas para as combinações angulares do planejamento experimental, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm. ....	69

Figura 4.15 – Perfil do leito granular para: (a) combinação de ângulos 6 ( $\alpha_1 = 150^\circ$ , $\alpha_2 = 90^\circ$ e $\alpha_3 = 155^\circ$ ) e (b) combinação de ângulos 20 ( $\alpha_1 = 165^\circ$ , $\alpha_2 = 75^\circ$ e $\alpha_3 = 100^\circ$ ), com o tambor de aço inoxidável operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.....	72
Figura 4.16 – Respostas HS (a), LUF (b), MS (c), RAO (d) e HDT (e) obtidas para as combinações angulares ótimas utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.....	73
Figura 4.17 – Perfil do leito granular para as condições $OP_{HS}$ , $OP_{MS}$ e $OP_{LUF}$ , utilizando o tambor de aço simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.....	74
Figura 4.18 – Perfil do leito granular para as condições $OP_{HDT}$ e $OP_{HDT^*}$ , utilizando o tambor de aço simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.....	75
Figura 4.19 – Perfil do leito granular para a condição $OP_{RAO}$ , utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.....	75
Figura 4.20 – Análise da desejabilidade obtida pela otimização simultânea das respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT.....	76
Figura 4.21 – <i>Holdup</i> de sólidos como função da posição angular do suspensor para diferentes condições de carregamento do tambor de aço inoxidável simulado, operando com velocidade de 21,3 rpm.....	77
Figura 4.22 - Perfil do leito granular para diferentes frações de enchimento do tambor de aço inoxidável simulado, operando com velocidade de rotação de 21,3 rpm.....	78
Figura 4.23 – <i>Holdup</i> de sólidos como função da posição angular do suspensor para diferentes velocidade de rotação do tambor de aço com 17% de grau de enchimento. .	79
Figura 4.24 – Perfil do leito granular para diferentes velocidade de rotação do tambor de aço inoxidável simulado preenchido com 17% de enchimento.....	79
Figura 4.25 – Perfil do leito granular obtido para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço inoxidável com 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento.	80
Figura 4.26 – Média das respostas MS e RAO calculadas no regime permanente para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento.....	81
Figura 4.27 – Média da resposta HDL calculada no regime permanente para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço om 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento. ....	82
Figura 4.28 – Número de Froude para o carregamento ideal determinado experimentalmente utilizando o tambor ABS com 50 mm de comprimento e suspensores alinhados e intercalados com distância de separação de $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ .....	83

Figura 4.29 – Número de Froude para o carregamento ideal determinado experimentalmente utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento e suspensores em formato espiral.....	84
Figura 4.30 – Distância de separação padrão entre suspensores numa mesma seção ( $d_p$ ) e distância de separação complementar ( $d^c$ ).....	85
Figura 4.31 – Distância de separação entre suspensores ( $d$ ) e distância de separação complementar ( $d^c$ ) para suspensores intercalados com $5^\circ$ (a), $10^\circ$ (b) e $15^\circ$ (c). .....	85
Figura 4.32 - Número de Froude para o carregamento ideal obtido experimentalmente utilizando suspensores intercalados com distância de separação de $0^\circ$ , $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ (valor médio entre as seções A e B) e suspensores em formato espiral (seção A). .....	86
Figura 4.33 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo ( $t$ ) para $d = 5^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 16% de fração de sólidos e $Fr = 0,014$ . .....	87
Figura 4.34 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo ( $t$ ) para $d = 10^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 11% de fração de sólidos e $Fr = 0,006$ . .....	87
Figura 4.35 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo ( $t$ ) para $d = 15^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 14% de fração de sólidos e $Fr = 0,024$ . .....	88
Figura 4.36 – Comparação dos perfis de descarga de sólidos do suspensor obtidos experimentalmente e pelas simulações que apresentaram os menores e o maior valor de SQ, para o tambor ABS de 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e $Fr = 0,011$ . .....	92
Figura 4.37 – Perfis de descarga de sólidos experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e $Fr = 0,011$ utilizando suspensores intercalados com distância de separação de (a) $5^\circ$ , (b) $10^\circ$ e (c) $15^\circ$ .....	93
Figura 4.38 – Comparação qualitativa do leito granular experimental e simulado para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e $Fr = 0,011$ , utilizando suspensores intercalados com distância de separação de $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ . .....	94
Figura 4.39 – Perfis de descarga experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com (a) 16% de fração de sólidos e $Fr = 0,017$ , (b) 14% de fração de sólidos e $Fr = 0,006$ utilizando suspensores alinhados. ....	95

Figura 4.40 – Perfis de descarga experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com (a) 15% de fração de sólidos e $Fr = 0,032$ e (b) 11% de fração de sólidos e $Fr = 0,011$ utilizando suspensores intercalados com distância de separação de $15^\circ$ .....	95
Figura 4.41 – Comparação qualitativa do leito granular experimental e simulado para o tambor ABS com 50 mm de comprimento em diferentes condições operacionais utilizando suspensores alinhados e intercalados com $d = 15^\circ$ . ....	96
Figura 4.42 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de $0^\circ$ , $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,011$ e 15% de fração de enchimento. ....	97
Figura 4.43 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,011$ e 15% de fração de enchimento.....	99
Figura 4.44 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,011$ e 15% de fração de enchimento. ....	100
Figura 4.45 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de $0^\circ$ , $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,032$ e 15% de fração de enchimento. ....	101
Figura 4.46 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com $d = 15^\circ$ (Estrutura 8) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando em diferentes condições.....	102
Figura 4.47 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,032$ e 15% de fração de enchimento.....	104
Figura 4.48 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,032$ e 15% de fração de enchimento. ....	104
Figura 4.49 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de $0^\circ$ , $5^\circ$ , $10^\circ$ e $15^\circ$ e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,001$ e 15% de fração de enchimento. ....	106

Figura 4.50 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores em formato espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando em diferentes condições.....	107
Figura 4.51 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,001$ e 15% de fração de enchimento.....	108
Figura 4.52 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,001$ e 15% de fração de enchimento. ....	109

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Propriedades físicas e parâmetros utilizados nas simulações. ....	33
Tabela 3.2 – Níveis do PCC utilizados na calibração dos parâmetros de interação para vidro e ABS. ....	34
Tabela 3.3 – Variáveis respostas definidas neste trabalho. ....	36
Tabela 3.4 – Variáveis de projeto dos suspensores utilizados para a análise numérica do efeito do formato. ....	42
Tabela 3.5 - Combinações de ângulos entre suspensores de três segmentos. ....	43
Tabela 3.6 – Distância de separação entre os suspensores em cada seção para os cinco arranjos investigados com o tambor ABS. ....	48
Tabela 4.1 – Variáveis geométricas, <i>holdup</i> de sólidos e ângulo de última descarga obtidos numericamente para suspensores de dois segmentos. ....	55
Tabela 4.2 – Variáveis geométricas, <i>holdup</i> de sólidos e ângulo de última descarga obtidos numericamente para suspensores de três segmentos. ....	62
Tabela 4.3 – Respostas obtidas numericamente para suspensores de dois segmentos ( $\alpha_2 = 110^\circ$ ) e de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$ e $l_1 = l_2 = 5$ mm). ....	66
Tabela 4.4 – Respostas obtidas numericamente para suspensores de três segmentos ( $\alpha_1 = 90^\circ$ , $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ ) com $l_2 = l_3 = 4$ mm e $l_2 = l_3 = 5$ mm. ....	68
Tabela 4.5 – Coeficientes da equação de regressão.....	71
Tabela 4.6 – Combinação de ângulos entre os segmentos dos suspensor obtidos numericamente pela primeira estratégia. ....	73
Tabela 4.7 – Parâmetros de interação adotados para cada simulação empregada na calibração e seus respectivos valores de SQ.....	90
Tabela 4.8 – Condições de carregamento ideal obtidas experimentalmente para o tambor ABS com diferentes configurações de suspensores. ....	97
Tabela 4.9 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,011$ e $f = 15\%$ .....	98
Tabela 4.10 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com $Fr = 0,032$ e $f = 15\%$ .....	103

Tabela 4.11 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,001$  e  $f = 15\%..... 107$

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A(\theta)$	área ocupada por sólidos no suspensor na posição angular $\theta$	$[M^0L^2T^0]$
$d$	distância de separação entre suspensores	$[M^0L^1T^0]$
$d_p$	distância de separação padrão entre suspensores	$[M^0L^1T^0]$
$d^c$	distância de separação complementar entre suspensores	$[M^0L^1T^0]$
$d_{es}$	função de deseabilidade individual	$[M^0L^0T^0]$
$D$	diâmetro do secador	$[M^0L^1T^0]$
$D_0$	diâmetro da circunferência inscrita pela ponta do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$D_{es}$	função de deseabilidade geral	$[M^0L^0T^0]$
$e_p$	coeficiente de restituição	$[M^0L^0T^0]$
$f$	grau de preenchimento do tambor	$[M^0L^0T^0]$
$F_{n,ij}$	componente normal da força de contato entre partículas i e j	$[M^1L^{-1}T^{-2}]$
$F_{t,ij}$	componente tangencial da força de contato entre partículas i e j	$[M^1L^{-1}T^{-2}]$
$Fr$	número de Froude	$[M^0L^0T^0]$
$F_V$	fração volumétrica de partículas na célula	$[M^0L^0T^0]$
$F_p$	fração da área ocupada pelas partículas na célula	$[M^0L^0T^0]$
$g$	aceleração da gravidade	$[M^0L^1T^{-2}]$
$G^*$	módulo de cisalhamento equivalente	$[M^0L^{-1}T^{-2}]$
$G_i$	módulo de cisalhamento da partícula i	$[M^0L^{-1}T^{-2}]$
$G_j$	módulo de cisalhamento da partícula j	$[M^0L^{-1}T^{-2}]$
$I_i$	momento de inércia da partícula i	$[M^1L^2T^0]$
$K_{sf}$	coeficiente de troca de momento entre as fases fluida e sólida	$[M^0L^0T^0]$
$l_1$	comprimento do primeiro segmento do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$l_1^*$	comprimento do primeiro segmento projetado do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$l_2$	comprimento do segundo segmento do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$l_2^*$	comprimento do segundo segmento projetado do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$l_3$	comprimento do terceiro segmento do suspensor	$[M^0L^1T^0]$
$L$	comprimento do tambor	$[M^0L^1T^0]$
$m(\theta)$	massa de sólidos no suspensor na posição angular $\theta$	$[M^1L^0T^0]$
$m_i$	massa da partícula i	$[M^1L^0T^0]$
$m_j$	massa da partícula j	$[M^1L^0T^0]$

$m^*$	massa equivalente	$[M^1 L^0 T^0]$
$n_f$	número de suspensores no tambor	$[M^0 L^0 T^0]$
$n_r$	número de respostas	$[M^0 L^0 T^0]$
$p$	pressão	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$p_s$	pressão de sólidos	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$P_{\text{preto}}$	pixel preto	$[M^0 L^0 T^0]$
$P_{\text{branco}}$	pixel branco	$[M^0 L^0 T^0]$
$r_H$	distância do centro do tambor até a ponta do primeiro segmento	$[M^0 L^1 T^0]$
$r_{HS}$	distância do centro do tambor até a ponta do segundo segmento	$[M^0 L^1 T^0]$
$R$	raio do tambor	$[M^0 L^1 T^0]$
$R_0$	raio da circunferência inscrita pela ponta do suspensor	$[M^0 L^1 T^0]$
$R_i$	raio da partícula i	$[M^0 L^1 T^0]$
$R_j$	raio da partícula j	$[M^0 L^1 T^0]$
$R^*$	raio equivalente	$[M^0 L^1 T^0]$
$s$	grau de importância da Equação (3.16)	$[M^0 L^0 T^0]$
$S$	coeficiente de amortecimento	$[M^0 L^0 T^0]$
$t$	tempo	$[M^0 L^0 T^1]$
$T$	maior valor aceitável para a resposta	$[M^0 L^0 T^0]$
$t_R$	tempo de uma onda de Rayleigh	$[M^0 L^0 T^1]$
$U$	menor valor aceitável para a resposta	$[M^0 L^0 T^0]$
$v$	grau de importância da Equação (3.17)	$[M^0 L^0 T^0]$
$v_i$	velocidade da partícula i	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$\vec{v}_f$	vetor velocidade da fase fluida	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$\vec{v}_s$	vetor velocidade da fase sólida	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_{n,ij}^{\text{rel}}$	velocidade relativa normal entre as partículas i e j	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$v_{t,ij}^{\text{rel}}$	velocidade relativa tangencial entre as partículas i e j	$[M^0 L^1 T^{-1}]$
$V_I$	volume interno do suspensor	$[M^0 L^3 T^0]$
$V_T$	volume ocupado pelos sólidos no suspensor	$[M^0 L^3 T^0]$

$V_p$	volume das partículas em uma célula	$[M^0 L^3 T^0]$
$V_{cel}$	volume da célula	$[M^0 L^3 T^0]$
$x$	variável codificada das Equações (3.13), (3.14) e (3.15)	$[M^0 L^0 T^0]$
$X$	variável codificada das Equações (3.1), (3.2), (3.3), (3.4) e (3.5)	$[M^0 L^0 T^0]$
$y$	resposta específica da Equação (4.1)	$[M^0 L^0 T^0]$
$y_{exp}(\theta)$	massa de sólidos experimental na posição angular $\theta$	$[M^1 L^0 T^0]$
$y_{sim}(\theta)$	massa de sólidos simulada na posição angular $\theta$	$[M^1 L^0 T^0]$
$Y^*$	módulo de Young equivalente	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$Y_i$	módulo de Young da partícula i	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$Y_j$	módulo de Young da partícula j	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$z$	resposta específica das Equações (3.16) e (3.17)	$[M^0 L^0 T^0]$

### Símbolos gregos

$\alpha_f$	fração volumétrica da fase fluida	$[M^0 L^0 T^0]$
$\alpha_s$	fração volumétrica da fase sólida	$[M^0 L^0 T^0]$
$\alpha_1$	ângulo entre a parede do tambor e o primeiro segmento	$[M^0 L^0 T^0]$
$\alpha_2$	ângulo entre o primeiro e o segundo segmento	$[M^0 L^0 T^0]$
$\alpha_3$	ângulo entre o segundo e o terceiro segmento	$[M^0 L^0 T^0]$
$\beta$	coeficientes da Equação de regressão (4.1)	$[M^0 L^0 T^0]$
$\sigma$	ângulo de repouso estático	$[M^0 L^0 T^0]$
$\delta_{n,ij}$	sobreposição entre as partículas i e j na direção normal	$[M^0 L^1 T^0]$
$\delta_{t,ij}$	sobreposição entre as partículas i e j na direção tangencial	$[M^0 L^1 T^0]$
$\varepsilon$	porosidade do leito de partículas	$[M^0 L^0 T^0]$
$\zeta$	ângulo entre as retas que passam por $r_H$ e $r_{HS}$	$[M^0 L^0 T^0]$
$\eta_n$	efeito da dissipação de energia na direção normal	$[M^1 L^{-2} T^{-1}]$
$\eta_t$	efeito da dissipação de energia na direção tangencial	$[M^1 L^{-2} T^{-1}]$
$\phi$	ângulo de repouso dinâmico no suspensor	$[M^0 L^0 T^0]$
$\gamma$	ângulo de repouso dinâmico	$[M^0 L^0 T^0]$

$\theta$	posição angular do suspensor	$[M^0 L^0 T^0]$
$\lambda$	ângulo de inclinação do tambor em relação a horizontal	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_{din}$	coeficiente dinâmico de fricção	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_{epp}$	coeficiente de atrito estático partícula-partícula	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_{epw}$	coeficiente de atrito estático partícula-parede	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_r$	coeficiente de atrito de rolamento	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_{rpp}$	coeficiente de atrito de rolamento partícula-partícula	$[M^0 L^0 T^0]$
$\mu_{rpw}$	coeficiente de atrito de rolamento partícula-parede	$[M^0 L^0 T^0]$
$\rho$	massa específica dos sólidos no tambor	$[M^0 L^{-3} T^0]$
$\rho_f$	massa específica da fase fluida	$[M^0 L^{-3} T^0]$
$\rho_s$	massa específica da fase sólida	$[M^0 L^{-3} T^0]$
$\rho_i$	massa específica da partícula i	$[M^0 L^{-3} T^0]$
$\omega_i$	velocidade angular da partícula i	$[M^0 L^0 T^{-1}]$
$\omega_{RT}$	velocidade angular de rotação do tambor	$[M^0 L^0 T^{-1}]$
$v_i$	razão de Poisson da partícula i	$[M^0 L^0 T^0]$
$v_j$	razão de Poisson da partícula j	$[M^0 L^0 T^0]$
$\bar{\tau}_f$	tensor tensão da fase fluida	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$\bar{\tau}_s$	tensor tensão da fase sólida	$[M^1 L^{-1} T^{-2}]$
$\tau_{ij}$	torque de contato entre partículas i e j	$[M^1 L^2 T^{-2}]$
$\tau_{rij}$	torque de rolamento entre partículas i e j	$[M^1 L^2 T^{-2}]$
$\nu_0$	ângulo definido pela Equação (2.7)	$[M^0 L^0 T^0]$

### *Subscritos*

n	número de variáveis independentes
N	número de células
i	posição angular i

## LISTA DE ABREVIACÕES

FUF	ângulo de primeira descarga	$[M^0 L^0 T^0]$
HS	<i>holdup</i> de sólidos no suspensor quando este está na posição $0^\circ$	$[M^0 L^0 T^0]$
HDT	heterogeneidade de dispersão na seção transversal do tambor	$[M^0 L^0 T^0]$
HDL	heterogeneidade de dispersão na seção longitudinal do tambor	$[M^0 L^0 T^0]$
LUF	ângulo de última descarga	$[M^0 L^0 T^0]$
MS	massa de sólidos na região ativa	$[M^1 L^0 T^0]$
RAO	porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas	$[M^0 L^0 T^0]$
SQ	soma do quadrado dos desvios	$[M^1 L^0 T^0]$

---

# CAPÍTULO 1

---

## Introdução

A secagem é uma das operações unitárias mais empregadas no setor industrial, uma vez que, em raras exceções, a maioria dos produtos são submetidos à secagem em algum estágio do processo (Mujumdar, 2015). O custo da operação de secagem representa uma parcela significativa do custo total do produto. Desta forma, melhorias no desempenho desta operação são de grande importância no dimensionamento de plantas industriais.

Na secagem de materiais granulares, os secadores rotatórios são amplamente utilizados (Gu *et al.*, 2016; Jangam, 2011; Piton *et al.*, 2015; Santos *et al.*, 2016; Silva, Duarte e Barrozo, 2016; Silvério *et al.*, 2015) devido à sua alta capacidade de processamento e versatilidade, o que permite a operação de materiais granulares com diferentes propriedades físicas.

Os secadores rotatórios com suspensores se diferenciam dos demais secadores rotativos por possuírem pás internas em sua estrutura. Os suspensores, como são chamadas as pás, tem a função de carregar e distribuir o material granular na seção transversal do equipamento, em forma de cascata, proporcionando um bom contato entre as partículas e a corrente de ar quente. Eles também contribuem para a mistura de material ainda úmido no interior do leito. Os sólidos em cascata dos suspensores são chamados de fase ativa ou diluída e estão localizados na região ativa do secador. Os sólidos que repousam nos suspensores e no fundo do tambor são a fase passiva ou densa e estão localizados na região passiva do dispositivo (Piton *et al.*, 2015; Sheehan, Britton e Schneider, 2005; Sherritt *et al.*, 1993).

O desempenho dos secadores rotativos com suspensores depende principalmente da eficácia do contato entre as fases sólida e fluida em todo o comprimento do tambor. Alta eficiência operacional pode ser alcançada com o carregamento ideal do tambor, a renovação da superfície de contato, a mistura adequada do leito, garantindo temperatura e umidade uniformes do material, e a máxima utilização da região ativa, onde a secagem ocorre em maior magnitude (Geng *et al.*, 2009; Kelly, 1992; Piton *et al.*, 2015). Todas

essas condições que promovem um bom desempenho do secador rotatório são influenciadas pelas características do suspensor. As variáveis geométricas que definem o suspensor controlam o padrão de cascateamento das partículas (Kelly, 1992; Silveira *et al.*, 2020), a quantidade de sólidos nas diferentes regiões do secador (Sunkara *et al.*, 2013; Zhang *et al.*, 2020) e a distribuição do material ao longo da seção transversal do equipamento (Kelly, 1992; Piton *et al.*, 2015).

Apesar de uma abrangente literatura sobre secadores rotatórios com suspensores, o comportamento da região ativa e seus impactos na dinâmica do sistema ainda são poucos explorados (Ajayi e Sheehan, 2012a; Ghasemi *et al.*, 2020). Como o contato sólido-fluido ocorre predominantemente na região ativa, uma maior compreensão dos efeitos associados às características do suspensor sobre a distribuição de sólidos nesta região é essencial para otimizar o desempenho destes secadores.

O dimensionamento e a operação dos secadores rotatórios com suspensores ainda são uma oportunidade de aprofundamento científico. Os complexos processos fluidodinâmicos que ocorrem nestes dispositivos afetam significativamente a transferência de calor e massa entre os sólidos e o gás de secagem. Entender o comportamento dinâmico dos sólidos no interior destes secadores permite aos pesquisadores propor mudanças estruturais e operacionais no sistema que levem a um processo cada vez mais eficiente. Neste contexto, é recorrente na literatura estudos envolvendo puramente a análise dinâmica das partículas (Benhsine *et al.*, 2017; Geng *et al.*, 2009; Nascimento *et al.*, 2019; Zhou *et al.*, 2016), desconsiderando a presença do ar de secagem.

Como uma ferramenta complementar às investigações experimentais, as simulações numéricas surgem como um auxílio à compreensão da dinâmica granular. As simulações numéricas possibilitam um maior nível de detalhamento e visualização do fenômeno que ocorre em nível granular, além de superar as limitações impostas por questões de segurança de operação e de custo na confecção de plantas piloto.

As abordagens Euleriana e Lagrangeana são usualmente empregadas para a simulação da dinâmica de partículas em tambores rotatórios (Ajayi e Sheehan, 2012b; Geng *et al.*, 2011; Ghasemi *et al.*, 2020; Machado *et al.*, 2017; Santos *et al.*, 2015). Na abordagem Euleriana, as diferentes fases são tratadas como contínuas e é aplicado o conceito de fração volumétrica das fases. As equações diferenciais que regem a transferência de massa, energia e quantidade de movimento são aplicadas à cada uma das fases. Na abordagem Lagrangeana, o Método dos Elementos Discretos (DEM – *Discrete*

*Element Method*) descreve cada partícula individualmente. A trajetória das partículas é determinada pelo balanço de forças, levando em consideração as interações com as demais partículas e as fronteiras através de leis de contato.

Com base no exposto, os objetivos da presente tese são apresentados a seguir.

## 1.1. Objetivos

Esta tese tem como objetivo geral o estudo experimental e numérico dos impactos causados pelas características do suspensor e seu posicionamento na casca cilíndrica sobre a dinâmica das partículas no interior de um tambor rotatório com suspensores operado em modo batelada, sem inclinação com relação a horizontal.

Como objetivos específicos, destacam-se os seguintes:

- ❖ Aplicar o Método dos Elementos Discretos (DEM), para caracterizar o escoamento granular no tambor rotatório com suspensores;
- ❖ Através da técnica de calibração, obter os parâmetros de entrada do DEM para as interações entre as partículas e entre as partículas e a parede do equipamento;
- ❖ Caracterizar o comportamento da região ativa através da determinação numérica de variáveis quantitativas que mensurem a ocupação e a distribuição dos sólidos no espaço;
- ❖ A partir de simulações numéricas avaliar os efeitos causados pelo formato dos suspensores e pelo tamanho de seus segmentos sobre a dinâmica das partículas, especialmente na região ativa;
- ❖ Determinar numericamente as melhores configurações de suspensores com dois e três segmentos e compará-las a fim de identificar um formato mais apropriado para a operação;
- ❖ Estudar a influência da combinação dos ângulos entre os segmentos do suspensor utilizando simulações numéricas e identificar uma configuração que promova o maior aproveitamento da região ativa;
- ❖ Avaliar numericamente o efeito do carregamento do tambor e da velocidade de rotação sobre a distribuição de sólidos na seção transversal do equipamento;
- ❖ Determinar experimentalmente a velocidade de rotação do tambor para atingir a condição de carregamento ideal utilizando suspensores intercalados ao longo das paredes da casca cilíndrica;

- ❖ Investigar como os suspensores intercalados impactam na dinâmica das partículas na região ativa, a partir de testes experimentais e simulações numéricas.

---

# CAPÍTULO 2

---

## Revisão Bibliográfica

Este capítulo apresenta o embasamento teórico sobre os assuntos explorados nesta tese. São abordadas as características do tambor rotatório com suspensores, como também, os estudos existentes na literatura com o objetivo de descrever a dinâmica do material particulado no interior deste equipamento. As principais técnicas de simulação numéricas empregadas na modelagem do escoamento granular em tambores rotatórios, a Fluidodinâmica Computacional (CFD) e o Método dos Elementos Discretos (DEM), também são apresentadas.

### 2.1. Secadores rotatórios com suspensores

Os secadores rotatórios com suspensores são comumente usados para o processamento de partículas com diferentes tamanhos, formatos, teor de umidade e fluidez, sendo ideais para a secagem de materiais granulares de escoamento livre, como sementes, grãos, açúcar e minérios (Lee, 2008; Perry e Green, 1997).

Os secadores rotativos com suspensores consistem em um longo tambor cilíndrico que gira em torno do seu próprio eixo longitudinal. O tambor é ligeiramente inclinado em relação à horizontal ( $0^\circ$  a  $5^\circ$ ) para induzir o fluxo de sólidos de uma extremidade para a outra. Os suspensores são posicionados na circunferência interna do tambor; eles carregam as partículas e as dispersam na corrente de gás quente, aumentando, desta forma, a área de superfície de contato (Geng *et al.*, 2011; Sunkara *et al.*, 2013). Na Figura 2.1 é mostrada uma construção típica de um secador rotatório com suspensores. O sólido úmido é alimentado em uma extremidade do tambor, e conforme o secador gira, os sólidos são coletados pelos suspensores e carregados até a metade superior da casca cilíndrica de onde são descarregados formando uma cortina de partículas na seção transversal do equipamento. A operação consiste em ciclos de carregamento e descarregamento dos suspensores, de modo que a cortina de partículas é constantemente formada.

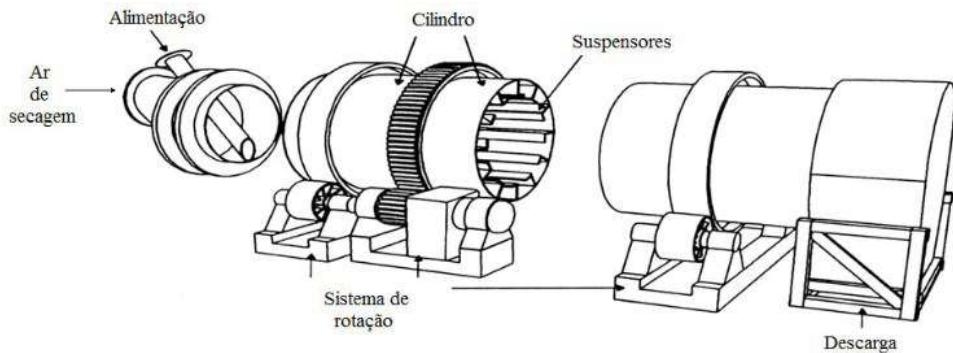


Figura 2.1 – Esquema de um secador rotatório com suspensores (Perry e Green, 1997).

A seção transversal do secador rotatório com suspensores é formada pelas regiões ativa e passiva, conforme mostrado na Figura 2.2. A região passiva equivale ao espaço ocupado pelos suspensores. A depender da configuração do tambor, pode ocorrer a formação de um leito de partículas na parte inferior do tambor, sendo que o espaço ocupado por este leito é também classificado como região passiva. Os sólidos carregados pelos suspensores, bem como aqueles localizados no fundo do tambor, são chamados de fase passiva ou fase densa. A região ativa corresponde à região central do secador, onde o material sólido entra em contato direto com o gás quente e a secagem ocorre em maior magnitude. O material em queda dos suspensores é denominado fase ativa ou fase diluída. As partículas gastam aproximadamente um décimo de seu tempo de residência na região ativa. Nesta região ocorre a formação da cortina de partículas, cujas características afetam significativamente a transferência de calor e massa entre o sólido e o fluido. Os sólidos mudam continuamente de uma fase para a outra, e a frequência de troca depende das propriedades do material (coesão e ângulo de repouso dinâmico) e parâmetros operacionais (taxa de alimentação do ar e de sólidos, inclinação do tambor, velocidade de rotação e geometria do equipamento) (Sheehan, Britton e Schneider, 2005; Sherritt *et al.*, 1993).

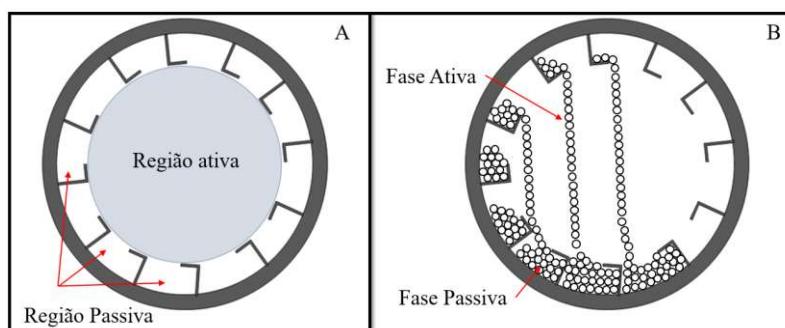


Figura 2.2 – Representação das regiões (A) e das fases (B) ativa e passiva (Autoria própria, 2021).

### 2.1.1. Formato dos suspensores

O desempenho do secador rotatório com suspensores é fortemente dependente da efetividade do contato sólido-fluido. Os suspensores são os principais responsáveis por promover a interação entre as fases sólida e fluida. Eles controlam o padrão de cascateamento das partículas, a distribuição de material na seção transversal, a quantidade de sólidos presente nas regiões ativa e passiva e a frequência de renovação da superfície de contato (Kelly, 1992; Silveira *et al.*, 2020; Sunkara *et al.*, 2013). Os suspensores também podem influenciar no tempo de residência dos sólidos no secador e no grau de mistura do leito (Piton *et al.*, 2015; Zhou *et al.*, 2016).

Diferentes tipos de suspensores são usados para a secagem de materiais granulares. A geometria do suspensor está diretamente associada com as características do sólido a ser seco. A Figura 2.3 mostra os principais tipos de suspensores e sua respectiva nomenclatura.

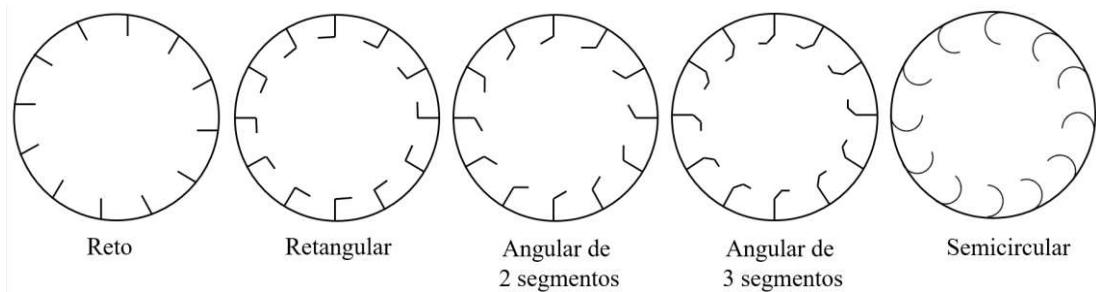


Figura 2.3 – Principais formatos de suspensores utilizados em secadores rotatórios  
(Lisboa, 2005).

Os suspensores retos são indicados para secagem de partículas muito coesas ou filamentosas, pois promovem o aumento do grau de mistura do leito (Gu *et al.*, 2016; Zhou *et al.*, 2016). Para materiais de baixa coesão, são indicados os suspensores retangulares, angulares e semicirculares. Os suspensores semicirculares são considerados mais fáceis de se fabricar quando comparados aos demais formatos (Perry e Green, 1997). Os suspensores retangulares e angulares são frequentemente empregados em diferentes aplicações industriais. Os suspensores angulares de dois segmentos possibilitam o maior carregamento de partículas, garantindo que uma grande quantidade de sólidos seja lançada na corrente de gás. Os suspensores angulares de três segmentos promovem uma adequada mistura do material ainda úmido e um contato eficiente deste com o ar de secagem e, portanto, levam a uma temperatura e teor de umidade do material uniformes

(Mujumdar, 2015; Piton *et al.*, 2015).

Existem ainda outros formatos de suspensores investigados pela literatura. Kelly (1992) estudou formatos de suspensores com foco na distribuição dos sólidos na metade superior do tambor. O autor propôs dois formatos de suspensores, são eles o suspensor de igual distribuição angular (EAD) e o suspensor de distribuição central (CBD) (Figura 2.4). No entanto, as configurações desses suspensores (EAD e CBD) são bastante complexas e pouco aplicadas.

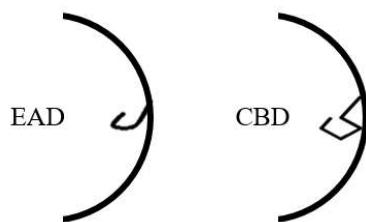


Figura 2.4 – Formatos de suspensores propostos por Kelly (1992).

Sousani *et al.* (2019) propuseram formatos de suspensores considerando aplicações industriais específicas. A Figura 2.5 ilustra estes formatos e as cortinas de partículas geradas por eles. Os suspensores foram obtidos com base em modificações e combinações dos formatos mais comuns. Os suspensores de condicionamento são utilizados para partículas finas e úmidas que tendem a se aglomerar. Este formato tem a finalidade de quebrar o conglomerado e garantir que todas as partículas se espalhem uniformemente. Os suspensores em V são utilizados para alcançar diferentes níveis de mistura, em especial para leitos com difícil homogeneização.



Figura 2.5 – Formatos de suspensores propostos por Sousani *et al.* (2019) e suas respectivas cortinas de partículas.

Em secadores rotatório de grande extensão, podem ser empregados diferentes formatos de suspensores ao longo de seu comprimento a fim de adaptar o secador às características variáveis do material durante a secagem (Renaud, Thibault e Alvarez, 2001; Sousani *et al.*, 2019). Esta estratégia também é utilizada quando diferentes operações ocorrem sequencialmente no tambor rotativo (Guen *et al.*, 2013; Piton *et al.*, 2015).

### 2.1.2. Dimensão dos suspensores

Um passo importante no projeto de tambores rotatórios é o dimensionamento dos suspensores. Na maioria dos casos, a profundidade do suspensor está entre  $D/l_2$  a  $D/8$ , onde  $D$  é o diâmetro do secador (Perry e Green, 1997).

A Figura 2.6 apresenta as dimensões típicas para um tambor rotatório com suspensores retangulares, onde  $R$  é o raio do tambor rotatório e  $l_1$  e  $l_2$  representam o comprimento do primeiro e do segundo segmento do suspensor, respectivamente.

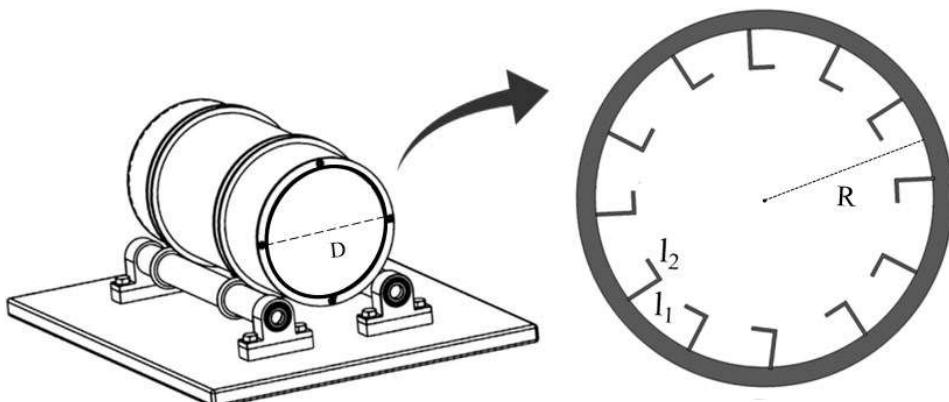


Figura 2.6 – Representação esquemática de um tambor rotatório com suspensores retangulares e suas dimensões típicas (Autoria própria, 2021).

Sunkara (2013), em seu estudo de dimensionamento de tambores rotativos, propôs uma equação que estabelece a razão de comprimento máxima entre os segmentos  $l_1$  e  $l_2$  (Equação (2.1)). Esta equação é válida para suspensores retangulares cuja distância do centro do tambor até a ponta do primeiro segmento é representada pela dimensão  $r_H$ .

$$\left(\frac{l_2}{l_1}\right)_{\max} = \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{r_H}{R}\right)^2}}{\left(\frac{l_1}{R}\right)} \quad (2.1)$$

Alguns estudos da literatura investigaram o efeito da razão de comprimento do primeiro e do segundo segmento do suspensor ( $l_2/l_1$ ) no desempenho do equipamento. Ao analisar a dinâmica de um tambor rotatório com suspensores, Sunkara *et al.* (2013) constataram que o aumento da razão  $l_2/l_1$  promove uma elevação na taxa de descarregamento de sólidos do suspensor. Piton *et al.* (2015), em seus estudos utilizando um forno rotativo, observaram que para suspensores com  $l_2/l_1 \leq 1$  ocorre um aumento, tanto na quantidade de material na região ativa, como na eficiência de transferência de calor. Contudo, para  $l_2/l_1 > 1$  os autores observaram um comportamento inverso. Em suspensores com altas razões de comprimento, a descarga elevada de sólidos pode acarretar no efeito de blindagem das partículas vizinhas, que evitam o contato íntimo entre os sólidos localizados internamente na cortina e o gás de secagem. O efeito de blindagem leva a uma operação ineficiente devido à baixa transferência de calor e massa.

Glikin (1978) apud (Mujumdar, 2015) estabeleceu uma relação para a predição do espaçamento mínimo entre suspensores retangulares. Os parâmetros empregados pelo autor são apresentados na Figura 2.7. Segundo o autor, o segmento Q deve ter tamanho superior ao segmento O, a fim de garantir que o suspensor adjacente não atrapalhe o carregamento de outro suspensor. As Equações (2.2) a (2.4) apresentam esta relação entre os segmentos Q e O, onde  $n_f$  é o número de suspensores que o tambor possui,  $r_{HS}$  é a distância do centro do tambor até a ponta do segundo segmento,  $\zeta$  é o ângulo compreendido entre as retas que passam por  $r_H$  e  $r_{HS}$ , e  $\phi$  é o ângulo de repouso dinâmico formado pelo material particulado quando o suspensor está na posição  $0^\circ$ .

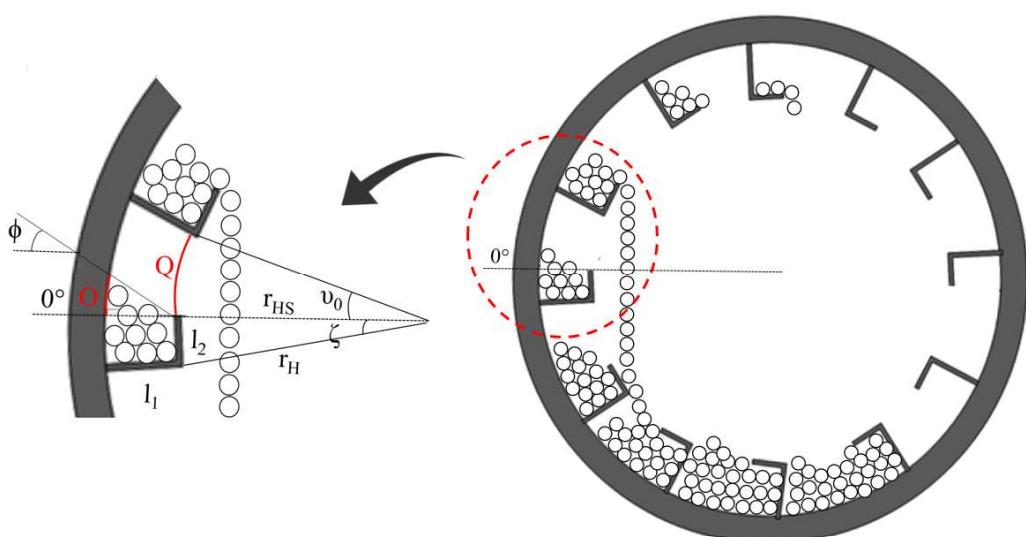


Figura 2.7 – Definição de parâmetros empregados na determinação do espaçamento mínimo entre suspensores (Autoria própria, 2021).

$$r_{HS} \tan\left(\frac{2\pi}{n_f} - \zeta\right) > l_1 \tan(\phi) \quad (2.2)$$

$$r_{HS} = R - l_1 \quad (2.3)$$

$$\tan \zeta = \frac{l_2}{r_H} \quad (2.4)$$

As Equações (2.1) a (2.4) podem ser estendidas para suspensores angulares de três segmentos. Neste caso, são empregadas as projeções  $l_1^*$  e  $l_2^*$  que correspondem às dimensões projetadas que um suspensor de dois segmentos teria ao representar o suspensor de três segmentos (Figura 2.8). As Equações (2.5) e (2.6) apresentam, respectivamente, como são computadas as projeções  $l_1^*$  e  $l_2^*$ , nas quais  $\alpha_1$  é o ângulo formado entre a parede do tambor e o primeiro segmento,  $\alpha_2$  é o ângulo entre o primeiro e o segundo segmento,  $\alpha_3$  é o ângulo entre o segundo e o terceiro segmento, e  $l_3$  corresponde ao comprimento do terceiro segmento.

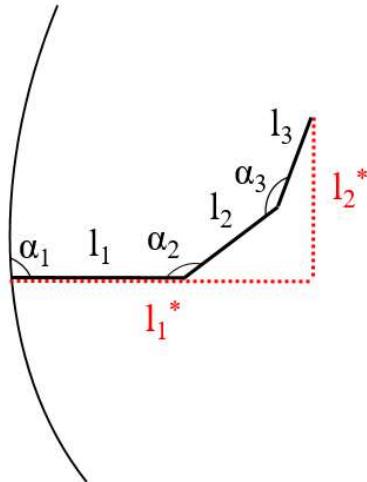


Figura 2.8 – Representação das dimensões projetadas  $l_1^*$  e  $l_2^*$  (Autoria própria, 2021).

$$l_1^* = l_1 + l_2 \cos(180^\circ - \alpha_1) + l_3 \cos(180^\circ - (360^\circ - \alpha_1 - \alpha_2)) \quad (2.5)$$

$$l_2^* = l_2 \sin(180^\circ - \alpha_1) + l_3 \sin(180^\circ - (360^\circ - \alpha_1 - \alpha_2)) \quad (2.6)$$

O tamanho dos segmentos do suspensor afeta o número ideal de suspensores que podem ser alocados na casca cilíndrica. O aumento do número de suspensores resulta em maior capacidade de operação do tambor rotatório (Karali *et al.*, 2018), maior grau de

mistura do leito (Gu *et al.*, 2016) e maior número de cortinas de sólidos formadas na região ativa. Segundo Sunkara (2013), o número máximo de suspensores (número teórico de suspensores) que deve conter um tambor rotatório é determinado através da Equação (2.7).

$$n_{f,\text{teórico}} = \frac{2\pi}{\zeta + v_0} \quad (2.7)$$

### 2.1.3. Carga de sólidos no secador rotatório com suspensores

A carga de sólidos no secador é uma variável importante na caracterização do movimento das partículas. O carregamento (*holdup*) de um secador rotativo é definido como a quantidade total de sólidos alimentada ao equipamento. Essa variável operacional influencia a quantidade e a distribuição de sólidos, tanto na região ativa, quanto na região passiva, além de afetar o tempo de residência das partículas ao longo do tambor e a transferência de calor e massa (Karali *et al.*, 2015).

Usualmente os secadores rotatórios operam com 10% a 15% de seu volume preenchido com material sólido (Perry e Green, 1997; Mujumdar, 2015). Abaixo dessa faixa, o carregamento se torna insuficiente para o preenchimento dos suspensores, enquanto que acima desta faixa é possível que as partículas no fundo do tambor não sejam carregadas pelo suspensor, comprometendo a eficácia do contato fluido-partícula e, assim, a eficiência do processo de remoção de umidade.

O tambor rotatório pode ser classificado, quanto ao seu carregamento, em: subcarregado, carregamento ideal e sobrecarregado. Esse comportamento é afetado pela posição que ocorre a primeira descarga de sólidos pelos suspensores (*First Unloading Flight* – FUF).

O tambor opera subcarregado quando a primeira descarga do suspensor ocorre após a posição angular 0°, conforme apresentado na Figura 2.9 (A). Convencionalmente, a posição angular 0° é definida traçando uma linha horizontal que divide o tambor ao meio. Na condição de subcarregamento, os suspensores não estão completamente preenchidos com material e a cortina de partícula é formada em posições angulares elevadas. Neste caso, a fração do tempo de residência que as partículas permanecem na região ativa é menor que o período requerido para a secagem eficiente.

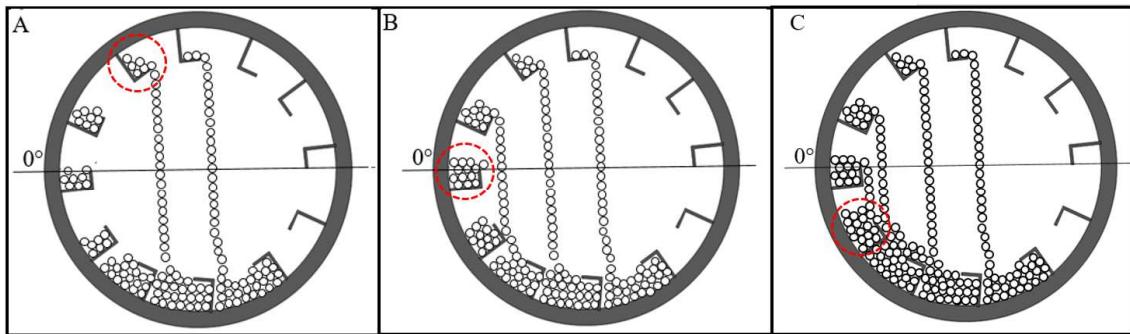


Figura 2.9 – Condições de carregamento de um secador rotatório com suspensores: subcarregado (A), carregamento ideal (B) e sobreacarregado (C) (Autoria própria, 2021).

Na condição de carregamento ideal, os suspensores estão completamente preenchidos e a descarga de sólidos inicia-se exatamente na posição angular  $0^\circ$ , como indicado na Figura 2.9 (B). O carregamento ideal é assumido como o ponto de operação onde ocorre a máxima interação entre os sólidos e o gás de secagem.

O sobreacarregamento ocorre quando a descarga de sólidos se inicia antes da posição angular  $0^\circ$  (Figura 2.9 (C)). Neste caso, o secador opera com carga maior que a necessária para preencher os suspensores, sendo que o material excedente se acumula no fundo do tambor e o contato entre as partículas e o gás de secagem se torna limitado.

O carregamento ideal é um parâmetro importante no projeto de secadores e por isso diferentes abordagens experimentais e teóricas têm sido empregadas para a sua determinação.

Ajayi e Sheehan (2012a) utilizaram uma câmera para capturar imagens da área da seção transversal do tambor e empregaram técnicas de análise de imagem para estimar a quantidade de material no suspensor e determinar a condição de carregamento ideal.

A partir de dados experimentais obtidos para diferentes condições operacionais, Karali *et al.* (2015) determinaram a carga ideal com base na saturação do material no ângulo de última descarga de partículas (*Last Unloading Flight* - LUF). O ângulo LUF auxilia na caracterização do escoamento dos sólidos em tambores rotatórios com suspensores, sendo que, quanto maior o LUF, maior o alcance da cortina de partículas. Os autores também propuseram um modelo baseado em dados experimentais para auxiliar na determinação do carregamento ideal.

Nascimento, Duarte e Barrozo (2018) avaliaram a representatividade dos modelos geométricos disponíveis na literatura para a determinação do carregamento ideal. Os modelos investigados eram indicados para tambores com 12 suspensores retangulares.

Devido ao significativo desvio obtido entre os modelos e os dados experimentais (desvio médio entre 13,2% e 34%), os autores propuseram uma modificação nos parâmetros do modelo de Karali *et al.* (2015), o que resultou um desvio máximo de 4,4%. Contudo, os modelos geométricos apresentam limitações quanto ao número e ao tipo de suspensores, além de baixa aplicabilidade para outras condições diferentes daquelas em que foram determinados.

Zhang *et al.* (2021) investigaram, numérica e experimentalmente, o movimento das partículas em um tambor rotatório com diferentes números de suspensores retangulares. Os autores constataram que variando a velocidade de rotação de 10 rpm a 30 rpm ocorreu um aumento no ângulo de última descarga (LUF) e na razão entre a massa de partículas no suspensor na posição angular 0° e a massa total de partículas no tambor (*holdup*). Os autores também compararam a predição de carregamento obtida pelos modelos geométricos da literatura e pelas simulações numéricas com medições experimentais e verificaram uma boa concordância dos dados experimentais com as simulações, enquanto que os modelos geométricos apresentaram desvios significativos.

As simulações numéricas têm se mostrado como uma ferramenta complementar bastante útil para a análise de sistemas granulares. O tópico 2.2 abordará com maior detalhamento as principais abordagens numéricas utilizadas para modelar os tambores rotatórios.

#### **2.1.4. Carga de sólidos nos suspensores**

A quantidade de sólidos carregada pelo suspensor é função da posição angular que o suspensor ocupa no interior do tambor, da geometria do suspensor e dos ângulos de repouso estático e dinâmico das partículas.

Karali *et al.* (2018) estudaram diferentes geometrias de suspensores para um tambor rotatório operando em carregamento ideal. Os autores avaliaram como a razão de comprimento ( $l_2/l_1$ ) afeta o *holdup* de sólidos no suspensor. Alterando a razão de comprimento de 0,37 para 0,75, o carregamento do suspensor aumentou significativamente (cerca de 62%), sendo esta a variável dependente mais afetada por  $l_2/l_1$  dentre as demais respostas de interesse investigadas pelos autores, tais como taxa de cascateamento e altura média de queda das partículas.

O ângulo de repouso estático ( $\sigma$ ) corresponde ao ângulo formado entre uma pilha de material derramado sobre uma superfície reta e o plano horizontal a essa superfície (Figura 2.10). Esse ângulo está associado à coesividade do material (Woodcock e Mason,

1987).

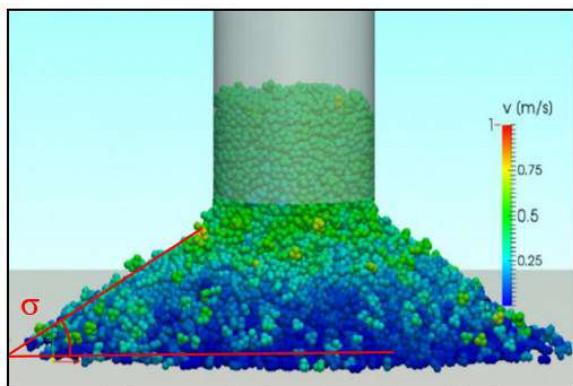


Figura 2.10 – Representação do ângulo de repouso estático (Adaptado de Al-Hashemi e Al-Amoudi, 2018).

Nascimento *et al.* (2015) investigaram o efeito das características de diferentes materiais sobre o *holdup* de sólidos no suspensor. Os autores constataram que a carga de sólidos transportada pelos suspensores foi maior quando se utilizam fertilizantes ao invés de partículas de vidro, sendo ambos os materiais de mesma dimensão (diâmetro de 2,56 mm). As partículas de fertilizante apresentam uma maior resistência ao escoamento devido à sua coesividade, o que pode ser verificado através do ângulo de repouso estático mensurado pelos autores,  $\sigma = 41^\circ$  para fertilizante e  $\sigma = 28^\circ$  para esferas de vidro. Para esta medição foi empregado o dispositivo desenvolvido por Santos *et al.* (2013), em que as partículas são colocadas livremente sobre um plano, o qual já possui partículas previamente aderidas à sua superfície. Em seguida, o plano começa a ser inclinado e as partículas livres tendem a rolar; neste instante, é medido o ângulo de repouso estático do material, que corresponde ao ângulo obtido entre o plano inclinado e a superfície horizontal.

O ângulo de repouso dinâmico ( $\gamma$ ) é geralmente definido como um ângulo de estabilidade para os sólidos repousando em um tambor rotatório sem suspensores. Para o caso do tambor com suspensores, as partículas sobre o suspensor também apresentam um ângulo de repouso dinâmico com o plano horizontal. Como  $\gamma$  é afetado pela velocidade de rotação do tambor ( $\omega_{RT}$ ), este é denominado ângulo de repouso dinâmico no suspensor ( $\phi$ ) (Karali, 2015). A Figura 2.11 ilustra os ângulos de repouso dinâmico  $\gamma$  e  $\phi$ . A partir do ângulo de repouso dinâmico no suspensor, é possível determinar a superfície do sólido em cada suspensor e, assim, estimar geometricamente o *holdup* de sólidos pelo cálculo

da área circundada por essa superfície (Baker, 1988; Kelly, 1992).

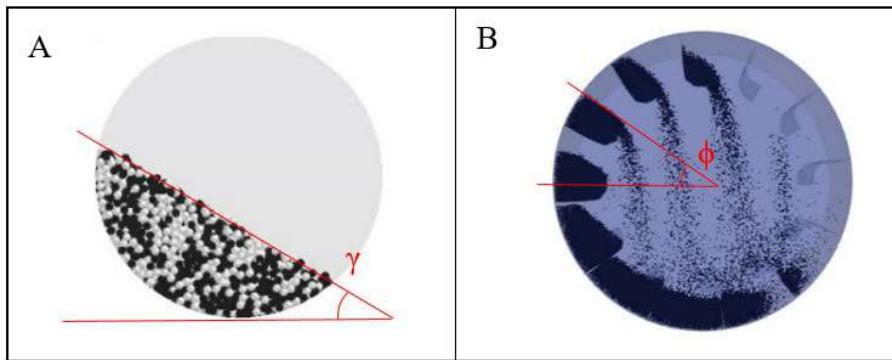


Figura 2.11 – Representação do ângulo de repouso dinâmico (Brandão, 2017) (A) e do ângulo de repouso dinâmico no suspensor (B) (Autoria própria, 2021).

Schofield e Glinkin (1962) *apud* Mujumdar (2015) propuseram a Equação (2.8) para determinar o ângulo de repouso dinâmico no suspensor ( $\phi$ ), obtida como resultado do balanço de forças gravitacional, centrifuga e de atrito atuantes em uma partícula na iminência de cair do suspensor:

$$\tan \phi = \frac{\mu_{\text{din}} + \frac{R_0 \omega_{\text{RT}}^2}{g} (\cos \theta - \mu_{\text{din}} \sin \theta)}{1 - \frac{R_0 \omega_{\text{RT}}^2}{g} (\sin \theta - \mu_{\text{din}} \cos \theta)} \quad (2.8)$$

em que  $\mu_{\text{din}}$  é o coeficiente de atrito dinâmico,  $R_0$  é o raio da circunferência inscrita pela ponta do suspensor e  $g$  é a gravidade. Segundo Kelly (1968) *apud* Mujumdar (2015), a Equação (2.8) pode ser empregada quando a razão entre as forças centrifuga e gravitacional ( $R_0 \omega_{\text{RT}}^2 / g$ ) é menor que 0,4. O termo  $R_0 \omega_{\text{RT}}^2 / g$  corresponde ao número de Froude (Fr), um adimensional da velocidade de rotação utilizado em estudos de tambores rotatórios. Usualmente, os secadores rotatórios operam na faixa de  $0,0025 \leq \text{Fr} \leq 0,04$ , intervalo no qual a Equação (2.8) pode ser empregada com segurança.

O coeficiente de atrito dinâmico está associado às propriedades do material, tais como o formato, o tamanho, o teor de umidade e a densidade. Este parâmetro pode ser determinando isolando o termo  $\mu_{\text{din}}$  na Equação (2.8) e empregando os dados do ângulo de repouso do material em diferentes posições angulares do suspensor (Kelly, 1968; *apud* Mujumdar, 2015).

## 2.2. Abordagem numérica

Nos últimos anos, as simulações numéricas têm sido amplamente utilizadas para descrever o fluxo granular em diversas aplicações (Bouras *et al.*, 2021; Chen *et al.*, 2021; Deng *et al.*, 2015; Natsui *et al.*, 2018; Vega-Garcia, Brito-Parada e Cilliers, 2018). Essa ferramenta possibilita aos pesquisadores obterem informações do leito granular com maior nível de detalhamento, além de permitir a visualização do fenômeno investigado.

Aliadas às investigações experimentais, as quais são fundamentais, as simulações numéricas possibilitam expandir a compreensão da dinâmica de partícula que ocorre no interior de tambores rotatórios com suspensores. As abordagens Euleriana e Lagrangeana são usualmente empregadas na literatura para a modelagem de tambores rotatórios, sendo que tais abordagens serão descritas nos tópicos seguintes.

### 2.2.1. Abordagem Euleriana – Fluidodinâmica Computacional (CFD)

Na abordagem Euleriana, as diferentes fases (fluido e sólido) que compõem o sistema são tratadas matematicamente como contínuas e interpenetrantes. Neste contexto, é introduzido o conceito de fração volumétrica das fases, o qual permite computar a distribuição do componente ou fase em um escoamento multifásico. O somatório das frações volumétricas das fases em cada posição no interior do sistema deve ser igual a 1.

O sistema multifásico é descrito pelas equações de conservação de massa (Equações (2.9) e (2.10)) e quantidade de movimento (Equações (2.11) e (2.12)) aplicadas a ambas as fases:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_f \rho_f) + \nabla \cdot (\alpha_f \rho_f \vec{v}_f) = 0 \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \vec{v}_s) = 0 \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \alpha_f \rho_f \vec{v}_f \right) + \nabla \cdot \left( \alpha_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f \right) = -\alpha_f \nabla p + \nabla \cdot \tau_f^+ + \alpha_f \rho_f \vec{g} + \left( K_{sf} \left( \vec{v}_s - \vec{v}_f \right) \right) \quad (2.11)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \alpha_s \rho_s \vec{v}_s \right) + \nabla \cdot \left( \alpha_s \rho_s \vec{v}_s \vec{v}_s \right) = -\alpha_s \nabla p - \nabla p_s + \nabla \cdot \tau_s^+ + \alpha_s \rho_s \vec{g} + \left( K_{sf} \left( \vec{v}_f - \vec{v}_s \right) \right) \quad (2.12)$$

sendo  $\alpha_f$ ,  $\alpha_s$ ,  $\vec{v}_f$ ,  $\vec{v}_s$ ,  $\rho_f$ ,  $\rho_s$ ,  $p$ ,  $p_s$ ,  $\tau_f^+$  e  $\tau_s^+$  a fração volumétrica da fase fluida, a fração

volumétrica da fase sólida, o vetor velocidade da fase fluida, o vetor velocidade da fase sólida, a massa específica da fase fluida, a massa específica da fase sólida, a pressão, a pressão de sólidos, o tensor tensão da fase fluida e o tensor tensão da fase sólida, respectivamente. O efeito do arraste que a fase fluida exerce sobre a fase sólida é contabilizado pelo coeficiente de troca fluido-sólido ( $K_{sf}$ ).

Para a implementação da abordagem Euleriana, além das equações já mencionadas, é necessário especificar os modelos de arraste, colisão e fricção a serem empregados, conforme as características do sistema em estudo, assim como definir os parâmetros da modelagem e as condições de contorno utilizadas nas fronteiras do domínio.

O coeficiente de especularidade é uma condição de contorno especialmente aplicada a sistemas multifásicos granulares. Ele representa a fração de colisões que transferem momento lateral para a parede, variando entre 0 e 1.

Machado *et al.* (2017) avaliaram o efeito das condições de contorno de uma modelagem Euleriana sobre o comportamento do fluxo de sólidos em um tambor rotatório com um único suspensor. Observou-se que, quanto menor o coeficiente de especularidade, menor foi o *holdup* de sólidos no suspensor. O coeficiente de especularidade tende a afetar a aderência das partículas à parede do tambor rotatório, de modo que baixos valores para esse coeficiente caracterizam uma superfície lisa, apresentando menor resistência à descarga de sólidos.

Devido ao movimento complexo dos sólidos no interior do tambor rotatório, Nascimento *et al.* (2021) empregaram o modelo de turbulência  $\kappa$ - $\varepsilon$  para analisar seu efeito sobre o fluxo granular em um tambor rotatório com doze suspensores. Os autores constataram que a aplicação do modelo de turbulência foi essencial na descrição da dinâmica granular. Sem o modelo de turbulência, o ângulo de última descarga (LUF) obtido para diferentes velocidades de rotação era próximo a 180°, enquanto que experimentalmente o LUF foi de 130°. Com a inclusão do modelo de turbulência, os resultados simulados representaram adequadamente os dados experimentais da unidade em estudo.

Outros pesquisadores aplicaram a abordagem Euleriana para obter informações de entrada para a implementação da abordagem Lagrangeana, a fim de melhor representar o processo em estudo.

Rezaei, Lim e Sokhansanj (2022) investigaram como as características do material particulado afetam a distribuição do tempo de residência em um tambor rotatório

contendo seis suspensores retangulares. A abordagem Euleriana foi utilizada para calcular a força de arrasto exercida pelo fluxo de ar sobre as partículas em queda dos suspensores. A força de arrasto alcançou valores mais elevados no centro do tambor e valores menores entre os suspensores, próximo à parede giratória. Os autores observaram que partículas com esfericidade  $\leq 0,4$  são mais afetadas pela força de arrasto, apresentando maior deslocamento longitudinal dentro do equipamento. As partículas com baixa esfericidade também apresentam maior tempo de residência nos suspensores, comparadas as partículas esféricas.

### **2.2.2. Abordagem Lagrangeana – Método dos Elementos Discretos (DEM)**

Na presente tese, uma modelagem Lagrangeana (DEM) foi utilizada a fim de representar a dinâmica de partículas no interior do tambor rotatório com suspensores.

Proposto por Cundall e Strack (1979), o Método dos Elementos Discretos (*Discrete Element Method – DEM*) é empregado para modelar a dinâmica entre partículas que compõem um sistema granular. Neste método, a trajetória de cada partícula é monitorada considerando as interações com partículas vizinhas e com as paredes do equipamento. Para descrever o movimento rotacional e translacional das partículas, o DEM emprega a segunda Lei de Newton em sua forma diferencial (Equações (2.13) e (2.14)). O somatório de forças e torques que atuam sobre a partícula é calculado a cada instante de tempo. A partir da integração temporal das equações de movimento, é obtida a posição e a velocidade de cada partícula i:

$$m_i \frac{dv_i}{dt} = \sum_j (F_{n,ij} + F_{t,ij}) + m_i g \quad (2.13)$$

$$I_i \frac{d\omega_i}{dt} = \sum_j \tau_{ij} + \tau_{rij} \quad (2.14)$$

sendo  $m_i$ ,  $v_i$ ,  $I_i$  e  $\omega_i$  a massa, a velocidade linear, o momento de inércia e a velocidade angular da partícula i, respectivamente, enquanto  $F_{n,ij}$ ,  $F_{t,ij}$ ,  $\tau_{ij}$  e  $\tau_{rij}$  são as forças normal e tangencial, o torque de contato e o torque de rolamento entre as partículas i e j, respectivamente.

A estratégia adota no DEM consiste em, a partir da posição da partícula i, verificar a ocorrência do contato desta com a sua vizinhança. Em seguida, as forças atuantes sobre a partícula devido ao contato são calculadas utilizando modelos adequados de contato. As

equações do movimento são resolvidas e uma atualização da posição e da velocidade da partícula i é obtida.

Ao entrar em contato, as partículas deformam-se mutuamente, ocasionando a variação de sua forma. Devido à complexidade de tratar sistemas de forma variável, Cundall e Strack (1979) propuseram uma aproximação para representar a deformação e, assim, contabilizar a força ocasionada pelo contato. Tal aproximação admite a inter penetração dos corpos, com magnitude significativamente menor que o tamanho das partículas. Cada formato de partícula possui uma condição a ser satisfeita para a detecção do contato (Jiang *et al.*, 2020; Yang *et al.*, 2020). Para partículas esféricas, o contato é detectado quando a distância entre os centros de massa das partículas é menor que a soma de seus respectivos raios.

Os modelos de força de contato utilizados visam representar a elasticidade dos materiais que constituem as partículas, como também a perda de energia devido ao atrito entre os corpos. Em geral, os modelos de força de contato são função da magnitude de sobreposição e da velocidade da partícula após o contato. De acordo com a dependência entre estas variáveis, os modelos são classificados como linear e não linear.

O modelo linear proposto por Cundall e Strack (1979) (*linear spring-dashpot model*), faz uma analogia a um sistema mecânico mola-amortecedor. Neste, a mola representa a deformação elástica devido ao contato, enquanto o amortecedor representa a dissipação viscosa. Este modelo admite um valor constante para o coeficiente de restituição e para o tempo de colisão. Segundo Kruggel-Emden *et al.* (2007), tais variáveis dependem da intensidade das forças de contato, especialmente no caso de partículas esféricas.

Diferentes modelos não lineares foram propostos pela literatura (Hertz, 1882; Langston, Tuzun e Heyes, 1994; Mindlin e Dereriewicz, 1953; Walton *et al.*, 1986; Di Maio e Di Renzo, 2005), sendo que alguns possuem significativa complexidade, o que restringe sua utilização. O modelo não linear mais prático de ser utilizado e comumente aplicado nas simulações DEM é o modelo de Hertz-Mindlin. Este modelo baseia-se na teoria de Hertz para a direção normal e no modelo modificado de Mindlin para a direção tangencial (Thornton, 2015). No modelo de Hertz-Mindlin, as forças de contato normal e tangencial são determinadas pelas Equações (2.15) e (2.16):

$$F_{n,ij} = \frac{4}{3} Y^* \sqrt{R^*} \delta_{n,ij}^{3/2} - \eta_n v_{n,ij}^{\text{rel}} \quad (2.15)$$

$$F_{t,ij} = 8G^* \sqrt{R^*} \delta_{t,ij}^{3/2} - \eta_t v_{t,ij}^{\text{rel}} \quad (2.16)$$

sendo  $\delta_{n,ij}$ ,  $\delta_{t,ij}$ ,  $v_{n,ij}^{\text{rel}}$ ,  $v_{t,ij}^{\text{rel}}$  a sobreposição normal, a sobreposição tangencial, a velocidade relativa normal e a velocidade relativa tangencial respectivamente. O módulo de Young equivalente ( $Y^*$ ), o módulo de cisalhamento equivalente ( $G^*$ ) e o raio equivalente ( $R^*$ ) são computados pelas Equações (2.17), (2.18) e (2.19):

$$\frac{1}{Y^*} = \frac{(1 - v_i^2)}{Y_i} + \frac{(1 - v_j^2)}{Y_j} \quad (2.17)$$

$$\frac{1}{G^*} = \frac{(2 - v_i)}{G_i} + \frac{(2 - v_j)}{G_j} \quad (2.18)$$

$$\frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_i} + \frac{1}{R_j} \quad (2.19)$$

em que  $Y_i$ ,  $G_i$ ,  $v_i$ ,  $R_i$  e  $Y_j$ ,  $G_j$ ,  $v_j$ ,  $R_j$  são o módulo de Young, o módulo de cisalhamento, a razão de Poisson e o raio das partículas i e j, respectivamente.

Limitada pela lei do atrito de Coulomb, a máxima força tangencial possível é uma função do coeficiente de atrito estático ( $\mu_e$ ) e a força normal ( $F_{n,ij}$ ):

$$F_{t,ij,\max} = \mu_e \times F_{n,ij} \quad (2.20)$$

O efeito da dissipação de energia é contabilizado em ambas as direções normal ( $\eta_n$ ) e tangencial ( $\eta_t$ ), sendo determinado pelas Equações (2.21) a (2.24):

$$\eta_n = -2\sqrt{\frac{5}{6}} S \sqrt{\left(2Y^* \sqrt{R^* \delta_{n,ij}}\right) m^*} \quad (2.21)$$

$$\eta_t = -2\sqrt{\frac{5}{6}} S \sqrt{\left(8Y^* \sqrt{R^* \delta_{t,ij}}\right) m^*} \quad (2.22)$$

$$S = \frac{\ln(e_p)}{\sqrt{\ln^2(e_p) + \pi^2}} \quad (2.23)$$

$$\frac{1}{m^*} = \frac{1}{m_i} + \frac{1}{m_j} \quad (2.24)$$

em que  $m^*$ ,  $m_i$ ,  $m_j$  e  $e_p$  são, respectivamente, a massa equivalente, a massa da partícula i, a massa da partícula j e  $e_p$  o coeficiente de restituição.

As forças de contato atuam no ponto central à área sobreposta entre as partículas i e j, podendo ocasionar o movimento rotacional que é computado através do torque de contato (Equação (2.25)). Um torque adicional, denominado torque de rolamento (Equação (2.26)), é contabilizado em situações de transição entre condições estáticas para dinâmicas (Zhu *et al.*, 2007). O torque de rolamento é determinado em função do coeficiente de atrito de rolamento ( $\mu_r$ ).

$$\tau_{ij} = R_i \times F_{t,ij} \quad (2.25)$$

$$\tau_{rij} = -\frac{\mu_r F_{n,ij} R_i \omega_i}{|\omega_i|} \quad (2.26)$$

### Passo de tempo de integração

Em um sistema de inúmeras partículas, as perturbações podem se propagar além dos corpos envolvidos na colisão. Devido a esta característica física do sistema, assume-se que o passo de tempo utilizado na integração das equações de movimento deve ser pequeno, de modo que perturbações originadas no contato não se propaguem além de partículas imediatamente vizinhas (Cundall e Strack, 1979).

O impacto entre as partículas gera uma onda acústica que se propaga ao longo da superfície dos sólidos, denominada de onda de Rayleigh. Um critério usualmente empregado pela literatura (Li, Xu e Thornton, 2005; Lian, Zhong e Liu, 2021; Washino *et al.*, 2016) para a definição do intervalo de integração consiste em assumir um passo de tempo menor que o necessário para a propagação da onda de Rayleigh na partícula de menor tamanho do sistema. O tempo de uma onda de Rayleigh ( $t_R$ ) é determinado pela Equação (2.27) (Danby, Shrimpton e Palmer, 2013).

$$t_R = \frac{\pi R_i \sqrt{\rho_i}}{0,1613v_i + 0,8766} \quad (2.27)$$

### Parâmetros utilizados no DEM

O DEM emprega diferentes parâmetros de entrada que estão associados às propriedades físicas da partícula e às propriedades de interação entre elas, como os coeficientes de restituição, de atrito estático e de atrito de rolamento.

O coeficiente de restituição está associado à energia mecânica conservada após uma colisão, podendo ser determinado pela razão entre a velocidade depois e antes do impacto. O coeficiente de restituição pode variar entre 0 e 1, sendo 0 uma colisão perfeitamente inelástica e 1 uma colisão perfeitamente elástica.

O coeficiente de atrito estático representa o atrito oposto ao movimento relativo (iminente) entre corpos. O atrito estático atua ao longo dos pontos de contato entre duas superfícies. Segundo Hutchings (2016), os valores usuais para o coeficiente de atrito estático estão na faixa de 0,1 a 2,0.

A resistência ao movimento de rolamento de partículas esféricas é definida como o atrito de rolamento. A origem deste atrito na interação entre partículas está associada à dissipação de energia no contato e ao comportamento plástico dos sólidos (Zheng, Zhu e Yu, 2011). O coeficiente de atrito de rolamento apresenta ordem de grandeza muito menor que o coeficiente de atrito estático. Para materiais de dureza elevada, são encontrados na literatura coeficientes de atrito de rolamento na ordem de 0,001 (Zhou *et al.*, 1999).

A definição dos parâmetros de interação é fundamental para se representar adequadamente o sistema em estudo. A determinação experimental dos parâmetros de interação ainda é um desafio para os pesquisadores devido às dificuldades associadas às medições diretas e a confiabilidade da técnica de medição para a predição de um comportamento *bulk*. Alguns estudos na literatura propõem e/ou investigam metodologias de medição a fim de representar o parâmetro real.

Machado (2020) utilizou uma metodologia de queda livre dos corpos para a determinação do coeficiente de restituição dos materiais aço-cromo e quartzito. O sistema era composto de uma bomba a vácuo conectada a uma haste universal através de uma mangueira flexível, cujo bocal mantinha a partícula fixa pela ação de sucção a uma determinada altura de soltura. Quando o vácuo era interrompido, a partícula era abandonada em queda livre, colidindo verticalmente contra uma chapa de teste. Com uma

câmera de alta velocidade, era determinada as alturas de soltura ( $H_1$ ) e de ressalto ( $H_2$ ) da partícula. O coeficiente de restituição foi calculado pela relação  $e_p = (H_1/H_2)^{1/2}$ . A autora observou que aumentando o diâmetro da partícula ocorreu uma diminuição do coeficiente de restituição devido à dissipação de energia na forma de deformação plástica da superfície.

Branda (2019), em seu estudo com partículas esféricas de diferentes materiais (soja, vidro e aço), propôs uma metodologia para a determinação do coeficiente de atrito estático baseado no sistema “trenó”. O aparato experimental era formado por uma superfície de teste sobre a qual era posicionado um corpo rígido (1) com partículas coladas na base. Ao corpo rígido era interligado um corpo de massa variável (2) através de um sistema de roldana fixa. A massa do corpo (2) era aumentada, pela adição de fluido, até que o corpo (1) entrasse em movimento. O atrito estático era determinado pela razão entre a massa do corpo (2) e a massa do corpo (1). O autor observou que o coeficiente de atrito estático aumentou conforme o aumento da rugosidade da superfície de teste, e que partículas que possuíam maiores imperfeições superficiais, como os grãos de soja, apresentaram maiores coeficientes de atrito estático quando avaliadas em superfícies de mesma rugosidade.

Devido às limitações de medição direta para se determinar um comportamento *bulk*, uma estratégia comumente adotada pela literatura consiste em se obter os parâmetros de interação das simulações DEM usando um procedimento de calibração, por meio da comparação de resultados simulados com diferentes valores destes parâmetros com medidas experimentais. Nesse procedimento, os resultados numéricos são confrontados com as observações experimentais até que haja uma correspondência entre eles.

Zhang *et al.* (2020) empregaram a abordagem Lagrangeana (DEM) utilizando o modelo de Hertz-Mindlin para analisar o movimento das partículas de polietileno em um tambor rotatório com quatro suspensores retangulares. O tambor era composto de paredes de vidro e suspensores de alumínio. Os coeficientes de atrito estático partícula-partícula, partícula-parede e partícula-suspensor foram definidos utilizando o método de calibração. Para se determinar os coeficientes de atrito partícula-partícula e partícula-parede, o ângulo de repouso dinâmico foi utilizado como parâmetro de comparação entre os resultados experimentais e simulados. Para se determinar o coeficiente de atrito partícula-suspensor, além do ângulo de repouso dinâmico, também foi empregado o LUF, visto que na posição de última descarga a quantidade de partículas no suspensor é menor e as partículas estão sujeitas apenas ao atrito entre elas mesmas e o suspensor. Os valores

obtidos com a calibração foram 0,6, 0,5 e 0,6 para os coeficientes de atrito estático partícula-partícula, partícula-parede e partícula-suspensor, respectivamente.

Para descrever o efeito da umidade sobre a dinâmica dos sólidos em um tambor rotatório com suspensores, Ghasemi *et al.* (2020) propuseram a adição de uma força de coesão inicial à modelagem DEM. A força de coesão inicial e os coeficientes de atrito estático e rolamento entre as partículas foram definidos empregando o método de calibração. A comparação dos resultados experimentais e das simulações foi feita a partir de imagens do leito granular em uma região central do secador. Os valores obtidos com a calibração foram 0,2 e 0,4 para os coeficientes de atrito estático e rolamento, respectivamente, e 0,17 N para a força de coesão inicial. Os autores recomendam o uso da calibração em simulações DEM para evitar erros significativos na representação do sistema.

Silvério *et al.* (2014) utilizaram simulações DEM e CFD para representar a fase discreta e a fase contínua, respectivamente, em um tambor rotatório operando com fertilizantes. Foram utilizados seis suspensores de três segmentos cada. A abordagem Euleriana foi empregada para descrever o efeito do fluxo de gás sobre a dinâmica das partículas. Na abordagem Lagrangeana, foi empregado o modelo proposto por Cundall e Strack (1979), sendo que os coeficientes de atrito e restituição foram determinados utilizando o método de calibração. Os dados experimentais do *holdup* de sólidos no suspensor em diferentes posições angulares e o ângulo de repouso dinâmico foram utilizados para identificar a melhor combinação dos parâmetros, cujos valores foram 0,2 para ambos os coeficientes. Os autores também compararam as imagens do leito granular obtidos experimentalmente e por simulação e observaram uma adequada representatividade do sistema com os parâmetros calibrados.

### **2.3. Estudos sobre tambores rotatórios com suspensores**

O movimento dos sólidos no interior do secador rotatório é complexo e influenciado por diferentes fatores, como o campo gravitacional, o choque das partículas entre si e entre as paredes do tambor e dos suspensores e a força de arraste exercida pelo escoamento do ar sobre as partículas em cascata (Kemp e Oakley, 1997).

Em um sistema tão complexo, é fundamental a análise de cada um dos fatores que afetam o movimento granular, podendo, assim, caracterizar o sistema e fornecer embasamento teórico para futuras investigações considerando a ação conjunta de todos

os fatores. Esse contexto tem motivado estudos que investigam puramente a dinâmica dos sólidos nos secadores rotatórios sem a presença do ar de secagem.

Lisboa (2005) investigou a dinâmica de diferentes secadores rotatórios com 0,6 m de comprimento e 0,25 m de diâmetro. O autor afirma que, na ausência do fluxo de ar de secagem, as partículas em queda dos suspensores apresentam um deslocamento vertical e axial, sendo este último dado por  $D_0 \operatorname{sen}\theta / \tan\lambda$ , onde  $D_0$  é o diâmetro da circunferência inscrita pela ponta do suspensor,  $\theta$  é a posição angular do suspensor e  $\lambda$  é a inclinação do tambor em relação à horizontal. Quando o ar de secagem é alimentado ao secador, o deslocamento axial se torna maior se a alimentação for concorrente e menor se a alimentação for contracorrente. O autor utilizou suspensores angulares de dois segmentos com ângulos internos  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = 126^\circ$  e observou que ao aumentar o número de suspensores de 2 para 7 os sólidos apresentaram maior tempo de residência no interior do secador. Para analisar o carregamento dos suspensores em função de sua posição angular, o autor desenvolveu um equacionamento baseado em relações geométricas e no estudo de Revol, Briens e Chabagno (2001).

Arruda (2008), em seu estudo fluidodinâmico de um secador rotatório com suspensores, avaliou o efeito da inclinação, da velocidade de rotação e do número de suspensores sobre a fração volumétrica de sólidos no tambor. Os testes experimentais foram realizados em um tambor com 1,5 m de comprimento e 0,3 m de diâmetro. Foram utilizados suspensores angulares de dois segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = 135^\circ$  e de três segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ . A melhor condição operacional encontrada para ambos os formatos de suspensores foi obtida para a inclinação do tambor de 3°, velocidade de rotação de 3,6 rpm e número suspensores igual 6. O autor observou uma diminuição da ocorrência de zonas mortas no interior do secador ao se empregar os suspensores de três segmentos.

Utilizando um tambor rotatório com suspensores sem a presença de ar de secagem, Nascimento (2014) avaliou a influência do diâmetro da partícula e da velocidade de rotação do tambor sobre o carregamento ideal. O equipamento, em escala reduzida, projetado pela autora possuía 500 mm de comprimento e 108 mm de diâmetro. O tambor rotatório foi equipado com seis suspensores angulares de três segmentos cada com dimensões  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 4$  mm e ângulos internos  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ . A autora observou que partículas com diâmetro de 1,09 mm apresentaram maior fluidez ao serem descarregadas do suspensor, quando comparadas às partículas de maiores diâmetros (1,84 mm). Utilizando partículas menores, a condição de carregamento ideal

foi reduzida, uma vez que o coeficiente de atrito dinâmico é diretamente proporcional ao diâmetro da partícula.

Gu *et al.* (2016) estudaram o efeito de diferentes variáveis operacionais sobre o tempo de residência de partículas finas e alongadas em um tambor rotatório com 1,85 m de comprimento e 0,77 m de diâmetro utilizando suspensores retos. Os resultados experimentais indicaram que o tempo médio de residência das partículas diminuiu devido ao aumento do ângulo entre a parede do tambor e o primeiro seguimento (ângulo  $\alpha_1$ ). Quando a angulação  $\alpha_1$  variou de  $60^\circ$  para  $90^\circ$ , a capacidade de aprisionamento das partículas pelo suspensor diminuiu e o suspensor carregaram menos material, impactando negativamente, tanto o tempo de residência dos sólidos, quanto o grau de mistura do leito.

Nascimento (2018) investigou como variáveis operacionais e de projeto afetavam o ângulo de última descarga (LUF). A autora utilizou a mesma unidade experimental projetada em 2014, porém, para esta investigação foram empregados suspensores angulares de dois segmentos com dimensões  $l_1 = 12,7$  mm e  $l_2 = 8$  mm e ângulos internos  $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ . Foram avaliados os efeitos associados à velocidade de rotação, ao número de suspensores, à diferentes materiais e aos tipos de carregamento do tambor. Constatou-se que ao aumentar a velocidade de rotação, na faixa de 10 rpm a 40 rpm, o suspensor tende a carregar mais material e alcançar posições angulares mais elevadas (aumento do LUF). O coeficiente de atrito dinâmico do material se mostrou importante na determinação do LUF, quando diferentes materiais são empregados. Quanto ao número de suspensores e o tipo de carregamento, estes não apresentaram efeito significativo sobre o ângulo de última descarga.

Ajayi e Sheehan (2012b) propuseram uma abordagem para determinar a fase ativa medindo as áreas das seções transversais de todas as cortinas de partículas, cuja vazão de descarregamento foi obtida empregando a abordagem Euleriana (simulações CFD). Verificou-se que a quantidade de material na região ativa aumentou conforme o aumento da velocidade de rotação do tambor (2,5 rpm – 4,5 rpm). O estudo foi conduzido utilizando vinte e quatro suspensores angulares de dois segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = 124^\circ$  igualmente distribuídos em um tambor cilíndrico com 1,15 m de comprimento e 0,75 m de diâmetro.

Além da secagem, o tambor rotatório com suspensores também pode ser empregado para as operações de mistura e resfriamento. Em algumas aplicações o tambor rotatório é diretamente acoplado a outro equipamento, a fim de viabilizar o processamento contínuo do material e reduzir gastos quanto ao armazenamento sob condições controladas.

O movimento de partículas filamentosas e flexíveis na direção transversal de um tambor rotatório com suspensores foi estudado por Geng *et al.* (2013) empregando a abordagem Lagrangeana (DEM). Foram utilizados seis suspensores retos com  $\alpha_1 = 90^\circ$ . Os autores observaram que, conforme o leito vai sendo misturado, ocorre um aumento do número de contatos entre as partículas. Quando a mistura se completa, o número de contatos se aproxima de um valor constante. Os autores também constataram que, aumentando o tamanho do segmento  $l_1$  (60 mm – 150 mm), mais partículas eram carregadas pelos suspensores até posições angulares mais elevadas, resultando em maiores altura e tempo de queda.

Zhou *et al.* (2016) analisaram o efeito da coesão das partículas sobre a dinâmica do sistema em um tambor rotatório com quatro suspensores retos ( $\alpha_1 = 90^\circ$ ) utilizando simulações DEM. O tambor rotatório possuía 400 mm de diâmetro e 60 mm de comprimento. Os autores definiram uma razão de comprimento para o suspensor reto em função do raio do tambor ( $l_1/R$ ) e avaliaram suspensores com dimensões  $l_1/R$  de 0,3 a 0,7. Para partículas de alta coesão, as interações partícula-partícula e partícula-parede foram muito maiores que para partículas de baixa coesão, impactando significativamente a descarga de sólidos do suspensor e a mistura do leito granular. Os autores determinaram uma razão de comprimento ótima para o suspensor reto equivalente a 0,5, a qual promoveu uma adequada distribuição e mistura dos sólidos altamente coesos no tambor rotatório.

Ghasemi *et al.* (2020) também estudaram a dinâmica de partículas finas e úmidas em um secador rotatório industrial acoplado a um moinho e bolas. O secador possuía 2 m de comprimento, 5,6 m de diâmetro e 56 suspensores angulares de dois segmentos. Os autores constataram que mantendo fixo o ângulo  $\alpha_2 = 90^\circ$  e aumentando o ângulo entre a parede do tambor rotatório e o primeiro segmento (ângulo  $\alpha_1$ ), de  $70^\circ$  para  $40^\circ$ , foi possível melhorar a distribuição de sólidos úmidos sobre a região ativa.

Seidenbecher *et al.* (2021) investigou como as variáveis operacionais afetam a distribuição de temperatura em um tambor rotatório com suspensores submetido a períodos de aquecimento e resfriamento. Os testes experimentais foram realizados em um tambor com 0,49 m de diâmetro e 1,76 m de comprimento, revestido com uma camisa para o controle da temperatura. Foram empregados 12 suspensores retangulares ( $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ ) com dimensões  $l_1 = l_2 = 0,05$  m. Os autores observaram que o aumento da velocidade de rotação (1 – 8 rpm) e da taxa de fluxo de ar (100 – 1500 m<sup>3</sup>/h) proporcionou

mudanças rápidas de temperatura. Enquanto um aumento no grau de enchimento (10% a 30%) resultou em uma diminuição gradual de temperatura durante o resfriamento.

Apesar da abrangente literatura sobre secadores rotativos com suspensores, o comportamento da região ativa e seus impactos na dinâmica do sistema ainda são pouco explorados (Ajayi e Sheehan, 2012a; Ghasemi *et al.*, 2020). Uma vez que o contato efetivo sólido-fluido ocorre na região ativa, um maior entendimento dos efeitos associados às características do suspensor sobre a distribuição de sólidos nesta região é essencial para otimizar o desempenho desses secadores, sendo este o enfoque do presente estudo.

---

# CAPÍTULO 3

---

## Materiais e Métodos

Este capítulo apresenta a unidade experimental utilizada neste estudo, bem como as metodologias experimentais empregadas para investigar o comportamento do material no interior do tambor rotatório com suspensores. Além disso, é apresentada a metodologia numérica utilizada para caracterizar a região ativa e avaliar os efeitos causados pelas configurações dos suspensores sobre a dinâmica granular.

### 3.1. Unidade experimental: tambor rotatório com suspensores

A Figura 3.1 mostra a unidade experimental do tambor rotatório utilizado neste estudo, a qual é composta de um tambor cilíndrico (item 1) posicionado horizontalmente e operado em modo batelada, um motor elétrico de 2 cv (item 2), um moto-redutor de velocidade (item 3) que permitiu a operação em ampla faixa de velocidade de rotação e um inversor de frequência (item 4) para o controle e a variação da velocidade do tambor. O tambor rotatório também possuía em ambas as extremidades placas de vidro temperado, para facilitar a visualização do escoamento dos sólidos no interior do equipamento.

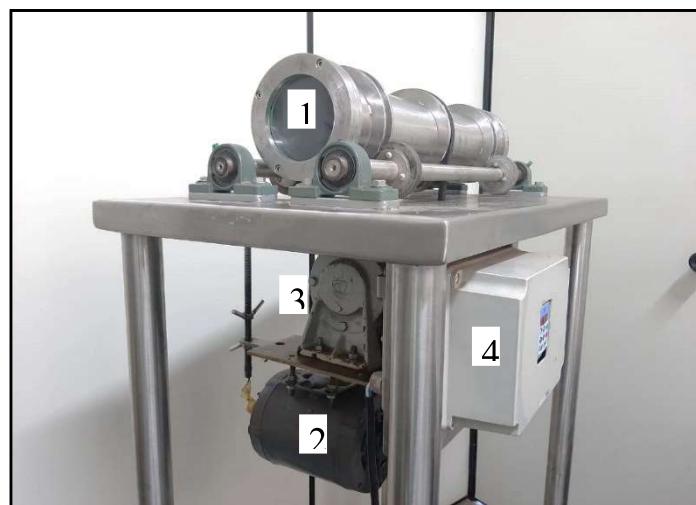


Figura 3.1 – Unidade experimental do tambor rotatório com suspensores.

No presente estudo, foram utilizados dois tambores cilíndricos com 12 suspensores cada. O número de suspensores foi definido a fim de garantir que o suspensor adjacente não atrapalhe o carregamento de outro suspensor, conforme um estudo prévio que determinou o número ideal de suspensores para esta unidade experimental (Nascimento, 2018).

O primeiro tambor utilizado neste trabalho foi projetado por Nascimento (2018), sendo fabricado em aço inoxidável com 108 mm de diâmetro e 500 mm de comprimento. O tambor de aço inoxidável foi empregado na investigação numérica dos efeitos associados ao formato dos suspensores (retangulares, angulares de dois e três segmentos), ao tamanho de seus segmentos, aos ângulos internos e a distância de separação entre suspensores adjacente. Com estas investigações foi obtida uma configuração otimizada para os suspensores. A Figura 3.2 apresenta o tambor de aço inoxidável com suspensores retangulares ( $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ ).

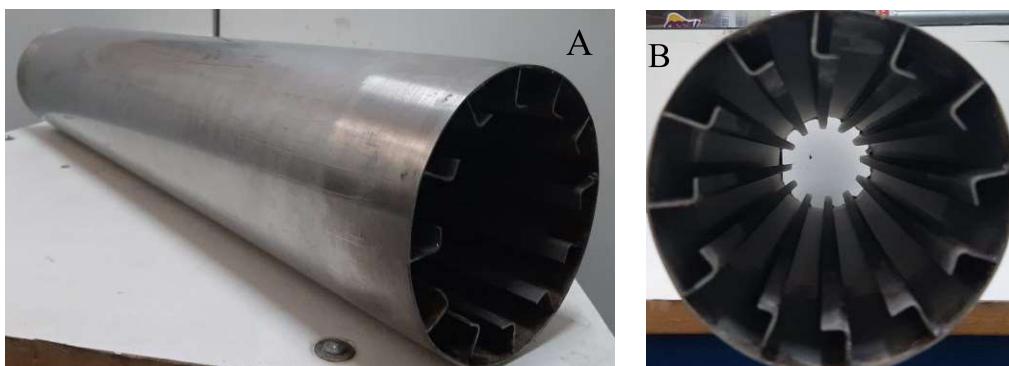


Figura 3.2 – Tambor de aço inoxidável com suspensores retangulares ( $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ ):  
(A) visão lateral e (B) visão frontal.

O segundo tambor empregado neste estudo foi projetado utilizando a configuração de suspensor ótima obtida na análise anterior. O tambor foi fabricado em ABS (acrilonitrila butadieno estireno) por impressão 3D, a fim de garantir a precisão dos ângulos entre os segmentos do suspensor. O tambor ABS possuía 94 mm de diâmetro e era formado por um conjunto de anéis com 25 mm de comprimento cada, podendo alcançar um comprimento máximo de 500 mm. O tambor ABS foi utilizado nas investigações experimentais e numéricas dos efeitos associados a distância de separação entre suspensores adjacente e a posição intercalada dos suspensores ao longo da casca cilíndrica. A Figura 3.3 ilustra o tambor ABS com suspensores angulares de três segmentos.

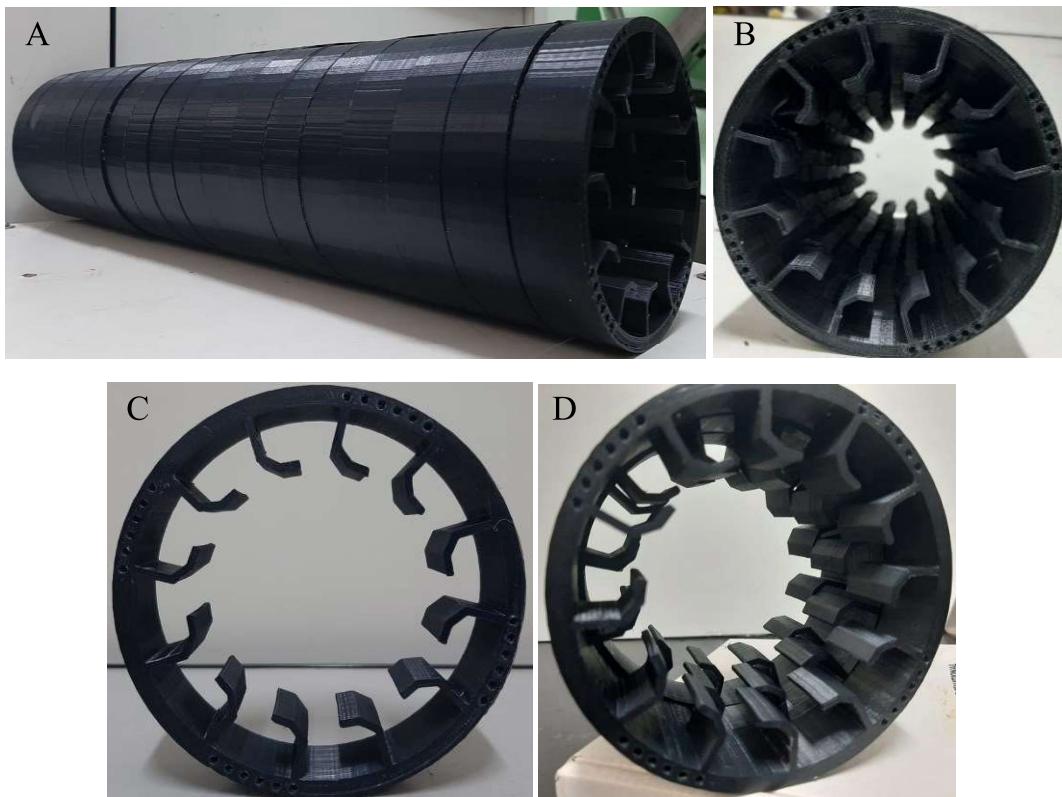


Figura 3.3 – Tambor ABS com suspensores angulares de três segmentos: (A) visão lateral, (B) visão frontal, (C) um anel e (D) três anéis com posicionamento intercalado ao longo do comprimento do tambor.

Tanto na investigação experimental empregando apenas o tambor ABS, quanto na investigação numérica realizada com ambos os tambores (aço inoxidável e ABS), foram utilizadas partículas de vidro com diâmetro de 1,09 mm, a fim de garantir o escoamento livre no interior do equipamento.

### 3.2. Investigação numérica

O Método dos Elementos Discretos (DEM) foi utilizado para predizer o comportamento do fluxo de partículas nos tambores rotatórios com suspensores. O modelo de contato Hertz-Mindlin foi usado para descrever a colisão das partículas de vidro. Este material é comumente utilizado em estudos fluidodinâmicos por não apresentar alterações em suas propriedades físicas durante o escoamento. A Tabela 3.1 lista as propriedades físicas e os parâmetros utilizados nas simulações.

Tabela 3.1 – Propriedades físicas e parâmetros utilizados nas simulações.

Parâmetros	Material	Valor
Densidade (kg/m <sup>3</sup> )	Vidro	2455
	ABS	1040
	Aço inoxidável	7800
Modulo de Cisalhamento (MPa)	Vidro	2,6
	ABS	6,1
	Aço inoxidável	7,0
Razão de Poisson (-)	Vidro	0,22
	ABS	0,39
	Aço inoxidável	0,30
Coeficiente de restituição (-)	Vidro – Vidro	0,80
	Vidro – Aço	0,90
Coeficiente de atrito estático (-)	Vidro – Vidro	0,70
	Vidro – Aço	0,40
Coeficiente de atrito de rolamento (-)	Vidro – Vidro	0,04
	Vidro – Aço	0,04

A razão de Poisson utilizada para as esferas de vidro e para o aço inoxidável foi determinada experimentalmente por Makishima e Mackenzie (1975). Os coeficientes de restituição para os pares vidro-vidro e vidro-aço foram mensurados por Lima (2017) usando o dispositivo que permitia a queda livre da partícula sobre um plano. Lima (2017) utilizou dois planos, um de aço inoxidável, com a mesma espessura da parede do tambor (3 mm), e outro de vidro com espessura de 2 mm. Os coeficientes de restituição foram determinados a partir da colisão entre esferas de vidro e placa de vidro, e esferas de vidro e placa de aço. Os coeficientes de atrito estático e atrito de rolamento para o vidro sobre o aço foram obtidos pela técnica de calibração realizada por Nascimento *et al.* (2021) em um estudo prévio utilizando o tambor de aço inoxidável. A fim de evitar a necessidade de um passo de tempo muito pequeno, os módulos de cisalhamento para o vidro e para o aço inoxidável foram considerados 10000 vezes menores que seus valores originais, respectivamente  $2,6 \times 10^{10}$  Pa e  $7,0 \times 10^{10}$  Pa (Makishima e Mackenzie, 1975). Para o material ABS foi considerado um módulo de cisalhamento 100 vezes menor que seu valor original,  $6,1 \times 10^8$  Pa (Hirayama e Saron, 2018; Leacock *et al.*, 2015). Essa estratégia foi

usada por outros estudos da literatura (Lommen, Schott e Lodewijks, 2014; Paulick, Morgeneyer e Kwade, 2015; Xie *et al.*, 2018), nos quais foram observados que a diferença nos resultados foi negligenciável.

Os parâmetros de entrada relativos à interação para o par vidro – ABS foram determinados utilizando a técnica de calibração através de um Planejamento Composto Central (PCC) com 44 combinações de parâmetros avaliadas. Os níveis do PCC utilizados para a calibração dos parâmetros coeficiente de restituição ( $e_p$ ), atrito estático partícula-partícula ( $\mu_{epp}$ ) e partícula-parede ( $\mu_{epw}$ ), atrito de rolamento partícula-partícula ( $\mu_{rpp}$ ) e partícula-parede ( $\mu_{rpw}$ ) para os materiais vidro e ABS são apresentados na Tabela 3.2. Os valores adotados como níveis do PCC seguiram a faixa empregada pela literatura (Ebrahimi e Crapper, 2017; Marigo *et al.*, 2012; Hashemia e Spet, 2014 apud Nascimento, 2018) para a simulação de esferas de vidro utilizando o DEM. As variáveis independentes  $e_p$ ,  $\mu_{epp}$ ,  $\mu_{epw}$ ,  $\mu_{rpp}$  e  $\mu_{rpw}$  foram alteradas para as variáveis codificadas (adimensionais)  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$ ,  $X_4$  e  $X_5$ , respectivamente, conforme descrito na Equações (3.1), (3.2), (3.3), (3.4) e (3.5). A calibração foi realizada com o tambor ABS operando a 17 rpm com 15% de grau de enchimento. Foram utilizados suspensores de três segmentos com dimensões  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm, e ângulos  $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$  e  $\alpha_3 = 145^\circ$  (Figura 2.8). Os suspensores foram posicionados alinhados ao longo do comprimento do tambor.

Tabela 3.2 – Níveis do PCC utilizados na calibração dos parâmetros de interação para vidro e ABS.

	$e_p$	$\mu_{epp}$	$\mu_{epw}$	$\mu_{rpp}$	$\mu_{rpw}$
- alfa (-1,65)	0,049	0,120	0,155	0,012	0,012
-1	0,205	0,250	0,350	0,025	0,025
0	0,445	0,450	0,650	0,045	0,045
+1	0,685	0,650	0,950	0,065	0,065
+ alfa (+1,65)	0,841	0,780	1,145	0,078	0,078

$$X_1 = \frac{e_p - 0,445(-)}{0,24(-)} \quad (3.1)$$

$$X_2 = \frac{\mu_{epp} - 0,450(-)}{0,20(-)} \quad (3.2)$$

$$X_3 = \frac{\mu_{\text{epw}} - 0,650(-)}{0,30(-)} \quad (3.3)$$

$$X_4 = \frac{\mu_{\text{rpp}} - 0,045(-)}{0,02(-)} \quad (3.4)$$

$$X_5 = \frac{\mu_{\text{rpw}} - 0,450(-)}{0,02(-)} \quad (3.5)$$

Para cada combinação de parâmetros avaliada no PCC, foi determinada a curva de descarregamento de sólidos do suspensor, que corresponde ao *holdup* de sólidos no suspensor em função de sua posição angular. As curvas simuladas foram comparadas às curvas experimentais e calculado o desvio entre elas empregando o método dos mínimos quadrado (Equação (3.6)):

$$SQ = \sum_{\theta=0^\circ}^{120^\circ} [y_{\text{exp}}(\theta) - y_{\text{sim}}(\theta)]^2 \quad (3.6)$$

sendo SQ a soma dos quadrados dos desvios,  $y_{\text{exp}}(\theta)$  a massa de sólidos na posição angular  $\theta$  obtida experimentalmente e  $y_{\text{sim}}(\theta)$  a massa de sólidos na posição angular  $\theta$  obtida por simulação.

O software de código aberto LIGGGHTS® versão 3.8.0 (Kloss *et al.*, 2012) foi empregado para as simulações numéricas. O algoritmo de Verlet foi usado para a integração das equações de Newton. A força de contato exibe um comportamento muito rígido, portanto, para obter uma solução numérica estável o intervalo de tempo deve ser pequeno (Wu *et al.*, 2014). O critério de Rayleigh foi adotado para definir o passo de tempo para a integração. Neste trabalho, o tempo de propagação de uma onda de Rayleigh sobre a partícula foi de  $5,7 \times 10^{-5}$  s. A literatura recomenda um passo de tempo menor que o tempo de uma onda de Rayleigh (Danby, Shrimpton e Palmer, 2013), sendo assim, foi utilizado um passo de tempo de  $10^{-6}$  s (1,7% do tempo de Rayleigh). O tempo simulado foi equivalente a quatro rotações completas do tambor.

### 3.2.1. Variáveis resposta

Para descrever o comportamento do sistema em estudo, foram definidas no presente trabalho variáveis respostas associadas a região passiva e ao comportamento da região

ativa, estas são apresentadas na Tabela 3.3. As variáveis respostas associadas ao comportamento da região ativa ainda não foram exploradas pela literatura. Deste modo, este trabalho é pioneiro na determinação de parâmetros quantitativos que descrevem a dispersão de sólidos na região ativa. O *software* de código aberto ParaView® 5.7.0 (Ahrens *et al.*, 2005) foi utilizado para processar os dados obtidos nas simulações e, assim, calcular as variáveis respostas.

Tabela 3.3 – Variáveis respostas definidas neste trabalho.

Região passiva	Região ativa
<i>Holdup</i> de sólidos no suspensor (HS)	Massa de sólidos na região ativa (MS)
<i>Last Unloading Flight</i> (LUF)	Porcentagem de área da região ativa ocupada pelas partículas (RAO)
Volume ocupado pelos sólidos no suspensor ( $V_T$ )	Heterogeneidade de dispersão dos sólido na cortina: transversal (HDT) e
Volume interno do suspensor ( $V_I$ )	longitudinal (HDL)

#### Respostas associadas a região passiva

O *holdup* de sólidos no suspensor foi determinado em função de sua posição angular. A partir do *software* ParaView®, a região em torno do suspensor era delimitada e o próprio *software* informava o número de partículas que ocupavam aquele espaço. A resposta HS foi definida como o *holdup* de sólidos no suspensor quando este atinge a posição angular 0°. O LUF foi determinado como a posição angular em que a última partícula é descarregada do suspensor. A Figura 3.5 ilustra as respostas HS e LUF.

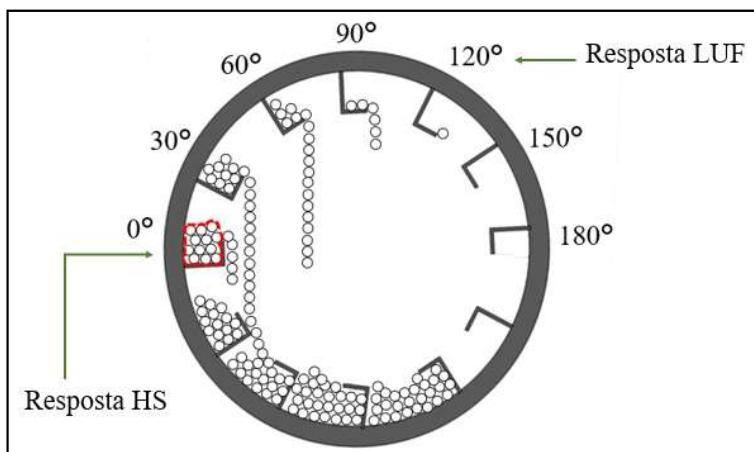


Figura 3.4 – Representação das respostas HS e LUF.

Adicionalmente, foram determinados o volume ocupado pelos sólidos no suspensor ( $V_T$ ) e o volume interno do suspensor ( $V_I$ ) localizado na posição 0°. A Figura 3.5 apresenta ambas as respostas  $V_T$  e  $V_I$  para os suspensores de dois e de três segmentos investigados neste estudo.

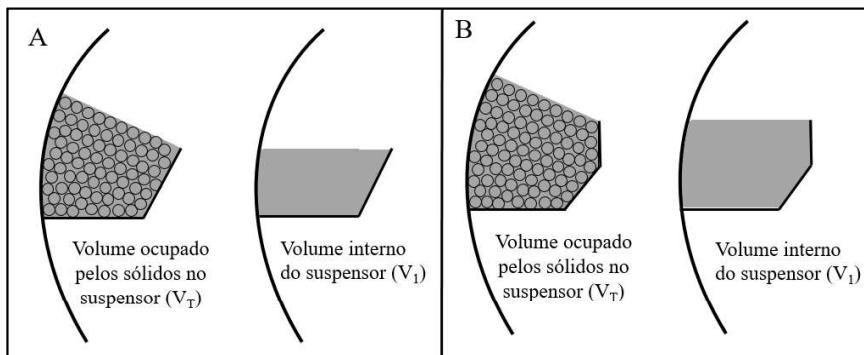


Figura 3.5 – Representação das respostas,  $V_T$  e  $V_I$  para suspensores de dois (A) e de três (B) segmentos.

#### Comportamento da região ativa

Para caracterizar o comportamento desta região, foram determinadas a massa de sólidos na região ativa (MS), a porcentagem de área da região ativa ocupada pelas partículas (RAO) e a heterogeneidade de dispersão dos sólidos na região ativa. A heterogeneidade de dispersão foi calculada de duas maneiras: com base na área da região ativa e com base no volume da região ativa. Desta forma, foi possível medir a heterogeneidade de dispersão na seção transversal (HDT) e longitudinal (HDL) do tambor, respectivamente.

Utilizando o *software* ParaView®, a região ativa em todo o tambor rotatório foi delimitada e obtido um arquivo de dados contendo apenas informações das partículas presentes na região ativa. A partir de um código desenvolvido em linguagem python, o arquivo de dados era processado e as respostas MS e HDL determinadas. Neste código foram empregadas as bibliotecas *numpy*, *pandas* e *math*. A Figura 3.6 ilustra a estratégia utilizada para quantificar as respostas MS e HDL. A resposta MS foi obtida considerando a média temporal do número de partículas na região ativa e convertendo este valor em massa de partículas. Como o tamanho da região ativa é afetado pelo formato do suspensor, foi delimitado um espaço central (tridimensional) dentro da região ativa, comum a todos os formatos de suspensores analisados. A lógica de programação utilizada consistia em subdividir o espaço central em células tridimensionais de mesmo tamanho, computar a

quantidade de partículas em cada célula e determinar o volume ocupado pelas partículas. A resposta HDL foi definida como o desvio padrão das medidas da fração volumétrica ocupada pelas partículas em cada célula (Equações (3.7), (3.8) e (3.9)). As repostas MS e HDL foram computadas ao longo de todo o tempo de operação do equipamento.

$$F_V = \frac{V_p}{V_{cel}} \quad (3.7)$$

$$\bar{F}_V = \sum_k^N \frac{V_{p,k}}{V_{cel,k}} \quad (3.8)$$

$$HDL = \sqrt{\frac{\sum_k^N (F_{V,k} - \bar{F}_V)^2}{k-1}} \quad (3.9)$$

sendo  $V_p$ ,  $V_{cel}$  e  $F_V$  o volume das partículas em uma célula, o volume da célula e a fração volumétrica de partículas na célula, respectivamente.

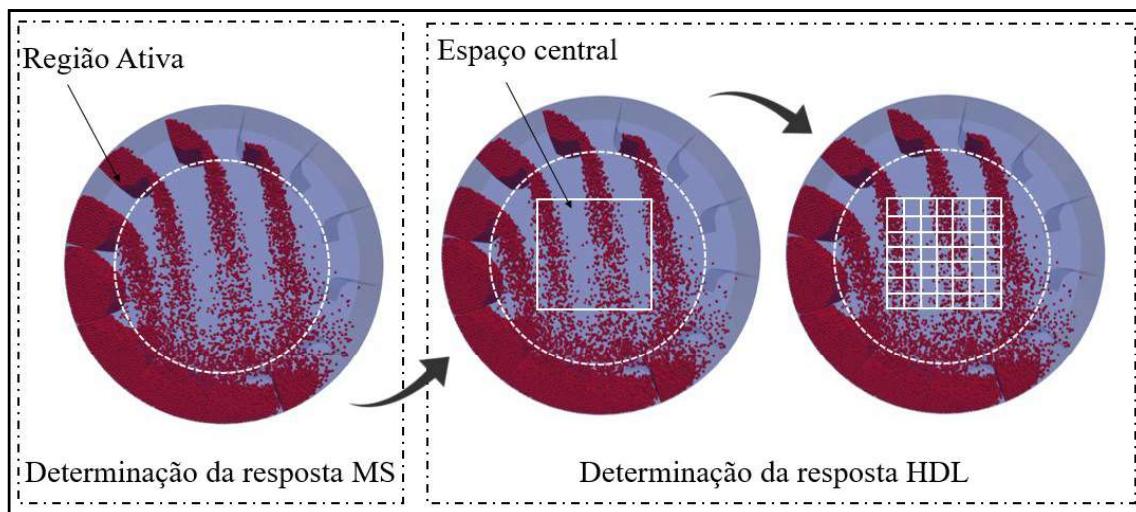


Figura 3.6 – Representação esquemática da estratégia utilizada para quantificar as respostas MS e HDL.

As respostas RAO e HDT foram medidas usando uma técnica de análise de imagem (bidimensional). Essa técnica tem sido empregada para a análise da dinâmica de partículas em estudos de simulação de diferentes tipos de equipamentos (Huang *et al.*, 2021; Vollmari, Oschmann e Kruggel-Emden, 2017), incluindo estudos de segregação em

tambores rotatórios (Brandao *et al.*, 2020; Santos, Duarte e Barrozo, 2016). A técnica de análise de imagem utilizada é descrita nas seguintes etapas e ilustrada na Figura 3.7:

- 1) Utilizando o *software* ParaView®, a região ativa foi demarcada em cada imagem do leito granular simulado.
- 2) As imagens resultantes foram convertidas para 8 bits (em uma escala de cinza com níveis de 0 a 255) e filtradas com o intuito de se obter apenas pixels pretos ( $P_{\text{preto}}$ ), representando as partículas, e pixels brancos ( $P_{\text{branco}}$ ) representando os espaços vazios.
- 3) Para determinar as respostas RAO e HDT ao longo do tempo de operação do equipamento, foi desenvolvido um segundo código em linguagem python. Neste código foram utilizadas as bibliotecas *numpy*, *pandas*, *math*, *matplotlib*, *cv2* e *statistics*. A lógica empregada consistia em computar o número de pixels pretos e brancos em cada imagem, após o devido tratamento descrito na Etapa 2, e calcular a razão entre pixels pretos e o total de pixels determinando, assim, a porcentagem de área da região ativa ocupada pelas partículas (RAO) (Equações (3.10) e (3.11)). Em seguida, cada imagem tratada era dividida em células. A resposta HDT era calculada pelo desvio padrão das medidas da fração da área ocupada pelas partículas ( $F_p$ ) em cada célula (Equação (3.12)).

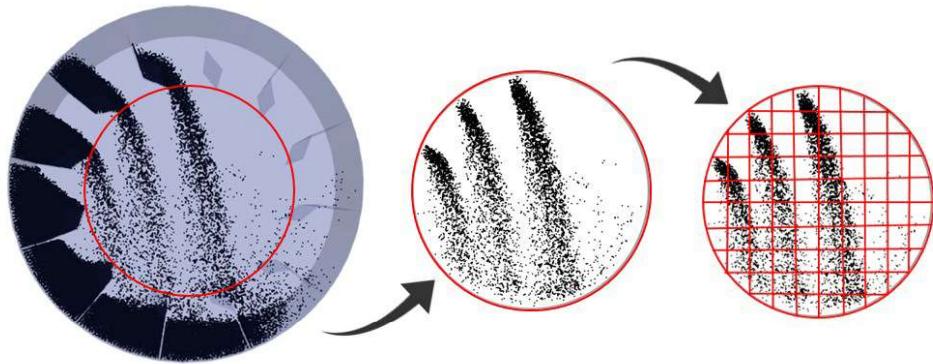


Figura 3.7 - Representação esquemática da técnica de análise de imagem usada para quantificar as respostas RAO e HDT.

$$F_p = \frac{P_{\text{preto}}}{P_{\text{preto}} + P_{\text{branco}}} \quad (3.10)$$

$$\text{RAO} = 100F_p \quad (3.11)$$

$$\text{HDT} = \sqrt{\frac{\sum_k^N (F_{pk} - \bar{F}_{pk})^2}{k-1}} \quad (3.12)$$

Para determinar o número adequado de células foi empregado o mesmo critério utilizado nos estudos de segregação. De acordo com a literatura (Arntz *et al.*, 2008), o número de células é adequado quando o desvio padrão se torna aproximadamente constante independentemente do número de células utilizado.

Para o cálculo da resposta HDT foi considerado um número de células igual a 400. Já para o cálculo da resposta HDL, que corresponde a uma região relativamente menor que a região ativa, foi utilizado um número de células igual a 110. As respostas HDT e HDL foram determinadas empregando células bidimensionais e tridimensionais, respectivamente.

Quanto maior os valores de HDT e de HDL, mais heterogênea é a dispersão da cortina de partículas, e, portanto, a região ativa é utilizada inefficientemente.

### 3.2.2. Efeitos investigados

As simulações numéricas foram utilizadas para avaliar os impactos causados pelas características do suspensor sobre a dinâmica das partículas, especialmente na região ativa e, assim, identificar configurações que promovam o melhor desempenho do equipamento. Neste sentido, foram avaliados os efeitos causados pelo formato, pelo tamanho, pelos ângulos entre os segmentos e pela distribuição dos suspensores na casca cilíndrica sobre o comportamento da região ativa, assim como os efeitos do carregamento e da velocidade de rotação do tambor.

#### Efeito do formato e do tamanho dos suspensores

Para avaliar o efeito do formato e do tamanho dos suspensores, foi utilizado o tambor de aço inoxidável com velocidade de rotação de 21,3 rpm ( $Fr = 0,027$ ) e 15% de grau de enchimento. Essa condição de operação corresponde ao carregamento ideal para suspensores retangulares, determinada em estudos anteriores realizados nesta unidade experimental (Nascimento, 2018).

Para reduzir o custo computacional nas simulações DEM, que aumenta exponencialmente conforme o número de partículas, foi considerado um tambor rotatório simulado com 50 mm de comprimento (10% do comprimento do tambor experimental de aço inoxidável), Figura 3.8. Estudos prévios (Nascimento *et al.*, 2021) verificaram uma significativa redução no custo computacional ao aplicar esta estratégia sem efeito significativo nos valores obtidos nos resultados da simulação.

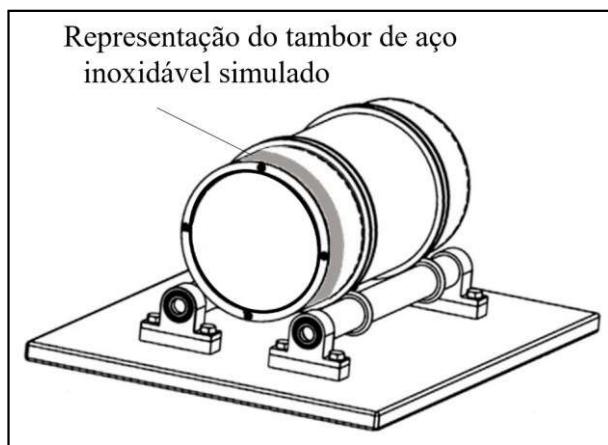


Figura 3.8 – Diagrama esquemático do tambor rotatório de aço inoxidável (Autoria própria, 2021).

Para avaliar o efeito do formato, foram considerados suspensores de dois e de três segmentos (Figura 3.9). Estes formatos foram escolhidos por terem sido previamente analisados em estudos desenvolvidos no Laboratório de Sistemas Particulados (LSP) do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia (PPGEQ-UFG). Nos estudos prévios (Arruda, 2008; Nascimento, 2014, Nascimento, 2018) foram utilizados os suspensores de dois segmentos com  $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$  e de três segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ . Nesta etapa do presente trabalho, foram avaliadas diferentes angulações  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ . Para suspensores de dois segmentos,  $\alpha_1$  foi mantido fixo em  $90^\circ$  e  $\alpha_2$  variou de  $80^\circ$  a  $130^\circ$  (Figura 3.10 (A)). Para suspensores de três segmentos,  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$  foram definidos como  $90^\circ$  e  $135^\circ$ , respectivamente, e  $\alpha_3$  variou de  $115^\circ$  a  $165^\circ$  (Figura 3.10 (B)). A Tabela 3.4 apresenta as variáveis de projeto para os suspensores de dois e de três segmentos investigados.

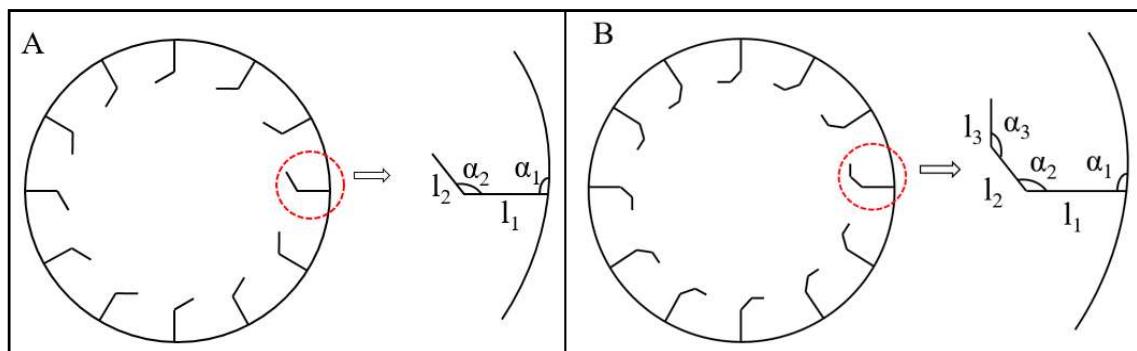


Figura 3.9 – Diagrama esquemático do tambor de aço inoxidável com suspensores de

dois (A) e três (B) segmentos.

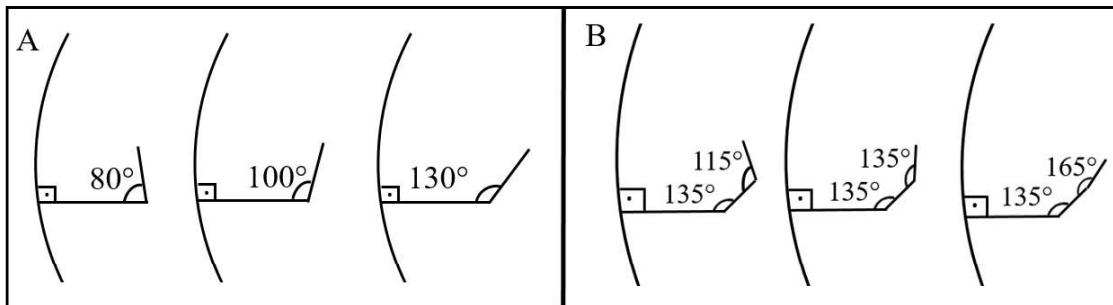


Figura 3.10 – Representação esquemática dos suspensores de dois segmentos variando  $\alpha_2$  de 80° a 130° (A) e de três segmentos variando  $\alpha_3$  de 115° a 165° (B).

Tabela 3.4 – Variáveis de projeto dos suspensores utilizados para a análise numérica do efeito do formato.

Variáveis	Suspensores de dois segmentos	Suspensores de três segmentos
$l_1$ (mm)	12,7	10,0
$l_2$ (mm)	8,0	4,0
$l_3$ (mm)	-	4,0
$\alpha_1$ (°)	90	90
$\alpha_2$ (°)	80, 90, 100, 110, 120, 130	135
$\alpha_3$ (°)	-	115, 125, 135, 145, 155, 165

Utilizando o suspensor de três segmentos com ângulos  $\alpha_1 = 90^\circ$ ,  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$  e dimensão  $l_1 = 10$  mm, foi investigado o efeito do tamanho dos segmentos  $l_2$  e  $l_3$ . Considerou-se dois valores para estes segmentos,  $l_2 = l_3 = 4$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm, respeitando a relação de tamanhos indicado por Glikin (1978) apud (Mujumdar, 2015).

Para cada configuração de suspensor com dois e com três segmentos, foram determinadas as respostas HS, LUF,  $V_T$ ,  $V_I$ , MS, RAO e HDT. A heterogeneidade de dispersão dos sólidos foi calculada apenas na seção transversal do tambor (HDT). Nesta investigação, os suspensores foram posicionados alinhados ao longo do comprimento do equipamento, não ocorrendo, portanto, variação longitudinal de dispersão.

#### Efeito da combinação dos ângulos entre os segmentos

Para a investigação numérica do efeito da combinação dos ângulos entre os segmentos, foi utilizado o tambor de aço inoxidável com 50 mm de comprimento (tambor

simulado) e o suspensor de três segmentos com dimensões  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm posicionados de modo alinhados. O tambor foi operado com velocidade de rotação de 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

Diferentes configurações de suspensores de três segmentos foram obtidas pela combinação dos ângulos  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  (Figura 3.9 (B)), determinadas a partir de um planejamento experimental do tipo composto central (PCC) com sete pontos extremos adicionais (Tabela 3.5). As variáveis independentes  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  foram alteradas para as variáveis codificadas (adimensionais)  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$ , respectivamente, conforme descrito nas Equações (3.13), (3.14) e (3.15).

Tabela 3.5 - Combinações de ângulos entre suspensores de três segmentos.

Combinações	$\alpha_1$ (°)	$\alpha_2$ (°)	$\alpha_3$ (°)
1	110	90	115
2	110	90	155
3	110	130	115
4	110	130	155
5	150	90	115
6	150	90	155
7	150	130	115
8	150	130	155
9	95	110	135
10	165	110	135
11	130	75	135
12	130	145	135
13	130	110	100
14	130	110	170
15	130	110	135
16	95	75	100
17	95	75	170
18	95	145	100
19	95	145	170
20	165	75	100
21	165	75	170

22

165

145

100

$$x_1 = \frac{\alpha_1 - 130(^{\circ})}{20(^{\circ})} \quad (3.13)$$

$$x_2 = \frac{\alpha_2 - 110(^{\circ})}{20(^{\circ})} \quad (3.14)$$

$$x_3 = \frac{\alpha_3 - 135(^{\circ})}{20(^{\circ})} \quad (3.15)$$

Os resultados simulados do planejamento experimental foram tratados por meio de técnicas de regressão. A adequação e a qualidade do ajuste foram avaliadas por meio do coeficiente de determinação ( $R^2$ ) e análises de resíduos.

Duas estratégias foram utilizadas para determinar a melhor configuração de suspensores de três segmentos que promova uma boa dispersão de partículas na região ativa.

Na primeira estratégia, foi obtida a melhor configuração de suspensores para cada uma das respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT. A heterogeneidade de dispersão dos sólidos foi calculada apena na seção transversal do tambor (HDT). Uma vez que, não ocorre variação longitudinal de dispersão quando os suspensores são posicionados alinhados. A partir das equações de regressão, foram determinadas, por uma otimização de resposta única usando a técnica de superfície de resposta (Derringer e Suich, 1980), as combinações angulares ótimas (OP) de  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  que resultaram no maior valor individual de HS, LUF, MS e RAO, e no menor valor de HDT. As combinações angulares ótimas foram nomeadas como: OP<sub>HS</sub>, OP<sub>LUF</sub>, OP<sub>MS</sub>, OP<sub>RAO</sub> e OP<sub>HDT</sub>.

Na segunda estratégia, uma otimização de múltiplas respostas foi realizada usando a função desejabilidade (Derringer e Suich, 1980) para maximizar simultaneamente HS, LUF, MS e RAO e minimizar HDT. Nesta técnica de otimização, cada resposta (HS, LUF, MS, RAO e HDT) é convertida em uma função de desejabilidade individual adimensional ( $d_{es}$ ), variando de 0 a 1, em que 0 corresponde ao nível de desejabilidade mais baixo e 1 à condição mais desejável. Para HS, LUF, MS e RAO (respostas maximizadas) a função de desejabilidade individual foi calculada a partir da Equação (3.16), enquanto que para HDT (resposta minimizada) foi utilizada a Equação (3.17). A função de desejabilidade geral ( $D_{es}$ ) foi determinada pela média geométrica das funções de desejabilidade individuais de cada resposta, Equação (3.18). A otimização simultânea

das respostas (HS, LUF, MS, RAO e HDT) foi realizada pela maximização da função de desejabilidade geral ( $D_{es}$ ). Um código em linguagem python foi desenvolvido implementando a função desejabilidade empregando a biblioteca *numpy*.

$$d_{es} = \begin{cases} 0 & , \text{se } z < U \\ \left(\frac{z-U}{T-U}\right)^s, & \text{se } U \leq z \leq T \\ 1 & , \text{ se } z > T \end{cases} \quad (3.16)$$

$$d_{es} = \begin{cases} 0 & , \text{se } z < U \\ \left(\frac{T-z}{T-U}\right)^v, & \text{se } U \leq z \leq T \\ 1 & , \text{ se } z > T \end{cases} \quad (3.17)$$

$$D_{es} = \sqrt[nr]{d_{es,1} d_{es,2} \dots d_{es,nr}} \quad (3.18)$$

onde  $z$  é cada resposta específica (HS, LUF, MS, RAO e HDT),  $U$  e  $T$  são o menor e o maior valor aceitável para a resposta, respectivamente,  $nr$  é o número de respostas,  $s$  e  $v$  representam o grau de importância das funções.

Os valores de  $U$  e  $T$  foram definidos a partir dos resultados do planejamento experimental. A mesma importância foi atribuída às respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT ( $s = v = 1$ ). Com a otimização de múltiplas respostas, foi obtida uma combinação angular ótima que resultou na configuração de suspensor denominada como OP<sub>DES</sub>.

#### Efeito do carregamento do tambor e da velocidade de rotação

O carregamento do tambor e sua velocidade de rotação são fatores que influenciam significativamente o desempenho de um secador rotativo, pois determinam a quantidade de sólidos nas regiões ativa e passiva (Santos *et al.*, 2015). O carregamento é diretamente afetado pelo formato do suspensor (Karali *et al.*, 2016), enquanto a velocidade de rotação impacta o descarregamento dos sólidos a partir do suspensor.

Para esta investigação, foi utilizado o tambor de aço inoxidável com 50 mm de comprimento (tambor simulado) e a configuração de suspensor com três segmentos obtida pela otimização de múltiplas respostas (OP<sub>DES</sub>).

Para a análise do efeito do carregamento do tambor, a velocidade de rotação foi mantida fixa em 21,3 rpm. Os números de partículas usadas nas simulações foram 43200,

54000 e 63837, equivalentes aos graus de enchimento de 10,1%, 12,7% e 15%, respectivamente.

Na análise da velocidade de rotação, 17% do volume do tambor foi preenchido com partículas e o tambor foi operado com velocidades de 8 rpm, 21,3 rpm e 36,1 rpm. O enchimento de 17% foi utilizado para garantir que o tambor estivesse operando na condição de sobrecarregamento. Essa estratégia é comumente utilizada pela literatura (Nascimento *et al.*, 2019; Zhang *et al.*, 2020) a fim de garantir a uniformidade de carregamento do suspensor.

#### Efeito da distância de separação entre os suspensores adjacentes

A configuração de suspensor de três segmentos obtida pela otimização de múltiplas respostas (OP<sub>DES</sub>) foi usada para avaliar numericamente o comportamento da região ativa quando os suspensores são intercalados ao longo das paredes do tambor. Para a análise deste efeito, foram utilizados o tambor de aço inoxidável com 50 mm de comprimento (tambor simulado) e o tambor ABS com 150 mm de comprimento (equivalente a seis anéis).

Para o tambor de aço inoxidável, a casca cilíndrica foi dividida em duas seções longitudinais (A e B) de mesmo comprimento (Figura 3.11a). Os suspensores da seção B foram intercalados com os suspensores da seção A. A distância de separação entre os suspensores adjacentes foi definida como d (Figura 3.11b). Quatro arranjos de suspensores foram avaliados com as distâncias de separação entre suspensores de 0° (suspensores alinhados), 5°, 10° e 15° identificados como Estruturas 1, 2, 3 e 4 respectivamente. A Figura 3.12 ilustra os arranjos de suspensores considerados para o tambor de aço inoxidável.

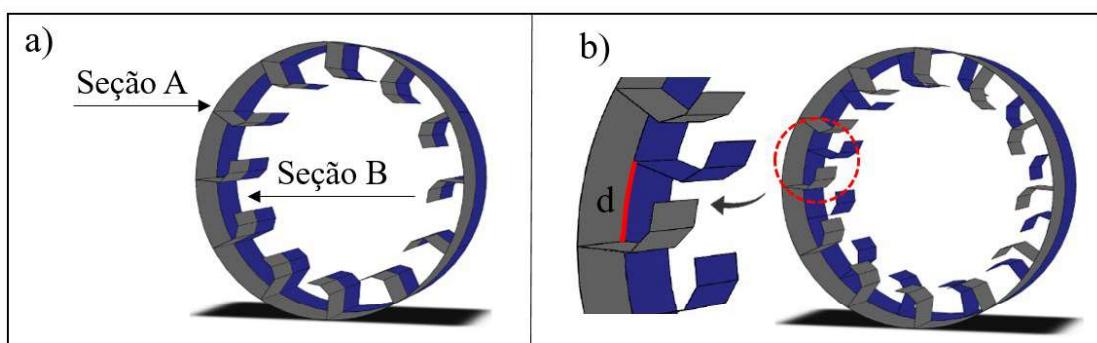


Figura 3.11 – Definição das seções A e B no tambor de aço inoxidável (a) e da distância de separação entre os suspensores (b).

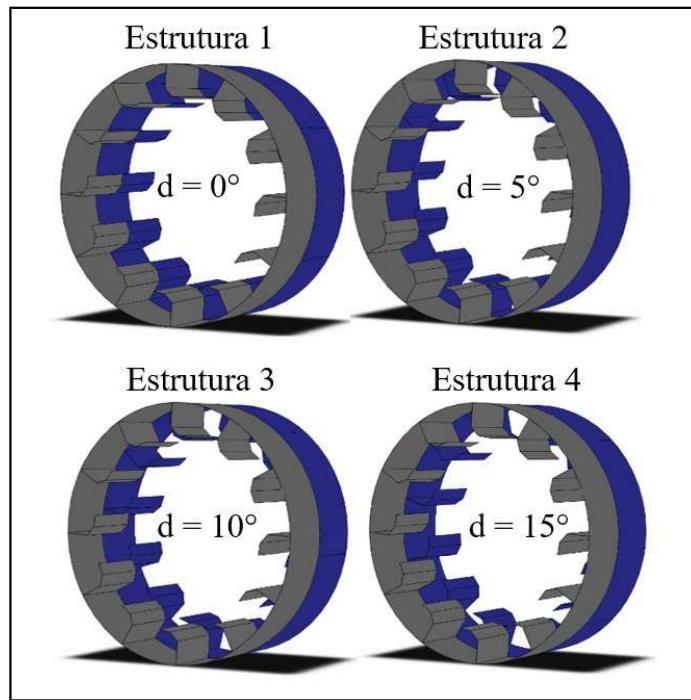


Figura 3.12 – Diferentes arranjos de suspensores intercalados ao longo das paredes do tambor de aço inoxidável.

Para o tambor ABS, a casca cilíndrica foi dividida em seis seções longitudinais (A, B, C, D, E e F) de modo que cada seção correspondeu a um anel (Figura 3.13). Cinco arranjos de suspensores foram considerados nesta análise numérica (Figura 3.14), denominados como Estrutura 5, 6, 7, 8 e 9.

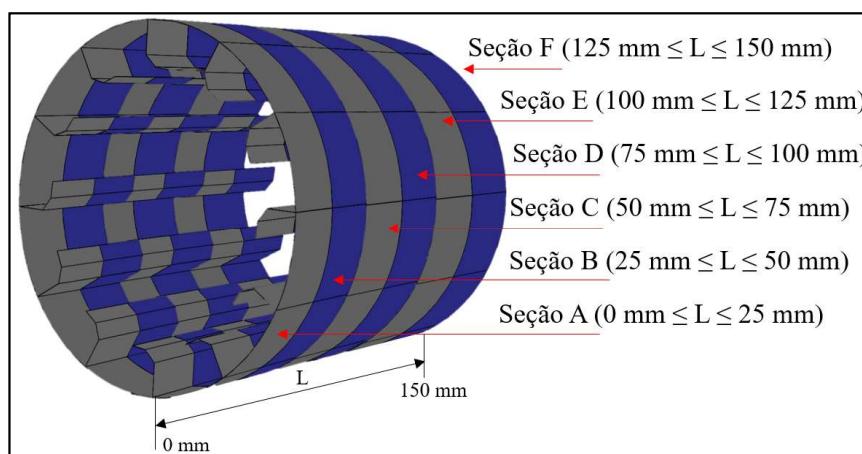


Figura 3.13 – Definição das seções A, B, C, D, E e F no tambor ABS.

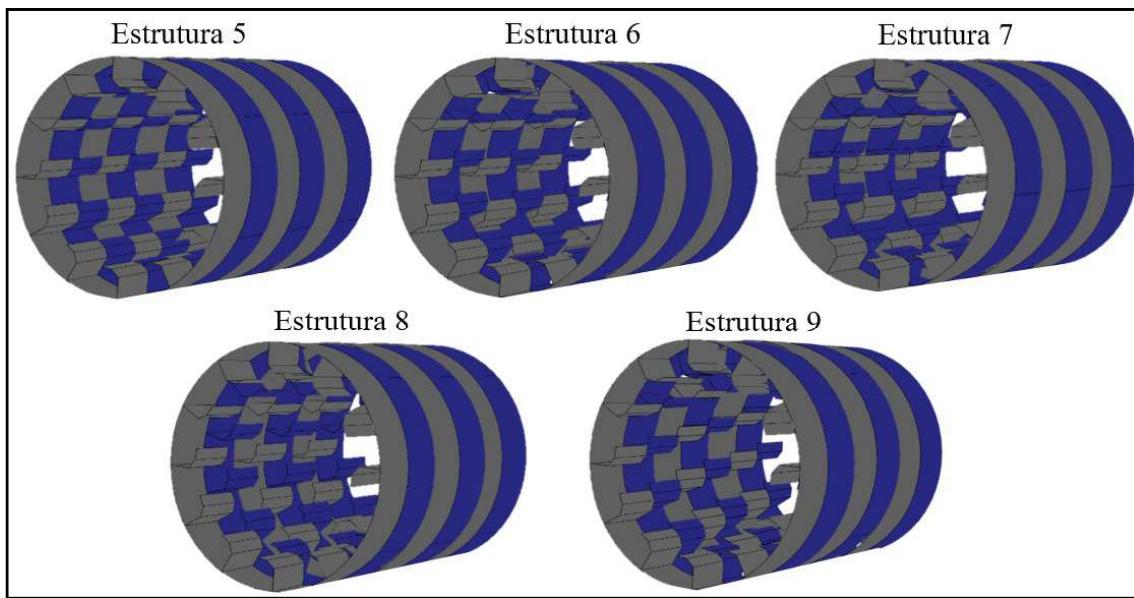


Figura 3.14 – Diferentes arranjos de suspensores intercalados ao longo das paredes do tambor ABS.

Nas Estruturas 5 a 8, a distância de separação definida entre os suspensores da seção A e B foi a mesma utilizada nas seções C e D e seções E e F, tendo, assim, uma repetição padronizada da distância de separação. Os suspensores foram intercalados com  $d$  igual a  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$ , respectivamente, Estruturas 5, 6, 7, e 8. A Estrutura 9 foi definida posicionando cada seção a uma distância de separação progressiva em relação à primeira seção, formando uma casca cilíndrica em formato espiral. A Tabela 3.6 apresenta a distância de separação entre os suspensores em cada seção para os cinco arranjos investigados com o tambor ABS.

Tabela 3.6 – Distância de separação entre os suspensores em cada seção para os cinco arranjos investigados com o tambor ABS.

Estrutura	Seções					
	A	B	C	D	E	F
5	$0^\circ$	$0^\circ$	$0^\circ$	$0^\circ$	$0^\circ$	$0^\circ$
6	$0^\circ$	$5^\circ$	$0^\circ$	$5^\circ$	$0^\circ$	$5^\circ$
7	$0^\circ$	$10^\circ$	$0^\circ$	$10^\circ$	$0^\circ$	$10^\circ$
8	$0^\circ$	$15^\circ$	$0^\circ$	$15^\circ$	$0^\circ$	$15^\circ$
9 (espiral)	$0^\circ$	$5^\circ$	$10^\circ$	$15^\circ$	$20^\circ$	$25^\circ$

O comportamento das partículas foi analisado em todas as estruturas investigadas (Estruturas 1 a 9) e as respostas HS, LUF, MS e RAO foram mensuradas. Para os suspensores intercalados, ocorre uma variação na dispersão dos sólidos ao longo do comprimento do tambor, portanto, a heterogeneidade de dispersão longitudinal (HDL) foi considerada.

### **3.3. Investigação experimental**

O tambor ABS foi projetado visando avaliar experimentalmente o comportamento granular das partículas empregando a configuração obtida pela otimização de múltiplas respostas ( $OP_{DES}$ ), determinada anteriormente.

Os experimentos foram conduzidos no Laboratório de Sistemas Particulados (LSP) do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia (PPGEQ-UFU).

Nesta investigação, foram utilizados suspensores angulares de três segmentos com dimensões  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm. Os ângulos entre os segmentos foram aqueles obtidos pela otimização de múltiplas respostas ( $OP_{DES}$ ).

#### **3.3.1. Determinação experimental da velocidade ideal de rotação**

Para determinar as velocidades ideais de rotação, um visor de vidro com linhas de referências para diversas posições angulares do tambor foi acoplado ao aparato experimental. O visor era fixado à mesa de suporte do equipamento, não estando conectado diretamente ao tambor rotatório. Para esta análise, a linha de referência foi definida na posição angular  $0^\circ$ . A Figura 3.15 apresenta um esquema do aparato utilizado para a medição das velocidades ideais.

A literatura recomenda faixas de operação para os tambores em função do grau de enchimento ( $f$ ) e da velocidade de rotação/número de Froude (Fr), respectivamente,  $10\% \leq f \leq 15\%$  e  $0,0025 \leq Fr \leq 0,04$ . A dinâmica das partículas foi investigada considerando ambas as faixas de operação. Foram mensuradas as velocidades ideais de rotação para o tambor operando com 10% a 17% de seu volume ocupado por partículas. A faixa de enchimento investigada foi superior à faixa recomendada pela literatura para que se pudesse analisar as condições de carregamento ideal com números de Froude próximos a 0,04.

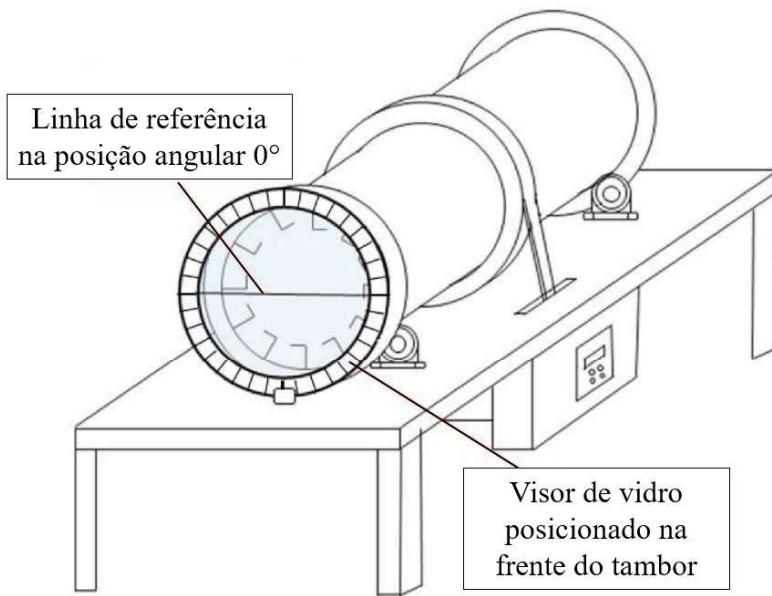


Figura 3.15 – Esquema do aparato utilizado para a medição das velocidades ideias de rotação (Adaptado de Nascimento, 2018).

As velocidades ideais de rotação foram determinadas para o tambor ABS com 50 mm e 150 mm de comprimento, o equivalente a dois e seis anéis, respectivamente.

Para o tambor ABS com 50 mm de comprimento (2 anéis), foram empregados os suspensores alinhados ( $d = 0^\circ$ ) e intercalados com as distâncias de separação entre suspensores de  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$ . As velocidades ideais de rotação para os suspensores intercalados foram obtidas na seção A e na seção B.

O tambor ABS com 150 mm de comprimento foi utilizado a fim de determinar as velocidades ideais de rotação utilizando os suspensores em formato espiral (6 anéis). As velocidades ideais de rotação foram mensuradas apenas na seção A, devido a impossibilidade de visualização experimental das demais seções que compõem a estrutura em formato espiral.

As medidas para ambos os comprimentos do tambor (50 mm e 150 mm), foram realizadas em triplicata em dias alternados e o procedimento adotado é descrito a seguir:

- 1) Primeiramente era pesada a quantidade de material particulado necessário para avaliar experimentalmente um grau de enchimento predefinido;
- 2) Em seguida, o tambor rotatório era carregado com partículas, cuja massa correspondia a pesagem realizada na Etapa 1;
- 3) O tambor era posicionado horizontalmente e os sólidos uniformemente distribuídos ao longo do comprimento do cilindro;

- 4) A rotação era iniciada a uma velocidade baixa e a posição angular  $0^\circ$  no tambor rotatório era monitorada a partir da linha de referência. Em seguida, a velocidade de rotação era gradualmente aumentada até que a primeira descarga ocorresse na posição angular  $0^\circ$ .

Para a identificação precisa do momento em que ocorre a primeira descarga, foi utilizada uma câmera de alta velocidade (marca *Fastec*, modelo IL5) a uma velocidade de gravação 4500 *frames/s*. A câmera foi posicionada para capturar as imagens da região próxima à posição angular  $0^\circ$ .

### 3.3.2. Determinação do *holdup* de sólidos no suspensor

O *holdup* de sólidos no suspensor corresponde à quantidade de material carregada pelo suspensor em uma determinada posição angular. Para determinar a massa de partículas no suspensor, foi considerada a área ocupada pelas partículas. Esta área foi calculada usando o *software* ImageJ® (Schneider, Rasband e Eliceiri, 2012). Utilizando a câmera de alta velocidade (marca *Fastec*, modelo IL5), a uma velocidade de gravação 4500 *frames/s*, foram obtidas imagens do leito granular em diferentes condições operacionais. A partir da imagem do tambor rotatório, a área ocupada pelas partículas no suspensor foi demarcada, como mostra a Figura 3.16. O *software* contabiliza o número de pixels na área demarcada e, a partir de uma medida previamente conhecida na imagem, converte esse valor em  $\text{mm}^2$ .

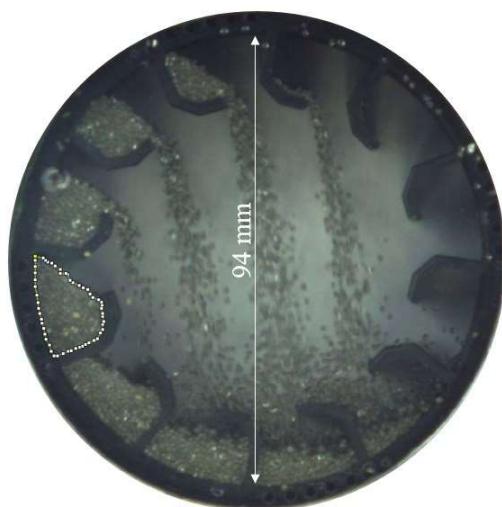


Figura 3.16 – Determinação do *holdup* de sólidos através da seleção da área ocupada por partículas no suspensor.

A massa de sólidos no suspensor em função de sua posição angular,  $m(\theta)$ , foi obtida através da Equação (3.19), em que  $A(\theta)$  é a área ocupada pelos sólidos no suspensor (calculada pelo *software* ImageJ®),  $\rho$  é a densidade do material sólido,  $\varepsilon$  é a porosidade do leito de partículas e  $L$  é o comprimento do tambor. A porosidade do leito foi assumida como 0,37, valor obtido experimentalmente por Nascimento (2018) para partículas de vidro com diâmetro médio de 1,09 mm.

$$m(\theta) = A(\theta)\rho(1 - \varepsilon)L \quad (3.19)$$

O *holdup* de sólidos no suspensor foi determinado para o tambor operando com grau de enchimento de 10% a 17% e velocidade de rotação de 1 rpm ( $Fr = 0,00004$ ) a 40 rpm ( $Fr = 0,043$ ). Foi utilizado o tambor ABS com 50 mm e 150 mm de comprimento.

Para o tambor ABS com 50 mm de comprimento, foram empregados os suspensores alinhados ( $d = 0^\circ$ ) e intercalados com distâncias de separação de  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$ . Para os suspensores intercalados, o *holdup* de sólidos no suspensor foi mensurado, tanto na seção A, quanto na seção B. Para a medição na seção A, a sequência utilizada para posicionar os anéis foi seção A em seguida seção B (Figura 3.17a). A medição na seção B foi possível posicionando-a à frente da seção A (Figura 3.17b). Todas as medidas foram realizadas em triplicata.

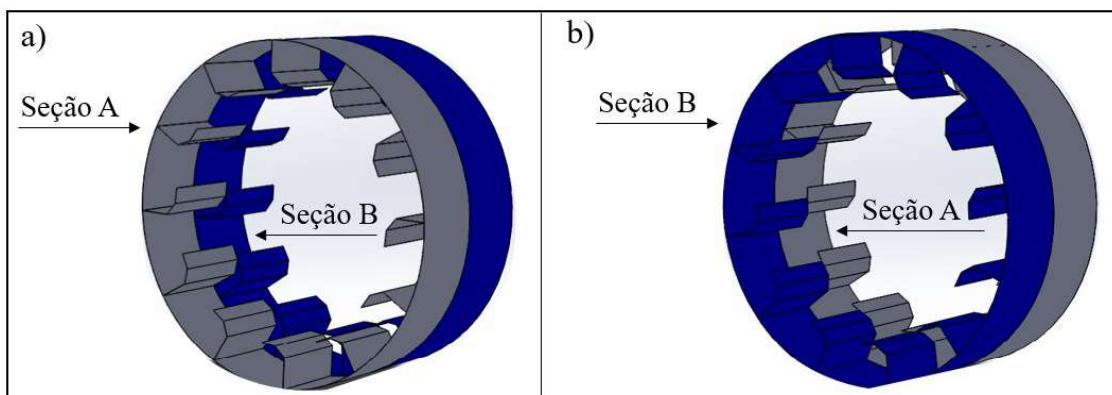


Figura 3.17 – Disposição das seções para medição do *holdup* de sólidos na seção A (a) e na seção B (b).

O tambor ABS com 150 mm de comprimento foi utilizado a fim de determinar as variáveis para o suspensor em formato espiral. O *holdup* de sólidos no suspensor foi mensurado apenas na seção A, devido a impossibilidade de visualização experimental das

demais seções que compõem a estrutura em formato espiral. Todas as medidas foram realizadas em triplicata.

### 3.4. Etapas do trabalho

A seguir é apresentada a sequência de desenvolvimento da presente tese.

<b>PARTE 1</b>	<i>Avaliação do formato e tamanho dos suspensores</i>	
	Tambor de aço	Investigação numérica
<b>PARTE 2</b>	<i>Avaliação da combinação dos ângulos internos entre os segmentos</i>	
	Tambor de aço	Investigação numérica
<b>PARTE 3</b>	<i>Avaliação do carregamento do tambor e da velocidade de rotação</i>	
	Tambor de aço	Investigação numérica
<b>PARTE 4</b>	<i>Avaliação da distância de separação entre suspensores adjacentes</i>	
	Tambor de aço	Investigação numérica
<b>PARTE 5</b>	<i>Determinação das velocidades ideais de rotação para o tambor ABS</i>	
	Tambor ABS	Investigação experimental
<b>PARTE 6</b>	<i>Determinação dos parâmetros DEM para modelar o tambor ABS</i>	
	Tambor ABS	Investigação numérica
<b>PARTE 7</b>	<i>Avaliação da distância de separação entre suspensores adjacentes</i>	
	Tambor ABS	Investigação numérica

---

---

# CAPÍTULO 4

---

## Resultados e Discussão

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados experimentais e aqueles obtidos nas simulações numéricas empregando o Método dos Elementos Discretos (DEM) no estudo da dinâmica das partículas no interior do tambor rotatório com suspensores.

### 4.1. Tambor de aço inoxidável

O tambor de aço inoxidável foi empregado na investigação numérica dos efeitos associados às características do suspensor. A fim de verificar a representatividade do modelo e dos parâmetros utilizados nas simulações, os resultados simulados foram inicialmente comparados aos dados experimentais de um estudo anterior (Nascimento, 2018). Para esta verificação, foram considerados nas simulações a mesma unidade experimental e as mesmas condições nas quais os dados experimentais foram obtidos. O tambor possuía 12 suspensores de dois segmentos cada com  $\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ$ ,  $l_1 = 12,7$  mm e  $l_2 = 8$  mm. O tambor foi operado com velocidade de rotação de 21,3 rpm ( $Fr = 0,027$ ) e 15% de grau de enchimento, utilizando partículas de vidro com 1,09 mm de diâmetro. A Figura 4.1 apresenta os dados experimentais de Nascimento (2018) e os resultados simulados neste estudo do *holdup* de sólidos no suspensor em função de sua posição angular. Observa-se, que parte da massa contida nos suspensores foi progressivamente descarregada resultando na diminuição do *holdup* de sólidos no suspensor com o aumento da posição angular. Houve boa concordância entre os resultados simulados e experimentais. Assim, a metodologia utilizada nas simulações reproduziu com precisão os dados experimentais e pode ser utilizada para investigar os efeitos devido às características dos suspensores na dinâmica das partículas em um tambor rotatório de aço inoxidável.

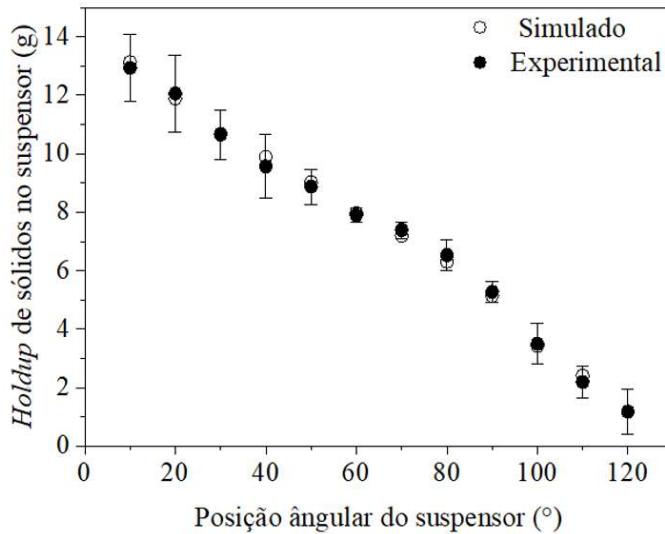


Figura 4.1 – Comparação dos perfis de descarga dos suspensores obtido por simulação e os dados experimentais de Nascimento (2018) para suspensores de dois segmentos com

$$\alpha_1 = \alpha_2 = 90^\circ.$$

#### 4.1.1. PARTE 1: Avaliação numérica do formato e do tamanho dos suspensores Suspensores com dois segmentos

Primeiramente, foi avaliado o efeito do formato dos suspensores de dois segmentos com diferentes ângulos  $\alpha_2$  sobre a dinâmica das partículas. A Tabela 4.1 mostra os valores de *holdup* de sólidos no suspensor na posição 0° (HS) e do ângulo de última descarga (LUF) obtidos utilizando os suspensores de dois segmentos e os respectivos valores do volume ocupado pelos sólidos no suspensor ( $V_T$ ) e do volume interno do suspensor ( $V_I$ ).

Tabela 4.1 – Variáveis geométricas, *holdup* de sólidos e ângulo de última descarga obtidos numericamente para suspensores de dois segmentos.

$\alpha_2$ (°)	$V_T$ (mm <sup>3</sup> )	$V_I$ (mm <sup>3</sup> )	HS (g)	LUF (°)
80	8140	4777	12,59	125
90	9679	4961	14,97	120
100	11373	5183	17,59	100
110	11541	5171	17,85	100
120	11799	4954	18,25	90
130	12207	4972	18,88	80

Conforme apresenta a Tabela 4.1, o aumento de  $\alpha_2$  proporcionou um aumento de  $V_T$  e, portanto, também de HS. O volume ocupado pelos sólidos no suspensor ( $V_T$ ) é uma função das características geométricas do suspensor e do ângulo dinâmico de repouso do material. No entanto, o valor de HS também é influenciado por  $V_I$ . Quando o  $\alpha_2$  aumentou de  $80^\circ$  para  $100^\circ$ , o *holdup* de sólidos no suspensor aumentou 39,7%. Porém, esse comportamento é diferente para ângulos maiores que  $100^\circ$ . Com um aumento em  $\alpha_2$  de  $110^\circ$  para  $130^\circ$ , o *holdup* de sólidos no suspenso (HS) aumentou apenas 5,8%. Essa diferença se deve ao efeito do volume interno do suspensor ( $V_I$ ) sobre HS. A resposta  $V_I$  é apenas função das características geométricas do suspensor. Para suspensores com  $\alpha_2 \geq 110^\circ$ ,  $V_I$  foi reduzido, o que significa que o pequeno aumento de HS obtido para essas configurações ( $110^\circ \leq \alpha_2 \leq 130^\circ$ ) é atribuído ao ângulo dinâmico de repouso do material (contabilizado pela variável  $V_T$ ) e não apenas às características geométricas do suspensor.

O aumento de  $\alpha_2$  afetou negativamente o LUF (Tabela 4.1). Para  $\alpha_2 > 110^\circ$ , os suspensores são incapazes de reter as partículas conforme a posição angular avança. Isso resulta em um descarregamento antecipado de material e, portanto, em uma área maior de seção transversal do tambor sem queda de partículas e, consequentemente, uma menor eficiência de secagem. Este comportamento pode ser observado na Figura 4.2 que mostra o cascateamento granular nas diferentes configurações de suspensores com dois segmentos, avaliados em um mesmo instante de tempo. Ângulos maiores que  $110^\circ$ , que levaram a valores baixos de LUF, apresentaram uma cortina de partículas limitada a uma menor área transversal. Alternativamente, para  $\alpha_2 \leq 90^\circ$ , o tambor operou com sobrecarregamento (Karali *et al.*, 2015), resultando em um leito de partículas no fundo do tambor e, consequentemente, em menor quantidade de partículas na região ativa. Além disso, não haveria contato efetivo entre o leito de partículas no fundo do tambor e o gás de secagem. Portanto, estas condições ( $\alpha_2 \leq 90^\circ$ ) também levam a uma secagem inefficiente.

Os efeitos da forma do suspensor sobre o comportamento da região ativa também foram avaliados por meio das respostas MS (massa de sólidos na região ativa), RAO (porcentagem de área da região ativa ocupada pelas partículas) e HDT (heterogeneidade de dispersão de sólidos na seção transversal do tambor), obtidas ao longo do tempo.

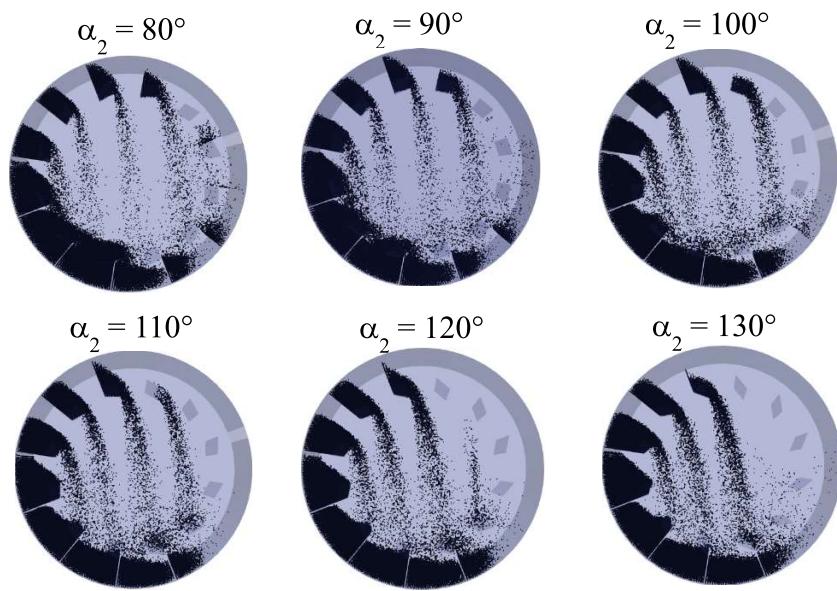


Figura 4.2 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de dois segmentos com diferentes ângulos  $\alpha_2$ , para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

A Figura 4.3 mostra o comportamento dinâmico da resposta MS. Quatro rotações do tambor foram equivalentes ao tempo de 11,3 s. O sistema atingiu o regime permanente em aproximadamente 2,0 s. O comportamento da resposta RAO na faixa de 2,0 s a 11,3 s é ilustrado na Figura 4.4.

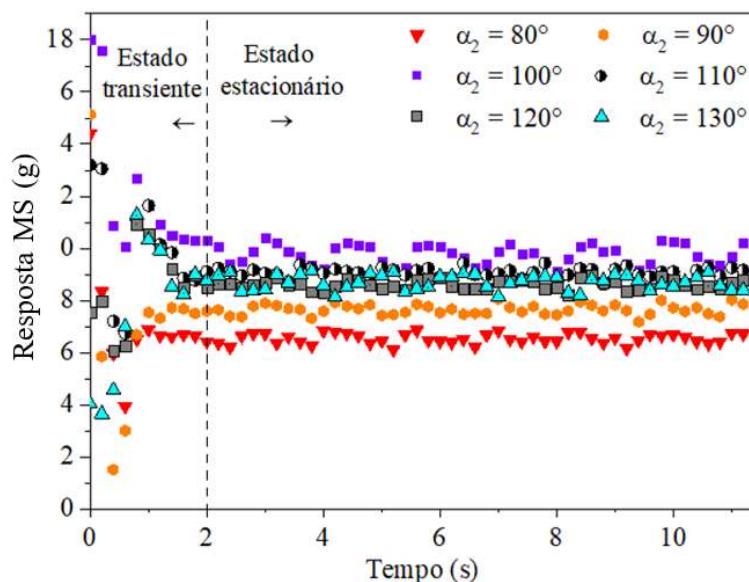


Figura 4.3 – Comportamento dinâmico da massa de sólidos na região ativa (MS) utilizando suspensores com dois segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

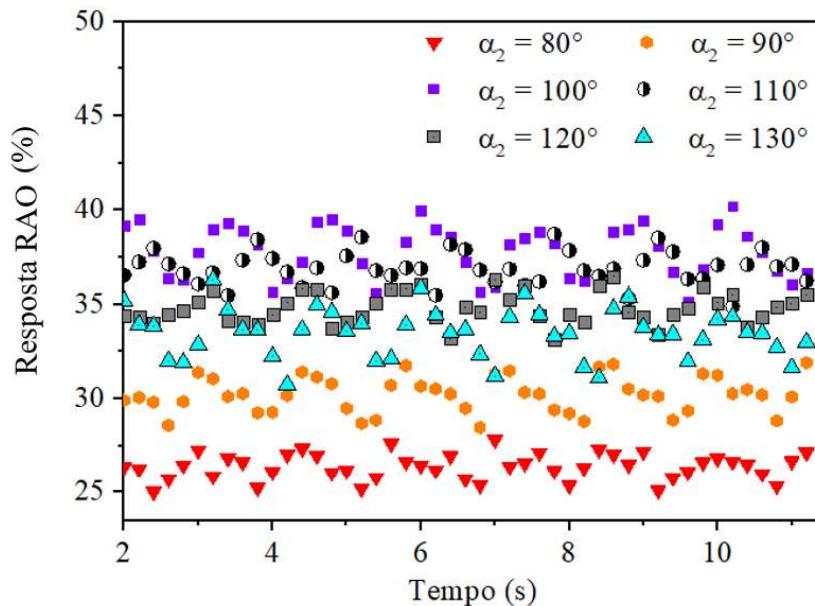


Figura 4.4 – Porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) como função do tempo utilizando suspensores com dois segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

As respostas MS e RAO apresentaram um comportamento oscilatório ao longo do tempo (Figura 4.3 e Figura 4.4), o que pode ser atribuído à dinâmica cíclica das partículas em um tambor rotatório. A configuração que forneceu os valores máximos para MS e RAO foi  $\alpha_2 = 100^\circ$ . Esta configuração ( $\alpha_2 = 100^\circ$ ) é a que leva ao maior volume interno do suspensor ( $V_1$ ), o que proporciona mais material lançado na região ativa (máximo MS), e um LUF = 100°, permitindo uma maior dispersão de partículas ao longo da seção transversal do tambor (aumentando o RAO). Na faixa de  $\alpha_2 = 80^\circ - 90^\circ$ , uma menor massa de sólidos foi descarregada na região ativa em comparação com  $\alpha_2 = 100^\circ$ . Para configurações com  $\alpha_2 > 100^\circ$ , as variações do *holdup* de sólidos (HS) foram muito baixas e valores menores para as respostas MS e RAO foram observados em comparação com os obtidos no suspensor com  $\alpha_2 = 100^\circ$ . Nessas configurações de suspensor ( $\alpha_2 > 100^\circ$ ), o valor do LUF é baixo e, portanto, a dispersão de partículas na região ativa também é pequena. Benhsine *et al.* (2017) encontraram resultados semelhantes em seus estudos sobre o comprimento e o tempo médio de queda das partículas empregando um tambor rotatório com apenas um suspensor. A menor massa na região ativa ( $\alpha_2 = 80^\circ - 90^\circ$ ), combinada com o descarregamento antecipado ( $\alpha_2 > 100^\circ$ ), resultou na redução da percentagem de área da região ativa ocupada por partículas.

A Figura 4.5 mostra a média temporal das respostas MS e RAO calculadas na faixa de 2,0 s a 11,3 s (regime permanente) para cada valor do ângulo  $\alpha_2$  estudado utilizando suspensores de dois segmentos. Ambas as respostas (MS e RAO) apresentaram comportamentos semelhantes com a variação de  $\alpha_2$ , ou seja, há um aumento significativo nas respostas até  $\alpha_2 = 100^\circ$  e, para  $\alpha_2 > 100^\circ$ , tanto MS, quanto RAO diminuem ligeiramente com o aumento do ângulo. O maior aproveitamento da região de secagem, obtido pelo aumento de MS e RAO ( $\alpha_2 \leq 100^\circ$ ), mostra que alterações das variáveis de projeto ( $\alpha_2$ ) são efetivas para a melhoria do processo. Os parâmetros de projeto dos tambores rotatórios com suspensores afetam a dinâmica granular de forma mais significativa do que as variáveis operacionais deste equipamento, conforme demonstrado por Karali *et al.* (2018) em seu estudo sobre o *holdup* de sólidos em tambores rotativos com suspensores.

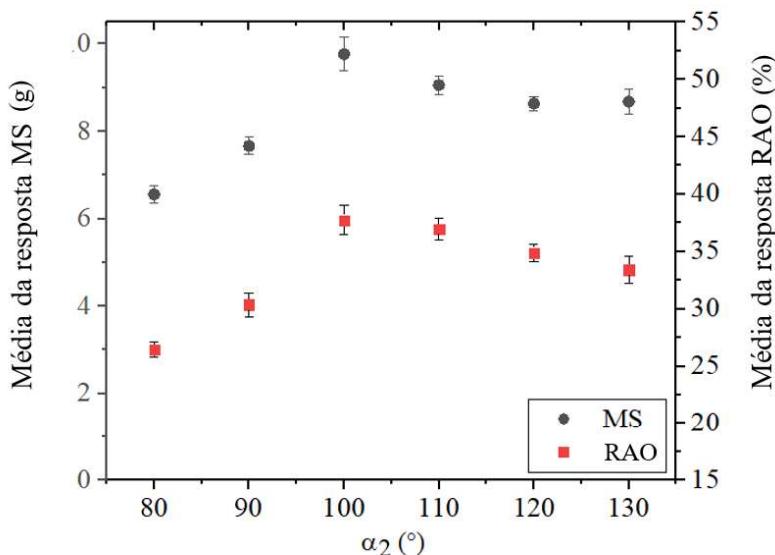


Figura 4.5 – Média calculada das respostas MS e RAO no regime permanente para suspensores de dois segmentos, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

A Figura 4.6 mostra a evolução temporal da resposta HDT no regime pseudo estacionário para diferentes valores de  $\alpha_2$  utilizando suspensores de dois segmentos. Assim como para as respostas MS e RAO, a resposta HDT também exibiu um comportamento oscilatório com o tempo devido à dinâmica cíclica do sistema. Quanto menor o valor de HDT, mais homogênea é a dispersão da cortina de partículas, o que impacta positivamente no contato fluido-partícula. As configurações com dispersão

menos heterogênea foram aquelas com maior LUF ( $\alpha_2$  de  $80^\circ$  e  $90^\circ$ ), porém, os valores de MS e RAO nestes ângulos são menores. A dispersão mais heterogênea ocorreu para  $\alpha_2 = 130^\circ$ . As partículas estavam principalmente concentradas na primeira metade do tambor (Figura 4.2), tornando parte da região ativa inutilizável (LUF =  $70^\circ$ ). Nesse caso, o fluido passa por uma região vazia, o que resulta em um contato inefficiente entre as fases sólida e fluida e, consequentemente, menor transferência de calor e massa.

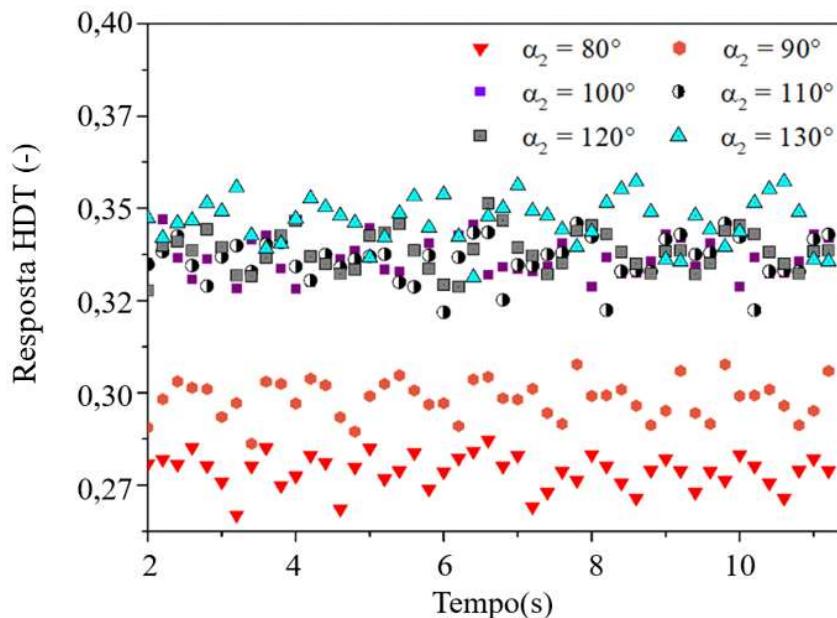


Figura 4.6 – Comportamento da resposta HDT no regime permanente para suspensores com dois segmentos, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

#### Suspensores com três segmentos

Também foi avaliado o efeito do formato dos suspensores de três segmentos sobre a dinâmica das partículas. A Figura 4.7 apresenta a distribuição de sólidos no interior do tambor rotatório operando em regime permanente com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm, utilizando suspensores de três segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$ ,  $\alpha_2 = 135^\circ$  e diferentes ângulos  $\alpha_3$ . Para  $\alpha_3 < 135^\circ$ , ocorreu um acúmulo de sólidos na parte inferior do tambor (região passiva) e, consequentemente, menos partículas na região ativa. Nessas condições ( $\alpha_3 < 135^\circ$ ), a área disponível para a secagem (região ativa) é então reduzida devido à formação de leito no fundo do equipamento. Assim, o tambor não opera utilizando o máximo da área útil (região ativa).

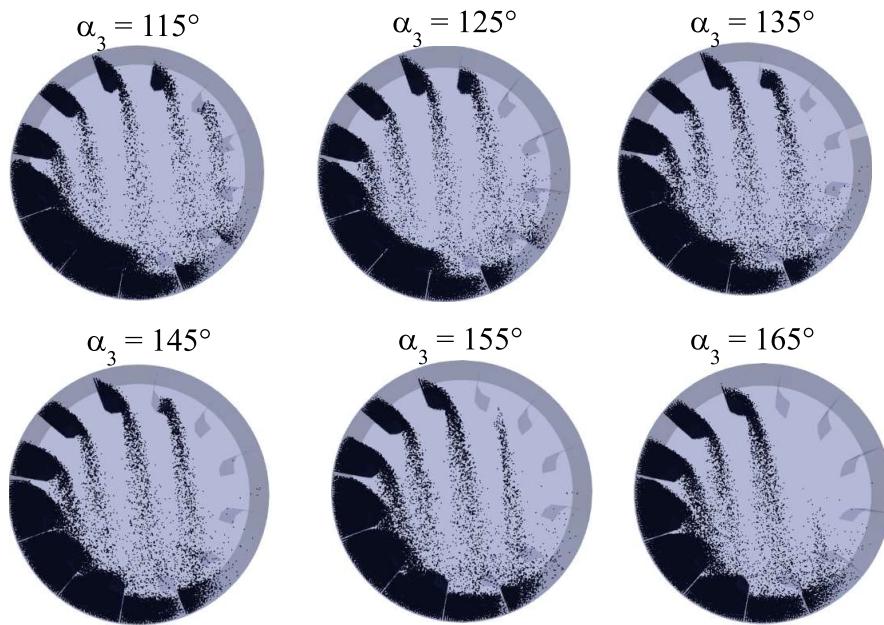


Figura 4.7 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de três segmentos com  $\alpha_1 = 90^\circ$ ,  $\alpha_2 = 135^\circ$  e diferentes ângulos  $\alpha_3$ , para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

A literatura afirma que a condição de carregamento do tambor (subcargamento, carregamento ideal e sobrecarregamento) é influenciada pela velocidade de rotação, grau de enchimento e comprimento do suspensor (Karali *et al.* 2016; Karali *et al.* 2018; Nascimento *et al.*, 2017). No entanto, conforme mostrado na Figura 4.7, a variação do ângulo  $\alpha_3$  na faixa de  $115^\circ$  -  $165^\circ$  promoveu mudanças na condição operacional do equipamento. Portanto, o ângulo entre os segmentos deve também ser considerado para atingir a condição de carregamento ideal.

A Tabela 4.2 mostra os valores de HS e LUF obtidos para suspensores de três segmentos com diferentes ângulos  $\alpha_3$  e os respectivos valores de  $V_T$  e  $V_I$ . Com o aumento em  $\alpha_3$  mais massa foi carregada pelo suspensor. Quando o  $\alpha_3$  variou de  $115^\circ$  para  $135^\circ$ , o *holdup* de sólidos no suspensor (HS) aumentou em 33,9%. Porém, um aumento menor de HS ocorre para ângulos maiores que  $145^\circ$  (11,5%) devido à diminuição de  $V_I$ . O ângulo de última descarga é afetado pela velocidade de rotação e características do material (Karali *et al.*, 2015; Nascimento *et al.*, 2019). Neste estudo, observamos que o LUF também é influenciado pelo design do suspensor ( $\alpha_3$ ). De acordo com a Tabela 4.2, um aumento no ângulo  $\alpha_3$  leva a uma diminuição no LUF. Além disso, a Figura 4.7 mostra que para um  $\alpha_3$  de  $155^\circ$  a  $165^\circ$ , uma parte da região ativa está vazia devido aos baixos valores de LUF.

Tabela 4.2 – Variáveis geométricas, *holdup* de sólidos e ângulo de última descarga obtidos numericamente para suspensores de três segmentos.

$\alpha_3$ (°)	$V_T$ (mm <sup>3</sup> )	$V_I$ (mm <sup>3</sup> )	HS (g)	LUF (°)
115	7190	3760,5	11,12	110
125	8360	3920,0	12,93	110
135	9627	3943,0	14,89	105
145	9854	3936,0	15,24	95
155	10558	3867,5	16,33	90
165	10991	3711,5	17,00	80

O comportamento oscilatório em função do tempo também foi observado para o tambor operando com suspensores de três segmentos. A Figura 4.8 apresenta os valores obtidos para a massa de sólidos na região ativa (MS), enquanto a Figura 4.9 ilustra os resultados encontrados para a porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO). Ambas as respostas determinadas (MS e RAO) ao longo do tempo. A média temporal de MS e RAO calculada na faixa de 2,0 s a 11,3 s, para cada ângulo  $\alpha_3$  testado, é apresentado na Figura 4.10.

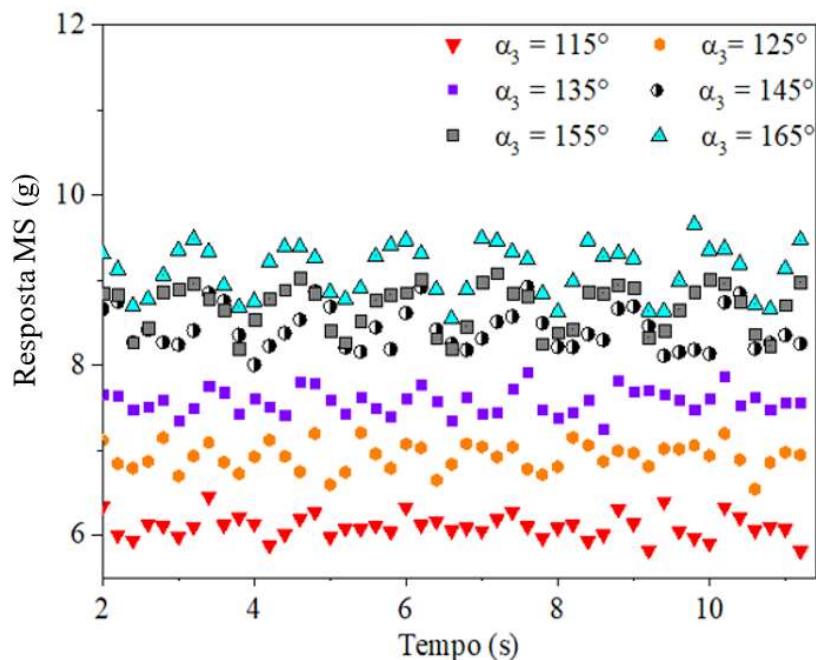


Figura 4.8 – Comportamento dinâmico da massa de sólidos na região ativa (MS) utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

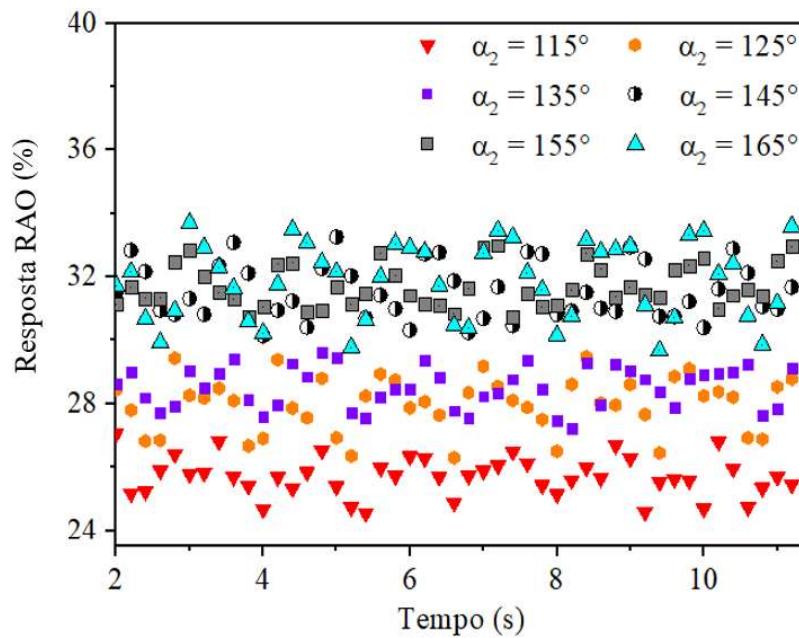


Figura 4.9 – Comportamento dinâmico da porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

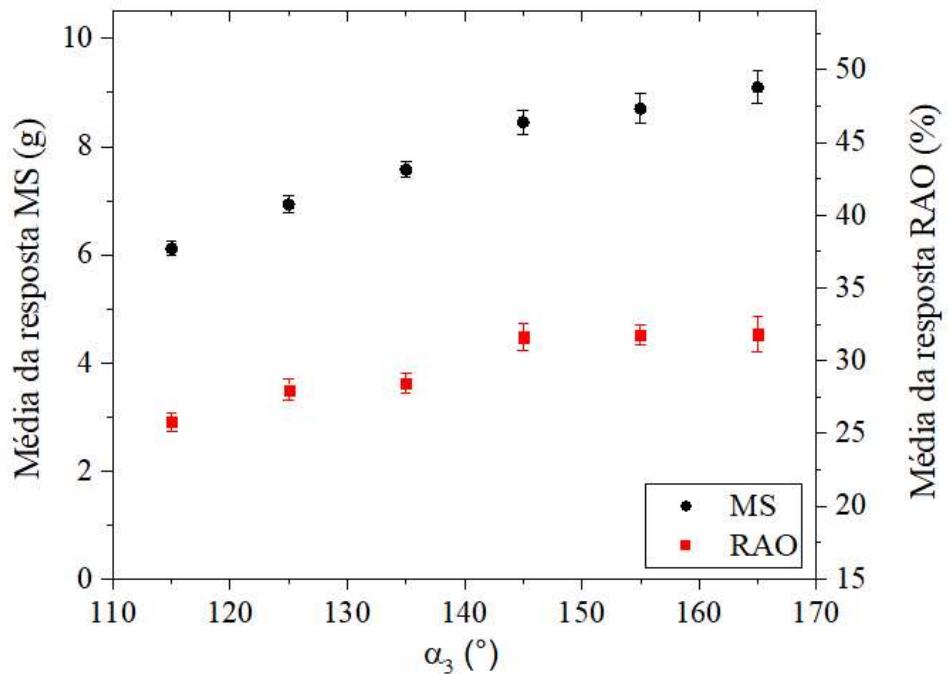


Figura 4.10 – Média calculada das respostas MS e ARO no regime permanente utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

Conforme apresentado na Figura 4.10, a condição que maximizou a resposta MS foi  $\alpha_3 = 165^\circ$ . Porém, os valores de RAO para  $\alpha_3 > 145^\circ$  foram muito próximos. Assim, o aumento da massa na região ativa nestas condições ( $\alpha_3 > 145^\circ$ ) não resultou em um aumento significativo na porcentagem da área da região ativa ocupada pelas partículas. Nestes casos, ocorreu a formação de cortinas densas de partículas (Figura 4.7) concentrando o material apenas em parte da região ativa do tambor. Os espaços vazios dentro da região ativa fornecem um caminho preferencial para a passagem de fluido. Esses efeitos reduzem o contato entre as fases sólida e fluida e, portanto, a transferência de calor e massa (Karali *et al.*, 2016). Ângulos  $\alpha_3$  maiores que  $135^\circ$  não são vantajosos para o projeto de suspensores de três segmentos investigados. Eles não aumentam significativamente a porcentagem de região ativa ocupada por partículas e interferem negativamente na dispersão dos sólidos.

A Figura 4.11 mostra o comportamento dinâmico da resposta HDT no regime permanente para suspensores de três segmentos.

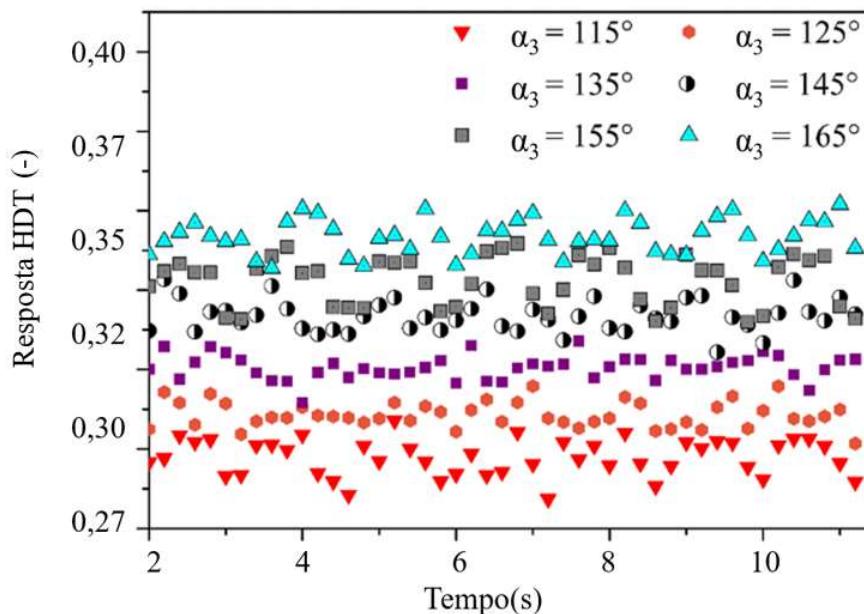


Figura 4.11 – Comportamento da resposta HDT no regime permanente utilizando suspensores com três segmentos, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

De acordo com a Figura 4.11, a heterogeneidade aumentou com o aumento de  $\alpha_3$ . A configuração com  $\alpha_3 = 115^\circ$  proporcionou o valor mínimo de HDT, caracterizando a condição de menor heterogeneidade. A configuração com dispersão mais heterogênea foi

$\alpha_3 = 165^\circ$ . Porém, a configuração com dispersão mínima ( $\alpha_3 = 115^\circ$ ) não potencializou as demais respostas analisadas, conforme observado anteriormente. Na condição de heterogeneidade mínima ( $\alpha_3 = 115^\circ$ ), ocorreu redução na quantidade de partículas na região ativa devido à formação de leito no fundo do tambor. Na condição de máxima heterogeneidade, o alcance da cortina tornou-se limitado e as partículas ficaram concentradas em apenas uma parte da região ativa. Portanto, essas condições extremas não são vantajosas para a eficiência do processo. As configurações com  $\alpha_3 = 125^\circ$  e  $\alpha_3 = 135^\circ$  forneceram valores intermediários para a dispersão. Essa faixa proporciona uma quantidade e distribuição de material na região ativa que intensifica o contato entre o sólido e o fluido.

Os resultados obtidos para suspensores de dois e de três segmentos apresentados nessa seção foram publicados por Silveira *et al.* (2020) na revista *Powder Technology*.

#### Comparação entre suspensores de dois e três segmentos

Ao analisar os efeitos do formato do suspensor sobre a dinâmica das partículas no tambor rotatório, constatou-se que as melhores configurações obtidas foram:  $100^\circ \leq \alpha_2 \leq 110^\circ$  para suspensores de dois segmentos e  $125^\circ \leq \alpha_3 \leq 135^\circ$  para os suspensores de três segmentos. Os suspensores de dois segmentos foram melhores para as respostas HS, MS e RAO, enquanto que para os suspensores de três segmentos as respostas LUF e HDT apresentaram resultados mais satisfatórios. Contudo, o volume interno ( $V_I$ ) dos suspensores de dois segmentos foi muito maior que o volume interno dos suspensores de três segmentos. Por exemplo, para  $\alpha_2 = 110^\circ$  (suspensor com dois segmentos) a resposta  $V_I$  foi equivalente a  $5183 \text{ mm}^3$ , enquanto que para  $\alpha_3 = 135^\circ$  (suspensor com três segmentos) a resposta  $V_I$  foi de  $3943 \text{ mm}^3$ .

Uma vez que o volume interno do suspensor tem influência sobre a quantidade e distribuição de partículas na região ativa, foi realizada a comparação dos formatos de suspensores com volumes internos próximos. Para isso, considerou-se um suspensor de três segmentos com  $\alpha_3 = 135^\circ$  e dimensões  $l_2 = l_3 = 5 \text{ mm}$ . Na Tabela 4.3 são apresentadas as respostas  $V_I$ , HS, LUF, MS, RAO e HDT obtidas para esta nova configuração de suspensor de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$  e  $l_2 = l_3 = 5 \text{ mm}$ ). Para facilitar a comparação dos resultados, a Tabela 4.3 também mostra as respostas para suspensores de dois segmentos com  $\alpha_2 = 110^\circ$ .

Tabela 4.3 – Respostas obtidas numericamente para suspensores de dois segmentos ( $\alpha_2 = 110^\circ$ ) e de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$  e  $l_1 = l_2 = 5$  mm).

Respostas	Suspensor de dois segmentos	Suspensor de três segmentos
	( $\alpha_2 = 110^\circ$ )	( $\alpha_3 = 135^\circ$ e $l_1 = l_2 = 5$ mm)
$V_I$ (mm <sup>3</sup> )	5171	5427
HS (g)	17,85	17,12
LUF (°)	100	110
MS (g)	9,04	9,23
RAO (%)	36,8	36,9
HDT (-)	0,33	0,32

Comparando o suspensor de dois segmentos ( $\alpha_2 = 110^\circ$ ) com o suspensor de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$  e  $l_1 = l_2 = 5$  mm), cujos volumes internos são relativamente próximos, observa-se que a maioria das respostas utilizadas para caracterizar o sistema granular apresentam valores semelhantes. A principal diferença ocorreu no ângulo de última descarga (LUF) e na massa de partículas na região ativa (MS). Com o suspensor de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$  e  $l_1 = l_2 = 5$  mm) as partículas foram carregadas até posições angulares maiores (LUF = 110°), o que acarretou em maior quantidade de sólidos presentes na região ativa (MS = 9,23 g), como pode ser observado na Figura 4.12 que ilustra o perfil do leito granular obtidos para ambos os formatos de suspensores. O suspensor de três segmentos apresentou melhor desempenho quando comparado ao suspensor de dois segmentos com volume interno próximo.

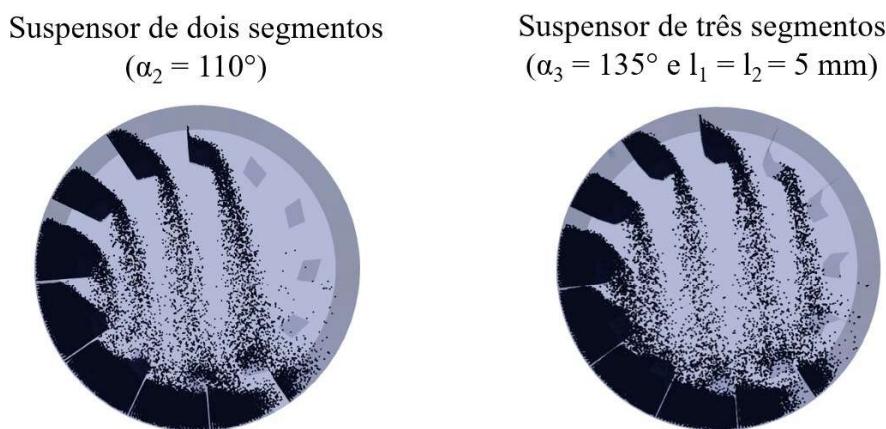


Figura 4.12 – Perfil do leito granular para suspensores de dois segmentos ( $\alpha_2 = 110^\circ$ ) e de três segmentos ( $\alpha_3 = 135^\circ$  e  $l_1 = l_2 = 5$  mm), para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

#### Comparação entre suspensores de três segmentos com tamanhos diferentes

Para avaliar o efeito do tamanho dos segmentos sobre o comportamento das partículas no interior do tambor rotatório, foi utilizado o suspensor de três segmentos com  $l_1 = 10$  mm,  $\alpha_1 = 90^\circ$  e  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ . As dimensões investigadas foram  $l_2 = l_3 = 4$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm. A Figura 4.13 apresenta o perfil do leito granular obtido para ambas as configurações. Observa-se que ocorreu a formação de leito na parte inferior do tambor para  $l_2 = l_3 = 4$  mm, ocasionando a diminuição da região ativa e, consequente, aumento da região passiva. Para a configuração com  $l_2 = l_3 = 5$  mm não ocorreu a formação de leito na parte inferior do equipamento, sendo que as partículas em queda percorreram todo o comprimento da seção transversal do tambor, o que possibilita maior contato com o gás de secagem.

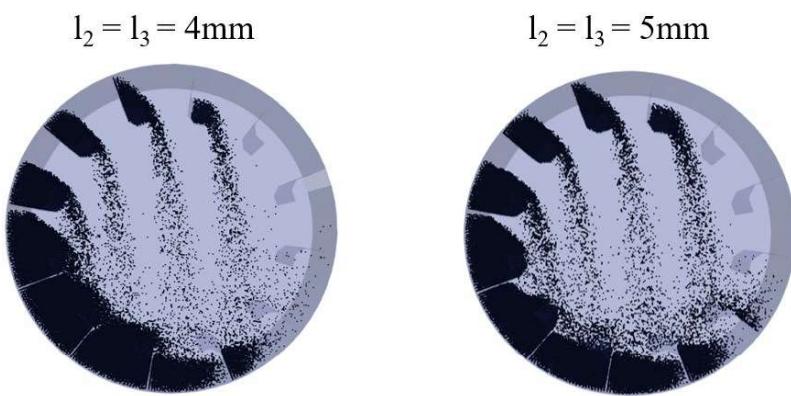


Figura 4.13 – Perfil do leito granular utilizando suspensores de três segmentos com  $l_2 = l_3 = 4$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm de comprimento, para o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 15% de grau de enchimento.

A Tabela 4.4 apresenta os valores de  $V_I$ , HS, LUF, MS, RAO e HDT obtidos para os suspensores de três segmentos com  $l_2 = l_3 = 4$  mm e com  $l_2 = l_3 = 5$  mm. O aumento no tamanho dos segmentos  $l_2$  e  $l_3$  proporcionou maior volume interno para o suspensor, intensificando o *holdup* de sólidos (HS). Com mais massa sendo carregada pelo suspensor, maior foi a quantidade de partículas lançadas na região ativa (MS). Observa-se na Figura 4.13 que ocorreu um adensamento das cortinas devido à maior massa na região ativa. O aumento do tamanho dos segmentos afetou positivamente o LUF (Tabela 4.4). Os suspensores com 5 mm foram capazes de aprisionar os sólidos até posições angulares superiores, proporcionando maior alcance da cortina de partículas. Resultados semelhantes foram obtidos por Geng *et al.* (2013) em seu estudo com partículas

filamentosas utilizando um tambor rotatório com suspensores retos. Com os suspensores de 5 mm também foi obtida uma maior porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO). Isso ocorreu como consequência do aumento simultâneo das respostas MS e LUF. O efeito combinado destas variáveis promoveu uma maior dispersão de sólidos na região ativa.

Tabela 4.4 – Respostas obtidas numericamente para suspensores de três segmentos ( $\alpha_1 = 90^\circ$ ,  $\alpha_2 = \alpha_3 = 135^\circ$ ) com  $l_2 = l_3 = 4$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm.

Respostas	$l_2 = l_3 = 5$ mm	$l_2 = l_3 = 4$ mm
$V_I$ (mm <sup>3</sup> )	5427	3943
HS (g)	17,12	14,89
LUF (°)	110	105
MS (g)	9,23	7,60
RAO (%)	36,9	28,5
HDT (-)	0,32	0,33

Devido aos resultados obtidos para os suspensores de três segmentos com dimensões  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm, esse formato de suspensor e estes tamanhos de segmentos foram utilizados nas demais etapas do presente estudo.

#### 4.1.2. PARTE 2: Avaliação numérica da combinação dos ângulos entre os segmentos

Com o intuito de investigar os efeitos da combinação dos ângulos entre os segmentos do suspensor sobre o comportamento da região ativa, foram avaliadas diferentes configurações de suspensores de três segmentos variando os ângulos  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  a partir de um planejamento composto central (Tabela 3.5). A condição operacional do tambor simulado foi 15% de grau de enchimento e velocidade de rotação de 21,3 rpm.

A Figura 4.14 apresenta, para cada uma das combinações de ângulos ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ ) do planejamento experimental, os resultados obtidos de *holdup* de sólidos (HS), ângulo de última descarga (LUF), massa de sólidos na região ativa (MS), porcentagem de área da região ativa ocupada (RAO) e heterogeneidade de dispersão na seção transversal (HDT). As respostas MS, RAO e HDT foram obtidas considerando a média temporal durante o regime permanente.

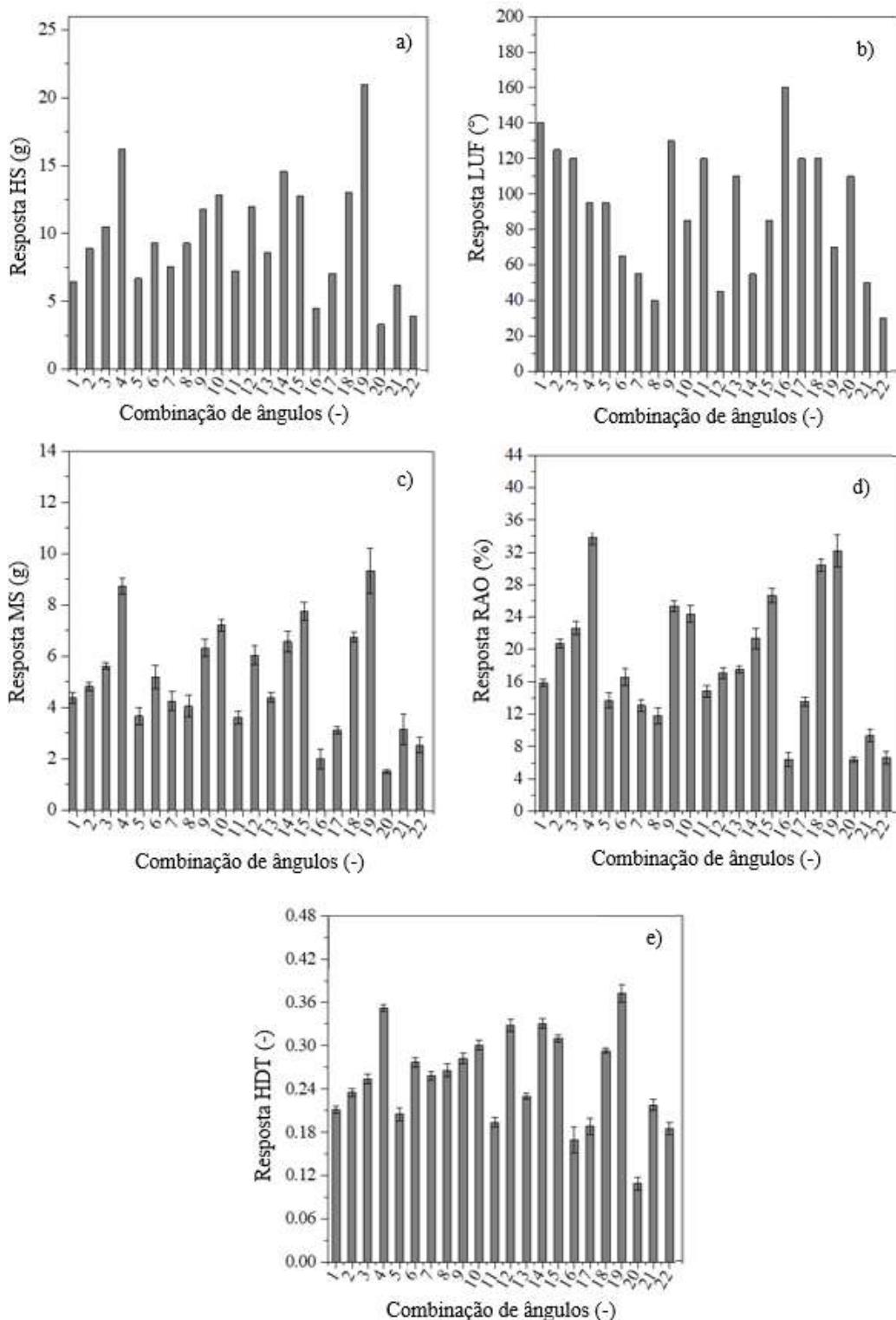


Figura 4.14 – Respostas HS (a), LUF (b), MS (c), RAO (d) e HDT (e) obtidas para as combinações angulares do planejamento experimental, utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

De acordo com a Figura 4.14, as diferentes combinações de ângulos internos proporcionaram uma ampla variação nas respostas mensuradas. Os maiores valores de

HS, MS e HDT foram obtidos com a combinação angular 19 ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 145^\circ$  e  $\alpha_3 = 170^\circ$ ). Enquanto que os menores valores para tais respostas (HS, MS e HDT) foram encontrados utilizando a combinação angular 20 ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 145^\circ$  e  $\alpha_3 = 170^\circ$ ). A combinação 16 ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$  e  $\alpha_3 = 110^\circ$ ), por outro lado, resultou no maior valor de LUF e no menor valor de RAO. Percebe-se que algumas respostas possuem tendências semelhantes.

Os resultados simulados foram submetidos a uma regressão múltipla (Draper e Smith, 1998) para quantificar os efeitos das variáveis independentes (ângulos do suspensor) em cada resposta: HS, LUF, MS, RAO e HDT. Essas regressões foram realizadas usando as variáveis independentes nas formas codificadas (Equações (3.13) a (3.15)). As equações de regressão para cada resposta foram colocadas na forma da Equação (4.1) e os respectivos parâmetros ajustados, bem como os valores de p, são apresentados na Tabela 4.5.

$$y = \beta_0 + \sum_{l=1}^n \beta_l x_l + \sum_{l=1}^n \beta_{ll} x_l^2 + \sum_{m=l+1}^n \beta_{lm} x_l x_m \quad (4.1)$$

sendo  $y$  a resposta correspondente (HS, LUF, MS, RAO e HDT); e  $\beta_0$ ,  $\beta_l$ ,  $\beta_{ll}$  e  $\beta_{lm}$  os coeficientes independentes, lineares, quadráticos e de interação, respectivamente.

Os ângulos  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  tiveram influência significativa nas respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT por seus efeitos lineares, quadráticos e/ou de interação (Tabela 4.5). A análise estatística indicou que os resíduos foram aleatórios e independentes, tinham distribuição normal com média zero e variância constante para todas as equações.

De acordo com a Tabela 4.5, os maiores valores de HS, MS, RAO e HDT foram obtidos para baixo ângulo  $\alpha_1$  e altos ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ . Isso se deve ao formato dos suspensores de três segmentos, visto que um aumento de  $\alpha_1$  proporciona uma redução do volume interno do suspensor ( $V_1$ ) e, consequentemente, uma diminuição na quantidade de sólidos carregados pelo suspensor (HS) e lançados na região ativa (MS). A Figura 4.15 ilustra o comportamento da região ativa para elevados valores de  $\alpha_1$ , ou seja, a combinação de ângulos 6 ( $\alpha_1 = 150^\circ$ ,  $\alpha_2 = 90^\circ$  e  $\alpha_3 = 155^\circ$ ) e a combinação de ângulos 20 ( $\alpha_1 = 165^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$  e  $\alpha_3 = 100^\circ$ ). Essas combinações apresentaram uma cortina de partículas restrita ou muito diluída. Desta forma, a percentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) também foi reduzida, assim como a heterogeneidade de dispersão da cortina (HDT).

Tabela 4.5 – Coeficientes da equação de regressão.

Parâmetros de regressão	HS		LUF		MS			
	Coeficientes	Valor-p	Coeficientes	Valor-p	Coeficientes	Valor-p		
$\beta_0$	12,13	$< 10^{-4}$	89,02	$< 10^{-4}$	7,25	$< 10^{-4}$		
$\beta_1$	-1,20	0,0002	-21,61	$< 10^{-4}$	-0,68	0,0036		
$\beta_2$	1,79	$< 10^{-4}$	-17,28	$< 10^{-4}$	0,84	0,0005		
$\beta_3$	1,51	$< 10^{-4}$	-13,73	$< 10^{-4}$	0,57	0,0114		
$\beta_{11}$	-0,05	0,8605	5,03	0,0132	-0,01	0,9523		
$\beta_{22}$	-0,98	0,0052	-3,50	0,0738	-0,76	0,0038		
$\beta_{33}$	-0,30	0,3502	-3,50	0,0738	-0,44	0,0706		
$\beta_{12}$	-0,82	0,0005	-2,27	0,0715	-0,47	0,0050		
$\beta_{13}$	-0,10	0,6127	-0,61	0,6114	-0,09	0,5184		
$\beta_{23}$	0,36	0,0850	0,27	0,8202	0,07	0,6483		
$R^2$	0,89		0,93		0,82			
$R^2_{adj}$	0,84		0,91		0,75			
Parâmetros de regressão	RAO			HDT				
	Coeficientes	Valor-p	Coeficientes	Valor-p				
$\beta_0$	25,21	$< 10^{-4}$	0,60	$< 10^{-4}$				
$\beta_1$	-3,86	$< 10^{-4}$	-0,01	0,0335				
$\beta_2$	2,01	0,0033	0,06	$< 10^{-4}$				
$\beta_3$	0,83	0,1816	0,05	$< 10^{-4}$				
$\beta_{11}$	0,20	0,7378	-0,01	0,4208				
$\beta_{22}$	-3,06	0,0002	-0,02	0,0053				
$\beta_{33}$	-1,62	0,0269	-0,01	0,1101				
$\beta_{12}$	-2,32	$< 10^{-4}$	-0,01	0,0348				
$\beta_{13}$	-0,64	0,1597	0,01	0,1275				
$\beta_{23}$	-0,56	0,2141	0,01	0,2828				
$R^2$	0,87			0,90				
$R^2_{adj}$	0,82			0,86				

O volume interno do suspensor é ampliado com o aumento de  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ , permitindo o carregamento de mais material e, portanto, a presença de mais partículas na região ativa. No entanto, esse efeito positivo (de aumento de  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ ) é limitado, o que é notado pela

significância dos coeficientes quadráticos relacionados a  $\alpha_2$  e a  $\alpha_3$  nas equações de regressão.

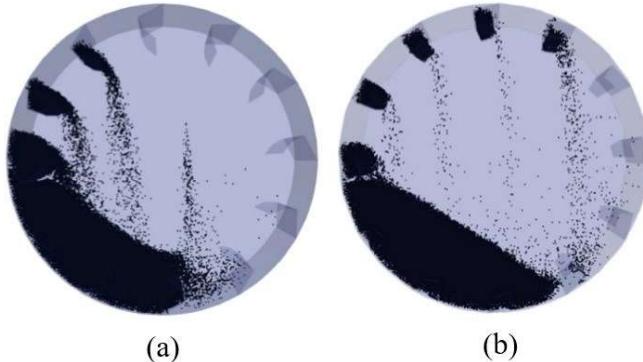


Figura 4.15 – Perfil do leito granular para: (a) combinação de ângulos 6 ( $\alpha_1 = 150^\circ$ ,  $\alpha_2 = 90^\circ$  e  $\alpha_3 = 155^\circ$ ) e (b) combinação de ângulos 20 ( $\alpha_1 = 165^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$  e  $\alpha_3 = 100^\circ$ ), com o tambor de aço inoxidável operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

Os efeitos das variáveis  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  na resposta LUF foram diferentes daqueles observados para as demais respostas. Os parâmetros da Tabela 4.5 mostram que todas as variáveis tiveram um efeito negativo sobre o LUF. Com os níveis mais elevados desses ângulos, o descarregamento ocorreu em apenas um terço da região ativa ( $LUF < 60^\circ$ ), como pode ser visto na Figura 4.14b, pela combinação de ângulos 8 ( $\alpha_1 = 150^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$ ,  $\alpha_3 = 155^\circ$ ), combinação de ângulos 21 ( $\alpha_1 = 165^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$ ,  $\alpha_3 = 170^\circ$ ) e combinação de ângulos 22 ( $\alpha_1 = 165^\circ$ ,  $\alpha_2 = 145^\circ$ ,  $\alpha_3 = 100^\circ$ ). Isso ocorre porque essas configurações de suspensores impossibilitam a retenção das partículas até posições angulares elevadas, proporcionando o descarregamento antecipado do material. Revol, Briens e Chabagno (2001) também observaram uma redução do LUF em seus estudos experimentais com suspensores de três segmentos variando apenas os ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  na faixa de  $135^\circ$  a  $150^\circ$ .

#### Otimização da combinação de ângulos entre os segmentos

A combinação dos ângulos entre os segmentos altera a configuração do suspensor e, portanto, afeta o comportamento da região ativa, influenciando, desta forma, a operação de secagem em um tambor rotatório (Kelly, 1992; Piton *et al.*, 2015). Para melhorar o contato fluido-partícula na região ativa, é importante identificar configurações de suspensores que maximizem a quantidade de sólidos na região e minimizem a heterogeneidade de dispersão no espaço. Os resultados anteriores mostraram que as variáveis independentes ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ ) exibiram efeitos diferentes nas respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT (Tabela 4.5). Assim, duas estratégias para determinar a melhor

configuração do suspensor de três segmentos foram utilizadas neste estudo. Os resultados obtidos para ambas as estratégias são apresentados a seguir.

Na primeira estratégia, a partir de uma otimização utilizando a técnica de superfície de resposta, foram obtidas as combinações de ângulos ( $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ ) quando HS, LUF, MS e RAO atingem seus valores máximos e HDT atinge seu valor mínimo, os quais são apresentados na Tabela 4.6. A Figura 4.16 mostra as respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT nas condições individuais ótimas ( $OP_{HS}$ ,  $OP_{LUF}$ ,  $OP_{MS}$ ,  $OP_{RAO}$  e  $OP_{HDT}$ ).

Tabela 4.6 – Combinação de ângulos entre os segmentos dos suspensor obtidos numericamente pela primeira estratégia.

Ângulos (°)	$OP_{HS}$	$OP_{LUF}$	$OP_{MS}$	$OP_{RAO}$	$OP_{HDT}$
$\alpha_1$	95	95	95	95	140
$\alpha_2$	145	75	145	130	145
$\alpha_3$	170	100	170	145	170

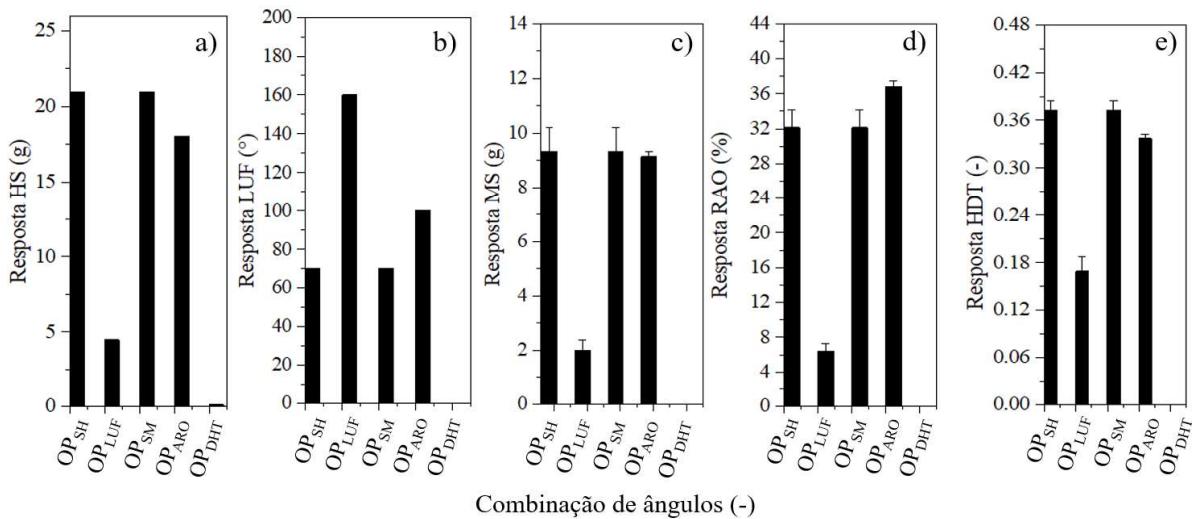


Figura 4.16 – Respostas HS (a), LUF (b), MS (c), RAO (d) e HDT (e) obtidas para as combinações angulares ótimas utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

A Tabela 4.6 mostra que a combinação angular obtida pela otimização do *holdup* de sólidos ( $OP_{HS}$ ) foi a mesma encontrada pela otimização da massa de sólidos na região ativa ( $OP_{MS}$ ). Isso ocorre porque a quantidade de sólidos presentes na região ativa (MS) está diretamente associada à massa de partículas carregadas pelo suspensor (HS). De

acordo com a Figura 4.16, para as condições  $OP_{HS}$  e  $OP_{MS}$ , a quantidade de sólidos carregados pelo suspensor foi máxima ( $HS = 20,98$  g), porém, as partículas foram descarregadas na primeira metade do tambor ( $LUF = 70^\circ$ ), fazendo com que parte da região ativa fique inutilizável (Figura 4.17). Nesse caso, o fluido passa por uma região vazia, resultando em um contato ineficiente entre as fases sólida e fluida.

A combinação angular que maximizou o LUF ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$  e  $\alpha_3 = 100^\circ$ ) levou a um valor do ângulo de última descarga de  $160^\circ$  (Figura 4.16). Isso ocorreu devido ao significativo aprisionamento das partículas pelo suspensor nesta configuração (Figura 4.17). Porém, essa condição também apresentou uma cortina de partículas muito diluída, resultado do acúmulo de partículas na região passiva.

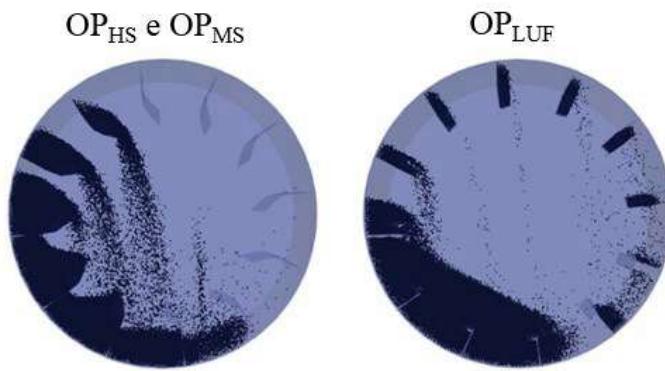


Figura 4.17 – Perfil do leito granular para as condições  $OP_{HS}$ ,  $OP_{MS}$  e  $OP_{LUF}$ , utilizando o tambor de aço simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

Para a condição  $OP_{HDT}$  foram obtidos os ângulos  $\alpha_1 = 140^\circ$ ,  $\alpha_2 = 145^\circ$  e  $\alpha_3 = 170^\circ$  (Tabela 4.6). Esta combinação angular, resultou na homogeneidade completa da região ativa ( $HDT = 0$ ), porém, isso ocorre quando não há formação da cortina de partículas (Figura 4.18), o que é uma condição inadequada, pois não há contato efetivo entre sólido e fluido. Sendo assim, foi determinada a combinação angular que permite obter o menor valor para a resposta HDT diferente de zero. A otimização da resposta HDT, realizada com esta restrição, resultou na combinação de ângulos  $\alpha_1 = 165^\circ$ ,  $\alpha_2 = 75^\circ$  e  $\alpha_3 = 100^\circ$  ( $OP_{HDT^*}$ ), equivalente a combinação angular 21 do planejamento experimental (Tabela 3.5). O valor obtido para a heterogeneidade de dispersão transversal (HDT), com a restrição, foi de 0,109. A Figura 4.18 mostra o perfil do leito granular obtido com a combinação angular  $OP_{HDT^*}$ . Nesta configuração ocorreu a formação da cortina de partículas, porém, muito diluída, o que torna a utilização da região ativa pouco eficiente.

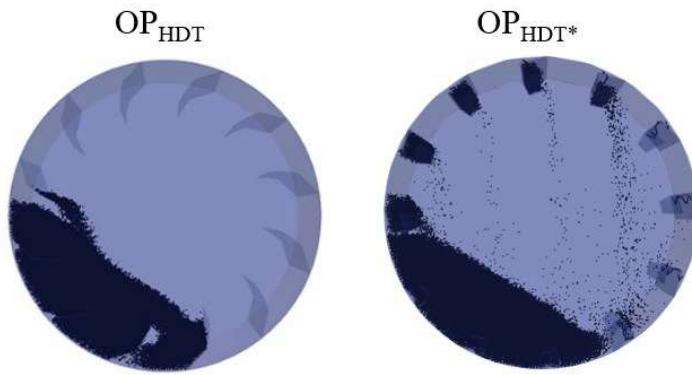


Figura 4.18 – Perfil do leito granular para as condições  $OP_{HDT}$  e  $OP_{HDT^*}$ , utilizando o tambor de aço simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

A Figura 4.19 mostra a cascata granular obtida para a configuração que maximizou a porcentagem de área da região ativa ocupada pelas partículas ( $OP_{RAO}$ ). Percebe-se que esta combinação de ângulos ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$ ,  $\alpha_3 = 145^\circ$ ) levou à utilização mais adequada da região ativa quando comparada às configurações que otimizaram as demais respostas. Conforme mostrado na Figura 4.14, para esta configuração, o *holdup* de sólidos no suspensor e a massa de sólidos na região ativa foram 18,04 g e 9,13 g, respectivamente. Esses valores foram próximos aos obtidos com a maximização do *holdup* de sólidos ( $HS = 20,98$  g) e da massa de sólidos na região ativa ( $MS = 9,32$  g). Para a condição  $OP_{RAO}$ , a distribuição do material granular ocorreu ao longo da seção transversal do secador ( $LUF = 100^\circ$ ) com uma heterogeneidade de dispersão intermediária ( $DHT = 0,37$ ).



Figura 4.19 – Perfil do leito granular para a condição  $OP_{RAO}$ , utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 15% de grau de enchimento e 21,3 rpm.

Na segunda estratégia de otimização, a função deseabilidade (Derringer e Suich, 1980) foi utilizada para a otimização de múltiplas respostas visando à maximização das

respostas HS, LUF, MS e RAO e a minimização da resposta HDT, simultaneamente, cujos resultados são apresentados na Figura 4.20.

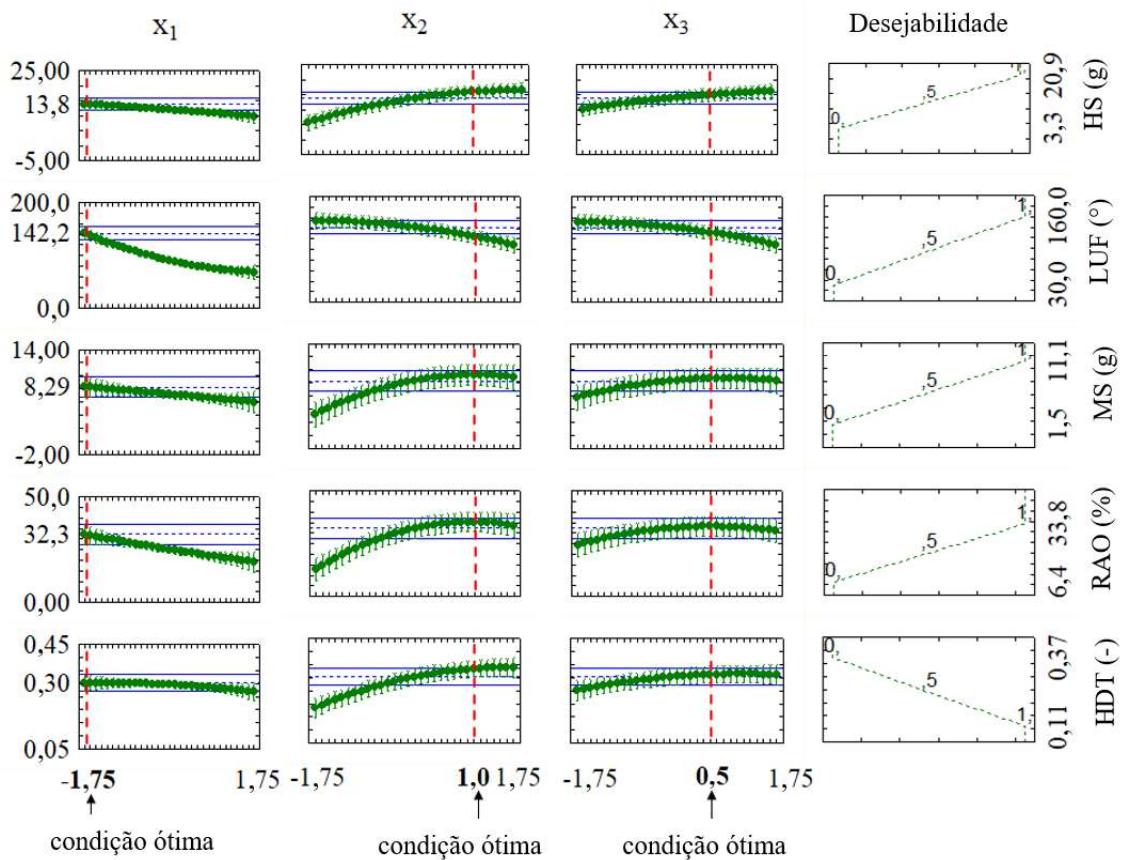


Figura 4.20 – Análise da deseabilidade obtida pela otimização simultânea das respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT.

Conforme apresentado na Figura 4.20, a condição ótima para os ângulos  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  obtida foi: o nível mais baixo para  $\alpha_1$  ( $95^\circ$ ),  $\alpha_2$  de  $130^\circ$  ( $x_2 = 1,0$ ) e  $\alpha_3$  de  $145^\circ$  ( $x_3 = 0,5$ ), sendo que esta configuração de suspensor foi nomeada como OP<sub>DES</sub>. A combinação dos ângulos OP<sub>DES</sub> foi a mesma obtida para a otimização da percentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO), realizada individualmente. Resultados anteriores mostraram que baixos ângulos  $\alpha_1$  e altos ângulos  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$  proporcionam um aumento na quantidade de partículas lançadas na região ativa e na porcentagem de área ativa ocupada. No entanto, com os níveis mais elevados de  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ , a configuração do suspensor proporciona a descarga antecipada do material. Com a combinação de ângulos OP<sub>DES</sub>, foi possível atingir um equilíbrio para todas as respostas analisadas, resultando em uma configuração ótima de suspensores de três segmentos que potencializa o uso da região ativa. A combinação de ângulos OP<sub>DES</sub> foi utilizada nas demais etapas do presente estudo.

#### 4.1.3. PARTE 3: Avaliação numérica do carregamento do tambor e da velocidade de rotação

Nesta avaliação, o *holdup* de sólidos no suspensor foi determinado em função de sua posição angular utilizando a configuração de suspensor obtida pela otimização de múltiplas respostas (OP<sub>DES</sub>), cuja combinação angular foi  $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$  e  $\alpha_3 = 145^\circ$ .

A Figura 4.21 mostra os perfis de descarga do suspensor para o tambor operando com 21,3 rpm e as seguintes condições de carregamento: 10,1%, 12,7% e 15,0%. A condição de carregamento ideal é considerada o ponto de operação onde há interação máxima entre o gás de secagem e os sólidos. Na condição de carregamento ideal, o descarregamento começa quando a ponta do suspensor está na posição angular 0° (Karali *et al.*, 2015; Nascimento *et al.*, 2015).

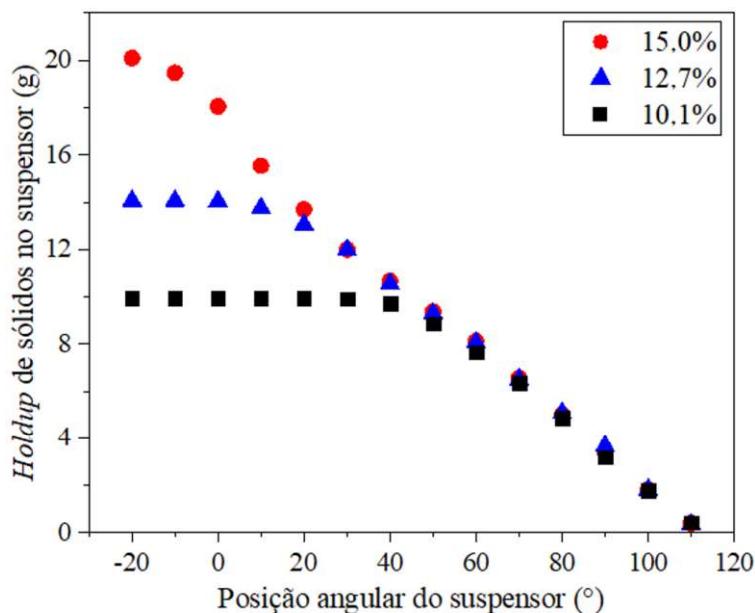


Figura 4.21 – *Holdup* de sólidos como função da posição angular do suspensor para diferentes condições de carregamento do tambor de aço inoxidável simulado, operando com velocidade de 21,3 rpm.

De acordo com a Figura 4.21, quando a fração de sólidos equivale a 10,1%, o tambor está abaixo do carregamento ótimo (subcarregado), uma vez que a massa de sólidos começa a descarregar em torno da posição angular 40°. Por outro lado, quando a fração volumétrica ocupa 15%, o tambor está operando acima do carregamento ótimo (sobrecarregado), pois as partículas estão sendo descarregadas antes que os suspensores atinjam a posição angular 0°. Pode-se observar que o carregamento ótimo é de cerca de 12,7%. Este valor está dentro da faixa recomendada pela literatura para o carregamento

ideal, que varia de 10% a 15% (Lisboa *et al.*, 2007; Perry e Green, 1997).

A Figura 4.22 apresenta o perfil do leito granular no interior do tambor rotatório operando com a velocidade de rotação de 21,3 rpm e as frações de enchimento de 10,1%, 12,7%, 15,0% e 17,7%. Conforme são empregadas maiores frações de enchimento do tambor, a massa de sólidos (MS) na região ativa aumenta (condições de 10,1% a 15,0%). Contudo, este comportamento se inverte a partir do momento que ocorre a formação de leito na parte inferior do tambor (condição de 17,7%). Neste caso, o aumento na fração de enchimento do tambor proporciona uma diminuição da região ativa.

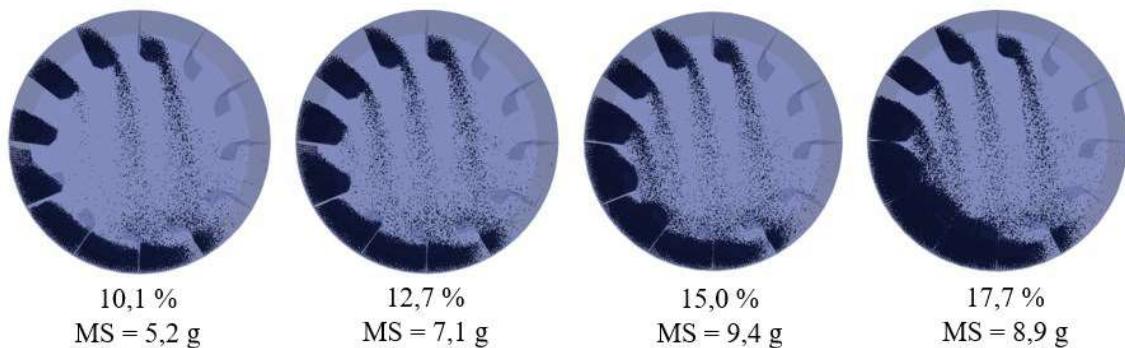


Figura 4.22 - Perfil do leito granular para diferentes frações de enchimento do tambor de aço inoxidável simulado, operando com velocidade de rotação de 21,3 rpm.

Para avaliar o efeito da velocidade de rotação sobre a dinâmica das partículas no tambor rotatório, a literatura (Zhang *et al.*, 2020) recomenda utilizar condições operacionais de sobrecarregamento. Esta estratégia garante que o suspensor estará completamente preenchido, eliminando possíveis interferências nas análises. A Figura 4.23 mostra os perfis de descarga do suspensor para o tambor operando com 17% de enchimento (sobrecarregamento) e velocidades de rotação de 8 rpm, 21,3 rpm e 36,1 rpm. Observa-se que com velocidades de rotação mais elevadas os suspensores tendem a carregar mais material (aumento de *holdup* de sólidos) por mais tempo (aumento do ângulo de última descarga). Esse comportamento está relacionado às forças atuantes sobre as partículas no suspensor. Com o aumento da velocidade de rotação ocorre, consequentemente, um aumento da força centrífuga e, assim, mais partículas são mantidas no suspensor. O aumento da força centrífuga também afeta a descarga do suspensor que finaliza em posições angulares maiores, de modo que os suspensores carregam as partículas por distâncias mais longas.

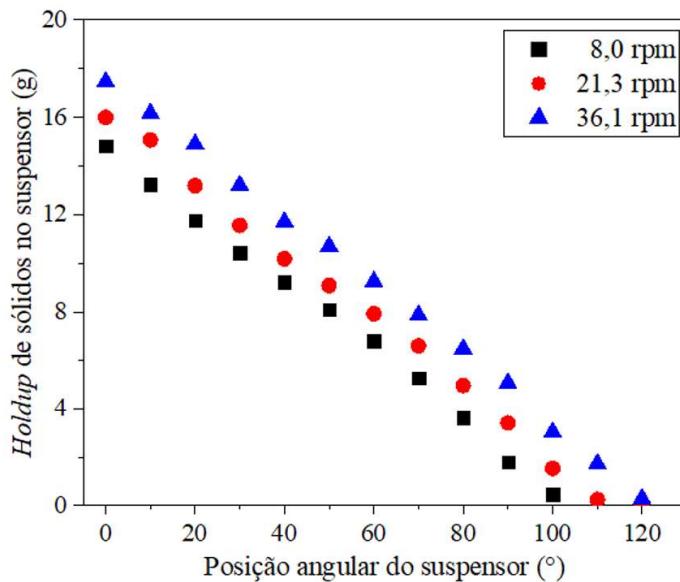


Figura 4.23 – *Holdup* de sólidos como função da posição angular do suspensor para diferentes velocidade de rotação do tambor de aço com 17% de grau de enchimento.

A Figura 4.24 apresenta o perfil do leito granular no interior do tambor rotatório operando com 17% de grau de enchimento e com velocidades de 8 rpm, 21,3 rpm e 36,1 rpm. Conforme a velocidade de rotação aumenta, a proporção de partículas na região ativa e passiva se altera. Ocorre uma diminuição do leito na parte inferior do tambor e um adensamento da cortina de partículas, resultando no aumento da quantidade de sólidos na região ativa. Ajayi e Sheehan (2012b), em seu estudo utilizando um tambor com suspensores de dois segmentos, também observaram que o aumento da velocidade de rotação proporcionou uma maior massa de sólidos na região ativa. Com velocidades de rotação mais elevadas, a área disponível para a secagem (região ativa) se torna maior e mais preenchida por sólidos (aumento de RAO).

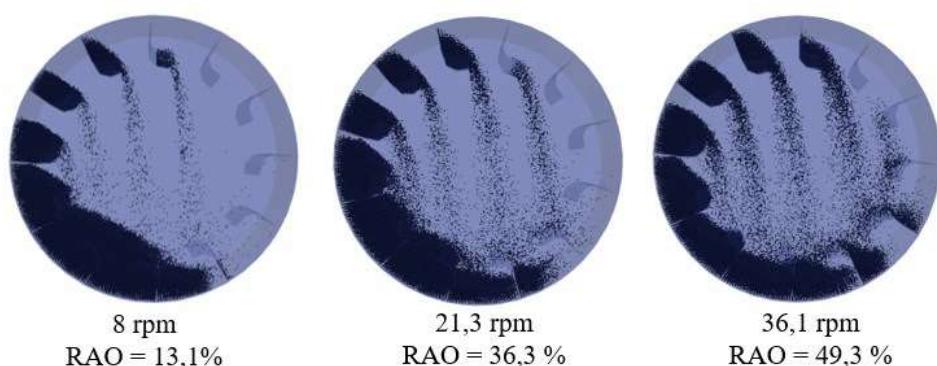


Figura 4.24 – Perfil do leito granular para diferentes velocidade de rotação do tambor de aço inoxidável simulado preenchido com 17% de enchimento.

#### 4.1.4. PARTE 4: Avaliação numérica da distância de separação entre os suspensores adjacentes

A configuração de suspensor OP<sub>DES</sub> ( $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$  e  $\alpha_3 = 145^\circ$ ) foi utilizada para avaliar o comportamento da região ativa quando os suspensores de três segmentos são intercalados ao longo da casca cilíndrica (Figura 3.11 e Figura 3.12). A condição de carregamento ideal obtida para a configuração OP<sub>DES</sub> foi empregada, a qual correspondeu a 12,7% de grau de enchimento e 21,3 rpm de velocidade de rotação.

A Figura 4.25 ilustra a cascata granular obtida para os quatro arranjos de suspensores avaliados considerando o tambor de aço inoxidável simulado. Com os suspensores intercalados (Estrutura 2 a 4), a cortina de partículas tornou-se mais dispersa quando comparada ao arranjo de suspensores alinhados (Estrutura 1). O aumento da distância de separação entre os suspensores levou a uma redução no espaço vazio que ocorre entre as descargas de sólidos. Com isso, ocorre uma diminuição dos caminhos preferenciais para a passagem do fluido, aumentando, assim, a mistura entre as fases e, consequentemente, o contato sólido-fluido. Os suspensores intercalados também podem evitar o efeito de blindagem das partículas vizinhas (Piton *et al.*, 2015; Sunkara *et al.*, 2013) que impede o contato íntimo entre os sólidos localizados internamente à cortina e o gás de secagem. O efeito de blindagem leva a uma operação ineficiente devido à baixa transferência de calor e massa (Sheehan, Britton e Schneider, 2005; Wardjiman *et al.*, 2008).

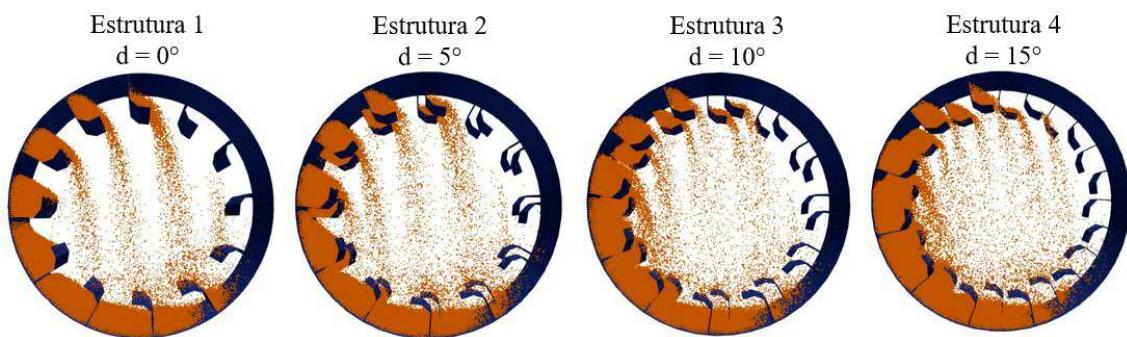


Figura 4.25 – Perfil do leito granular obtido para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço inoxidável com 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento.

A Figura 4.26 mostra as respostas MS e RAO para os diferentes arranjos de suspensores avaliados considerando o tambor de aço inoxidável simulado. Tanto a resposta MS, quanto a resposta RAO apresentaram comportamentos semelhantes com o

aumento da distância entre os suspensores, sendo que a Estrutura 4 (com  $d = 15^\circ$ ) proporcionou a maior quantidade de partículas na região ativa ( $MS = 7,9$  g) e o maior percentual de área de região ativa ocupada ( $RAO = 37,6\%$ ). Comparando os resultados da Estrutura 4 ( $d = 15^\circ$ ) e da Estrutura 1 (suspensores alinhados,  $d = 0^\circ$ ), ocorreu um aumento de 11,1% de  $MS$  e 24,6% de  $RAO$ . A Estrutura 4 ( $d = 15^\circ$ ) possibilita um melhor aproveitamento da região disponível para a secagem, uma vez que, com maior porcentagem de área ativa ocupada por partículas, maior o contato dos sólidos com o gás quente.

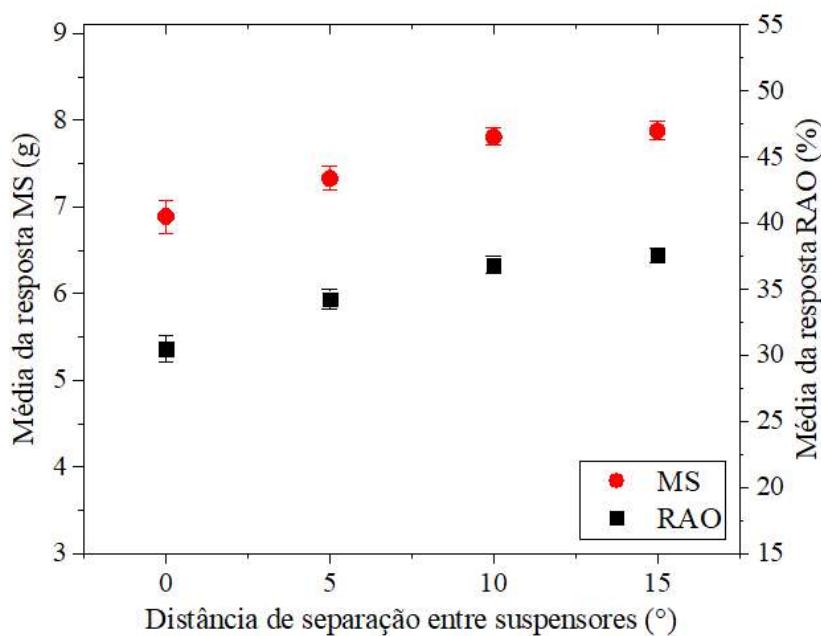


Figura 4.26 – Média das respostas MS e RAO calculadas no regime permanente para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço inoxidável simulado operando com 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento.

Visto que para suspensores intercalados ocorre uma variação na dispersão de sólidos ao longo do comprimento do tambor, a heterogeneidade de dispersão longitudinal (HDL) foi considerada nesta análise. A média temporal da resposta HDL obtida com os suspensores intercalados é mostrada na Figura 4.27. Observa-se que o posicionamento intercalado dos suspensores afetou significativamente a dispersão longitudinal dos sólidos na região ativa. A dispersão de sólidos menos heterogênea ( $HDL = 0,0054$ ) foi obtida com a Estrutura 4 ( $d = 15^\circ$ ). Nesta condição, os caminhos preferenciais para passagem de fluido foram significativamente reduzidos, e a cortina de partículas apresentou uma distribuição mais uniforme em toda a região ativa (Figura 4.25). Comparando os resultados da Estrutura 4 ( $d = 15^\circ$ ) e Estrutura 1 (suspensores alinhados,

$d = 0^\circ$ ), ocorreu uma redução de 38,5% de HDL. Os desvios padrão mostrados nas Figura 4.26 e Figura 4.27 correspondem à variabilidade temporal das respostas HDL, MS e RAO durante o regime permanente. A Estrutura 4 ( $d = 15^\circ$ ) também apresentou o menor desvio padrão temporal de HDL ( $\sigma = \pm 3 \times 10^{-4}$ ) o que significa uma cortina de partículas com comportamento mais estável ao longo do tempo.

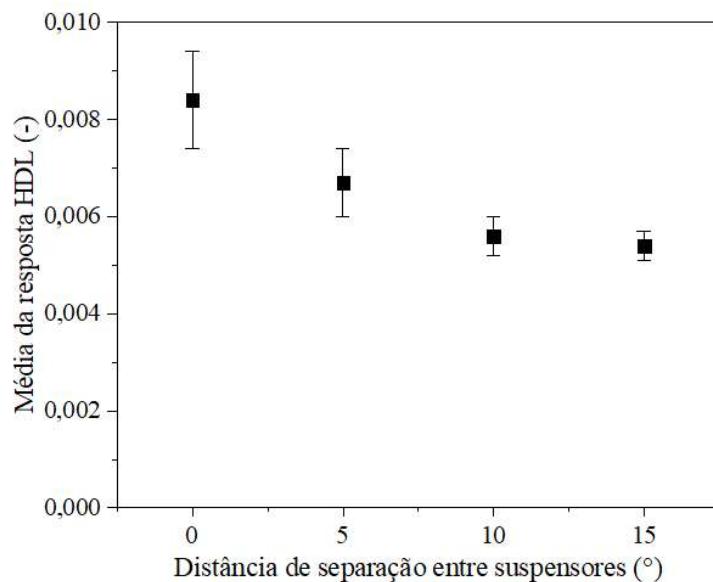


Figura 4.27 – Média da resposta HDL calculada no regime permanente para suspensores alinhados e intercalados utilizando o tambor de aço om 21,3 rpm e 12,7% de grau de enchimento.

Os resultados obtidos na avaliação da combinação dos ângulos entre os segmentos, do carregamento do tambor e da distância de separação entre suspensores adjacentes, respectivamente, seções 4.1.2, 4.1.3 e 4.1.4, foram publicados por Silveira *et al.* (2022) na revista *Powder Technology*.

## 4.2. Tambor ABS

Uma nova casca cilíndrica em material ABS foi construída utilizando a configuração de suspensor OP<sub>DES</sub>, cujas ângulos são  $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$  e  $\alpha_3 = 145^\circ$ , e as dimensões são  $l_1 = 10$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm. O tambor ABS foi empregado na investigação experimental e numérica dos efeitos associados à distância de separação entre os suspensores.

#### 4.2.1. PARTE 5: Determinação experimental das velocidades ideais de rotação

A velocidade de rotação para que a descarga de sólidos começasse na posição angular  $0^\circ$  foi determinada experimentalmente para diferentes frações de enchimento do tambor ABS com 50 mm e 150 mm de comprimento.

Em estudos com tambores rotatórios, é comum a utilização do número de Froude (Fr) como adimensional para a velocidade de rotação. A Figura 4.28 mostra o número de Froude ideal para o tambor ABS com 50 mm de comprimento, utilizando suspensores alinhados e intercalados com distância de separação de  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$ . Para os suspensores intercalados, é apresentado o número de Froude para o carregamento ideal na seção A e na seção B do tambor. Já a Figura 4.29 apresenta o número de Froude ideal para o tambor ABS com 150 mm de comprimento e suspensores em formato espiral, as medições foram obtidas na seção A desta configuração.

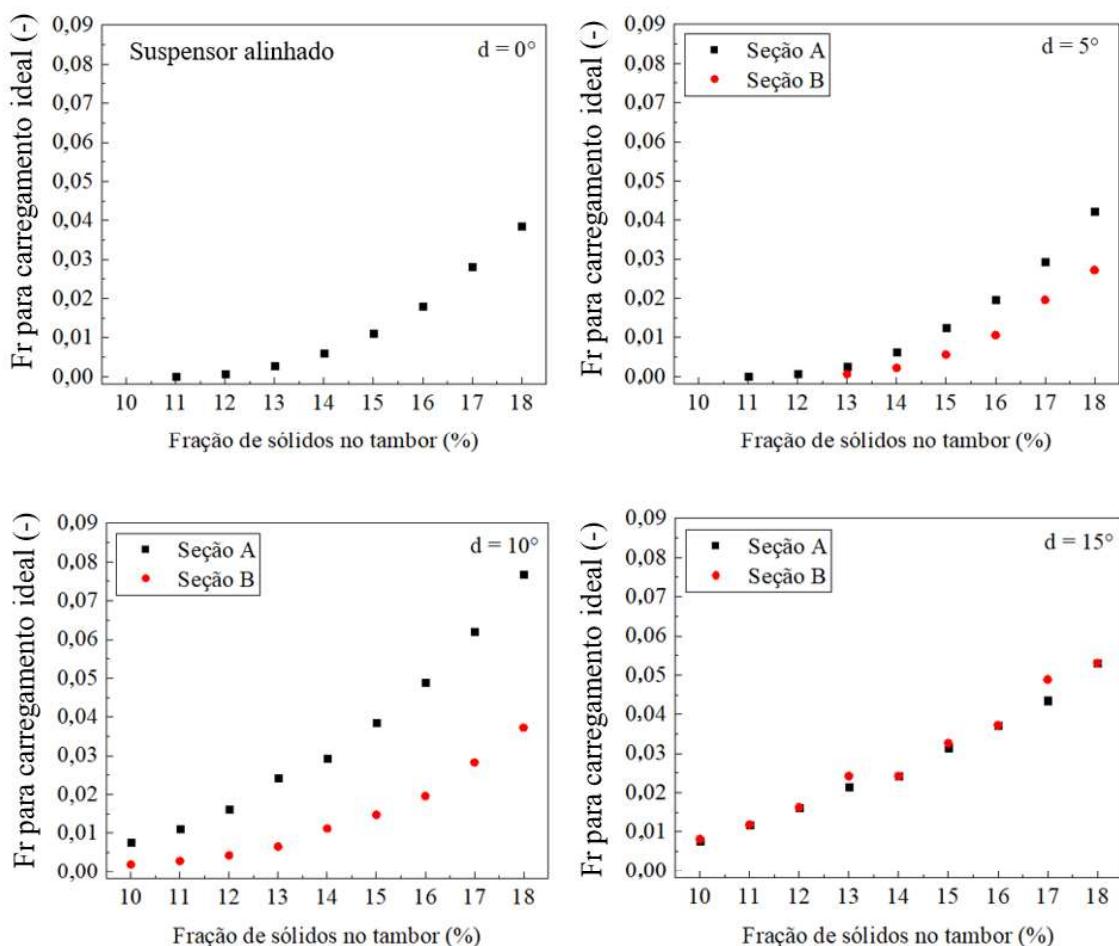


Figura 4.28 – Número de Froude para o carregamento ideal determinado experimentalmente utilizando o tambor ABS com 50 mm de comprimento e suspensores alinhados e intercalados com distância de separação de  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$ .

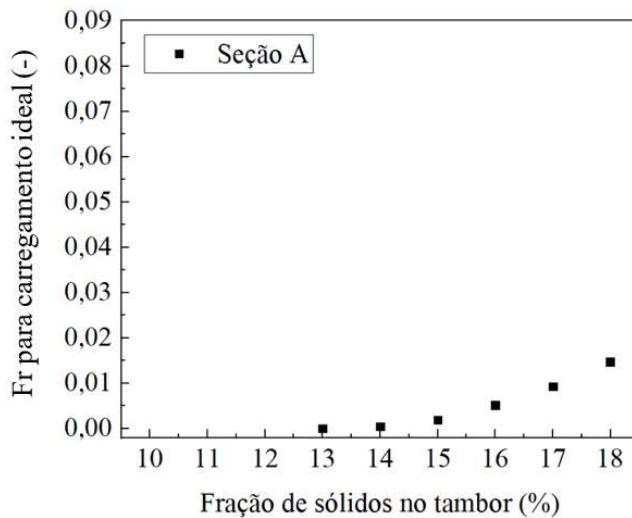


Figura 4.29 – Número de Froude para o carregamento ideal determinado experimentalmente utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento e suspensores em formato espiral.

Tanto na Figura 4.28 quanto na Figura 4.29, observa-se que a medida que o tambor foi preenchido com maiores frações de sólidos, a condição de carregamento ideal foi alcançada aumentando a velocidade de rotação do tambor rotatório, representado pelo aumento do número de Froude ideal. Esse comportamento está associado ao balanço de forças que atuam sobre as partículas no suspensor, sendo elas a força peso, a normal, a centrífuga e a força de atrito. Para que o suspensor seja capaz de carregar uma maior quantidade de partículas até posições angulares mais elevadas, é necessário o aumento da força centrífuga que age sobre as partículas, garantindo, assim, que elas permaneçam no suspensor. Isso é possível através do aumento da velocidade de rotação do tambor.

A Figura 4.28 também mostra que, para os suspensores intercalados, a velocidade de rotação para a operação no carregamento ideal difere entre as seções A e B, exceto para a distância de separação igual a  $15^\circ$ .

Uma vez que o tambor possui 12 suspensores igualmente espaçados e sua circunferência completa equivale a um giro de  $360^\circ$ , numa mesma seção a distância de separação padrão ( $dp$ ) entre os suspensores é de  $30^\circ$ . A distância  $dp$  é formada pela soma da distância de separação do suspensor ( $d$ ), localizada abaixo do suspensor da seção B, e da distância de separação complementar ( $d^c$ ), localizada acima do suspensor da seção B (Figura 4.30). Para  $d = 15^\circ$ , a distância de separação entre os suspensores ( $d$ ) e a distância de separação complementar ( $d^c$ ) são iguais (Figura 4.31c). Assim, a condição de carregamento ideal para ambas as seções é alcançada empregando a mesma velocidade

de rotação. Nas demais configurações com suspensores intercalados ( $5^\circ$  e  $10^\circ$ ), a distância de separação entre os suspensores ( $d$ ) e a distância de separação complementar ( $d^c$ ) são diferentes. Como pode ser observado na Figura 4.31a e na Figura 4.31b, que ilustram essa situação para os suspensores intercalados com  $d = 5^\circ$  e  $d = 10^\circ$ , respectivamente. No caso de suspensores intercalados com distância de separação entre suspensores de  $5^\circ$  e  $10^\circ$ , as velocidades para alcançar o carregamento ideal na seção A e B são distintas.

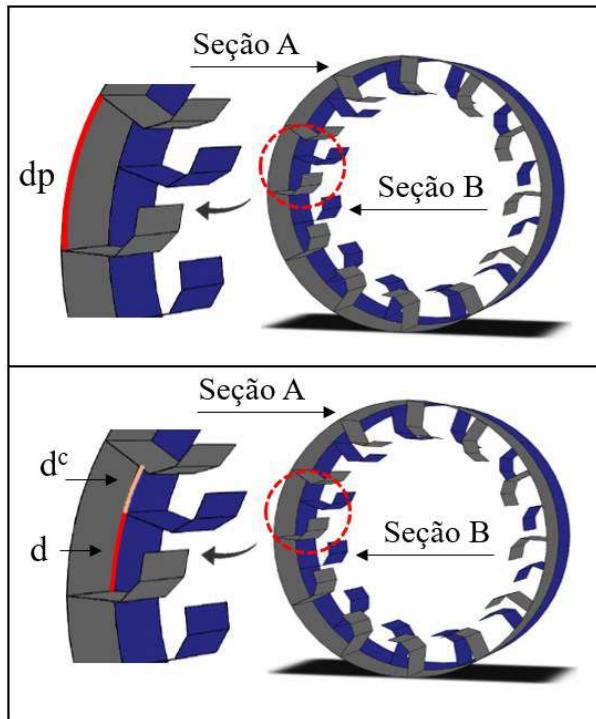


Figura 4.30 – Distância de separação padrão entre suspensores numa mesma seção (dp) e distância de separação complementar (d<sup>c</sup>).

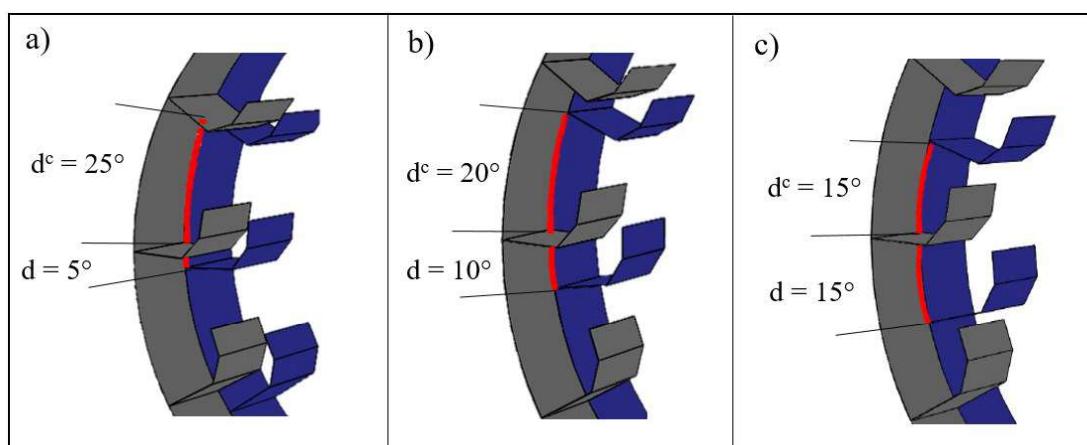


Figura 4.31 – Distância de separação entre suspensores ( $d$ ) e distância de separação complementar ( $d^c$ ) para suspensores intercalados com  $5^\circ$  (a),  $10^\circ$  (b) e  $15^\circ$  (c).

A fim de determinar as condições de carregamento ideal para os diferentes arranjos de suspensores intercalados no tambor ABS, foi calculada a média da velocidade ideal de rotação entre as seções A e B. Esta média é apresentada na Figura 4.32, juntamente com a velocidade ideal obtida para os suspensores alinhados e suspensores em formato espiral, ambas em função do número de Froude.

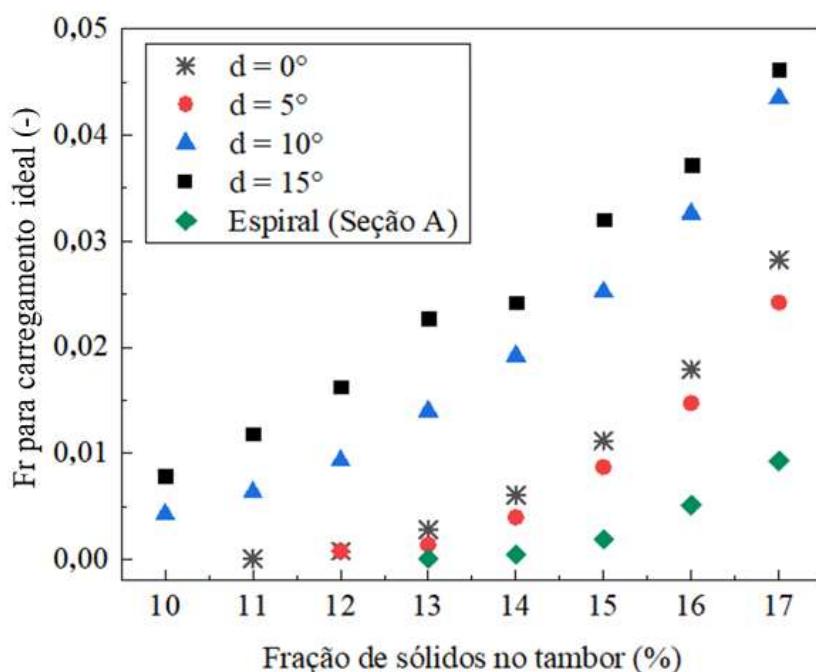


Figura 4.32 - Número de Froude para o carregamento ideal obtido experimentalmente utilizando suspensores intercalados com distância de separação de  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$  (valor médio entre as seções A e B) e suspensores em formato espiral (seção A).

Observa-se na Figura 4.32 que as velocidades ideais encontradas com os suspensores intercalados com  $d = 5^\circ$  apresentaram uma tendência semelhante aos resultados obtidos com os suspensores alinhados ( $d = 0^\circ$ ). A estrutura com  $d = 5^\circ$  possui um arranjo próximo ao dos suspensores alinhados. Nessa estrutura, os suspensores da seção B estão apenas  $5^\circ$  abaixo ( $d = 5^\circ$ ) dos suspensores da seção A. A Figura 4.33 apresenta como as partículas se comportam no suspensor para  $d = 5^\circ$  em diferentes instantes de tempo, para o tambor operando na condição de 16% de fração de sólidos e  $Fr = 0,014$ . As partículas carregadas pelos suspensores da seção A são pouco afetadas pela presença dos suspensores intercalados na seção B. O mesmo vale para as partículas na seção B em relação a seção A.

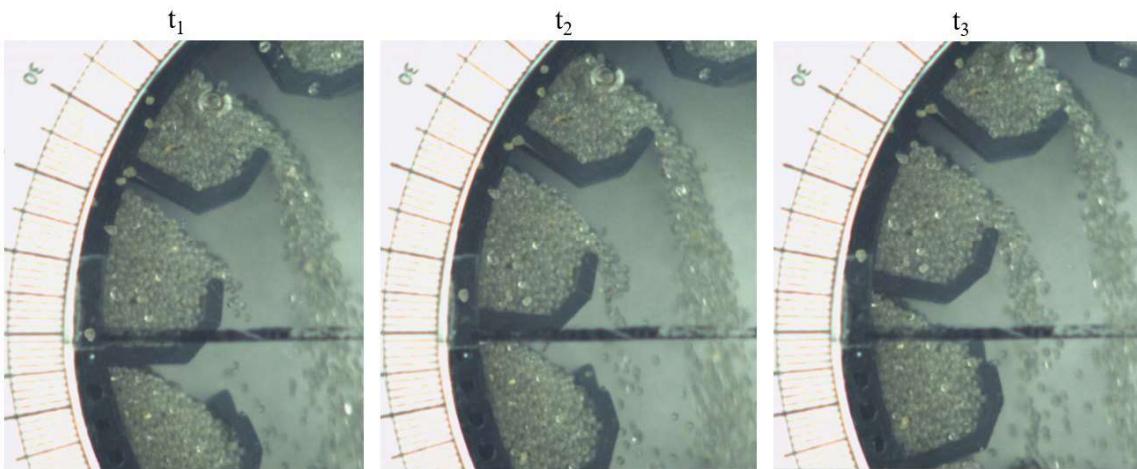


Figura 4.33 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo ( $t$ ) para  $d = 5^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 16% de fração de sólidos e  $Fr = 0,014$ .

Para os suspensores intercalados com distância de separação de  $10^\circ$ , a condição de carregamento ideal foi alcançada com velocidades de rotação mais elevadas (Figura 4.32), comparadas às obtidas para  $d = 0^\circ$ ,  $d = 5^\circ$  e formato espiral. A Figura 4.34 apresenta o comportamento dos sólidos nos suspensores para  $d = 10^\circ$ , na condição de 11% enchimento do tambor e  $Fr = 0,006$ .

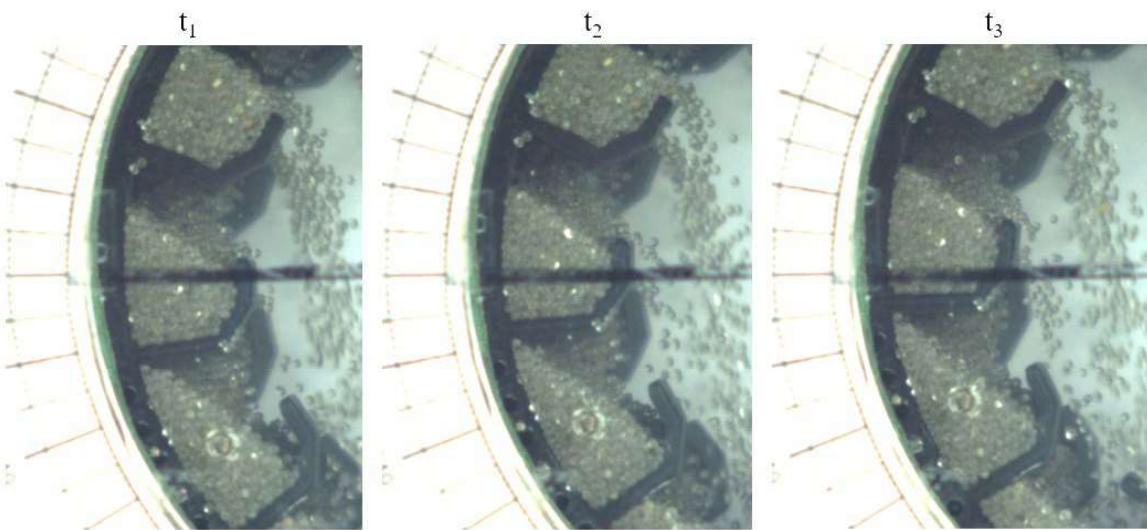


Figura 4.34 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo ( $t$ ) para  $d = 10^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 11% de fração de sólidos e  $Fr = 0,006$ .

Como pode ser observado na Figura 4.34, as partículas apresentam uma mobilidade entre as seções e o descarregamento ocorre com maior facilidade. Neste caso, é necessária

uma velocidade de rotação mais elevada do tambor a fim de garantir que as partículas permaneçam no suspensor e só inicie o descarregamento na posição  $0^\circ$ . Também se observa na Figura 4.34 que as partículas da seção B caem sobre as partículas já contidas no suspensor da seção A e em seguida são descarregadas. As partículas que o suspensor da seção A descarrega não são necessariamente as partículas carregadas por ele. Se não houvesse o efeito dos suspensores intercalados, os suspensores da seção A provavelmente descarregariam em posições angulares superiores e, portanto, teriam velocidades ideais de rotação menores.

A Figura 4.35 apresenta o comportamento das partículas utilizando suspensores intercalados com distância de separação de  $15^\circ$  para o tambor operando com fração de enchimento de 14% e  $Fr = 0,024$ . Observa-se um fluxo de sólidos entre uma seção e outra, e as partículas apresentam ainda maior mobilidade neste arranjo de suspensores ( $d = 15^\circ$ ). Isto justifica a necessidade de uma velocidade de rotação mais elevada dentre todos os arranjos investigados para garantir que o descarregamento ocorra na posição de interesse  $0^\circ$ .

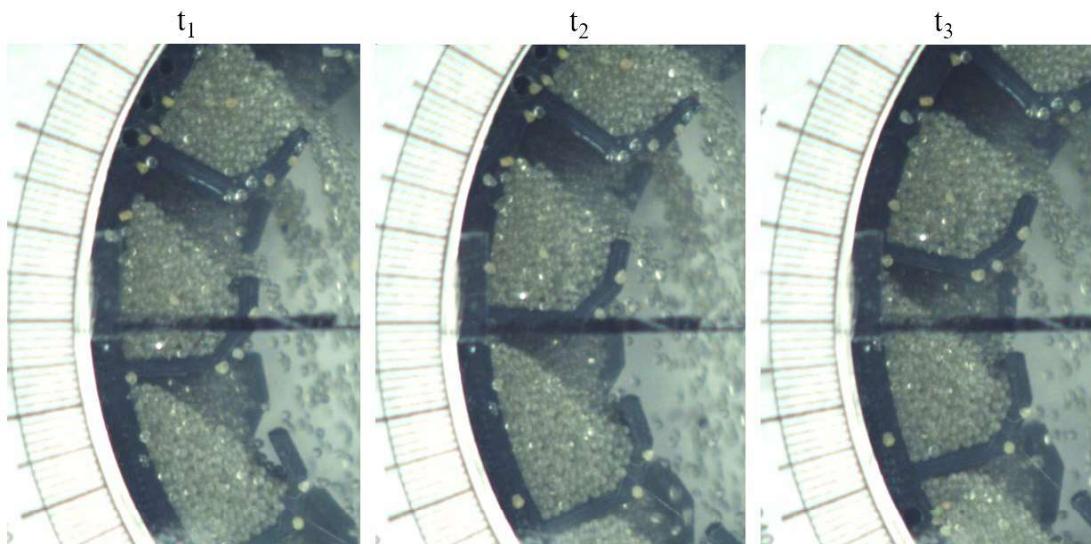


Figura 4.35 – Comportamento das partículas no suspensor em diferentes instantes de tempo (t) para  $d = 15^\circ$ , utilizando o tambor ABS experimental com 50 mm de comprimento na condição de 14% de fração de sólidos e  $Fr = 0,024$ .

De modo geral, quando os suspensores intercalados são utilizados no tambor rotatório, observa-se que os suspensores de uma seção afetam o descarregamento dos suspensores na outra seção. Para se ter um comportamento global do tambor com

suspensores intercalados ( $d = 5^\circ$  a  $d = 15^\circ$ ), deve-se utilizar a média da velocidade ideal de rotação considerando tanto a seção A quanto a seção B.

Analisando ainda a Figura 4.32 nota-se que o perfil obtido para o formato espiral apresenta as menores velocidades de rotação para alcançar o carregamento ideal, quando comparada as demais configurações analisadas. Isso significa que a distância de separação progressiva entre os suspensores, que ocorre no formato espiral, permite que os sólidos não sejam descarregados tão rapidamente do suspensor. Além disso, para uma mesma velocidade de rotação, o tambor em formato espiral tende a operar com maior quantidade de partículas na condição de carregamento ideal, quando comparado as demais configurações de suspensores alinhados e intercalados.

#### 4.2.2. PARTE 6: Determinação numérica dos parâmetros DEM

O DEM se mostra como uma ferramenta promissora no auxílio à compreensão do escoamento granular. Para representar numericamente o tambor ABS utilizando o DEM, foi necessário determinar os parâmetros de entrada deste modelo, os quais estão relacionados às características do material que são construídas as paredes do equipamento (ABS) e sua interação com o material particulado (vidro).

Utilizando a técnica de calibração, os coeficientes de interação entre os materiais vidro e ABS foram determinados, sendo eles: o coeficiente de restituição ( $e_p$ ), os coeficientes de atrito estático partícula-partícula ( $\mu_{epp}$ ) e partícula-parede ( $\mu_{epw}$ ) e os coeficientes de atrito de rolamento partícula-partícula ( $\mu_{rpp}$ ) e partícula-parede ( $\mu_{rpw}$ ).

Os dados experimentais do *holdup* de sólidos no suspensor em função de sua posição angular para o tambor ABS com 50 mm de comprimento e suspensores alinhados operando com 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$  foram utilizados para determinar a melhor combinação dos parâmetros. Essa condição operacional corresponde ao carregamento ideal do tambor ABS, determinada no tópico anterior, e está de acordo com ambas as faixas operacionais indicadas pela literatura,  $10\% \leq f \leq 15\%$  e  $0,0025 \leq Fr \leq 0,04$ .

Os parâmetros foram variados de acordo com um Planejamento Composto Central (Tabela 3.2) que resultou em 44 simulações. A resposta deste planejamento foi a soma dos quadrados dos desvios (SQ), calculada pela Equação (3.6). Os resultados do planejamento são apresentados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Parâmetros de interação adotados para cada simulação empregada na calibração e seus respectivos valores de SQ.

Simulação	$e_p$	$\mu_{epp}$	$\mu_{epw}$	$\mu_{rpp}$	$\mu_{rpw}$	SQ
1	0,20	0,25	0,35	0,025	0,025	10,02
2	0,20	0,25	0,35	0,025	0,065	7,76
3	0,20	0,25	0,35	0,065	0,025	6,72
4	0,20	0,25	0,35	0,065	0,065	5,46
5	0,20	0,25	0,95	0,025	0,025	9,96
6	0,20	0,25	0,95	0,025	0,065	7,91
7	0,20	0,25	0,95	0,065	0,025	6,73
8	0,20	0,25	0,95	0,065	0,065	5,31
9	0,20	0,65	0,35	0,025	0,025	4,13
10	0,20	0,65	0,35	0,025	0,065	3,35
11	0,20	0,65	0,35	0,065	0,025	2,57
<b>12</b>	<b>0,20</b>	<b>0,65</b>	<b>0,35</b>	<b>0,065</b>	<b>0,065</b>	<b>1,02</b>
13	0,20	0,65	0,95	0,025	0,025	5,02
14	0,20	0,65	0,95	0,025	0,065	3,91
15	0,20	0,65	0,95	0,065	0,025	3,10
16	0,20	0,65	0,95	0,065	0,065	2,69
17	0,80	0,25	0,35	0,025	0,025	10,03
18	0,80	0,25	0,35	0,025	0,065	5,31
19	0,80	0,25	0,35	0,065	0,025	6,95
20	0,80	0,25	0,35	0,065	0,065	5,50
21	0,80	0,25	0,95	0,025	0,025	9,80
22	0,80	0,25	0,95	0,025	0,065	8,13
23	0,80	0,25	0,95	0,065	0,025	7,21
24	0,80	0,25	0,95	0,065	0,065	5,66
25	0,80	0,65	0,35	0,025	0,025	4,79
26	0,80	0,65	0,35	0,025	0,065	3,51
27	0,80	0,65	0,35	0,065	0,025	2,63
<b>28</b>	<b>0,80</b>	<b>0,65</b>	<b>0,35</b>	<b>0,065</b>	<b>0,065</b>	<b>2,18</b>
29	0,80	0,65	0,95	0,025	0,025	5,55
30	0,80	0,65	0,95	0,025	0,065	4,49

31	0,80	0,65	0,95	0,065	0,025	3,69
32	0,80	0,65	0,95	0,065	0,065	2,92
33	0,05	0,45	0,65	0,045	0,045	4,49
34	0,94	0,45	0,65	0,045	0,045	4,77
<b>35</b>	<b>0,50</b>	<b>0,11</b>	<b>0,65</b>	<b>0,045</b>	<b>0,045</b>	<b>15,78</b>
36	0,50	0,78	0,65	0,045	0,045	3,61
37	0,50	0,45	0,15	0,045	0,045	8,32
38	0,50	0,45	1,14	0,045	0,045	4,32
39	0,50	0,45	0,65	0,011	0,045	6,65
40	0,50	0,45	0,65	0,078	0,045	3,10
41	0,50	0,45	0,65	0,045	0,011	5,46
42	0,50	0,45	0,65	0,045	0,078	3,61
43	0,50	0,45	0,65	0,045	0,045	4,73
44	0,50	0,45	0,65	0,045	0,045	4,73

De acordo com os resultados mostrados na Tabela 4.7, as simulações que apresentaram os menores valores para a soma dos quadrados dos desvios (SQ) foram as simulações 12 (SQ = 1,02) e 28 (SQ = 2,18), enquanto o maior valor de SQ foi obtido para a simulação 35 (SQ = 15,78). A Figura 4.36 apresenta os perfis de descarga de sólidos determinado experimentalmente e através das simulações 12, 28 e 35. Os demais perfis obtidos com a simulação são apresentados no Apêndice A. Observa-se que ocorreu um distanciamento significativo entre a curva obtida com a simulação 35 e a curva experimental. Para esta simulação, a quantidade de sólidos carregados pelo suspensor foi subestimada na maioria das posições angulares. Já para as simulações 12 e 28, os perfis apresentaram boa concordância com os dados experimentais, com uma média de desvios entre os resultados de 4% e 9%, respectivamente.

Resultados próximos obtidos com parâmetros diferentes, como o caso das simulações 12 e 28, podem ocorrer ao se utilizar a técnica de calibração. Estudos da literatura (Cunha *et al.*, 2016; Silvério *et al.*, 2014) reportaram que mais de um conjunto de valores foram capazes de representar o comportamento *bulk*, levando à mesma resposta. Segundo Coetzee (2017), isso não garante que a aplicação destes parâmetros será satisfatória em outros processos ou condições. Diante disso, foi avaliada a aplicação dos parâmetros da simulação 12 em outras condições operacionais utilizando suspensores alinhados e intercalados.

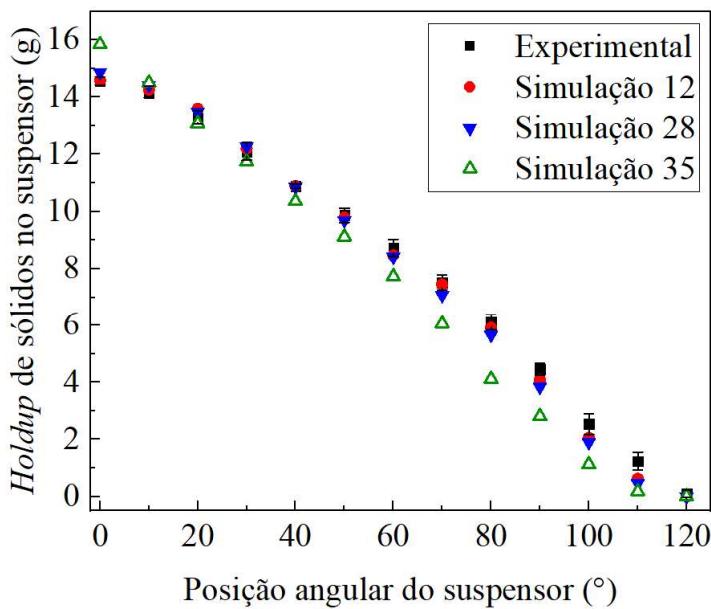


Figura 4.36 – Comparação dos perfis de descarga de sólidos do suspensor obtidos experimentalmente e pelas simulações que apresentaram os menores e o maior valor de SQ, para o tambor ABS de 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$ .

Primeiramente, foi investigada a representatividade dos parâmetros obtidos na calibração a fim de descrever a dinâmica das partículas utilizando suspensores intercalados com distância de separação de 5°, 10° e 15°. Para isto, o tambor ABS com 50 mm foi operado com 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$  (mesma condição de calibração), e os resultados numéricos e experimentais são apresentados na Figura 4.37. Observa-se que para todos os arranjos de suspensores o perfil de descarga de sólidos obtido através da simulação foi bem próximo ao determinado experimentalmente. A média dos desvios da simulação em relação aos resultados experimentais foi de 4% a 7%.

A Figura 4.38 apresenta uma comparação dos perfis do leito granular experimental e simulado para os suspensores intercalados com distância de separação de 5°, 10° e 15°. A distribuição de sólidos na região ativa obtida por simulação se assemelha ao observado experimentalmente, indicando uma boa concordância ao se empregar os parâmetros calibrados para representar o tambor com suspensores intercalados. Analisando ainda a Figura 4.38, é possível notar que para os suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$  a cortina de partículas se torna mais homogênea e melhor distribuída ao longo da região ativa, comparada aos demais arranjos de suspensores intercalados. Resultados semelhantes

foram obtidos na investigação numérica realizada com o tambor de aço inoxidável.

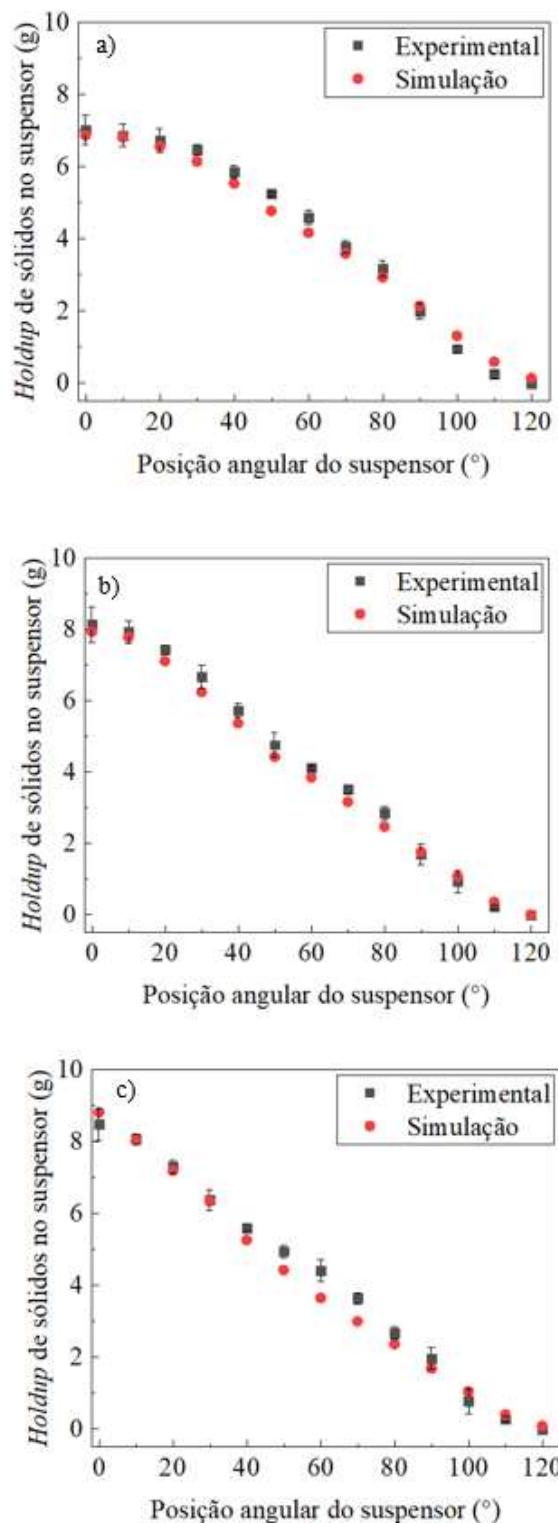


Figura 4.37 – Perfis de descarga de sólidos experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$  utilizando suspensores intercalados com distância de separação de (a)  $5^\circ$ , (b)  $10^\circ$  e (c)  $15^\circ$ .

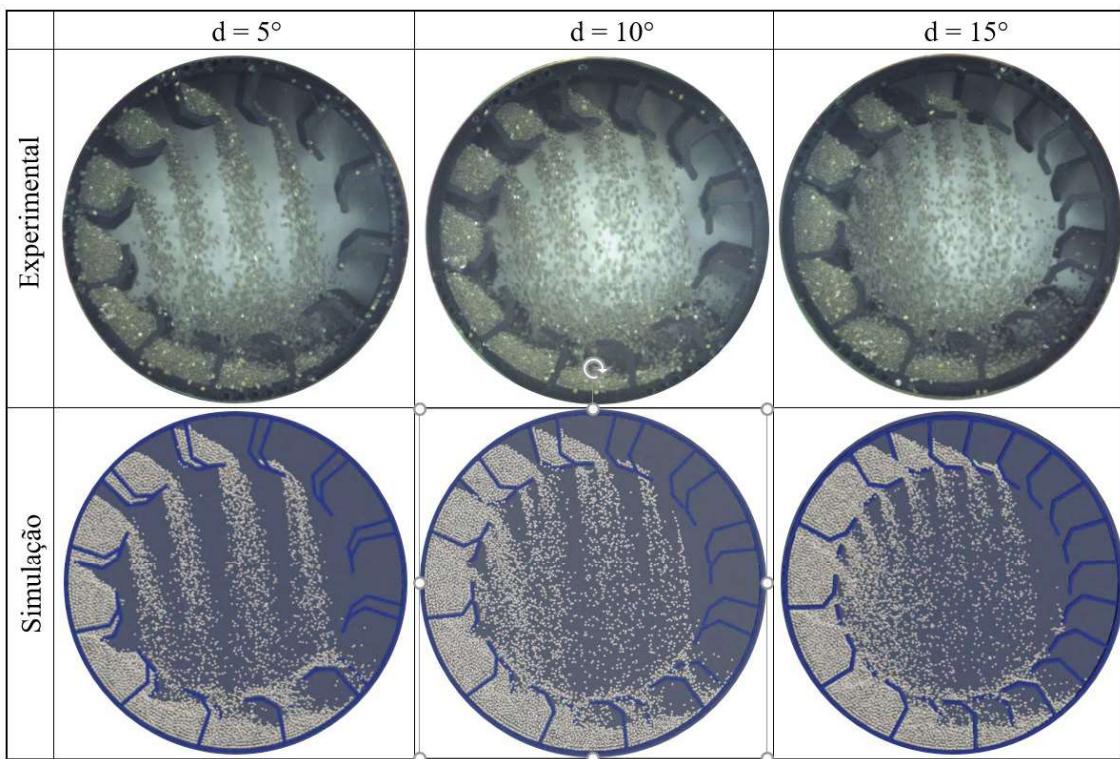


Figura 4.38 – Comparaç $\text{o}$  qualitativa do leito granular experimental e simulado para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$ , utilizando suspensores intercalados com distância de separação de 5°, 10° e 15°.

Em seguida, foram consideradas condições operacionais diferentes da condição calibrada ( $f = 15\%$  e  $Fr = 0,011$ ). Com os suspensores alinhados, foram investigadas as condições com 14% de fração de sólidos e  $Fr = 0,006$  e 16% de fração de sólidos e  $Fr = 0,017$ . Para os suspensores intercalados com distância de separação de 15°, as condições foram 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,032$  e 11% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$ . Todas as condições investigadas correspondem ao carregamento ideal do tambor ABS com 50 mm de comprimento, determinadas experimentalmente no tópico anterior (seção 4.2.1). As Figura 4.39 e Figura 4.40 apresentam os perfis de descarregamento de sólidos para os suspensores alinhados e intercalados com  $d = 15^\circ$ , respectivamente. Ocorreu uma boa concordância entre os perfis de descarga simulados e experimentais, principalmente para posições angulares intermediárias e altas. A média dos desvios da simulação em relação aos resultados experimentais foi de 4% a 5%.

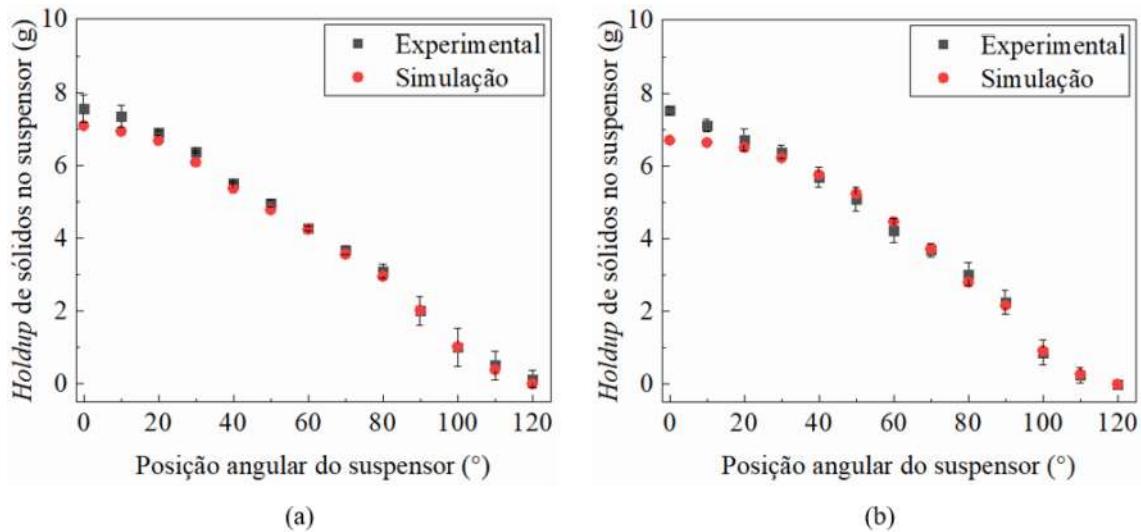


Figura 4.39 – Perfis de descarga experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com (a) 16% de fração de sólidos e  $Fr = 0,017$ , (b) 14% de fração de sólidos e  $Fr = 0,006$  utilizando suspensores alinhados.

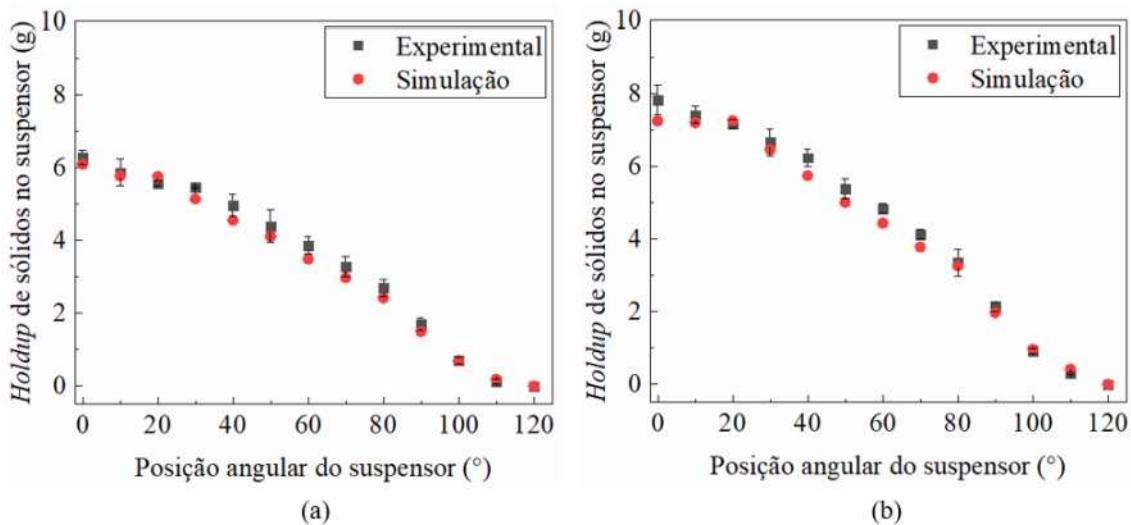


Figura 4.40 – Perfis de descarga experimentais e simulados para o tambor ABS com 50 mm de comprimento operando com (a) 15% de fração de sólidos e  $Fr = 0,032$  e (b) 11% de fração de sólidos e  $Fr = 0,011$  utilizando suspensores intercalados com distância de separação de  $15^\circ$ .

A Figura 4.41 apresenta uma comparação dos perfis do leito granular experimental e simulado para os suspensores alinhados e intercalados com  $d = 15^\circ$  em condições operacionais diferentes da condição calibrada. Observa-se que, tanto para velocidades mais baixas ( $Fr = 0,006$ ), quanto para velocidades mais altas ( $Fr = 0,032$ ) a combinação de parâmetros obtidos pela calibração representou adequadamente a distribuição de

sólidos ao longo da região ativa. Com o aumento do grau de enchimento ( $f$ ) e da velocidade de rotação (número de Froude), é possível perceber que a região ativa se tornou cada vez mais ocupada por sólidos. Isso se intensifica para os suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$ , cuja cortina de partículas foi significativamente mais homogênea.

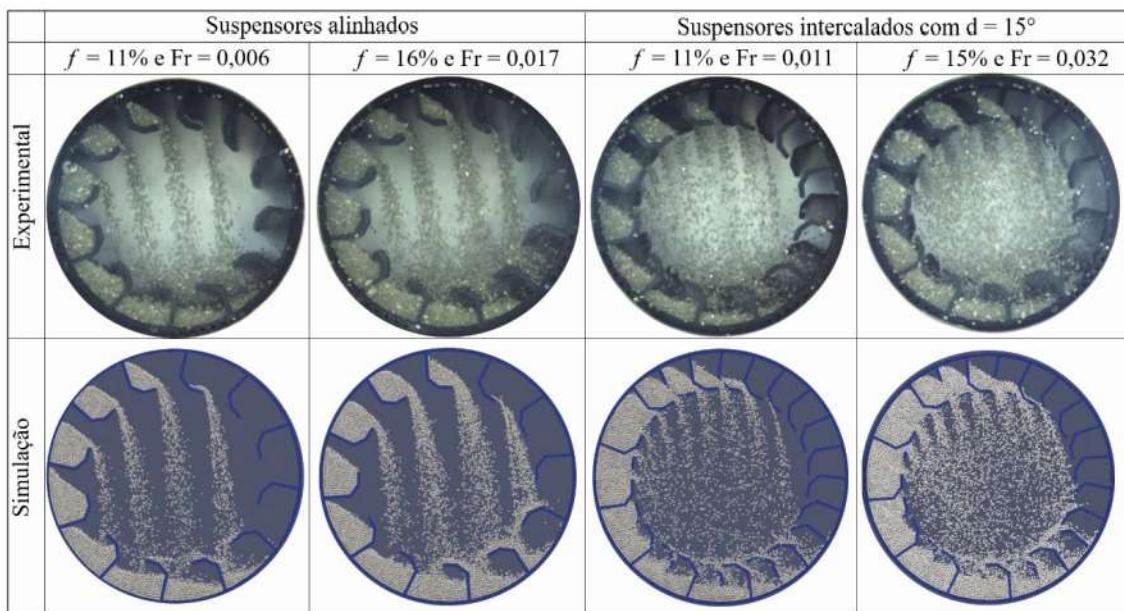


Figura 4.41 – Comparação qualitativa do leito granular experimental e simulado para o tambor ABS com 50 mm de comprimento em diferentes condições operacionais utilizando suspensores alinhados e intercalados com  $d = 15^\circ$ .

#### 4.2.3. PARTE 7: Avaliação numérica da distância de separação entre os suspensores adjacentes

O tambor ABS com 150 mm de comprimento foi utilizado para avaliar o comportamento da região ativa quando os suspensores são intercalados ao longo de sua casca cilíndrica (Figura 3.13 e Figura 3.14). Devido à impossibilidade de visualização do leito granular ao longo do comprimento do tambor ABS experimental, o DEM foi empregado para representar a dinâmica granular no interior do tambor rotatório.

Três condições operacionais foram utilizadas nesta investigação. As condições são apresentadas na Tabela 4.8 e correspondem ao carregamento ideal para o tambor ABS utilizando suspensores alinhados, suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$  e suspensores em formato espiral. Tais condições foram obtidas experimentalmente na etapa anterior do presente estudo (Seção 4.2.1).

Tabela 4.8 – Condições de carregamento ideal obtidas experimentalmente para o tambor ABS com diferentes configurações de suspensores.

Condição de carregamento ideal	Fração de sólidos (%)	Fr (-)
Suspensores alinhados	15	0,011
Suspensores intercalados com $d = 5^\circ$	15	0,032
Suspensores em formato espiral	15	0,001

Condição de carregamento ideal para suspensores alinhados

A condição de carregamento ideal para suspensores alinhados empregada nesta investigação foi 15% de grau de enchimento e velocidade de rotação de 17 rpm ( $Fr = 0,011$ ). A Figura 4.42 ilustra os perfis do leito granular obtidos para os cinco arranjos de suspensores (Estruturas 5 a 9) avaliados nesta condição.

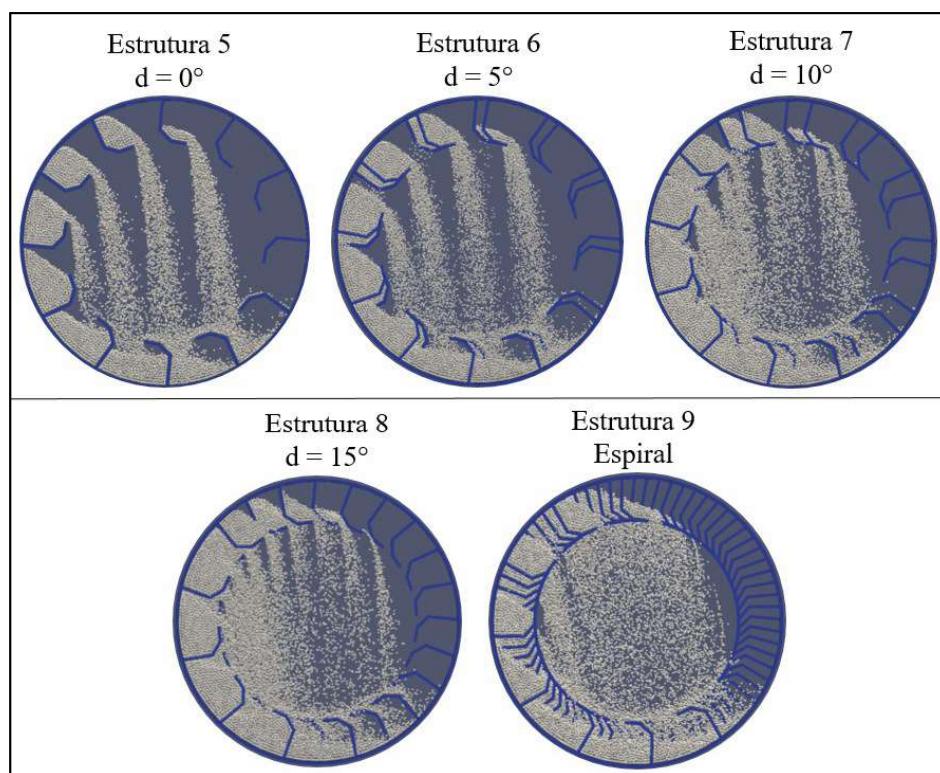


Figura 4.42 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$  e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,011$  e 15% de fração de enchimento.

Como pode ser observado na Figura 4.42, para as Estruturas 5 a 8, o aumento da

distância de separação entre os suspensores proporcionou maior dispersão de sólidos na região ativa e também uma redução dos caminhos preferenciais para a passagem do fluido, conforme foi observado para o tambor de aço inoxidável. O último arranjo de suspensores investigado (Estrutura 9) apresentou um aumento significativo de cobertura da região ativa mantendo um padrão mais uniforme na distribuição de sólidos, comparado às demais estruturas.

A fim de quantificar os efeitos associados à distância de separação entre os suspensores, foram determinadas as respostas *holdup* de sólidos (HS), ângulo de última descarga (LUF), massa de sólidos na região ativa (MS), porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) e heterogeneidade de dispersão na seção longitudinal (HDL), para as Estruturas 5 a 9. As respostas HS e LUF foram calculadas considerando a primeira seção que compõem cada estrutura (seção A), como mostra a Figura 3.13. Para a Estrutura 9 (espiral), as respostas HS e LUF também foram computadas para a última seção (seção F), uma vez que não ocorre um padrão de repetição neste arranjo de suspensores. As respostas MS, RAO e HDL foram mensuradas considerando a região ativa ao longo de todo o comprimento do tambor ABS. A Tabela 4.9 mostra os valores obtidos para as respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL.

Tabela 4.9 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,011$  e  $f = 15\%$ .

Estruturas	HS (g)	LUF (°)	MS (g)	RAO (%)	HDL (-)
5 ( $d = 0^\circ$ )	7,30	110	15,23	51,41	0,0307
6 ( $d = 5^\circ$ )	8,51	110	15,86	59,85	0,0279
7 ( $d = 10^\circ$ )	8,78	110	17,74	65,94	0,0356
<b>8 (<math>d = 15^\circ</math>)</b>	<b>8,90</b>	<b>110</b>	<b>18,29</b>	<b>64,74</b>	<b>0,0370</b>
<b>9 (seção A)</b>	<b>4,91</b>	<b>110</b>	<b>16,56</b>	<b>79,10</b>	<b>0,0145</b>
<b>9 (seção F)</b>	<b>8,90</b>	<b>110</b>			

Analizando a Tabela 4.9, observa-se que todas as respostas calculadas apresentaram uma tendência crescente conforme o aumento da distância de separação entre os suspensores, exceto a resposta LUF que permaneceu constante para todas estruturas investigadas. O ângulo de última descarga não é afetado pelo posicionamento intercalado

dos suspensores.

A Estrutura 8 ( $d = 15^\circ$ ) proporcionou o maior *holdup* de sólidos no suspensor ( $HS = 8,90\text{ g}$ ), a maior quantidade de partículas na região ativa ( $MS = 18,29\text{g}$ ) e a maior heterogeneidade de dispersão longitudinal ( $HDL = 0,0370$ ). Para a condição operacional empregada ( $f=15\%$  e  $Fr = 0,011$ ), a região ativa se tornou mais heterogênea, visto que ocorreu uma maior concentração de partículas próximas às posições angulares iniciais. Comparando os resultados da Estrutura 8 ( $d = 15^\circ$ ) e da Estrutura 5 (suspensores alinhados,  $d = 0^\circ$ ), ocorreu um aumento de 21,9% de  $HS$ , 20,1% de  $MS$  e 20,1% de  $HDL$ . Contudo, para alcançar um processo eficiente, é importante que os sólidos sejam distribuídos de modo uniforme ao longo de toda a região ativa (obtido com baixos valores de  $HDL$ ). O aumento na heterogeneidade de dispersão de sólidos pode promover zonas mortas no interior do secador, onde não ocorre um contato efetivo entre as fases além de proporcionar baixo aproveitamento da região disponível para a secagem.

A estrutura em formato espiral (Estrutura 9) apresentou valores diferentes de *holdup* de sólidos no suspensor ( $HS$ ) de acordo com a seção na qual esta resposta foi calculada (Tabela 4.9). Isso significa que quantidades diferentes de sólidos estão presentes em cada seção, como pode ser observado na Figura 4.43.

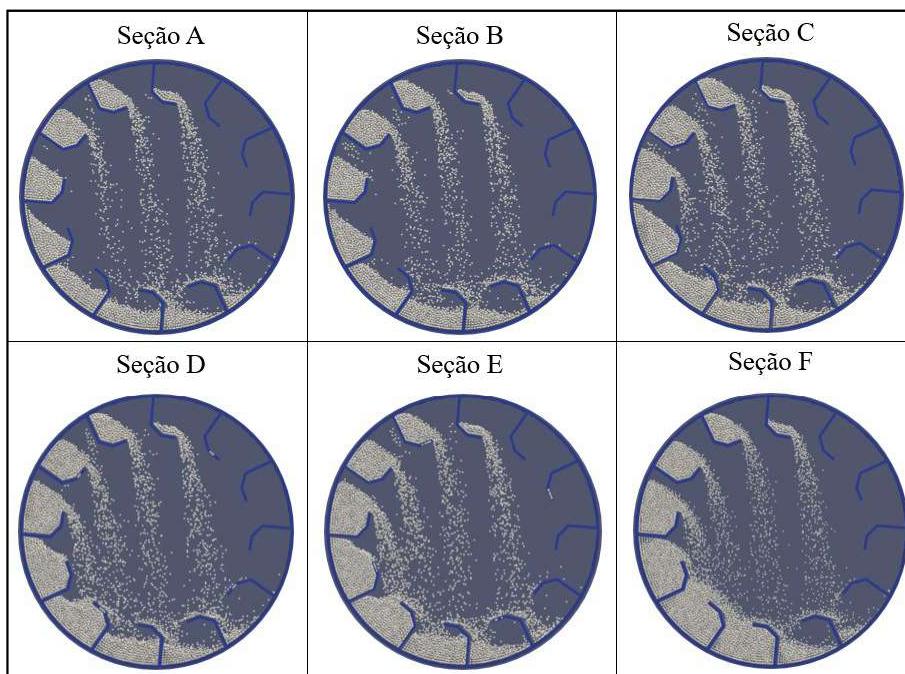


Figura 4.43 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,011$  e 15% de fração de enchimento.

Para investigar essa variação na quantidade de partículas ao longo das seções, o perfil de descarga de sólidos foi determinado para cada seção do formato espiral e os resultados são apresentados na Figura 4.44. Observa-se que ocorreu uma alteração na condição de carregamento do tambor ao longo de seu comprimento (da seção A até a seção F). Nas seções A, B e C, o tambor estava operando subcarregado, de modo que o descarregamento se iniciou após a posição  $0^\circ$ . A massa de sólidos no suspensor aumentou conforme o aumento do comprimento do tambor (na sequência das seções). A condição de carregamento ideal ocorreu na seção D, quando o suspensor começa a descarregar na posição angular  $0^\circ$ . Ao final, nas seções E e F, o tambor estava operando com sobrecarregamento.

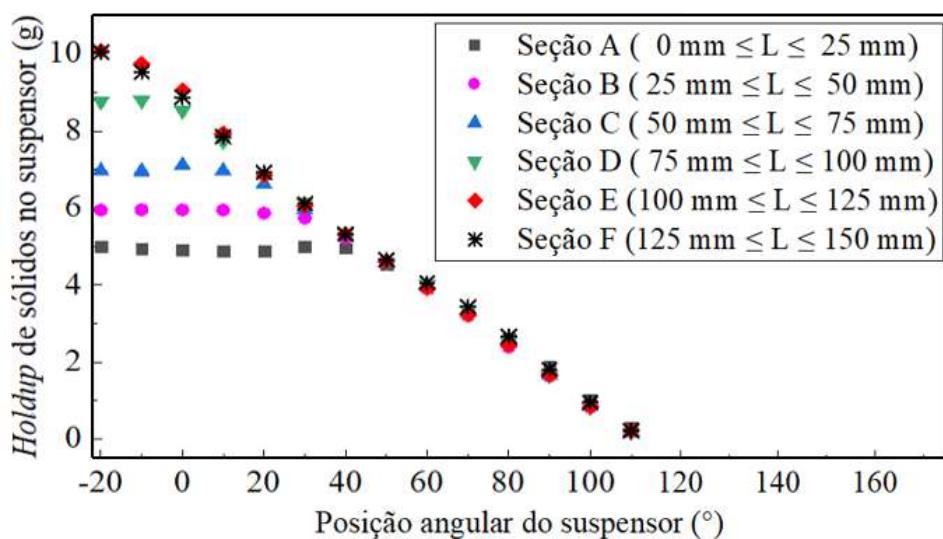


Figura 4.44 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,011$  e 15% de fração de enchimento.

A estrutura em formato espiral proporcionou o transporte de sólidos na direção longitudinal do tambor rotatório. Este arranjo pode ser utilizado para acelerar o fluxo de sólidos, especialmente quando o material granular apresenta baixa fluidez.

Analizando as demais respostas obtidas para o formato espiral (Tabela 4.9), observa-se que para esta estrutura foi obtida a máxima porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas ( $RAO = 79,10\%$ ) e que a heterogeneidade de dispersão foi a mínima ( $HDL = 0,0145$ ) dentre todos os arranjos de suspensores investigados. Comparando os resultados da Estrutura 9 (formato espiral) e da Estrutura 5 (suspensores

alinhados,  $d = 0^\circ$ ), ocorreu um aumento de 53,9% de RAO e uma redução considerável de 52,8% de HDL. O formato espiral, avaliado na condição de carregamento ideal para os suspensores alinhados ( $f=15\%$  e  $Fr = 0,011$ ), potencializou o aproveitamento da área disponível para a secagem. Apesar de não possibilitar a maior quantidade de sólidos presentes na região ativa ( $MS = 16,56$  g), a Estrutura 9 permitiu uma ocupação e distribuição significativamente mais uniformes, o que promove o adequado contato entre sólidos e fluido.

Condição de carregamento ideal para suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$

A condição de carregamento ideal para suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$  utilizada nesta análise foi 15% de grau de enchimento e velocidade de rotação de 28,8 rpm ( $Fr = 0,032$ ). A Figura 4.45 apresenta os perfis do leito granular obtidos para os cinco arranjos de suspensores (Estruturas 5 a 9) avaliados nesta condição. Novamente, o aumento da distância de separação entre os suspensores promoveu uma maior dispersão de partículas na região ativa e uma redução de caminhos preferenciais para a passagem do fluido.

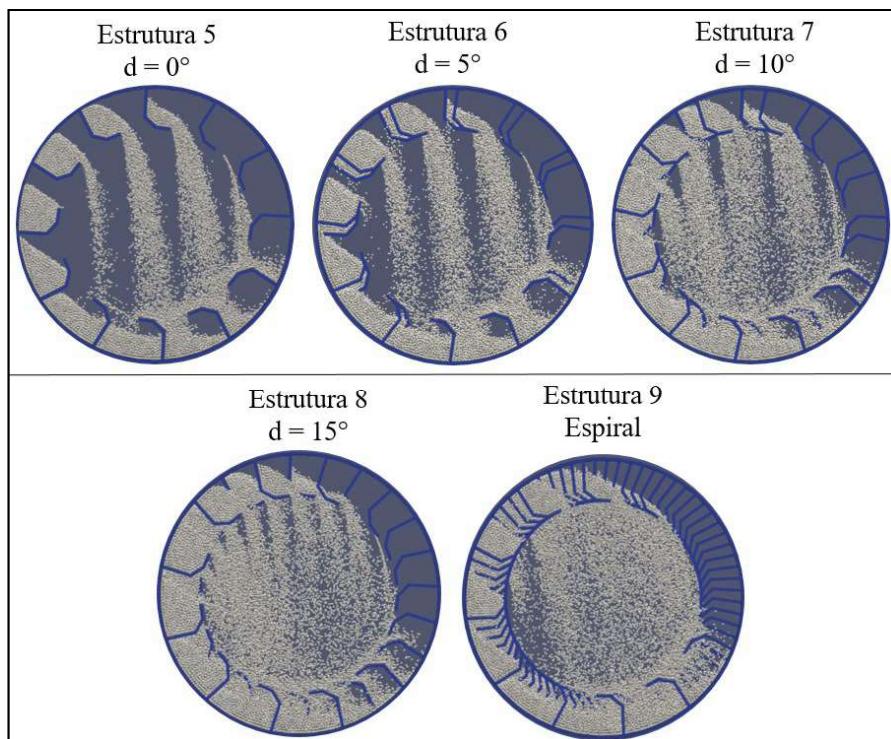


Figura 4.45 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$  e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,032$  e 15% de fração de enchimento.

Ainda sobre a Figura 4.45, observa-se que a Estrutura 8 ( $d = 15^\circ$ ) apresentou uma cortina de partículas muito bem distribuída sobre a região ativa com ampla cobertura da seção transversal do equipamento, quando comparada as demais estruturas. A Figura 4.46, por sua vez, apresenta a cortina de partículas obtida com a estrutura 8 nas seguintes condições operacionais:  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,032$  (avaliada neste tópico) e  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,011$  (avaliada no tópico anterior). Na primeira condição o tambor com a Estrutura 8 operou no carregamento ideal, enquanto que na segunda condição o tambor com a Estrutura 8 operou com sobrecarregamento. Observa-se que empregando o suspensor rotacionado em sua respectiva condição de carregamento ideal (primeira condição), a área disponível para secagem tende a ser melhor aproveitada.

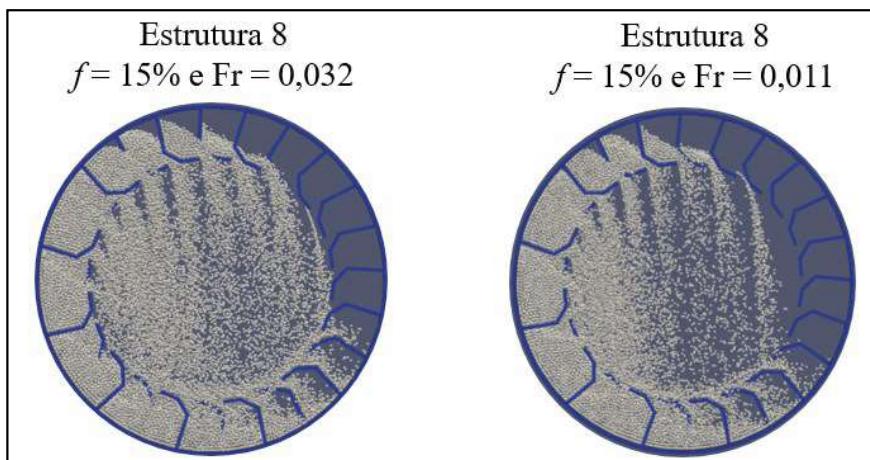


Figura 4.46 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com  $d = 15^\circ$  (Estrutura 8) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando em diferentes condições.

A Tabela 4.10 apresenta as respostas *holdup* de sólidos (HS), ângulo de última descarga (LUF), massa de sólidos na região ativa (MS), porcentagem de área da região ativa ocupada (RAO) e heterogeneidade de dispersão na seção longitudinal (HDL), obtidas para as Estruturas 5 a 9 operando sob a condição  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,032$ . A resposta LUF permaneceu constante para todas as estruturas analisadas, sendo seu valor equivalente a  $120^\circ$ . Em geral, as demais respostas apresentaram uma tendência crescente com o aumento da distância de separação entre os suspensores. Observa-se que os melhores resultados foram obtidos ao se empregar as Estruturas 8 e 9.

Tabela 4.10 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,032$  e  $f = 15\%$ .

Estruturas	HS (g)	LUF ( $^{\circ}$ )	MS (g)	RAO (%)	HDL (-)
5 ( $d = 0^{\circ}$ )	6,00	120	20,50	52,91	0,0370
6 ( $d = 5^{\circ}$ )	6,54	120	21,25	64,20	0,0340
7 ( $d = 10^{\circ}$ )	7,22	120	23,88	85,40	0,0313
<b>8 (<math>d = 15^{\circ}</math>)</b>	<b>8,21</b>	<b>120</b>	<b>24,94</b>	<b>85,30</b>	<b>0,0331</b>
<b>9 (seção A)</b>	<b>4,61</b>	<b>120</b>		<b>21,43</b>	<b>83,88</b>
<b>9 (seção F)</b>	<b>8,19</b>	<b>120</b>			<b>0,0170</b>

Analizando a Tabela 4.10, observa-se que com a Estrutura 8 ( $d = 15^{\circ}$ ) foi possível alcançar o maior *holdup* de sólidos no suspensor ( $HS = 8,21$  g), a maior massa de partículas presentes na região ativa ( $MS = 24,94$  g) e a maior porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas ( $RAO = 85,30\%$ ). Quando o suspensor rotacionado com  $d = 15^{\circ}$  é utilizado em sua respectiva condição de carregamento ideal ( $f=15\%$  e  $Fr = 0,032$ ), os suspensores tendem a carregar a maior quantidade possível de material (HS) e assim mais partículas são lançadas na região ativa (MS), o que propicia uma maior ocupação desta região (aumento de RAO). Comparando os resultados da Estrutura 8 ( $d = 15^{\circ}$ ) e da Estrutura 5 (suspensores alinhados,  $d = 0^{\circ}$ ), ocorreu um aumento de 36,8% de HS, 21,6% de MS e 61,2% de RAO.

Em se tratando da Estrutura 9 (formato espiral), novamente observou-se que os suspensores em arranjo espiral promoveram uma variação no *holdup* de sólidos ao longo das seções do equipamento, resultando em diferentes valores para a resposta HS em função da seção analisada (Tabela 4.10). A Figura 4.47 ilustra como ocorreu a distribuição de partículas nas seções A a F do tambor rotatório, e a Figura 4.48 mostra os perfis de descarga de sólidos em cada uma das seis seções. Nota-se que para as seções A a D, a descarga do suspensor começou após a posição angular  $0^{\circ}$ , caracterizando a condição de subcarregamento. Enquanto que as seções E e F operaram na condição de carregamento ideal, visto que o descarregamento do suspensor teve início na posição angular  $0^{\circ}$ .

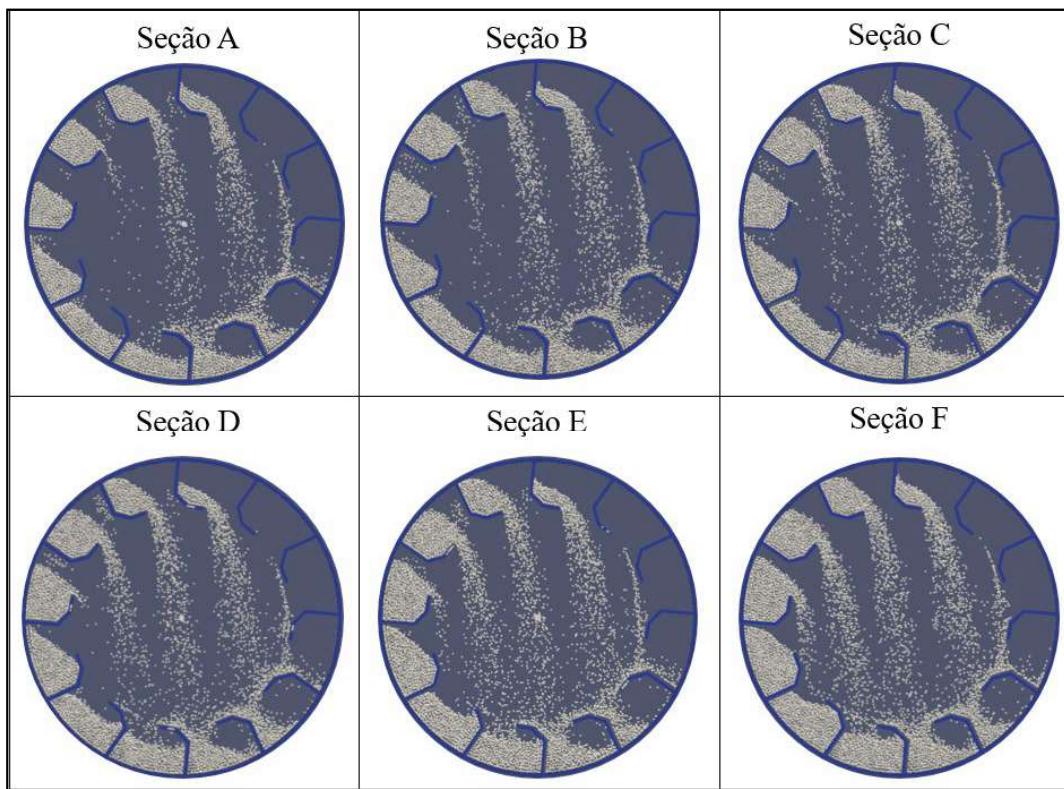


Figura 4.47 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,032$  e 15% de fração de enchimento.

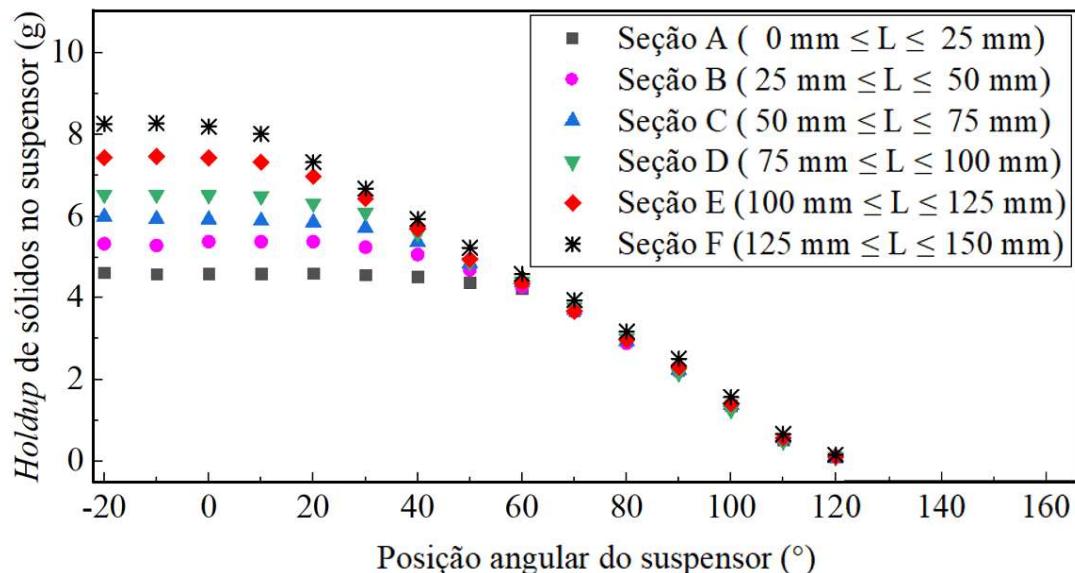


Figura 4.48 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,032$  e 15% de fração de enchimento.

Ainda analisando a Tabela 4.10, observa-se que os valores obtidos para as respostas HS, MS e RAO utilizando a Estrutura 9 (formato espiral) foram bem próximos aos valores alcançados empregando a Estrutura 8 ( $d = 15^\circ$ ). Já a heterogeneidade de dispersão longitudinal (resposta HDL) apresentou uma diferença expressiva entre essas duas estruturas. Para a Estrutura 8 foi obtido um valor de  $HDL = 0,0331$  enquanto que para a Estrutura 9 o valor foi de 0,0170. Com a Estrutura 9 foi alcançada a menor heterogeneidade de dispersão longitudinal. Ao se comparar o resultado da Estrutura 9 e da Estrutura 5 (suspensores alinhados,  $d = 0^\circ$ ), ocorreu uma redução significativa de 54,1% de HDL. O formato espiral propicia alcançar distribuições menos heterogêneas, ao longo do comprimento do tambor, devido a seu arranjo estrutural com uma distância de separação progressiva entre as seções.

#### Condição de carregamento ideal para suspensores em formato espiral

Nesta investigação, o tambor ABS com 150 mm de comprimento foi preenchido com uma fração de enchimento de 15% e rotacionado a uma velocidade de 7,0 rpm ( $Fr = 0,001$ ), equivalente a condição de carregamento ideal da seção A para suspensores em formato espiral. A Figura 4.49 ilustra os perfis do leito granular obtidos para os cinco arranjos de suspensores (Estruturas 5 a 9). Nota-se que para as Estruturas 5 e 6, respectivamente,  $d = 0^\circ$  e  $d = 5^\circ$ , ocorreu a formação de cortinas mais densas na região ativa, proporcionando caminhos preferências para a passagem de fluido. Com o aumento da distância de separação entre os suspensores (Estruturas 7 e 8), as cortinas tornaram-se mais dispersas devido ao descarregamento intercalo dos suspensores. Uma distribuição mais uniforme dos sólidos ocorreu ao se utilizar a Estrutura 9, contudo parte da região ativa foi inutilizada.

A Figura 4.50 compara os perfis granulares obtidos para a Estrutura 9 em três condições operacionais:  $f=15\%$  e  $Fr = 0,001$  (avaliada neste tópico),  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,032$  (avaliada no tópico anterior) e  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,011$  (avaliada no tópico ante anterior). Nas três condições a mesma fração de sólidos foi empregada, a diferença entre elas foi a velocidade de rotação do tambor. Nota-se que com o aumento da velocidade de rotação a cortina de partículas foi deslocada para a direita, ocupando uma maior extensão da região ativa e proporcionando uma maior distribuição do material neste espaço. Para cada uma das condições operacionais avaliadas, o carregamento ideal ocorreu em seções distintas do tambor rotatório. Para  $Fr = 0,001$ , a seção A estava operando sobre carregamento ideal. Já para  $Fr = 0,011$  e  $Fr = 0,032$ , conforme observado nos tópicos anteriores, o

carregamento ideal ocorreu na seção D ( $Fr = 0,11$ ) e nas seções E e F ( $Fr = 0,032$ ). De acordo com a Figura 4.50, a Estrutura 9 (formato espiral) apresentou melhor desempenho na distribuição de sólidos quando a condição de carregamento ideal ocorreu em uma seção localizada mais internamente ao tambor rotatório (seção D). Com esta forma de operação, é possível equilibrar a dispersão das partículas em toda a extensão da região ativa.

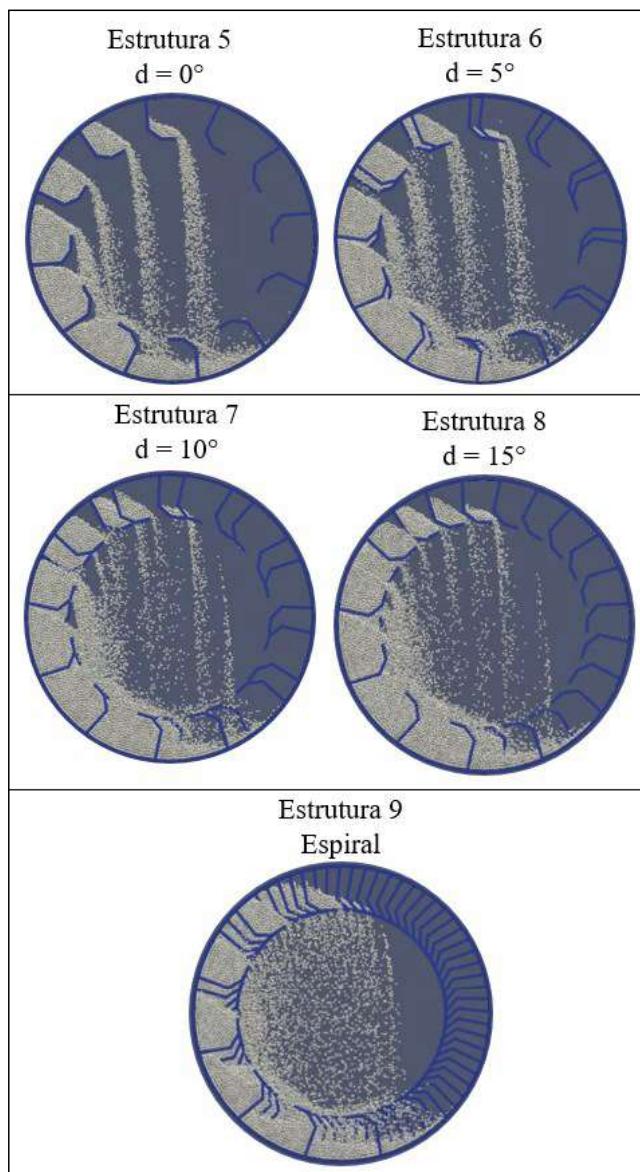


Figura 4.49 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores intercalados com distância de separação de  $0^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $15^\circ$  e em arranjo espiral utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,001$  e 15% de fração de enchimento.

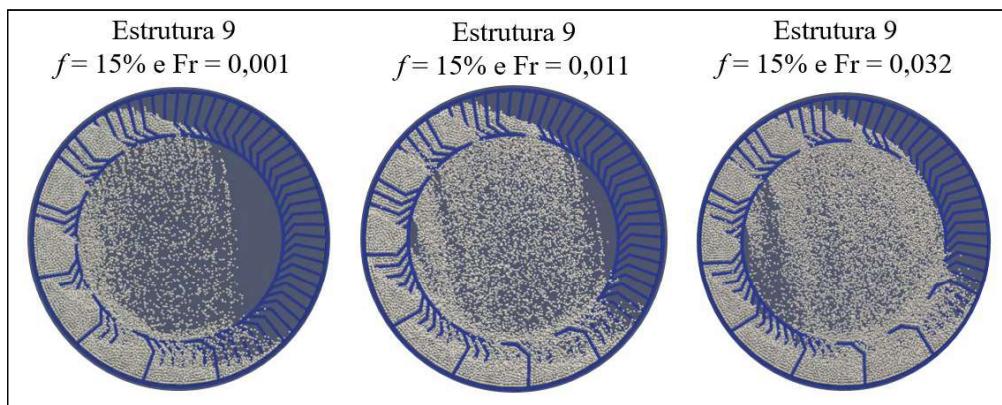


Figura 4.50 – Perfil do leito granular obtido numericamente para suspensores em formato espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando em diferentes condições.

As respostas *holdup* de sólidos (HS), ângulo de última descarga (LUF), massa de sólidos na região ativa (MS), porcentagem de área da região ativa ocupada (RAO) e heterogeneidade de dispersão na seção longitudinal (HDL), também foram determinadas para as Estruturas 5 a 9 operando na condição  $f = 15\%$  e  $Fr = 0,001$ . Os valores obtidos para as respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL são apresentados na Tabela 4.11.

Tabela 4.11 – Respostas HS, LUF, MS, RAO e HDL obtidas para suspensores intercalados (Estruturas 5 a 8) e em arranjo espiral (Estrutura 9) utilizando o tambor ABS com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,001$  e  $f = 15\%$ .

Estruturas	HS (g)	LUF (°)	MS (g)	RAO (%)	HDL (-)
5 ( $d = 0^\circ$ )	8,19	100	8,58	30,78	0,0214
6 ( $d = 5^\circ$ )	8,22	100	9,33	35,41	0,0238
7 ( $d = 10^\circ$ )	8,28	100	6,59	30,55	0,0344
<b>8 (<math>d = 15^\circ</math>)</b>	<b>8,34</b>	<b>100</b>	<b>6,13</b>	<b>28,59</b>	<b>0,0365</b>
<b>9 (seção A)</b>	<b>7,96</b>	<b>100</b>		<b>10,45</b>	<b>46,75</b>
<b>9 (seção F)</b>	<b>6,93</b>	<b>100</b>			<b>0,0201</b>

Como pode ser observado na Tabela 4.11, a resposta HS foi pouco afetada pelo aumento da distância de separação entre os suspensores (Estruturas 5 a 8). O maior *holdup* de sólidos no suspensor (HS = 8,34 g) foi obtido utilizando a Estrutura 8. Ao comparar os resultados da Estrutura 8 ( $d = 15^\circ$ ) e da Estrutura 5 (suspensores alinhados,  $d = 0^\circ$ ),

ocorreu um pequeno aumento de 1,8% de HS. Para a condição empregada ( $f = 15\%$  e  $Fr = 0,001$ ), as Estruturas 5 a 8 operaram com velocidade de rotação inferior a necessária para alcançar o carregamento ideal (Figura 4.32). Neste caso, as Estruturas 5 a 8 estavam operando na condição de sobrecarregamento, na qual não ocorre variação significativa de massa sendo carregada pelo suspensor (Nascimento, 2018). Com respeito a Estrutura 9, assim como nas outras condições operacionais investigadas, o *holdup* de sólidos no suspensor também variou em função da seção na qual essa resposta foi mensurada. A Figura 4.51 apresenta o perfil do leito granular obtido para as diferentes seções do tambor rotatório. Observa-se que para as seções B a F o descarregamento iniciou-se antes da linha central que divide o tambor ao meio, correspondente a posição angular  $0^\circ$ . O perfil de descarga de sólidos em cada seção é mostrado na Figura 4.52. A seção A operou na condição de carregamento ideal, com a descarga iniciando-se na posição angular  $0^\circ$ , enquanto as demais seções (B a F) operaram na condição de sobrecarregamento.

Conforme apresentado na Tabela 4.11, a resposta LUF permaneceu constante para todas as estruturas investigadas, uma vez que ela não é afetada pelo efeito dos suspensores intercalados na casca cilíndrica.

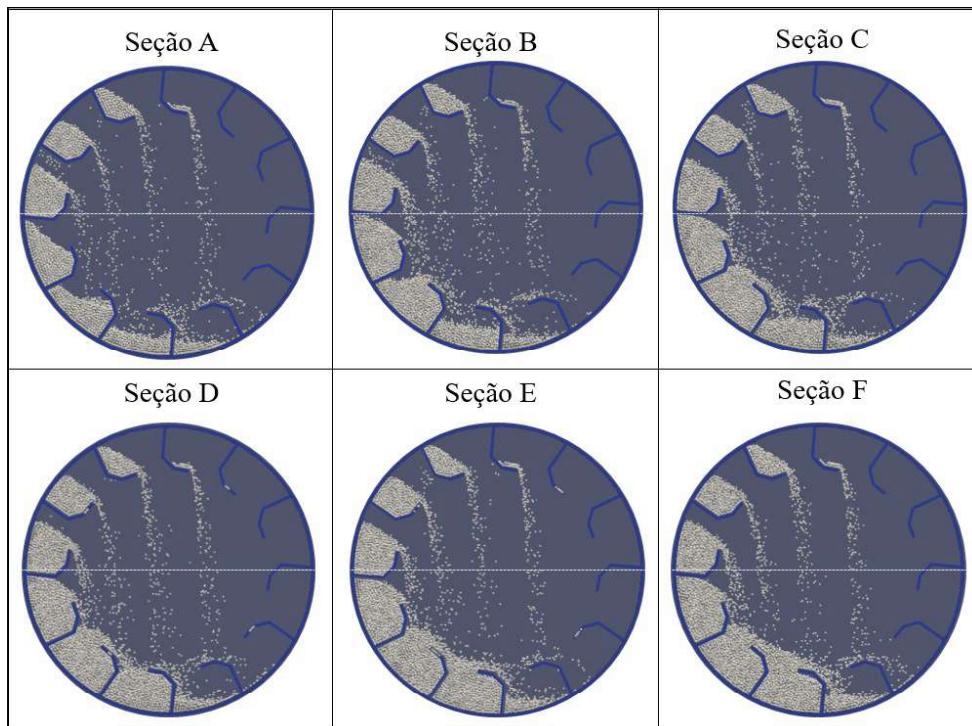


Figura 4.51 – Perfil do leito granular obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,001$  e 15% de fração de enchimento.

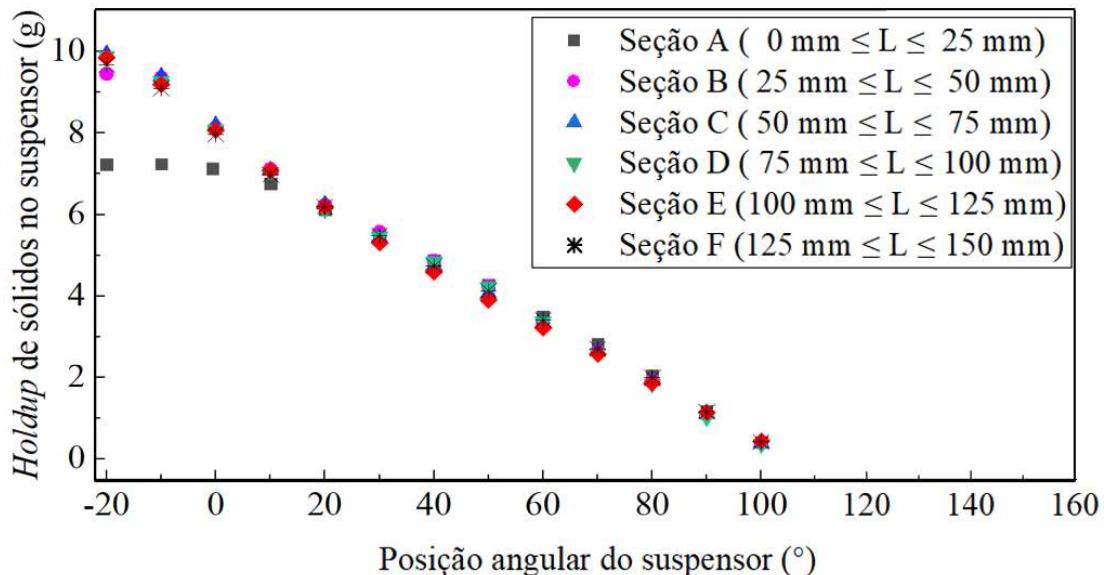


Figura 4.52 – Perfil de descarga de sólidos do suspensor obtido para diferentes seções utilizando a Estrutura 9 no tambor ABS simulado com 150 mm de comprimento operando com  $Fr = 0,001$  e 15% de fração de enchimento.

As respostas MS e RAO apresentaram um comportamento diferente das demais respostas analisadas (Tabela 4.11). Na condição operacional investigada ( $f=15\%$  e  $Fr = 0,001$ ) a velocidade de rotação é baixa, o que possibilitou observar com nitidez o efeito do descarregamento dos suspensores intercalados sobre a formação da cortina. Conforme aumentou-se a distância de separação entre os suspensores ( $d$ ), mais diluída se tornou a cortina de partículas (Figura 4.49). Para a Estrutura 6, que possui apenas  $5^\circ$  de deslocamento entre os suspensores, observa-se que o descarregamento ainda é concentrado, porém, ocorreu uma pequena ampliação da cortina, quando comparada a Estrutura 5 ( $d = 0^\circ$ ). Assim, uma maior quantidade de sólidos permaneceu na região ativa (MS), e a ampliação da cortina possibilitou o aumento da porcentagem da área ocupada por partículas (RAO). Já para as Estruturas 7 ( $d = 10^\circ$ ) e 8 ( $d = 15^\circ$ ) o deslocamento entre os suspensores é maior. Esta característica aliada a velocidade de rotação baixa ( $Fr = 0,001$ ) permitiu o rápido descarregamento de sólidos do suspensor, principalmente nas posições angulares iniciais. Consequentemente, as partículas tendem a passar rapidamente pela região ativa e se acumularem no fundo do tambor (região passiva), como pode ser observado na Figura 4.49, ocasionando uma diminuição das respostas MS e RAO. Os maiores valores para as respostas MS e RAO foram obtidos com a Estrutura 9, respectivamente 10,45g e 46,75%. Ao comparar os resultados da Estrutura 9 (formato

espiral) e da Estrutura 5 (suspensores alinhados,  $d = 0^\circ$ ), ocorreu um aumento de 21,8% de MS e 51,9% de RAO.

De acordo com a Tabela 4.11, com a Estrutura 9 também foi possível alcançar a menor heterogeneidade de dispersão longitudinal ( $HDL = 0,0201$ ). Embora a diminuição na resposta HDL tenha sido pouco expressiva (6,1%) quando comparada a Estrutura 5, ao analisar as imagens dos leitos granulares obtidos com as Estruturas 9 e 5 (Figura 4.49) é notável a melhoria na destruição de material na região ativa. Com o formato espiral o deslocamento entre os suspensores é pequeno ( $5^\circ$ ), porém gradual, o que permitiu um descarregamento uniforme dos sólidos proporcionando uma cortina de partículas mais homogênea.

---

# CAPÍTULO 5

---

## Conclusões e Sugestões

Tendo em vista os objetivos propostos e os resultados obtidos a partir dos experimentos e das simulações numéricas, as principais conclusões do presente estudo são apresentadas na sequência.

### 5.1. Conclusões

Como conclusão geral, foi possível investigar o escoamento granular no interior de um tambor rotatório com suspensores em diferentes condições operacionais, utilizando formatos e configurações variadas de suspensores alinhados e intercalados. A dinâmica das partículas no equipamento foi adequadamente predita pelas simulações usando o DEM.

Em relação ao estudo numérico do formato e do tamanho dos suspensores, destacam-se as seguintes conclusões:

- ❖ Para avaliar o efeito do formato dos suspensores sobre a região ativa, foram utilizados suspensores de dois e de três segmentos com diferentes angulações. Os ângulos  $\alpha_2$  (para suspensores de dois segmentos) e  $\alpha_3$  (para suspensores de três segmentos) afetam, tanto a quantidade, quanto a distribuição do material particulado na seção transversal do tambor;
- ❖ As respostas empregadas para caracterizar a região ativa, ou seja, a massa de sólidos na região ativa (MS), a porcentagem de área da região ativa ocupada por partículas (RAO) e a heterogeneidade de dispersão de sólidos na seção transversal (HDT), associadas às respostas relacionadas ao formato do suspensor (*holdup* de sólidos, ângulo de última descarga, volume ocupado pelos sólidos e volume interno do suspensor), foram relevantes para evidenciar as mudanças na cortina de partículas causadas pelas modificações geométricas nos suspensores;
- ❖ As respostas MS, RAO e HDT apresentaram um comportamento oscilatório ao longo do tempo em todas as configurações de suspensores avaliadas. Este efeito dinâmico ocorreu devido ao ciclo característico do tambor rotativo;

- ❖ As respostas MS, RAO, HDT, HS e LUF foram utilizadas para encontrar as melhores configurações de suspensores de dois e de três segmentos, as quais foram:  $100^\circ \leq \alpha_2 \leq 110^\circ$  para suspensores de dois segmentos e  $125^\circ \leq \alpha_3 \leq 135^\circ$  para suspensores de três segmentos;
- ❖ Ao comparar os suspensores de dois e de três segmentos, com volumes internos próximos, observou-se que para ambos os formatos as respostas HS, RAO e HDT utilizadas para caracterizar o sistema granular apresentaram valores semelhantes. Contudo, os suspensores de três segmentos apresentaram resultados mais satisfatórios para as respostas LUF e MS. O suspensor de três segmentos apresentou melhor desempenho quando comparado ao suspensor de dois segmentos com volume interno próximo;
- ❖ Para avaliar o efeito do tamanho dos segmentos foi considerado um suspensor de três segmentos com dimensões  $l_2 = l_3 = 4$  mm e  $l_2 = l_3 = 5$  mm. A utilização de suspensores com segmentos maiores (5 mm) proporcionou um aumento das respostas HS, LUF, MS e RAO e maior aproveitamento da região ativa.

Quanto à análise numérica da influência da combinação dos ângulos entre os segmentos, ressalta-se que:

- ❖ Os efeitos dos ângulos ( $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ ) entre os segmentos do suspensor sobre o comportamento da região ativa foram quantificados e as equações de predição para as respostas HS, LUF, MS, RAO e HDT foram propostas. Os resultados mostraram que o volume interno do suspensor foi ampliado com o aumento de  $\alpha_2$  e de  $\alpha_3$ , permitindo o carregamento de mais material (HS) e, portanto, a presença de mais partículas na região ativa (MS). Porém, com um volume interno muito grande, os suspensores são incapazes de reter os sólidos até posições angulares elevadas, proporcionando, assim, a descarga antecipada de material (LUF), e consequentemente, a área da região ativa ocupada pelas partículas (RAO) é reduzida, juntamente com a heterogeneidade de dispersão da cortina (HDL);
- ❖ O estudo de otimização mostrou que uma combinação de ângulos que equilibra todas as respostas analisadas pode ser obtida com a maximização de HS, LUF,

MS e RAO e a minimização de HDT. A configuração ideal de suspensor com três segmentos obtida pela otimização de múltiplas respostas foi  $\alpha_1 = 95^\circ$ ,  $\alpha_2 = 130^\circ$  e  $\alpha_3 = 145^\circ$  ( $OP_{DES}$ ).

Referente a avaliação do carregamento do tambor e da velocidade de rotação, conclui-se que:

- ❖ A condição de carregamento ideal deve ser determinada sempre que alterações no formato do suspensor e na combinação dos ângulos entre seus segmentos ocorrerem. Para a combinação de ângulos  $OP_{DES}$ , o carregamento ideal foi alcançado com 12,7% de grau de enchimento do tambor e velocidade de rotação de 21,3 rpm;
- ❖ O aumento da fração de enchimento do tambor rotatório de 10,1% para 15,0% proporciona maior quantidade de partículas na região ativa, desde que não ocorra a formação de leito na parte inferior do tambor a qual reduz a área disponível para secagem;
- ❖ Ao variar a velocidade de rotação de 8,0 rpm a 36,1 rpm, observou-se que as partículas migram da região passiva para a região ativa, diminuindo o leito de partículas na parte inferior do tambor e proporcionando um adensamento da cortina de partículas. Com o aumento da velocidade de rotação, a região ativa se tornou maior e mais preenchida por sólidos (aumento de RAO).

Sobre a investigação numérica e experimental a respeito da distância de separação entre os suspensores utilizando o tambor de aço e o tambor ABS, segue que:

- ❖ Determinou-se, experimentalmente, a velocidade ideal de rotação do tambor ABS com suspensores alinhados e intercalados para diferentes frações de enchimento do tambor. Com este resultado foi possível observar que, quanto maior a distância de separação entre os segmentos, maior a velocidade ideal de rotação, uma vez que as partículas apresentam facilidade de escoarem entre os suspensores;
- ❖ A velocidade de carregamento ideal foi diferente para cada seção do tambor ABS

devido à distância de separação entre os suspensores intercalados. Observou-se, também que o descarregamento dos sólidos é afetado pelo posicionamento intercalado dos suspensores. Para minimizar este efeito e obter condições operacionais que representem o comportamento global do sistema, deve-se utilizar a média da velocidade ideal de rotação entre as seções;

- ❖ Através da calibração dos coeficientes de restituição, atrito estático e atrito de rolamento para o par vidro - ABS, respectivamente, os materiais que constituem as partículas e a parede do tambor, foi possível encontrar um conjunto de parâmetros DEM que representasse adequadamente os dados experimentais;
- ❖ Na investigação numérica utilizando o tambor ABS e o tambor de aço inoxidável, ambos com 50 mm de comprimento, constatou-se que os suspensores intercalados com distância de separação de  $15^\circ$  melhoraram a distribuição dos sólidos na região ativa. Nessa condição ( $d = 15^\circ$ ), os caminhos preferenciais para a passagem do fluido foram reduzidos e a cortina de partículas tornou-se mais dispersa e uniforme. Isso garante uma mistura mais eficaz das fases, aumentando a área de troca térmica e, consequentemente, a transferência de calor e massa neste equipamento;
- ❖ O tambor ABS com 150 mm de comprimento possibilitou avaliar o arranjo intercalados dos suspensores em forma de espiral em diferentes condições operacionais. Com esta estrutura, os sólidos foram transportados na direção longitudinal do tambor;
- ❖ Observou-se que os suspensores em formato espiral proporcionaram melhor desempenho na distribuição de sólidos sobre a região ativa, quando a seção D (localizada mais internamente no tambor rotatório,  $75 \text{ mm} \leq L \leq 100 \text{ mm}$ ) operou na condição de carregamento ideal. Nesta forma de operação, foi possível equilibrar a dispersão das partículas em toda a extensão da região ativa;
- ❖ O formato espiral potencializou o aproveitamento da área disponível para a secagem, uma vez que promoveu um aumento de mais de 50% da região ativa ocupada por partículas (RAO) e uma redução considerável de até 54,1% na

heterogeneidade de dispersão longitudinal (HDL).

## 5.2. Sugestões para trabalhos futuros

- ❖ Investigar o efeito de segregação em materiais com diferentes tamanhos e densidades, utilizando o tambor rotatório com suspensores alinhados e intercalados;
- ❖ Avaliar o tempo de residência dos sólidos no equipamento através da simulação do processo contínuo, empregando diferentes distâncias de separação entre os suspensores;
- ❖ Estudar o efeito do formato e do teor de umidade do material sobre a dinâmica granular no interior do tambor rotatório;
- ❖ Trabalhar com um tambor de maior escala, a fim de analisar o efeito de *scale-up* na determinação da velocidade ideal de rotação;
- ❖ Realizar simulações numéricas com o acoplamento DEM-CFD visando a aplicação em estudos de secagem.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AHRENS, J.; GEVECI, B.; LAW, C.; AHRENS, J.; GEVECI, B.; LAW, C. ParaView : An End-User Tool for Large Data Visualization. **Visualization Handbook**, Elsevier, v. ISBN-13: 9, 2005. <https://doi.org/10.1016/B978-012387582-2/50038-1>
- AJAYI, O. O.; SHEEHAN, M. E. Design loading of free flowing and cohesive solids in flighted rotary dryers. **Chemical Engineering Science**, v. 73, p. 400–411, 2012a. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2012.01.033>
- AJAYI, O. O.; SHEEHAN, M. E. Application of image analysis to determine design loading in flighted rotary dryers. **Powder Technology**, v. 223, p. 123–130, 2012b. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2011.05.013>
- AL-HASHEMI, H. M. B.; AL-AMOUDI, O. S. B. A review on the angle of repose of granular materials. **Powder Technology**, v. 330, n. 2017, p. 397–417, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.02.003>
- ARNTZ, M. M. H. D.; OTTER, W. K. DEN; BRIELS, W. J.; BUSSMANN, P. J. T. ; BEEFTINK, H. H.; BOOM, R. M. Granular mixing and segregation in a horizontal rotating drum: a simulation study on the impact of rotational speed and fill level. **AIChE Journal**, v. 54, n. 12, p. 3133–3146, 2008. <https://doi.org/10.1002/aic.11622>
- ARRUDA, E. B. **Comparacao do desempenho do secador roto-fluidizado com o secador rotatorio convencional: secagem de fertilizantes**. Tese de doutorado. 204 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2008.
- BAKER, C. G. J. The design of flights in cascading rotary dryers. **Drying Technology**, v. 6, p. 631–653, 1988. <https://doi.org/10.1080/07373938808916402>
- BENHSINE, I.; HELLOU, M.; LOMINÉ, F.; ROQUES, Y. Influence of flight shape on discharging profiles of granular material in rotary dryer. **EPJ Web of Conferences**, v. 140, p. 03023, 2017. <https://doi.org/10.1051/epjconf/201714003023>
- BOURAS, H.; HAROUN, Y.; PHILIPPE, R.; AUGIER, F.; FONGARLAND, P. CFD modeling of mass transfer in Gas-Liquid-Solid catalytic reactors. **Chemical Engineering Science**, v. 233, p. 116378, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2020.116378>

- BRANDAO, R. J. **Investigação numérica e experimental do escoamento granular e dos fenômenos de segregação radial e axial em tambor rotatório.** Tese de doutorado. 163 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2019. <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2019.2562>
- BRANDÃO, R. J. **Estudo da segregação de material granular em tambor rotatório empregando a abordagem numérica Lagrangeana.** Dissertação de mestrado. 109 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2017. <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2017.56>
- BRANDAO, R. J.; LIMA, R. M.; SANTOS, R. L.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Experimental study and DEM analysis of granular segregation in a rotating drum. **Powder Technology**, v. 364, p. 1–12, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.01.036>
- CHEN, M.; CHEN, Z.; GONG, M.; TANG, Y.; LIU, M. CFD–DEM–VDGM method for simulation of particle fluidization behavior in multi-ring inclined-hole spouted fluidized bed. **Particuology**, v. 57, p. 112–126, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2021.01.004>
- COETZEE, C. J. Review: Calibration of the discrete element method. **Powder Technology**, v. 310, p. 104–142, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.01.015>
- CUNDALL, P. A.; STRACK, O. D. L. A discrete numerical model for granular assemblies. **Geotechnique**, v. 29, n. 1, p. 47–65, 1979. <https://doi.org/10.1680/geot.1979.29.1.47>
- CUNHA, R. N.; SANTOS, K. G.; LIMA, R. N.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Repose angle of monoparticles and binary mixture: An experimental and simulation study. **Powder Technology**, v. 303, p. 203–211, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.09.023>
- DANBY, M.; SHRIMPTON, J.; PALMER, M. On the optimal numerical time integration for DEM using Hertzian force models. **Computers and Chemical Engineering**, v. 58, p. 211–222, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.compchemeng.2013.06.018>
- DENG, X.; SCICOLONE, J.; HAN, X.; DAVÉ, R. N. Discrete element method simulation of a conical screen mill: A continuous dry coating device. **Chemical Engineering Science**, v. 125, p. 58–74, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2014.08.051>
- DERRINGER, G.; SUICH, R. Simultaneous Optimization of Several Response Variables. **Journal of Quality Technology**, v. 12, n. 4, p. 214–219, 1980.

<https://doi.org/10.1080/00224065.1980.11980968>

DRAPER, N. R.; SMITH, H. **Applied Regression Analysis**. New York: John Wiley & Sons, 1998. <https://doi.org/10.1002/9781118625590>

EBRAHIMI, M.; CRAPPER, M. CFD–DEM simulation of turbulence modulation in horizontal pneumatic conveying. **Particuology**, v. 31, p. 15–24, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2016.05.012>

GENG, F.; LI, Y.; WANG, X.; YUAN, Z.; YAN, Y.; LUO, D. Simulation of dynamic processes on flexible filamentous particles in the transverse section of a rotary dryer and its comparison with ideo-imaging experiments. **Powder Technology**, v. 207, n. 1–3, p. 175–182, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2010.10.027>

GENG, F.; WANG, Y.; LI, Y.; YUAN, L.; WANG, X.; LIU, M.; YUAN, Z. Numerical simulation on mixing dynamics of flexible filamentous particles in the transverse section of a rotary drum. **Particuology**, v. 11, n. 5, p. 594–600, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2012.07.007>

GENG, F.; YUAN, Z.; YAN, Y.; LUO, D.; WANG, H.; LI, B.; XU, D. Numerical simulation on mixing kinetics of slender particles in a rotary dryer. **Powder Technology**, v. 193, n. 1, p. 50–58, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2009.02.005>

GHASEMI, A.; HASANKHOEI, A.; PARSAPOUR, G.; RAZI, E.; BANISI, S. A combined physical and DEM modelling approach to improve performance of rotary dryers by modifying flights design. **Drying Technology**, v. 39, n. 4, p. 548–565, 2020. <https://doi.org/10.1080/07373937.2020.1711522>

GU, C.; LI, P.; YUAN, Z.; YAN, Y.; LUO, D.; LI, B.; LU, D. A new corrected formula to predict mean residence time of flexible filamentous particles in rotary dryers. **Powder Technology**, v. 303, p. 168–175, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.08.011>

GUEN, L. LE; HUCHET, F.; DUMOULIN, J.; BAUDRU, Y.; TAMAGNY, P. Convective heat transfer analysis in aggregates rotary drum reactor. **Applied Thermal Engineering**, v. 54, n. 1, p. 131–139, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2013.01.025>

HERTZ, H. On the contact of elastic solids. **Journal fur die reine und angewandte Mathematik**, v. 156–171, 1882. <https://doi.org/10.1515/9783112342404-004>

- HIRAYAMA, D.; SARON, C. Morphologic and mechanical properties of blends from recycled acrylonitrile-butadiene-styrene and high-impact polystyrene. **Polymer**, v. 135, p. 271–278, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.polymer.2017.12.038>
- HUANG, P.; MIAO, Q.; DING, Y.; SANG, G.; JIA, M. Research on surface segregation and overall segregation of particles in a rotating drum based on stacked image. **Powder Technology**, v. 382, p. 162–172, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.12.063>
- HUTCHINGS, I. M. Leonardo da Vinci's studies of friction. **Wear**, 360-361, p.51-66, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.04.019>
- JANGAM, S. V. An overview of recent developments and some R&D challenges related to drying of foods. **Drying Technology**, v. 29, n. 12, p. 1343–1357, 2011. <https://doi.org/10.1080/07373937.2011.594378>
- JIANG, Z.; DU, J.; RIECK, C.; BÜCK, A.; TSOTSAS, E. PTV experiments and DEM simulations of the coefficient of restitution for irregular particles impacting on horizontal substrates. **Powder Technology**, v. 360, p. 352–365, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.10.072>
- KARALI, M. A. **Analysis Study of the Axial Transport and Heat Transfer of a Flighted Rotary Drum.** Tese de doutorado, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Alemanha,, 2015.
- KARALI, M. A.; HERZ, F.; SPECHT, E.; MALLMANN, J. Comparison of image analysis methods to determine the optimum loading of flighted rotary drums. **Powder Technology**, v. 291, p. 147–153, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.11.053>
- KARALI, M. A.; SPECHT, E.; HERZ, F.; MELLMANN, J.; REFAEY, H. A. Unloading characteristics of flights in a flighted rotary drum operated at optimum loading. **Powder Technology**, v. 333, p. 347–352, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.04.052>
- KARALI, M. A.; SUNKARA, K. R.; HERZ, F.; SPECHT, E. Experimental analysis of a flighted rotary drum to assess the optimum loading. **Chemical Engineering Science**, v. 138, p. 772–779, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2015.09.004>
- KELLY, J. Flight design in rotary dryers. **Drying Technology**, v. 10, n. 4, p. 979–993, 1992. <https://doi.org/10.1080/07373939208916491>
- KELLY, J. J. Bull. Inst. Ind. Res. Standards, v. 5, p. 361, 1968.

KEMP, I. C.; OAKLEY, D. E. Simulation and scale-up of pneumatic conveying and cascading rotary dryers. **Drying Technology**, v. 15, n. (6-8), p. 1699–1710, 1997. <https://doi.org/10.1080/07373939708917319>

KLOSS, C.; GONIVA, C.; HAGER, A.; AMBERGER, S.; PIRKER, S. Models, algorithms and validation for opensource DEM and CFD-DEM. **Progress in Computational Fluid Dynamics, An International Journal**, v. 12, n. 2/3, p. 140, 2012. <https://doi.org/10.1504/PCFD.2012.047457>

KRUGGEL-EMDEN, H.; SIMSEK, E.; RICKELT, S.; WIRTZ, S.; SCHERER, V. Review and extension of normal force models for the Discrete Element Method. **Powder Technology**, v. 171, p. 157–173, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2006.10.004>

LANGSTON, P. A.; TUZUN, U.; HEYES, D. M. Continuous potential discrete particle simulations of stress and velocity in hoppers : transition from fluid to granular. **Chemical Engineering Science**, v. 49, n. 8, p. 1259–1275, 1994. [https://doi.org/10.1016/0009-2509\(94\)85095-X](https://doi.org/10.1016/0009-2509(94)85095-X)

LEACOCK, A. G.; COWAN, G.; COSBY, M.; VOLK, G.; MCCRACKEN, D.; BROWN, D. Structural and frictional performance of fused deposition Modelled Acrylonitrile butadiene styrene (P430) with a view to use as rapid tooling material in sheet metal forming. **Key Engineering Materials**, v. 639, p. 325–332, 2015. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.639.325>

LEE, A. **Modelling the Solids Transport Phenomena Within Flighted Rotary Dryers.** Tese de doutorado. p. 284, James Cook University, Austrália, 2008.

LI, Y.; XU, Y.; THORNTON, C. A comparison of discrete element simulations and experiments for “sandpiles” composed of spherical particles. **Powder Technology**, v. 160, n. 3, p. 219–228, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2005.09.002>

LIAN, G.; ZHONG, W.; LIU, X. DEM study on the mixed feeding process of coal and cylindroid biomass particles in a screw feeder. **Advanced Powder Technology**, v. 32, n. 7, p. 2543–2554, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.apt.2021.05.031>

LIMA, R. M. **Estudo da dinâmica de partículas em tambores rotatórios empregando a abordagem numérica lagrangeana.** Dissertação de mestrado. 98 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2017. [dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.98](https://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.98)

- LISBOA, M. H. **Estudo de secadores rotatórios na secagem de fertilizantes.** Dissertação de mestrado. 100 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2005.
- LISBOA, M. H.; VITORINO, D. S.; DELAIBA, W. B.; FINZER, J. R. D.; BARROZO, M. A. S. A study of particle motion in rotary dryer. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, v. 24, n. 3, p. 365–374, 2007. <https://doi.org/10.1590/S0104-66322007000300006>
- LOMMEN, S.; SCHOTT, D.; LODEWIJKS, G. DEM speedup: Stiffness effects on behavior of bulk material. **Particuology**, v. 12, n. 1, p. 107–112, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2013.03.006>
- MACHADO, M. V. C. **Estudo experimental e numérico da operação de moagem em um moinho de bolas com suspensores.** Tese de doutorado. 112 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2020. <http://doi.org/10.14393/ufu.te.2020.99>
- MACHADO, M. V. C.; NASCIMENTO, S. M.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Boundary conditions effects on the particle dynamic flow in a rotary drum with a single flight. **Powder Technology**, v. 311, p. 341–349, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.01.076>
- MAIO, F. P. DI; RENZO, A. DI. Modelling particle contacts in distinct element simulations: Linear and non-linear approach. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 83, n. 11 A, p. 1287–1297, 2005. <https://doi.org/10.1205/cherd.05089>
- MAKISHIMA, A.; MACKENZIE, J. D. Calculation of bulk modulus, shear modulus and Poisson's ratio of glass. **Journal of Non-Crystalline Solids**, v. 17, n. 2, p. 147–157, 1975. [https://doi.org/10.1016/0022-3093\(75\)90047-2](https://doi.org/10.1016/0022-3093(75)90047-2)
- MARIGO, M.; CAIRNS, D. L.; DAVIES, M.; INGRAM, A.; STITT, E. H. A numerical comparison of mixing efficiencies of solids in a cylindrical vessel subject to a range of motions. **Powder Technology**, v. 217, p. 540–547, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2011.11.016>
- MINDLIN, R. D.; DERERIEWICZ, H. Elastic spheres in contact under varying oblique forces. **Journal of Applied Mechanics**, v. 20, p. 327–344, 1953. <https://doi.org/10.1115/1.4010702>
- MUJUMDAR, A. S. Handbook of Industrial Drying. 4. ed. CRC Press, 2015.

<https://doi.org/10.1201/b17208>

NASCIMENTO, S. M. **Estudo experimental e de simulação da dinâmica de material particulado em tambor rotatório com suspensores.** Dissertação de mestrado. 106 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2014. <https://doi.org/10.5151/chemeng-cobeq2014-0701-24374-150971>

NASCIMENTO, S. M. **Estudo da dinâmica de partículas em tambor rotatório com suspensores: análise experimental e numérica utilizando abordagens euleriana e lagrangeana.** Tese de doutorado. 128 p. PPGEQ-UFU, Uberlândia/MG, 2018. <https://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2018.775>

NASCIMENTO, S. M.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Analysis of the design loading in a flighted rotating drum using high rotational speeds. **Drying Technology**, v. 36, n. 10, p. 1200–1208, 2018. <https://doi.org/10.1080/07373937.2017.1392972>

NASCIMENTO, S. M.; LIMA, F. P. DE; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. DE S. Numerical Simulation and Experimental Study of Particle Dynamics in a Rotating Drum with Flights. **Materials Science Forum**, v. 899, p. 65–70, 2017. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.899.65>

NASCIMENTO, S. M.; LIMA, R. M.; BRANDÃO, R. J.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Eulerian study of flights discharge in a rotating drum. **Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 97, n. 2, p. 477–484, 2019. <https://doi.org/10.1002/cjce.23291>

NASCIMENTO, S. M.; LIMA, R. M.; BRANDÃO, R. J.; SANTOS, D. A.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Comparison between the Eulerian (CFD) and the Lagrangian (DEM) approaches in the simulation of a flighted rotary drum. **Computational Particle Mechanics**, n. 0123456789, 2021. <https://doi.org/10.1007/s40571-021-00407-z>

NASCIMENTO, S. M.; SANTOS, D. A.; BARROZO, M. A. S.; DUARTE, C. R. Solids holdup in flighted rotating drums: An experimental and simulation study. **Powder Technology**, v. 280, p. 18–25, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.04.038>

NATSUI, S.; SAWADA, A.; TERUI, K.; KASHIHARA, Y.; KIKUCHI, T.; SUZUKI, R. O. DEM-SPH study of molten slag trickle flow in coke bed. **Chemical Engineering Science**, v. 175, p. 25–39, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2017.09.031>

PAULICK, M.; MORGENEYER, M.; KWADDE, A. Review on the influence of elastic

particle properties on DEM simulation results. **Powder Technology**, v. 283, p. 66–76, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.03.040>

PERRY, R. H.; GREEN, D. W. Perry's Chemical Engineers'Handbook. 7. ed. Mc-Graw-Hill, New York, 1997.

PITON, M.; HUCHET, F.; CORRE, O. LE; GUEN, L. LE; CAZACLIU, B. A coupled thermal-granular model in flights rotary kiln: Industrial validation and process design. **Applied Thermal Engineering**, v. 75, p. 1011–1021, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2014.10.052>

RENAUD, M.; THIBAULT, J.; ALVAREZ, P. I. Influence of solids moisture content on the average residence time in a rotary dryer. **Drying Technology**, v. 19, n. 9, p. 2131–2150, 2001. <https://doi.org/10.1081/DRT-100107491>

REVOL, D.; BRIENS, C. L.; CHABAGNO, J. M. The design of flights in rotary dryers. **Powder Technology**, v. 121, n. 2–3, p. 230–238, 2001. [https://doi.org/10.1016/S0032-5910\(01\)00362-X](https://doi.org/10.1016/S0032-5910(01)00362-X)

REZAEI, H.; LIM, C. J.; SOKHANSANJ, S. A computational approach to determine the residence time distribution of biomass particles in rotary drum dryers. **Chemical Engineering Science**, v. 247, p. 116932, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2021.116932>

SANTOS, D. A.; BARROZO, M. A. S.; DUARTE, C. R.; WEIGLER, F.; MELLMANN, J. 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. <https://doi.org/10.1016/j.apt.2016.02.027>

SANTOS, D. A.; DADALTO, F. O.; SCATENA, R.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. A hydrodynamic analysis of a rotating drum operating in the rolling regime. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 94, p. 204–212, fev. 2015. <https://doi.org/10.1016/j.cherd.2014.07.028>

SANTOS, D. A.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Segregation phenomenon in a rotary drum: Experimental study and CFD simulation. **Powder Technology**, v. 294, p. 1–10, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.02.015>

SANTOS, D. A.; PETRI, I. J.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Experimental and

- CFD study of the hydrodynamic behavior in a rotating drum. **Powder Technology**, v. 250, p. 52–62, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2013.10.003>
- SCHNEIDER, C. A.; RASBAND, W. S.; ELICEIRI, K. W. NIH Image to ImageJ: 25 years of image analysis. **Nature Methods**, v. 9, n. 7, p. 671–675, 2012. <https://doi.org/10.1038/nmeth.2089>
- SCHOFIELD, F. R.; GLINKIN, P. G. Rotary coolers for granular fertilizer. **Chemical and Process Engineering Resources**, v. 40, p. 183, 1962.
- SEIDENBECHER, J.; HERZ, F.; MEITZNER, C.; SPECHT, E.; WIRTZ, S.; SCHERER, V.; LIU, X. Temperature analysis in flighted rotary drums and the influence of operating parameters. **Chemical Engineering Science**, v. 229, p. 115972, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2020.115972>
- SHEEHAN, M. E.; BRITTON, P. F.; SCHNEIDER, P. A. A model for solids transport in flighted rotary dryers based on physical considerations. **Chemical Engineering Science**, v. 60, n. 15, p. 4171–4182, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2005.02.055>
- SHERITT, R. G.; CAPLE, R.; BEHIE, L. A.; MEROTRA, K. The Movement of Solids Through Flighted Rotating Drums. Part I: Model Formulation RICHARD. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 71, p. 337–346, 1993. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450710302>
- SILVA, P. B.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. Dehydration of acerola (*Malpighia emarginata* D.C.) residue in a new designed rotary dryer: Effect of process variables on main bioactive compounds. **Food and Bioproducts Processing**, v. 98, p. 62–70, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.fbp.2015.12.008>
- SILVEIRA, J. C.; BRANDAO, R. J.; LIMA, R. M.; MACHADO, M. V. C.; BARROZO, M. A. S.; DUARTE, C. R. A fluid dynamic study of the active phase behavior in a rotary drum with flights of two and three segments. **Powder Technology**, v. 368, p. 297–307, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2020.04.051>
- SILVEIRA, J. C.; LIMA, R. M.; BRANDAO, R. J.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. A study of the design and arrangement of flights in a rotary drum. **Powder Technology**, v. 395, p. 195–206, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2021.09.043>
- SILVÉRIO, B. C.; ARRUDA, E. B.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. A novel

rotary dryer for drying fertilizer: Comparison of performance with conventional configurations. **Powder Technology**, v. 270, n. Part A, p. 135–140, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2014.10.030>

SILVÉRIO, B. C.; SANTOS, K. G.; DUARTE, C. R.; BARROZO, M. A. S. 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. <https://doi.org/10.1021/ie404220h>

SOUSANI, M.; HOBBS, A. M.; ANDERSON, A.; WOOD, R. Accelerated heat transfer simulations using coupled DEM and CFD. **Powder Technology**, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.08.095>

SUNKARA, K. R. **Granular flow and design studies in flighted rotating drums**. Tese de doutorado, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Alemanha, 2013.

SUNKARA, K. R.; HERZ, F.; SPECHT, E.; MELLMANN, J. Influence of flight design on the particle distribution of a flighted rotating drum. **Chemical Engineering Science**, v. 90, p. 101–109, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2012.12.035>

THORNTON, C. Granular Dynamics, Contact Mechanics and Particle System Simulations. Springer, v. 24, 2015. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-18711-2>

VEGA-GARCIA, D.; BRITO-PARADA, P. R.; CILLIERS, J. J. Optimising small hydrocyclone design using 3D printing and CFD simulations. **Chemical Engineering Journal**, v. 350, n. December 2017, p. 653–659, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.cej.2018.06.016>

VOLLMARI, K.; OSCHMANN, T.; KRUGGEL-EMDEN, H. Mixing quality in mono- and bidisperse systems under the influence of particle shape: A numerical and experimental study. **Powder Technology**, v. 308, p. 101–113, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.11.072>

WALTON, O. R.; BRAUN, R. L.; WALTON, O. R.; BRAUN, R. L. Viscosity , Granular-Temperature , and Stress Calculations for Shearing Assemblies of Inelastic , Frictional Disks. **Journal of Rheology**, v. 30, n. 5, p. 949–980, 1986. <https://doi.org/10.1122/1.549893>

WARDJIMAN, C.; LEE, A.; SHEEHAN, M.; RHODES, M. Behaviour of a curtain of

particles falling through a horizontally- flowing gas stream. **Powder Technology**, v. 188, n. 2, p. 110–118, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2008.04.002>

WASHINO, K.; CHAN, E. L.; MIYAZAKI, K.; TSUJI, T.; TANAKA, T. Time step criteria in DEM simulation of wet particles in viscosity dominant systems. **Powder Technology**, v. 302, p. 100–107, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2016.08.018>

WOODCOCK, C. R.; MASON, J. S. Bulk solids handling. London: Blackie and Son Ltd., London, 1987. <https://doi.org/10.1007/978-94-009-2635-6>

WU, C. L.; AYENI, O.; BERROUK, A. S.; NANDAKUMAR, K. Parallel algorithms for CFD-DEM modeling of dense particulate flows. **Chemical Engineering Science**, v. 118, p. 221–244, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2014.07.043>

XIE, Q.; CHEN, Z.; MAO, Y.; CHEN, G.; SHEN, W. Case studies of heat conduction in rotary drums with L-shaped lifters via DEM. **Case Studies in Thermal Engineering**, v. 11, n. January, p. 145–152, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.csite.2018.02.001>

YANG, S.; WANG, H.; WEI, Y.; HU, J.; CHEW, J. W. Flow dynamics of binary mixtures of non-spherical particles in the rolling-regime rotating drum. **Powder Technology**, v. 361, p. 930–942, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.10.110>

ZHANG, L.; JIANG, Z.; MELLMANN, J.; WEIGLER, F.; HERZ, F.; BÜCK, A.; TSOTSAS, E. Influence of the number of flights on the dilute phase ratio in flighted rotating drums by PTV measurements and DEM simulations. **Particuology**, v. 56, p. 171–182, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2020.09.010>

ZHANG, L.; JIANG, Z.; WEIGLER, F.; HERZ, F.; MELLMANN, J.; TSOTSAS, E. PTV measurement and DEM simulation of the particle motion in a flighted rotating drum. **Powder Technology**, v. 363, p. 23–37, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.12.035>

ZHENG, Q. J.; ZHU, H. P.; YU, A. B. Finite element analysis of the rolling friction of a viscous particle on a rigid plane. **Powder Technology**, v. 207, p. 401–406, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2010.11.026>

ZHOU, Y. C.; WRIGHT, B. D.; YANG, R. Y.; XU, B. H.; YU, A. B. Rolling friction in the dynamic simulation of sandpile formation. **Physica A**, v. 269, p. 536–553, 1999. [https://doi.org/10.1016/S0378-4371\(99\)00183-1](https://doi.org/10.1016/S0378-4371(99)00183-1)

ZHOU, Z.; LI, J.; ZHOU, J.; LI, S.; FENG, J. Enhancing mixing of cohesive particles by baffles in a rotary drum. **Particuology**, v. 25, p. 104–110, 2016.  
<https://doi.org/10.1016/j.partic.2015.03.008>

ZHU, H. P.; ZHOU, Z. Y.; YANG, R. Y.; YU, A. B. Discrete particle simulation of particulate systems : Theoretical developments. **Chemical Engineering Science**, v. 62, p. 3378–3396, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.ces.2006.12.089>

## APÊNDICE A

