DESENVOLVIMENTO DE UM CICLONE PARA SEPARAÇÃO DE MATERIAL PARTICULADO DE UMA CORRENTE DE GÁS DE COMBUSTÃO DE COQUERIA "HEAT RECOVERY"

Claudia Giacomin Bof

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos, EPQB, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos.

Orientadores: Tânia Suaiden Klein

Ricardo de Andrade Medronho

Rio de Janeiro
Agosto de 2018

DESENVOLVIMENTO DE UM CICLONE PARA SEPARAÇÃO DE MATERIAL PARTICULADO DE UMA CORRENTE DE GÁS DE COMBUSTÃO DE COQUERIA “HEAT RECOVERY”

Claudia Giacomin Bof

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PROCESSOS QUÍMICOS E BIOQUÍMICOS DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS À OBTENCÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA DE PROCESSOS QUÍMICOS E BIOQUÍMICOS.

Orientada por:

_____

Prof. Tânia Suaiden Klein, Ph.D.

_____

Prof. Ricardo de Andrade Medronho, Ph.D.

Examinada por:

_____

Prof. Tânia Suaiden Klein, Ph.D., UFRJ

_____

Fabio Pereira dos Santos, D.Sc., UFRJ

_____

Claudia Miriam Scheid, D.Sc., UFRRJ

Rio de Janeiro
Agosto de 2018

B674d Bof, Claudia Giacomin
Desenvolvimento de um Ciclone para Separação de Material Particulado de uma Corrente de Gás de Combustão de Coqueria “Heat Recovery” / Claudia Giacomin Bof. -- Rio de Janeiro, 2018.
94 f.

Orientadora: Tânia Suaiden Klein.
Coorientador: Ricardo de Andrade Medronho.
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola de Química, Programa de Pós Graduação em Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos, 2018.

1. Ciclones. 2. Fluidodinâmica Computacional. 3. Separação Gás-Sólido. I. Klein, Tânia Suaiden, orient. II. Medronho, Ricardo de Andrade , coorient. III. Título.

Agradecimentos

Aos meus pais, maiores entusiastas deste projeto, por todo o incentivo.

À minha irmã, pelo apoio e companheirismo.

À minha tia Hilda, pelas orações.

Aos meus orientadores Tânia Klein e Ricardo Medronho pela oportunidade e pelos conhecimentos compartilhados ao longo desse período.

Aos colegas da Ternium, em especial ao Luiz Afonso, por me ajudar com o recurso mais escasso: tempo.

Aos colegas do LabCFD por tudo que me ensinaram.

A todos que contribuíram, direta ou indiretamente, para a realização desse sonho.

Resumo da Dissertação apresentada ao Programa de Engenharia de Processos Químicos e Bioquímicos da Escola de Química/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

DESENVOLVIMENTO DE UM CICLONE PARA SEPARAÇÃO DE MATERIAL PARTICULADO DE UMA CORRENTE DE GÁS DE COMBUSTÃO DE COQUERIA "HEAT RECOVERY"

Claudia Giacomin Bof

Agosto, 2018

Orientadores: Tânia Suaiden Klein

Ricardo de Andrade Medronho

O presente trabalho focou no desenvolvimento e otimização de um ciclone a ser utilizado na separação do material particulado presente em uma corrente de gases de combustão proveniente de fornos de uma coqueria tipo "heat recovery". Partindo do procedimento clássico para o dimensionamento de ciclones, foi estabelecida a geometria base, utilizando as proporções do Stairmand de Alta Eficiência (HE). A estratégia de planejamento de experimentos computacionais do tipo delineamento composto central rotacional (DCCR), em conjunto com a fluidodinâmica computacional, foi utilizada para otimizar dois parâmetros geométricos do ciclone – diâmetro do "overflow" (D_o) e largura do duto de entrada (B_c) – de modo a se obter maior eficiência de separação e menor perda de carga. Verificou-se que a redução em ambas as dimensões citadas acarreta no aumento das velocidades tangencial e axial e que, quanto maior a magnitude dessas componentes da velocidade, maior é a eficiência de separação e, consistente e consequentemente, maior é a perda de carga. Os modelos de regressão obtidos mostraram que D_o tem impacto mais significativo nas respostas quando comparado a B_c. Como ficou evidenciado que o aumento na eficiência de separação implica no aumento da perda de carga, buscou-se o equilíbrio entre as respostas, de maneira a se obter o melhor resultado global. Para tal foi utilizada a função "desirability" implementada no programa "Statistica". Esta análise indicou uma desejabilidade composta de 68,5%, evidenciando a dificuldade de otimização simultânea das respostas. A avaliação dos resultados mostrou que, quando

comparado com a performance de um ciclone da família Stairmand HE, a redução de 7,9% no diâmetro do “overflow” e o aumento de 22,5% na largura do duto de alimentação geram redução de 10,9% na perda de carga, mas às custas de redução de 3,6% na eficiência de separação.

Abstract of a Dissertation presented to Programa de Enegenharia de Processos Químicos e Bioquímicos da Escola de Química/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

DEVELOPMENT OF A GAS CYCLONE FOR SEPARATION OF PARTICULATE MATERIAL OF A FLUE GAS STREAM IN A HEAT RECOVERY COKE PLANT

Claudia Giacomin Bof

August 2018

Advisors: Tânia Suaiden Klein

Ricardo de Andrade Medronho

The present work aims to develop and optimize a gas cyclone to be used in the separation of particulate material of a flue gas stream arising from coke ovens of a heat recovery coke plant. Using the classical procedure for cyclone design as a starting point, the basic geometry was defined, using Stairmand High Efficiency (HE) proportions. A rotatable central composite experimental design (DCCR), together with computational fluid dynamics, has been applied to determine optimum values for two geometric parameters – overflow diameter (D_o) and inlet duct width (B_c) – in order to achieve high separation efficiency and low pressure drop. It was verified that a decrease in both mentioned dimensions entails an increase in tangencial and axial velocities. The higher these velocity components are, the higher separation efficiency is and, consistently and consequently, the higher pressure drop is. The obtained regression models showed that D_o has a greater impact in the responses when compared to B_c. As the study indicated that the improvement in separation efficiency implies in the increase of head loss, conciliation of the responses was carried out to achieve the best global result. The desirability function in Statistica software was used. As a result, the composite desirability achieved 68,5% evincing the difficulty of simultaneous optimization of the responses. The data inspection showed that, when compared to the performance of a Stairmand HE, the reduction of 7,9% on the overflow diameter and the increase of 22,5% on the inlet duct width result in 10,9% decrease in the pressure drop, but at the expense of 3,6% reduction in the collection efficiency.

Sumário

Lista de Figuras ix
Lista de Tabelas xii
1. Introdução 1
1.1. Motivação 1
1.2. Objetivos 3
1.2.1. Objetivos Específicos 4
2. Revisão Bibliográfica 5
2.1. Fluidodinâmica em Sistemas Particulados 5
2.1.1. Equações de Conservação 6
2.1.2. Equação do Movimento da Partícula 8
2.1.3. Caracterização de Partículas 11
2.1.3.1. Distribuição Granulométrica 13
2.2. Ciclones 15
2.2.1. Geometria dos Ciclones 15
2.2.2. Escoamento no Interior de Ciclones 17
2.2.3. Dimensionamento de Ciclones 21
2.2.3.1. Perda de Carga em Ciclones 22
2.2.3.2. Eficiência Total ou Global de Separação 22
2.2.3.3. Eficiência de Separação Granulométrica 24
2.2.3.4. Números Adimensionais 25
2.3. Fluidodinâmica Computacional (CFD) 28
2.3.1. Geometria e Malha 29
2.3.2. Método dos Volumes Finitos 31
2.3.3. Acoplamento Pressão-Velocidade 37
2.3.4. Solução dos Sistemas Algébricos 37
2.3.5. Turbulência 38
2.3.5.1. Modelagem da Turbulência 39
2.3.5.1.1. Modelos dos Tensores de Reynolds 42
2.4. Planejamento de Experimentos 45
3. Materiais e Métodos 51
3.1. Caracterização da Corrente de Alimentação 51

3.2. Dimensionamento do Ciclone Base 52
3.3. Planejamento de Experimentos 54
3.4. Simulação Numérica 55
3.4.1. Geometria 55
3.4.2. Malha 55
3.4.2.1. Teste de Malha 56
3.4.3. Configuração da Simulação 58
4. Resultados e Discussão 62
4.1. Simulação do Ciclone Base 62
4.2. Resultados do Planejamento de Experimentos 65
4.2.1. Eficiência Total de Separação (E_T) 76
4.2.2. Perda de Carga (ΔP) 80
4.3. Otimização Simultânea das Respostas 83
4.4. Simulação do Ciclone Otimizado 85
5. Conclusão 88
5.1. Considerações Finais 88
5.2. Sugestões para trabalhos futuros 89
Referências Bibliográficas 90

Lista de Figuras

Figura 1: Representação esquemática das caldeiras de recuperação de calor 2
Figura 2: Feixe tubular limpo (esquerda) e em final de campanha (direita) 3
Figura 3: Detalhes do material particulado acumulado nas caldeiras 3
Figura 4: Princípio de um instrumento de difração a laser. Adaptado de Wills (2016). 12
Figura 5: Distribuição granulométrica simples (a) e cumulativa (b). 13
Figura 6: Esquema típico de um ciclone. 16
Figura 7: Fluxo no interior de um ciclone. Adaptado de AKW Equipamentos e Processos (2018) 18
Figura 8: Perfis típicos das componentes da velocidade no ciclone: (a) Tangencial, (b) Radial, (c) Axial. Adaptado de Cortés e Gil (2007) 19
Figura 9: Perfil de pressão em um ciclone 20
Figura 10: Variação da eficiência total de separação e da perda de carga em função da vazão. Adaptado de Svarovsky (1981). 23
Figura 11: Curva de eficiência granulométrica típica de um ciclone. 25
Figura 12: Elemento de malha em 2D. 29
Figura 13: Malhas estruturada (a) e não-estruturada hibrida (b) em duas dimensões. Adaptado de Blazek (2001) 31
Figura 14: Comparação entre o número de experimentos em planejamento completo (a) e DCCR (b). Adaptado de Rodrigues e Iemma, (2005) 47
Figura 15: Distribuição granulométrica cumulativa da amostra da fase dispersa. 52
Figura 16: Desenho esquemático das dimensões do ciclone base. 53
Figura 17: Geometria do ciclone base 55
Figura 18: Alturas de verificação do perfil de velocidade 57
Figura 19: Perfis de velocidade tangencial para malhas de diferentes tamanhos. 57
Figura 20: Malha base em duas perspectivas: (a) superior; (b) longitudinal. 58
Figura 21: Verificação do perfil de velocidade tangencial para resíduos de diferentes ordens de grandeza. 60
Figura 22: Linhas de corrente da fase gás no interior do ciclone base: (a) visão global; (b) detalhe. 62
Figura 23: Perfis das componentes da velocidade no ciclone base: (a) velocidade tangencial, (b) velocidade axial. 63

Figura 24: Perfil de pressão no ciclone base. 64
Figura 25: Perfil de pressão em diferentes alturas dentro do tubo de “overflow”. 65
Figura 26: Perfis para a velocidade tangencial dos ciclones simulados no DDCR..... 66
Figura 27: Perfis para a velocidade axial dos ciclones simulados no DDCR. 67
Figura 28: Comparativo do perfil de velocidade tangencial para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente. 69
Figura 29: Comparativo do perfil de velocidade axial para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente. 70
Figura 30: Comparativo do perfil de pressão para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente. 71
Figura 31: Comparativo do perfil de velocidade tangencial para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente. 72
Figura 32: Comparativo do perfil de velocidade axial para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente. 73
Figura 33: Comparativo do perfil de pressão para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente. 74

Figura 34: Distribuição dos resíduos versus valores preditos para E_T. 78
Figura 35: Probabilidade normal dos resíduos da modelagem de E_T. 78
Figura 36: Superfície de resposta para modelagem da E_T. 79
Figura 37: Distribuição dos resíduos versus valores preditos para ΔP. 81
Figura 38: Probabilidade normal dos resíduos da modelagem de ΔP. 82
Figura 39: Superfície de resposta para modelagem de ΔP. 83
Figura 40: Otimização simultânea das respostas eficiência total de separação e perda de carga..... 84
Figura 41: Diferença nas geometrias do ciclone base e ciclone otimizado. 85
Figura 42: Comparação do perfil de velocidade tangencial para o ciclone base e para o ciclone otimizado..... 86
Figura 43: Comparação do perfil de velocidade axial para o ciclone base e para o ciclone otimizado..... 87

Lista de Tabelas

Tabela 1: Proporções geométricas paras as famílias de ciclones 17
Tabela 2: Números adimensionais para as famílias de ciclones..... 26
Tabela 3: Tipos de erros em um teste de hipóteses 48
Tabela 4: Quadro da análise de variância..... 49
Tabela 5: Caracterização da corrente de alimentação 51
Tabela 6: Dimensões do Ciclone Base 53
Tabela 7: Níveis e valores de D_o e B_c do Planejamento..... 54
Tabela 8: Tamanho das malhas testadas..... 56
Tabela 9: Resultados de eficiência de separação e perda de carga do teste de malhas . 58
Tabela 10: Configuração das simulações 61
Tabela 11: Respostas do Planejamento de Experimentos 75
Tabela 12: Análise de Efeitos para E_T..... 76
Tabela 13: Análise de variância do modelo de regressão para E_T..... 77
Tabela 14: Coeficientes do modelo de regressão para E_T 79
Tabela 15: Análise de Efeitos para ΔP 80
Tabela 16: Análise de variância do modelo de regressão para ΔP..... 81
Tabela 17: Coeficientes do modelo de regressão para ΔP 82
Tabela 18: Diferença entre valores preditos pelo modelo de ajuste e observados por simulação numérica 85

1. Introdução

1.1. Motivação

A Ternium Brasil possui capacidade instalada para 5 milhões de toneladas anuais de aço, produzidos a partir do ferro-gusa gerado em dois altos fornos. Para a produção de gusa é necessário um agente redutor do minério de ferro que, no caso da Ternium, é o coque metalúrgico, produzido a partir de carvão mineral. O coque é um produto sólido, poroso, composto essencialmente de carbono com características térmicas e de resistência mecânica propícias para a operação dos fornos.

O processo adotado para produção de coque utiliza a tecnologia “heat recovery” que, diferentemente da tecnologia convencional, não recupera compostos voláteis do carvão em unidade carboquímica, mas os queima para recuperação de calor. A coqueria da Ternium possui 432 fornos nos quais se enforna uma mistura de carvões em processo batelada, com ciclo de coqueificação de 72 horas. Em razão das altas temperaturas, o carvão sofre uma etapa de amolecimento, usualmente chamada de zona plástica, seguido por uma fase de resolidificação. Nesse processo, ocorre o desprendimento dos compostos voláteis que são queimados dentro do próprio forno pela admissão controlada de ar. Temperaturas de até 1300°C são atingidas, garantindo a continuidade das reações de coqueificação.

Os gases quentes resultantes da combustão são direcionados para fora dos fornos e passam por caldeiras de recuperação onde trocam calor produzindo vapor na pressão de 90 bar e temperatura de 530°C. Esse vapor é enviado para uma turbina para a geração de energia elétrica.

As caldeiras de recuperação são de modelo aquatubular, sem fornalha ou queima suplementar. São compostas por paredes de água, superaquecedor de alta temperatura, superaquecedor de baixa temperatura, evaporador liso, evaporador aletado e economizador, conforme mostrado na Figura 1.

O gás de combustão chega às caldeiras a temperatura de 1000°C e pressão de -200 Pa, passa em fluxo descendente pelos feixes tubulares e deixa as caldeiras à temperatura de 200°C e pressão de -1600 Pa.

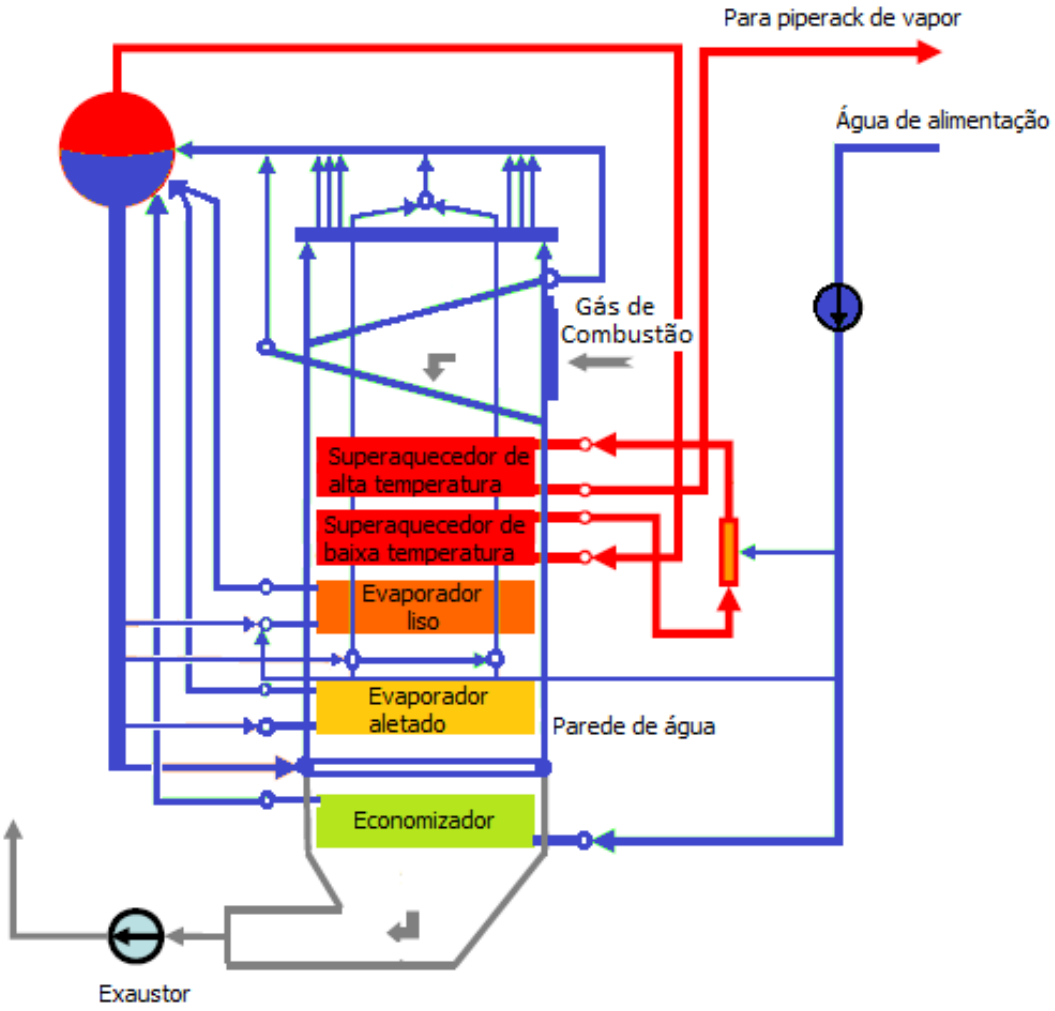

Figura 1: Representação esquemática das caldeiras de recuperação de calor

Os gases de combustão carregam consigo as cinzas geradas durante a queima da matéria volátil do carvão além de partículas de material refratário provenientes da erosão dos dutos. Parte desse material se deposita nos tubos das caldeiras prejudicando a troca térmica e aumentando a perda de carga no interior do equipamento. Como resultado, tem-se a elevação da temperatura de saída dos gases, além da redução da produção de vapor, que chega a ser 25% menor que no início da campanha, forçando a parada para limpeza. Atualmente, a campanha das caldeiras não ultrapassa quatro meses. A Figura 2 mostra os feixes tubulares de uma caldeira em duas situações: limpos e em final de campanha, com

material depositado em sua superfície. A Figura 3 mostra detalhes do material acumulado entre os feixes tubulares.

Figura 2: Feixe tubular limpo (esquerda) e em final de campanha (direita)

Figura 3: Detalhes do material particulado acumulado nas caldeiras

1.2. Objetivos

O objetivo desse trabalho é desenvolver e otimizar um ciclone para a separação do material particulado presente em uma corrente de gás de combustão proveniente de uma bateria de fornos de coqueria “heat recovery”, utilizando técnicas de fluidodinâmica computacional e de planejamento de experimentos.

1.2.1. Objetivos Específicos

- Estudar, utilizando fluidodinâmica computacional, os perfis de velocidade, queda de pressão e eficiência de separação de um ciclone;
- Utilizar técnicas de planejamento de experimentos e simulação computacional para desenvolver modelo de ajuste relacionando proporções geométricas à perda de carga e eficiência de separação como variáveis resposta;
- Otimizar as proporções geométricas buscando minimizar a perda de carga e maximizar a eficiência de separação;
- Validar computacionalmente o modelo de ajuste proposto, bem como a geometria ótima, obtidos nas etapas anteriores.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Fluidodinâmica em Sistemas Particulados

Sistemas particulados são aqueles em que estão presentes populações de partículas, usualmente em contato com um fluido. Encontrados com grande frequência em processos industriais, incluem as operações de separação sólido-gás, sólido-líquido e sólido-sólido; escoamento de fluidos através de leitos fixos e móveis de partículas; agitação de misturas; e transporte de partículas em suspensão (Peçanha, 2014).

Um sistema particulado é estudado a partir da avaliação da dinâmica de uma partícula esférica, isolada e imersa em um fluido infinito, ou seja, desprezando-se a interferência da presença de paredes. Esta simplificação é válida para sistemas diluídos, com interação entre as partículas desprezível. A influência da forma da partícula, concentração do sistema e presença de parede é considerada por meio de correlações empíricas que geram fatores a serem incorporados nas relações definidas para o sistema idealizado acima (Peçanha, 2014; Cremasco, 2014).

A fluidodinâmica de um sistema particulado pode ser descrita através de um conjunto de equações que inclui a equação do movimento da partícula, as equações da continuidade e do movimento para o fluido, a condição de aderência na interface fluido-partícula e mais as equações constitutivas para o fluido e as condições limites pertinentes ao problema específico (Massarani, 2002). Desta maneira, é necessário conhecer propriedades do fluido como viscosidade e densidade, bem como as características físicas das partículas: densidade, dimensão e forma.

As equações que regem a dinâmica dos sistemas particulados serão apresentadas a seguir, adotando um referencial inercial e assumindo que a posição, a velocidade e as forças atuantes na partícula são relativos a seu centro de massa.

2.1.1. Equações de Conservação

As equações de conservação são utilizadas no balanço de grandezas físicas como massa, momento linear, energia, momento angular e espécies químicas, que variam em um dado volume de controle, considerando-se os fluidos contínuos. Elas podem ser apresentadas em sua forma integral, particularmente útil quando se busca a descrição genérica das variações de um sistema pela adição ou remoção de grandezas através de correntes de entrada e saída, bem como os efeitos do campo de escoamento sobre dispositivos. Contudo, o método de aproximação integral não nos permite obter informações ponto a ponto do campo de escoamento (Fox e McDonald, 2001). Neste contexto, faz-se necessária a abordagem diferencial das equações, que descreve as variações das grandezas em volumes infinitesimais, permitindo a obtenção de perfis de velocidade, temperatura e pressão, dentre outros.

No texto, serão descritas somente as equações aplicáveis a este trabalho: conservação de massa e conservação de quantidade de movimento, em sua forma diferencial. Sua dedução pode ser encontrada em Bird *et al* (2004).

- **Equação da Continuidade**

A Equação da continuidade é baseada no princípio de conservação de massa, ou seja, na suposição de que massa não pode ser gerada ou desaparecida dentro de um volume de controle.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -(\nabla . \rho \mathbf{v}) \tag{2.1}$$

Em que ρ é a massa específica do fluido, t é o tempo e $\mathbf{v}$ é o vetor velocidade do fluido.

Para o caso particular de um escoamento incompressível, no qual a densidade do fluído é considerada constante, a equação da continuidade pode ser simplificada conforme equação 2.2.

$$\nabla . \mathbf{v} = 0 \tag{2.2}$$

- **Equação do Movimento**

Essa equação surge da aplicação do balanço de momento para uma porção infinitesimal de fluido.

$$\frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial t} = -[\nabla . \rho \mathbf{v}\mathbf{v}] - \nabla p - [\nabla . \boldsymbol{\tau}] + \rho \mathbf{f} \tag{2.3}$$

Sendo p a pressão estática, $\boldsymbol{\tau}$ a tensão viscosa e $\mathbf{f}$ a resultante das forças de campo atuando no volume de controle.

A tensão viscosa é determinada por meio de equações constitutivas. Para fluidos Newtonianos, a tensão viscosa é proporcional à taxa de deformação do fluido e à sua viscosidade. A lei de Newton da viscosidade pode ser generalizada pela equação de Navier-Poisson:

$$\boldsymbol{\tau} = -\mu(\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T) + \left(\frac{2}{3}\mu - \kappa\right)(\nabla . \mathbf{v})\boldsymbol{\delta} \tag{2.4}$$

Sendo μ a viscosidade dinâmica do fluido, κ a viscosidade dilatacional do fluido e $\boldsymbol{\delta}$ o delta de Kronecker.

Conforme indicado por Bird *et al* (2004), fluidos que se comportam como gás ideal possuem viscosidade dilatacional identicamente nula e, neste caso, a equação da tensão viscosa se torna independente deste parâmetro. Também no caso de escoamentos incompressíveis, pela aplicação da continuidade, $\nabla . \mathbf{v}$ é igual a zero e o termo envolvendo a viscosidade dilatacional é nulo.

Para escoamentos incompressíveis e com viscosidade constante, a inserção da equação da tensão viscosa na equação do movimento leva à equação de Navier-Stokes na forma mostrada a seguir:

$$\rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} = -[\nabla . \rho \mathbf{v}\mathbf{v}] - \nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{v} + \rho \mathbf{f} \tag{2.5}$$

2.1.2. Equação do Movimento da Partícula

Uma das equações mais importantes no estudo da fluidodinâmica de sistemas particulados é a que descreve o movimento da partícula. Essa equação deriva da segunda lei de Newton que afirma que a força resultante em uma partícula é igual a taxa temporal de variação de seu momento linear. Considerando a massa da partícula constante, tem-se:

$$m_p \frac{d\mathbf{v_p}}{dt} = \sum \mathbf{f_p} \tag{2.6}$$

Em que m_p é a massa da partícula, $\mathbf{v_p}$ é o vetor velocidade da partícula e $\Sigma\mathbf{f_p}$ é a resultante das forças atuando na partícula.

As forças que atuam na partícula podem ser divididas em forças de campo ($\mathbf{f_c}$) e forças de superfície ($\mathbf{f_s}$). As primeiras dependem do tipo de campo de forças ao qual a partícula está submetida. Nas operações unitárias que envolvem sistemas particulados, estão normalmente presentes os campos gravitacional, centrífugo e eletromagnético, sendo relevante para este trabalho apenas o segundo. Considerando um campo genérico **b**, o balanço das forças de campo é descrito pela equação abaixo:

$$\mathbf{f_c} = (\rho_p - \rho)V_p\mathbf{b} \tag{2.7}$$

Em que ρ_p é a massa específica da partícula e V_p é seu volume.

As forças de superfície surgem em decorrência do movimento relativo entre o fluido e a partícula, e são influenciadas pelas dimensões e forma da partícula, pelo campo de velocidades, pela presença de contornos rígidos e pela presença de outras partículas (Massarani, 2002). Pode-se decompor as forças de superfície em força de sustentação ($\mathbf{f_L}$) e força de arraste ($\mathbf{f_D}$).

A força de sustentação tem relevância em corpos com perfil aerofólio e em corpos com rotação intrínseca. Excluindo-se esses casos, a força de sustentação é normalmente desprezível frente à de arraste. Como partículas com essas características dificilmente ocorrem nas operações unitárias industriais (Peçanha, 2014), a força de sustentação pode

ser considerada desprezível na enorme maioria dos sistemas particulados, inclusive no presente trabalho.

A equação 2.8 para a força de arraste foi obtida teoricamente por Stokes (1851), para escoamentos muito restritos, considerando, dentre outros aspectos, fluido newtoniano incompressível infinito, regime laminar lento de sedimentação da partícula esférica lisa e isolada. Sua dedução pode ser encontrada em Bird *et al* (2004).

$$\mathbf{f_D} = 3\pi\mu d_p\left(\mathbf{v} - \mathbf{v_p}\right) \tag{2.8}$$

Em que d_p é o diâmetro da partícula.

Para sistemas operando fora do regime de Stokes e com diferentes características de partícula, relações para a força de arraste podem ser obtidas por meio de análise dimensional, utilizando-se o Teorema π de Buckingham. Desta maneira, surgem dois grupos adimensionais de grande importância para o estudo da dinâmica de sistemas particulados, a saber:

- **Número de Reynolds da Partícula ($\boldsymbol{Re_p}$):**

$$Re_p = \frac{d_p\rho \parallel v - v_p \parallel}{\mu} \tag{2.9}$$

- **Coeficiente de Arraste ($\boldsymbol{C_D}$):**

$$C_D = \frac{f_D}{\frac{1}{2}A\rho \parallel v - v_p \parallel^2} \tag{2.10}$$

Com A sendo a área projetada da partícula:

$$A = \frac{\pi d_p^2}{4} \tag{2.11}$$

Para as equações mostradas acima, d_p é o diâmetro característico da partícula. Pode-se ainda determinar um terceiro grupo adimensional denominado esfericidade da partícula (Φ), definido como a razão entre a área superficial da esfera de volume igual ao da partícula e a área superficial da partícula. Este fator de forma permite levar em consideração a área superficial para discriminar os efeitos da iteração partícula-fluido.

Desta análise surge a expressão clássica para a força de arraste, mostrada na equação 2.12:

$$\mathbf{f_D} = \frac{1}{2} A\rho \parallel v - v_p \parallel C_D(\mathbf{v} - \mathbf{v_p}) \tag{2.12}$$

Assim, a equação 2.13 mostra a equação geral do movimento de uma partícula em campos centrífugos, para o qual $\boldsymbol{b} = \omega^2 \mathrm{R}$, onde ω é a velocidade angular e R o raio:

$$m_p \frac{d\mathbf{v_p}}{dt} = (\rho_p - \rho) V_p [-\boldsymbol{\omega} \times (\boldsymbol{\omega} \times \mathbf{R})] + \frac{1}{2} A\rho \parallel v - v_p \parallel C_D(\mathbf{v} - \mathbf{v_p}) \tag{2.13}$$

Correlações empíricas para o cálculo do coeficiente de arraste podem ser obtidas da medição de velocidade terminal de partículas em queda livre. A velocidade terminal é atingida quando o somatório das forças de campo e de superfície se equilibram de maneira que a resultante das forças atuando na partícula se torna nula. Neste momento, a partícula deixa de sofrer aceleração, passando a se mover com velocidade constante. A equação para a velocidade terminal pode ser derivada da equação do movimento da partícula, considerando-se o termo de aceleração nulo.

$$v_t = \sqrt{\frac{4 d_p (\rho_p - \rho) \mathrm{b}}{3 \rho C_D}} \tag{2.14}$$

Em que v_t é a velocidade terminal da partícula na forma escalar.

Gráficos e correlações mostrando o comportamento do coeficiente de arraste em função do número de Reynolds da partícula podem ser obtidos em trabalhos específicos. Cremasco (2014) apresenta diversos modelos para C_D em função de Re_p para partículas esféricas. Massarani (2002) e Haider e Levenspiel (1989) apresentam correlações entre

C_D e Re_p tendo a esfericidade como parâmetro. Chhabra *et al* (1999) mostram uma comparação do desempenho das principais correlações utilizadas na estimativa de $C_{D,}$ usando como base 1900 pontos experimentais de vários estudos, obtidos em uma variedade de condições físicas e cinemáticas.

Outras violações do regime de Stokes estão relacionadas à presença de paredes ou contornos rígidos, à presença de outras partículas (efeito da concentração) e ao efeito de deslizamento. Evidencia-se não haver alternativa a não ser tratar esses efeitos de modo empírico, buscando generalizar os resultados clássicos. Correlações para quantificação desses efeitos são apresentadas por Cremasco (2014) e Peçanha (2014).

2.1.3. Caracterização de Partículas

Conforme comentado nas sessões anteriores, os efeitos da iteração partícula-fluido são influenciados por características físicas e morfológicas das partículas. Desta maneira, para a determinação de um sistema particulado, é necessário quantificar parâmetros como densidade, tamanho e forma relativos à população de partículas que o compõem.

Dentre os parâmetros supracitados, a densidade é aquele de medição mais direta e sua determinação pode ser feita com auxílio de picnometria. Está técnica consiste em calcular a densidade de uma amostra de massa conhecida pelo volume de líquido que ela desloca em um recipiente. O procedimento de determinação da densidade por picnometria pode ser visto em detalhes em Allen (1981).

O tamanho das partículas é outro parâmetro relevante para o estudo de um sistema particulado. Para partículas de formas geométricas simples, como esferas ou cilindros, o tamanho pode ser definido por uma ou mais dimensões lineares características. No caso das partículas irregulares, a impossibilidade de determinar o número de dimensões lineares suficientes para a caracterização trouxe a necessidade de desenvolvimento de metodologias de atribuição de tamanho. Segundo Allen (1981), a técnica mais comumente utilizada atribui um diâmetro característico para a partícula a partir de uma esfera equivalente. Esse diâmetro é definido impondo-se para a partícula e para a esfera equivalente a igualdade de uma mesma característica que pode ser de natureza geométrica

ou física (Peçanha, 2014). Diversos tipos de diâmetros característicos podem ser definidos. Neste trabalho será utilizado o diâmetro de volume, descrito a seguir:

- Diâmetro de Volume (d_p): diâmetro da esfera de mesmo volume que a partícula.

$$d_p = \left(6\frac{V_p}{\pi}\right)^{1/3} \tag{2.15}$$

Neste caso, d_p é função do volume da partícula, cuja determinação requer o uso de métodos experimentais, tais como a difração de raio laser. Esta técnica se baseia no fato de que um feixe de raios laser, quando encontra uma partícula em suspensão, sofre um desvio (difração) que pode ser focado por lentes e captado por um detector, conforme mostra o esquema da Figura 4. O ângulo do desvio sofrido é inversamente proporcional ao diâmetro das partículas, assim, quanto menor o tamanho das partículas maior será o ângulo de difração, (Cremasco, 2014; Allen, 1981). De acordo com Wills (2016), as vantagens desse método analítico incluem a simplicidade no uso, rapidez nos resultados e reprodutibilidade.

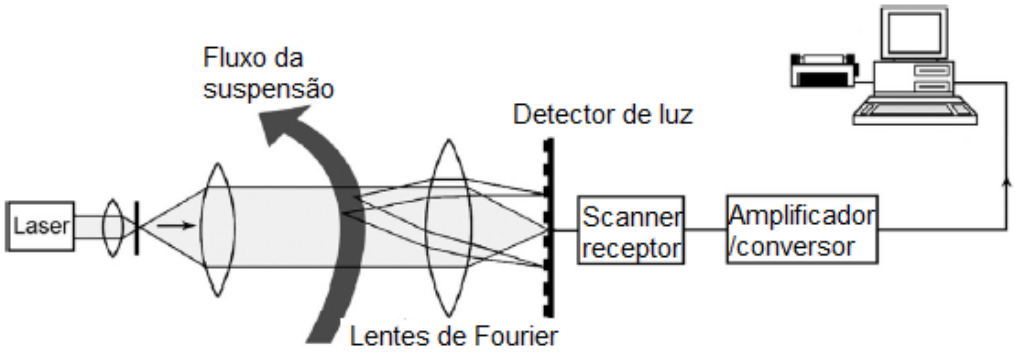

Figura 4: Princípio de um instrumento de difração a laser. Adaptado de Wills (2016).

O fato de o volume estar associado à massa da partícula por meio de sua densidade torna d_p um bom diâmetro equivalente para análise da iteração fluído-partícula via segunda lei de Newton (Peçanha, 2014).

Por fim, é importante caracterizar a partícula em relação à forma, já que esta influencia vários aspectos dos sistemas particulados, tais como velocidade terminal e superfície de

contato (Cremasco, 2014). Utiliza-se comumente a esfericidade (Φ) em sua definição clássica, atribuída a Wadell (1932) (Allen, 1981). Este parâmetro indica o quão próximo é o formato da partícula do de uma esfera.

Para aplicações práticas pode-se supor que, para um dado material sólido, suas partículas possuirão a mesma densidade e forma, não sendo, portanto, grandezas distribuídas (Peçanha, 2014). Resta a determinação da distribuição de tamanhos de uma população de partículas.

2.1.3.1. Distribuição Granulométrica

A distribuição granulométrica relaciona o tamanho das partículas (ou faixa de tamanho) à frequência com que eles ocorrem na amostra. A frequência é usualmente expressa em função da massa, do volume ou do número de partículas, podendo ser apresentada como uma distribuição simples de frequências ou de forma cumulativa, pela fração acumulada de partículas maiores ou menores que um valor médio. A Figura 5 mostram exemplos de distribuição simples (a) e cumulativa (b). As distribuições granulométricas são normalmente apresentadas na forma de Tabelas, gráficos ou funções algébricas (Cremasco, 2014).

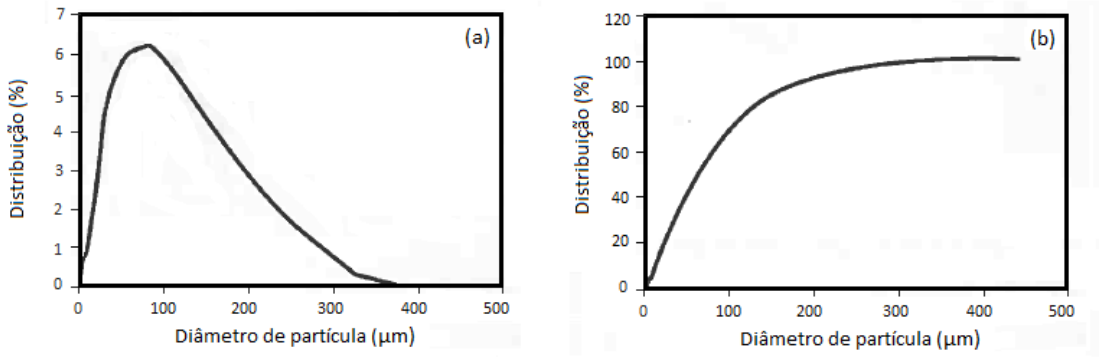

Figura 5: Distribuição granulométrica simples (a) e cumulativa (b).

As distribuições de tamanho podem ser contínuas ou discretas. No caso das distribuições contínuas, busca-se a representação por meio de funções matemáticas supondo-se tanto o

tamanho quanto a frequência como variáveis contínuas. Existem vários modelos para distribuição de tamanhos, sendo comumente abordados o de Gates, Gaudin e Schumann (GGS), o de Rosin, Rammler e Bennet (RRB) e o Log-Normal (LN) (Massarani, 2002; Peçanha, 2014; Hoffmann e Stein, 2008). Será apresentado o modelo RRB, escolhido para este trabalho por ter formulação simples, com poucos parâmetros, e ser de fácil linearização. Além disso, apresenta ótima concordância com os dados experimentais e está inserido no programa de simulação utilizado. Detalhes sobre outros modelos podem ser encontrados em Allen (1981).

- **Modelo de Rosin, Rammler e Bennet (RRB):**

Este modelo é caracterizado por uma função simples, com dois parâmetros de ajuste, que relaciona diretamente o diâmetro característico "*d*" da partícula com a fração ponderal de partículas com diâmetros menores que "*d*", conforme mostra a equação 2.16.

$$y = 1 - e^{-\left(\frac{d}{D_{63,2}}\right)^n} \tag{2.16}$$

Em que *d* é o diâmetro característico da partícula, *y* é a fração cumulativa de partículas com diâmetro menor que d, $D_{63,2}$ é o diâmetro de partícula tal que 63,2% do volume da amostra refere-se a partículas menores que $D_{63,2}$ e *n* é um parâmetro adimensional sem significado físico.

A equação do modelo RRB pode ser linearizada, conforme mostrado abaixo, de maneira que os pares ordenados (ln d; ln {ln [1/(1-y)]}) podem ser plotados em um plano cartesiano para obtenção de uma reta de ajuste cujos coeficientes angular e linear permitirão a determinação dos parâmetros *n* e $D_{63,2}$.

$$ln\left[ln\left(\frac{1}{1-y}\right)\right] = n \ln d - n\, lnD_{63,2} \tag{2.17}$$

2.2. Ciclones

Os ciclones são equipamentos amplamente utilizados na indústria, em operações de separação gás-sólido. Perry e Green (1997) indicam seu uso para separação de partículas com tamanho variando entre 5μm e 200μm, podendo ser usado para partículas ainda menores, a depender de sua densidade e concentração. As vantagens dos ciclones incluem os baixos custos de instalação e operação, a construção simples e ausência de partes móveis, que garantem alta confiabilidade e facilidade na sua manutenção. Além disso, sua adequação para operação em ampla faixa de temperaturas, pressões e cargas de sólidos permite que os ciclones sejam usados em vários processos. Os trabalhos citados a seguir exemplificam a aplicação de ciclones na indústria: Winfield *et al* (2013) estudaram a eficiência dos ciclones na separação do material particulado da corrente de gás de topo de altos fornos; Wasilewski e Brar (2017) trabalharam na otimização da geometria de ciclones utilizados na indústria cimentícia no processo de queima de clinker; Sedrez *et al* (2017) utilizaram métodos experimentais e modelagem numérica para validar modelos de erosão em ciclones de unidades de craqueamento catalítico fluidizado (FCC).

De acordo com Cortés e Gil (2007), os ciclones tem sido fator decisivo no aprimoramento das tecnologias de combustão do carvão. Ainda segundo estes autores, dentre as diversas possibilidades para a limpeza do gás quente gerado, os ciclones têm demonstrado o melhor balanço entre eficiência de separação e custo de investimento, operação e manutenção. Sua performance é considerada tolerável, quando comparada à de equipamentos de separação mais eficientes como os filtros cerâmicos, e eles são mais simples, robustos e confiáveis.

2.2.1. Geometria dos Ciclones

A geometria de um ciclone é relativamente simples, consistindo de uma câmara cilíndrica acoplada a uma parte cônica com uma abertura no fundo para retirada dos sólidos coletados (orifício de “underflow). A alimentação da corrente gás-sólido se dá tangencialmente na parte superior da câmara cilíndrica, através de um duto cuja seção transversal é normalmente retangular, mas que pode ser circular em algumas aplicações.

No topo do equipamento existe ainda uma abertura central que permite a saída do gás de dentro do ciclone. Essa saída se dá por meio de uma tubulação que se estende axialmente para o interior do equipamento (tubo de “overflow). O comprimento deste tubo que se estende para o interior da parte cilíndrica é conhecido como “vortex finder”, cuja função é reduzir o “by-pass”, que é a fração do gás que escoa diretamente da alimentação para o duto de saída. A Figura 6 apresenta a vista superior e uma vista frontal esquemática de um ciclone com suas principais dimensões indicadas.

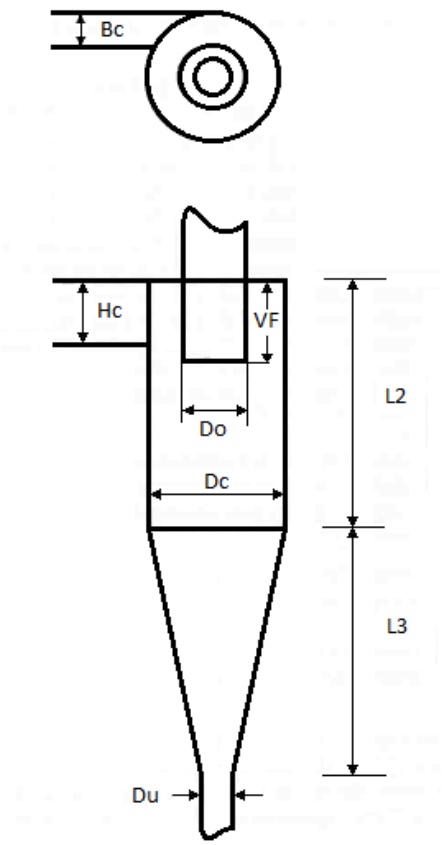

Figura 6: Esquema típico de um ciclone.

Os ciclones são caracterizados por suas dimensões geométricas, sendo por isso divididos em famílias, que diferem entre si pelas proporções entre suas dimensões, normalmente expressas em função do diâmetro da parte cilíndrica (Dc). Na Tabela 1 estão descritas as proporções para os ciclones Lapple e Stairmand H.E., duas das famílias mais amplamente utilizadas nos processos industriais.

Tabela 1: Proporções geométricas paras as famílias de ciclones

	Ciclone	
	Lapple	Stairmand H. E.
Bc/Dc	0,25	0,20
Do/Dc	0,50	0,50
Hc/Dc	0,50	0,50
L2/Dc	2,00	1,50
VF/Dc	0,63	0,50
L3/Dc	2,00	2,50
Du/Dc	0,25	0,38

Fonte: Svarovsky (1981)

Arranjos contendo múltiplos ciclones podem ser utilizados quando, para uma dada perda de carga, se deseja maior eficiência na coleta das partículas, ou mesmo quando a vazão de gás a ser tratada inviabiliza o uso de um único equipamento. Neste contexto, são usadas diversas unidades menores operando em paralelo, com distribuidores de fluxo comuns para as correntes de entrada e saída. Esse tipo de arranjo requer atenção especial no projeto para que se garanta distribuição uniforme da corrente gás-sólido entre as unidades (Svarovsky, 1981).

Liu *et al* (2014) fizeram um estudo experimental comparando o desempenho de uma bateria de quatro ciclones operando em paralelo com um ciclone operando sozinho, em condições similares. Foi observado que a bateria de ciclones possui perda de carga até 17% maior, mas que, em contrapartida, sua eficiência de separação é superior, principalmente para altas velocidades. Por meio de simulações com fluidodinâmica computacional, foi verificada velocidade tangencial 7% superior e maior estabilização do escoamento vorticial nas proximidades do "underflow" para o caso dos ciclones operando em paralelo, o que justificaria o impacto positivo na eficiência de separação.

2.2.2. Escoamento no Interior de Ciclones

Desde o início do desenvolvimento dos ciclones industriais, no final do século 19, extensivo trabalho experimental vem sendo feito na tentativa de explicar as características do escoamento em seu interior, etapa considerada fundamental para o entendimento da perda de carga e da eficiência de separação nestes equipamentos (Cortés e Gil, 2007). O

modelo de escoamento comumente verificado (Kozolub *et al*, 2017; Brar *et al*, 2015) é mostrado esquematicamente pela Figura 7. Nele, observa-se que a entrada tangencial da corrente gás-sólido no ciclone resulta em um movimento espiralado descendente na região mais externa do equipamento. Esse vórtice externo sofre uma inversão na sua direção axial na região próxima ao vértice da câmara cônica, resultando em movimento helicoidal ascendente na região central do ciclone, que carreia o gás para a tubulação de saída ("overflow").

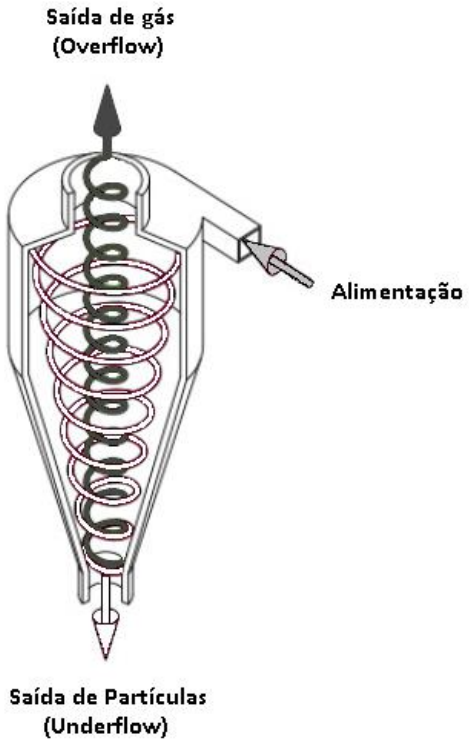

Figura 7: Fluxo no interior de um ciclone. Adaptado de AKW Equipamentos e Processos (2018)

O escoamento em espiral apresenta componentes de velocidade nas direções tangencial (v_θ), radial (v_r) e axial (v_z). A velocidade tangencial é a maior componente da velocidade do gás no ciclone (Svarovsky, 1981), sendo sua principal componente, já que determina a intensidade do campo centrífugo, que irá direcionar as partículas radialmente na direção da parede. Sua distribuição radial se dá de maneira distinta em duas regiões, conforme apontado em diversos estudos (Sun e Yoon, 2018; Zhao *et al*, 2006; Yang *et al*, 2013): na região central do ciclone ela se comporta de maneira análoga ao observado na rotação de corpo rígido, com módulo crescendo proporcionalmente ao raio. Na região anular externa a velocidade tangencial segue o tipo vorticial livre, decrescendo com o raio. Desta

forma, é esperado um ponto de máximo, que ocorre internamente à região delimitada pelo tubo de “overflow”, ou seja, num raio menor que o raio do tubo de “overflow” (Cortés e Gil, 2007). Na direção axial, a variação da velocidade tangencial é muito pequena, sendo normalmente negligenciada (Cortés e Gil, 2007).

A velocidade axial também é importante no escoamento, já que é responsável pelo transporte das partículas na direção do coletor de sólidos. Ela apresenta comportamento descendente na região periférica do ciclone, com magnitude máxima próxima à parede. Na região central verifica-se velocidade axial ascendente, sendo reportados perfis em formato de “V” ou “W” invertidos (Azadi *et al*, 2010; Delgadillo e Rajamani, 2005; Elsayed e Lacor, 2011), ou seja, com um ponto de máximo ou um vale no eixo de simetria, conforme mostrado na Figura 8 (c).

Na direção radial, a força centrifuga atuando no fluido é balanceada pelas “forças de pressão” que surgem a partir do gradiente de pressão estática no ciclone (Hoffmann e Stein, 2008). Desta maneira, a velocidade radial possui magnitude muito inferior às outras componentes, sendo difícil a determinação do seu perfil. Ela está geralmente direcionada para dentro e não apresenta comportamento uniforme na direção axial, possuindo maior intensidade nas proximidades do “vortexfinder” (Cortés e Gil, 2007).

O perfil das três componentes no interior do ciclone pode ser visto na Figura 8:

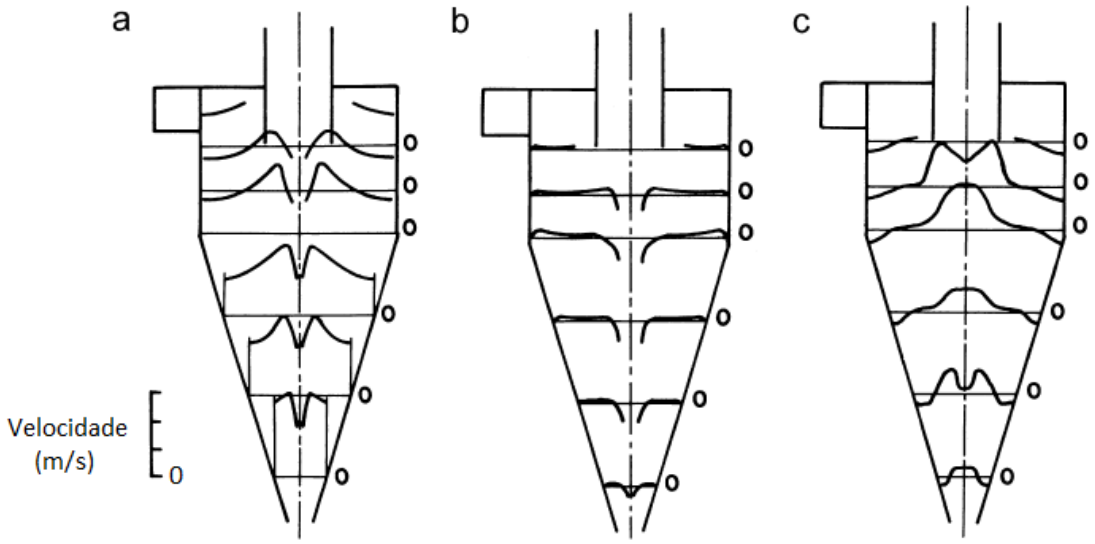

Figura 8: Perfis típicos das componentes da velocidade no ciclone: (a) Tangencial, (b) Radial, (c) Axial. Adaptado de Cortés e Gil (2007)

O perfil de pressão no interior de um ciclone pode ser visto na Figura 9. Nela observa-se que a região mais externa (maior raio) se constitui numa região de maior pressão, quando comparada com a região central, que pode ter pressões negativas, a depender da intensidade do movimento rotacional. O mesmo comportamento se observa na região do tubo de "overflow", com a pressão crescendo com o raio.

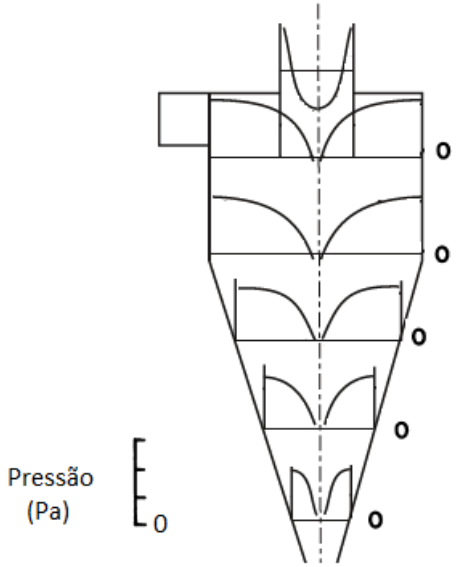

Figura 9: Perfil de pressão em um ciclone

A medida que a suspensão escoa para baixo na região periférica do ciclone, é observada a transferência de parte do gás para a região central, já que se trata de uma região de menor pressão. A diminuição da vazão na região externa não acarreta na redução significativa da velocidade, e consequentemente da intensidade do campo centrífugo, já que é compensada para redução da seção transversal de escoamento na região cônica (Peçanha, 2014).

A separação das partículas sólidas se dá na direção radial, pela ação do campo centrífugo gerado pelo movimento rotacional no interior do ciclone. Segundo Perry e Green (1997), nas condições de operação normalmente empregadas, a aceleração centrífuga no interior do ciclone pode variar de 5 a 2500 vezes a aceleração gravitacional. Desta maneira, a gravidade tem pouco efeito na eficiência de separação (Svarovsky, 1981) e pode ser desprezada na maioria dos casos.

O movimento das partículas na direção radial é governado pelo balanço entre as forças centrífuga e de arraste, que agem em direções opostas. Partículas maiores possuem força inercial centrífuga maior que a força de arraste e por isso são direcionadas para a parede, onde colidem e escoam em movimento helicoidal até o coletor de sólidos da região inferior do equipamento. A medida em que o tamanho das partículas vai diminuindo, a força de arraste vai se aproximando em magnitude da força centrífuga, e o destino da partícula passa a depender das variações na força de arraste causadas pelo movimento turbulento do gás. Song *et al* (2016) evidenciaram em seu trabalho que abaixo de um tamanho crítico, a força de arraste cresce abruptamente, se tornando significativamente maior que a centrífuga. Os autores verificaram ainda que o raio com o qual as partículas orbitam no interior do ciclone está relacionado com o diâmetro das partículas, sendo que as maiores orbitam mais próximas à parede, enquanto as menores ficam mais próximas ao centro, sendo eventualmente carreadas pelo overflow.

Outro ponto relevante para separação das partículas no ciclone é a região do duto através da qual a partícula entra no equipamento. Utilizando técnicas de simulação computacional Wang *et al* (2006) observaram que, em um ciclone com entrada retangular, partículas que entram pela região superior do duto estão mais propensas a escapar pelo "vortex finder" em um curto circuito, ou a se aglomerar no teto do ciclone. Partículas entrando pela região central e inferior tem maior probabilidade de serem coletadas. Também foi possível confirmar que as partículas que entram mais próximas à parede são coletadas mais rapidamente. Utilizando ciclones transparentes, os autores verificaram experimentalmente que a região de entrada da partícula influencia o ângulo de descida pela parede, sendo que partículas da região superior do duto de alimentação possuem menor ângulo, e por isso menor probabilidade de serem coletadas.

2.2.3. Dimensionamento de Ciclones

No dimensionamento de um ciclone, dois parâmetros são críticos para avaliação de sua performance: a perda de carga e a eficiência de separação. Isso porque esses parâmetros estão ligados respectivamente à eficiência econômica e à efetividade na operação de separação do equipamento. Neste sentido, perda de carga, eficiência total, eficiência granulométrica e diâmetro de corte se tornam fatores importantes para o projeto. Esses

parâmetros, juntamente com números adimensionais como “Euler” e “Stokes 50”, permitem o dimensionamento de um ciclone, ou de uma bateria de ciclones para uma dada corrente de processo, uma vez conhecidas suas propriedades.

2.2.3.1. Perda de Carga em Ciclones

A perda de carga em um ciclone usualmente se refere à queda de pressão total, ou seja, soma das pressões estática e dinâmica, medidas no duto de alimentação e no duto passante (“overflow”). Essa resistência ao fluxo pode ser considerada a soma de três contribuições principais à saber: Perda de carga na entrada, perda no corpo do ciclone, e perda no tubo de “overflow” (Hoffmann e Stein, 2008). A parcela da entrada é normalmente pequena, comparada às outras contribuições (Cortés e Gil, 2007). As perdas no corpo do ciclone ocorrem principalmente em função da fricção da suspensão com as paredes e pela dissipação viscosa, não sendo última dominante na queda de pressão. Uma exceção ocorre no caso de ciclones com alta carga de sólidos, quando a fricção se torna expressiva para a queda de pressão. Segundo (Hoffmann e Stein, 2008), as perdas no tubo de “overflow” são as mais significativas, podendo ser uma ordem de grandeza maior que as outras duas contribuições.

As características de resistência ao fluxo são normalmente calculadas a partir do gás limpo, sem a presença das partículas. Segundo Svarovsky (1981), a perda de carga considerando gases com certa carga de pó é normalmente menor que a obtida para gases limpos, fato atribuído à supressão da turbulência pelas partículas. Correlações empíricas para o efeito da concentração de partículas na perda de carga podem ser obtidas em Cremasco (2014).

2.2.3.2. Eficiência Total ou Global de Separação

No contexto de processos industriais, normalmente estamos interessados na eficiência total de separação do ciclone. Trata-se da maneira mais simples e direta de medir a

eficiência, já que relaciona a massa total de sólidos coletados com a massa de sólidos na alimentação.

$$E_T = \frac{W_{S_C}}{W_S} \tag{2.18}$$

Em que E_T é a eficiência total de separação, W_{SC} é a vazão mássica de sólidos coletados no "underflow" e W_S é a vazão mássica de sólidos na alimentação.

Para uma dada concentração de sólidos constante na alimentação, a eficiência total varia com a vazão conforme mostrado na Figura 10. O aumento na vazão de entrada acarreta em um aumento na eficiência total de coleta até um ponto máximo, a partir do qual ela passa a diminuir. De acordo com Svarovsky (1981), a curva teórica deveria prever o aumento contínuo da eficiência, já que maiores velocidades decorrentes de maior vazão acarretam em aumento na intensidade do campo centrífugo. No entanto, o aumento da turbulência em maiores vazões acarreta na reentrada de partículas, fazendo com que a eficiência caia rapidamente.

Observa-se também o aumento da perda de carga ocasionado pelo aumento da vazão. Desta maneira, é conveniente estabelecer uma faixa de vazão onde altas eficiências são atingidas a uma perda de carga razoável (Svarovsky, 1981).

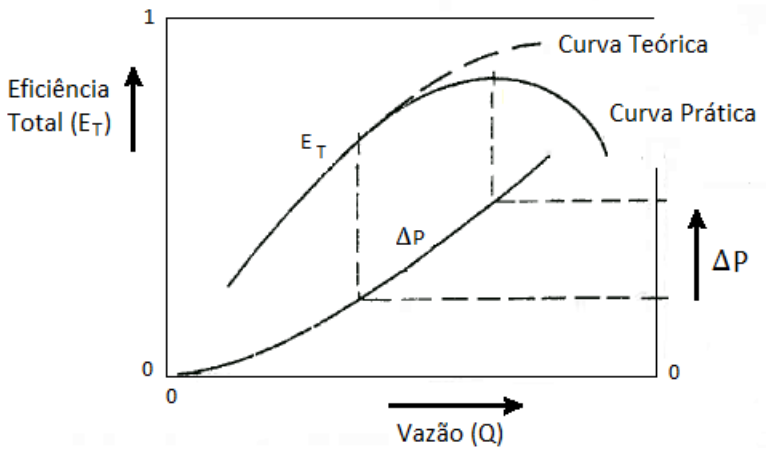

Figura 10: Variação da eficiência total de separação e da perda de carga em função da vazão. Adaptado de Svarovsky (1981).

2.2.3.3. Eficiência de Separação Granulométrica

A eficiência total de separação nos fornece a porcentagem mássica da fase sólida da corrente de entrada que é coletada no "underflow". No entanto, não fornece qualquer informação acerca da capacidade de separação em função do tamanho das partículas (Hoffmann e Stein, 2008). Para tal, trabalha-se com a eficiência de separação granulométrica (*G*), definida como a fração (ou percentagem) das partículas de determinado diâmetro alimentadas que será coletada pelo ciclone, conforme mostrado na equação 2.19 a seguir.

$$G_d = \frac{W_{S_C}(d)}{W_S(d)} \tag{2.19}$$

Sendo G_d a eficiência de separação granulométrica de partículas de diâmetro "d", $W_{SC}(d)$, a vazão mássica de sólidos de diâmetro "d" coletados e $W_S(d)$, a vazão mássica de sólidos de diâmetro "d" na alimentação.

A equação apresentada em Peçanha (2014) para a eficiência granulométrica de separação foi determinada por Shepherd e Lapple (1939, 1940) a partir de resultados empíricos. Obtida originalmente para ciclones da família Lapple, ela é frequentemente generalizada para outras famílias.

$$G_d = \frac{\left(\frac{d}{d_{50}}\right)^2}{1 + \left(\frac{d}{d_{50}}\right)^2} \tag{2.20}$$

A equação 2.20 apresenta outro parâmetro relevante para a avaliação dos ciclones. Trata-se do diâmetro de corte (d_{50}), definido como o tamanho de partícula que terá eficiência de separação de 50%. Logo, mais da metade das partículas de dado diâmetro menor que o diâmetro de corte é perdida pelo "overflow". Da mesma maneira, as partículas maiores são preferencialmente (mais de 50% delas) coletadas no "underflow". Essas curvas são determinadas experimentalmente para os diferentes tipos de ciclone e apresentam formato semelhante ao mostrado na Figura 11:

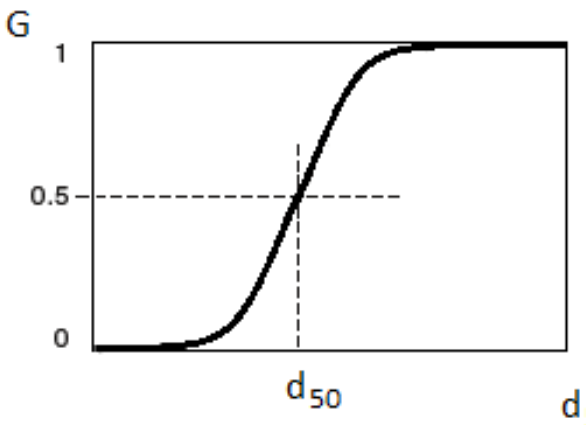

Figura 11: Curva de eficiência granulométrica típica de um ciclone.

A eficiência total de coleta se relaciona com a eficiência de separação granulométrica por meio da equação 2.21:

$$E_T = \int_0^1 G dy \tag{2.21}$$

Desta maneira, conhecida a distribuição de tamanhos da corrente de alimentação do ciclone pode-se determinar o diâmetro de corte como função da eficiência total requerida.

2.2.3.4. Números Adimensionais

Dois adimensionais são de grande relevância para o dimensionamento de ciclones: o número de Euler (Eu) e o número de Stokes (Stk). O número de Euler estabelece a proporcionalidade entre a perda de carga no ciclone (Δp) e o quadrado da vazão volumétrica, conforme equações 2.22 e 2.23:

$$Eu = \frac{\Delta p}{\frac{1}{2}\rho\langle v_z\rangle^2} \tag{2.22}$$

Onde $\langle v_z \rangle$ é a velocidade axial média e pode ser expressa por uma razão entre a vazão volumétrica (Q) e a área da secção cônica do ciclone:

$$\langle v_z \rangle = \frac{Q}{\pi \frac{{D_c}^2}{4}} \tag{2.23}$$

Observa-se que o número de Euler é constante para ciclones com proporções similares, ou seja, ciclones da mesma família, independente do diâmetro D_c (Svarovsky, 1981). Assim, uma vez estabelecida a família, a perda de carga passa a ser função apenas da velocidade axial definida.

O número de Stokes é definido pela equação 2.24. Uma vez determinada a eficiência mínima requerida, bem como a caracterização da corrente de alimentação, esse adimensional permite o cálculo do diâmetro do ciclone (D_c).

$$Stk_{50} = \frac{2(\rho_p - \rho) Q d_{50}^2}{9\pi D_c^3 \mu} \tag{2.24}$$

Assim como o número de Euler, o número de Stokes é constante para uma família de ciclones. Valores característicos para as famílias Lapple e Stairmand H.E. são mostrados na Tabela 2.

Tabela 2: Números adimensionais para as famílias de ciclones

	Ciclone	
	Lapple	Stairmand H. E.
Eu	316	324
Stk_{50}	$6{,}33 \times 10^{-4}$	$1{,}19 \times 10^{-4}$

Fonte: Svarovsky (1981)

Diversos esforços são feitos por pesquisadores no sentido de otimizar as proporções geométricas dos ciclones visando ganhos de performance, que na maioria das vezes estão relacionados com aumento da eficiência de separação e redução da perda de carga. Com

esta finalidade, Sun *et al* (2017) partiram de um planejamento fatorial fracionado ("screening design") para avaliar a influência de dez fatores geométricos. Eles constataram que o diâmetro do vortex finder e as dimensões do duto de alimentação (largura e altura) tinham efeito significativo nas variáveis resposta. Esses três fatores foram otimizados obtendo-se redução de 20% na perda de carga e aumento de 24% na eficiência total de separação, quando comparado à performance de um ciclone Stairmand. Utilizando simulação computacional, verificou-se a redução no pico de velocidade tangencial e o aumento nas velocidades tangencial e axial na região próxima à parede, o que, segundo os autores, explica as melhorias de performance obtidas.

Elsayed e Lacor (2010) utilizaram a metodologia de superfície de resposta buscando redução da perda de carga no equipamento. Os autores observaram que o diâmetro do tubo de "overflow", largura e altura do duto de alimentação eram, nesta ordem, os parâmetros geométricos que mais afetavam a perda de carga, que foi 50% menor para a geometria otimizada, quando comparada com um ciclone da família Stairmand.

Os mesmos autores (Elsayed e Lacor, 2011) utilizaram CFD para verificar a influência das dimensões do duto de entrada no padrão de escoamento e na performance de um ciclone. O trabalho mostrou que o efeito mais significativo se dá na velocidade tangencial, que tem seu valor máximo reduzido com o aumento área de sessão transversal do duto. Com isso a perda de carga diminui e a eficiência de coleta é reduzida. Por fim, os autores concluem que o impacto da largura (B_c) é maior que o da altura (H_c) nas variáveis de resposta.

Elsayed e Lacor (2013) observaram influência das dimensões do "vortex finder" (diâmetro e comprimento) no escoamento no interior de um ciclone. Eles verificaram que a redução de 40% no diâmetro do tubo de "overflow" implica em um aumento de 25% na velocidade tangencial máxima. O perfil de velocidade axial migra gradativamente de "W" invertido para "V" invertido, acompanhado de um aumento de 73% em seu valor máximo. Os autores observaram ainda um aumento de 175% na perda de carga (número de Euler) e melhora na eficiência de coleta (50% de redução no número de Stokes). Os efeitos do comprimento do "vortex finder" nas velocidades e pressão foram bem pequenos.

2.3. Fluidodinâmica Computacional (CFD)

A fluidodinâmica computacional está relacionada com a análise de sistemas envolvendo fenômenos de transporte, como transferência de massa, energia e movimento, por meio de simulações computacionais. O desenvolvimento de "hardware" com alta capacidade computacional tornou possível a utilização dessa técnica em diversos problemas de engenharia (Versteeg e Malalasekera, 2007). A aplicação de CFD a processos industriais tem sido cada vez mais utilizada para a previsão de variáveis como velocidade, pressão, temperatura, concentração de espécies químicas, etc., no domínio do sistema ou equipamento em análise. Exemplos do uso de CFD neste contexto podem ser encontrados na literatura: Pawar e Sunnapwar (2014) estudaram a transferência de calor em trocador do tipo serpentina helicoidal para diversos fluidos em diferentes regimes de escoamento, Du *et al* (2017) propuseram uma modificação no sistema de combustão de uma caldeira a carvão para redução das emissões de NOx, Vandewalle *et al* (2017) estudaram a formação de coque em serpentinas de reatores de craqueamento a vapor.

O uso de CFD em projetos de engenharia apresenta vantagens em relação aos procedimentos experimentais normalmente adotados, podendo-se citar a redução do tempo e do custo na obtenção de dados, a possibilidade de estudar sistemas em condições de risco (como cenários de acidentes, explosões ou emissão de poluentes) e o grande nível de detalhamento dos resultados. Além disso, as simulações computacionais podem ser feitas considerando as dimensões reais do fluxo, eliminando problemas relacionados a "scale-up".

Segundo Versteeg e Malalasekera (2007), a abordagem de um problema utilizando CFD se dá em três etapas, a saber: pré-processamento, solução e pós-processamento. No pré-processamento são gerados o domínio do problema por meio de sua geometria e a discretização do mesmo pela confecção da malha. Também são especificadas as propriedades dos componentes do sistema, bem como os fenômenos físicos e químicos atuantes, as equações que os descrevem, e suas condições iniciais e de contorno.

Na etapa de solução, ocorre a integração das equações diferenciais que governam o sistema nos volumes de controle que compõem o domínio. Na sequência, é feita a discretização dessas equações integrais, resultando em um sistema de equações

algébricas. Por fim, esse sistema é resolvido por um método iterativo (Versteeg e Malalasekera, 2007).

A etapa de pós processamento trata essencialmente da visualização dos dados obtidos, que pode ser feita por meio de gráficos e perfis em 2D e 3D, superfícies de contorno, vetores, animações, dentre outros.

Os principais aspectos da solução de um problema em CFD serão abordados em maiores detalhes nas seções subsequentes.

2.3.1. Geometria e Malha

A geometria de um problema define a região espacial na qual os fenômenos serão avaliados. A malha é a representação discretizada deste domínio geométrico. Ela o divide em um número finito de elementos, nos quais as propriedades de interesse deverão ser calculadas. Usualmente, as variáveis são alocadas em um ponto situado no centro do volume de controle, em arranjo conhecido como co-localizado. A Figura 12 apresenta um elemento de malha em 2D, seu ponto central P, seus nós, e os pontos centrais dos elementos vizinhos.

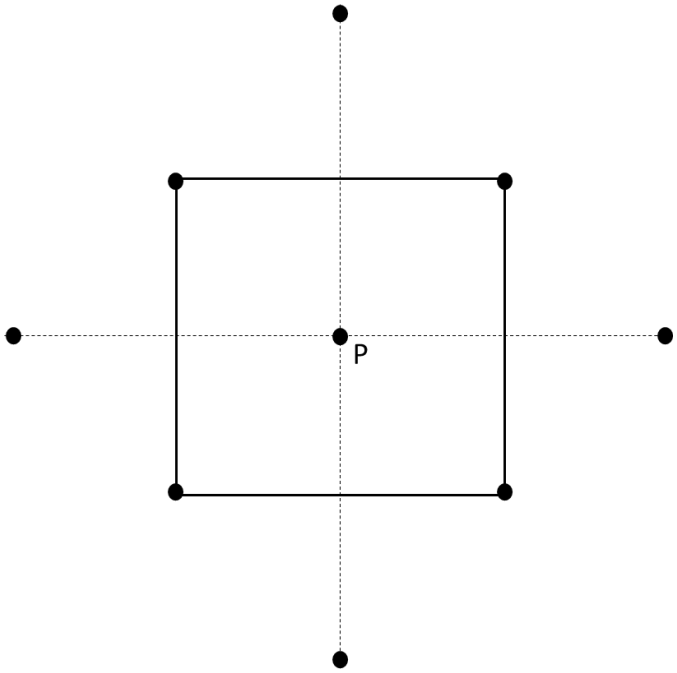

Figura 12: Elemento de malha em 2D.

Os requisitos para uma malha adequada são apresentados por Blazek (2001). Este autor afirma que não deve haver qualquer espaço da geometria não preenchido por elementos de malha, mas da mesma maneira os elementos não devem se sobrepor. Adicionalmente, a malha deve ser suave, ou seja, não deve haver modificação abrupta no volume dos elementos, nem um alongamento exagerado ou torção dos mesmos. Em outras palavras, os elementos devem ser os mais regulares possíveis, visando à redução de erros numéricos. Empregam-se frequentemente dois tipos de malhas (Blazek, 2001; Ferziger e Péric, 2002):

- **Malhas estruturadas:**

São construídas de forma que as linhas de grade de uma mesma "família" não se cruzam, e cruzam cada linha das outras "famílias" apenas uma vez, gerando elementos ordenados e com número fixo de vizinhos, que podem ser numerados consecutivamente. Assim, a posição de cada ponto da malha (vértice ou nó) é identificada por um conjunto de índices (i,j,k), e seus vizinhos diferem dele pelo acréscimo ou subtração de uma unidade no índice correspondente. Segundo Blazek (2001), essa característica facilita muito a avaliação de gradientes e fluxos, bem como o tratamento das condições de contorno, permitindo a aplicação de algoritmos de solução mais rápidos e eficientes.

A principal desvantagem das malhas estruturadas está na dificuldade de aplicação em geometrias complexas. Além disso, não se consegue controlar a distribuição de pontos: Alta concentração de pontos em uma região por necessidade de acurácia produz refino desnecessário em outras regiões do domínio, gerando desperdício de recursos computacionais (Ferziger e Péric, 2002).

Os elementos das malhas estruturadas são quadriláteros em geometrias 2D e hexaedros em geometrias 3D.

- **Malhas não-estruturadas:**

Seus elementos e pontos não possuem qualquer ordenamento, de maneira que os elementos vizinhos não podem ser diretamente identificados por seus índices. Seus

elementos podem ser de qualquer formato e não existe restrição quanto ao número de vizinhos.

As vantagens desse tipo de malha estão na flexibilidade para o tratamento de geometrias complexas e no fato de poderem ser facilmente refinadas em regiões específicas. São geradas automaticamente na maior parte dos pacotes comerciais de CFD. De acordo com Blazek (2001), as desvantagens incluem a necessidade de empregar estruturas de dados sofisticadas que trabalham com endereçamento indireto, o que, dependendo do "hardware", pode levar a menor eficiência computacional. Também requer mais capacidade de memória, quando comparada aos esquemas estruturados.

Os elementos das malhas não-estruturadas são usualmente triângulos em geometrias 2D e tetraedros em geometrias 3D. Quando são também utilizados elementos quadriláteros ou hexaédricos, as malhas passam a ser denominadas híbridas. A Figura 13 exemplifica os dois tipos de malhas apresentados acima.

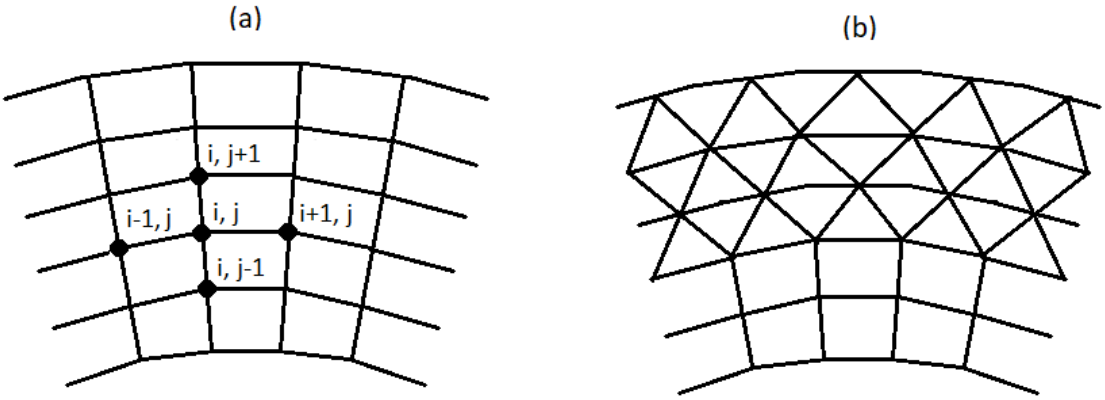

Figura 13: Malhas estruturada (a) e não-estruturada hibrida (b) em duas dimensões. Adaptado de Blazek (2001)

2.3.2. Método dos Volumes Finitos

As equações de conservação apresentadas no item 2.1.1 deste texto podem ser escritas de maneira genérica, como função de uma variável ϕ:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla.(\rho\phi\mathbf{v}) = \nabla.(\Gamma\nabla\phi) + S_\phi \tag{2.25}$$

A equação 2.25 é conhecida como equação de transporte da propriedade ϕ. Nela, tem-se o primeiro termo como a taxa de variação temporal da propriedade no elemento fluido, o segundo termo está associado ao transporte por convecção, o terceiro termo à difusão e o quarto é o termo fonte.

Para a maior parte dos casos de interesse prático, a equação 2.25 não possui solução analítica. Neste contexto, surge a necessidade de desenvolvimento de métodos numéricos, que permitirão a obtenção do perfil de distribuição da variável ϕ a partir da solução em um número finito de pontos, por meio de um procedimento de discretização da equação diferencial. As técnicas mais comumente utilizadas para este fim são: Diferenças Finitas, Volumes Finitos e Elementos Finitos (Ferziger e Péric, 2002). Neste trabalho, será apresentado o método dos volumes finitos, já que ele está inserido nos principais códigos comerciais de CFD (Versteeg e Malalasekera, 2007), como no FLUENT, da Ansys, que é o "solver" que será empregado neste trabalho.

O método dos volumes finitos se dá a partir da integração da equação de transporte no volume de controle (VC), conforme segue:

$$\int_{VC} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_{VC} \nabla.(\rho\phi\mathbf{v})\, dV = \int_{VC} \nabla.(\Gamma\nabla\phi)\, dV + \int_{VC} S_\phi\, dV \tag{2.26}$$

As integrais de volume dos termos convectivo e difusivo podem ser reescritas como integrais de superfície (S), fazendo uso do teorema da divergência de Gauss:

$$\int_{VC} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV + \int_{S} \mathbf{n}.(\rho\phi\mathbf{v})\, dS = \int_{S} \mathbf{n}.(\Gamma\nabla\phi)\, dS + \int_{VC} S_\phi\, dV \tag{2.27}$$

A interpretação física de **n.v** é a componente do vetor velocidade (**v**) na direção do vetor **n** normal à superfície do elemento dS. Desta maneira, o termo $\mathbf{n}.(\rho\mathbf{v})$ corresponde ao fluxo mássico através da superfície, que quando integrado em toda a superfície do volume de controle expressa a taxa mássica. O termo $\mathbf{n}.(\Gamma\nabla\phi)$ indica o fluxo difusivo da propriedade ϕ na direção do vetor normal à superfície. O passo seguinte é a integração da equação no tempo, resultando na equação 2.28, a forma mais geral da equação de transporte integrada.

$$\int_{\Delta t} \frac{\partial}{\partial t}\left(\int_{VC} \rho\phi dV\right) dt + \int_{\Delta t}\int_{S} \mathbf{n}.(\rho\phi\mathbf{v})\, dS\, dt = \int_{\Delta t}\int_{S} \mathbf{n}.(\Gamma\nabla\phi)\, dS\, dt + \int_{\Delta t}\int_{VC} S_{\phi}\, dV\, dt \tag{2.28}$$

A solução da equação acima se dá por meio da discretização, que deve ser aplicada tanto no espaço físico quanto no espaço temporal, para conversão da equação integro-diferencial em um sistema de equações algébricas. Em relação às coordenadas espaciais, os termos difusivo e convectivo podem ser discretizados conforme mostrado abaixo:

- Termo difusivo:

$$\int_{S} \mathbf{n}.(\Gamma\nabla\phi)\, dS = \sum_{f} \mathbf{S}.\Gamma_f \nabla\phi_f \tag{2.29}$$

- Termo convectivo:

$$\int_{S} \mathbf{n}.(\rho\phi\mathbf{v})\, dS = \sum_{f} \mathbf{S}.(\rho\mathbf{v})_f \phi_f \tag{2.30}$$

Onde S é a área da face do volume de controle.

Nas equações 2.29 e 2.30 o índice *f* se refere à cada uma das faces do volume de controle, indicando que as propriedades são avaliadas nestas faces. Isto gera a necessidade de uso de métodos de interpolação para obtenção dos valores nas faces como função dos valores

nos pontos situados no centro do volume de controle, de maneira que as equações algébricas resultantes sejam resolvidas para estes pontos centrais.

Ainda em relação às coordenadas espaciais, é importante tratar o termo fonte. Patankar (1980) afirma que este termo é normalmente função da variável dependente ϕ, na forma de uma relação linear. Isso porque as técnicas utilizadas na solução das equações são, em sua maioria, para sistemas algébricos lineares. A forma comumente empregada para a discretização do termo fonte é mostrada abaixo (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007):

$$\int_{VC} S_{\phi}\, dV = \bar{S}\Delta V \tag{2.31}$$

Onde ΔV é o volume e $\bar{S}$ é o valor médio da fonte no volume de controle.

Vários esquemas de interpolação, com suas aplicações, vantagens e limitações são apresentados em detalhes na literatura: Diferenças Centrais, “Upwind”, Hibrido, “Power Law”, QUICK, TVD (Total Variation Dimishing) (Patankar, 1980; Versteeg e Malalasekera, 2007; Ferziger e Péric, 2002).

Versteeg e Malalasekera (2007) apresentam um conjunto de propriedades que permitem avaliar a adequação de cada esquema ao problema em questão. A primeira delas impõe a conservação da quantidade transportada ϕ, estabelecendo que o fluxo de ϕ que deixa um volume de controle por uma face deve ser igual ao fluxo de ϕ que entra no volume de controle adjacente pela mesma face. Para isso, a expressão que determina o fluxo em questão deve ser a mesma para os dois volumes de controle. A segunda propriedade estabelece que, na falta de fontes internas, os valores da quantidade ϕ nos pontos centrais internos devem ser limitados pelos valores das condições de contorno. Isso é atingido quando o esquema de discretização produz uma matriz de coeficientes que é diagonalmente dominante. Por fim é abordada a propriedade de que o método deve ser capaz de identificar a relação entre a direção do escoamento e os pontos que influenciam na propriedade ϕ de cada nó.

Concluído o tratamento da equação de transporte em relação às coordenadas espaciais, é necessário proceder à integração no tempo. Faz-se aqui a consideração de que o volume

de controle é constante no tempo. Rearranjando a forma semi-discretizada da equação de transporte tem-se:

$$\int_{\Delta t} \frac{\partial}{\partial t}\left(\int_{VC} \rho\phi dV\right) dt = -\int_{\Delta t} \sum_{\boldsymbol{f}} \mathbf{S}.(\rho\mathbf{v})_f \phi_f \, dt + \int_{\Delta t} \sum_{\boldsymbol{f}} \mathbf{S}.\Gamma_f \nabla\phi_f \, dt + \int_{\Delta t} \bar{S}\Delta V \, dt \tag{2.32}$$

A discretização temporal da equação acima pode ser obtida com as relações mostradas por Versteeg e Malalasekera (2007). O termo transiente pode ser aproximado pela equação 2.33:

$$\int_{\Delta t} \frac{\partial}{\partial t}\left(\int_{VC} \rho\phi dV\right) dt = (\rho_P \phi_\mathrm{P} - \rho_P^0 \phi_\mathrm{P}^0)\Delta V \tag{2.33}$$

O índice “0” sobrescrito indica a propriedade avaliada no passo de tempo imediatamente anterior (*t*), e, na ausência de sobrescrito, a propriedade está sendo avaliada no passo de tempo atual ($t + \Delta t$).

Para avaliação dos termos convectivo, difusivo e fonte, é necessário definir a variação da propriedade ϕ com o tempo, que pode ser aproximada conforme mostrado abaixo:

$$\int_{\Delta t} \phi_\mathrm{P} \, dt = [\theta\phi_\mathrm{P} + (1-\theta)\phi_\mathrm{P}^0]\Delta t \tag{2.34}$$

Onde Θ é um fator de ponderação entre o parâmetro no passo de tempo atual e no passo de tempo anterior, podendo variar entre 0 e 1. Empregando as relações 2.33 e 2.34, chega-se a forma final da equação de transporte discretizada.

$$\frac{(\rho_P \phi_P - \rho_P^0 \phi_P^0)}{\Delta t} \Delta V$$

$$= -\theta \left[\sum_f \mathbf{S}.(\rho \mathbf{v})_f \phi_f \right] - (1-\theta) \left[\sum_f \mathbf{S}.(\rho \mathbf{v})_f \phi_f^0 \right]$$

$$+ \ \theta \left[\sum_f \mathbf{S}.\Gamma_f \nabla \phi_f \right] + (1-\theta) \left[\sum_f \mathbf{S}.\Gamma_f \nabla \phi_f^0 \right] + S_c \Delta V \tag{2.35}$$

$$+ \theta S_P \phi_P \Delta V + (1-\theta) S_P \phi_P^0 \Delta V$$

O valor empregado para Θ depende do esquema adotado. Quando Θ é zero, a propriedade no passo de tempo atual é avaliada somente com base nos valores do passo de tempo anterior, e a formulação é dita explicita. Nos esquemas com Θ maior que zero, as propriedades no passo de tempo atual são usadas e a formulação é dita implícita. Dois casos de formulação implícita são destacados: quando Θ é igual a 1 a formulação é dita totalmente implícita, e quando Θ igual a 0,5 tem-se o esquema de Crank-Nicolson.

Patankar (1980) e Versteeg e Malalasekera, (2007) discutem os esquemas citados acima ponderando que o método explícito, apesar de em princípio exigir menor esforço computacional, por se tratar de computação direta, pode ser muito custoso quando se busca acurácia espacial, já que necessita que o passo de tempo seja reduzido proporcionalmente ao quadrado de Δx. Os métodos implícitos têm maior demanda computacional, já que resolvem um sistema de equações a cada passo de tempo. Crank-Nicolson é mais acurado, no entanto mais restritivo em relação ao passo de tempo. A formulação totalmente implícita é incondicionalmente estável e mais robusta, no entanto possui menor precisão.

Finalmente, o sistema de equações gerado na discretização da equação de transporte pode ser escrito na forma matricial:

$$[\mathrm{A}][\phi] = [\mathrm{b}] \tag{2.36}$$

Em que [A] representa a matriz de coeficientes, [ϕ] a matriz de propriedades que se deseja obter e [b] é a matriz de constantes.

2.3.3. Acoplamento Pressão-Velocidade

Da maneira como são derivadas as equações de conservação para o estudo dos fenômenos de transporte, a equação da continuidade (2.1) possui um termo de derivada temporal da densidade. Segundo Blazek (2001), uma vez que densidade, como uma variável independente, é usada para o cálculo da pressão, existe uma relação entre a evolução temporal da densidade e a pressão na equação do movimento (2.3).

Ocorre que para escoamentos incompressíveis a densidade é constante, não estando mais relacionada com a pressão no fluido. Neste caso, o acoplamento entre pressão e velocidade introduz uma restrição na solução do campo de escoamento: se o campo de pressão correto é aplicado nas equações de momento, o campo de velocidade resultante deve satisfazer a continuidade (Versteeg e Malalasekera, 2007).

Uma abordagem comum é introduzir uma correção à velocidade e pressão de modo a relacionar esses termos e garantir que a equação da continuidade seja satisfeita. Essa metodologia resolve o sistema de equações para cada variável, encontrando o valor da mesma para todas as células, de forma sequencial e, por isso, é chamado de segregado. Os algoritmos segregados se diferem basicamente pelas expressões utilizadas para correção da velocidade e pressão, podendo-se citar o SIMPLE e PISO como alguns dos mais empregados em CFD.

Alternativamente, há o procedimento acoplado em que todas as variáveis são calculadas de forma acoplada para cada célula, uma de cada vez. Nesse caso, não se usa métodos de correção de pressão. Esses algoritmos requerem mais espaço (de memória computacional) para armazenamento e são normalmente recomendados para escoamentos compressíveis com altos números de Mach e para escoamentos multifásicos e é o que foi utilizado no presente trabalho.

2.3.4. Solução dos Sistemas Algébricos

A etapa final do processo de solução numérica consiste em resolver o sistema de equações algébricas gerado na etapa de discretização, para obtenção dos valores da variável de

interesse ϕ. Os métodos de solução podem ser diretos ou iterativos. De acordo com (Ferziger e Péric, 2002), a escolha do método depende do tipo de malha e do número de nós envolvidos.

Nos métodos diretos, a solução exata é obtida por um número finito de operações. A grande limitação deste tipo de método está na quantidade de operações a serem executadas. Para um sistema de "n" equações, o número de operações é da ordem de "n^3" (Versteeg e Malalasekera, 2007), o que inviabiliza seu uso para sistemas grandes, pelo custo computacional associado. Exemplos de métodos diretos são Eliminação Gaussiana e TDMA.

Métodos iterativos são baseados na aplicação repetida de algoritmos relativamente simples que levam a convergência após um número de repetições, de acordo com a tolerância estabelecida. Versteeg e Malalasekera (2007) destacam que a principal vantagem da solução iterativa é que apenas coeficientes diferentes de zero precisam ser armazenados na memória.

São exemplos de métodos iterativos para solução de sistemas lineares: Gauss-Seidel, Jacobi, Gradientes Conjugados e Multigrid.

2.3.5. Turbulência

A turbulência decorre de instabilidades no escoamento que promovem movimento não linear dos elementos fluidos. Schiestel (2008) cita algumas propriedades dos escoamentos turbulentos. Segundo este autor, eles são essencialmente irregulares, de maneira que quantidades físicas como pressão e velocidade parecem variar de maneira aleatória. São ainda rotacionais, tridimensionais, altamente difusivos (com maior transferência de propriedades como massa, movimento e energia) e dissipativos, além de intrinsicamente transientes.

A turbulência é caracterizada por um espectro de diferentes escalas de comprimento (tamanhos de turbilhões), sendo os maiores da ordem de grandeza da geometria do escoamento e os menores limitados pela dissipação viscosa da energia. Conforme observado por Tennekes e Lumley (1972), mesmo as menores escalas turbulentas são

ainda muito maiores que as escalas moleculares de maneira que a turbulência pode ser adequadamente descrita pela mecânica do contínuo.

Devido ao caráter dissipativo da turbulência, sua manutenção depende da obtenção de energia do meio, sendo a fonte mais comum o escoamento médio (Tennekes e Lumley 1972). Klein (2012) faz referência ao conceito de "cascata de energia", onde os grandes turbilhões extraem energia do escoamento médio, e então a transferem aos turbilhões menores e assim sucessivamente, até que os menores turbilhões do escoamento têm sua energia dissipada em energia interna por ação das forças viscosas.

O escoamento pode ser avaliado pelo número de Reynolds, que fornece uma razão entre os efeitos convectivos e difusivos. Escoamentos turbulentos normalmente ocorrem em altos números de Reynolds, quando os efeitos convectivos, não lineares, são dominantes.

2.3.5.1. Modelagem da Turbulência

Em função da complexidade matemática associada à descrição da turbulência, ainda não existe um tratamento teórico completo para o fenômeno, com solução geral desenvolvida. Desta forma, são utilizados modelos capazes de fornecer soluções aproximadas. A abordagem comumente utilizada para a descrição da turbulência parte da decomposição das variáveis instantâneas ($\hat{F}$) das equações da continuidade e de Navier-Stokes em uma componente média (F) e uma componente flutuante (f), conforme mostrado abaixo.

$$\hat{F} = F + f \tag{2.37}$$

Posteriormente, aplica-se a média temporal nas equações da continuidade e movimento obtendo-se as equações 2.38 e 2.39, respectivamente, aqui apresentadas em notação indicial. Os detalhes da obtenção destas equações podem ser verificados em Wilcox (1994).

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \tag{2.38}$$

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\nu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \overline{u_\iota u_j}\right) \tag{2.39}$$

Em que ν é a viscosidade cinemática, definida como a razão entre a viscosidade dinâmica (μ) e a massa específica (ρ).

Observa-se que a equação derivada da equação da Continuidade (2.38) permanece idêntica à original, apenas sendo substituída a velocidade instantânea ($\widehat{U_\iota}$) por sua componente média (U_i). Já a equação 2.39, conhecida como RANS ("Reynolds Averaged Navier Stokes"), além da substituição das variáveis instantâneas por suas componentes médias, apresenta um termo a mais quando comparada com a equação original. O termo $\overline{u_\iota u_j}$ se origina da não linearidade do termo convectivo da equação de Navier Stokes e, quando multiplicado pela densidade, dá origem ao tensor de Reynolds.

$$\tau_{ij}^t = \rho\overline{u_\iota u_j} = \rho \begin{bmatrix} \overline{u^2} & \overline{uv} & \overline{uw} \\ \overline{vu} & \overline{v^2} & \overline{vw} \\ \overline{wu} & \overline{wv} & \overline{w^2} \end{bmatrix} \tag{2.40}$$

Trata-se de um tensor simétrico, no qual $\overline{u_\iota u_j} = \overline{u_j u_\iota}$ (Wilcox 1994). Desta forma, a abordagem da turbulência por meio das médias temporais introduz seis novas variáveis ao problema que, somadas às quatro originais (pressão e as três componentes do vetor velocidade) totalizam 10 incógnitas. Ocorre que estão estabelecidas apenas quatro equações (Continuidade e Navier-Stokes para cada componente da velocidade), dando origem o problema do fechamento, já que há mais incógnitas que equações. Surge então a necessidade de estimar o tensor de Reynolds.

Uma maneira amplamente empregada para o fechamento do sistema descrito anteriormente foi desenvolvida por Boussinesq (1877). Nela, a modelagem do tensor de Reynolds é feita utilizando-se o conceito de viscosidade turbulenta, em uma analogia à lei da viscosidade de Newton. Ressalta-se, no entanto, que a viscosidade turbulenta, diferentemente da viscosidade dinâmica, é uma característica do escoamento, e não do fluido.

$$\overline{u_i u_j} = -\nu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} k \delta_{ij} \tag{2.41}$$

$$k = \frac{\overline{u^2} + \overline{v^2} + \overline{w^2}}{2} \tag{2.42}$$

Em que ν_t é a viscosidade turbulenta e k é a energia cinética turbulenta.

Observa-se, pelas equações 2.41 e 2.42, que a hipótese de Boussinesq simplifica o problema do fechamento, já que as seis incógnitas adicionadas pelo tensor de Reynolds podem ser obtidas com a modelagem de um único parâmetro: a viscosidade turbulenta. Esta, por sua vez, deve ser modelada em função de quantidades turbulentas que representem uma escala de velocidade e uma escala de comprimento ou tempo. Essas quantidades podem ser calculadas por expressões empíricas algébricas ou por equações diferenciais.

Por definição, um modelo a "n" equações requer a solução de "n" equações diferenciais de transporte adicionais, além das equações de conservação de massa, momento e energia, para justamente calcular as quantidades turbulentas necessárias para o cálculo da viscosidade turbulenta (Wilcox 1994). Assim, são comuns modelos de zero, uma ou duas equações. Vale citar, como exemplo de modelo de duas equações, o modelo k-ε, que propõe o uso de 2 equações de transporte: uma para a energia cinética turbulenta (k) e outra para a taxa de dissipação viscosa de energia cinética turbulenta (ε). Este modelo, por sua simplicidade, é amplamente utilizado em estudos de fluidodinâmica para sistemas nos quais as implicações do uso do conceito de viscosidade turbulenta linear podem ser consideradas razoáveis.

Os modelos baseados em viscosidade turbulenta linear, apesar da vantagem da simplicidade, possuem algumas restrições intrínsecas que os impedem de ser usados em determinados escoamentos. Pope (2000) enumera alguns desses escoamentos, como os que apresentam linhas de fluxo curvas, os altamente rotacionais e aqueles que se desenvolvem em dutos não circulares. Para estes escoamentos utilizam-se comumente os modelos dos tensores de Reynolds.

2.3.5.1.1. Modelos dos Tensores de Reynolds

Os Modelos dos Tensores de Reynolds (RSM – Reynolds Stress Models) representam uma classe de modelos que se caracteriza por definir uma equação de transporte para cada componente do tensor de Reynolds, melhorando a acurácia de cálculo dos mesmos. Além dessas seis equações adicionais de transporte, ainda é necessária uma equação de transporte para uma variável associada à escala de comprimento da turbulência, como a dissipação viscosa turbulenta ε. Assim, são necessárias sete equações de transporte adicionais para a modelagem do escoamento, o que implica em maior esforço computacional quando comparado aos modelos mais simples. As equações de transporte para as componentes do tensor de Reynolds podem ser obtidas pela equação 2.43. As equações de transporte para as componentes flutuantes da velocidade, necessárias na equação 2.43, podem ser obtidas pela subtração da equação instantânea de Navier-Stokes da equação RANS:

$$\frac{D\overline{u_i u_j}}{Dt} = \overline{u_j \frac{Du_i}{Dt}} + \overline{u_i \frac{Du_j}{Dt}} \tag{2.43}$$

Aplicando-se a média temporal e com alguma manipulação algébrica, pode-se chegar à equação mostrada a seguir, com seus termos descritos em sequência:

$$\frac{D\overline{u_i u_j}}{Dt} = P_{ij} + \Phi_{ij} - \varepsilon_{ij} + d_{ijk} \tag{2.44}$$

O primeiro termo do lado direito da equação se refere à produção de energia cinética turbulenta, extraída do escoamento médio. É um termo exato, que não precisa ser modelado:

$$P_{ij} = -\left(\overline{u_i u_k}\frac{\partial U_j}{\partial x_k} + \overline{u_j u_k}\frac{\partial U_i}{\partial x_k}\right) \tag{2.45}$$

O termo Φ_{ij} é conhecido como termo de redistribuição e é geralmente modelado como a soma de quatro parcelas, sendo a primeira associada à interação entre as componentes

flutuantes da velocidade, a segunda à interação entre as componentes flutuantes e o fluido médio e as duas últimas relacionadas à reflexão da parede, conforme equação 2.47.

$$\Phi_{ij} = \overline{\frac{p}{\rho}\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)} \tag{2.46}$$

$$\Phi_{ij} \approx -C_1 \frac{\varepsilon}{k}\left(\overline{u_i u_j} - \frac{2}{3}\delta_{ij} k\right) - C_2\left(P_{ij} - \frac{2}{3}\delta_{ij} P_k\right) + \phi_{ij,w1} + \phi_{ij,w2} \tag{2.47}$$

O termo ε_{ij} é usualmente considerado isotrópico para regiões afastadas da parede e associado à dissipação da energia cinética turbulenta (ε). Isso é o que traz a necessidade de se aplicar mais uma equação de transporte, para ε, por exemplo, conforme mostrado a seguir:

$$\varepsilon_{ij} = 2\nu \overline{\frac{\partial u_i}{\partial x_k}\frac{\partial u_j}{\partial x_k}} \approx \frac{2}{3}\varepsilon\delta_{ij} \tag{2.48}$$

$$\frac{D\varepsilon}{Dt} = c_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}P_k - c_{\varepsilon 2}\frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_k}\left[\left(\nu\delta_{lk} + c_\varepsilon \frac{k}{\varepsilon}\overline{u_k u_l}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_l}\right] \tag{2.49}$$

Em que c_ε, $c_{\varepsilon 1}$ e $c_{\varepsilon 2}$ são constantes.

Por fim, o termo d_{ijk} descreve a difusão e sua expressão exata é dada pela equação 2.50. A parcela relativa à difusão viscosa ($d_{ijk\text{-}v}$) é exata, restando, portanto, apenas a modelagem da parcela de difusão turbulenta ($d_{ijk\text{-}t}$), muitas vezes adotada como na equação 2.51.

$$d_{ijk} = d_{ijk-v} + d_{ijk-t} = \frac{\partial}{\partial x_k}\left(\nu\frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_k}\right) - \frac{\partial}{\partial x_k}\left(\overline{p u_i}\delta_{jk} + \overline{p u_j}\delta_{ik} + \overline{u_i u_j u_k}\right) \tag{2.50}$$

$$d_{ijk-t} \approx \frac{\partial}{\partial x_k}\left[\left(c_s \frac{k}{\varepsilon}\overline{u_k u_l}\frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_l}\right)\right] \tag{2.51}$$

Considerando a classe de modelos de tensores de Reynolds, estão disponíveis no software de CFD Fluent os modelos de Gibson e Launder (1978) e SSG (Speziale, Sarkar e Gatski,

1991). Eles diferem entre si principalmente pela formulação do termo de redistribuição (Φ_{ij}). Enquanto no primeiro tem-se Φ_{ij} expresso como a soma de quatro termos lineares, no segundo ocorre a adição de termos quadráticos para essa caracterização.

Diversos trabalhos na literatura atestam a adequação dos modelos de tensores de Reynolds na previsão de escoamentos vorticiais: Hoekstra *et al* (1999) observaram que os modelos baseados em viscosidade turbulenta testados (k-ε e RNG- k-ε) não são capazes de descrever corretamente as componentes médias da velocidade para o escoamento rotacional verificado no interior de um ciclone. Já o modelo dos tensores de Reynolds as prediz de maneira mais adequada, estando mais próximo dos resultados obtidos experimentalmente.

Bhaskar *et al* (2007) também testaram a performance de modelos de turbulência (k-ε, RNG k-ε e Gibson e Launder (1978)) na descrição da física no interior de um hidrociclone, comparando os resultados numéricos obtidos com resultados experimentais. Avaliando a vazão de entrada e vazão no "overflow", os autores verificaram que o modelo de seis equações fornece melhor previsão para os parâmetros estudados, com erro variando entre 4 e 8% (contra a faixa de erro de 15-20% e 10-15% para os modelos k-ε e RNG- k-ε, respectivamente).

Anjos (2016) e Anjos *et al* (2016), utilizando a técnica de CFD, testaram a adequação de diversos modelos de turbulência para predição do escoamento no interior de um hidrociclone. Após confrontar os resultados numéricos com dados experimentais, o autor constatou que, dentre os modelos testados, os de seis equações são os que melhor representam o escoamento, reproduzindo adequadamente o perfil de velocidade tangencial.

Slack *et al* (2000) simularam o escoamento em um ciclone usando um modelo de seis equações e a técnica LES (Large Eddy Simulation). Essa última consiste em calcular explicitamente, pela equação de Navier-Stokes, as grandes escalas turbulentas e usar modelagem (SGS – "subgrid scale models") para as menores escalas. Na comparação dos resultados numéricos com dados experimentais obtidos por anemometria Laser-Doppler, os autores verificaram que, enquanto o modelo de seis equações descreve adequadamente o escoamento médio, LES consegue fornecer maiores detalhes acerca da oscilação periódica que ocorre no vórtice central do ciclone, sendo por isso mais precisa na

descrição das velocidades, principalmente na sessão cônica do equipamento. No entanto, essa última técnica exige malhas muito mais refinadas e maior tempo computacional.

2.4. Planejamento de Experimentos

Na avaliação de produtos e processos são empregados experimentos nos quais se aplicam alterações controladas (níveis) para as variáveis de entrada (fatores) e se observa os impactos na variável de interesse, chamada de resposta. A relação entre as variáveis de entrada e a resposta é descrita por uma função chamada de superfície de resposta. Usualmente estamos interessados em pontos de máximo ou mínimo da superfície de resposta, condição dita ótima para o processo em questão.

Ocorre que muitas vezes a variável resposta pode ser influenciada por muitos fatores, em uma ampla faixa de valores, de maneira que se torna necessário definir uma estratégia de planejamento de experimentos. Segundo Rodrigues e Iemma (2005), um bom planejamento experimental permite reduzir o número de experimentos ou repetições e melhora a qualidade da informação obtida nos resultados. Além disso, os fatores são analisados simultaneamente, podendo ser quantificados efeitos de interação. Por fim é possível calcular e avaliar o erro experimental.

Os três princípios básicos do planejamento de experimentos são replicação, aleatoriedade e blocagem (Montgomery, 2001). A replicação está relacionada com a repetição do experimento, que permite o cálculo do erro experimental, a partir do qual se pode inferir a reprodutibilidade e o nível de confiança nos dados obtidos. Além disso, a replicação permite uma estimativa mais precisa do efeito do fator no resultado. A aleatoriedade na realização dos experimentos garante resultados independentes e não tendenciosos, além de equalizar os efeitos externos que possam estar presentes. A blocagem é usada para o aumento na precisão dos experimentos e para reduzir ou eliminar a variabilidade relacionada aos ruídos.

Experimentos delineados em esquemas fatoriais são aqueles que envolvem combinações entre os níveis de dois ou mais fatores. Se todas as combinações possíveis estão presentes, o esquema fatorial é dito completo e possui a vantagem de fornecer a análise de uma variável sujeita a todas as combinações das demais. O número de experimentos

necessários na aplicação deste planejamento depende do número de fatores e do número de níveis analisados, conforme equação abaixo:

$$N = a^k \tag{2.52}$$

Em que N é o número de experimentos, a indica o número de níveis de cada fator e k é o número de fatores.

Pela equação (2.52) pode-se verificar que o número de experimentos cresce de maneira exponencial com o número de fatores, de maneira que, para um número grande de fatores, esse tipo de planejamento se torna inviável. Como alternativa tem-se a técnica de planejamento fatorial fracionado, que pode gerar informações relevantes sobre a influência dos fatores com base em um número reduzido de experimentos, determinado pela equação mostrada a seguir.

$$N = a^{(k-p)} \tag{2.53}$$

Em que p é o número de meias frações.

Neste planejamento, ao estimar o efeito principal dos fatores, estima-se na verdade o efeito de cada um deles associado aos efeitos das interações de segunda ordem e ordens superiores. Isso significa que o valor do efeito principal calculado é igual à soma do efeito principal com o efeito de uma interação entre fatores. Em situações nas quais se podem aceitar como desprezíveis os efeitos de interação de segunda ordem e superiores, o planejamento fracionado pode ser aplicado, sendo de grande utilidade nos experimentos que antecedem ao experimento final, como no caso da seleção de fatores e seus níveis ("screening design") (Rodrigues e Iemma, 2005).

A superfície de resposta é obtida pelo ajuste de modelos de regressão aos dados obtidos nos experimentos. Normalmente são gerados modelos de primeira ordem (equação 2.54) ou de segunda ordem (equação 2.55).

$$Y = \beta_0 + \sum_j \beta_j x_j + e \tag{2.54}$$

$$Y = \beta_0 + \sum_j \beta_j x_j + \sum_{i<j} \beta_{ij} x_i x_j + \sum_j \beta_{jj} {x_j}^2 + e \tag{2.55}$$

Em que Y é a resposta, ou variável independente, β são os coeficientes do modelo, x são os fatores e e é o erro.

Quando a interação entre os fatores é relevante para a resposta, o modelo quadrático deve ser preferido. Para a determinação de seus coeficientes é necessário adicionar mais pontos ao planejamento experimental. Uma prática usual é adicionar ao fatorial $2k$ pontos axiais, além de um ponto central, que, quando feito em réplicas, permite o cálculo de resíduos.

Segundo Box *et al* (2005), uma superfície de resposta de segunda ordem deve ser rotacionável. Isso significa que a variância do valor previsto para a resposta é a mesma em todos os pontos que estejam à mesma distância do centro da região analisada. Quando os níveis dos pontos axiais são definidos como $\pm\gamma$, com $\gamma=(2^k)^{1/4}$, tem-se o planejamento conhecido como Delineamento de Composto Central Rotacional (DCCR). Assim, um DCCR é composto por a^k pontos fatoriais somados a $2k$ pontos axiais e um número arbitrário de pontos centrais. A Figura 14 permite visualizar a vantagem do DCCR em relação ao planejamento completo para o caso de 2 variáveis independentes estudadas em 5 níveis.

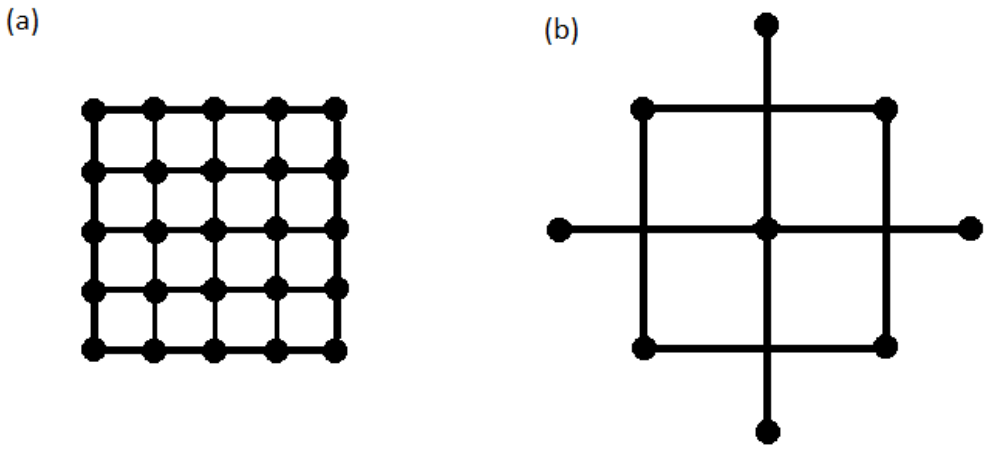

Figura 14: Comparação entre o número de experimentos em planejamento completo (a) e DCCR (b). Adaptado de Rodrigues e Iemma, (2005)

A confirmação da validade do modelo obtido no planejamento requer o emprego de ferramentas estatísticas que permitem verificar a representatividade do modelo aos dados experimentais, dentro do intervalo de confiança previamente definido. Essas ferramentas serão apresentadas resumidamente a seguir.

- **Teste de Hipóteses**

É utilizado como regra de decisão estatística acerca de determinado parâmetro de uma população. São definidas duas hipóteses complementares denominadas hipótese nula (H_0), normalmente contraria ao que a formulação propõe, e hipótese alternativa (H_1), que será aceita caso H_0 seja rejeitada.

Como o teste de hipótese é baseado em uma amostra da população, e não em sua totalidade, há sempre o risco de erro (Rodrigues e Iemma, 2005). A Tabela 3 mostra os dois tipos de erro possíveis.

Tabela 3: Tipos de erros em um teste de hipóteses

Tipo	Definição
I	Rejeitar H_0, quando H_0 é verdadeira
II	Não rejeitar H_0, quando H_0 é falsa

A probabilidade de ocorrência do erro I é conhecida como nível de significância do teste (α) e deve ser escolhida à priori. Em geral, o valor de 0,05 é bem aceito pela comunidade científica (Rodrigues e Iemma, 2005). Procede-se então ao cálculo do nível descritivo do teste ou probabilidade de significância (valor-p) e a decisão é feita em termos deste parâmetro: rejeita-se H_0 quando o valor-p é menor que α. Valores baixos de p indicam, portanto, ser pequena a chance de estarmos incorrendo em erro do tipo I.

- **Análise de Variância**

Para averiguar a adequação de um modelo de regressão, são necessários testes de hipóteses para verificar a significância estatística de cada termo do modelo proposto, bem como para verificar se de fato existe uma correlação entre os fatores (x) e a variável resposta (Y) e a adequação do modelo proposto na descrição dessa correlação.

A análise de efeitos possibilita a verificação da significância de cada termo do modelo proposto. Ela é feita a partir do cálculo do p-valor, que deve ser comparado com o nível de significância (α) estabelecido. Quando o valor-p é menor que o nível de significância o termo é dito estatisticamente significativo e não deve ser descartado.

A análise de variância (ANOVA) ajuda na determinação dos erros entre o modelo proposto e a distribuição empírica. Considerando y_i o valor experimental observado, $\hat{y}_i$ o valor estimado pelo modelo ajustado, e $\bar{y}$ a média das observações, podem ser vistas na Tabela 4 as definições para soma quadrática (SQ), quadrados médios (QM) e estatística F (F_{calc}) para as diversas fontes de variação.

Tabela 4: Quadro da análise de variância

Fonte de variação	GL	SQ	QM	F_{Calc}
Regressão (R)	*t*	$\sum_{i=1}^{N}(\hat{y}_i - \bar{y})^2$	$\frac{\sum_{i=1}^{N}(\hat{y}_i - \bar{y})^2}{t}$	QMR/QMRES
Resíduos (RES)	*N-1-t*	$\sum_{i=1}^{N}(y_i - \hat{y}_i)^2$	$\frac{\sum_{i=1}^{N}(y_i - \hat{y}_i)^2}{(N-1-t)}$	-
Total (T)	*N-1*	$\sum_{i=1}^{N}(y_i - \bar{y})^2$	-	-

Em que GL se refere ao número de graus de liberdade de cada análise, *t* é o número de termos da regressão, excluindo-se o termo constante β_0, e *N* é o número de experimentos executados.

Assim, observa-se que as somas quadráticas apresentam a quantificação das discrepâncias entre os valores observados e a média de sua distribuição (SQT), entre os valores observados e os previstos pelo modelo (SQRES) e entre os valores previstos e a média (SQR). Procede-se então ao cálculo dos quadrados médios, dividindo-se a soma quadrática pelos graus de liberdade de cada análise, para ao final calcular a estatística F (F_{calc}). Essa estatística é utilizada no teste de hipóteses, no qual se estabelece como hipótese nula a ausência de correlação entre os fatores e a resposta. Rejeita-se H_0 quando F_{calc} for maior que o F Tabelado para o número de experimentos e o nível de significância adotados. De maneira análoga, o teste pode ser feito pela avaliação do valor-p, rejeitando-se H_0 quando ele for menor que o nível de significância (Rodrigues e Iemma, 2005).

O resíduo da regressão pode ser dividido em erro puro e falta de ajuste. O primeiro se refere à variabilidade dentro de cada grupo, sem a interferência de qualquer nível ou fator,

ou seja, está relacionado com a reprodutibilidade dos experimentos. Desta forma, o erro puro só pode ser aferido quando são feitas réplicas em um mesmo ponto do planejamento. A falta de ajuste verifica a adequação do modelo proposto para explicar as observações, comparando o valor estimado pelo modelo com o valor obtido experimentalmente (ou a média destes no caso de serem feitas repetições). Quando o planejamento permite desmembrar o resíduo nestas duas parcelas, é possível proceder a um segundo teste de hipóteses, que verifica a adequação do modelo para descrever os dados (Rodrigues e Iemma, 2005).

Importante ressaltar que as análises estatísticas apresentadas só são possíveis quando os erros são independentes, aleatórios e com distribuição normal. Tais características podem ser verificadas pelo teste de normalidade e pela plotagem dos resíduos contra os valores preditos, que deve possuir caráter aleatório, não apresentando qualquer tendência de crescimento, decrescimento ou oscilação (Rodrigues e Iemma, 2005).

Há softwares que auxiliam nos cálculos do planejamento e na avaliação estatística dos resultados, como o *Minitab* e o *Statistica*.

3. Materiais e Métodos

Este trabalho consiste na determinação das proporções ótimas do diâmetro do "overflow" e na largura do duto de alimentação, de seção reta retangular, de um ciclone para a separação do material particulado de uma corrente gasosa. Para tal, foram percorridos os seguintes passos: caracterização da corrente de alimentação, dimensionamento da geometria base, planejamento de experimentos e simulação numérica para obtenção das superfícies de resposta. Após essas etapas, o ciclone otimizado foi simulado para verificação dos parâmetros de interesse, como perda de carga e eficiência de separação. Cada etapa é detalhada abaixo.

3.1. Caracterização da Corrente de Alimentação

Os parâmetros referentes à corrente de alimentação foram mantidos conforme especificações de projeto. Valores de temperatura e pressão foram confrontados com medições de campo feitas com auxílio de termopares e manômetros instalados. A vazão foi confirmada por medição isocinética.

Para a caracterização do pó, foi coletada uma amostra no interior de uma das caldeiras da coqueria. Sua densidade foi medida por picnometria. A Tabela 5 sumariza os dados da corrente de alimentação.

Tabela 5: Caracterização da corrente de alimentação

Vazão	100.000	Nm^3/h
Temperatura	1.000	°C
Pressão absoluta	101.125	Pa
Vazão nas condições de operação	467.021	m^3/h
Densidade do gás @ 1000°C	0,000267	g/cm^3
Viscosidade do gás @ 1000°C	0,0484	cP
Densidade das partículas	3,102	g/cm^3
Concentração de partículas	125	mg/Nm^3
Fração volumétrica da fase sólida	4,03E-08	

A distribuição de tamanhos das partículas foi obtida por difração de laser em um equipamento Beckman Coulter, conforme apresentado na Figura 15.

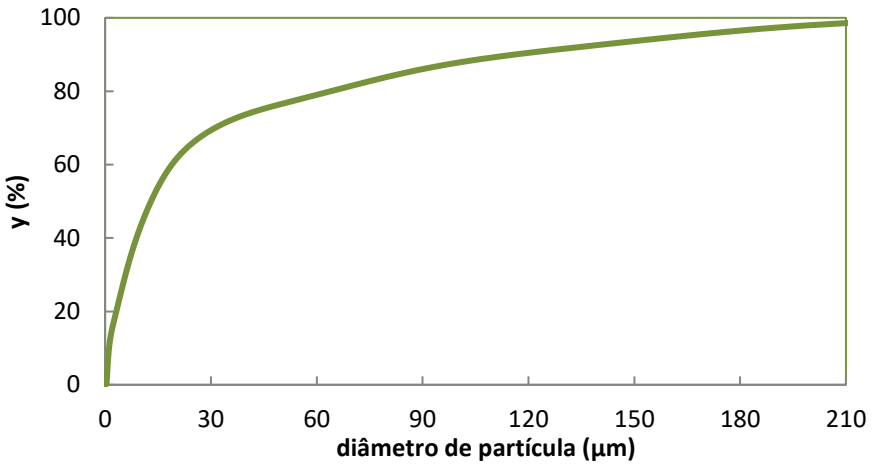

Figura 15: Distribuição granulométrica cumulativa da amostra da fase dispersa.

Com os dados foi possível linearizar o modelo de distribuição RRB (equação 2.16) para determinação dos parâmetros, obtendo-se a equação 3.1, com $R^2 = 0{,}992$.

$$y = 1 - e^{-\left(\frac{d}{27{,}5}\right)^{0{,}67}} \tag{3.1}$$

3.2. Dimensionamento do Ciclone Base

Neste trabalho, optou-se pelo uso do ciclone Stairmand HE como ponto de partida, já que este é um modelo consolidado, que possui alta eficiência de separação, possibilitando a redução do número de unidades na bateria de ciclones a ser dimensionada.

Foi estabelecida a eficiência mínima de separação requerida de 60%, tendo em vista tanto a remoção do material particulado da corrente, quanto o tamanho e a quantidade de ciclones necessários para tal operação. Utilizando a equação obtida para a distribuição granulométrica (3.1) e as equações para eficiência de separação granulométrica (2.20) e para eficiência total de separação (2.21), foi possível, por meio de integração numérica, o cálculo de $d_{50} = 9{,}08$ µm. Seguiu-se o cálculo do diâmetro do ciclone (D_c), por meio da

equação 2.24, estabelecendo-se para tal a velocidade de entrada no ciclone igual a 15m/s. O valor encontrado para D_c foi 4,64m, sendo necessária, portanto, uma bateria de quatro ciclones em paralelo para tratar a vazão total da corrente. Utilizando as equações 2.22 e 2.23, calculou-se a perda de carga teórica para cada ciclone, sendo obtido o valor de 159,14 Pa. Por fim, utilizando as proporções estabelecidas para a família Stairmand HE, obteve-se a geometria base para o ciclone, conforme mostrado na Figura 16 e Tabela 6.

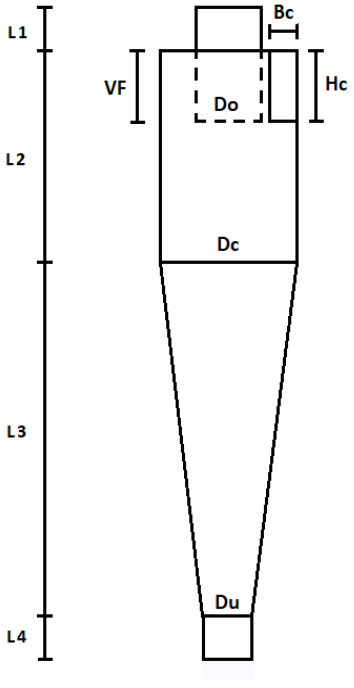

Figura 16: Desenho esquemático das dimensões do ciclone base.

Tabela 6: Dimensões do Ciclone Base

Geometria	Dimensão (m)
Diâmetro do Cilindro (Dc)	4,64
Largura da Entrada (Bc)	0,93
Altura da Entrada (Hc)	2,32
Diâmetro do Overflow (Do)	2,32
Diâmetro do Underflow (Du)	1,74
Comprimento do Vortex Finder (VF)	2,32
Comprimento do Overflow (L1)	1,00
Comprimento da Seção Cilíndrica(L2)	6,96
Comprimento da Seção Cônica (L3)	11,6
Comprimento do Underflow (L4)	1

3.3. Planejamento de Experimentos

Neste trabalho, optou-se pela estratégia de planejamento DCCR, com o objetivo de obter a geometria ótima para a separação do material particulado da corrente estudada. Analisando estudos prévios (Elsayed e Lacor, 2010, 2011 e 2013) verificou-se que os parâmetros geométricos que mais afetam a performance de um ciclone são o diâmetro do "overflow" (D_o) e a largura do duto de alimentação (B_c), portanto estas foram as variáveis usadas como fatores do planejamento. Todas as outras dimensões foram mantidas iguais às do ciclone base.

A Tabela 7 mostra os níveis e valores de D_o e B_c utilizados nas simulações. Os valores de D_o variaram entre 1,86 e 2,78 metros (D_o/D_c entre 0,4 e 0,6), os valores de B_c variaram entre 0,7 e 1,16 metros (B_c/D_c entre 0,15 e 0,25). As simulações 1-4 correspondem aos pontos fatoriais, 5-8 aos pontos axiais, e a simulação 9 é o ponto central. Como se trata de simulação numérica, não é necessário efetuar repetições do ponto central.

Tabela 7: Níveis e valores de D_o e B_c do Planejamento

	Nível		Tamanho (m)	
Simulação	**D_o**	**B_c**	**D_o**	**B_c**
1	-1	-1	1,99	0,76
2	1	-1	2,65	0,76
3	-1	1	1,99	1,09
4	1	1	2,65	1,09
5	-1,41	0	1,86	0,93
6	1,41	0	2,78	0,93
7	0	-1,41	2,32	0,70
8	0	1,41	2,32	1,16
9	0	0	2,32	0,93

3.4. Simulação Numérica

3.4.1. Geometria

As geometrias dos ciclones simulados definidas no planejamento de experimentos, apresentadas nas Tabelas 6 e 7, foram geradas utilizando o programa de CAD ("Computing Advanced Design") Design Modeller do pacote computacional Ansys© 18.1. A Figura 17 mostra a vista isométrica da geometria base construída:

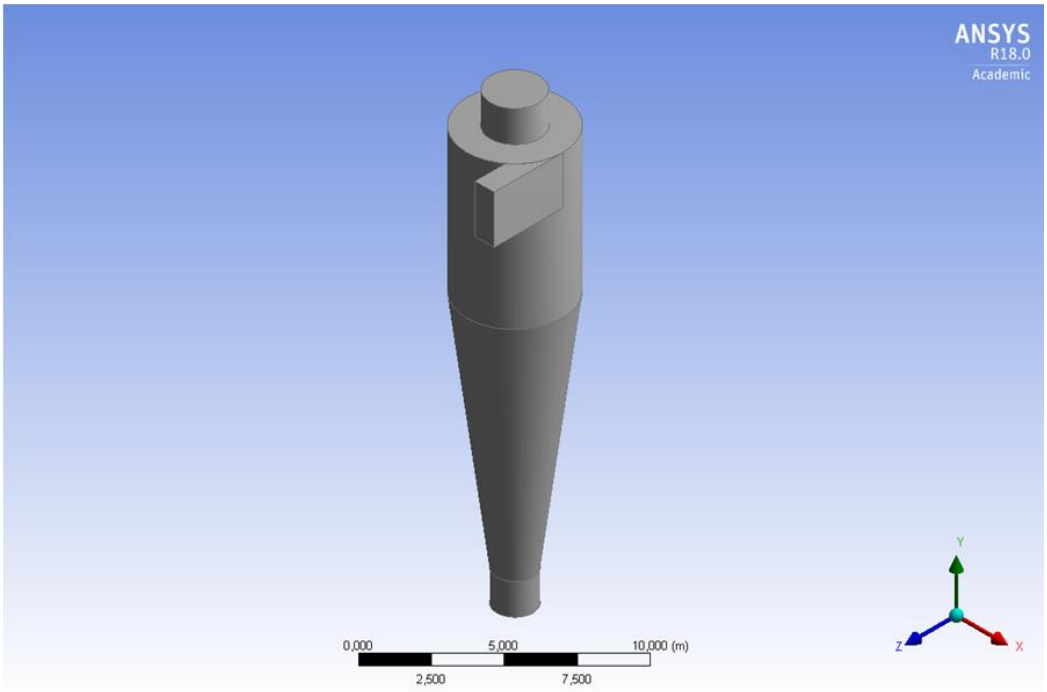

Figura 17: Geometria do ciclone base

3.4.2. Malha

Para geração das malhas não estruturadas globalmente (porém estruturadas por blocos), com elementos hexaédricos, foi utilizado o programa ICEM do pacote computacional Ansys© 18.1. Foram observados os critérios de qualidade da malha indicados abaixo, conforme recomendado no manual do software (Ansys Icem CFD Help Manual, 2017):

- Variação de volume (*Volume change*): é calculado dividindo-se o volume do maior elemento vizinho pelo volume do elemento que está sendo avaliado. Buscou-se valores menores que 5.
- Razão máxima (*Max Ratio*): Calcula a razão máxima entre os comprimentos de todas as arestas que estejam adjacentes a um vértice de um elemento. Foram obtidos valores menores que 20 para todas as malhas.
- Qualidade (*Quality*): está relacionado com a regularidade dos elementos, bem como com a ortogonalidade das arestas de cada vértice dos elementos. As malhas deste trabalho apresentaram para este critério valores maiores que 0,3. Valores negativos de qualidade indicam sobreposição de elementos, não sendo possível proceder à simulação.

3.4.2.1. Teste de Malha

Para garantir que os resultados obtidos são independentes da malha, foram testadas no ciclone base quatro malhas com diferentes números de elementos, conforme Tabela 8.

Tabela 8: Tamanho das malhas testadas

Malha	Número de elementos
1	1.000.000
2	1.500.000
3	2.000.000
4	3.000.000

Foram avaliados três parâmetros para comparação das malhas. Primeiramente, verificou-se a velocidade tangencial, já que esta é a componente dominante no escoamento. Os perfis radiais da velocidade tangencial foram obtidos em quatro diferentes alturas no corpo do ciclone, conforme indicado na Figura 18, e são mostrados na Figura 19.

Na sequência, avaliou-se a eficiência de separação e a perda de carga, que são as variáveis de interesse no presente trabalho, utilizadas como critério de decisão na otimização da geometria. Os resultados são mostrados na Tabela 9.

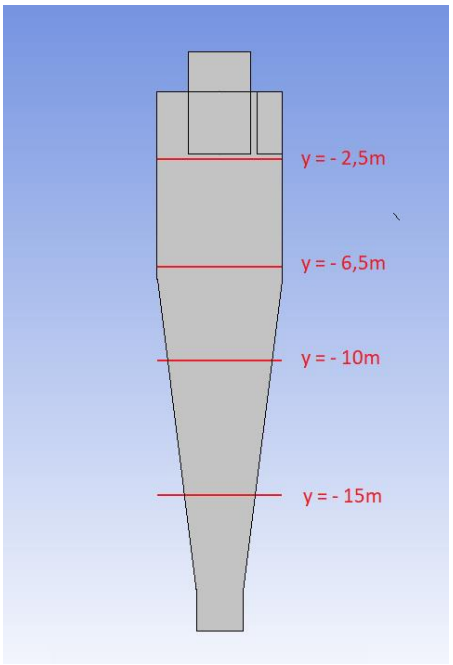

Figura 18: Alturas de verificação do perfil de velocidade

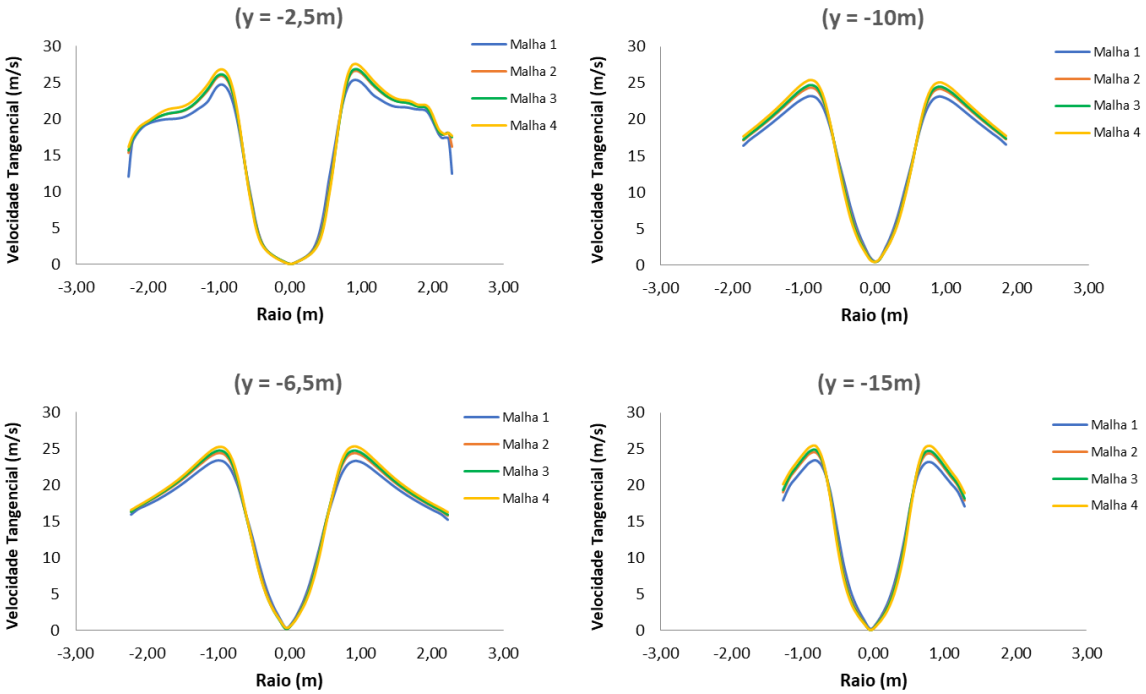

Figura 19: Perfis de velocidade tangencial para malhas de diferentes tamanhos.

Tabela 9: Resultados de eficiência de separação e perda de carga do teste de malhas

	Malha 1	Malha 2	Malha 3	Malha 4
Eficiência de separação (%)	83,2%	83,7%	77,9%	78,5%
Perda de carga (Pa)	181,8	193,5	195,3	202,3

A Figura 19 mostra que as malhas 2, 3 e 4 possuem perfis de velocidade semelhantes. No entanto, pode ser vista na Tabela 9 uma variação significativa nos resultados de perda de carga e eficiência de separação da malha 2, quando comparada com a malha mais refinada (malha 4). Já a malha 3 possui resultados próximos aos obtidos para a malha 4, com variações menores que 3,5%. Assim, conclui-se que a malha 3, de aproximadamente 2 milhões de elementos, é suficiente e adequada para se obter uma solução independente de malha. A Figura 20 mostra a malha base em duas perspectivas: superior e longitudinal.

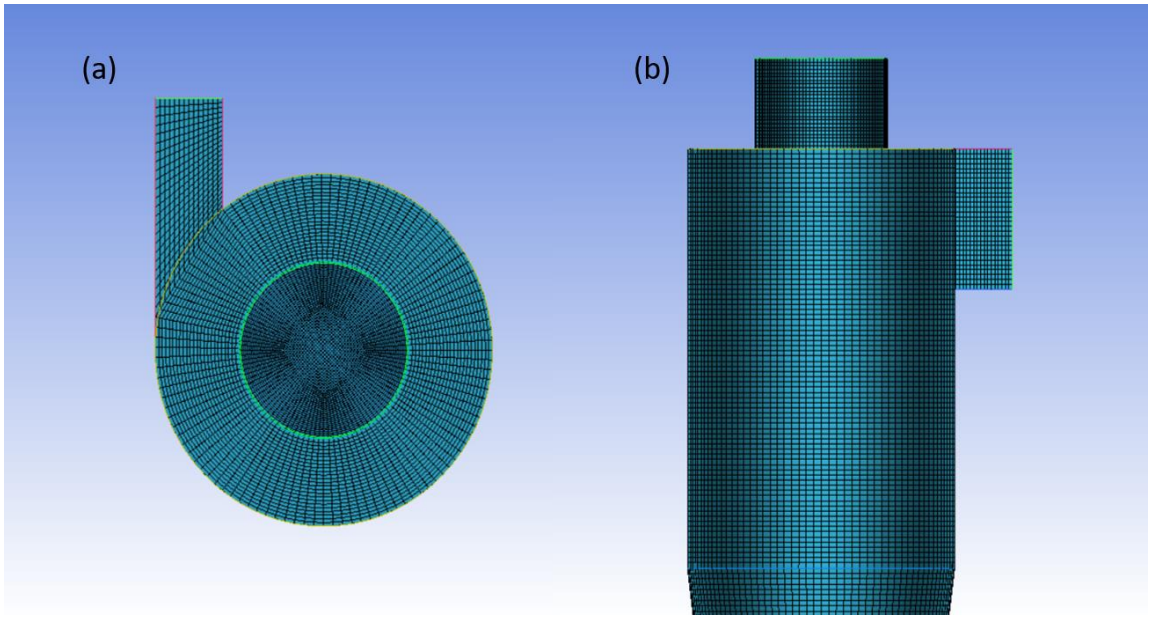

Figura 20: Malha base em duas perspectivas: (a) superior; (b) longitudinal.

3.4.3. Configuração da Simulação

A abordagem Euler-Lagrange foi empregada na modelagem do sistema. A fase fluida é tratada como um meio contínuo pela resolução das equações RANS ("Reynolds Averaged

Navier-Stokes”), enquanto a fase dispersa é resolvida acompanhando-se a trajetória de um grande número de partículas (Ansys Fluent 15.0. Theory Guide, 2013), que são injetadas no campo de escoamento uma vez finalizados os cálculos da fase fluida. A simulação foi definida como “one way”, indicando que a fase fluida interfere no movimento das partículas, mas as partículas não alteram o campo de escoamento calculado. A premissa básica desta aproximação é que a fase dispersa é suficientemente diluída, de maneira que as iterações partícula-partícula e os efeitos das partículas no campo de escoamento podem ser negligenciados. Isso é então válido para frações volumétricas pequenas para a fase dispersa, menores que 0,1 (Ansys Fluent 15.0. Users Guide, 2013). Assim, verifica-se que este modelo é adequado para o sistema em questão, que possui fração volumétrica da ordem de 10^{-8}.

Para a modelagem da turbulência, foi utilizado o modelo dos tensores de Reynolds (RSM) de Gibson e Launder (1978), recomendado para o escoamento rotacional desenvolvido no interior dos ciclones. Visando facilitar a convergência, simulações com o modelo k-ε foram utilizadas como estimativa inicial.

O regime pseudo-transiente foi adotado tendo como referência o trabalho de Anjos *et al* (2017), que verificou resultados similares na simulação de um hidrociclone nos regime transiente e pseudo-transiente. Sabendo que a demanda computacional para o regime transiente é muito superior, o segundo foi escolhido. Este mesmo trabalho desencoraja o uso de regime estacionário, pela obtenção de resultados inconsistentes para o campo de escoamento.

Na simulação pseudo-transiente, verifica-se a variação da perda de carga no ciclone (normalmente é observado aumento) com o progresso das iterações. Desta maneira, um critério de convergência adotado foi a não flutuação das pressões de entrada e saída, ou seja, perda de carga constante. O segundo critério de convergência utilizou como métrica os resíduos da simulação, especificamente, o do termo de dissipação de energia turbulenta (ε), por se tratar do maior resíduo computado. Para tal, inicialmente foram verificados os perfis de velocidade tangencial para diferentes valores de resíduo. A Figura 21 mostra que para resíduos da ordem de grandeza de 10^{-2} os perfis de velocidade são muito discrepantes, indicando que a simulação ainda não está convergida. Quando atingem a ordem de 10^{-3} os perfis estão um pouco mais próximos, no entanto, só a partir de 10^{-4} é que eles param de sofrer alteração indicando a convergência da simulação. Desta forma,

foram consideradas convergidas simulações que, além de perda de carga constante, apresentaram resíduo máximo da ordem de 10^{-4} ou menor.

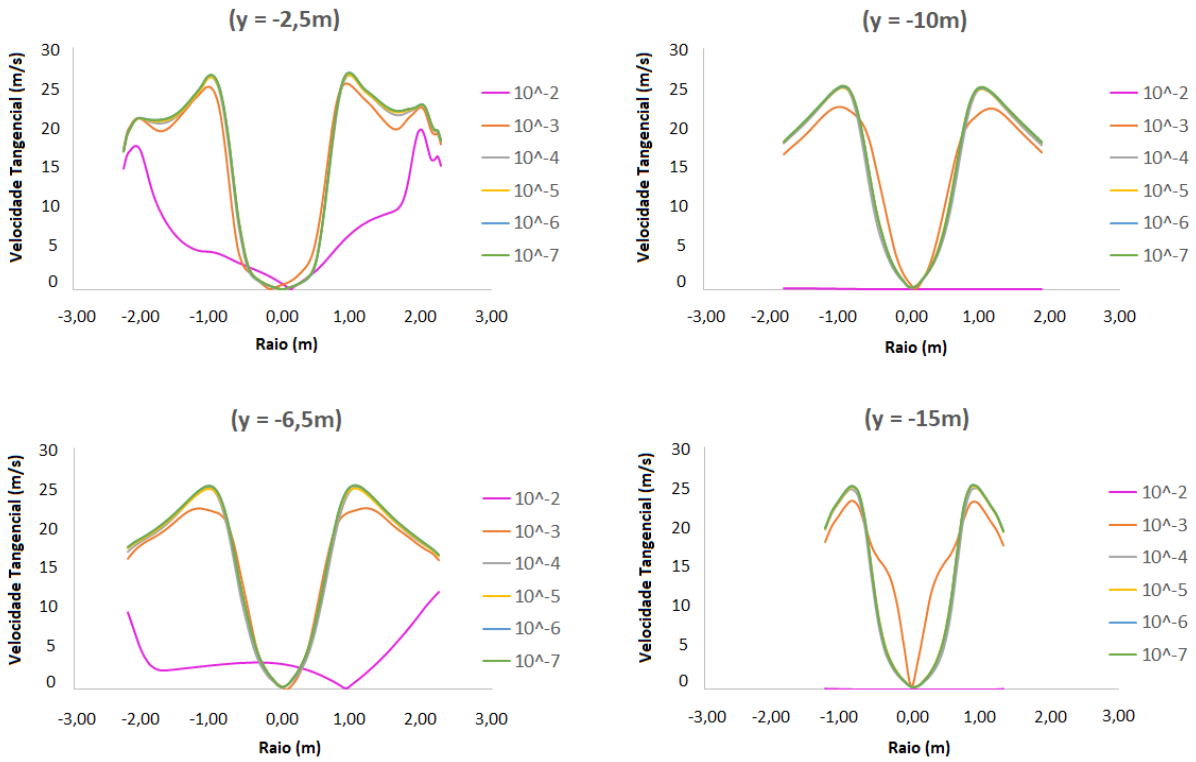

Figura 21: Verificação do perfil de velocidade tangencial para resíduos de diferentes ordens de grandeza.

As simulações foram realizadas no software Fluent 18.1, em computadores com processador Intel® Core TM i7, 2.8 GHz, com 4,00 GB de memória RAM. As configurações utilizadas são apresentadas na Tabela 10.

Tabela 10: Configuração das simulações

Tipo de Solver	**Baseado na Pressão**
Condições de contorno	
Região	Tipo
Entrada	*Velocidade uniforme **
Overflow	*Aberto para a atmosfera*
Underflow	*Velocidade nula na parede***
Parede	*Velocidade nula na parede*
Método de solução	
Acoplamento Pressão-velocidade	
Esquema	*Pressure Based Coupled*
Discretização espacial	
Gradiente	*Least Squares Cell Based*
Pressão	*Second Order*
Momento	*Second Order Upwind*
Energia cinética turbulenta	*First Order Upwind*
Taxa de dissipação turbulenta	*First Order Upwind*
Tensores de Reynolds	*First Order Upwind*
Regime pseudo-transiente	
Fator de escala de tempo	0,2

*A velocidade foi calculada para cada geometria de maneira a manter constante a vazão de entrada.

**Para as partículas injetadas, especificou-se uma condição de contorno que considera que quando a partícula atinge a parede do “underflow”, esta é removida do sistema.

4. Resultados e Discussão

Neste capítulo são apresentados e analisados os resultados obtidos nas etapas de simulação do ciclone base, planejamento de experimentos e otimização, e simulação do ciclone otimizado.

4.1. Simulação do Ciclone Base

O ponto de partida para as simulações foi o ponto central do planejamento de experimentos (simulação 9 da Tabela 7). Trata-se do ciclone com as proporções geométricas da família Stairmand-HE, que servirá como base de comparação para os outros ciclones do planejamento. A Figura 22 mostra as linhas de corrente para a fase gasosa no interior deste ciclone.

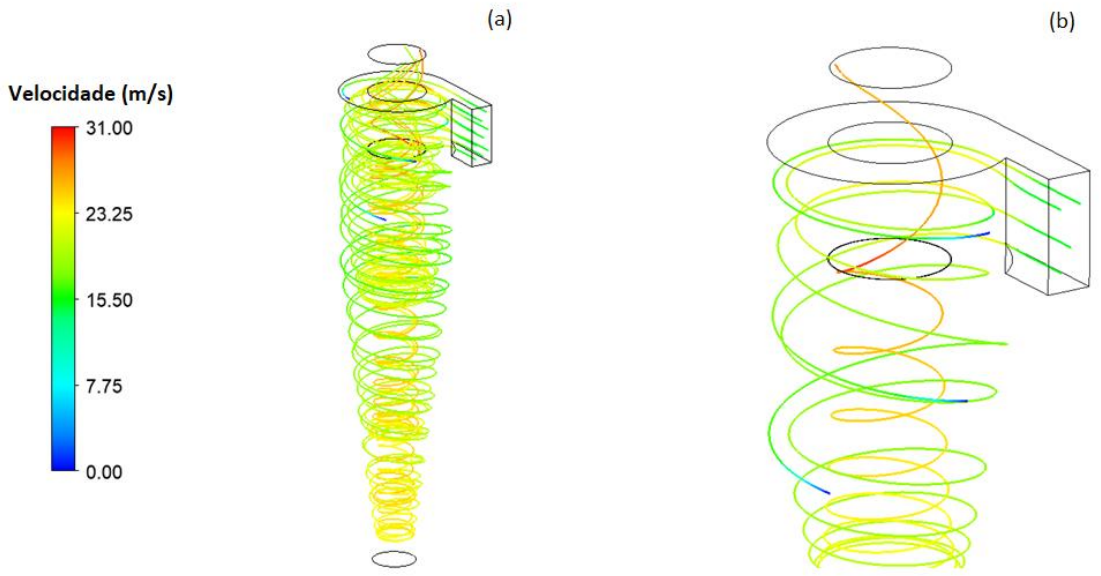

Figura 22: Linhas de corrente da fase gás no interior do ciclone base: (a) visão global; (b) detalhe.

Pelas linhas de corrente do ciclone é possível identificar o vórtice descendente na região periférica, a inversão axial do fluxo e o vórtice ascendente na região central, que

transporta o gás para a saída pelo “overflow”. Assim, observa-se que o escoamento calculado é o qualitativamente esperado para esse tipo de equipamento.

A Figura 23 mostra os resultados para as componentes tangencial e axial da velocidade no plano vertical que passa pelo eixo central do ciclone (plano XY). Cabe ressaltar que para melhor visualização dos perfis, a escala de cores foi ajustada em função da magnitude de cada componente.

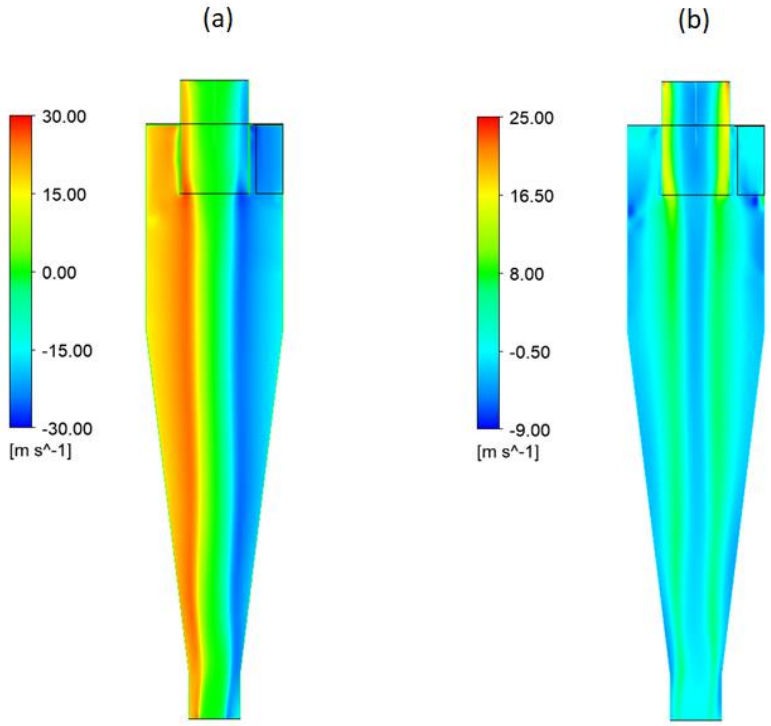

Figura 23: Perfis das componentes da velocidade no ciclone base: (a) velocidade tangencial, (b) velocidade axial.

A velocidade tangencial é a principal componente do escoamento, ou seja, a que apresenta maior magnitude, podendo atingir um valor duas vezes maior que a velocidade média de entrada. Seu perfil, em todo o corpo do ciclone, é composto por duas regiões: na região interna a velocidade tangencial cresce com o raio, até atingir um pico a partir do qual ela começa a decrescer, até o valor zero na parede.

A velocidade axial apresenta valores negativos na região periférica do ciclone, indicando fluxo descendente. Caminhando-se radialmente em direção ao centro do ciclone, verifica-se fluxo ascendente, que direciona o gás para o tubo de “overflow”. Na parte central do

ciclone (região de menor raio) observa-se nova região de fluxo descendente, resultando em um perfil de W invertido. Isso se justifica pela distribuição de pressão no ciclone, conforme explicado por Hoffmann et al (1996). O movimento altamente rotacional do gás gera um forte gradiente de pressão na direção radial, sendo esta mais elevada na periferia e mais baixa no centro, onde pode atingir valores negativos, como pode ser visto na Figura 24. Quando o gás entra na região confinada do tubo de "overflow", sua rotação é atenuada pela fricção com as paredes, fazendo com que a pressão na região central seja gradativamente aumentada. Isso significa que, na região central, a pressão no topo do tubo de "overflow" é maior que na saída da zona de separação do ciclone, como indicado na Figura 25. Assim, se forma um gradiente reverso de pressão, que gera um escoamento descendente na região central do tubo de "overflow", que se estende por todo corpo do ciclone, conforme pode-se ver na Figura 23b.

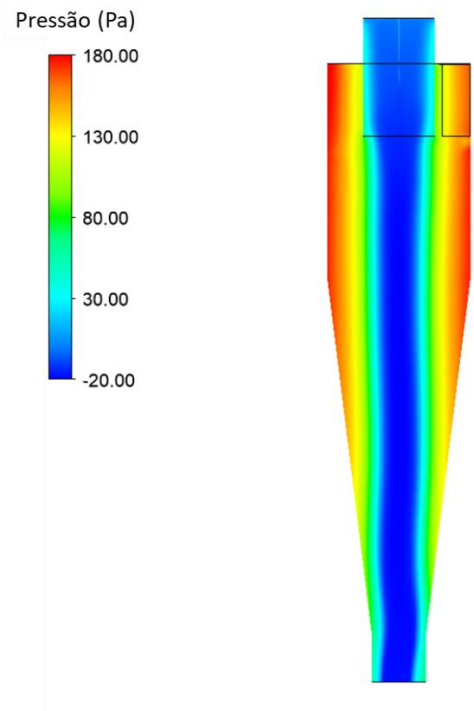

Figura 24: Perfil de pressão no ciclone base.

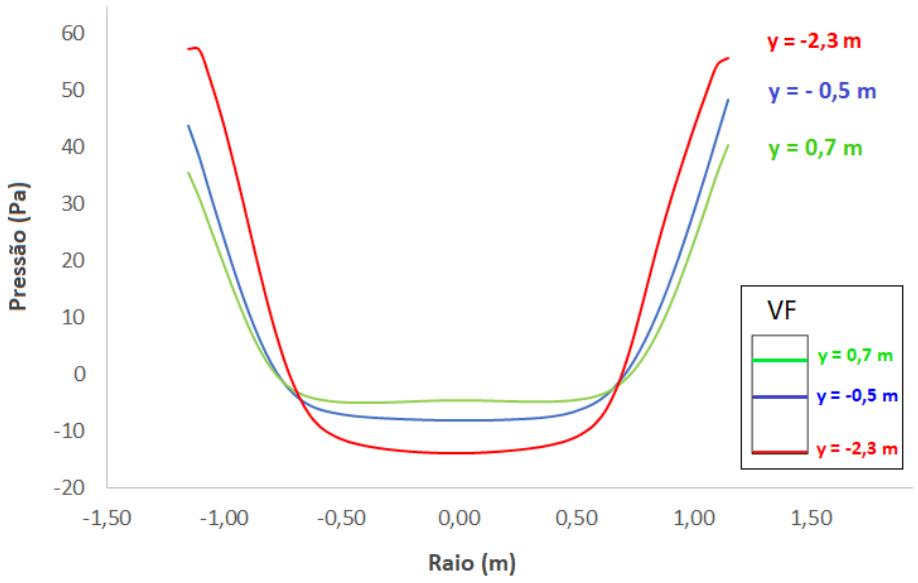

Figura 25: Perfil de pressão em diferentes alturas dentro do tubo de "overflow".

4.2. Resultados do Planejamento de Experimentos

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos para os ciclones de diferentes proporções geométricas estabelecidos a partir do planejamento de experimentos DCCR. A finalidade é obter valores ótimos para o diâmetro do "overflow" (D_o) e para a largura do duto de alimentação (B_c), respeitando-se as faixas de variação estipuladas para esses parâmetros, buscando menor perda de carga e maior eficiência total de separação.

As Figuras 26 e 27 apresentam respectivamente os perfis de velocidade tangencial e velocidade axial no plano central para os nove ciclones simulados. Aqui novamente se verifica a velocidade tangencial como principal componente, com módulo muito superior ao apresentado para a velocidade axial. Percebe-se que a magnitude das velocidades está diretamente ligada às proporções geométricas, apresentando variações significativas entre os diversos ciclones simulados.

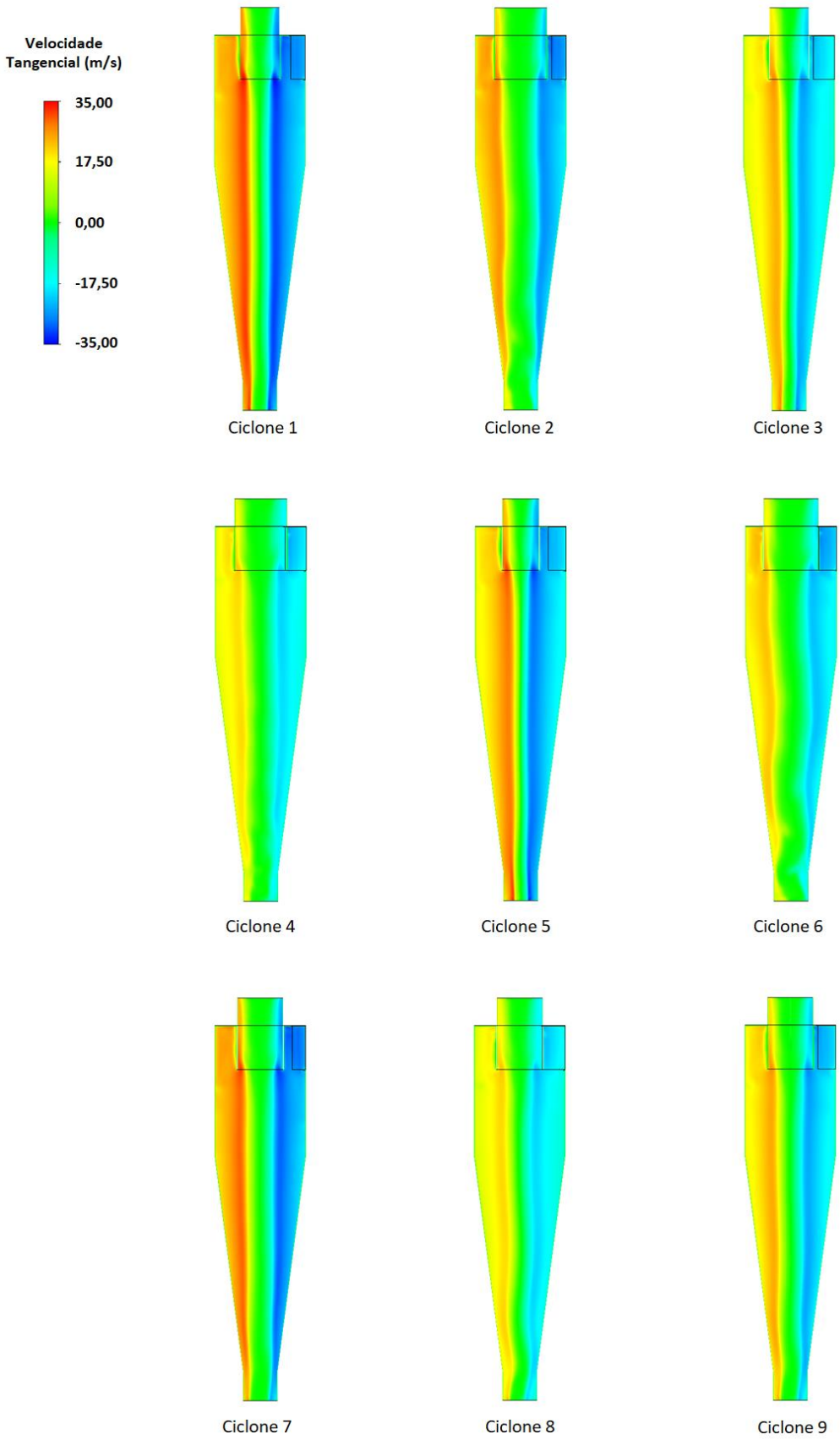

Figura 26: Perfis para a velocidade tangencial dos ciclones simulados no DDCR.

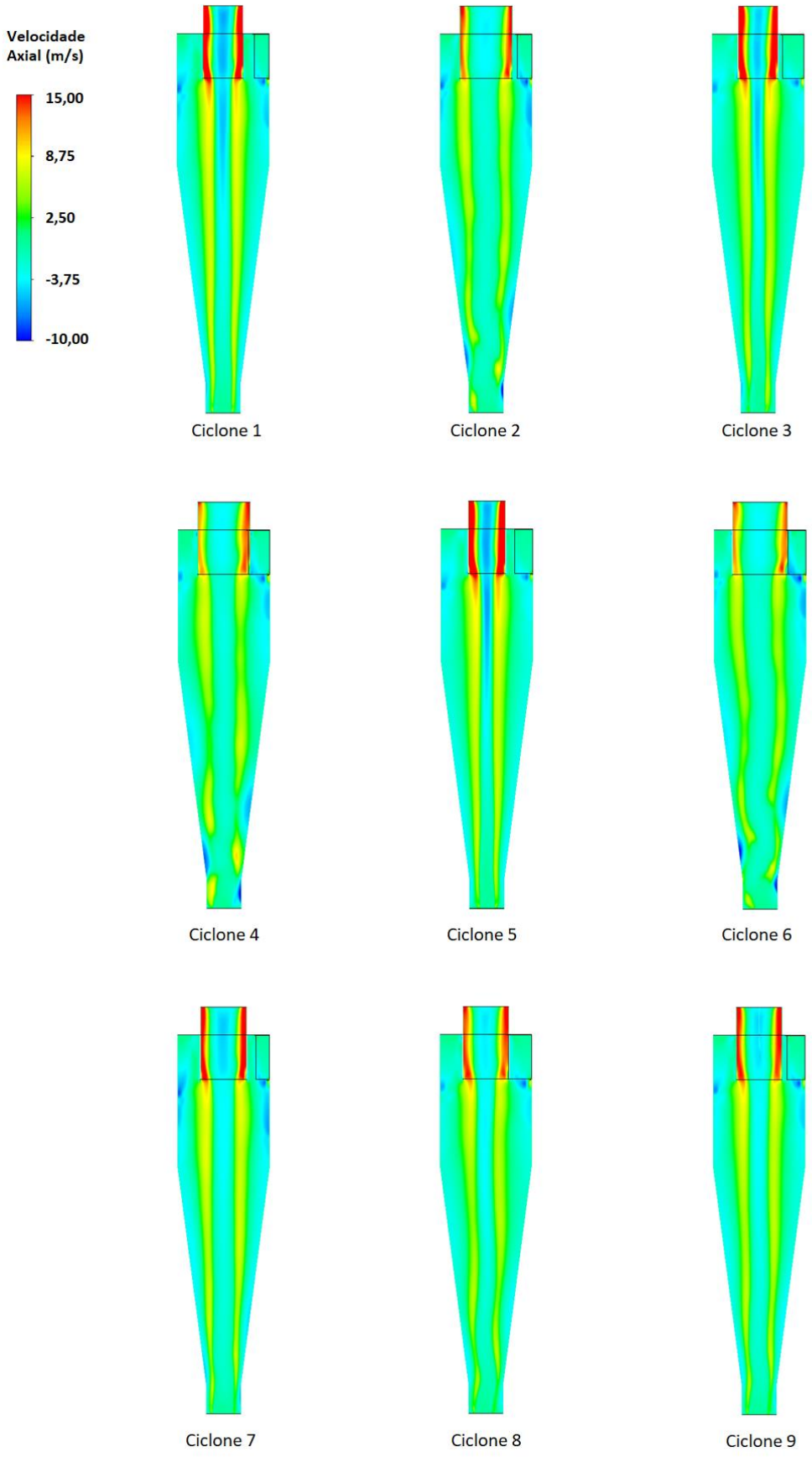

Figura 27: Perfis para a velocidade axial dos ciclones simulados no DDCR.

O máximo da velocidade tangencial ocorre na sessão circular de diâmetro similar ao diâmetro do “overflow”, sendo aproximadamente constante em todo o comprimento do ciclone. A velocidade axial também tem sua região de máximo influenciada pelo diâmetro do “overflow”, no entanto se identifica uma variação axial de seu módulo, apresentando maiores valores na parte superior do ciclone. O maior gradiente ocorre no interior do vortex finder.

Ainda analisando as Figuras 26 e 27, observa-se que o diâmetro do vórtice central ascendente é influenciado pelo diâmetro do overflow. Também a assimetria deste vórtice (“process vortex core” – PVC) parece estar relacionada com a geometria, sendo mais pronunciada para os ciclones de maior diâmetro de overflow. Sabe-se que essa assimetria está relacionada com rotação da estrutura de fluxo entorno do eixo central, que decorre de instabilidades no escoamento. Trata-se de um fenômeno indesejável dentro dos ciclones já que aumenta a mistura, dificultando a separação das partículas, além de estar associado a um gasto expressivo de energia, que significa aumento da perda de carga no equipamento.

As Figuras 28, 29 e 30 comparam perfís de velocidade tangencial, velocidade axial e pressão respectivamente para ciclones com mesmo B_c, em duas alturas no ciclone. As Figuras 31, 32 e 33 comparam os mesmos perfis, mas para ciclones com mesmo D_o. Assim, é possível analisar o impacto de um parâmetro isolado no escoamento. Os perfis em y=-2,5m mostram a região próxima ao vortex finder, já em y=-6,5m pode-se analisar o escoamento mais abaixo, ainda na região cilíndrica do equipamento.

Na comparação do ciclone 1 com o ciclone 2, do ciclone 3 com o 4, e do 5 com o 6 e o 9, observa-se que, para uma mesma largura do duto de alimentação (B_c), a restrição no diâmetro do “overflow” ocasiona o aumento na magnitude da velocidade tangencial na região central, assim como seu valor máximo ocorre a menores valores do raio, como pode ser visto na Figura 28. Na região periférica, a velocidade tangencial tende a se igualar para os ciclones com dutos de entrada iguais.

As características são semelhantes nas duas alturas analisadas, no entanto, os perfís se mostram mais estáveis na parte mais baixa do ciclone, já que nesta região as perturbações geradas pela corrente de entrada e pelo tubo de “overflow” são atenuadas.

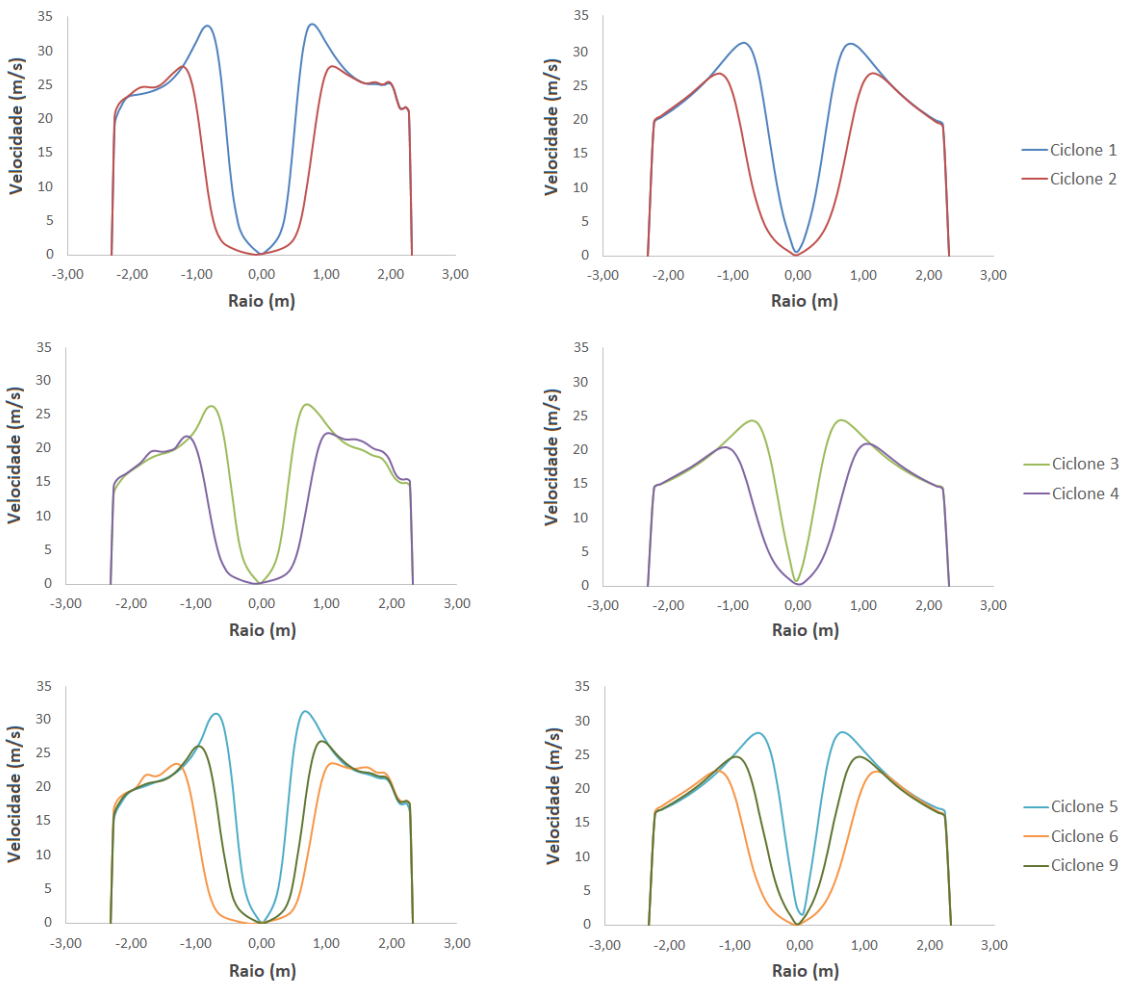

Figura 28: Comparativo do perfil de velocidade tangencial para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente.

Também para a componente axial pode-se perceber o aumento da magnitude com a redução do diâmetro do overflow, tanto no sentido ascendente, quanto no sentido descendente observado na região central do ciclone, como mostrado na Figura 29.

Na região próxima à parede, as velocidades axiais para ciclones de mesmo B_c tendem a se igualar. Chama atenção a formação de uma região de fluxo ascendente próxima a parede imediatamente abaixo do duto de alimentação, que pode ser verificado nos perfis da coluna da esquerda da Figura 29. Essa característica também pode ser visualizada na Figura 27, como um ponto amarelado (indicando velocidade ascendente) em meio a uma

região azul (velocidade descendente), evidenciando uma região de recirculação, que pode estar relacionada com um possível efeito venturi (vácuo) provocado pela vazão de entrada. Este efeito tende a ser mais pronunciado onde o fluido possui menor velocidade (próximo à parede).

Comparando os perfis em diferentes alturas, percebe-se que tanto o módulo da velocidade axial, quanto as diferenças entre os ciclones comparados são maiores na região próxima ao tubo de "overflow" (y=-2,5m).

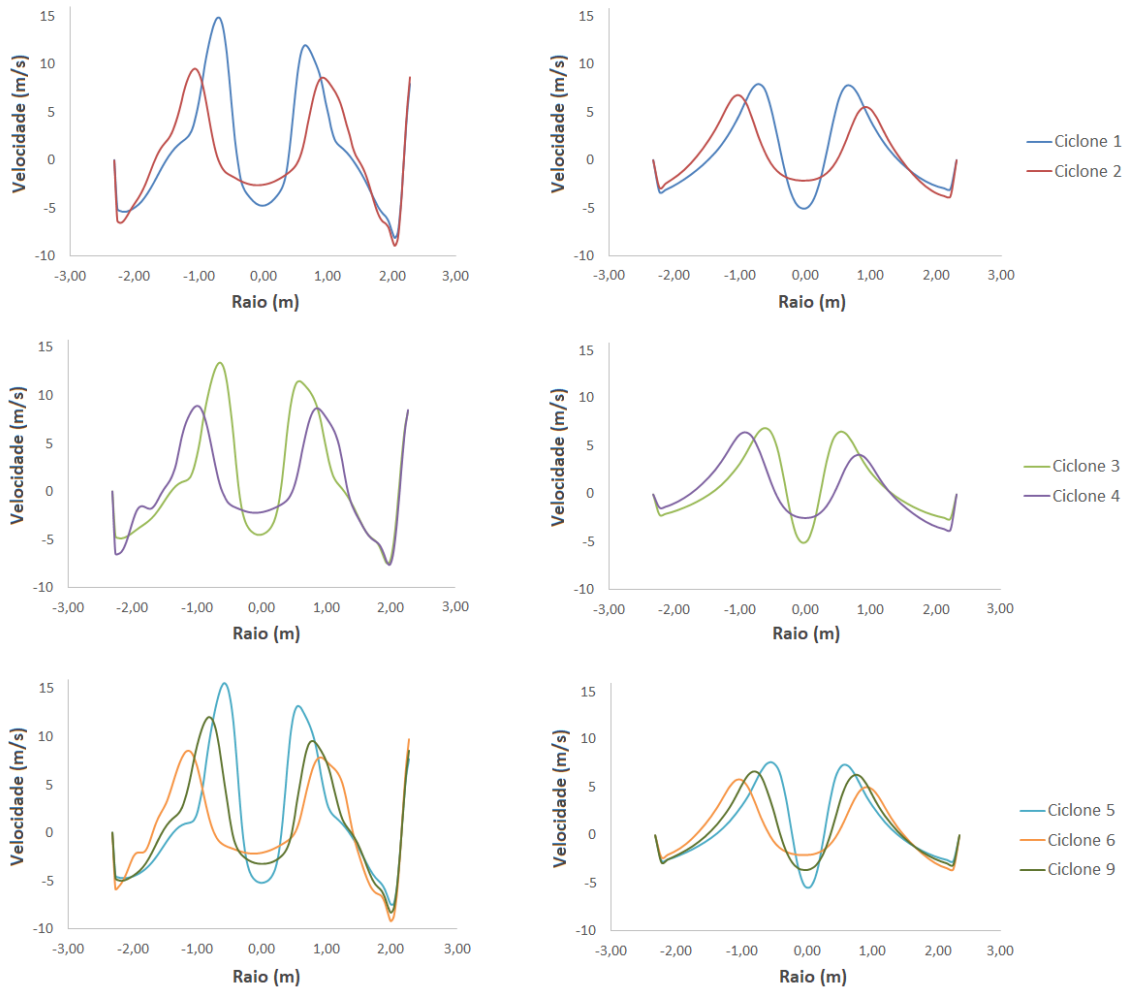

Figura 29: Comparativo do perfil de velocidade axial para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente.

O aumento da rotação do fluido, percebido pelo aumento na velocidade tangencial, para ciclones de menor D_o implica em maiores gradientes radiais de pressão, com diferenças que chegam a mais de 150 Pa, como pode ser visto na Figura 30. A ocorrência de pressões mais negativas justifica o aumento da velocidade axial descendente verificada no centro destes ciclones. Por fim, evidencia-se o gradiente de pressão reverso pela comparação entre as duas colunas, onde se pode notar que a região inferior do ciclone (coluna da direita) apresenta pressões mais negativas no centro.

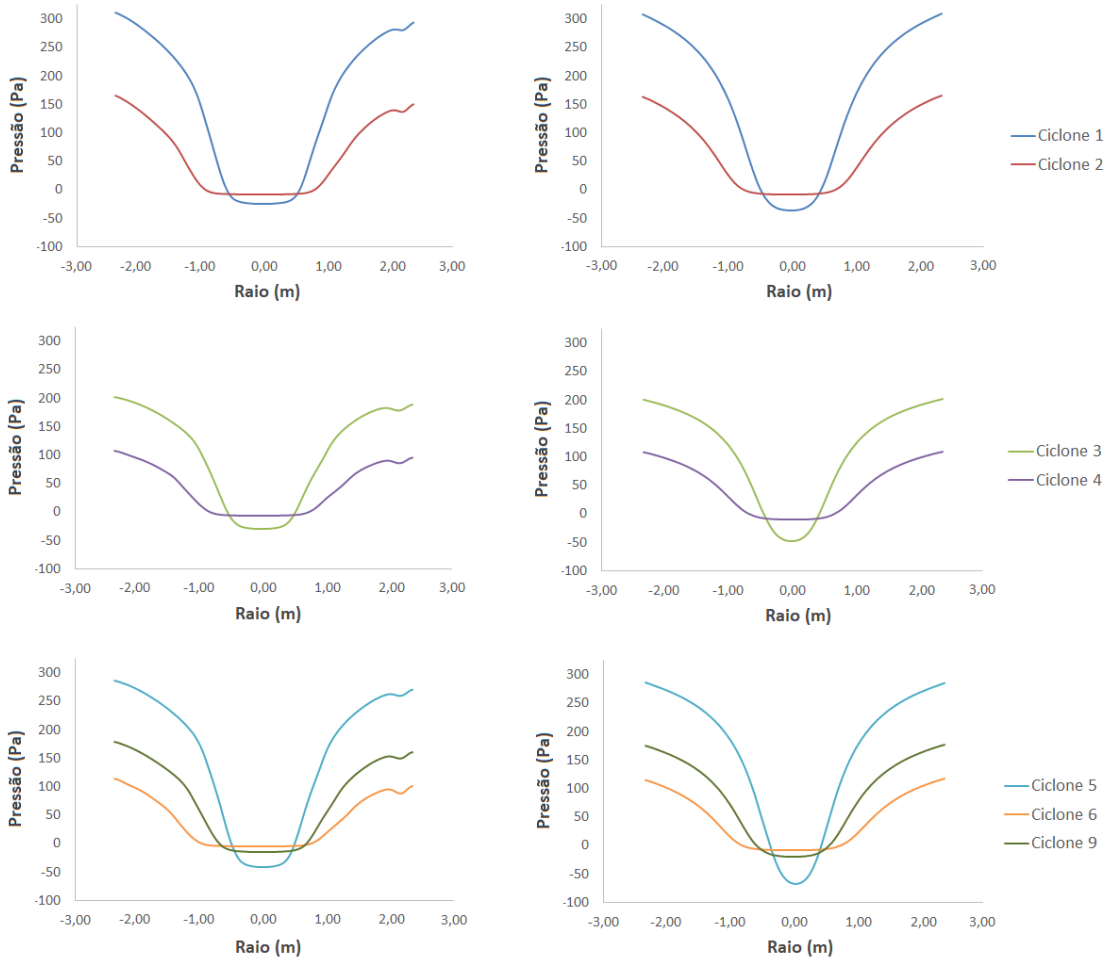

Figura 30: Comparativo do perfil de pressão para ciclones de mesmo Bc em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 2: Bc=0,76m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 3 e 4: Bc=1,09m, Do=1,99m e 2,65m respectivamente. Ciclones 5, 6 e 9: Bc=0,93m, Do=1,86m, 2,78m e 2,32m respectivamente.

Adotando procedimento semelhante ao descrito anteriormente, pode-se verificar os efeitos da variação de B_c no escoamento. Na comparação do ciclone 1 com o ciclone 3, do ciclone 2 com o 4, e do 7 com o 8 e o 9, pode-se verificar que, para um diâmetro de "overflow" constante, a redução da largura do duto de entrada acarreta no aumento da magnitude da velocidade tangencial máxima. Ao contrário do efeito sentido pela variação de D_o, a diferença na velocidade tangencial pela redução de B_c se mantem na região periférica, como mostrado nos gráficos da Figura 31. No entanto, na região central, não é percebida qualquer variação.

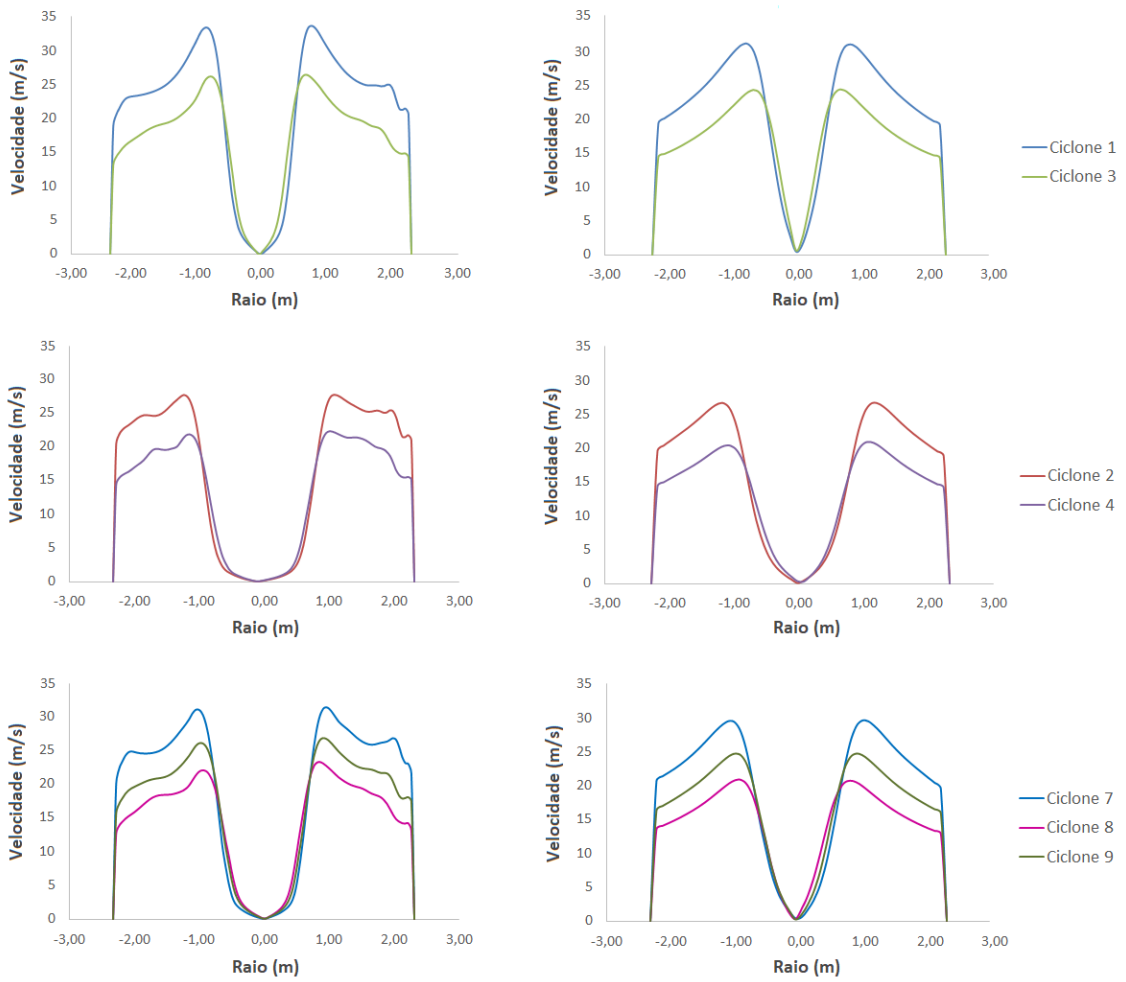

Figura 31: Comparativo do perfil de velocidade tangencial para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente.

A largura do duto de entrada não parece ter efeito significativo na velocidade axial, que apresenta valores semelhantes para os ciclones de mesmo D_o, como evidenciado na Figura 32. Contudo, continuam sendo percebidas variações no módulo da velocidade axial em diferentes alturas.

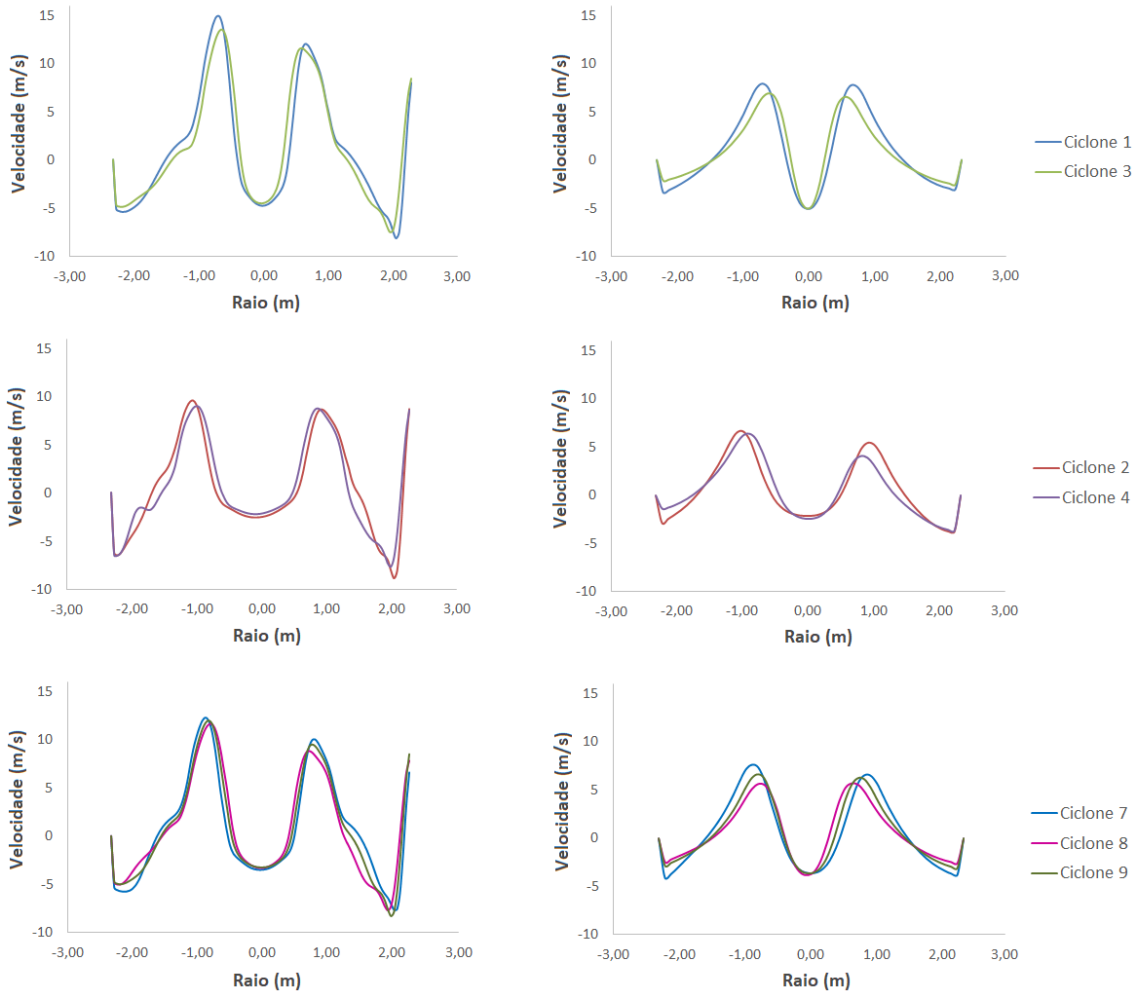

Figura 32: Comparativo do perfil de velocidade axial para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente.

Como consequência do ocorrido para a velocidade tangencial, as alterações no perfil de pressão foram sentidas apenas na região periférica do ciclone, conforme Figura 33. A região central não apresentou qualquer variação, fato que explica a semelhança nas

velocidades axiais observadas nessa região. Observa-se ainda que as diferenças entre os perfis de pressão são menores que aquelas impostas pela variação de D_o.

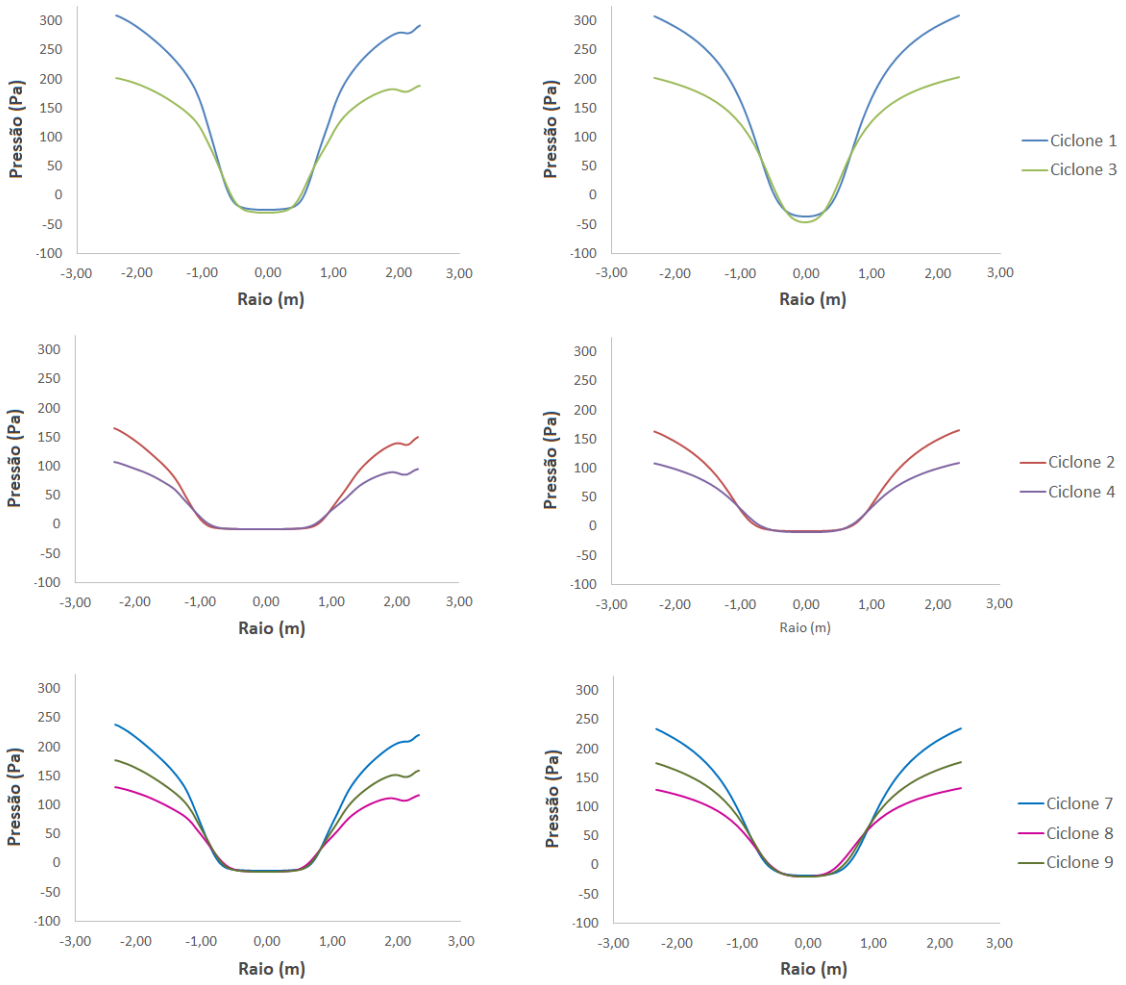

Figura 33: Comparativo do perfil de pressão para ciclones de mesmo Do em duas alturas: y = -2,5m na coluna da esquerda e y = -6,5m na coluna da direita. Ciclones 1 e 3: Do=1,99m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 2 e 4: Do=2,65m, Bc=0,76m e 1,09m respectivamente. Ciclones 7, 8 e 9: Do=2,32m, Bc=0,70m e 1,16m e 0,93m respectivamente.

De maneira geral, os resultados indicam que as variações no diâmetro do "overflow" trazem alterações mais significativas no escoamento na parte central do ciclone, ao passo que variações na largura do duto de entrada parecem estar associadas a variações no escoamento na região periférica. Com relação à velocidade tangencial, pode-se concluir que ambas as variáveis geométricas afetam o valor máximo desta velocidade.

A Tabela 11 apresenta os valores para as variáveis resposta – perda de carga (ΔP) e eficiência total de separação (E_T) – para cada geometria proposta no planejamento de experimentos. Observa-se que com variações de ± 20% em D_o e de ± 25% em B_c em relação ao ciclone base (ciclone 9) se obtém variações da ordem de 41% para a eficiência de separação e 265% para a perda de carga, quando se comparam os valores máximos e mínimos computados, evidenciando impactos significativos dos fatores nas respostas.

Pode-se notar na Tabela 11 uma discrepância entre eficiência total de separação e perda de carga previstas pela simulação para o ciclone base (ciclone 9: $E_T = 0{,}7794$, $\Delta P = 195{,}29$ Pa) e as utilizadas para o projeto deste ciclone, $E_T = 0{,}6$ e $\Delta P = 159{,}14$ Pa. Isso pode estar relacionado a uma má acurácia dos perfis de velocidade devido ao modelo de turbulência utilizado, uma vez que não se têm dados experimentais dos perfis de velocidade para validação do modelo. Anjos (2016), por exemplo, encontra que os modelos dos tensores de Reynolds predizem qualitativamente bem os perfis de velocidade, porém podem apresentar erros significativos na magnitude das velocidades. Ainda assim, o trabalho deste mesmo autor indica que, dentre os modelos implementados no "software" utilizados, o modelo dos tensores de Reynolds é o que melhor descreve o escoamento no interior dos ciclones.

Pode-se ainda relacionar os perfis encontrados nas Figuras 28 a 33 com as eficiências de separação encontradas. Nota-se que quanto maior a magnitude das velocidades tangencial e axial, maior é a eficiência de separação e, consistente e consequentemente, maior é a perda de carga.

Tabela 11: Respostas do Planejamento de Experimentos

	Nível		Tamanho		Respostas	
Simulação	**Do**	**Bc**	**Do (m)**	**Bc (m)**	**ΔP (Pa)**	**E_T**
1	-1	-1	1,99	0,76	335,28	0,8620
2	1	-1	2,65	0,76	195,24	0,7523
3	-1	1	1,99	1,09	214,53	0,7742
4	1	1	2,65	1,09	126,80	0,6400
5	-1,41	0	1,86	0,93	302,36	0,8540
6	1,41	0	2,78	0,93	141,38	0,6094
7	0	-1,41	2,32	0,70	267,22	0,8502
8	0	1,41	2,32	1,16	143,80	0,7249
9	0	0	2,32	0,93	195,29	0,7794

Com os resultados da Tabela 11 é possível, por meio de análise estatística, ajustar um modelo relacionando os fatores com cada variável dependente. As equações geradas inicialmente têm a forma da equação 2.55. Sucede-se então a análise dos efeitos, de maneira a determinar os parâmetros não significativos, que devem ser eliminados de cada modelo ajustado. Uma análise de variância permite inferir sobre a existência de correlação entre os fatores e as respostas. Por fim, são verificadas a normalidade e aleatoriedade dos resíduos, de maneira a garantir a aplicabilidade dos modelos estatísticos empregados.

4.2.1. Eficiência Total de Separação (E_T)

As etapas da verificação dos efeitos são mostradas na Tabela 12. Nela são apresentados os efeitos de cada termo, seu erro padrão e o valor-p, utilizado como critério de verificação da significância, para um intervalo de confiança de 95%.

Tabela 12: Análise de Efeitos para E_T

Modelo de ajuste completo			
Termo	**Efeito**	**Erro padrão**	**Valor-p**
Média	0,77962	0,02206	0,00005
D_o (Linear)	-0,14816	0,01570	0,00252
D_o (Quadrático)	-0,05014	0,02635	0,15317
B_c (Linear)	-0,09448	0,01563	0,00907
B_c (Quadrático)	0,00712	0,02588	0,80095
D_o x B_c	-0,01223	0,02206	0,61794
Retirada do termo Bc (Quadrático)			
Termo	**Efeito**	**Erro padrão**	**Valor-p**
Média	0,78479	0,01017	0,00000
Do (Linear)	-0,14815	0,01377	0,00042
Do (Quadrático)	-0,05472	0,01792	0,03787
Bc (Linear)	-0,09448	0,01370	0,00232
Do x Bc	-0,01223	0,01935	0,56155
Retirada do termo Do x Bc			
Termo	**Efeito**	**Erro padrão**	**Valor-p**
Média	0,78479	0,00954	0,00000
Do (Linear)	-0,14815	0,01292	0,00009
Do (Quadrático)	-0,05472	0,01681	0,02255
Bc (Linear)	-0,09449	0,01285	0,00073

Considerando todos os termos inclusos no modelo ajustado para a eficiência de separação, os coeficientes de determinação (R^2) e de correlação (R) apresentaram valores de 97,798% e 94,127% respectivamente. Verifica-se, no entanto, que alguns termos não são significativos, já que apresentam o valor p acima do nível de significância estabelecido ($p > 0,05$). Procedeu-se a eliminação de um termo por vez, iniciando-se pelo de maior valor-p, já que a remoção de um termo pode afetar a probabilidade de significância dos outros. Primeiramente foi removido o Bc quadrático, e com isso os coeficientes R^2 e R apresentaram valores de 97,742% e 95,484%. O segundo termo retirado foi Bc x Do, obtendo-se então valores de 97,516% para R^2 e 96,026% para R. Pelo pouco impacto gerado nos coeficientes de determinação e de correlação, pode-se concluir que a remoção dos dois termos supracitados não acarreta em perda significativa na qualidade do ajuste e na percentagem de explicação do modelo.

A Tabela 13 apresenta a análise de variância para o modelo com os termos remanescentes da análise de efeitos. Sendo nove o número total de simulações, tem-se oito graus de liberdade para o sistema. Três destes são consumidos pelos parâmetros da regressão ajustada (sem ser considerado aqui o termo constante), restando cinco para os resíduos. Por se tratar de um estudo baseado em simulação numérica, a ausência de réplicas impede qualquer inferência sobre a reprodutibilidade e por isso o erro puro não faz parte da análise. Todo o resíduo é atribuído à falta de ajuste.

Tabela 13: Análise de variância do modelo de regressão para E_T

Fonte	SQ	GL	MQ	F_{Calc}	Valor-p
Regressão	0,06467	3	0,02156	65,44222	0,00020
Resíduo	0,00165	5	0,00033		
Falta de ajuste	0,00165	5	0,00033		
SQ total	0,06632	8			

Os dados levantados na análise de variância permitem a verificação da existência de correlação entre os fatores e a resposta por meio de um teste de hipótese. Admite-se como hipótese nula a representação da distribuição dos dados por sua média, ou seja, a anulação de todos os parâmetros do modelo, exceto o termo constante. Pelo valor p calculado para a regressão, rejeita-se a hipótese nula e conclui-se sobre a existência de correlação. Isso significa dizer que alterações no diâmetro do “overflow” e na largura do duto de entrada

geram impacto na eficiência de separação do ciclone, coerentemente com o impacto desses parâmetros geométricos nos perfis de velocidade.

A avaliação dos resíduos pode ser feita mediante observação das Figuras 34 e 35. Na Figura 34 pode-se ver que os valores preditos versus resíduos apresentam uma distribuição aleatória, sem qualquer tendência perceptível, sugerindo a independência dos resíduos. A Figura 35, que mostra que os valores normais dos resíduos estão todos bem próximos da reta, indica não haver qualquer evidência de ausência de normalidade.

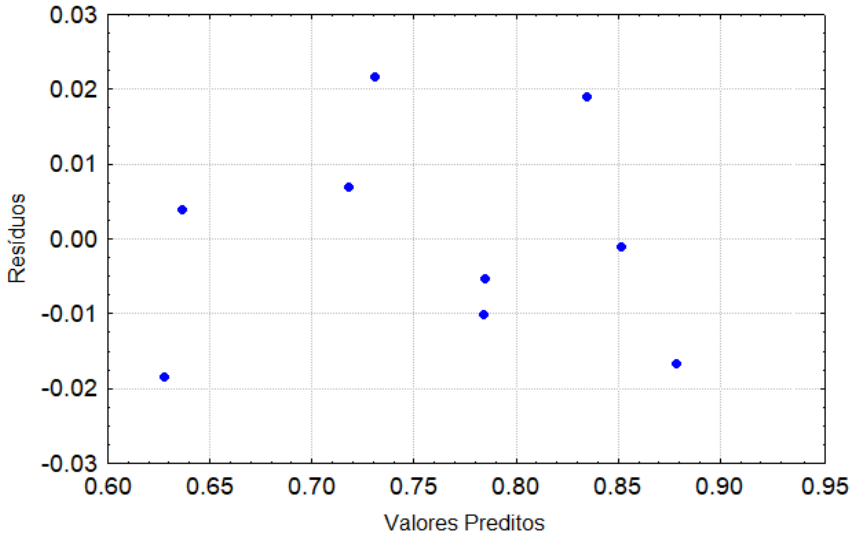

Figura 34: Distribuição dos resíduos versus valores preditos para E_T.

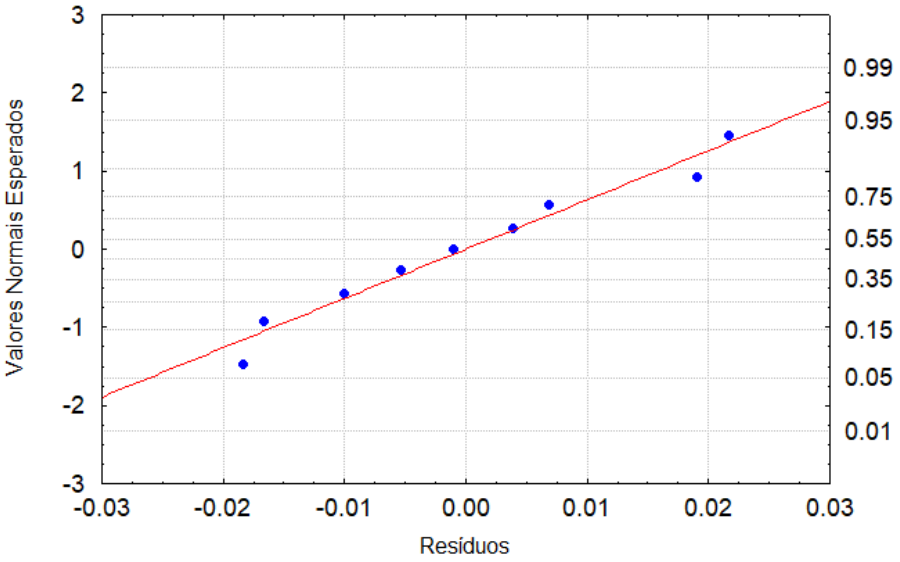

Figura 35: Probabilidade normal dos resíduos da modelagem de E_T.

Tendo sido asseguradas as condições exigidas pela abordagem estatística utilizada, pode-se afirmar que o modelo de regressão gerado para a eficiência de separação é válido, sendo seus coeficientes mostrados na Tabela 14.

Tabela 14: Coeficientes do modelo de regressão para E_T

Termo	Coeficiente
Média	0,2171
Do (Linear)	0,9441
Do (Quadrático)	-0,2520
Bc (Linear)	-0,2871

Pelos coeficientes encontrados, também é possível verificar que reduções no diâmetro do overflow e na largura do duto de alimentação tem impacto positivo na eficiência de separação do ciclone, para a região estudada. O coeficiente negativo encontrado para o único termo quadrático do modelo permite inferir a existência de uma região de máximo, como pode ser observado na superfície de resposta mostrada na Figura 36. O modelo ajustado para variáveis não codificadas, contendo apenas os termos estatisticamente significativos é representado pela equação 4.1.

$$E_T = 0{,}2171 - 0.2520D_o^2 + 0{,}9441D_o - 0{,}2871B_c \qquad (4.1)$$

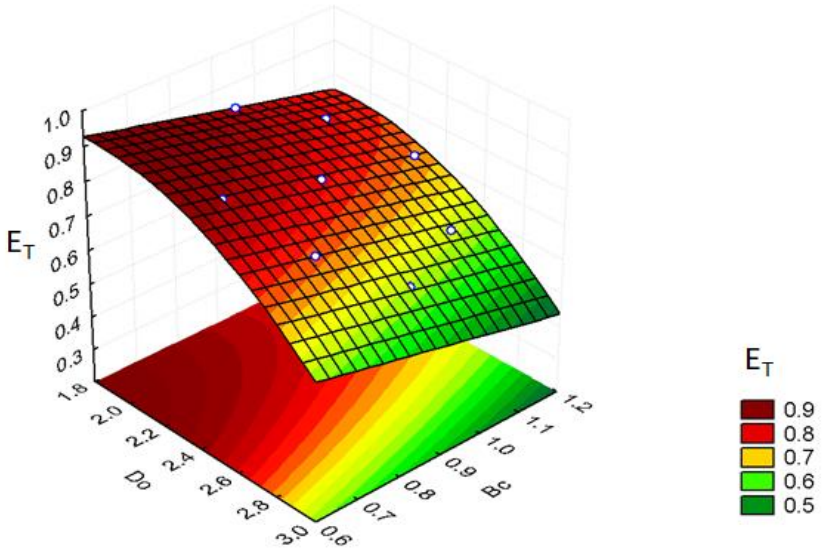

Figura 36: Superfície de resposta para modelagem da E_T.

O comportamento observado para a eficiência de separação está de acordo com o esperado, visto que, conforme discutido anteriormente, a restrição no diâmetro do "overflow" e na largura do duto de alimentação acarreta em aumento nas velocidades no interior do ciclone, aumentando a magnitude do campo centrífugo, responsável pela separação das partículas. Observa-se ainda que variações em D_o levam a impactos mais pronunciados na variável resposta, quando comparados aos impactos de B_c.

4.2.2. Perda de Carga (ΔP)

Discussão semelhante àquela feita para a eficiência de separação é apresentada para a resposta perda de carga. As etapas da verificação dos efeitos são mostradas na Tabela 15, onde são mostrados os efeitos de cada termo, seu erro padrão e o valor-p. Novamente, o nível de significância adotado é de 0,05.

Tabela 15: Análise de Efeitos para ΔP

Modelo de ajuste completo			
Termo	**Efeito**	**Erro padrão**	**p-valor**
Média	195,248	4,2512	0,00002
Do (Linear)	-114,641	3,0264	0,00004
Do (Quadrático)	29,380	5,0781	0,01027
Bc (Linear)	-91,091	3,0113	0,00008
Bc (Quadrático)	12,299	4,9870	0,09037
Do x Bc	26,157	4,2523	0,00864

Retirada do termo Bc (Quadrático)			
Termo	**Efeito**	**Erro padrão**	**p-valor**
Média	204,167	3,3674	0,00000
Do (Linear)	-114,632	4,5603	0,00002
Do (Quadrático)	21,473	5,9339	0,02238
Bc (Linear)	-91,091	4,5376	0,00004
Do x Bc	26,157	6,4076	0,01507

A análise de efeitos indicou apenas o termo B_c quadrático como não significativo. Os coeficientes de determinação e de correlação, que apresentaram valores iniciais de 99,876% e 99,670% respectivamente, tiveram uma redução desprezível após a remoção do termo B_c quadrático, apresentando valores finais de 99,626% e 99,251%, indicando

que a retirada do termo em questão não impactou significativamente a qualidade do ajuste e a percentagem de explicação do modelo.

A Tabela 16 apresenta a análise de variância para a regressão. Como a regressão proposta possui quatro termos (além do termo constante), restam para o resíduo quatro graus de liberdade. Mais uma vez, pela falta de réplicas dos experimentos, o resíduo é definido apenas em termos da falta de ajuste. Pelo valor-p obtido, pode-se refutar a hipótese nula de descrição da distribuição dos valores observados pela sua média, indicando a existência de correlação entre os dados.

Tabela 16: Análise de variância do modelo de regressão para ΔP

Fonte	SQ	GL	MQ	Fcalc	p-valor
Regressão	43691,14	4	10922,785	266,036291	0,000042
Resíduo	164,23	4	41,0575		
Falta de ajuste	164,23	4	41,0575		
SQ total	43855,37	8			

Também para este caso faz-se necessária a avaliação dos resíduos, por meio das Figuras 37 e 38, que indicam sua a aleatoriedade e distribuição normal, garantindo confiabilidade na aplicação da modelagem estatística proposta.

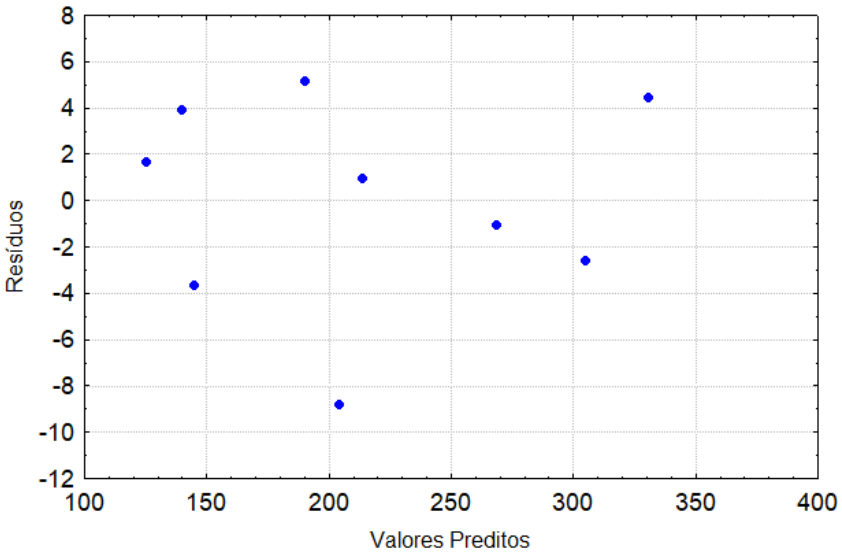

Figura 37: Distribuição dos resíduos versus valores preditos para ΔP.

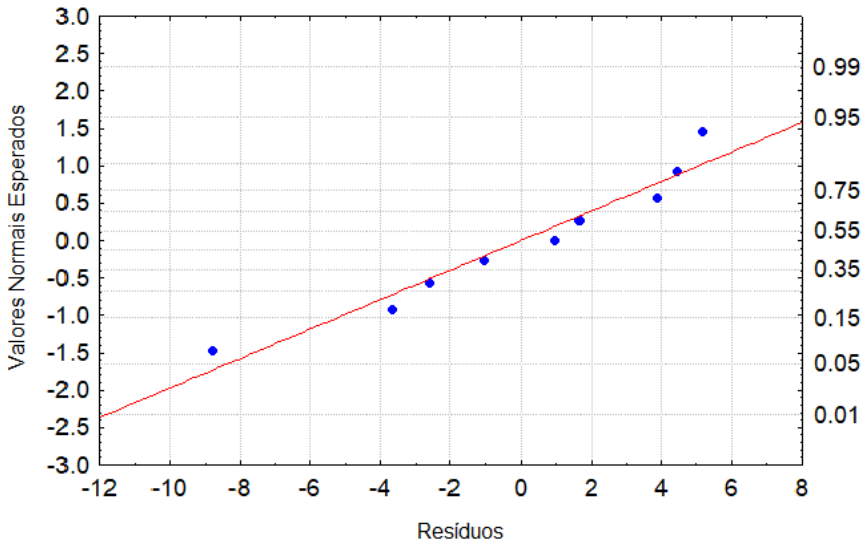

Figura 38: Probabilidade normal dos resíduos da modelagem de ΔP.

Por fim, a Tabela 17 apresenta os coeficientes do modelo de regressão para ΔP, a equação 4.2 é o ajuste do modelo para variáveis não codificadas e a Figura 39 mostra a superfície de resposta gerada para perda de carga.

Tabela 17: Coeficientes do modelo de regressão para ΔP

Termo	Coeficiente
Média	1915,609
Do (Linear)	-856,418
Do (Quadrático)	98,867
Bc (Linear)	-836,293
Do x Bc	241,205

$$\Delta P = 1915{,}609 + 98{,}867D_o^2 - 856{,}418D_o - 836{,}293B_c + 241{,}205D_oB_c \qquad (4.2)$$

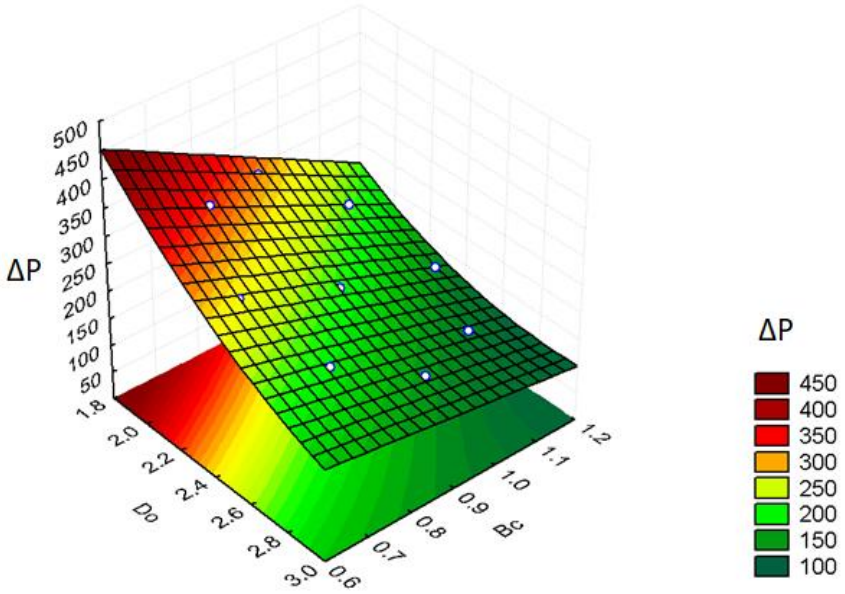

Figura 39: Superfície de resposta para modelagem de ΔP.

A observação dos coeficientes obtidos, bem como da superfície de resposta, permite constatar que, nos limites da região observada, a redução tanto no diâmetro do overflow quanto na largura do duto de entrada impacta no sentido de elevação da perda de carga, fato esperado, já que a restrição imposta ao fluxo ocasiona aumento nas velocidade e trazem como consequência o aumento na perda de carga, como previsto pela equação do movimento. Observa-se ainda que o impacto maior decorre das variações em D_o, já que este fator contribui com dois termos na equação, além do termo de interação. Este resultado confirma o que foi comentado no Capítulo 2 deste texto acerca das três principais contribuições para a perda de carga em um ciclone: a parcela relacionada ao tubo de "overflow" se mostrou mais relevante, enquanto a contribuição da entrada é um pouco menor.

4.3. Otimização Simultânea das Respostas

Uma otimização multi-objetivo foi proposta para minimizar a perda de carga e maximizar a eficiência de separação utilizando a função desejabilidade ("desirability function") implementada no "software" utilizado. Como o aumento na eficiência de separação implica no aumento da perda de carga e o desejado é maximizar a eficiência e minimizar

a perda de carga, é necessário buscar o equilíbrio entre as respostas de maneira a obter o melhor resultado global. Sendo as duas respostas igualmente importantes para o projeto do ciclone em questão, o peso, que define o formato da função desejabilidade para cada resposta, foi igual para as duas, definido como 1 para o valor máximo apresentado, 0,5 para o valor médio e 0 para o menor valor. Nesta situação, a resposta de desejabilidade cresce linearmente. A Figura 40 apresenta os resultados da otimização multi-objetivo, com os valores ótimos para as respostas que levam à máxima desejabilidade composta.

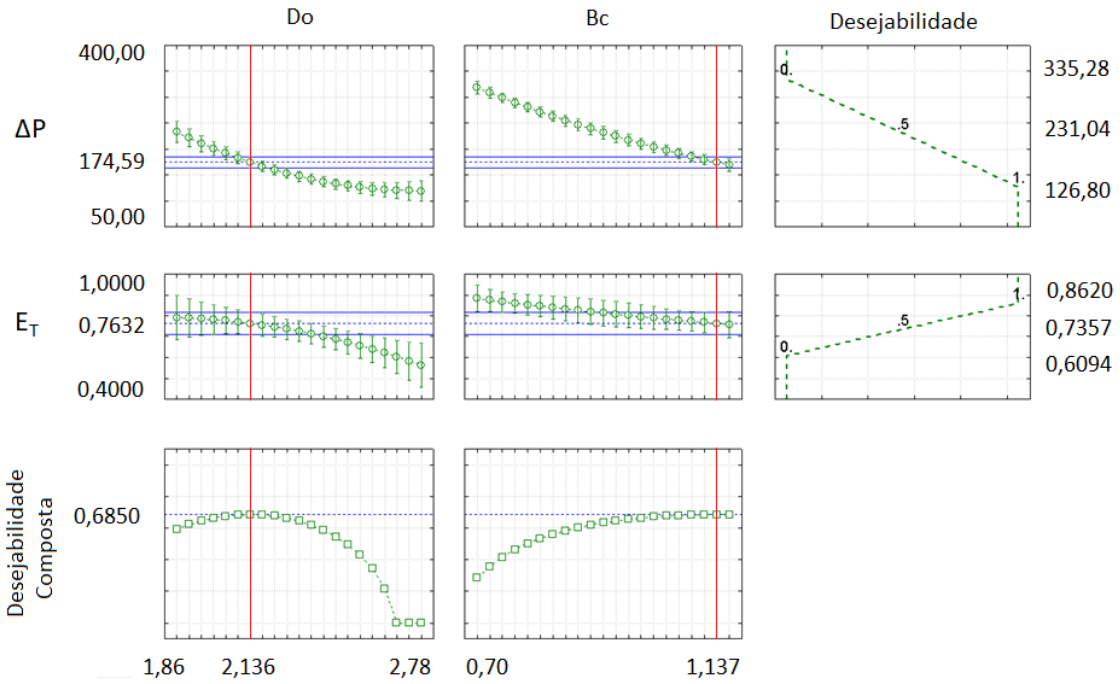

Figura 40: Otimização simultânea das respostas eficiência total de separação e perda de carga.

Os valores ótimos preditos para perda de carga e eficiência total de separação foram de 174,59 Pa e 0,7632 respectivamente. Para tal, os valores dos parâmetros geométricos D_o e B_c foram 2,136m e 1,137m respectivamente e a desejabilidade composta atingiu o valor de 68,5%. O valor modesto para a desejabilidade indica a dificuldade de otimização simultânea das respostas já que o desejável seria obter alta eficiência e baixa queda de pressão, sendo que o aumento de ambas as variáveis geométricas aumenta ambas as respostas. Entretanto, o procedimento adotado é aceitável já que com ele foi possível atingir um valor superior a 50%, evidenciando a existência de uma região mais favorável para as duas variáveis analisadas em conjunto.

4.4. Simulação do Ciclone Otimizado

A assertividade do estudo de otimização foi verificada pela simulação do ciclone otimizado, que apresenta diâmetro de overflow 7,9% menor e largura do duto de entrada 22,5% maior quando comparado com a geometria base (ciclone 9 do planejamento experimental). A Figura 41 mostra a parte superior dos dois ciclones, onde podem ser vistas as diferenças apontadas.

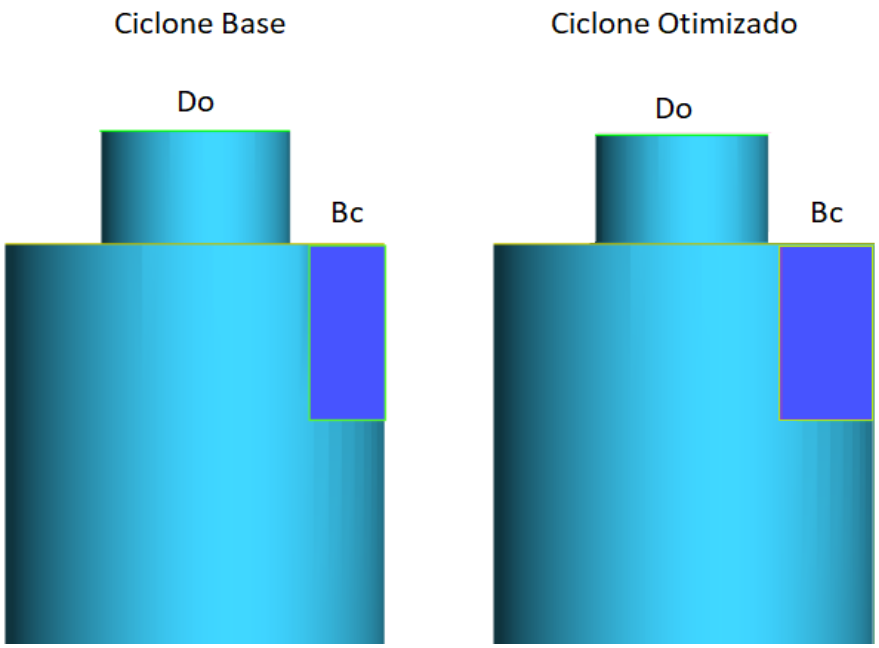

Figura 41: Diferença nas geometrias do ciclone base e ciclone otimizado.

A Tabela 18 apresenta os valores para as respostas preditos pelo modelo ajustado e aqueles observados por simulação numérica. Também estão colocados os erros relativos, cujos valores baixos atestam a adequação do modelo de previsão, dentro da região estudada.

Tabela 18: Diferença entre valores preditos pelo modelo de ajuste e observados por simulação numérica

	Valor Predito	Valor Observado	Erro
Perda de Carga	174,59	174,02	0,3%
Eficiência de Separação	0,7632	0,7514	1,6%

Quando comparado ao ciclone base, o ciclone otimizado teve redução de 10,9% em sua perda de carga (de 195,29 Pa para 174,02 Pa), o que se conseguiu às custas de uma pequena redução de 3,6% na eficiência de separação (de 0,7794 para 0,7514). As Figuras 42 e 43 mostram gráficos comparativos dos perfis de velocidade tangencial e axial entre o ciclone base e o ciclone otimizado.

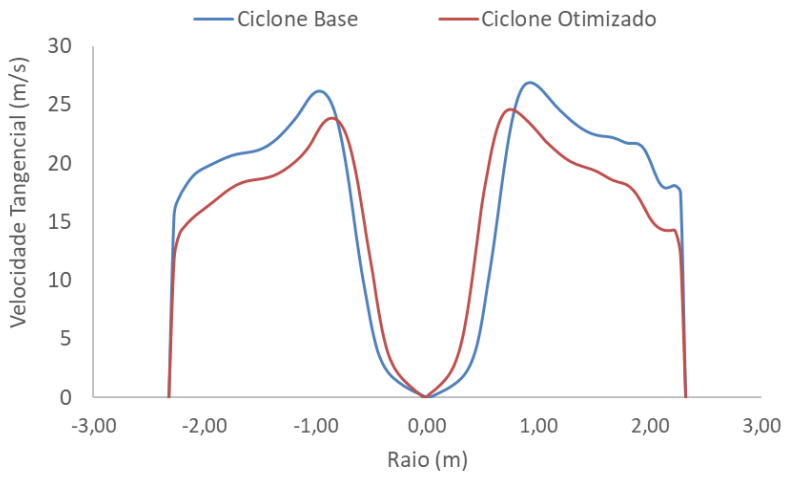

Figura 42: Comparação do perfil de velocidade tangencial para o ciclone base e para o ciclone otimizado.

A velocidade tangencial desempenha importante papel no processo de separação das partículas. Como é a força inercial centrífuga que determina se as partículas serão direcionadas para a parede, onde serão coletadas, ou para o centro, de onde serão perdidas para o overflow, quanto maior a velocidade tangencial, melhor a eficiência de coleta. Pela Figura 42 pode-se perceber a redução da velocidade tangencial para o ciclone otimizado em todo o campo de escoamento, quando comparado com o ciclone base. Isso justifica a menor eficiência de separação atingida por este ciclone. Em contrapartida, essa redução de velocidade tangencial, que chegou a 8,6% no valor de pico, reduz a energia consumida nas formas de energia cinética rotacional, fricção e energia cinética turbulenta, resultando em menor perda de carga e consequente melhora nos custos de operação do sistema.

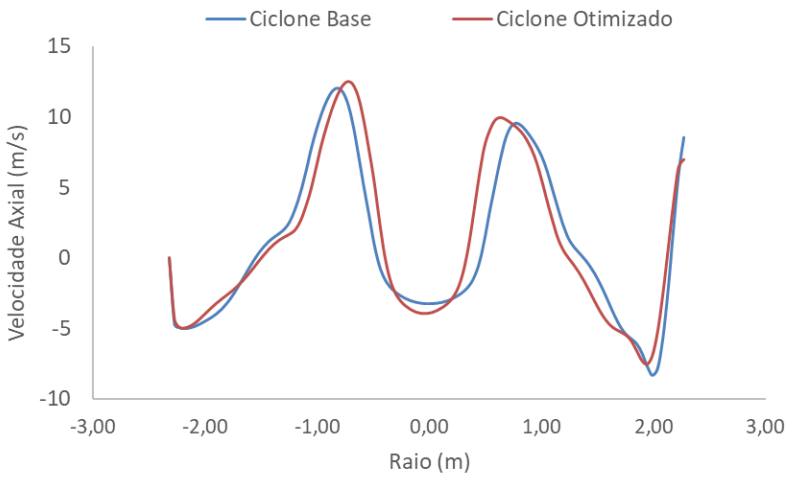

Figura 43: Comparação do perfil de velocidade axial para o ciclone base e para o ciclone otimizado

A velocidade axial é outro fator crítico na eficiência de separação. O movimento espiralado descendente na região externa do ciclone é o mecanismo dominante de transporte dos sólidos para o fundo do ciclone. O gráfico da Figura 43 apresenta velocidade axial semelhante para os dois ciclones nas proximidades da parede, o que pode estar relacionado com a atenuação da perda de eficiência de coleta para o ciclone ótimo. Na região central, observa-se um discreto aumento no módulo da velocidade axial que, como evidenciado anteriormente, está relacionado com a redução do diâmetro do "overflow".

5. Conclusão

5.1. Considerações Finais

A simulação por fluidodinâmica computacional associada à técnica de planejamento de experimentos se mostrou uma metodologia poderosa não só para o projeto de equipamentos, mas também no entendimento dos fenômenos físicos que ocorrem no interior destes. Uma vez definida uma matriz de experimentos, pode-se estudar o impacto da variação dos parâmetros geométricos definidos (diâmetro do "overflow" e largura do duto de alimentação) nos indicadores de desempenho estabelecidos (eficiência total de separação e perda de carga), permitindo a otimização da geometria.

De maneira geral, os resultados indicam que variações tanto no diâmetro do "overflow" quanto na largura do duto de alimentação impactam na magnitude das componentes tangencial e axial da velocidade no interior do ciclone. Também foi possível verificar que as variações no diâmetro do "overflow" trazem alterações mais significativas no escoamento na parte central do ciclone, ao passo que variações na largura do duto de entrada parecem estar associadas a modificações no escoamento na região periférica.

Pode-se ainda relacionar os perfis de velocidade encontrados com as variáveis respostas obtidas para o planejamento de experimentos. Observou-se que, quanto maior a magnitude das velocidades tangencial e axial, maior é a eficiência de separação e, consistente e consequentemente, maior é a perda de carga.

Analisando os modelos de regressão obtidos foi possível perceber que D_o tem impacto mais significativo nas respostas quando comparado a B_c, mas os dois fatores afetam no mesmo sentido, ou seja, a redução tanto em D_o quanto em B_c implica em aumento na eficiência de separação e também no aumento da perda de carga. Verificou-se que a redução nas dimensões citadas acarreta no aumento da velocidade tangencial, componente mais importante para a separação nos ciclones. A elevação da magnitude do campo centrífugo gerado explica o aumento percebido na eficiência de separação. Em contrapartida, esta restrição ao fluxo gera maior perda de carga pelo aumento da energia consumida nas formas de energia cinética rotacional, fricção e energia cinética turbulenta.

Fica evidenciado então que o aumento na eficiência de separação implica no aumento da perda de carga. Como a otimização pretendida era maximizar a eficiência e minimizar a perda de carga, foi necessário buscar o equilíbrio entre as respostas de maneira a obter o melhor resultado global. Para tal, foi utilizada a função desejabilidade implementada no programa "Statistica". O resultado desta análise apresentou desejabilidade composta de 68,5%, demonstrando a dificuldade de otimização simultânea das respostas. Ainda assim, foi possível obter para o ciclone otimizado uma redução de 10,9% na perda de carga, o que se conseguiu às custas de uma redução de 3,6% na eficiência de separação. A geometria otimizada apresentou redução de 7,9% em D_o e aumento de 22,5% em B_c quando comparada com a geometria base.

A performance do ciclone otimizado foi validada utilizando CFD. Os erros relativos entre os resultados obtidos na simulação e aqueles obtidos no procedimento de otimização foram inferiores a 2%, indicando a confiabilidade dos modelos de ajuste obtidos no planejamento de experimentos.

5.2. Sugestões para trabalhos futuros

Para complementar o presente trabalho, sugere-se a variação de outros parâmetros geométricos do ciclone, verificando sua interação com os parâmetros já estudados neste trabalho e os impactos no escoamento e nas respostas.

Além disso, recomenda-se a utilização da abordagem Euleriana para descrição da fase dispersa no modelo de simulação e comparação dos resultados com os obtidos pela abordagem Lagrangeana utilizada no presente trabalho.

Por fim, destaca-se a importância da validação experimental dos resultados. Para tal propõe-se o "scale down" da geometria obtida e construção de modelo para testes de bancada.

Referências Bibliográficas

"Ansys Fluent 15.0. Theory Guide". United States of America, ANSYS, Inc., 2013.

"Ansys Fluent 15.0. Users Guide". United States of America, ANSYS, Inc., 2013.

"ANSYS ICEM CFD 18.1. Help Manual". United States of America, ANSYS, Inc., 2017."

AKW Equipamentos e Processos. Disponível em: <http://www.akwauv.com/Hidrociclones-AKA-VORTEX-e-distribuidores-radiais-AKA-SPIDER.htm>. Acesso em 15 de março de 2018.

ALLEN, T., Particle Size Measurement – 3rd edition – London, New York: Chapman and Hall, 1981.

ANJOS, R. P., KLEIN, T. S., MEDRONHO, R. A. Simulação com CFD no OpenFOAM de Escoamento em Hidrociclones com Variantes do Modelo k-ε e Modelo de Duas Escalas. CBCFD 2016 - I Congresso Brasileiro de Fluidodinâmica Computacional, Campina Grande, 2016.

ANJOS, R. P., OLIVEIRA, R. S., MEDRONHO, R. A., "Numerical Simulation of a Bradley Mini- Hydrocyclone" 7th International Conference on Advances in Applied Science and Environmental Technology - ASET. Bangkok: IRED Headquarters. 2017. p. 20-23.

ANJOS, R.P., "Avaliação do Desempenho de Modelos de Turbulência em Hidrociclones Utilizando o OpenFOAM". Dissertação de M.Sc., Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos/Escola de Química/Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2016.

AZADI, M., AZADI, M., MOHEBBI, A., "A CFD study of the effect of cyclone size on its performance parameters". Journal of Hazardous Materials, v. 182 pp. 835–841, 2010.

BHASKAR, K.U., MURTHY, Y.R., RAJU, M. R., TIWARI, S., SRIVASTAVA, J. K., RAMAKRISHNAN, N., "CFD simulation and experimental validation studies on hydrocyclone". Minerals Engineering, v. 20, pp. 60 – 71, 2007.

BIRD, R. B., STEWART, W. E., LIGHTFOOT, E. N., Fenômenos de Transporte - 2ª Edição - Rio de Janeiro: LTC, 2004.

BLAZEK, J. Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications – 1st Edition - Badden-Daettwil, Switzerland: Elsevier, 2001.

BOX, G. E. P.; HUNTER, J. S.; HUNTER, W. G. Statistics for Experimenters: Design, Innovation and Discovery. 2ª. ed. New Jersey: John Wiley & Sons, 2005.

BRAR, L. S., SHARMA, R. P., ELSAYED, K., “The effect of the cyclone length on the performance of Stairmand high-efficiency cyclone”. Powder Technology, v. 286 pp. 668–677, 2015.

CHHABRA, R. P., AGARWAL, L., SINHA, N. K., “Drag on non-spherical particles: an evaluation of available methods”. Powder Technology, v. 101, pp. 288–295, 1999

CORTÉS, C., GIL, A., “Modeling the gas and particle flow inside cyclone separators”. Progress in Energy and Combustion Science, v. 33, pp. 409-452, 2007.

CREMASCO, M. A., Operações unitárias em sistemas particulados e fluidomecânicos - 2ª Edição – São Paulo: Blucher, 2014.

DELGADILLO, J. A., RAJAMANI, R. K., “A comparative study of three turbulence-closure models for the hydrocyclone problem”. International Journal of Mineral Processing, v. 77 pp. 217–230, 2005.

DU, Y., WANG, C., LV, Q., LI, D., LIU, H., CHE, D., “CFD investigation on combustion and NOx emission characteristics in a 600 MW wall-fired boiler under high temperature and strong reducing atmosphere”. Applied Thermal Engineering, v. 126, pp. 407–418, 2017.

ELSAYED, K., LACOR, C., “Modeling, analysis and optimization or aircyclones using artificial neural network, response surface methodology and CFD simulation approaches”. Powder Technology, v. 212 pp. 115 – 133, 2011.

ELSAYED, K., LACOR, C., “Optimization of the cyclone separator geometry for minimum pressure drop using mathematical models and CFD simulations”. Chemical Engineering Science, v. 65 pp. 6048 – 6058, 2010.

ELSAYED, K., LACOR, C., “The effect of cyclone inlet dimensions on the flow pattern and performance”. Applied Mathematical Modelling, v. 35 pp. 1952 – 1968, 2011.

ELSAYED, K., LACOR, C., “The effect of cyclone vortex finder dimensions on the flow pattern and performance using LES”. Computer & Fluids, v. 71 pp. 224 – 239, 2013.

FERZIGER, J. H., PÉRIC, M. Computational Methods for Fluid Dynamics – 3rd Edition – Germany: Springer, 2002.

FOX, R. W., MCDONALD, A. T., Introdução à Mecânica dos Fluidos - 5ª Edição -Rio de Janeiro: LTC, 2001.

GIBSON, M. M., LAUNDER, B. E. “Ground Effects on Pressure Fluctuation in the Atmospheric Boundary Layer". J. Fluid Mech., v. 86, pp. 491-511, 1978.

HAIDER, A., LEVENSPIEL, O., **“**Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Nonspherical Particles”. Powder Technology, v. 58, pp. 63-70, 1989.

HOEKSTRA, A.J., DERKSEN, J.J., VAN DEN AKKER, H.E.A., “An experimental and numerical study of turbulent swirling flow in gas cyclone”. Chemical Engineering Science, v. 54, pp. 2055–2065, 1999.

HOFFMANN, A. C., DE GROOT, M., HOSPERS, A., “The effect of the dust collection system on the flow pattern and separation efficiency of a gas cyclone”. The Canadian Journal of Chemical Engineering, v. 74, pp. 464–470, 1996.

HOFFMANN, A. C., STEIN, L. E., Gas Cyclones and Swirl Tubes: Principles, Design and Operation – 2nd Edition – Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 2008.

KLEIN, T. S. The Development and Application of Two-Time-Scale Turbulence Models for Non-Equilibrium Flows. Tese de D.Sc., School of Mechanical, Aerospace and Civil Engineering/University of Manchester, Manchester, United Kingdom, 2012.

KOZOLUB, P., KLIMANEK, A., BIALECKI, R. A., ADAMCZYK, W. P., “Numerical simulation of a dense solid particle flow inside a cyclone separator using the hybrid Euler–Lagrange approach”. Particuology, v. 31 pp. 170–180, 2017.

LESIEUR, M. Turbulence in Fluids - 4th Edition - The Netherlands: Springer, 2008

LIU, F., CHEN, J., ZHANG, A., WANG, X., DONG, T., “Performance and flow behavior of four identical parallel cyclones”. Separation and Purification Technology, v. 134, pp. 147–157, 2014.

MASSARANI, G., Fluidodinâmica em sistemas particulados – 2ª Edição - Rio de Janeiro: E-Papers Serviços Editoriais, 2002.

MONTGOMERY, D. C. Design and Analysis of Experiments - 5th Edition - United States of America: John Wiley & Sons, Inc, 2001.

PATANKAR, S. V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. United States of America: Taylor & Francis, 1980.

PAWAR, S. S., SUNNAPWAR, V.K., “Experimental and CFD investigation of convective heat transfer in helically coiled tube heat exchanger”. Chemical Engineering Research and Design, v. 92, pp. 2294–2312, 2014.

PEÇANHA, R., Sistema particulados#: operações unitárias envolvendo partículas e fluidos - 1ª Edição – Rio de Janeiro: Elsevier, 2014.

PERRY, R. H., GREEN, D. W., Perry’s Chemical Engineers’ Handbook - 7ª Edição – United States of America.: McGraw-Hill, 1997

POPE, S. B. Turbulent Flows. United States of America: Cambridge University Press., 2000.

RODRIGUES, M. I., IEMMA, A. F. Planejamento de Experimentos e Otimização de Processos: uma estratégia sequencial de planejamentos – 1ª Edição – Campinas, SP: Casa do Pão Editora, 2005.

SCHIESTEL, R. Modeling and Simulation of Turbulent Flows – 1st Edition - United States of America: ISTE Ltd and John Wiley & Sons, Inc, 2008

SEDREZ, T. A., DECKER, R. K., SILVA, M. K., NORILER, D., MEIER, H. F., "Experiments and CFD-based erosion modeling for gas-solids flow in cyclones". Powder Technology, v. 311, pp. 120–131, 2017.

SLACK, M. D., PRASAD, R. O., BAKKER, A., BOYSAN, F., "Advances in Cyclone Modelling Using Unstructured Grids", IChemE, v. 78, Part A, 2000.

SONG, C., PEI, B., JIANG, M., WANG, B., XU, D., CHEM, Y., "Numerical analysis of forces exerted on particles in cyclone separators". Powder Technology, v. 294 pp. 437–448, 2016.

SPEZIALE, C. G., SARKAR, S., GATSKI, T. B. "Modelling the Pressure-Strain Correlation of Turbulence: An Invariant Dynamical Systems Approach". J. Fluid Mech., v. 227, pp. 245-272, 1991.

SUN, X., KIM, S., YANG, S. D., KIM, H. S., YOON, J. Y., "Multi-objective optimization of a Stairmand cyclone separator using response surface methodology and computational fluid dinamics". Powder Technology, v. 320 pp. 51 – 65, 2017.

SUN, X., YOON, J. Y., "Multi-objective optimization of a gas cyclone separator using generic algorithm and computational fluid dynamics". Powder Technology, v. 325 pp. 347–360, 2018.

SVAROVSKY, L., Solid-Gas Separation. In: WILLIAMS, J. C., ALLEN, T., Handbook of Powder Technology. England: Elsevier, 1981.

TENNEKES, H., LUMLEY, J. L. A First Course in Turbulence. United States of America: The MIT Press, 1972.

VANDEWALLE, L. A., VAN CAUWENBERGE, D. J., DEDEYNE, J. N., VAN GEEM, K. M., MARIN, G. B., "Dynamic simulation of fouling in steam cracking reactors using CFD". Chemical Engineering Journal, v. 329, pp. 77-87, 2017.

VERSTEEG, H. K., MALALASEKERA, W. An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method – 2nd Edition - England: Pearson, 2007.

WANG, B., XU, D. L., CHU, K. W., YU, A. B., "Numerical study of gas-solid flow in a cyclone separator". Applied Mathematical Modelling, v. 30 pp. 1326–1342, 2006.

WASILEWSKI, M., BRAR, L. S., “Optimization of the geometry of cyclone separators used in clinker burning process: A case study”. Powder Technology, v. 313, pp. 293–302, 2017.

WILCOX, D. C. Turbulence Modeling for CFD – 1st Edition – California, United States of America: DCW Industries, Inc., 1994.

WILLS, B. A. Mineral Processing Technology**.** An introduction to the practical aspects of ore treatment and mineral recovery - 8th edition - United Kingdom: Pergamon Press, 2016.

WINFIELD, D., PADDISON, D., CROSS, M., CROFT, N., CRAIG, I., “Performance comparison of a blast furnace gravity dust-catcher vs. tangential triple inlet gas separation cyclone using computational fluid dynamics”. Separation and Purification Technology, v. 115, pp. 205–215, 2013.

YANG, J., SUN, G., GAO, C., “Effect of the inlet dimensions on the maximum-efficiency cyclone height”. Separation and Purification Technology, v. 105 pp. 15–23, 2013.

ZHAO, B., SU, Y., ZHANG, J., “Simulation of gas flow pattern and separation efficiency in cyclone with conventional single and spiral double inlet conFiguration”. IChemE, v. 84, Part A, pp. 1158–1165, 2006.