

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA QUÍMICA**

MARIBEL VALVERDE RAMIREZ

**MODELAGEM DA EFICIÊNCIA DE COLETA EM CICLONES UTILIZANDO A
FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL**

SÃO CARLOS – SP

Setembro de 2013

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA QUÍMICA**

MARIBEL VALVERDE RAMIREZ

**MODELAGEM DA EFICIÊNCIA DE COLETA EM CICLONES UTILIZANDO A
FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de São Carlos como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Química. Área de concentração de pesquisa e desenvolvimento de processos químicos.

Orientador: Prof. Dr. José Antônio Silveira Gonçalves

SÃO CARLOS – SP

Setembro de 2013

**Ficha catalográfica elaborada pelo DePT da
Biblioteca Comunitária/UFSCar**

V215me

Valverde Ramirez, Maribel.

Modelagem da eficiência de coleta em ciclones utilizando a fluidodinâmica computacional / Maribel Valverde Ramirez. -- São Carlos : UFSCar, 2013.

161 f.

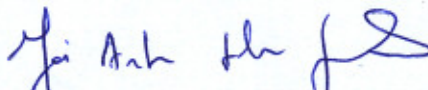
Tese (Doutorado) -- Universidade Federal de São Carlos, 2013.

1. Engenharia química. 2. Ciclone. 3. Análise numérica. 4. Turbulência - modelos matemáticos. 5. Eficiência de coleta. 6. Integração numérica. I. Título.

CDD: 660 (20^a)

MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA DA TESE DE DOUTORADO DE **MARIBEL VALVERDE RAMIREZ**, APRESENTADA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS EM 30 DE SETEMBRO DE 2013.

BANCA EXAMINADORA:



José Antonio Silveira Gonçalves
Orientador / UFSCar



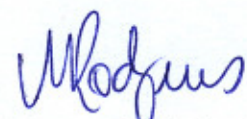
Vádila Giovana Guerra Béttega
UFSCar



Rodrigo Béttega
UFSCar



Nivaldo Aparecido Corrêa
USP



Marcos Vinícius Rodrigues
UNIFAL

Dedico este trabalho a meus pais e familiares pela dedicação, incentivo e apoio permanente para a minha formação.

AGRADECIMENTOS

Agradeço de forma especial ao professor José Antônio Silveira Gonçalves, pela orientação, pela oportunidade, pelo apoio constante no meu processo de aprendizagem tornando possível a concretização da minha etapa de formação no doutorado.

Ao programa de Pós-Graduação do departamento de Engenharia Química da Universidade Federal de São Carlos, por oferecer condições para o desenvolvimento deste trabalho.

A CNPq, pelo suporte financeiro concedido através da minha bolsa de doutorado.

Aos colegas da área de controle ambiental Liliana, Gabriel, Marcelo, Gladson, Nestor.

Aos Amigos: Rolando, Luciana, Neide, Cinthia, Maritza, Victor, Nilsa

Enfim, a todos que contribuíram para a realização deste trabalho

"It is interesting to do a problem
for curiosity. But it is
exciting to see how
you can apply it"

(Mary Wheeler, Medalha John von Neumann, 2013)

Modelagem da eficiência de coleta em ciclones utilizando a fluidodinâmica computacional

RESUMO

O ciclone é um equipamento utilizado para separar partículas suspensas em correntes gasosas. A análise do escoamento dentro do ciclone é complexa devido ao grande número de parâmetros e variáveis operacionais que influenciam na dinâmica do sistema. Devido a sua versatilidade de uso e a sua robustez nos resultados a fluidodinâmica computacional é uma alternativa importante utilizada com frequência no estudo da dinâmica do escoamento no ciclone. Na literatura existem vários trabalhos que fazem uso da fluidodinâmica computacional no estudo da queda de pressão. Entretanto, no estudo da eficiência de coleta, os artigos são em menor quantidade. No ciclone, a fluidodinâmica computacional permite simular a eficiência de coleta de partículas com diâmetro maiores que 5 μm com bastante precisão; a modelagem da eficiência de coleta para partículas com diâmetros menores ainda resultam em valores diferentes dos valores experimentais. Neste trabalho foram realizadas as simulações numéricas no ciclone tipo Stairmand; foram injetadas partículas de 1 a 5 μm . Para a verificação foram tomados dados experimentais disponíveis na literatura. Os dados experimentais foram obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005). A malha utilizada nas simulações, foi analisada antes e depois das simulações. Os modelos de turbulência utilizados para simular o escoamento no ciclone foram: *Reynolds Stress Model* (RSM) e *Large Eddy Simulation* (LES). A fase dispersa foi simulada considerando acoplamento de uma via e acoplamento de duas vias. Para integrar as equações de movimento das partículas, foram utilizados os esquemas de integração: implícito, analítico, trapezoidal e Runge-Kutta. Os resultados mostraram que a metodologia empregada mostrou-se adequada para reproduzir o comportamento do escoamento no ciclone. As porcentagens de erro obtidos na queda de pressão foram em média menores que 5% e na eficiência de coleta foram reproduzidas com boa precisão para os diâmetros de 3, 4 e 5 μm .

Palavras-chave: ciclone, malhas refinadas, fluxo turbulento, eficiência de coleta, esquemas de integração, acoplamentod de uma e duas vias.

Modeling the cyclone collection efficiency using computational fluid dynamics

ABSTRACT

Cyclones are used to separate suspended particles from gas streams. The analysis of flow inside the cyclone is complex due to the large number of parameters and operating variables that influence the dynamics of the system. Due to its versatility of use and its robustness, results in computational fluid dynamic are an important alternative often used to study the dynamics of flow in the cyclone. In the literature, several works make use of computational fluid dynamics in order to study the pressure drop of cyclones. However, the works about the efficiency of collection are fewer. For the cyclone, computational fluid dynamics allows an accurately simulation of the collection efficiency of particles with diameter greater than 5 mm; but for particles with smaller diameters the simulated results diverge from experimental values. In this work, Stairmand's cyclone was numerically simulated with injected particles with diameters from 1 to 5 mm. The results were verified using available experimental data reported in the literature. The experimental data taken from literature belong to Zhao and Shen Kang (2004) and Zhao (2005). The simulation mesh was analyzed before and after the simulations. The turbulence models used in the simulation of flow in the cyclone were: *Reynolds Stress Model* (RSM) and *Large Eddy Simulation* (LES). The dispersed phase was simulated considering one and two way couplings. The equation of motion of the particles was integrated using the integration schemes: implicit, analytic, trapezoidal, and Runge-Kutta. The results showed that the methodology was adequate to reproduce the behavior of the flow in the cyclone. The error percentages obtained in pressure drop were under 5% and the average collection efficiency was reproduced with good accuracy for diameters of 3, 4 and 5 mm.

Keywords: cyclone, mesh refined, turbulent flow, collection efficiency, schema integration, one and two way coupling.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - PANORAMA GERAL DO TRABALHO

1.1 Introdução.....	1
1.2 Importância do estudo.....	2
1.3 Objetivos da pesquisa.....	4
1.4 A Estrutura da tese.....	5

CAPÍTULO 2 - SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS NO CICLONE

2.1 Mecanismos de funcionamento do ciclone.....	7
2.2 O Desempenho do ciclone.....	11
2.3 Desenho e otimização do ciclone.....	12
2.3.1 Famílias de ciclones.....	14
2.4 Estudos do desempenho do ciclone.....	15

CAPÍTULO 3 - TRANSPORTE DAS PARTÍCULAS NO CICLONE

3.1 Os tipos de fluxo disperso em movimento.....	19
3.2 Tipos de acoplamento das fases.....	20
3.3 Parâmetros importantes.....	21
3.4 A turbulência.....	26
3.5 Vorticidade no fluxo.....	28
3.6 Partículas no fluxo turbulento.....	29
3.7 A Camada limite.....	31
3.8 O transporte da partícula pelo mecanismo de saltação.....	32
3.9 A avalanche de partículas.....	34
3.10 A aglomeração de partículas em fluxos turbulentos.....	35
3.11 Turboforesis.....	36
3.12 A erosão da parede.....	36
3.13 O rebote de partícula.....	37
3.14 Rugosidade da parede.....	37
3.15 Tempos de residência da partícula no ciclone	39

CAPÍTULO 4 - USO DA FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL NO CÁLCULO DA EFICIÊNCIA DE COLETA NO CICLONE COM ALIMENTAÇÃO TANGENCIAL

4.1 A influências dos parâmetros geométricos.....	40
---	----

4.1.1	Influência da altura da superfície cônica.....	41
4.1.2	Influência da altura total do ciclone.....	42
4.1.3	Influência do Diâmetro.....	45
4.1.4	Influência do diâmetro da base do cone.....	46
4.1.5	Influência do duto de alimentação.....	48
4.1.6	Influência do <i>vortex finder</i>	52
4.1.7	Influência dos estabilizadores de fluxo.....	56
4.1.7.1	Estabilizadores de fluxo dentro da caixa coletora de pó	57
4.1.7.2	Estabilizadores de fluxo localizados entre o cone e a caixa coletor de pó..	59
4.1.8	Influência das características físicas da parede.....	62
4.1.9	Influência da escala operacional.....	65
4.2	Influência das variáveis operacionais.....	67
4.3	Aplicando a fluidodinâmica computacional na modelagem do ciclone.....	73
CAPÍTULO 5 - MODELAGEM MATEMATICA E METODOS NUMÉRICOS		
5.1	A fase contínua - aproximação Euleriana	77
5.1.1	Simulação numérica da turbulência.....	79
5.2	A Fase dispersa - tipos de aproximações	83
5.2.1	Abordagem Lagrangeana.....	85
5.2.2	Acoplamento de movimento.....	86
5.2.3	Simulação da dispersão turbulenta das partículas.....	97
5.3	Métodos numéricos.....	91
5.3.1	Condições de contorno.....	91
5.3.2	Discretização temporal.....	93
5.3.3	Discretização espacial.....	95
5.3.4	Integração da equação de movimento da partícula.....	98
5.3.5	Geração da malha.....	100
5.3.6	Avaliação da qualidade da malha.....	103
5.3.7	Índice de convergência da malha.....	105
5.4	Verificação e validação computacional.....	107
CAPÍTULO 6 - SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO DESEMPENHO DO CICLONE		
6.1	Dados experimentais.....	108

6.2 Erros nas medições.....	109
6.3 Etapas de pré-processamento.....	110
6.4 Procedimentos de solução.....	112
6.4.1 Critérios de coleta da partícula.....	114
6.4.2 Critério de convergência numérica.....	115
6.5 Análises da malha.....	115
6.5.1 Análise a <i>priori</i>	118
6.5.2 Análise a <i>posteriori</i>	118
6.6 A queda de pressão no ciclone.....	119
6.7 A eficiência de coleta no ciclone.....	122
6.7.1 Número de partículas injetadas.....	126
6.7.2 Esquema de integração das partículas.....	128
6.7.3 Efeito do coeficiente de restituição e do fator de forma da partícula.....	133
6.7.4 Acoplamento de uma e de duas vias.....	135
6.7.5 Tempo de residência físico da partícula no ciclone.....	137
6.8 Comparações entre perfis de velocidade e queda de pressão.....	139
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	144
CAPÍTULO 8 - REFERÊNCIAS.....	147

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Ciclone de alimentação tangencial com fluxo reverso. Adaptado de RHODES (2008).....	8
Figura 2 - Balanço de forças sobre a partícula em uma orbita de equilíbrio. Adaptado de Rhodes (2008).....	10
Figura 3 - Curva da eficiência fracionaria. Adaptado de Hoffmann e Stein (2002).....	11
Figura 4 - Esquema do ciclone.....	14
Figura 5 - Dispersão da partícula e o número de Stokes. Fonte: Crowe, Sommerfeld e Tsuji (1998).....	24
Figura 6 - Interação gás - partículas. Adaptado de Li et al (2010).....	31
Figura 7 - Transporte da partícula pelo mecanismo de saltação.....	32
Figura 8 - Esquema de distribuição das partículas considerando o fenômeno da avalanche de partículas. Adaptado de Pirker e Kahrmanovic (2006).....	35
Figura 9 - Dimensões características do ciclone.....	41
Figura 10 - Diâmetro de corte em função ao comprimento natural. Adaptado de Hoffmann e Stein (2002).....	43
Figura 11 - Diâmetro de corte em função da altura total do ciclone. Adaptado de Ma, Ingham e Wen (2000).....	44
Figura 12 - Eficiência de coleta em função do ângulo de inclinação da superfície cônica. Adaptado de Pishbin e Moghiman (2010).....	45
Figura 13 - Diâmetro de corte em função ao diâmetro do ciclone. Adaptado Ma et al. 2000.....	46
Figura 14 - Diâmetro de corte em função do diâmetro da base do cone. Adaptado Chuah, Gimbin e Choong (2006).....	48
Figura 15 - Tipos de dutos de alimentação do ciclone. Adaptado de Pirker e Kahrmanovic (2007).....	50
Figura 16 - Tipos de dutos de alimentação. Adaptado de Qian e Wu (2009).....	51
Figura 17- Comparação da eficiência em ciclones onde o ângulo de inclinação do duto de alimentação foi variado. Adaptado de Qian e Wu (2009).....	51
Figura 18 - Diâmetro de corte em função da altura e da largura do duto de alimentação no ciclone. Adaptado de Elsayed e Lacor (2011).....	52

Figura 19 - Eficiência de coleta em função ao diâmetro do <i>vortex finder</i> . Adaptado de El-Batsh (2013).....	55
Figura 20 - Eficiência de coleta em função da altura do <i>vortex finder</i> . Adaptado de El-Batsh (2013).....	56
Figura 21 - Ciclone com estabilizador de fluxo cônico.....	58
Figura 22 - Ciclone com tubo de descarga acoplado.....	60
Figura 23 - Eficiência de coleta para diferentes alturas do tubo vertical acoplado na base do cone. Adaptado de Qian e Zhang (2006).....	61
Figura 24 - Eficiência de coleta em função da rugosidade da parede. Adaptado Kaya, Karagoz e Avci (2011).....	64
Figura 25 - Ciclones com diferentes tamanhos. Adaptado de Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010).....	66
Figura 26 - Diâmetro de corte em função ao tamanho do ciclone. Adaptado de Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010).....	66
Figura 27 - Eficiência de coleta simulada para diferentes concentrações alimentadas, mantendo a velocidade de alimentação constante. Adaptado de Qian e Zhang 2006.....	71
Figura 28 - Eficiência de coleta quando é variada a temperatura. Adaptado de Shin et al. (2005).....	72
Figura 29 - Eficiência de coleta quando é variada a pressão. Adaptado de Shin et al. (2005)....	73
Figura 30 - Distribuição da velocidade no fluxo turbulento.....	78
Figura 31 - Esquema de interação da partícula com a estrutura turbulenta do fluxo.....	88
Figura 32 -Trajetória real e trajetória aproximada da partícula.....	98
Figura 33 - Malha estruturada (a) e malha não estruturada (b). Fonte: Sharbatdar (2010).....	101
Figura 34 - Malha isotrópica (a) e malha anisotrópica (b). Fonte: Sharbatdar (2010).....	102
Figura 35 - O ciclone (a), vista frontal dos blocos (b) e vista superior dos blocos (c).....	111
Figura 36 - Malha gerada no ciclone.....	112
Figura 37 - Perfil de distribuição das células, malha A (a), malha B (b).....	116
Figura 38 - Perfil de distribuição das células, malha C (a), malha D (b).....	117
Figura 39 - Erro na queda de pressão utilizando o modelo de turbulência RSM.....	120

Figura 40 - Erro na queda de pressão utilizando o modelo de turbulência LES.....	121
Figura 41 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 12m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.....	124
Figura 42 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 16 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.....	125
Figura 43 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 20 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.....	125
Figura 44 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 24 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.....	126
Figura 45 - Erro na eficiência de coleta utilizando o esquema de integração Runge-Kutta quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.....	127
Figura 46 - Erro na eficiência de coleta utilizando o esquema de integração Trapezoidal quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.....	128
Figura 47 – Eficiência de coleta em diferentes esquemas de integração, para 9000 partículas injetadas quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.....	131
Figura 48 - Erro na eficiência de coleta quando o coeficiente de restituição é igual a 0,9.....	135
Figura 49 - Erro na eficiência de coleta quando o fator de forma da partícula é igual a 0,9.....	135
Figura 50 - Eficiência de coleta em função ao tipo de acoplamento.....	137
Figura 51 - Tempo médio de coleta das partículas.....	139
Figura 52 - Tempo médio de saída da partícula do ciclone.....	139
Figura 53 - Velocidade tangencial quando a altura da superfície cilíndrica é 0,05 m, utilizando os modelos de turbulência RSM e LES. Dados experimentais tomados de Zhao, 2005.....	140
Figura 54 - Velocidade axial, quando a altura da superfície cilíndrica é 0.05 m; utilizando .modelos de turbulência RSM e LES. Dados experimentais tomados de Zhao, 2005.....	141
Figura 55 - Perfil da pressão estática utilizada o modelo de turbulência RSM. Malha A (a), Malha B (b) e Malha C (c).....	142
Figura 56 - Perfil da pressão estática na malha C', modelo de turbulência RSM (d) e modelo de turbulência LES (e).....	143
Figura 57 - Vetores de velocidade média utilizando o modelo de turbulência RSM.....	143

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Desenho standard da família de ciclones de fluxo reverso. Fonte Leith, 1984.....	15
Tabela 2 - Características das simulações onde foi variada a altura da superfície cônica.....	41
Tabela 3 - Características das simulações onde foi variada a altura do ciclone.....	42
Tabela 4 - Características das simulações onde foi variado o diâmetro do ciclone	45
Tabela 5 - Características das simulações onde foi variado o diâmetro da base do cone.....	47
Tabela 6 - Características das simulações onde foram realizadas variações no duto de alimentação do ciclone.....	49
Tabela 7 - Características das simulações onde foram variadas as dimensões do <i>vortex finder</i>	53
Tabela 8 - Características das simulações do ciclone com estabilizadores de fluxo cônico.....	57
Tabela 9 - Características das simulações do ciclone com tubo de descarga.....	60
Tabela 10 - Características das simulações onde foram variadas as características físicas da parede do ciclone.....	62
Tabela 11 - Características das simulações onde foi variada a escala operacional do ciclone.....	65
Tabela 12 - Características das simulações onde foram variadas as variáveis operacionais no ciclone.....	68
Tabela 13 - Faixa de distorção e qualidade da célula (ANSYS, 2011).....	104
Tabela 14 - Dados experimentais obtidos por Zhao et al 2004.....	109
Tabela 15 - Dimensões do ciclone.....	109
Tabela 16 - Refinamento da malha construída no ciclone.....	115
Tabela 17 - Ângulo de distorção das células.....	118
Tabela 18 - Simulação da queda de pressão utilizando o modelo de turbulência RSM.....	119
Tabela 19 - Simulação da queda de pressão utilizando o modelo de turbulência LES.....	121
Tabela 20 - Simulação da eficiência de coleta quando são injetados 900 partículas utilizando o modelo de turbulência RSM.....	123

Tabela 21 - Simulação da eficiência para diferentes quantidades de partículas injetadas, quando $v_i = 20\text{m/s}$ e passo de tempo igual a $0,001\text{s}$	130
Tabela 22 - Simulação da eficiência de coleta para diferentes velocidades de alimentação.....	132
Tabela 23 - Simulação da eficiência de coleta em função ao coeficiente de restituição.....	134
Tabela 24 - Simulação da eficiência de coleta considerando o modelo de integração Trapezoidal.....	134
Tabela 25 - Eficiência de coleta em função ao tipo de acoplamento.....	137
Tabela 26 - Tempo empregado pela partícula no ciclone (s).....	138

Lista de Símbolos

a	Altura do duto de entrada	[m]
a_1, a_2, a_3	Constantes para o cálculo do coeficiente de arrasto	—
a_{22}, \dots, a_{66}	Coefficientes para o esquema de integração Runge-Kutta	—
a_i^u, a_i^v, a_i^w	Flutuações em ângulos	—
b	Comprimento do duto de entrada	m
b_{21}, \dots, b_{65}	Coefficientes para o esquema de integração Runge-Kutta	—
b_1, b_2, b_3, b_4	Constantes para o cálculo do coeficiente de arrasto	—
B	Diâmetro da base do cone	m
B_p	Constante para o cálculo da velocidade em paredes lisas	—
c_1, \dots, c_6	Coefficientes para o esquema de integração Runge-Kutta	—
C_D	Coefficiente de arrasto	—
C_S	Constante de Smagorinsky	—
C_i, C_o	Concentração das partículas na entrada e saída do ciclone	kg/m ³
C_μ	Constante da equação da viscosidade turbulenta	—
Co	Número de Courant	—
d_p	Diâmetro da partícula	μm
D_H	Diâmetro hidráulico	m
$D_{L,ij}$	Termo de transporte por difusão molecular	kg/m.s ³
$D_{T,ij}$	Termo de difusão turbulenta das tensões de Reynolds	kg/m.s ³
D_c	Diâmetro do ciclone	m
D_r	Coefficiente de dispersão turbulenta radial da partícula	—
D_x	Diâmetro do <i>vortex finder</i>	m
D_{c1}	Diâmetro do coletor de pó	m
e_θ, e_n	Coefficientes de restituição tangencial e normal	—
$E(\%)$	Porcentagem da eficiência de coleta da partícula	—
Eu	Número de Euler	—
f_m	Coefficiente de atrito	—
f^p	Termo adicional no acoplamento de duas vias	m/s

f	Frequência de transmissão dos vórtices	Hz
F_C, F_D	Força centrífuga e força de arrasto	N
F_{ij}	Termo de produção de rotação das tensões de Reynolds	—
F_s	Fator de segurança	—
g	Aceleração da gravidade	m^2/s
h	Altura da superfície cilíndrica	m
H	Altura total do ciclone	m
H_1	Altura do coletor de pó	m
I	Intensidade turbulenta	—
k	Constante de von Karman	—
k	Energia cinética turbulenta	m^2/s^2
k_s	Altura da rugosidade	m
k_s^+	Coefficiente da superfície rugosa	—
l_e	Comprimento característico do redemoinho	m
L	Comprimento natural do ciclone	m
L_i	Comprimento do duto de alimentação	m
m_p	Massa da partícula	kg
N_1, N_2	Volumes de controle da malha fina e da malha grossa	—
N_g	Número de giros no ciclone	—
N	Número de partículas injetadas	—
Pe_p	Número de Peclet	—
P_{ij}	Termo de produção das tensões de Reynolds	—
Q	Vazão de gás	m^3/s
Q_i, Q_o	Vazão volumétrica do gás na entrada e na saída	m^3/s
Re	Número de Reynolds do gás	—
$R_1 \sim R_6$	Números aleatórios baseados distribuição normal	—
Re_{DH}	Número de Reynolds baseado no diâmetro hidráulico	—
Re_p	Número de Reynolds da partícula	—
r_{12}, r_{23}	Refinamento da malha	—

r	Raio do ciclone	m
s	Altura interna do <i>vortex finder</i>	m
S_p	Área superficial da partícula não esférica	m ²
s_v	Área superficial de um volume equivalente	m ²
St	Número de Strouhal	—
Stk	Número de Stokes	—
S_i, S_o, S_c	Fluxos mássicos das partículas na entrada, saída e coletado	kg/s
Stk_{50}	Número de Stokes baseado no diâmetro de corte	—
t	Tempo médio do gás no ciclone	s
t_{cross}	Tempo que a partícula utiliza para atravessar o redemoinho	s
t_e	Tempo de vida característico do redemoinho	s
τ_p	Tempo de residência da partícula	s
T_L	Escala de tempo integral	s
\bar{t}_p	Tempo de residência médio da partícula	s
\bar{u}	Velocidade média do gás	m/s
u', v', w'	Flutuação da velocidade	m/s
u^*	Velocidade de fricção	m/s
u_{im}, v_{im}, w_{im}	Frequência de flutuações	Hz
$\overline{u_i u_j}$	Tensor de Reynolds	kg/m.s ³
V_T	Volume total do ciclone	m ³
V_p	Volume da fase dispersa	m ³
V_θ	Velocidade tangencial do fluxo,	m/s
$V_{\theta 1, \theta 2}$	Velocidade tangencial da partícula antes e depois do impacto	m/s
V_r	Velocidade radial	m/s
$V_{n 1}, V_{n 2}$	Velocidade normal da partícula antes e depois do impacto	m/s
W	Velocidade equivalente	m/s
x_p	Vetor posição da partícula	m
y	Distância da parede a partir de um determinado ponto	m
$\alpha_{p,g}$	Fração volumétrica da partícula e do gás	—
α'	Fator de relaxação	—

ΔB	Função da rugosidade da parede	—
ΔP	Queda de pressão	Pa
ε	Dissipação de energia cinética turbulenta	m^2/s^3
ε_{ij}	Dissipação viscosa	m^2/s^3
ζ	Número de distribuição normal aleatória	—
η_k	Escala de comprimento de Kolmogorov	m
θ_{igual}	Células equiangulares	—
$\theta_{max}, \theta_{min}$	Ângulo de distorção máximo e mínimo	—
ℓ	Escala de comprimento da turbulenta	m
μ	Viscosidade dinâmica	kg/ms
ν	Viscosidade cinemática	m^2/s
v_t	Velocidade terminal da partícula	m/s
v_i	Velocidade de alimentação do gás	m/s
v_s	Velocidade de saltação	m/s
v_p	Velocidade da partícula	m/s
ρ, ρ_p	Densidade do gás, densidade da partícula	kg/m^3
τ_w	Tensão de cisalhamento na parede	kg/ms^2
τ	Tempo associado à fase contínua	s
τ_k	Escala de tempo de Kolmogorov	s
φ	Variável genérica de transporte	—
ϕ	Fator de forma da partícula	—
Φ_{ij}	Tensor correlação pressão de tensores	kg/ms^3
Φ_p	Fração mássica da partícula	—
ω, ω_p	Velocidade angular do fluxo e velocidade angular da partícula	rad/s
α	Ângulo de inclinação da superfície cônica no ciclone	°

CAPÍTULO 1 - PANORAMA GERAL DO TRABALHO

1.1 INTRODUÇÃO

A necessidade de se separar as partículas presentes em correntes gasosas ocorre principalmente devido às exigências tecnológicas dos processos (separação e/ou recuperação de material particulado), a adequação à normativa ambiental, e a limpeza de emissões gasosas antes de serem lançadas ao meio ambiente (SVAROVSKY, 1981).

Entre os equipamentos utilizados na limpeza de correntes gasosas destaca-se o ciclone. As vantagens no uso do ciclone incluem baixo custo de operação, baixo custo de capital (construção simples), confiabilidade no uso, e adequação para serem utilizados em condições extremas de pressão e temperatura (SVAROVSKY, 1981).

O ciclone tem especial aplicação na limpeza do meio ambiente. As normativas de emissão de poeira industrial estão se tornando cada vez mais rigorosas com as altas concentrações de material particulado suspenso na atmosfera, devido às graves ameaças para a saúde humana (DERKSEN; VAN DEN AKKER; SUNDARESAN, 2008).

O ciclone, apesar de ser considerado um equipamento de simples construção, apresenta vários parâmetros geométricos e variáveis operacionais, que influenciam no seu desempenho (PANT; CROWE; IRVING, 2002; HOFFMANN; STEIN, 2008). Segundo Kaya e Karagoz (2009) a análise do escoamento dentro do ciclone é complexa devido ao grande número de parâmetros geométricos que influenciam a dinâmica do sistema.

Na configuração geométrica do ciclone são importantes: o diâmetro do ciclone, o diâmetro do *vortex finder*, o menor diâmetro da superfície cônica, e as dimensões do duto de entrada. As características físicas da parede como rugosidade e erosão também são importantes no cálculo da eficiência de coleta (UTIKAR et al., 2010).

Na literatura, a abordagem numérica do ciclone, tem sido realizada utilizando diversos modelos. Com estes modelos foram desenvolvidos projetos novos. Entre citados na literatura destaca-se o modelo da fluidodinâmica computacional. Esta técnica apresenta suporte tanto na realização de novos projetos como na etapa de avaliação de ciclones em funcionamento. Na literatura estão registrados numerosos estudos sobre o desempenho do ciclone, a grande maioria relacionada ao cálculo da queda de pressão. O cálculo da eficiência de coleta precisa de maior aprofundamento sobre a dinâmica da partícula.

1.2 IMPORTÂNCIA DO ESTUDO

A dinâmica do processo de separação das partículas no ciclone ainda é pouco compreendida apesar de existir grande interesse na comunidade científica nos estudos relacionados ao processo de separação neste equipamento. Dentro do ciclone estão presentes fenômenos físicos complexos tais como: o transporte pelo mecanismo de saltação na camada limite, formação de avalanches de partículas, aglomeração das partículas, a turboforesis, concentração preferencial, modulação da turbulência, erosão da parede, rebote das partículas (impactos partícula-parede e partícula-partícula), rugosidade da parede, grandes gradientes de pressão e temperatura. Em todos os fenômenos mencionados anteriormente, a turbulência tem participação determinante.

Segundo Koch e Licht, (1977), se os ciclones fossem desenhados com maior precisão, poderiam realizar melhor a coleta das partículas.

O projeto e a otimização do ciclone dependem das dimensões geométricas e das condições operacionais do equipamento. No processo, estão envolvidos muitos parâmetros e variáveis, com os quais se torna complexo o gerenciamento da otimização do equipamento seja na etapa de projeto ou na etapa de avaliação do funcionamento.

A realização de provas experimentais demanda tempo, custos operacionais, depende das condições operacionais e da escala operacional do equipamento. O fluxo dentro do ciclone pode ser laminar, transiente ou turbulento. Nos ciclones industriais, os fluxos perto da parede são laminares e perto do eixo central possuem alta turbulência. Nesses ciclones, o impacto partícula-parede, o atrito gerado e a rugosidade da parede são significativos. Por outro lado, ciclones testados em laboratórios operam com baixo número de Reynolds, não sendo possível registrar fenômenos que só ocorrem quando o número de Reynolds é maior. Portanto, provas experimentais em escala de laboratório não podem prever com precisão a eficiência de coleta em ciclones industriais (UTIKAR et al., 2010).

Os modelos numéricos, utilizados para o estudo do processo de separação de partículas nos ciclones, constituem uma alternativa importante que é utilizada com frequência. Entre as técnicas numéricas, destacam-se os pertencentes à fluidodinâmica computacional devido a sua versatilidade, permitindo resultados qualitativos e quantitativos.

Desde o primeiro trabalho publicado por Boysand, Ayers e Swithenbank (1982) fazendo uso da fluidodinâmica computacional no estudo de ciclones, esta técnica tem sido utilizada para

determinar o desempenho do ciclone. Na literatura existe uma grande quantidade de trabalhos que fazem uso desta técnica no estudo da queda de pressão. Entretanto, no estudo da eficiência de coleta, os artigos são em menor quantidade.

No ciclone, a fluidodinâmica computacional permite simular a eficiência de coleta de partículas com diâmetro maiores que 5 μm com precisão. Por outro lado, a modelagem da eficiência de coleta para partículas com diâmetros menores que 5 μm ainda resultam em valores diferentes dos valores experimentais. Os desvios entre os valores simulados e experimentais aumentam principalmente para partículas de 1 e 2 μm (DERKSEN, 2003; KAYA; KARAGOZ, 2009; YOSHIDA et al., 2003; QIAN et al., 2007; GIMBUN, 2005; CHUAH; GIMBUN; CHOONG, 2006; ZHAO; ZHANG, 2006; SHALABY; WOZNIAK; WOZNIAK, 2006; SHI; BAYLESS, 2007; SHIN et al., 2005; SOMMERFELD; ANH-HO, 2003; RAOUFI et al., 2008; GRIFFITHS; BOYSAN 1996; PANT; CROWE; IRVING, 2002; LEE; YANG; LEE, 2006; SHUKLA K., SHUKLA P., GHOSH 2013; YANG; SUN; GAO, 2013).

Para realizar a modelagem é importante que o fenômeno físico seja analisado e compreendido. Nas simulações do ciclone, geralmente a fase dispersa injetada é diluída. A dinâmica desta fase torna-se complexa devido aos fenômenos físicos como turbulência, gradientes de velocidade e pressão, efeitos derivados da colisão partícula-parede e rugosidade da parede. Na modelagem, com frequência, muitos fenômenos são negligenciados. Segundo Qian e Zhang (2006), efeitos tais como interação partícula-partícula e partícula-parede ainda não foram totalmente compreendidas e, portanto muitas vezes não são considerados nas modelagens.

Na simulação numérica do ciclone é fundamental o uso de um modelo de turbulência adequado (GRIFFITHS; BOYSAN, 1996). Entre os modelos de turbulência que vem se destacando pelo grau de confiabilidade e reprodução de dados experimentais, com menores erros, especialmente no que se refere ao cálculo da eficiência de coleta no ciclone, estão os modelos de turbulência RSM (Reynolds Stress Model) e o modelo LES (Large Eddy Simulation).

Os autores que utilizaram o modelo de turbulência RSM para o cálculo da eficiência de coleta foram: Lee, W., Yang e Lee, D. (2006), Hoffmann et al. (2001), Xiang e Lee (2005), Gimbun et al. (2005), Chuah, Gimbun e Choong (2006), Pirker e Kahrmanovic (2007), Bernardo et al. (2006), Qian e Wu (2009), Elsayed e Lacor (2011), Raoufi et al. (2008), El-Batsh (2013), Dorfeshan e Hashemi (2011), Qian, Zhang, J., Zhang, M. (2006), Kaya e Karagoz

(2009), Azadi, M., Azadi, M., Mohebbi (2010). Por outro lado, em menor quantidade, são os autores que utilizaram o modelo de turbulência LES para o cálculo da eficiência de coleta: Hoekstra (2000), Shalaby, Wozniak K. e Wozniak G (2008), Elsayed e Lacor (2012), Souza, Salvo e Martins (2012), Elsayed e Lacor (2013), Derksen (2003), Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008).

Os resultados têm demonstrado que o modelo LES apresenta superioridade, conseguindo reproduzir com mais exatidão os resultados experimentais. Este modelo simula as diversas escalas de comprimento considerando a velocidade média e a flutuação de velocidade; enquanto que o modelo RSM simula em função dos valores médios (SHUKLA, K.; SHUKLA, P; GHOSH, 2013).

Outro ponto também importante a ser considerado na simulação do ciclone, é a etapa da elaboração da malha. Segundo Shukla, K.; Shukla, P. e Ghosh (2013) a chave do sucesso nas simulações numéricas do ciclone é a distribuição adequada de nós no domínio computacional.

Na simulação numérica, o resultado não deve depender do número de células presentes na malha. Realizar a simulação em malhas, com grande número de células, demanda alto custo computacional. Uma alternativa que melhora a qualidade da malha sem aumentar excessivamente o número de células é a técnica de adaptação da malha. Nesta técnica, são realizados refinamentos das células somente nas regiões onde estão presentes os maiores gradientes.

A dinâmica do escoamento é caracterizada pelo acoplamento entre as fases, podendo ser acoplamento de uma ou duas vias. Acoplamento de duas vias considera que a partícula interfere na dinâmica da fase gasosa, assim como a fase gasosa interfere na dinâmica da partícula, ou seja, estão incluídas interações mútuas. Segundo Utakir et al. (2010), a simulação numérica considerando duas vias precisa de grande suporte computacional. Esse é o motivo pelo qual, na literatura, estão registrados somente os estudos feitos por: Derksen, Sundaresan e van den Akker (2006), Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008), e Wan et al. (2008) para ciclones de alimentação tangencial.

1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA

Com este trabalho objetiva-se modelar, a eficiência de coleta e a queda de pressão em um ciclone de alimentação tangencial, fazendo uso da fluidodinâmica computacional. O diâmetro das partículas injetadas no ciclone foi de 1 a 5 μm . Para verificar as simulações numéricas foram

utilizados dados experimentais disponíveis na literatura. Esta pesquisa foi realizada com software comercial de fluidodinâmica computacional disponível no Departamento de Engenharia Química na Universidade Federal de São Carlos.

Para desenvolver o objetivo principal foram executados os seguintes objetivos específicos:

- Revisar na literatura artigos referentes ao estudo do cálculo da eficiência de coleta em ciclones de alimentação tangencial fazendo uso de modelos. Descrever detalhes dos artigos que fazem uso da técnica da fluidodinâmica computacional. Descrever os principais fenômenos que governam a dinâmica do escoamento.
- Elaborar a geometria do ciclone, realizar a distribuição adequada dos blocos utilizando a técnica multibloco e analisar a malha antes e depois dos cálculos.
- Determinar a influência do número de partículas, do passo do tempo, do modelo de integração da equação de movimento. Comparar os resultados com os dados experimentais.
- Determinar a influência do fator de forma da partícula e do coeficiente de restituição na simulação da eficiência de coleta. Comparar os resultados com os dados experimentais.
- Utilizar as abordagens de um e dois vias. Comparar os resultados com os dados experimentais.

1.4 A ESTRUTURA DA TESE

A presente tese possui a seguinte estrutura:

No Capítulo 2, apresenta-se o mecanismo de funcionamento do ciclone, as principais forças que caracterizam a dinâmica de partículas com 1 e 5 μm e são descritos os modelos utilizados na literatura para determinar a dinâmica da partícula no ciclone.

No Capítulo 3, estão apresentados mecanismos físicos que governam o transporte da partícula no ciclone.

No Capítulo 4, apresenta-se a revisão bibliográfica, são mostrados estudos onde foram realizados os cálculos da eficiência de coleta utilizando a fluido dinâmica computacional.

No Capítulo 5, são abordados a turbulência e o uso da fluidodinâmica computacional para simular a turbulência do fluxo dentro do ciclone.

No Capítulo 6, são apresentados os métodos numéricos utilizados na simulação.

No Capítulo 7, é calculado o a eficiência de coleta e a queda de pressão mediante a técnica da fluidodinâmica computacional.

No Capítulo 8, são apresentadas as conclusões deste estudo, e são citadas recomendações para trabalhos futuros.

No Capítulo 9, Apresenta-se o material bibliográfico utilizado na realização desta tese.

CAPÍTULO 2 - SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS NO CICLONE

A separação das partículas no ciclone depende do mecanismo de funcionamento, das variáveis, e dos parâmetros operacionais. As quais influenciam, na dinâmica do escoamento dentro do ciclone. Neste capítulo são abordados: o mecanismo de funcionamento do ciclone, os parâmetros mais importantes que caracterizam o desempenho do ciclone, as características do desenho, as famílias de ciclones de fluxo reverso, e os principais estudos realizados sobre o desempenho do ciclone.

2.1 MECANISMOS DE FUNCIONAMENTO DO CICLONE

Segundo Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008), o ciclone de alimentação tangencial utiliza o mecanismo centrífugo através do movimento giratório das partículas pela parede e da dispersão turbulento do gás distribuindo as partículas ao longo do ciclone. Os efeitos do mecanismo centrífugo e da dispersão turbulência estão em função ao tamanho da partícula. As partículas de menor diâmetro são distribuídas ao longo do ciclone pela dispersão turbulenta e as partículas maior diâmetro são acumuladas próximas à parede devido ao mecanismo centrífugo.

De acordo com Vicente (2007) a dinâmica do fluxo no ciclone é extremamente complexa, apresenta movimentos principais e secundários derivados da turbulência, sendo altamente dependente das condições de alimentação e da geometria interna.

O ciclone é um dispositivo que utiliza as forças externas perpendiculares ao fluxo para separar as partículas (KANAOKA, 2006). No ciclone as partículas são tratadas como um conjunto de partículas individuais sobre os quais atuam as forças centrífugas e forças de arrasto (ABRAHAMSON, 1975).

Segundo Ma, Ingham e Wen (2000), as partículas de maior tamanho possuem maior inércia e conseqüentemente obtém maior força centrífuga. Quando a força centrífuga é suficientemente grande, as partículas se deslocam pela parede até serem coletadas pela parte inferior do ciclone. As partículas de menor tamanho são influenciadas pela força de arrasto e abandonam o ciclone pela parte superior junto com o gás.

Segundo Barbosa-Cánovas, Ortega-Rivas e Yan (2005), a força centrífuga age radialmente, enquanto a força gravitacional é fraca por serem alimentadas partículas pequenas

(em média 5 μm). Dependendo do diâmetro do ciclone, a força centrífuga gerada no ciclone pode alcançar entre 5 e 2500 vezes a força gravitacional.

Na Figura 1, o escoamento é alimentado tangencialmente pela parte superior do ciclone, com a mudança na direção do fluxo inicia-se um movimento giratório descendente formando um vórtice externo na seção anular entre o duto de saída do gás e o corpo do ciclone. O escoamento é acelerado à medida que o diâmetro do cone é reduzido ao longo do seu comprimento. Devido à convergência do cone, a fase menos densa inverte o sentido da rotação e a direção, formando um vórtice interno ascendente. A fase mais densa desce pela parede e é coletada na superfície inferior do ciclone.

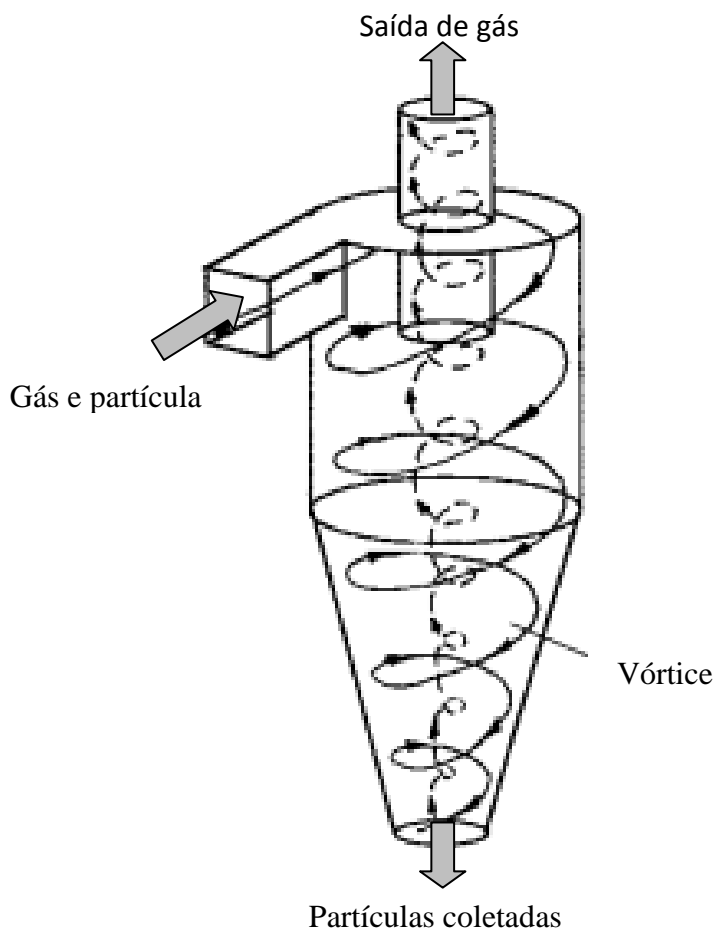


Figura 1- Ciclone de alimentação tangencial com fluxo reverso. Adaptado de RHODES (2008).

No ciclone, o processo de separação, é governado principalmente pela lei de Stokes (BARBOSA-CÁNOVAS; ORTEGA-RIVAS; YAN, 2005). A forma mais comum de representar a lei de Stokes é mediante a Equação (1)

$$V_t = \frac{d_p^2(\rho_p - \rho)\omega^2 r}{18\mu} \quad (1)$$

onde V_t é a velocidade terminal da partícula, ω é a velocidade angular, e r é o raio do ciclone. Quando as partículas entram no corpo do ciclone, elas rapidamente alcançam a velocidade terminal correspondente ao diâmetro da partícula e a posição radial no ciclone.

$$V_\theta = \omega r \quad (2)$$

onde V_θ é a velocidade tangencial do gás. Substituindo a Equação (2) na Equação (1) temos a Equação (3). A Equação (4) representa a localização da partícula.

$$V_t = \frac{d_p^2(\rho_s - \rho_g)V_\theta^2}{18\mu r} \quad (3)$$

$$x_p^2 = \frac{18\mu}{(\rho_p - \rho)} \left(\frac{r}{V_\theta^2} \right) V_r \quad (4)$$

onde V_r é a velocidade radial do gás, x_p é a localização da partícula, μ é a viscosidade cinemática do gás. A velocidade terminal da partícula é máxima quando o fluxo passa pelo *vortex finder*, onde r é menor.

Se a força centrífuga que atua sobre a partícula for maior do que a força de arrasto a partícula se movimenta em direção à parede do ciclone, descendo pela mesma. Caso contrário se, a força de arrasto for maior do que a força centrífuga, a partícula segue o fluxo de gás e sai do ciclone juntamente com o gás (KLINZING et al., 2010). Nas Equações (5) e (6) estão representadas a força de arrasto e a força centrífuga.

$$F_D = 3\pi d_p \mu V_r \quad (5)$$

$$F_C = \rho_p \frac{\pi d_p^3}{6} \frac{V_\theta^2}{r} \quad (6)$$

onde F_D é a força de arrasto e F_C é a força centrífuga.

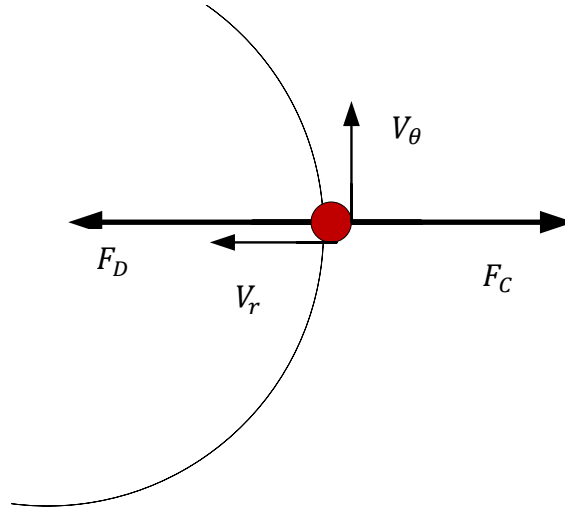


Figura 2 - Balanço de forças sobre a partícula em uma órbita de equilíbrio.
Adaptado de Rhodes (2008).

Na Figura 2, observa-se que as forças centrífugas são dirigidas para fora das linhas de corrente, enquanto que as forças de arrasto são dirigidas para o interior das linhas de corrente. Em uma região de equilíbrio, as forças centrífugas são iguais em magnitude às forças de arrasto. Representando este mecanismo mediante a Equação (7) temos:

$$F_D = F_C \quad (7)$$

$$3\pi d_p \mu V_r = \frac{\pi d_p^3}{6} \rho_p \frac{V_\theta^2}{r} \quad (8)$$

$$d_p = \left(18 \frac{\mu}{\rho_p} \frac{V_r}{V_\theta^2} r \right)^{1/2} \quad (9)$$

O diâmetro de corte, $d_{p(50)}$, é o diâmetro que tem a probabilidade de captura de 50%. Na Equação (9), considerando $r = R$, onde R é o raio do ciclone. O diâmetro de corte do ciclone é:

$$d_{p(50)} = \left(18 \frac{\mu}{\rho_p} \frac{V_r}{V_\theta^2} R \right)^{1/2} \quad (10)$$

Na Figura 3, observa-se a curva típica da eficiência de coleta para ciclones. O diâmetro de corte representa o diâmetro no qual a metade da massa das partículas alimentadas são coletadas.

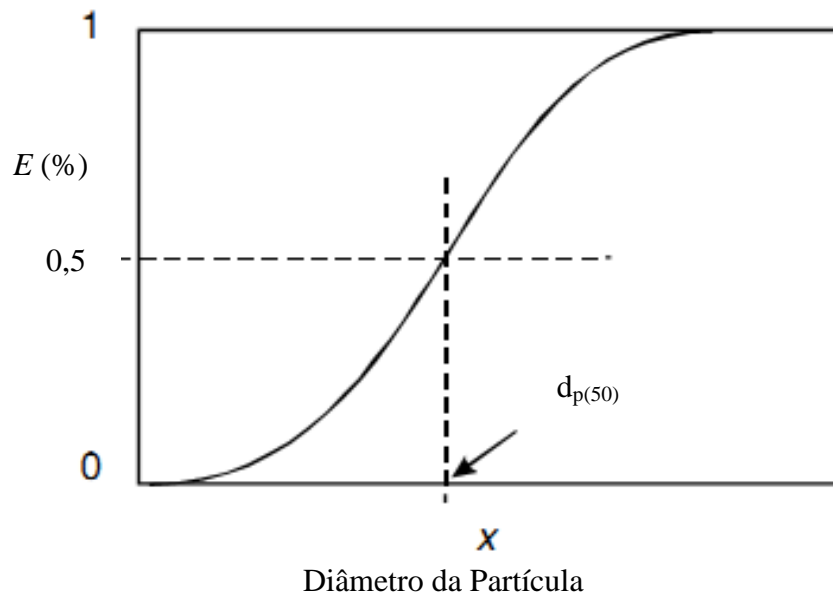


Figura 3 - Curva da eficiência fracionária. Adaptado de Hoffmann e Stein (2008).

A coleta das partículas pequenas é limitada pela massa que estas possuem. Segundo Shukla, K.; Shukla, P. e Ghosh (2011b) nas partículas com diâmetros entre 0,5 - 6,8 μm a força gravitacional e a força de sustentação de Saffman representam entre 1 a 2 % da força total. A força predominante em partículas maiores a 2,1 μm é a força centrífuga e para partículas com diâmetro menor a 2,1 μm a força predominante é a força de arrasto.

Para Shukla, K.; Shukla, P. e Ghosh (2013), as outras forças tais como: forças de sustentação, forças Browniana, força termoforesis são ignoradas devido ao baixo impacto, sendo que a força de arrasto e a força centrífuga são as mais representativas no ciclone quando são alimentadas partículas com diâmetros entre 0,5 a 6,8 μm .

2.2 O DESEMPENHO DO CICLONE

O desempenho do ciclone é caracterizado principalmente pelo cálculo da eficiência de coleta e a queda de pressão. A eficiência de coleta representa a capacidade do ciclone para separar as partículas, enquanto que a queda de pressão representa a perda da energia no ciclone (HOEKSTRA, 2000).

A queda de pressão total é o resultado da queda de pressão no duto de entrada, no duto de saída, e nas paredes internas do ciclone. Geralmente, a queda de pressão no ciclone, é

determinada pela diferença da pressão estática no duto de entrada na entrada e no duto de saída do ciclone.

A pressão estática, no duto de entrada do ciclone, é distribuída de forma uniforme, a pressão estática, no duto de saída do ciclone, é variável devido à presença dos redemoinhos, sendo que na região central apresenta valores negativos e perto da parede apresenta valores positivos. Este fenômeno dificulta a leitura imediata da pressão estática no duto de saída (HOFFMANN; VAN SANTEN; ALLEN, 1992). Com a Equação (11) é calculada a queda de pressão no ciclone.

$$\Delta P = P_{entrada} - P_{saída} \quad (11)$$

A eficiência de coleta determina a capacidade da retenção de partículas, no ciclone. A eficiência é determinada, pela razão, entre a quantidade de partículas retidas e a quantidade de partículas injetadas, em um determinado período de tempo. Na prática, a eficiência total é calculada mediante uma das relações da Equação (12).

$$E \begin{cases} = \frac{S_i - S_o}{S_i} = 1 - \frac{S_o}{S_i} = \frac{S_c}{S_i} = \frac{S_c}{S_c + S_o} \\ = \frac{C_i Q_i - C_o Q_o}{C_i Q_i} = 1 - \frac{C_o Q_o}{C_i Q_i} \end{cases} \quad (12)$$

onde S_i , S_o e S_c são fluxos mássicos das partículas na entrada, saída e coletado, respectivamente. C_i e C_o são concentração das partículas na entrada e saída e Q_i e Q_o vazão volumétrica do gás na entrada e na saída respectivamente.

2.3 DESENHO E OTIMIZAÇÃO DO CICLONE

O primeiro desenho de um ciclone, provavelmente perdeu-se com o tempo. Há relatos que indicam que a primeira fábrica de automóveis, no final do século XIX na França, foi equipada com um sistema de extração de pó, onde foram incorporados ciclones. A história do desenvolvimento e evolução do desenho do ciclone ocorreu simultaneamente e aparentemente de forma independente em vários países, como: Estados Unidos, Reino Unido, Japão e os países do bloco oriental. Onde foram realizadas muitas tentativas para melhorar o desenho básico do ciclone (HOFFMANN; STEIN, 2008).

Antes de 1960, a otimização dos equipamentos era realizada de forma empírica, baseada em resultados experimentais, na intuição ou nos cálculos semiempíricos. Estes métodos apresentam simplicidade na concepção e na avaliação de diversos equipamentos e ainda continuam a ser utilizados na indústria (SGROTT et al., 2012).

Segundo Hoffmann, Groot e Hospers (1996), um dos principais impedimentos para o uso do ciclone em tarefas críticas como, por exemplo, a coleta de partículas com diâmetros menores, é a falta de confiabilidade.

Segundo Koch e Licht (1977), o desempenho do ciclone está em função das dimensões geométricas: a/D_c , b/D_c , D_x/D_c , S/D_c , h/D_c , H/D_c e B/D_c . Na construção do ciclone devem ser consideradas restrições como:

- Para prevenir a formação de curto-circuito, a altura do duto de entrada deve ser menor do que a altura interna do *vortex finder* $a < s$;
- Para evitar a contração súbita, o comprimento do duto de entrada deve ser menor que a diferença de diâmetro, $b < \frac{1}{2}(D_c - D_x)$;
- A altura interna do *vortex finder* deve ser menor do que a altura da superfície cilíndrica, $s < h$;
- A altura da superfície cilíndrica deve ser menor que a altura total, $h < H$;
- A queda de pressão deve ser menor a 2490 Pa (10 in. H_2O)
- Para evitar o arrasto constante das partículas pela fase contínua, a velocidade de alimentação e a velocidade de saltação devem cumprir a seguinte relação: $v_i/v_s \leq 1,35$;
- Para melhorar a eficiência de coleta, a velocidade de alimentação e a velocidade de saltação devem estar na seguinte relação: $v_i/v_s \cong 1,25$.

A Figura 4 mostra o esquema do ciclone com as principais dimensões características.

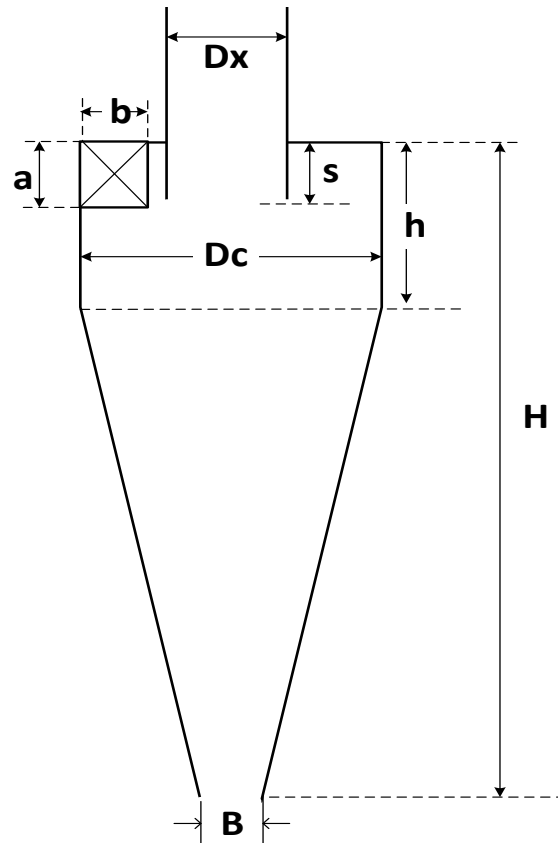


Figura 4 - Esquema do ciclone.

No passado, o objetivo do estudo, era obter a previsão confiável da distribuição do fluxo dentro do ciclone e o rastreamento das partículas para o cálculo da eficiência de coleta; atualmente, o objetivo do estudo, é melhorar a eficiência nos ciclones em funcionamento e projetar ciclones fazendo uso da modelagem numérica (DERKSEN, 2003).

Segundo Vicent (2007); Karagoz, Kaya e Avci (2010); Bose et al. (2010); Sjoblom e Strom (2013), atualmente estão sendo realizados estudos para incorporar o ciclone no sistema de pré-filtro dos automóveis com motor diesel; uma das grandes preocupações é reduzir a concentração das partículas emitidas nos gases de escape ao meio ambiente; concentrações elevadas das partículas emitidas são altamente nocivas. Os resultados prévios estão mostrando que o ciclone é capaz de coletar partículas maiores a $1\mu\text{m}$ com alta eficiência.

2.3.1 FAMÍLIAS DE CICLONES

Os ciclones de fluxo reverso são classificados em famílias. As dimensões de cada família estão correlacionadas em função ao diâmetro do ciclone. As famílias do mesmo tipo possuem

semelhanças no desempenho. As famílias de ciclones são classificadas como: de alta eficiência, de uso geral ou de alta capacidade.

O ciclone de fluxo reverso, tipo Standard, é um dos projetos comumente utilizados na construção de ciclones novos. A chave do sucesso, do ciclone tipo Stairmand, se encontra nas ótimas proporções geométricas (UTIKAR et al., 2010).

Pequenas mudanças, nas dimensões geométricas, influenciam no cálculo da eficiência de coleta. Na Tabela 2, as dimensões, variam ligeiramente entre as colunas, mas, o desempenho do ciclone é influenciado fortemente com as mudanças nas dimensões.

Tabela 1. Desenho standard da família de ciclones de fluxo reverso. Fonte Leith, 1984.

Dimensão	Alta Eficiência		Uso Geral		Alta Capacidade	
	Stairmand	Swift	Lapple	Swift	Stairmand	Swift
D_c	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
D_x/D_c	0,50	0,40	0,50	0,50	0,75	0,75
a/D_c	0,50	0,44	0,50	0,50	0,75	0,80
b/D_c	0,20	0,21	0,25	0,25	0,38	0,35
S/D_c	0,50	0,50	0,62	0,60	0,88	0,85
H/D_c	4,00	3,90	4,00	3,75	4,00	3,70
h/D_c	1,50	1,40	2,00	1,75	1,50	1,70
B/D_c	0,38	0,40	0,25	0,40	0,38	0,40

2.4 ESTUDOS DO DESEMPENHO DO CICLONE

Na literatura, existem vários estudos relacionados ao desempenho do ciclone. Segundo Zhao (2009), Elsayed e Lacor (2010), Azadi e Azadi (2012) e Elsayed e Lacor (2013), os principais métodos e modelos utilizados no estudo do desempenho do ciclone são: métodos experimentais, modelos matemáticos, simulação com a fluidodinâmica computacional e aproximação com o uso de redes neurais artificiais.

Método experimental

Experimentalmente, são utilizados equipamentos para analisar o mecanismo de funcionamento e avaliar o desempenho do ciclone. Os equipamentos que utilizam técnicas invasivas são: o tubo de Pitot e o anemômetro de fio quente. Os equipamentos que utilizam

técnicas não invasivas são: o *Laser Doppler Anemometry* (LDA), *Laser Doppler Velocimetry* (LDV), *Particle Dynamics Analyzer* (PDA) e *Particle Image Velocimetry* (PIV)

Modelo matemático

Este modelo é baseado nas simplificações físicas do fenômeno e nas simplificações matemáticas das equações. O modelo matemático está sujeito à verificação com dados experimentais; neste modelo não são abordados detalhes do comportamento do fluxo, tais como a turbulência no ciclone; os resultados são válidos dentro de um intervalo de condições e hipóteses.

O modelo matemático é classificado em: modelos teóricos, modelos semi-empíricos, e modelos estatísticos (ELSAYED E LACOR 2013)

Os modelos semi-empíricos são elaborados, baseados em uma pequena amostra de ciclones, e não conseguem alcançar a eficiência desejada em escala industrial. Uma das principais deficiências do modelo semi-empírico, é que este modelo, não considera parâmetros críticos que aparecem em fluxos com alta turbulência, como a instabilidade e a assimetria do fluxo (UTIKAR et al., 2010).

A maioria dos modelos semi-empíricos prevê um aumento da eficiência de coleta com o incremento da velocidade de alimentação, mas, não inclui termos que considerem as imperfeições superficiais como, por exemplo, com incremento da velocidade de alimentação a provável ocorrência de como corrosão da parede ou aglomeração de partículas.

Os autores, que estudaram a eficiência de coleta no ciclone, utilizando os modelos matemáticos e semi-empírico foram: Shepherd e Lapple (1940), Sairmand (1952), Barth (1956), Mothes e Loffler (1988); Iozza e Leith (1990); Avci e Karagoz (2000), Avci e Karagoz (2003).

O modelo estatístico é uma alternativa de aproximação. É desenvolvido através da análise de regressão múltipla; sendo mais adequado para prever a queda de pressão no ciclone. Torna-se difícil a determinação de correlações adequadas para reproduzir dados experimentais devidos principalmente à limitada capacidade dos softwares estatísticos e dos algoritmos disponíveis (ZHAO, 2009; ELSAYED; LACOR, 2010).

Os autores, que utilizaram o modelo estatístico no cálculo da eficiência de coleta no ciclone foram:

Ramachandran et al. (1991) analisaram 98 ciclones disponíveis na literatura. Hoekstra (2000) otimizou o ciclone tipo Stairmand. Salcedo e Cândido (2001) adicionaram ao estudo o

modelo de difusividade proposto por Mothes e Loffler (1988). Qian e Zhang (2005) calcularam o comprimento do *vortex* natural. Qian, Huang e Zhang (2009) calcularam a altura e o diâmetro do *vortex finder*. Elsayed e Lacor (2010) utilizaram as equações propostas por Muschelknautz e Kambrock (1970) para calcular a queda de pressão e o diâmetro de corte no ciclone.

Aproximação com o uso de redes neurais

Este modelo é o resultado do desenvolvimento interdisciplinar, das modernas tecnologias computacionais, das ciências biológicas e das máquinas de vetores de suporte. Atualmente, com os novos modelos de inteligência artificial e algoritmos, o uso de redes neurais está se tornando uma abordagem atrativa para resolver sistemas complexos não lineares (ZHAO 2009).

Os autores, que utilizaram a técnica de redes neurais para calcular a eficiência de coleta no ciclone foram: Safikhani, Nourbakhsh e Nariman-Zadeh (2010); Safikhani, Hajiloo e Ranjbar (2011); Pishbin e Moghiman (2010) e Elsayed e Lacor (2013).

Aproximação com a técnica da fluidodinâmica computacional

A técnica da fluidodinâmica computacional é a análise de sistemas que envolvem o transporte de movimento, massa, e calor associado pela simulação computacional (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995). Este modelo captura detalhes físicos que não são registrados pelos modelos matemáticos e estatísticos.

Segundo Utikar et al. (2010), a fluidodinâmica computacional, demonstra superioridade quando comparado com os modelos empíricos no cálculo da eficiência de coleta no ciclone.

Segundo Hoffmann e Stein (2008), a vantagem da à fluidodinâmica computacional, é que está técnica considera os efeitos da turbulência no gás e nas partículas, além de considerar os efeitos da partícula sobre o fluxo, e sobre as demais partículas.

Entre as desvantagens da fluidodinâmica computacional estão os custos computacionais elevados devido a:

- Custo da licença do software, em caso dos softwares de código fechado;
- Requer pessoal especializado no uso da técnica;
- Requer processadores robustos;
- Requer dados experimentais para verificar a confiabilidade dos resultados.

No ciclone, a fluidodinâmica computacional começou a ser utilizado por Boysan, Ayers e Swithenbank (1982). Os autores construíram células de elementos finitos simétricos ao longo do eixo vertical e desenvolveram um modelo para prever a eficiência de coleta e a queda de pressão.

A precisão alcançada com fluidodinâmica computacional, dependente da qualidade da modelagem. No ciclone, a turbulência; é a características marcantes que inclui: formação de redemoinhos, a camada limite tridimensional, grandes curvaturas nas linhas de corrente. Estas características precisam de modelos de turbulência robustos, para representar adequadamente as propriedades anisotrópicas no ciclone (SLACK et al., 2000).

CAPÍTULO 3 - TRANSPORTE DAS PARTÍCULAS NO CICLONE

Neste capítulo são descritos as características do fluxo com partículas dispersas; os principais fenômenos físicos presentes no transporte do escoamento no ciclone. Entre os fenômenos descritos estão: a interação partícula-turbulência, camada limite, velocidade de saltação, formação de avalanches de partículas, aglomeração de partículas, rugosidade e erosão da parede e o tempo de residência da partícula no ciclone.

3.1 OS TIPO DE FLUXO DISPERSO EM MOVIMENTO

O transporte de partículas em um fluxo pode ser classificado como diluído, denso ou granular. Segundo Crowe et al. (2012), não existe parâmetro definitivo que limite fluxos diluídos e fluxos densos, uma vez que existem vários mecanismos inseridos.

A fração volumétrica da fase dispersa é definida pela Equação (13) e a fração mássica da fase dispersa é definida pela Equação (14).

$$\alpha_p = \frac{V_p}{V_t} \quad (13)$$

$$\Phi_p = \frac{m_p}{m_t} \quad (14)$$

onde V_p volume da fase dispersa, V_T volume total, m_p massa da fase dispersa, m_t massa total. A soma das frações da fase dispersa e da fase contínua é igual a 1.

$$\alpha_g + \alpha_p = 1 \quad (15)$$

Baseado no critério da fração mássica e da fração volumétrica o fluxo é classificado como diluído, denso e granular (CROWE et al., 2012).

Fluxo com suspensão diluída

Quando a fração volumétrica da fase dispersa é pequena ($\alpha_p \leq 10^{-3}$). A interação partícula-partícula e os efeitos de colisão podem ser negligenciados. Em fluxos diluídos, a fase contínua influencia na dinâmica da fase dispersa. A fase dispersa não apresenta influência significativamente sobre a dinâmica da fase contínua. Nas simulações podem ser utilizados acoplamento de uma via ou acoplamentos de duas vias.

Quando a fração mássica e a fração volumétrica da fase dispersa incrementam, o efeito da fase dispersa deve ser considerado nas simulações. A transferência de movimento da partícula é grande e pode interferir no movimento da fase contínua. Neste caso as simulações são realizadas considerando acoplamento de duas vias.

Fluxo com suspensão densa

Fluxo com suspensão densa é considerado quando a fração volumétrica é maior que 10^{-3} . Os efeitos da interação partícula-partícula como colisão, coalescência e quebra de partículas tornam-se importantes. Na simulação numérica, as fases são abordadas considerando acoplamento de quatro vias.

Fluxo granular

O fluxo granular é quando a fração volumétrica da partícula é grande ($\alpha_p \rightarrow 1$). Neste tipo de fluxo a turbulência da fase contínua se torna insignificante. A dinâmica das partículas governa a dinâmica do sistema.

3.2 TIPOS DE ACOPLAMENTO DAS FASES

Na interação gás-partícula há troca de propriedades entre as fases. O acoplamento de massa pode ocorrer devido a vários mecanismos, tais como evaporação, condensação, ou reação química. Acoplamento de movimento entre as fases é o resultado do arrasto interfacial. Acoplamento de energia pode ocorrer através da transferência de calor por convecção e/ou radiação (CROWE et al., 2012).

Nas simulações numéricas, um dos grandes desafios é a modelagem de fluxos com duas fases. O efeito da fase contínua sobre a fase dispersa e o efeito da fase dispersa sobre a fase contínua pode ser descrito por aproximações numéricas. Estas aproximações numéricas podem ser Euler-Lagrange ou Euler-Euler.

A simulação de sistemas com duas fases pode ser realizada mediante: acoplamento de uma via, acoplamento de duas vias ou acoplamento de quatro vias.

Acoplamento de uma via

A fase contínua influencia no movimento das partículas através do arrasto e da turbulência. O fluxo da fase contínua é independente da fase dispersa. O cálculo da equação de movimento para a fase contínua pode ser feito a *priori* resolvendo seu próprio conjunto de

equações. A abordagem Euleriana-Lagrangeano é a mais adequada para este tipo de acoplamento.

Acoplamento de duas vias

O movimento da fase contínua e da fase dispersa é afetado mutuamente. A transferência de massa, movimento e energia das duas fases é importante na descrição da dinâmica do sistema. As equações das fases contínuas e discreta são resolvidas simultaneamente. Podem ser utilizadas as aproximações Euleriana-Lagrangeano ou Euleriana-Euleriana.

Acoplamento de quatro vias

Em sistemas onde são considerados quatro acoplamentos, a dinâmica de contato é influenciada significativamente pelo movimento e colisão das partículas. Nas simulações numéricas, a distribuição das partículas pode tornar-se não aleatória, com grandes regiões sem partículas. As aproximações Euleriana-Lagrangeano ou Euleriana-Euleriana podem ser utilizadas.

3.3 PARÂMETROS IMPORTANTES

O parâmetro mais importante que caracteriza o fluxo turbulento dentro do ciclone é o número de Reynolds do gás. Outros parâmetros que também são importantes no ciclone são: número de Reynolds da partícula (Re_p), número de Euler (Eu), número de Stokes (Stk), número de Strouhal (St), número de giros no ciclone (N_g), número Peclet da partícula (Pe_p) e fator de forma da partícula (ϕ).

Número de Reynolds

O número de Reynolds é o número adimensional mais importante da fluidodinâmica, sendo utilizado para determinar o tipo de regime. Este número é influenciado pela velocidade de alimentação, diâmetro do ciclone e as propriedades de transporte do gás (Equação 16).

$$Re = \frac{\rho_g v_i (D_c - D_x)}{\mu} \quad (16)$$

Número de Reynolds da partícula

O número de Reynolds da partícula é definido como a razão entre as forças inerciais e as forças de fricção, Equação (17). O movimento da partícula perto da parede é importante quando o número de Reynolds da partícula é baixo.

$$Re_p = \frac{\rho(v-v_p)d_p}{\mu} \quad (17)$$

A força de arrasto está em função ao número de Reynolds da partícula. Na literatura são descritos correlações empíricas para calcular o coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds da partícula. As Equações (18), (19) e (20) descrevem o coeficiente de arrasto *versus* número de Reynolds da partícula.

$$C_D = \frac{24}{Re_p}, \quad Re_p < 0,5 \quad (18)$$

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0,15Re_p^{0,687}), \quad 0,5 < Re_p < 1000 \quad (19)$$

$$C_D \approx 0,44, \quad Re_p \approx 1000 \quad (20)$$

Número de Euler

É um número adimensional, que descreve a perda de carga na entrada e na saída do ciclone. Quanto maior for o valor do número de Euler, maiores serão as necessidades energéticas no ciclone. Este parâmetro é descrito mediante a relação entre as forças de pressão e a energia cinética por unidade de volume na alimentação. Equação (21)

$$Eu = \frac{2(-\Delta P)}{\rho v_c^2} \quad (21)$$

onde v_c é a velocidade média do fluido na seção cilíndrica do ciclone, esta variável é calculada com a Equação (22)

$$v_c = \frac{4Q}{\pi D_c^2} \quad (22)$$

onde Q é a vazão e D_c é o diâmetro do ciclone.

Número de Stokes

É um número adimensional, que descreve a relação entre as forças de arrasto e as forças inerciais que atuam sobre a partícula. Caracteriza a dispersão das partículas no fluxo turbulento, e determina o grau de inércia da partícula dispersa no fluxo. O número de Stokes resulta da razão entre o tempo de relaxação da partícula e o tempo do fluido, como mostra a Equação (23).

$$Stk = \frac{\tau_p}{\tau} \quad (23)$$

onde τ_p é o tempo que a partícula leva para alcançar a velocidade terminal, τ é o tempo associado a fase contínua. O tempo de relaxação da partícula pode ser determinado mediante a Equação (24)

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu} \quad (24)$$

O tempo do fluido é calculado mediante a Equação (25).

$$\tau = \frac{D_c}{v_i} \quad (25)$$

Substituindo as Equações (24) e (25) na Equação (23) se obtém a Equação (26)

$$Stk = \frac{d_p^2 \rho_p v_i}{18\mu D_c} \quad (26)$$

O número de Stokes determina o grau de equilíbrio cinemático partícula-gás. Na Figura 6 é apresentada o número de Stokes em função da dispersão turbulenta da partícula.

- Para sistemas onde $St \ll 1$, as partículas seguem o movimento do fluido;
- Para sistemas onde $St \gg 1$, as partículas se movimentam de forma independente ao movimento do fluido;
- Para sistemas onde $St \approx 1$, as partículas tenderão a sair para fora da linha de corrente concentrando-se em torno dos redemoinhos. Nesta condição estão presentes os fenômenos de concentração preferencial e turboforesis (STROMGREN, 2008).

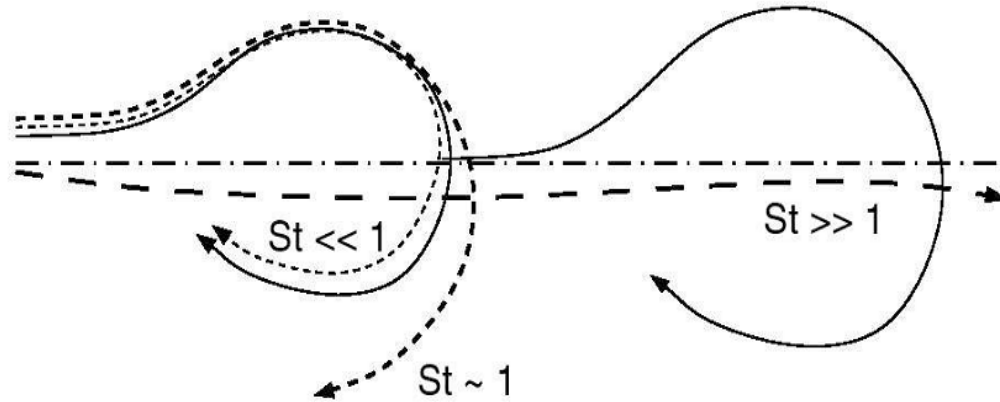


Figura 5 - Dispersão da partícula e o número de Stokes. Fonte: Crowe, Sommerfeld e Tsuji (1998).

O número de Stokes baseado no diâmetro de corte, Equação (27), é constante em uma ampla faixa de número de Reynolds (HOFMANN E STEIN 2008).

$$Stk_{50} = \frac{d_{50}^2 \rho_p v_i}{18 \mu D_c} \quad (27)$$

O número de Stokes baseado no diâmetro de corte está em função da geometria e do número de Reynolds. Para números de Reynolds menores, Stk_{50} diminui com o incremento do número de Reynolds. Para número de Reynolds maiores, Stk_{50} se aproxima a um valor constante (OVERCAMP E SCARLETT 1993).

Elsayed e Lacor (2013) propuseram a equação do número de Stokes baseado no diâmetro de corte (Equação 28) para ciclones tipo Stairmand de alta eficiência.

$$Stk_{50} = 10^{0,3533(\log_{10}(Eu))^2 - 1,1645\log_{10}(Eu) - 2,3198} \quad (28)$$

O número de Stokes, baseado no diâmetro de corte é utilizado para o desenvolvimento de ciclones em escalas maiores a partir de protótipos. O estudo também é conhecido como *scale up* de ciclones. Parâmetros adimensionais como número de Stokes baseado no diâmetro de corte Stk_{50} e o número de Euler Eu são utilizados para relacionar as escalas dado que para uma determinada família de ciclones estes parâmetros são constantes (HOFMANN E STEIN 2008).

Número de Strouhal

Este número adimensional mede a frequência de geração dos vórtices. É definido pela Equação (29) como:

$$St = \frac{fD_c}{v_i} \quad (29)$$

onde f é a frequência de transmissão dos vórtices. O número de Strouhal é aproximadamente constante entre $3000 < Re < 10\ 0000$. Este número é definido como função inversa do número de Stokes. O número de Stokes e o número de Strouhal são parâmetros importantes que permitem determinar a dinâmica da partícula em fluxos turbulentos em função do tempo (CROWE et al., 2012).

Número de giros no ciclone

O número de giros é um parâmetro que caracteriza a rotação do fluxo, é definido como:

$$N_g = \frac{\pi D_x D_c}{ab} \quad (30)$$

A variação do número de giro pode afetar a eficiência de coleta no ciclone. Em geral o incremento do número de giro incrementa a eficiência de coleta das partículas maiores.

Número de Peclet da partícula

Este número adimensional caracteriza o grau de mistura do sistema e relaciona o transporte convectivo com o transporte por difusão. No ciclone, o número de Peclet da partícula na direção radial é descrita mediante a Equação (31).

$$Pe_p = \frac{v_p d_p}{D_r} \quad (31)$$

onde D_r é o coeficiente de dispersão turbulenta radial da partícula, v_p é a velocidade média da partícula na direção radial, d_p é o diâmetro da partícula. Quando o número de Peclet é igual a zero indica mistura perfeita e quando o número de Peclet tende a ∞ isso indica um fluxo em pistão.

Fator de forma da partícula

A forma característica da partícula pode exercer influência na sua capacidade de absorver o impulso do fluxo em movimento. Comumente, é utilizado o fator de forma para caracterizar partículas com formato não esférico, Equação (32).

$$\phi = \frac{S_V}{S_p} \quad (32)$$

onde S_V é a área superficial de um volume equivalente e S_p é a área superficial da partícula não esférica.

O fator de forma varia de $0 < \phi < 1$. Quando $\phi = 1$ trata-se de uma partícula de formato esférico. O fator de forma da partícula influencia nos cálculos da força de arrasto, da força de sustentação e no movimento exercido sobre a partícula. Para o cálculo do coeficiente de arrasto como função do fator de forma da partícula são utilizadas as correlações propostas Haider e Levenspiel em 1989 (ANSYS, 2011).

O coeficiente de arrasto calculado em função ao fator de forma é descrito na Equação (33).

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \left(1 + b_1 Re_p^{b_2} \right) + \frac{b_3 Re_p}{b_4 + Re_p} \quad (33)$$

onde b_1 , b_2 , b_3 e b_4 são os coeficientes. O cálculo dos coeficientes é realizado mediante as Equações (34), (35), (36) e (37).

$$b_1 = \exp(2,3288 - 6,4581\phi + 2,4486\phi^2) \quad (34)$$

$$b_2 = 0,0964 + 0,5565\phi \quad (35)$$

$$b_3 = \exp(4,905 - 13,8944\phi + 18,4222\phi^2 - 10,2599\phi^3) \quad (36)$$

$$b_4 = \exp(1,4681 + 12,2584\phi - 20,7322\phi^2 + 15,8855\phi^3) \quad (37)$$

3.4 A TURBULÊNCIA

A turbulência é caracterizada, pela instabilidade que produz no fluxo. Este fenômeno é de natureza tridimensional, e está composta por movimentos que variam aleatoriamente no espaço, e no tempo. Tradicionalmente, o número de Reynolds tem sido usado para caracterizar a

transição do fluxo. A velocidade instantânea e a flutuação de velocidade variam em função do tempo (POPE 2003; CROWE et al., 2012).

A turbulência é constituída, por diferentes escalas de comprimento; as escalas, de comprimento são do tipo macro, meso e micro; as escalas interagem umas com outras; resolver todas as escalas turbulentas, não é possível com os atuais recursos computacionais. Para reduzir a complexidade do problema são utilizados os modelos de turbulência.

Na turbulência, a energia é alimentada constantemente em forma de grandes escalas pelas forças presentes no fluxo. A energia é transferida por meio de cascata de energia desde as escalas maiores, passando pelo intervalo de inércia até ser dissipada em forma de calor na escala microscópica (OGAWA, 1992).

Os turbilhões são estruturas presentes no fluxo, estas estruturas são de diferentes tamanhos sendo que as escalas macroscópicas são conhecidas como estruturas integrais e as escalas microscópicas são conhecidas também como escalas de Kolmogorov (OGAWA, 1992).

Segundo Slack et al. (2000); Derksen, Sundaresan e van den Akker (2006); Derksen; van den Akker e Sundaresan (2008); Utikar et al. (2010); Souza, Salvo e Martins (2012); Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2013), a turbulência é o principal mecanismo que afeta a distribuição e coleta das partícula no ciclone.

Segundo Sommerfeld e Santiago (2009) a separação de partículas no ciclone é afetada fortemente pelos processos elementares, tais como transporte turbulento de partículas, e colisão entre partículas; estão presentes também os processos de aglomeração e colisão devido às forças de van der Waals, que podem melhorar a eficiência de coleta.

Escalas integrais da turbulência

É a escala dos maiores turbilhões, é importante para analisar a iteração da turbulência com o escoamento. Matematicamente, o comprimento e o tempo dos turbilhões na escala integral são descritos pelas Equações (38) e (39).

$$L_L = \int_0^L v dt \approx (\overline{v^2})^{1/2} T_L \quad (38)$$

$$T_L = C_\mu^{1/2} \frac{k}{\varepsilon} \quad (39)$$

onde L_L é o comprimento característico sobre o qual acontece o processo de relaxação, v é a velocidade da fase contínua, T_L é a escala de tempo integral, k é a energia cinética turbulenta, ε é a energia de dissipação turbulenta e C_μ é constante da viscosidade turbulenta.

Escalas de dissipação ou escala microscópica

Nesta escala, são gerados turbilhões de menor tamanho, devido aos mecanismos não lineares da equação de movimento; nesta escala, a viscosidade tende a dissipar as flutuações na velocidade.

As correlações matemáticas, utilizadas para o cálculo do comprimento e do tempo na escala microscópica, são a Equação 40 e a Equação 41.

$$\eta_k = \left(\frac{v^3}{\varepsilon}\right)^{1/4} \quad (40)$$

$$\tau_k = \left(\frac{v}{\varepsilon}\right)^{1/2} \quad (41)$$

onde η_k é comprimento de Kolmogorov, τ_k é a escala de tempo de Kolmogorov, ν é a viscosidade cinemática e ε a dissipação de energia cinética turbulenta.

3.5 VORTICIDADE NO FLUXO

A vorticidade desempenha função principal, no desenvolvimento do fluxo turbulento. Com o incremento da velocidade tangencial, são geradas, maiores vorticidades no fluxo. A vorticidade é o mecanismo físico, mediante o qual a energia é transmitida desde as maiores escalas até as menores escalas (HOFFMANN; STEIN, 2008).

A vorticidade é o mecanismo fundamental, para a ocorrência da turbulência. Permite a criação e a manutenção da turbulência. A vorticidade não é uma propriedade do fluido, nem é uma propriedade física mensurável diretamente no fluxo.

Matematicamente o movimento da vorticidade pode ser caracterizado como: unidirecionais, bidirecional ou multidirecional. Na literatura estão disponíveis vários modelos para a abordagem unidirecional da vorticidade. Os modelos bidirecionais e multidirecional são poucos e encontra-se em etapa de desenvolvimento (BATTERSON; MAICHE; MAJDALANI, 2007).

As características dos vórtices em movimento são (OGAWA, 1992):

- Movimento tridimensional;
- A velocidade tangencial é o componente predominante no fluxo, com exceção da parte central perto do eixo;
- A velocidade radial é pequena;
- A velocidade axial está concentrada numa região próxima da parede;
- O eixo de simetria pode ser uma espiral com comportamento dinâmico no tempo;
- A turbulência é sempre alta porque o fluxo com vórtice está em um sistema tipo estacionário.

Fluxos com redemoinhos estão compostos por vórtices de diferentes tamanhos. Os redemoinhos desenvolvem função importante no desenvolvimento, na intensificação e na estabilização dos fluxos (HOFFMANN ; STEIN, 2008).

No ciclone, os redemoinhos, e os vórtices fazem com que as partículas maiores sejam lançadas em direção da parede e coletadas na parte inferior e as partículas pequenas removidas pelo *vortex finder*, saem junto com o fluxo de turbilhões ascendentes. (DERKSEN; VAN DEN AKKER; SUNDARESAN 2008)

Segundo Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008) com a redução da intensidade dos redemoinhos, a força centrífuga enfraquece e, como consequência, é registrada queda na eficiência de coleta. Por outro lado com a diminuição da turbulência a eficiência de coleta melhora devido a que é registrado diminuição na difusão das partículas.

3.6 PARTÍCULAS NO FLUXO TURBULENTO

No ciclone, as partículas maiores que 2,1 μm possuem maior inércia e são separadas pela ação centrífuga. As partículas de menor tamanho que possuem menor inércia são afetadas pela dispersão turbulenta resultante da flutuação turbulenta do gás e acompanham o trajeto do gás. O cálculo da força centrífuga depende da velocidade média, enquanto que o cálculo da dispersão turbulenta depende da flutuação de velocidade (SHUKLA, K.; SHUKLA, P.; GHOSH, 2013).

Segundo Derksen (2003); Souza, Salvo e Martins (2012); Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2013) a flutuação de velocidade é responsável pelo movimento das partículas no ciclone.

O efeito da flutuação de velocidade do gás não pode ser negligenciado especialmente para partículas com diâmetros de 0,6 a 10 μm (GIMBUN, 2008).

Estudos experimentais com sofisticados instrumentos de medida mostram que as flutuações de velocidade no ciclone são da ordem de 15 a 20% do valor da velocidade média (SHUKLA, K.; SHUKLA, P.; GHOSH, 2013).

Segundo Tenneti e Subramaniam (2013) as flutuações de velocidade podem surgir a partir da turbulência presente no gás ou podem ser geradas pela interação entre as partículas maiores do que a escala de comprimento de Kolmogorov com a velocidade média de deslizamento. As flutuações de velocidade contribuem com o tensor de Reynolds da fase gás.

A Figura 7 mostra a interação partícula-gás. O movimento do gás é composto pela velocidade média e pela flutuação de velocidade. A velocidade instantânea do gás é a soma da velocidade média e das flutuações instantâneas de velocidade. A velocidade de flutuação influencia na velocidade média através do tensor de Reynolds e a velocidade média influencia nas flutuações de velocidade quando o termo de produção turbulenta é proporcional ao gradiente de velocidade média e ao tensor de Reynolds. A fase contínua e a fase dispersa estão interconectadas pela força de arrasto (LI; QI; YOU, 2010).

As partículas influenciam na turbulência do gás de forma direta e indireta. A influência direta é mediante a atenuação da turbulência e desprendimento dos vórtices. A influência indireta da partícula sobre a turbulência do gás se dá pela alteração dos padrões do fluxo médio (LI; QI; YOU, 2010).

A dispersão turbulenta das partículas é um processo aleatório onde a velocidade da partícula pode ser considerada responsável pela dinâmica do sistema; este fenômeno depende das características da turbulência e das propriedades das partículas (LIU, 1956).

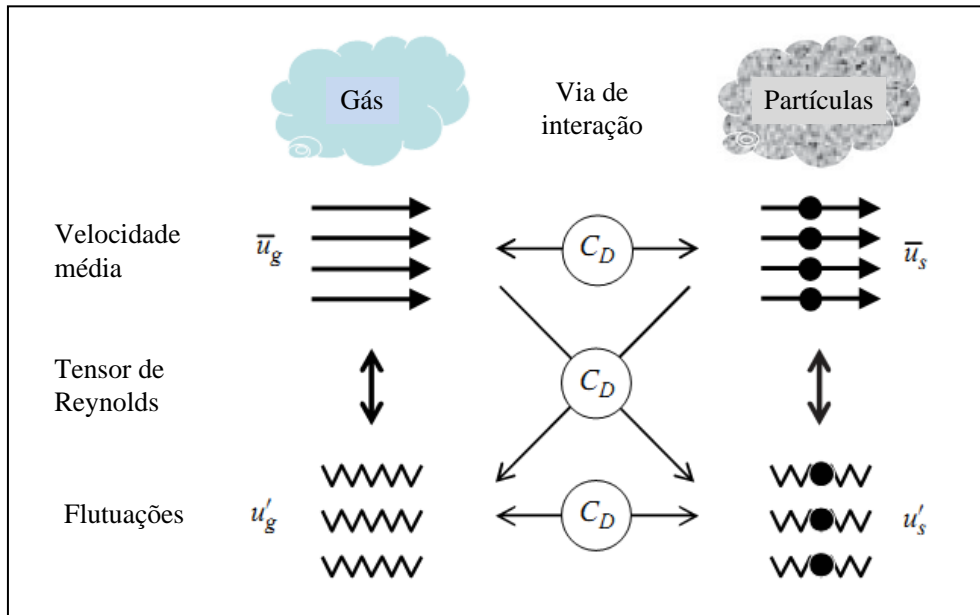


Figura 6 - Interação gás - partículas. Adaptado de Li et al (2010).

Segundo Rogers e Eaton (1990) com o incremento do diâmetro da partícula, a velocidade média pode incrementar; incrementando o diâmetros da partícula em $10 \mu\text{m}$ é possível obter acréscimo nas flutuações da velocidade das partículas em até 30%.

Salcedo e Coelho (1999) propuseram correlações, para o calculo da dispersão turbulenta das partículas no ciclone.

Segundo Salcedo et al. (2007) a dispersão turbulenta desempenha papel importante na determinação do destino final das partículas finas, aglomerando as partículas pequenas com partículas maiores ou transportando as partículas para a parede do ciclone.

3.7 A CAMADA LIMITE

Em fluxos com movimento, a camada limite, é uma região fina formada na vizinhança imediata da parede sólida, onde podem estar presentes as forças de atrito e gradiente de velocidade. A descontinuidade da camada limite pode ocorrer em fluxos turbulentos com formação de vórtice.

Segundo Zhou (1991) a caracterização da região próxima da parede é importante; no ciclone muitas vezes devido à falta de conhecimento, são considerados que na região perto da parede os gradientes de velocidade da partícula são iguais à zero, o que nem sempre representa os casos reais. Perto da parede, a presença dos fluxos turbulentos pode reduzir a eficiência de coleta das partículas.

Kim e Lee (1997) e Kim e Lee (2001) propuseram a teoria para o cálculo da eficiência de coleta baseado nas características da camada limite; a teoria divide o ciclone em duas regiões distintas: a região turbulenta e a região perto da parede. Na região turbulenta a trajetória e a coleta da partícula são calculadas a partir da velocidade média, e na região perto da parede a coleta é calculada pela velocidade de deposição, resultante da difusão turbulenta e da força centrífuga.

Krishna e Milau (1985) apresentaram uma patente onde indicaram que é possível melhorar o desempenho do ciclone, principalmente nas partículas com diâmetros menores a 10 μm ; os autores propuseram controle da camada limite especialmente nas regiões com mudança na geometria; segundo os autores, o controle da camada limite permite evitar a realimentação de partículas finas na região central do *vortex*.

3.8 O TRANSPORTE DA PARTÍCULA PELO MECANISMO DE SALTAÇÃO

O transporte por saltação é o modo inicial de movimento; constitui um regime intermediário entre o transporte por arrasto e o transporte em suspensão; onde as partículas se deslocam por uma série de saltos curtos (Figura 7).

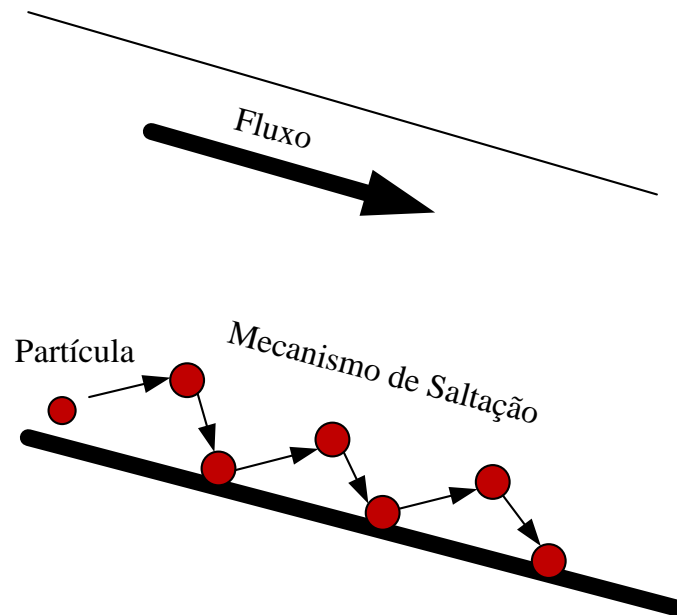


Figura 7 - Transporte da partícula pelo mecanismo de saltação.

O transporte das partículas pequenas pelo mecanismo de saltação é diferente ao das partículas de maior tamanho. Pequenas partículas podem ser suspensas na subcamada laminar perto da parede e apresentar rebotes de forma contínua. Nas partículas de maior tamanho, estão presentes além do transporte por saltação os movimentos de rebote e de deslizamento (RABINOVICH; KALMAN, 2010).

A velocidade de saltação é a mínima velocidade do gás necessária para que a partícula seja transportada sem se depositar na superfície interna (KOCH; LICHT, 1977). O uso do conceito de velocidade de saltação no desenho do ciclone foi adotado por Kalen e Zenz (1974). Os autores consideraram as seguintes hipóteses na construção do ciclone:

- Não existe deslizamento entre a fase gasosa e as partículas;
- A velocidade de saltação é calculada em função da largura do duto de entrada do ciclone (b) sendo proporcional à largura do duto de entrada elevada a potência de 0,4.
- A concentração de partículas deve ser menor a 40 kg/m³.

Aproximando o percurso do fluido no ciclone ao percurso em um tubo enrolado, Kalen e Zenz (1974) desenvolveram a correlação empírica para o cálculo da velocidade de saltação no ciclone, Equação (42).

$$v_s = \frac{4,913WK_b^{0,4}D_C^{0,0673}\sqrt{v_i^2}}{\sqrt[3]{(1-K_b)}} \quad (42)$$

onde $K_b = b/D_C$, v_i é a velocidade de alimentação, W é a velocidade equivalente. A velocidade de alimentação e a velocidade equivalente são calculadas mediante:

$$W = \left(\frac{4g\mu(\rho_p - \rho)}{3\rho^2} \right)^{1/3} \quad (43)$$

$$v_i = \frac{Q}{ab} \quad (44)$$

A velocidade de saltação depende das dimensões do ciclone, das propriedades do gás e da partícula; sendo um parâmetro importante no desenho do ciclone. Kalen e Zenz (1974) indicaram que a máxima coleta de partículas no ciclone é quando $v_i/v_s = 1,25$. Zenz (1964) mostrou experimentalmente que as partículas são rearmadas quando $v_i/v_s = 1,36$.

Segundo Klinzing et al. (2010) a velocidade de saltação também pode ser utilizado como critério de diferenciação entre fluxo de fase diluída e fluxo de fase densa; fluxos diluídos fluem com velocidade maior a sua velocidade de saltação e fluxos densos fluem com velocidade inferior a sua velocidade de saltação.

3.9 A AVALANCHE DE PARTÍCULAS

A avalanche é um fenômeno natural que ocorre quando as partículas de pó menores a 1 mm são suspensas em fluxos turbulentos com redemoinhos; este processo geralmente ocorre em geometrias complexas com inclinação (HOPFINGER, 1983).

Zwinger (2000) estudou o fenômeno natural da avalanche e propôs hipóteses sobre o processo de transporte e deposição das partículas no fenômeno da avalanche:

- A deposição das partículas pode ser obtida quando o deslizamento das partículas obedece a lei de Coulomb para baixas velocidades e é do tipo viscoso para velocidades maiores;
- A lei logarítmica de parede é aplicável à difusão de partículas e difusão de fluxos turbulentos através da difusão interfacial (ZWIGER; KLUWICK, 2002).

No ciclone, o fenômeno da avalanche foi detectado por Meier, Ropelato e Mori (2002a) e Meier, Ropelato e Mori (2002b). Os autores estudaram ciclones utilizados na indústria do cimento, analisaram partículas com diâmetro médio igual a 20 μm . O processo de separação das partículas foi realizado a altas temperaturas. Os autores observaram a formação de depósitos nas paredes do ciclone. Os resultados da queda de pressão, dos perfis de temperatura e da eficiência de coleta mostraram-se oscilatórios. Os autores indicaram a ocorrência do fenômeno da avalanche dentro do ciclone pela formação de depósitos na parede e pelos resultados oscilatórios da eficiência de coleta e queda de pressão.

Numericamente, Silva (2006) observou a ocorrência de descontinuidade da curva de eficiência. O autor indicou a possível existência do fenômeno da avalanche na simulação da eficiência de coleta em um ciclone tipo Lapple para partículas menores que 5 μm . A outra possibilidade também indicada pelo autor é a existência da instabilidade numérica.

Pirker e Kahrmanovic (2006) e Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009) utilizaram o princípio do fenômeno da avalanche para propor o uso da abordagem Euleriano-Euleriano-Lagrangeano no ciclone. Consideraram uma região de resuspensão, entre a região densa e a

região diluída, como mostra a Figura 9. Na região de resuspensão, o transporte ocorre devido à flutuação turbulenta.

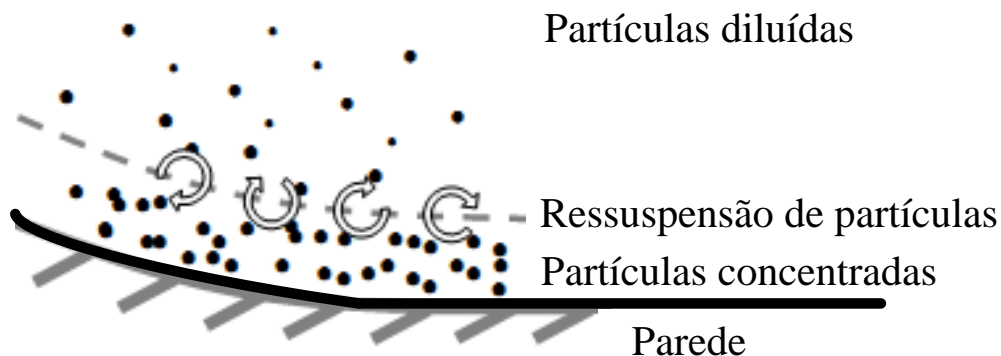


Figura 8 - Esquema de distribuição das partículas considerando o fenômeno da avalanche de partículas. Adaptado de Pirker e Kahrmanovic (2006).

3.10 A AGLOMERAÇÃO DE PARTÍCULAS EM FLUXOS TURBULENTOS

Em fluxos turbulentos, o mecanismo da aglomeração melhora a separação das partículas finas. Partículas com diâmetro maior que $2.5 \mu\text{m}$ não admitem o processo de aglomeração, pois a velocidade relativa instantânea excede a velocidade crítica no fluxo turbulento. Portanto após o impacto ou colisão entre partículas simplesmente haverá rebote (SOMMERFELD; SANTIAGO, 2009).

Segundo Qian et al. (2007) e Ji et al. (2009) a probabilidade de aglomeração das partículas aumenta com o aumento da concentração mássica das partículas. Por exemplo, para $2000 \text{ kg de pó por m}^3$ de ar em condições normais, a aglomeração será um fato evidente. Nestas circunstâncias caso não seja incluída a aglomeração de partículas na simulação, é possível que os resultados obtidos numericamente sejam diferentes dos resultados experimentais. No ciclone, o processo de aglomeração ocorre com as partículas pequenas que não podem ser separadas devido às baixas forças centrífugas.

Segundo Salcedo et al. (2007) e Ji et al. (2009) antes que as partículas ingressem no ciclone, quando o escoamento ainda está passando pelo duto de entrada, as partículas já começam a aglomerar-se.

No ciclone, a turbulência é um fator importante, favorece a coleta de partículas pequenas mediante a aglomeração com as partículas maiores. A dispersão turbulenta transporta as partículas ao longo do ciclone (SALCEDO et al., 2007).

A aglomeração junto com a força centrífuga induzida pelo turbilhão da fase contínua permite separar partículas no ciclone (GRONALD; DERKSEN. 2011).

3.11 TURBOFORESIS

A turboforesis é definida como o agrupamento de partículas perto da parede em fluxos com turbulência não homogêneos. Este fenômeno torna-se importante em regiões perto da parede onde o fluxo de partículas é maior devido aos gradientes de velocidade. Sendo que em fluxos turbulentos o transporte das partículas é originado pelos gradientes das flutuações de velocidade (MARCHIOLI; SOLDATI, 2002; STROMGREN et al., 2012).

Na Turboforesis as partículas migram de regiões de maior turbulência para regiões de menor turbulência. A turboforesis é desprezada em partículas pequenas, mesmo nos casos onde exista gradiente de intensidade turbulenta do fluido. Também é negligenciado nos casos onde o tamanho da partícula é maior devido ao tempo de relaxação das partículas serem muito grande. O efeito da turboforesis diminui com a redução da fração mássica e da fração volumétrica (STROMGREN et al.,2012).

3.12 A EROSÃO DA PAREDE

Na indústria, a erosão produz danos físicas na parede do equipamento e dispendiosas paradas não programadas. Este fenômeno é produzido pela fricção partícula-parede devido ao movimento contínuo. Se a partícula após o contato com a parede recupera o mesmo ângulo de rebote em sentido oposto (elasticidade perfeita), é considerada a ocorrência de erosão mínima, por outro lado, impactos com ângulos agudos caracterizam a ocorrência de maiores erosões (DA SILVA; BRIENS; BERNIS, 2003; UTIKAR et al., 2010).

A erosão limita a eficiência de coleta e afeta a confiabilidade do desempenho do ciclone. Geralmente a taxa de erosão aumenta com o aumento do fluxo mássico das fases. No entanto, altas concentrações de fluxos formam uma camada densa protetora que se movimenta lentamente com os sólidos pela parede, e neste caso a taxa de erosão é menor. A erosão é maior nas regiões onde as partículas rebatem (DA SILVA; BRIENS; BERNIS, 2003).

A erosão também pode aumentar ou revelar problemas de corrosão. Por exemplo, o alumínio é normalmente protegido por uma camada superficial de alumina que pode ser removido pela erosão (DA SILVA; BRIENS; BERNIS, 2003).

3.13 O REBOTE DA PARTÍCULA

Quando partículas com alta velocidade impactam com a superfície, existe a possibilidade da perda de energia cinética da partícula gerando a energia estática de rebote. Se a energia de rebote for maior do que as forças adesivas, a partícula rebate.

A probabilidade do rebote da partícula depende das propriedades como: tamanho, coeficiente de Poisson, modulo de Young, e energia de adesão; das propriedades do fluxo, velocidade, temperatura.

O cálculo da velocidade de impacto da partícula com a parede (magnitude e direção) constitui um dado importante para avaliar a erosão da parede. Segundo Cheng e Yeh (1979) o rebote das partículas reduz a eficiência de coleta e aumenta as perdas na parede.

Quando a partícula impacta e rebate da parede, são registradas velocidades normal e tangencial antes e depois do impacto dando como resultado os coeficientes de restituição tangencial e normal são determinados pelas Equações (45) e (46).

$$e_t = \frac{V_{\theta 2}}{V_{\theta 1}} \quad (45)$$

$$e_n = \frac{V_{n 2}}{V_{n 1}} \quad (46)$$

onde e_t e e_n são os coeficientes de restituição tangencial e normal respectivamente; $V_{\theta 1}$, $V_{\theta 2}$, $V_{n 1}$, $V_{n 2}$ são velocidade tangencial e velocidade normal antes e depois do impacto respectivamente.

3.14 RUGOSIDADE DA PAREDE

A rugosidade influência ao longo da superfície; maiores rugosidades aumentam a resistência ao fluxo; influenciam no processo de colisão partícula-parede (SOMMERFELD; SANTIAGO, 2009).

No ciclone, o coeficiente de atrito foi estudado pela primeira vez por Barth (1956), outros autores que também estudaram o tema foram Muschelknautz e Krambrock (1970), Avci e

Karagoz (2003), Karagoz e Avci (2005); Kaya, Karagoz e Avci (2011) e Azadi Mohsen e Azadi Mehdi (2012).

Em ciclones novos, onde a parede é completamente lisa, raramente é detectada a incidência deste fenômeno. Durante o funcionamento do ciclone, a rugosidade da superfície pode mudar, resultando em diferentes tamanhos devido à erosão, deposição e acumulação das partículas na superfície interna. A rugosidade da parede pode ser considerada um parâmetro importante no cálculo da eficiência de coleta no ciclone, sendo que com o incremento da rugosidade a eficiência de coleta é reduzida (KAYA; KARAGOZ; AVCI, 2011).

A rugosidade é observada com mais frequência quando a velocidade de alimentação é alta; este fenômeno é afetado principalmente pelas velocidades axial e tangencial (KAYA; KARAGOZ; AVCI, 2011).

Segundo Kaya, Karagoz e Avci (2011) a rugosidade conduz a uma mudança no perfil de velocidade da camada limite; o perfil da velocidade na camada limite pode ser descrita considerando a lei da parede, Equação (47).

$$\frac{u}{u^*} = \frac{1}{k} \ln \left(\frac{yu^*}{\nu} \right) + B_p - \Delta B(k_s^+) \quad (47)$$

$$u^* = \left(\frac{\tau_w}{\rho g} \right)^{0,5} \quad (48)$$

onde u é a velocidade média, u^* é a velocidade de fricção, $k \approx 0,41$ é a constante de von Karman, y é distância da parede a partir de um determinado ponto, μ é a viscosidade cinemática, B_p é uma constante empírica para paredes lisas, ΔB é função da rugosidade da parede, τ_w é a tensão de cisalhamento na parede, k_s é a altura da rugosidade e k_s^+ é o número adimensional da superfície rugosa, é definido com a Equação (49)

$$k_s^+ = k_s \frac{u^*}{\mu} \quad (49)$$

Azadi e Azadi (2012) observaram que com o aumento da rugosidade na superfície do ciclone a velocidade da partícula na direção radial diminui resultando em um aumento no coeficiente de arrasto. Com o aumento da força de arrasto a separação das partículas pequenas diminui, levando a obtenção de diâmetros de corte maiores.

3.15 TEMPOS DE RESIDÊNCIA DA PARTÍCULA NO CICLONE

O cálculo do tempo de residência é importante em ciclones utilizados para secar partículas. O tempo de residência da partícula no ciclone é função da trajetória realizada. Sendo que a trajetória da partícula é governada pelos parâmetros geométricos e pelas variáveis operacionais do ciclone (CREMASCO, 1994; CORRÊA et al., 2004).

Com o aumento da concentração de sólidos o tempo de residência da partícula é reduzido devido ao incremento do atrito nas paredes do ciclone, diminuição da velocidade tangencial e geração de maior força centrífuga. Partículas com menor diâmetro tendem a permanecer mais tempo no ciclone devido a maior ação da força centrífuga em partículas pequenas (CREMASCO, 1994).

CreMASCO (1994) propôs a correlação descrita na Equação (50) para o cálculo do tempo de residência da partícula no ciclone:

$$\frac{\tau_p}{t} = 3,8 \times 10^{-5} \left(\frac{v_i d_p}{v_\theta} \right)^{0,1} \left(\frac{\rho_p}{\rho} \right)^{1,2} \left(\frac{v_i^2}{g D_c} \right)^{0,5} (f_m C_M)^{-0,7} \quad (50)$$

$$t = \frac{H}{v_\theta} \quad (51)$$

onde τ_p é o tempo de residência da partícula no ciclone, v_i velocidade de alimentação, d_p diâmetro da partícula, v_θ velocidade tangencial do gás, D_c diâmetro do ciclone, C_m concentração mássica dos sólidos no duto de alimentação, f_m coeficiente de atrito, H altura do ciclone, t tempo médio do gás no ciclone.

Godoy (1989) observou que com o aumento da velocidade de alimentação o tempo de residência das partículas no ciclone é reduzido (considerando partículas entre 0,05 e 10 mm). O autor indicou que o comportamento é devido ao incremento da força de arrasto no ciclone.

CAPÍTULO 4 - USO DA FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL NO CÁLCULO DA EFICIÊNCIA DE COLETA NO CICLONE COM ALIMENTAÇÃO TANGENCIAL

A eficiência de coleta, no ciclone, é influenciada pelas características físicas da partícula e do gás; pela configuração geométrica do ciclone e pelas forças de conservação do sistema (HOFFMANN; STEIN, 2008).

Neste capítulo são apresentados artigos relacionados ao estudo da eficiência de coleta no ciclone de alimentação tangencial. A revisão bibliográfica deste capítulo foi dividida em três partes. Na primeira parte são mostrados os artigos que calcularam a eficiência de coleta baseados nas variações das dimensões geométricas. Na segunda parte são apresentados estudos que calcularam a eficiência de coleta baseados na variação das variáveis operacionais. No final são citados os principais parâmetros numéricos utilizados pelos autores citados nesta revisão bibliográfica.

4.1 A INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS GEOMÉTRICOS

A configuração geométrica do ciclone é provavelmente o aspecto mais crucial que afeta o desempenho do ciclone, o equipamento é sensível a pequenas alterações na geometria. Através de estudos autores como Raoufi et al. (2008); Elsayed e Lacor (2010), Elsayed e Lacor (2011); Yoshida (1996); Yoshida et al. (2003), Yoshida et al. (2010), mostraram que após modificações na geometria do ciclone é possível melhorar a eficiência de coleta de partículas menores a 10 μm .

O ciclone mostrado na Figura 9 apresenta oito dimensões principais como são: diâmetro do ciclone " D_c ", altura do cilindro " h ", diâmetro do *vortex finder* " D_x ", altura interna do *vortex finder* " S ", altura total do ciclone " H ", altura do duto de alimentação " a ", largura do duto de alimentação " b " e diâmetro da base do cone " B ".

As dimensões adicionais no ciclone da Figura 9 são: diâmetro do coletor de pó " D_{c1} ", altura do coletor de pó " H_1 ", comprimento do duto de alimentação " L_i ", altura total do *vortex finder* " $S+L_e$ ", ângulo de inclinação do cone " α " e comprimento natural do ciclone " L ".

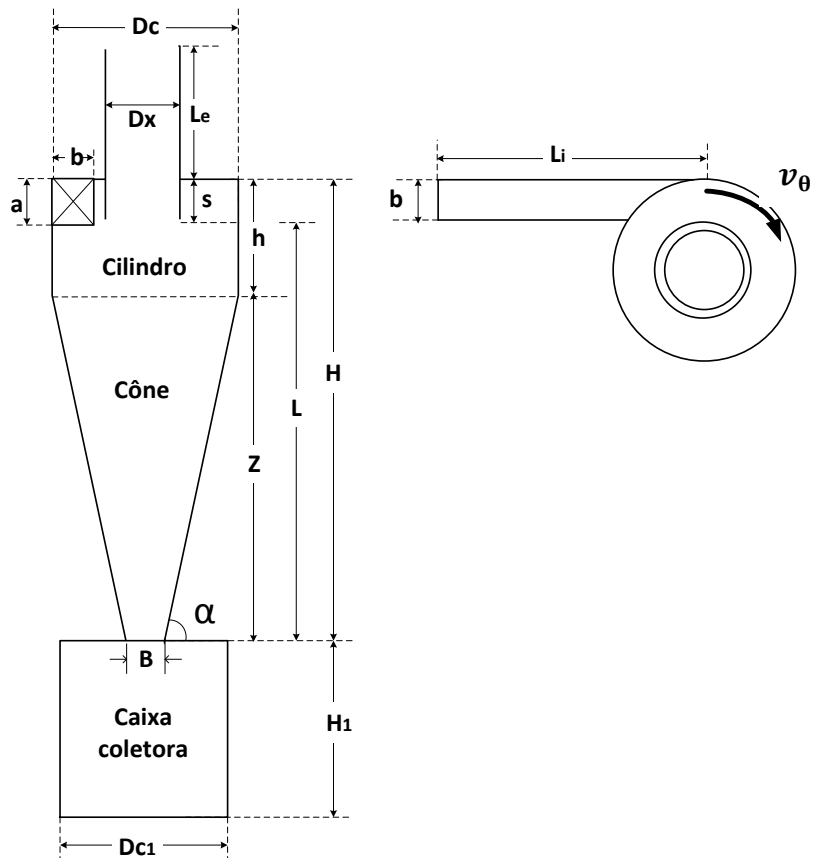


Figura 9 - Dimensões características do ciclone.

4.1.1 INFLUÊNCIA DA ALTURA DA SUPERFÍCIE CÔNICA

O aumento da altura da superfície cônica (Z) não tem influência significativa na eficiência de coleta (PANT; CROWE; IRVING, 2002). Segundo Lee, J., Yang e Lee, D. (2006) aumentando a altura do cone é possível obter incremento de 2 a 3 % na eficiência de coleta. Na Tabela 2 estão indicados os autores e as principais características do ciclone simulado.

Tabela 2 - Características das simulações onde foi variada a altura da superfície cônica.

Autor (es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Pant, Crowe e Irving (2002)	$Z=0,005 - 0,04$	0,01	10-30	1-3.8	$k - \varepsilon$ RNG	-	---
Lee, Yang e Lee, (2006)	$Z=2,5D - 4,28D$	0,205/ 1,6	-	1-6	RSM	45000/ 75000	1000

Lee, Yang e Lee, (2006)

Calcularam a trajetória das partículas com o uso de uma função definida pelo usuário escrita na linguagem FORTRAN. Os resultados numéricos da eficiência de coleta fracionária foram comparados com os resultados experimentais obtidos por Dirgo e Leith (1985) e os resultados numéricos obtidos por Iozia e Leith (1990) e Griffiths e Boysan (1996). Os dados numéricos obtidos pelos autores mostraram que no ciclone com cone alongado a eficiência de coleta aumentou entre 2 e 3%. Os autores consideraram que a discrepância observada entre os dados experimentais e numéricos poderia ser atribuída ao efeito da camada limite.

4.1.2 INFLUÊNCIA DA ALTURA TOTAL DO CICLONE

Aumentando a altura total do ciclone (H), é observado leve melhora na eficiência de coleta (MA; INGHAM; WEN, 2000). Segundo Xiang e Lee (2005) aumento na altura total gera decréscimo da eficiência de coleta devido à diminuição da velocidade tangencial. Aumentando a altura do comprimento natural do ciclone (L) é possível melhorar a eficiência de coleta até um determinado valor, logo depois o resultado permanece é constante (HOFFMANN et al., 2001). Na Tabela 3 estão indicados os autores e as principais características da simulação.

Tabela 3 - Características das simulações onde foram variadas as alturas do ciclone.

Autor (es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Hoffmann et al. (2001)	L=0,53 - 1,23	0,2	19	0,3-60	ASM+RSM	-	--
Xiang e Lee (2005)	H=0,099 -0,213	0,0305	17,9	-	RSM	34000/ 60000	-
Ma, Ingham e Wen (2000)	H=0,095 -0,171	0,0219/ 0,0311	5	3-5	$k - \varepsilon$ RNG	70560	-
Pishbin e Moghiman (2010)	$\alpha = 2 - 12^\circ$	0,205	15	1-20	ASM	--	--

Hoffmann et al. (2001)

Estudaram a influência da altura do comprimento natural do ciclone (L). O diâmetro de corte numérico foi comparado com dados experimentais e com dados obtidos a partir das equações empíricas de Barth, Rietema e Mothes e Löffler como mostra a Figura 10. Nesta figura

observa-se que com o aumento do valor de L, houve um decréscimo no valor do diâmetro de corte até um determinado valor. Segundo os autores a melhor relação para determinar o comprimento natural do ciclone é: $L/D_c = 5,65$. Para valores maiores a eficiência de coleta é reduzida.

A patente de MacLean et al. (1978) indica que o valor ótimo de L é obtido a partir da Equação (52)

$$\frac{L}{D_c} = -1,09 \left(\frac{\pi D_x^2}{ab} \right) + 4,49 \quad (52)$$

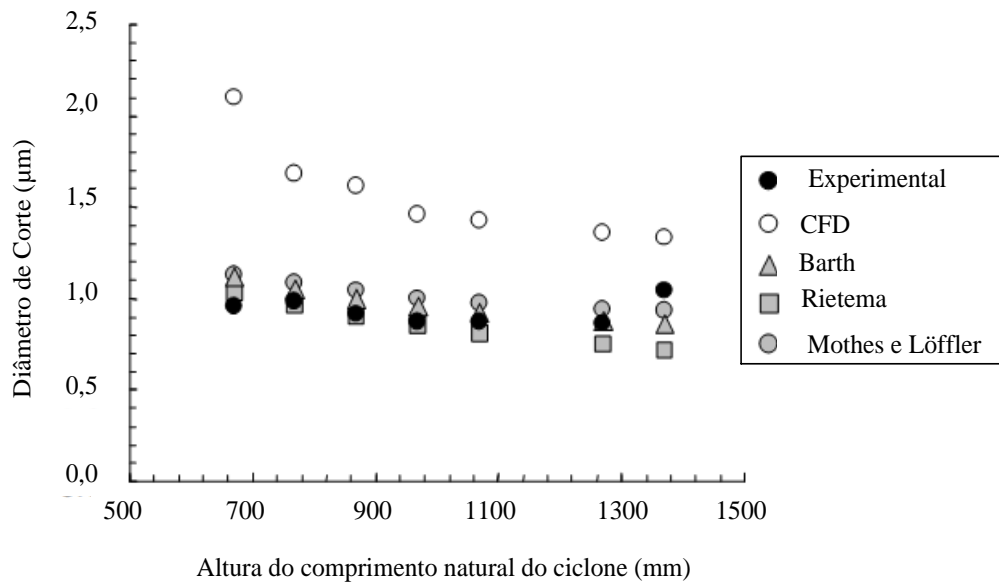


Figura 10 - Diâmetro de corte em função ao comprimento natural. Adaptado de Hoffmann e Stein (2002).

Xiang e Lee (2005)

Simularam cinco ciclones com diferentes alturas (H). Os dados da simulação numérica foram comparados com os dados experimentais obtidos por Zhu e Lee (1999). Os autores concluíram que utilizando maiores alturas a eficiência de coleta se reduz devido a redução da intensidade da velocidade tangencial. Utilizando alturas menores a eficiência de coleta também pode ser reduzida devido à formação do curto circuito no fluxo. A formação de curto circuito é quando o fluxo que entra passa diretamente pelo *vortex finder* sem descer para a superfície cônica.

Ma, Ingham e Wen (2000)

Estudaram a variação da altura do ciclone (H), concluíram que mediante o uso do modelo de turbulência $k - \epsilon$ RNG foi possível obter boa concordância entre os dados numéricos e dados obtidos a partir das correlações matemáticas. Utilizaram as correlações matemáticas de Barth e Dietz. As previsões numéricas obtidas pelos autores mostram relativo incremento do diâmetro de corte com o aumento da altura total do ciclone, como mostra a Figura 12. Nesta Figura observa-se que com o uso das correlações matemáticas o aumento da altura (H) não influencia no diâmetro de corte.

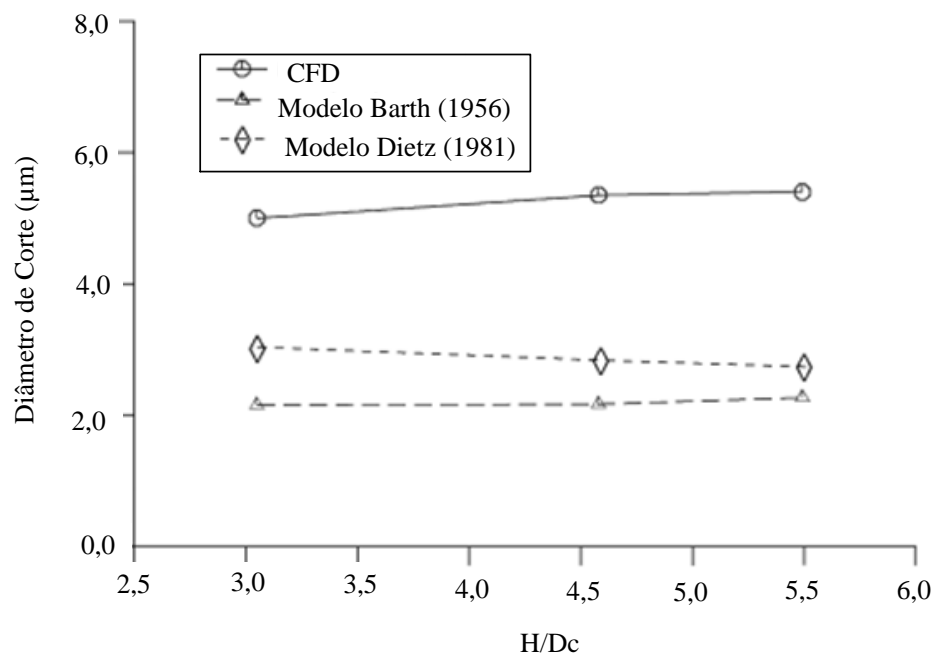


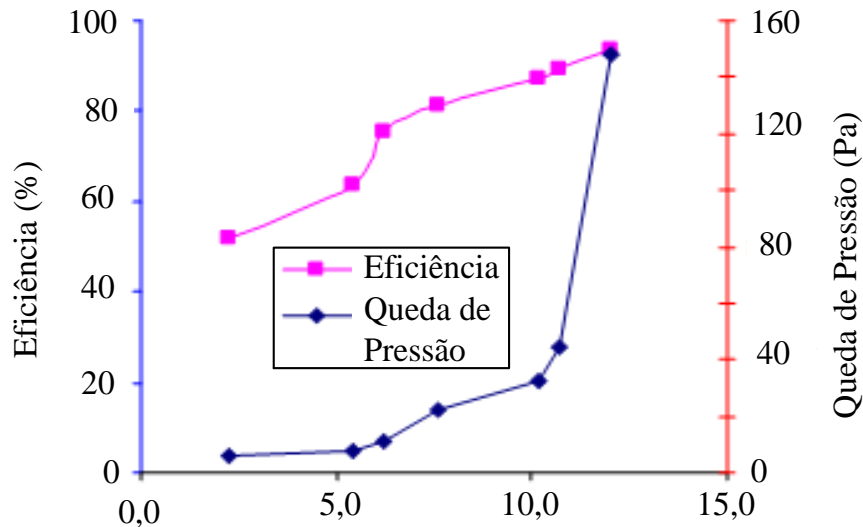
Figura 11 - Diâmetro de corte em função da altura total do ciclone. Adaptado de Ma, Ingham e Wen (2000).

Outro fator importante que também influencia na eficiência de coleta do ciclone é o ângulo de elevação da superfície cônica. Pishbin e Moghiman (2010) propuseram a Equação (53) para o cálculo do ângulo de inclinação do cone

$$\alpha = \frac{h}{[(D_C - B)/2]} \quad (53)$$

Pishbin e Moghiman (2010)

Indicaram que com o aumento do ângulo de inclinação da superfície cônica (α) a eficiência de coleta melhora tal como é mostrada na Figura 12. Os resultados numéricos obtidos pelos autores foram concordantes com os resultados numéricos obtidos por Avci e Karagoz (2003).



Efeito do ângulo de inclinação da superfície cônica (α) sobre a eficiência de coleta total

Figura 12 - Eficiência de coleta em função do ângulo de inclinação da superfície cônica.

Adaptado de Pishbin e Moghiman (2010).

4.1.3 INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO

Com o aumento do diâmetro do ciclone (D_c), o diâmetro de corte diminui (MA; INGHAM; WEN, 2000) e é registrada melhora na eficiência de coleta. Na Tabela 4, são mostradas as características da simulação onde foi variado o diâmetro do ciclone.

Tabela 4 - Características das simulações onde foi variado o diâmetro do ciclone

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Ma, Ingham e Wen (2000)	Diâmetro do ciclone	0,0219/0,0311	5	3-5	$k - \varepsilon$ RNG	70560	

Ma, Ingham e Wen (2000), observaram que aumentando o diâmetro do ciclone, há uma diminuição do diâmetro de corte tal como mostra a Figura 13. Segundo os autores, este comportamento é que devido ao incremento da distância entre as paredes, a resistência foi reduzida.

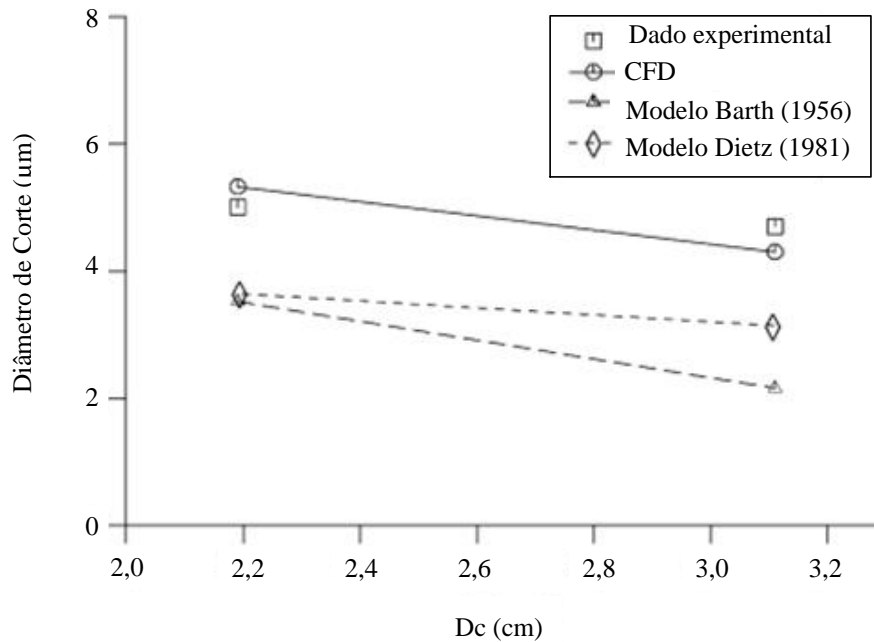


Figura 13 - Diâmetro de corte em função ao diâmetro do ciclone.

Adaptado Ma et al. 2000.

4.1.4 INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DA BASE DO CONE

Segundo Pant, Crowe e Irving (2002) a variação do diâmetro da base do cone afeta significativamente na eficiência de coleta do ciclone, o diâmetro da base do cone é considerado o segundo parâmetro crítico no cálculo da eficiência de coleta no ciclone após o diâmetro do *vortex finder*. Um aumento do diâmetro da base do cone gera queda na eficiência de coleta.

A influência do diâmetro da base do cone (B) também foi estudada por Gimbun et al. (2005), Chuah, Gimbun e Choong (2006), Elsayed e Lacor (2011). Os autores tomaram como referência os dados experimentais obtidos por Xiang, Park e Lee (2001).

A Tabela 5 mostra os autores e as principais características da simulação do ciclone com diferentes diâmetros da base do cone.

Tabela 5 - Características das simulações onde foi variado o diâmetro da base do cone.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Pant, Crowe e Irving (2002)	$B=0,0015 - 0,012$	0,01	10-30	1-3.8	$k - \varepsilon$ RNG	----	---
Gimbun et al. (2005) e Chuah, Gimbun e Choong (2006)	$B=0,1162 - 0,194$	0,31	8 - 16	0.505-8.1	RSM/ $k - \varepsilon$ RNG, RSM	7847/8500/10235 (nodos)	--
Elsayed e Lacor (2012)	$B=0,1162 - 0,194$	0,031	8	0.505-8.1	LES	632000/513000/413000	16800
Souza, Salvo e Martins (2012)	$B=0,0194 - 0,0116$	0,031	8 - 13	0,5-6,0	LES	400000/1800000	8050

Gimbun et al. (2005) e Chuah, Gimbun e Choong (2006)

Estudaram a variação do diâmetro da base do cone (B). Os autores mostraram que, aumentando o diâmetro da base do cone, o diâmetro de corte aumenta, esta tendência é registrada na Figura 14. Os autores concluíram que devido ao uso do modelo de turbulência RSM, foi possível obter boa predição da eficiência de coleta. Chuah, Gimbun e Choong (2006) mostraram que o modelo RSM é melhor do que o modelo $k - \varepsilon$ RNG na simulação da turbulência. No cálculo do diâmetro de corte com o modelo de turbulência RSM houve um desvio médio de 2,1% em relação aos dados experimentais, e com o modelo de turbulência k-e RNG, o desvio médio encontrado foi 5%.

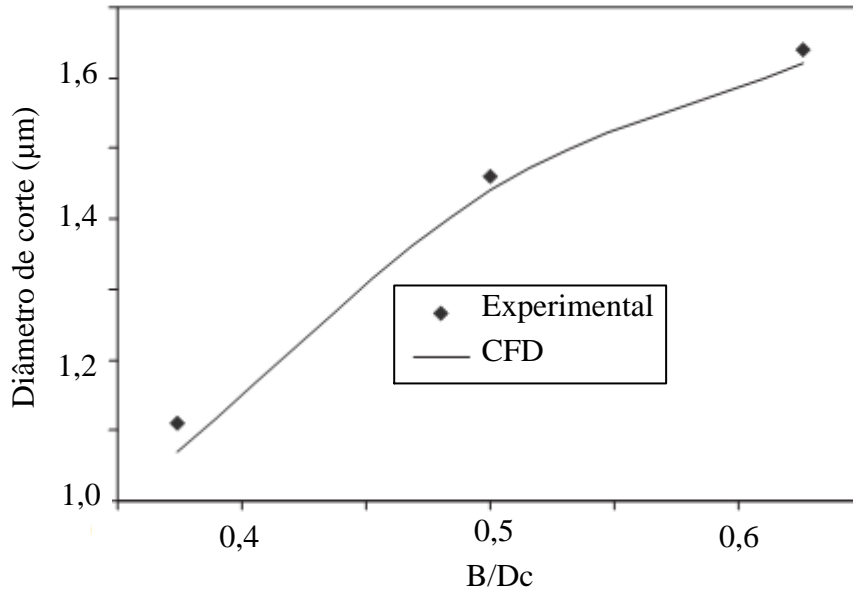


Figura 14 - Diâmetro de corte em função do diâmetro da base do cone. Adaptado de Chuah, Gimbut e Choong (2006).

Souza, Salvo e Martins (2012)

O diâmetro da base do cone (B) foi estudado em dois ciclones, os resultados numéricos foram comparados com dados experimentais obtidos por Xiang, Park e Lee (2001). Os autores utilizaram diferentes esquemas de integração, sendo que os esquemas trapezoidal e analítico foram os mais adequados. Os resultados obtidos mostraram a mesma tendência que os dados experimentais.

4.1.5 INFLUÊNCIA DO DUTO DE ALIMENTAÇÃO

No duto de alimentação pode ser modificada: a altura (a), a largura (b) (ELSAYED; LACOR, 2011) e o ângulo (α) de conexão do duto de alimentação com a superfície cilíndrica do ciclone (YOSHIDA, 1996; PIRKER; KAHRIMANOVIC, 2007; QIAN; WU, 2009, BERNARDO et al., 2006).

Modificações no duto de alimentação influenciam no cálculo da eficiência de coleta. As dimensões do duto de alimentação são importantes, especialmente no cálculo do diâmetro de corte (ELSAYED; LACOR, 2011).

Com a diminuição da altura e da largura do duto de alimentação é possível diminuir o diâmetro de corte e melhorar a eficiência de coleta no ciclone. Na Tabela 6 estão os autores e as

principais características dos ciclones simulados, quando as dimensões do duto de alimentação foram variadas.

TABELA 6 - Características das simulações onde foram realizadas variações no duto de alimentação do ciclone.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Yoshida (1996)	$\alpha_{horizontal}=87,7^\circ$ $47,2^\circ$	0,04/ 0,013	16-30	0.33- 2,95	$k - \varepsilon /$ DNS	36859	
Pirker e Kahrmanovic (2007)	$\alpha_{horizontal} =$ $+20^\circ, -20^\circ$	0,3	15,9	5 - 100	RSM	240000	-
Bernardo et al. (2006)	$\alpha_{vertical} = 30^\circ,$ 45° e 60°	26	15,8	10	RSM	81581	
Qian e Wu (2009)	$\alpha_{vertical} = 30^\circ$ e 45°	0,2	10-22	1,8-40	RSM	100000	----
Elsayed e Lacor (2011)	$a = 0,0078 -$ $0,0155$ $b = 0,0047 - 0,116$	0,031	6 - 15	0,012-4	RSM	705088/ 816714	10000

Yoshida (1996)

Estudou o efeito do ângulo horizontal de acoplamento entre o duto de alimentação e a superfície cilíndrica do ciclone. Analisou a influência sobre a trajetória das partículas. Os dados numéricos da eficiência de coleta, obtidos com o método de cálculo direto DNS, se mostraram mais próximos aos dados experimentais do que com o uso do modelo de turbulência $k - \varepsilon$. O ciclone com ângulo de $87,7^\circ$ mostrou ser mais eficiente na coleta de diâmetros de partículas menores.

Pirker e Kahrmanovic (2007)

Variaram a orientação do ângulo horizontal do duto de alimentação em dois ciclones. No primeiro ciclone a curva do duto de alimentação foi orientada no mesmo sentido de rotação do redemoinho dentro do ciclone, já no outro ciclone, a orientação da curva do duto de alimentação foi em sentido contrário ao redemoinho dentro do ciclone como mostra a Figura 16. Empregaram as aproximações Euleriano-Euleriano, Euleriano-Lagrangeano e Euleriano-Euleriano-

Lagrangeano. Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Abrahamson et al. (2002). Segundo os autores o modelo Euleriano-Euleriano-Lagrangeano oferece resultados mais coerentes com os dados experimentais para o cálculo da eficiência de separação. O ciclone com curva de alimentação orientada no mesmo sentido do giro do redemoinho mostrou ser mais eficiente, isto devido principalmente, a que na segunda configuração, as partículas batem primeiro na superfície do *vortex finder*.

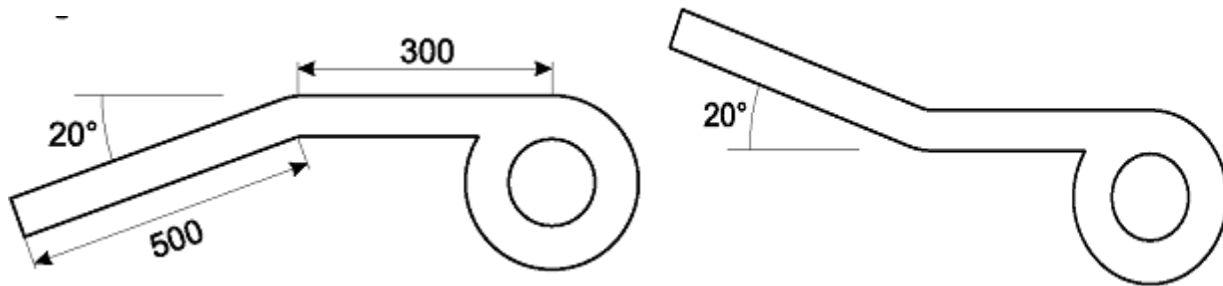


Figura 15 - Tipos de dutos de alimentação do ciclone.

Adaptado de Pirker e Kahrmanovic (2007).

Bernardo et al. (2006)

Estudaram os efeitos da elevação vertical do duto de entrada. Analisaram um ciclone com duto de entrada tradicional e três ciclones com duto de entrada modificada (com elevações de 30°, 45° e 60° em relação ao corpo do ciclone). Os dados obtidos mediante a simulação numérica foram comparados com dados experimentais. O ciclone cujo duto de entrada apresentava elevação igual a 45° mostrou ser mais eficiente. Os autores observaram a produção de altos valores de velocidade tangencial com o incremento do ângulo de elevação e diminuição significativa na queda de pressão.

Qian e Wu (2009)

Estudaram os efeitos da elevação vertical do duto de alimentação. Consideraram um ciclone tradicional e dois ciclones com elevação de 30° e 45° mostrada na Figura 16. Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos pelos mesmos autores e por Bernardo et al. (2006). Os autores concluíram, que o ciclone, onde o duto de entrada possui elevação de 45° a eficiência de coleta é melhorada especialmente para partículas menores que 5 μm (Figura 17).

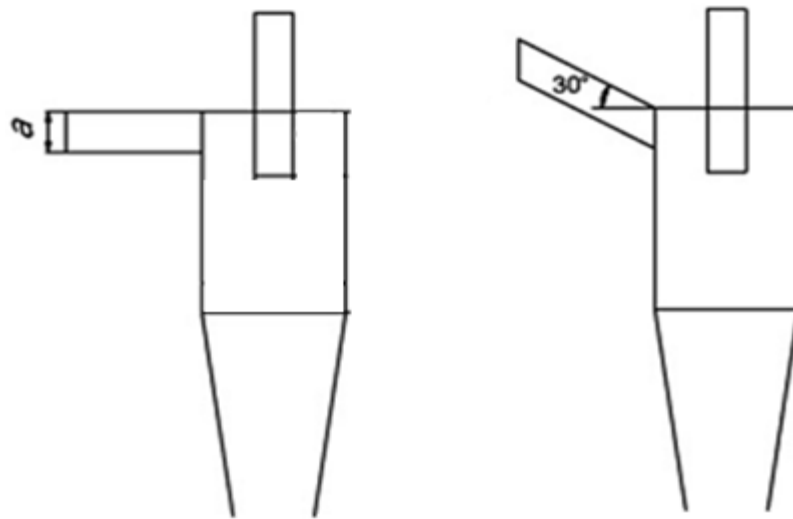


Figura 16 - Tipos de dutos de alimentação. Fonte: Qian e Wu (2009).

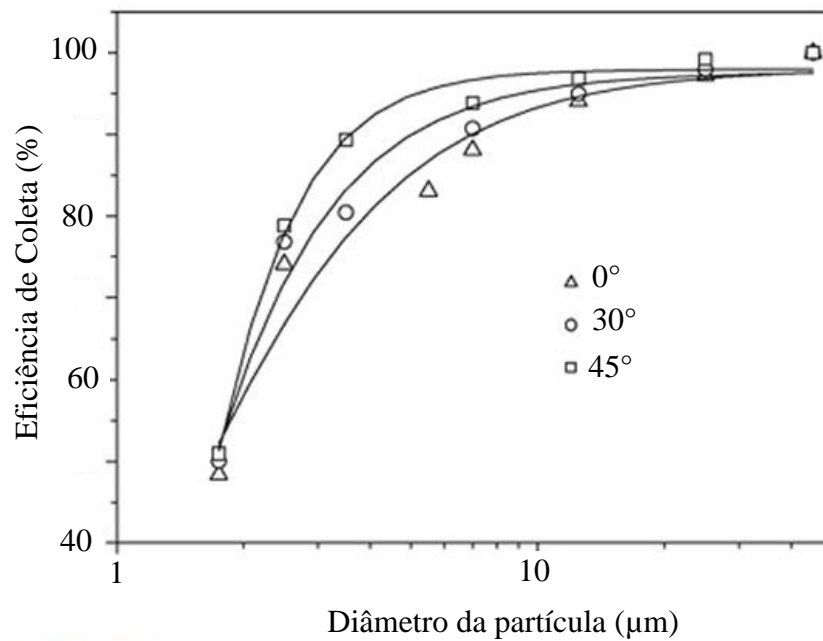


Figura 17- Comparação da eficiência em ciclones onde o ângulo de inclinação do duto de alimentação foi variado. Adaptado de Qian e Wu (2009).

Elsayed e Lacor (2011)

Estudaram os efeitos da altura (a) e da largura (b) no ciclone. O estudo foi realizado em seis ciclones onde foram variadas a altura e a largura do duto de alimentação. Os resultados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Hoekstra (2000) e com as

correlações propostas por Rietema, Iozia e Leith. A velocidade tangencial máxima diminuiu com o aumento da altura e largura. A largura do duto de alimentação apresentou maior impacto na eficiência de coleta como mostra a Figura 18. Os autores sugeriram que a melhor relação entre a largura e a altura b/a é entre 0,5 a 0,7. A eficiência de coleta melhora com a redução da altura e largura.

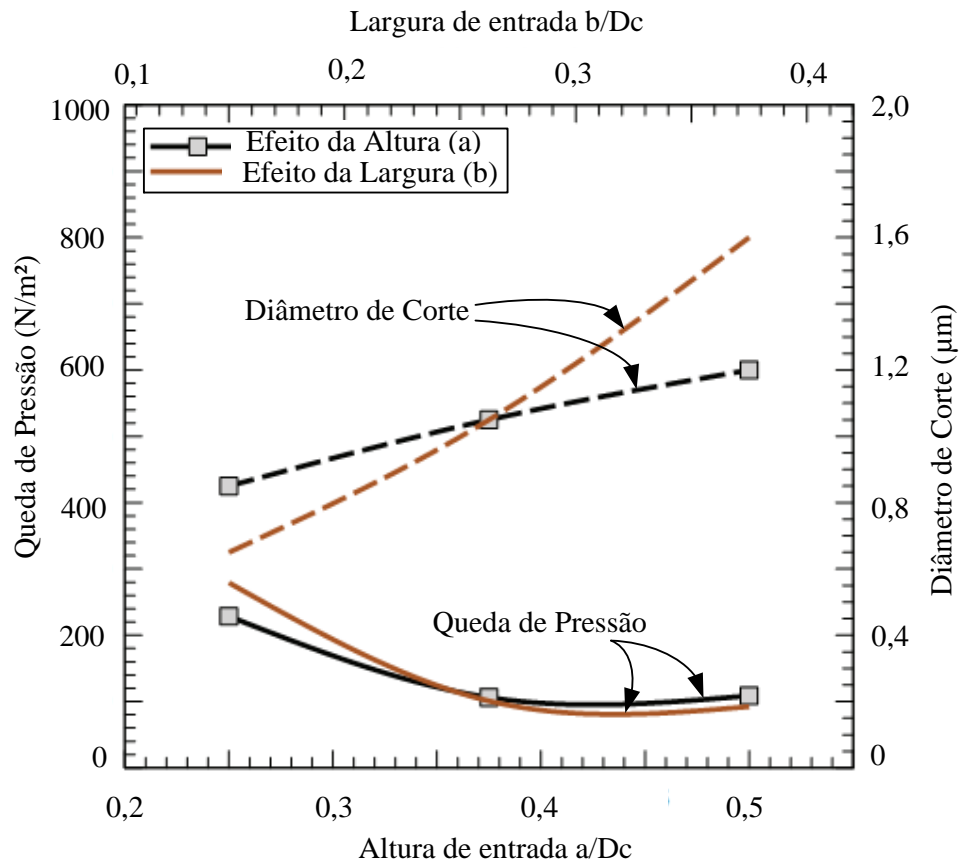


Figura 18 - Diâmetro de corte em função da altura e da largura do duto de alimentação no ciclone. Adaptado de Elsayed e Lacor (2011).

4.1.6 INFLUÊNCIA DO *VORTEX FINDER*

O *vortex finder* é o duto localizado na região central superior do ciclone. Pelo *vortex finder* é retirado o gás livre de partículas ou com quantidade menor ao que foi alimentado. Os estudos no *vortex finder* foram realizados variando a altura (S), o diâmetro (Dx) e a forma do *vortex finder*.

As dimensões do *vortex finder* são muito importantes, influenciam no desempenho e na formação do fluxo dentro do ciclone. A altura do *vortex finder*, reduz a remistura e a reinjeção de partículas, além de minimizar a formação do curto circuito, evitando a entrada de ar carregado de partículas no interior do *vortex finder* (ELSAYED; LACOR, 2013; RAOUFI et al., 2008).

Segundo Raoufi et al. (2008) existem poucas informações disponíveis sobre a altura e a forma mais adequado do *vortex finder*. Segundo Pant, Crowe e Irving (2002) e El-Batsh (2013), a altura do *vortex finder* não apresenta influência significativa na eficiência de coleta. Elsayed e Lacor (2013) mostraram que com o aumento da altura do *vortex finder* a tendência é o incremento do número de Stk_{50} e, conseqüentemente, uma melhora na eficiência de coleta.

O desempenho de um ciclone de tipo *standard* pode ser melhorado selecionando um diâmetro adequado para o *vortex finder* (EL-BATSH, 2013). O diâmetro do *vortex finder* é um parâmetro crítico no desempenho do ciclone (PANT; CROWE; IRVING, 2002).

Com a diminuição do diâmetro do *vortex finder* a eficiência de coleta aumenta (MA; INGHAM; WEN, 2000; PANT; CROWE; IRVING, 2002; EL-BATSH, 2013; ELSAYED; LACOR, 2013; HOEKSTRA,2000; RAOUFI et al., 2008). Na Tabela 7 estão indicados os autores e as características dos ciclones onde foram variadas as dimensões do *vortex finder*.

Tabela 7 - Características das simulações onde foram variadas as dimensões do *vortex finder*.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v (m/s)	d_p (μ m)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Boysand, Ayers e Swithenbank (1982)	Dx				$k - \epsilon$ /AMS		
Ma, Ingham e Wen (2000)	Dx = 0,008 - 0,0136	0,0219/ 0,0311	5	3-5	$k - \epsilon$ RNG	70560	
Hoekstra (2000)	Dx= 0,087 - 0,145	0,29	10 -30	1-10	RSM e LES	14000	1000
Pant, Crowe e Irving (2002)	S=0,0025 - 0,02 Dx=0,001-0,008	0,01	10-30	1-3.8	$k - \epsilon$ RNG	----	---
Raoufi et al. (2008)	Dx = 0,015 - 0,007	0,030	-----	0,5-3	RSM	60000/10000	-----
El-Batsh (2013)	Dx= 0,116 - 0,174 S=0,0725 - 0,435	0,29	10 - 30	0,1-10	RSM	110,000	5000
Elsayed e Lacor (2013)	Dx= 0,0093 - 0,0155 S= 0,0155 - 0,0271	0,031		0,05-10	LES	1119514/ 1299621	

Boysand, Ayers e Swithenbank (1982)

Estudaram numericamente a eficiência de coleta em um ciclone tipo Stairmand de alta eficiência. Os autores variaram o diâmetro do *vortex finder* em três proporções. O modelo de turbulência empregado foi uma combinação do modelo $k - \varepsilon$ e o modelo algébrico stress (AMS). As simulações foram feitas em 2D axissimétrico. A modelagem foi realizada com o código computacional escrito na linguagem Fortran IV. Os resultados numéricos foram comparados com dados experimentais obtidos por Mothes e colaboradores em 1981. Os resultados mostraram concordância na eficiência de coleta.

Ma, Ingham e Wen (2000)

Estudaram numericamente a variação do diâmetro do *vortex finder*. O modelo de turbulência $k - \varepsilon$ RNG foi utilizado, sendo que os dados numéricos foram comparados com dados experimentais obtidos por Kim e Lee (1990) e com as correlações propostas por Barth e Dietz. Os autores observaram que o diâmetro de corte diminui com decréscimo do diâmetro do *vortex finder*, e melhoria na eficiência de coleta. Isto ocorre devido ao fato que a diminuição do diâmetro do *vortex finder* gerou um aumento da intensidade dos redemoinhos.

Pant, Crowe e Irving (2002)

Avaliaram a altura (S) e o diâmetro do *vortex finder*, e utilizaram o modelo de turbulência $k - \varepsilon$ RNG. Os dados numéricos das simulações foram comparados com as correlações obtidas por Saltzman e Hochstrasser (1983). Os autores obtiveram boa aproximação entre dados numéricos e analíticos. O efeito das escalas geométricas mostrou que a eficiência de coleta não foi afetada significativamente com a variação da altura do *vortex finder*; por outro lado consideraram que o diâmetro do *vortex finder* é uma dimensão crítica no desempenho do ciclone. Quanto menor é o diâmetro do *vortex finder* melhor é a eficiência de coleta.

Raoufi et al. (2008)

Analisaram o diâmetro e a forma da base do *vortex finder*. A base do *vortex finder* teve os seguintes formatos: cilíndricas retas em quatro ciclones, com expansão em três ciclones e com afunilamento da base em outros três ciclones. Os dados numéricos foram comparados com dados experimentais obtidos por Lim, Kim e Lee (2004). Os dados numéricos e experimentais apresentaram semelhança. A velocidade tangencial e a eficiência de coleta diminuíram com o

aumento do diâmetro do *vortex finder* em todas as configurações. A eficiência de coleta foi melhorada nos ciclones onde a base do *vortex finder* teve afunilamento do diâmetro.

El-Batsh (2013)

Estudou a influência do diâmetro e da altura do *vortex finder*. Utilizou como referência os dados experimentais obtidos por Hoekstra (2000). Segundo o autor com o incremento do diâmetro do *vortex finder* a eficiência de coleta é reduzida (Figura 19) por outro lado incrementando a altura do *vortex finder* a eficiência de coleta permanece constante (Figura 20). O autor propôs correlações para o cálculo da eficiência de coleta em função do número de Reynolds, número de Stokes médio, diâmetro do *vortex finder* e diâmetro do ciclone. O autor propôs a Equação (54) para o cálculo do número de Stokes baseado no diâmetro de corte. A Equação (54) é válida para ciclones que operam com número de Reynolds entre 10^5 a 10^6 e quando D_x/D_c varia de 0,3 a 0,7.

$$St_{50} = f\left(Re, \frac{D_x}{D_c}\right) = -8,12 - 1,08 * 10^{-6} Re + 2,6 \left(\frac{D_x}{D_c}\right)^{1,5} \quad (54)$$

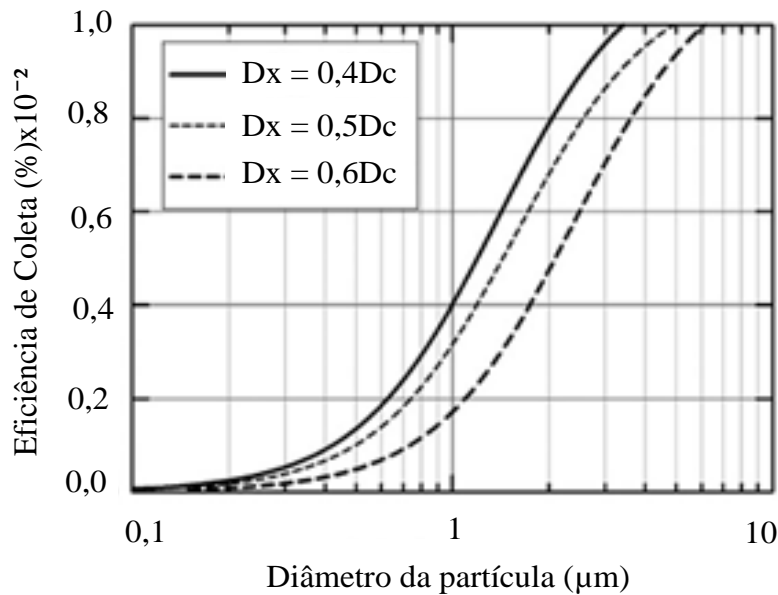


Figura 19 - Eficiência de coleta em função ao diâmetro do *vortex finder*. Adaptado de El-Batsh (2013).

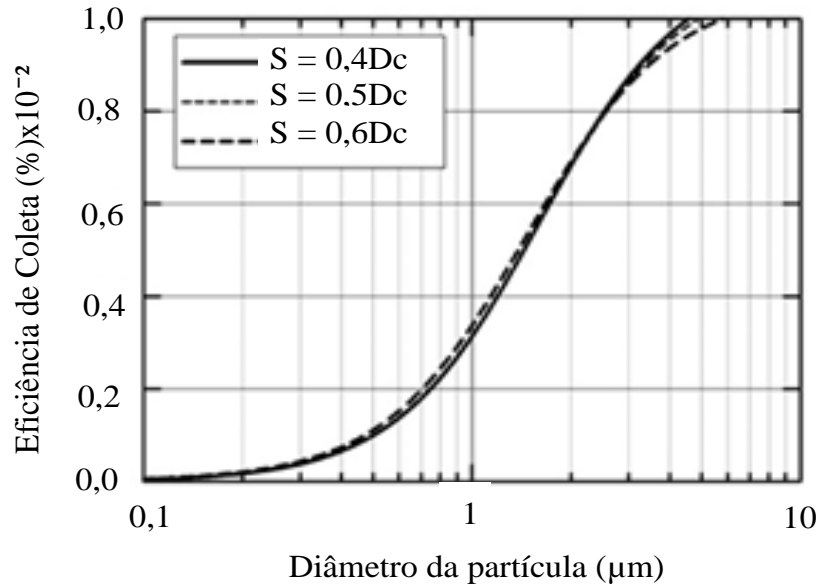


Figura 20 - Eficiência de coleta em função da altura do *vortex finder*. Adaptado de El-Batsh (2013).

Elsayed e Lacor (2013)

Estudaram a influência do diâmetro e da altura do *vortex finder*. Os dados numéricos foram comparados com dados experimentais (HOEKSTRA, 2000) e com dados numéricos obtidos por outros autores (SHUKLA, K.; SHUKLA, P.; GHOSH, 2011b). Para a análise de estabilidade da malha, foi utilizada a técnica "Índice de convergência da malha". A simulação foi inicializada utilizando o modelo de turbulência RSM e em seguida foi utilizado para o modelo de turbulência LES. Os autores observaram que diminuindo o diâmetro do *vortex finder* em 40% é possível diminuir o $Stk_{(50)}$ em 50% e duplicando sua altura é possível aumentar o $Stk_{(50)}$ em 25%.

4.1.7 INFLUÊNCIA DOS ESTABILIZADORES DE FLUXO

Os estabilizadores de fluxo são utilizados para melhorar o desempenho do ciclone. Podem ser localizados dentro da caixa coletora de pó (Figura 23) ou entre a caixa coletora de pó e o cone (Figura 24). Na Tabela 8, estão indicados os autores e as principais características das simulações dos ciclones com estabilizador de fluxo.

Tabela 8 - Características das simulações com estabilizadores de fluxo cônico.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Yoshida et al. (2003)	H1=0,012/0,037	0,072	12,5 - 22,5	0,5-5	DNS	--	---
Yoshida et al. (2010)	$\alpha_{estabilizador}=40/50/60/70/80$	0,072	11 -16,3	0,3-3	DNS	118932	--
Dorfeshan e Hashemi (2011)	$\alpha_{estabilizador}=90/150$	-	11	1-10	RSM	225000	----

4.1.7.1 Estabilizadores de fluxo dentro da caixa coletora de pó

Os estabilizadores de fluxo do tipo cônico geralmente estão localizados na superfície inferior do ciclone, na interseção das superfícies do cone e do coletor ou na superfície superior do coletor. Na superfície inferior do ciclone são produzidos fluxos ascendentes de grande magnitude, os quais induzem as partículas a saírem da caixa coletora de pó. Com o uso do estabilizador cônico, a velocidade ascendente na superfície inferior do ciclone diminui, as velocidades tangencial e axial, dentro da caixa coletora de pó são reduzidas (YOSHIDA et al., 2003).

Os estabilizadores cônicos podem ser com superfície interna fechada ou aberta (Figura 23). Determinar a localização, a altura e o ângulo de abertura do estabilizador cônico é um grande desafio (YOSHIDA et al., 2003).

Com o uso de estabilizadores cônicos no ciclone é possível obter melhora na eficiência de coleta entre 1 a 13 %. A porcentagem de melhoria na eficiência de coleta dependerá do diâmetro da partícula analisada (Dorfeshan; Hashemi, 2011).

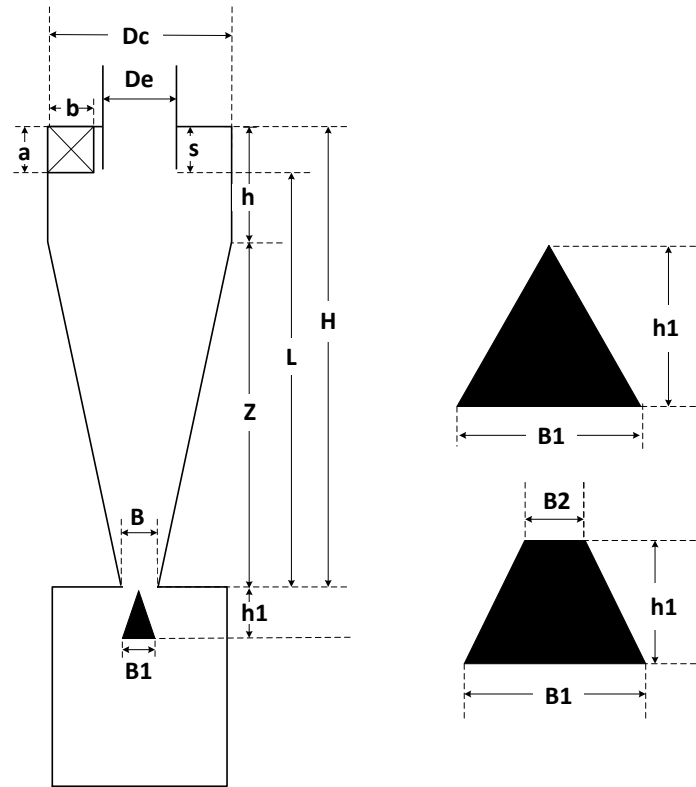


Figura 21 - Ciclone com estabilizador de fluxo cônico.

Yoshida et al. (2003)

Estudaram os efeitos dos estabilizadores de fluxo no ciclone. No estudo foram utilizados dois estabilizadores de fluxo de forma cônica com diferentes alturas. Os estabilizadores de fluxo foram localizados na superfície inferior do cone (um com superfície interna fechada e outro com superfície interna aberta ao passo do fluxo). Os dados numéricos mostraram semelhança com os dados experimentais. Os autores mostraram que com o uso do estabilizador cônico com superfície interna fechada e altura igual a 0,027 m, o diâmetro de corte foi menor e a eficiência de coleta aumentou.

Yoshida et al. (2010)

Estudaram o desempenho do estabilizador cônico, no qual variaram o ângulo. Foram considerados ciclones com estabilizador e sem estabilizador. Os dados numéricos mostraram a mesma tendência que os dados experimentais, mas apresentaram diferença em valores absolutos. Segundo os autores esta diferença pode estar relacionada ao número de Reynolds utilizado na simulação. Os autores mostraram que o estabilizador de fluxo com ângulo de 70° diminuiu o

diâmetro de corte para velocidades baixas, já para velocidades altas o estabilizador de fluxo não apresentou vantagens.

Dorfeshan e Hashemi (2011)

Realizaram o estudo considerando um ciclone sem estabilizador de fluxo e sete ciclones com estabilizador. O ângulo do estabilizador variou de 90° a 150°. Implementaram uma função definida pelo usuário para o cálculo do coeficiente de arrasto. Os autores mostraram que a eficiência de coleta aumentou com o uso do estabilizador cônico especialmente para o caso onde foi utilizado o estabilizador com ângulo de 140° de abertura. A eficiência de coleta melhorou devido à redução da intensidade turbulenta na superfície cônica.

4.1.7.2 Estabilizador de fluxo localizado entre a caixa coletora de pó e o cone

O tubo de separação vertical localizado na superfície inferior do ciclone, une a superfície cônica com a caixa coletora de pó. É conhecido também como tubo de descarga ou *dipleg* (Figura 24).

O objetivo deste tubo vertical é reduzir a intensidade dos redemoinhos e evitar o entupimento (HOFFMANN; GROOT; HOSPERS, 1996). Utilizando o tubo vertical, Qian e Zhang (2006), obtiveram diminuição das velocidades tangencial e axial assim como uma diminuição da energia cinética turbulenta na caixa coletora de pó. Por outro lado, o tubo vertical adicionado aumenta a área de separação do material particulado (QIAN; ZHANG, 2006).

Atualmente, muitos ciclones industriais consideram, além do cilindro e cone, um tubo vertical que une a superfície cilíndrica e cônica, como por exemplo, as unidades de fluidização catalítica e os leitos de combustão (QIAN; ZHANG, 2006).

Na Tabela 9, estão citados os autores e as características utilizadas nas simulações dos ciclones com tubo de descarga.

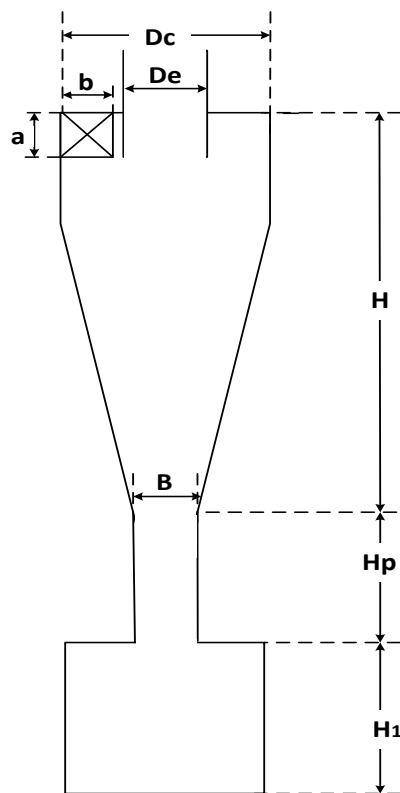


Figura 22 - Ciclone com tubo de descarga acoplado.

Tabela 9 - Características das simulações do ciclone com tubo de descarga.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Hoffmann, Groot e Hospers (1996)	$H_p =$	0,2	10,17	0.4-40	ASM/ $k - \varepsilon$	-----	----- --
Qian e Zhang (2006)	$H_p = 0,3 - 0,5$	0,20	18	1,8-45	RSM	45000/ 70000/ 78000/ 86000	
Kaya e Karagoz (2009)	$H_p = 0,0385 - 0,077$	0,031/ 0,02/0,2	7 - 19	0,75-3	RSM	-----	-

Hoffmann, Groot e Hospers (1996)

Estudaram numericamente a inclusão de um tubo vertical na parte inferior do ciclone, localizado entre a parte inferior do cone e a parte superior da caixa coletora de pó. Utilizaram os modelos de turbulência $k - \varepsilon$ e ASM (*algebraic stress model*), ambos modelos de turbulência

foram implementados no código Sprint originalmente utilizado por Boysan, Swithenbank e Ayers (1986). Para a fase dispersa foi adicionado uma rotina computacional, onde a partícula era coletada se batia na parede do ciclone. Segundo os autores, as simulações com o modelo de turbulência $k - \epsilon$ mostrou superioridade comparado ao modelo de turbulência ASM. Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Hoffmann, Van Santen e Allen (1992) e com as correlações matemáticas propostas por Mothes e Loffler; e Dirgo e Leith. para o calculo da eficiência de coleta. Com a inclusão do duto acoplado ao ciclone obtiveram maiores velocidades tangenciais e alta eficiência de coleta.

Qian e Zhang (2006)

Estudaram os efeitos do uso do tubo vertical acoplado na parte inferior do cone. Os campos de velocidade numéricos e experimentais mostraram semelhança. A eficiência de coleta numérica foi melhorada com o aumento da altura do tubo vertical adicionado. Os autores indicaram que a altura ótima do tubo vertical poderia ser entre 0,3 e 0,5 m como mostra a Figura 25.

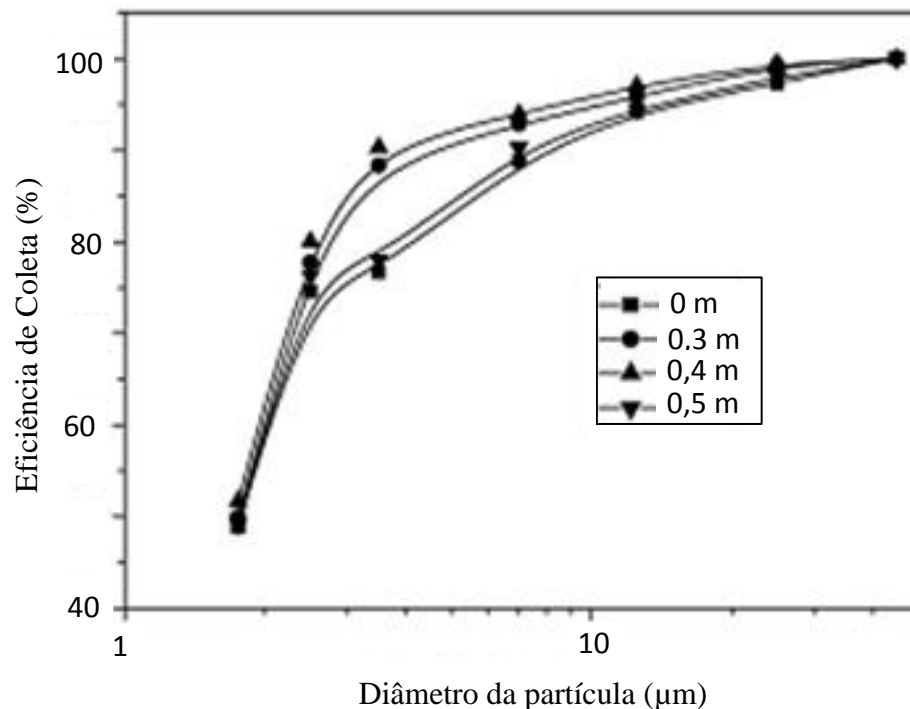


Figura 23 - Eficiência de coleta para diferentes alturas do tubo vertical acoplado na base do cone. Adaptado de Qian e Zhang (2006).

Kaya e Karagoz (2009)

Acoplaram um tubo vertical na parte inferior do cone. Os resultados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Xiang, Park e Lee (2001). Os autores mostraram obtiveram em torno de 7% de diferença na eficiência de coleta entre dados numéricos e experimentais. O tubo vertical adicionado no ciclone teve mais influenciou na eficiência de coleta do que na queda de pressão, principalmente quando a velocidades de alimentação são menores.

4.1.8 INFLUÊNCIA DAS CARACTERÍSTICAS FÍSICAS DA PAREDE

As características físicas da parede como rugosidade e erosão modificam o desempenho do ciclone. Dependendo do tipo do material utilizado na construção do ciclone, são apresentados diferentes graus de rugosidade. Por exemplo, se o ciclone construído for de material acrílico terá 4,35 μm de rugosidade e se for de bronze sinterizado terá 18,5 μm de rugosidade (FUKUI et al., 2011).

Segundo Kaya, Karagoz e Avci (2011) com o aumento do tempo de uso, a rugosidade incrementa sendo que a rugosidade excessiva diminui a eficiência de coleta. A rugosidade pode ocorrer devido à corrosão, desgaste da parede e acumulação de partículas, os quais diminuem a velocidade tangencial e a eficiência de coleta no ciclone. Na Tabela 10 estão citados os autores que estudaram a eficiência de coleta em função da rugosidade da parede do ciclone.

Tabela 10 - Características das simulações onde foram variadas as características físicas da parede do ciclone.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Sommerfeld e Anshu Ho (2003)	Rugosidade	0,29/0,19	9,26-10	0,9-10	$k - \epsilon$, RSM	--	---
Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009)	Rugosidade	1,6	17	1, 10, 100	RSM	80000 - 220000	---
Kaya, Karagoz e Avci (2011)	Rugosidade	0,031	7 - 30	0.75-3	RSM	28500	2200
Fukui et al. (2011)	Rugosidade e porosidade	0,04	15	0,15-5	DNS	118932	--

Sommerfeld e Anh Ho (2003)

Estudaram a influência da rugosidade da parede e aglomeração das partículas na eficiência de coleta do ciclone. Utilizaram os modelos de turbulência $k - \epsilon$ e RSM. Os dados numéricos foram obtidos considerando parede rugosa. Os resultados foram comparados com os dados experimentais de Hoekstra (2000). Os autores observaram que a rugosidade da parede apresentou maior influência no cálculo da eficiência de coleta em partículas pequenas menores que 2 μm . Para partículas maiores a rugosidade da parede apresentou pequena influência na eficiência de coleta. Os dados da simulação numérica considerando os efeitos da aglomeração das partículas foram comparados com os dados experimentais obtidos por Kirch em 1988. A eficiência de coleta aumenta quando ocorre aglomeração. As partículas pequenas são coletadas através da aglomeração formando partículas maiores. O modelo de turbulência RSM se mostrou ser mais próximo aos dados experimentais do que o modelo de turbulência $k - \epsilon$.

Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009)

Estudaram numericamente a influência do fluxo mássico e da rugosidade da parede, no cálculo da eficiência de coleta. O modelo de turbulência RSM foi empregado, considerando parede rugosa. Implementaram uma função definida pelo usuário, para calcular a trajetória das partículas. Na função definida pelo usuário foram consideradas colisão, fricção e rotação da partícula. Os resultados numéricos foram comparados com as correlações obtidas por Muschelknautz para o cálculo da eficiência de coleta.

Os autores mostraram que o vórtice formado enfraquece com o aumento das cargas mássicas. Incrementando o fluxo mássico a eficiência de coleta melhorou e o diâmetro de corte se manteve quase constante. Com o incremento excessivo do fluxo mássico a eficiência é reduzida e o diâmetro de corte incrementa.

Kaya, Karagoz e Avci (2011)

Estudaram os efeitos da parede rugosa devida à corrosão interna do ciclone. Com o aumento da rugosidade, a resistência do fluxo e a transferência de momento foram intensificadas. O modelo de turbulência RSM foi utilizado nas simulações. Consideraram no estudo parede sem rugosidade e parede com rugosidade. Perto da parede foram utilizadas funções de não equilíbrio. As partículas foram consideradas com reflexão elástica nas paredes laterais e retidas na superfície inferior do ciclone. Os resultados numéricos do diâmetro de corte e da eficiência de

coleta foram comparados com os resultados experimentais obtidos por Xiang et al. (2001) e com os resultados teóricos obtidos por Avci e Karagoz (2003) e Karagoz e Avci (2005). Os dados comparados mostraram concordância, de forma que a rugosidade elevou a resistência do fluxo e diminuiu a intensidade do redemoinho. Além disso, foi observado que a eficiência de coleta diminuiu com o aumento da rugosidade da parede como é mostrado na Figura 26.

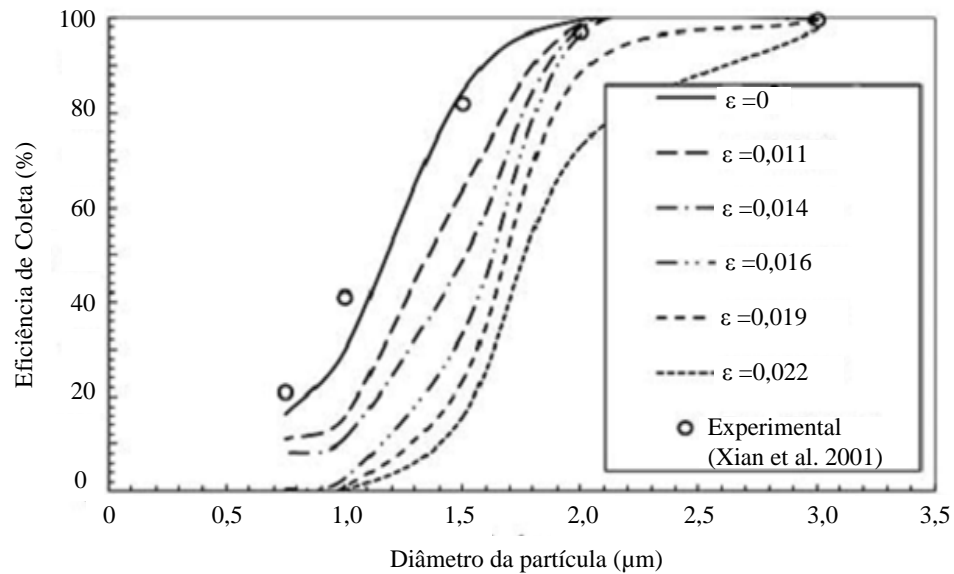


Figura 24 - Eficiência de coleta em função da rugosidade da parede. Adaptado Kaya, Karagoz e Avci (2011).

Fukui et al. (2011)

Estudaram numérica e experimentalmente a influência da rugosidade na parede do cone. O estudo foi realizado em dois ciclones, sendo que o primeiro ciclone foi construído de acrílico, sem rugosidade e sem porosidade. No segundo ciclone, a superfície cilíndrica e os dutos de entrada e saída foram construídos de acrílico (sem rugosidade e porosidade) neste ciclone a superfície cônica foi construída de bronze sinterizado, com rugosidade igual a 18,5 μm e superfície porosa. Nas simulações, as equações de Navier-Stokes foram resolvidas mediante o método direto de cálculo (DNS), sem considerar modelo de turbulência. Os resultados numéricos e experimentais mostraram semelhança. No ciclone construído de acrílico (sem rugosidade e porosidade) foram alcançadas as maiores eficiências de coleta.

4.1.9 INFLUÊNCIA DA ESCALA OPERACIONAL

Na literatura são apresentados ciclones de alimentação tangencial de vários tamanhos. Hoffmann et al. (2001) observaram que um aumento no tamanho do ciclone leva a obtenção de um maior diâmetro de corte e uma menor eficiência de coleta. O efeito da turbulência sobre as partículas é diferente em cada um dos tamanhos. Sendo que no ciclone de menor tamanho são registrados os maiores gradientes de velocidade tangencial e axial. Na Tabela 11 são citados os autores e as principais características da simulação de ciclones com diferentes tamanhos.

Tabela 11 - Características das simulações onde foi variada a escala operacional do ciclone.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Griffiths e Boysand (1996)	Ciclone pequeno Ciclone grande	0,0311/ 0,065/ 0,305	5-25	0.5-3	$k - \varepsilon$ RNG	35000/ 65000/ 75000	>100
Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010)	Ciclone pequeno Ciclone grande	0,0305/ 0,205/ 0,305	5 - 25	0,026- 7,5	$k - \varepsilon$ RNG/RS M	160000 - 170000	

Griffiths e Boysand (1996)

Estudaram numérica, analítica e experimentalmente o desempenho de três ciclones. O modelo de turbulência $k - \varepsilon$ RNG foi utilizado. Os autores consideraram os dados obtidos numericamente foram satisfatórios. Baseados na análise do diâmetro de corte, concluíram que em ciclones pequenos a teoria empírica de Barth (1956) reproduz melhor os resultados experimentais. Em ciclones de maior tamanho empregaram a teoria empírica de Iozia e Leith (1989) reproduz melhor os resultados experimentais.

Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010)

Estudaram numericamente o desempenho de três ciclones com tamanhos diferentes (Figura 27). Os resultados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Dirgo e Leith (1985), Stairmand (1952) e Zhu e Lee (1999). Os autores concluíram que na predição do diâmetro de corte mediante o modelo de turbulência RSM o desvio foi de 3,6 %

enquanto que com a utilização do modelo de turbulência $k - \varepsilon$ RNG o desvio foi de 7.7%. A simulação com o modelo RSM apresentou dados numéricos mais próximos aos dados experimentais. Com o incremento do tamanho do ciclone foram obtidos maiores diâmetro de corte e menores eficiências de coleta como mostra a Figura 28.

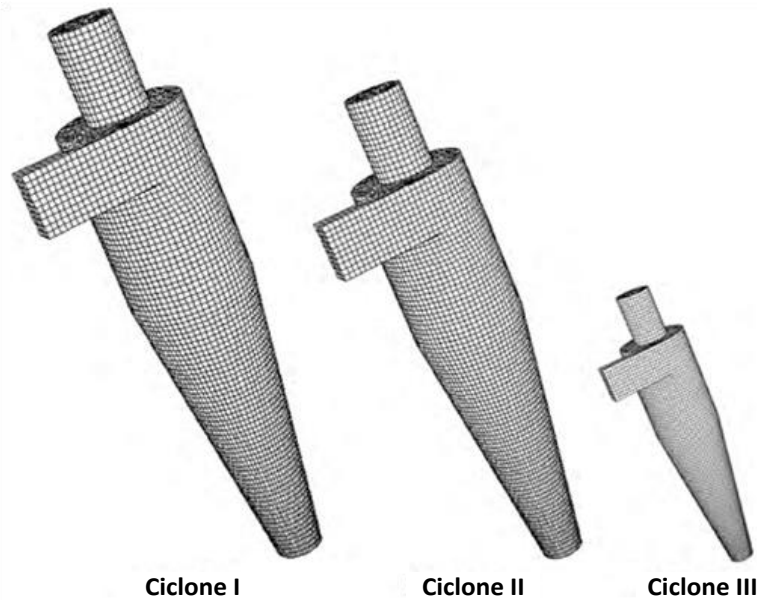


Figura 25 - Ciclones com diferentes tamanhos. Adaptado de Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010).

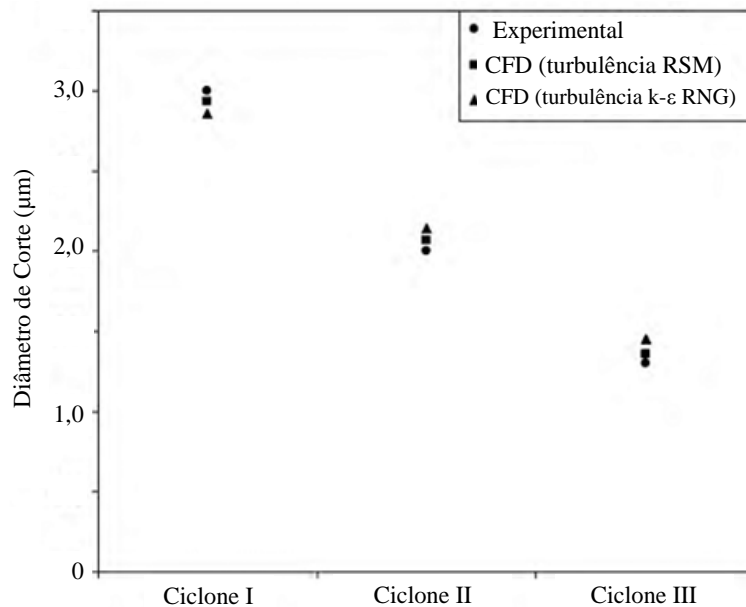


Figura 26 - Diâmetro de corte em função ao tamanho do ciclone. Adaptado de Azadi. M, Azadi, M. e Mohebbi (2010).

4.2 INFLUÊNCIA DAS VARIÁVEIS OPERACIONAIS

Segundo Hoffmann e Stein (2008) entre as variáveis operacionais que influenciam o processo de separação gás-partícula no ciclone encontram-se:

- As características físicas da partícula, como diâmetro, densidade, fator de forma, concentração e distribuição de tamanho das partículas.
- As características do gás: densidade, viscosidade, velocidade de alimentação, grau de umidade (pois o vapor de água pode influenciar na aglomeração ou na dispersão de partículas), temperatura e pressão.

O movimento e a separação das partículas no ciclone dependem principalmente do tamanho da partícula. Outros fatores também importantes são a densidade da partícula, a velocidade tangencial que determinam o movimento das partículas no fluido (HOFFMANN; STEIN, 2008).

A velocidade de alimentação é uma variável importante, pois influencia no desempenho do ciclone. Aumentando a velocidade de alimentação são obtidos diâmetros de corte menores e maiores eficiências de coleta, mas é importante ter cuidado com as altas velocidades de alimentação que geram desgaste na parede do ciclone e resultam em menores eficiências de coleta e maiores quedas de pressão.

Com o incremento da pressão a eficiência de coleta melhora, porém, com o incremento da temperatura a eficiência de coleta é reduzida. Este comportamento é fundamentado pela influência da variação da densidade e da viscosidade do gás sobre as forças de arrasto e centrífuga (SHIN et al., 2005).

O grau de esfericidade da partícula é quantificado mediante o fator de forma. Partículas completamente esféricas possuem fator de forma igual a 1, enquanto partículas com formatos irregulares apresentam fator de forma menor que 1. O fator de forma influencia no cálculo do coeficiente de arrasto, sendo que a diminuição do fator de forma aumenta o valor do coeficiente de arrasto. Com o aumento do coeficiente de arrasto, a força de arrasto incrementa e a eficiência de coleta é reduzida principalmente para as partículas pequenas. Em partículas de diâmetro maior, a influência do coeficiente de arrasto é menor.

Na Tabela 12 estão citados os autores que analisaram a influência das variáveis operacionais no cálculo da eficiência de coleta do ciclone.

Tabela 12 - Características das simulações onde foram variadas as variáveis operacionais.

Autor(es)	Variável analisada	D_c (m)	v_i (m/s)	d_p (μm)	Modelo de turbulência	N. Células	N. Partículas
Derksen (2003)	velocidade de alimentação	0,29	10 - 30	0,1-10	LES	$7,7 \times 10^6$	276 000
Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008)	concentração da partícula	0,4	12,7	1-10	LES	$10^4 - 10^6$	10^6
Wan et al., (2008)	concentração da partícula	0,3	20	1-20	RSM	123452 nodos	10^6
Qian et al. (2007)	concentração da partícula	0,2	18	1/5/10/20	RSM	45000	--
Wang et al. (2006)	ponto de injeção da partícula	0,2	5-35	0.2-100	RSM	45750	15 000
Bardin-Monnier et al (2013)	ponto de injeção da partícula	0,0298	2,39-23,29	1-10	RSM	221 000	1000-10000
Gimum et al (2005), Gimum (2008)	temperatura	0,305 0,031 1 0,25	4 -15	0,6-10	RSM	20846	-----
Shin et al. (2005)	temperatura e pressão	0,1	1,75	0,5-10	$k - \epsilon$ RNG	-----	--
Valverde, Coury e Gonçalves (2011)	fator de forma	0,4-0,15	12	3-7	RSM	350000-650000	----

Derksen (2003)

Nas simulações, fez uso das equações de Lattice-Boltzmann para descrever o movimento do fluxo dentro do ciclone. Diferentes velocidades de alimentação foram utilizadas. Empregou o modelo de turbulência LES. Quando a partícula é simulada no ciclone, o tempo de residência é muito longo. O autor utilizou três alternativas para calcular o tempo computacional gasto pela partícula: "*eddy-lifetime model*", "*frozen-field approach*" e "*periodic-flow approach*".

O modelo de tempo de vida média dos redemoinhos "*eddy-lifetime model*" é caracterizado pela distribuição aleatória dos redemoinhos, as partículas são controladas através do controle do tempo de vida média dos redemoinhos.

A aproximação de campo congelado "*frozen-field approach*" baseia-se na suposição de um sistema onde não estão presentes os gradientes de turbulência, as partículas são controladas através do rastreamento congelado.

A aproximação periódica do fluxo "*periodic-flow approach*" é caracterizado pela ocorrência do fenômeno em forma cíclica, as partículas são controladas periodicamente na sequência do fluxo. Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Hoekstra (2000).

O autor concluiu que o movimento da partícula é reproduzido melhor utilizando a aproximação *periodic-flow*.

Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008)

Fizeram uso das equações de Lattice-Boltzmann e utilizaram o modelo de turbulência LES na simulação. O efeito da concentração mássica das partículas alimentadas no ciclone foi estudado. Os autores consideraram acoplamentos de duas vias, para simular a interação entre as fases, a interação partícula-partícula foi desconsiderada. Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Obermair, Woisetschlager e Staudinger (2003).

Os autores concluíram que com o aumento da concentração mássica das partículas, a turbulência é atenuada e os redemoinhos são enfraquecidos. Diante deste fenômeno a eficiência de coleta apresenta comportamento complexo. A diminuição da turbulência pode melhorar a eficiência de coleta e o enfraquecimento dos redemoinhos gera redução na eficiência de coleta.

Wan et al. (2008)

Estudaram numericamente a eficiência de coleta em função da concentração das partículas injetadas, utilizaram o modelo de turbulência RSM; a interação entre as fases foi simulada considerando acoplamento de duas vias. Nas simulações foram utilizados diferentes coeficientes de restituição (1,0; 0,9; 0,6 e 0,5) partícula-parede. Os dados obtidos numericamente foram comparados com os dados experimentais obtidos por Wu, Huang e Shi (1993). Indicaram que a presença das partículas pode afetar o fluxo do gás por dois motivos:

- A força com que as partículas são injetadas pode influenciar na dinâmica do gás especialmente na velocidade tangencial;
- A possibilidade da existência da velocidade de deslizamento existente entre as fases, sendo que a presença das partículas pode alterar o fluxo do gás.

Quanto menor for o diâmetro da partícula, mais ela será afetada pela primeira alternativa. Quanto maior for o diâmetro da partícula, mais ela estará sujeita a alterações resultantes do deslizamento entre as fases. Partículas que apresentarem maior massa, também serão afetadas pela segunda alternativa o grupo de.

Qian et al. (2007)

Estudaram numérica e experimentalmente a eficiência de coleta em função de diferentes concentrações de partículas alimentadas no ciclone. Com o aumento da concentração mássica das partículas, a interação partícula-partícula torna-se importante. Para o impacto, partícula-parede, consideraram diferentes coeficientes de restituição (0,4; 0,6; 0,8 e 0,98), sendo que o coeficiente de restituição igual a 0,98 mostrou ser mais próximo aos dados experimentais. Em geral os dados numéricos mostraram aproximação aos dados experimentais, de forma que um aumento na concentração mássica das partículas injetadas no ciclone gera melhoria na eficiência até atingir um valor constante, como mostra a Figura 29. As partículas com diâmetro menor apresentaram maior eficiência com o aumento da concentração. No *vortex core* (região central do ciclone), altas concentrações das partículas geram diminuição na energia e na velocidade tangencial.

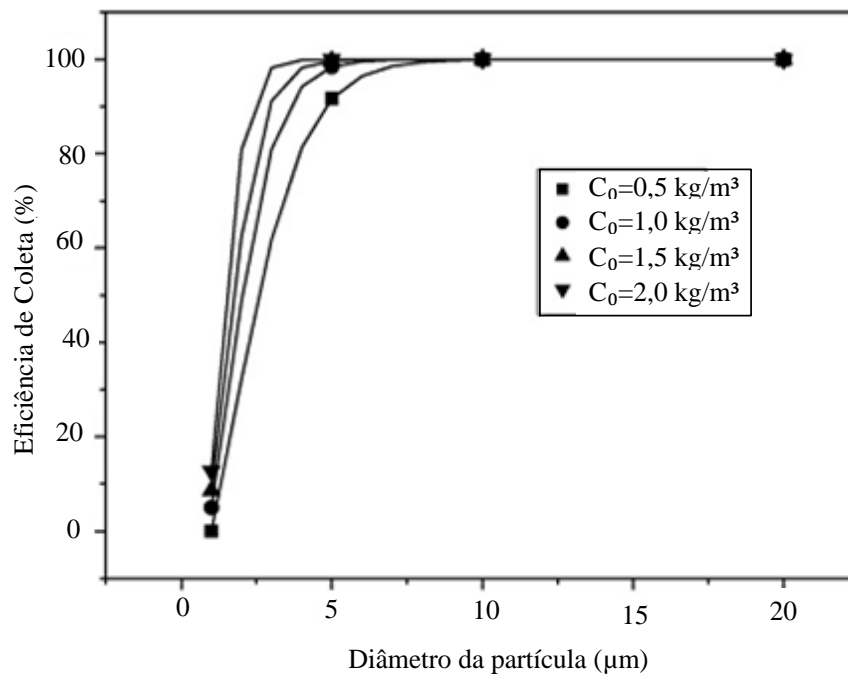


Figura 27 - Eficiência de coleta simulada para diferentes concentrações alimentadas, mantendo a velocidade de alimentação constante. Adaptado de Qian e Zhang 2006.

Wang et al. (2006)

Estudaram numérica e experimentalmente a eficiência de coleta em um ciclone tangencial tipo Lapple. Para representar a distribuição das partículas polidispersas utilizaram a função Rosin-Rammher com diâmetro médio igual a 29,90 μm . No duto de alimentação, as partículas foram injetadas desde quatro regiões diferentes, sendo que as partículas que foram injetadas pela parte superior do duto de alimentação apresentam menor eficiência de coleta e as que foram injetadas pela parte inferior do duto de alimentação apresentaram maior eficiência de coleta. Os resultados da eficiência de coleta obtida pelos autores mostrou semelhança numérica e experimentalmente. Com o aumento da velocidade de alimentação a eficiência de coleta aumentou.

Bardin-Monnier et al (2013).

Analísaram numericamente a influência da posição das partículas no duto de alimentação na eficiência de coleta. No estudo, utilizaram o software Cyclone (Sysmatec) para a eleição da melhor geometria e o software Fluent (Ansys) para calcular as trajetórias das partículas.

Utilizaram o modelo de turbulência RSM. Os autores observaram eficiências de coleta maiores quando as partículas eram injetadas pela parte inferior do duto de alimentação.

Gimbum et al (2005) e Gimbum (2008)

Estudaram a dinâmica da partícula considerando temperaturas até 1 000 K. Os resultados numéricos da eficiência de coleta foram comparados com os resultados obtidos utilizando correlações empíricas e os dados experimentais obtidos por Bohnet (1995).

Também simularam considerando condições extremas de pressão e temperatura para a fase contínua. Os resultados obtidos foram semelhantes aos descritos em Incropera e de Witt (2002). A eficiência de coleta diminuiu com o aumento da temperatura, devido a redução da velocidade tangencial no interior do ciclone.

Shin et al, (2005)

Estudaram numérica e experimentalmente a eficiência de coleta no ciclone operando a temperaturas de 18 a 400°C e pressões de 1,1 a 6 bar. A simulação foi realizada considerando fluxo axissimétrico 2D. Um programa computacional desenvolvido pelos próprios autores foi utilizado. Para partículas menores que 10 μm , a temperaturas altas (Figura 30) a diminuição da

eficiência de coleta ocorre devido ao incremento da viscosidade, da força de arrasto e a redução da velocidade tangencial. Por outro lado, operando as pressões altas (Figura 31), a eficiência de coleta melhora devido ao incremento da velocidade tangencial e da força centrífuga.

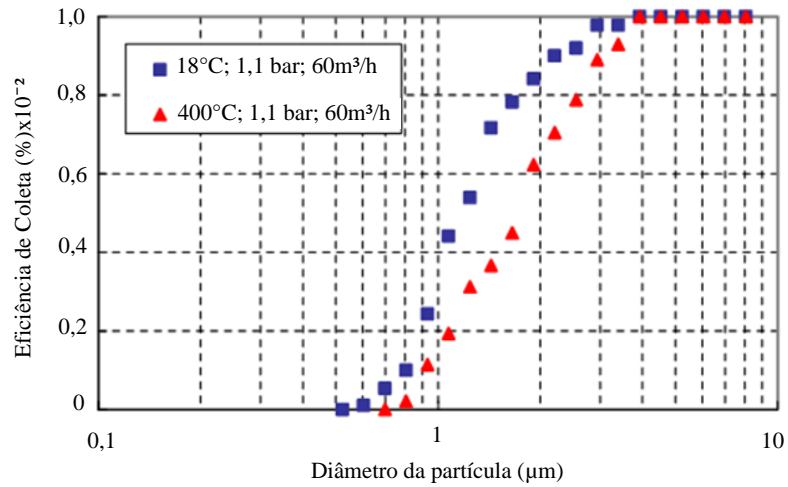


Figura 28 - Eficiência de coleta quando é variada a temperatura. Adaptado de Shin et al. (2005).

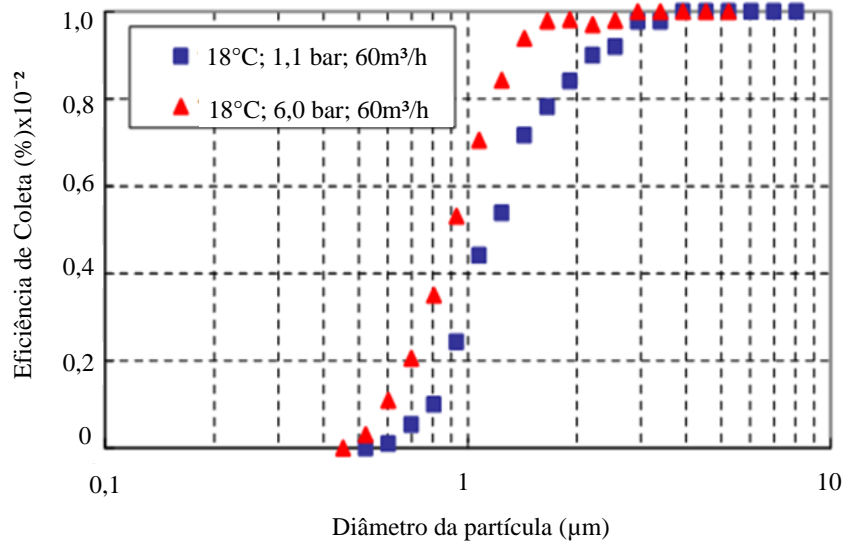


Figura 29 - Eficiência de coleta quando é variada a pressão. Adaptado de Shin et al. (2005).

Valverde, Coury e Gonçalves (2011)

Estudaram numericamente a eficiência de coleta em função do fator de forma da partícula. No estudo foram consideradas partículas irregulares com os seguintes fatores de forma: 0,9; 0,8 e 0,7. As simulações foram realizadas em dois ciclones de diferentes tamanhos. O modelo de turbulência empregado foi o RSM, Os dados numéricos foram comparados com os dados experimentais obtidos por Obermair e Staudinger (2001) e Ji et al. (2009). Os resultados mostraram aproximação com os dados experimentais nas simulações onde foi utilizado o fator de forma menor igual a 0,8.

4.3 APLICANDO A FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL NA MODELAGEM DO CICLONE

A aplicação da técnica CFD na modelagem do ciclone segue uma sequência lógica de etapas. Em termos gerais as principais etapas são: elaboração da geometria e da malha, conversão das equações diferenciais para aproximação por diferenças finitas, solução das diferenças finitas e cálculo de eficiência de coleta no ciclone. A seguir são descritos de forma breve os principais parâmetros utilizados na simulação pelos autores citados nesta revisão bibliográfica.

Quantidade de células

A quantidade de células utilizadas pelos autores está indicada nas Tabelas 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11 e 12. Os espaços em branco indicam que os autores não apresentaram os valores

Aproximação das diferenças finitas

O transporte do fluido dentro do ciclone é descrito mediante as equações de conservação de massa e de movimento além das equações de turbulência, que são derivadas das equações de Navier-Stokes ou das equações de Lattice-Boltzmann.

A descrição do movimento do fluxo dentro do ciclone utilizando as equações de Lattice-Boltzmann foi realizada por Derksen (2003) e Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008). Os outros artigos pesquisados e citados na revisão bibliográfica deste estudo utilizaram o método tradicional conhecido como método da dinâmica de Navier-Stokes.

A literatura pesquisada mostra que a abordagem numérica mais utilizada é a abordagem Euleriano-Lagrangeano. Foram encontradas algumas exceções, como são as abordagens:

- Euleriano-Euleriano-Lagrangeano utilizado por Pirker e Kahrmanovic (2006) e Pirker e Kahrmanovic (2007).
- Algebraic Slip Model (ASM) utilizado por Qian et al. (2007), este modelo considera a mistura e o deslizamento das fases em equilíbrio.

Modelo de turbulência

Os modelos de turbulência utilizados pelos autores estão citados nas Tabelas 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11 e 12. Cabe destacar que nos estudos feitos por Yoshida et al. (2003) e Yoshida et al. (2010) não foram utilizados modelos de turbulência, pois os autores resolveram todas as equações diferenciais utilizando o método *Direct Numeric simulation* (DNS).

As observações experimentais indicam que o núcleo espiral formado na região central do ciclone é instável fazendo com que o fluxo dentro do ciclone seja tridimensional (DERKSEN, 2003).

Nos artigos pesquisados, quase todos os autores simularam a turbulência em 3D a exceção de Boysand, Ayers e Swithenbank (1982), Hoffmann et al. (2001) Shin et al. (2005) que simularam considerando fluxo 2D axissimétrico.

Procedimentos da solução computacional

As discretizações espacial e temporal, e os métodos de interpolação pressão-velocidade utilizados pelos autores pesquisados foram:

SIMPLE: Ma, Ingham e Wen (2000); Gimbun et al. (2005); Chuah, Gimbun e Choong (2006); Raoufi et al. (2008); El-Batsh (2013), Shin et al. (2005); Gimbun (2008).

SIMPLEC: Lee, W., Yang e Lee, D. (2006); Elsayed e Lacor (2011); Bernardo et al. (2006); Elsayed e Lacor (2013); Qian e Zhang (2006); Kaya e Karagoz (2009); Azadi, M, Azadi, M. e Mohebbi (2010); Wan et al. (2008).

UPWIND: Lee, W., Yang e Lee, D. (2006); Yoshida (1996); Hoffmann et al. (2001); Bernardo et al. (2006); Qian e Wu (2009); Raoufi et al. (2008); El-Batsh (2013); Elsayed e Lacor (2013); Yoshida et al. (2010); Qian e Zhang (2006); Kaya e Karagoz (2009); Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009); Hoffmann et al. (2001); Gimbun et al. (2005); Gimbun (2008).

POWER LAW: Hoffmann, Groot e Hospers (1996); Shin et al. (2005).

PRESTO: Lee, W., Yang e Lee, D (2006); Elsayed e Lacor (2011); Elsayed e Lacor (2013), Qian e Zhang (2006); Kaya e Karagoz (2009); Gimbum et al., (2005); Gimbum (2008).

QUICK: Ma, Ingham e Wen (2000); Elsayed e Lacor (2011), Pirker e Kahrmanovic (2007); Hoekstra (2000); Elsayed e Lacor (2013); Qian e Zhang (2006); Kaya e Karagoz (2009); Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009); Wan et al. (2008).

BOUNDED CENTRAL DIFFERENCE: Yoshida (1996).

DYNAMIC SMAGORINSKY-LILLY: Derksen (2003); Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008); Elsayed e Lacor (2011).

O Passo De Tempo:

0,025s: Gimbum et al. (2005); Chuah, Gimbum e Choong (2006); Gimbum (2008); Qian e Wu (2009).

0,001s: Bernardo et al. (2006); Pirker e Kahrmanovic (2007).

0,0001s: Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009); Elsayed e Lacor (2011); Elsayed e Lacor (2013).

0,0001x(D_C/v_{inl}): Derksen (2003); Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008).

Esquema de Integração das Partículas:

Runge-Kutta 4^a ordem: Lee, W., Yang e Lee, D (2006), Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009).

Acoplamento das fases

Em fluxos bifásicos diluídos é possível utilizar acoplamento de uma via ou de duas vias. Se o fluxo volumétrico da fase dispersa for menor do que 10^{-3} normalmente é considerado acoplamento de uma via. Estudos que consideraram acoplamento de duas vias foram realizados por Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008) e Wan et al. (2008). Os outros autores citados neste capítulo simularam utilizando acoplamento de uma via.

Uso de SOFTWARE

O código Fluent foi utilizado na maioria dos artigos pesquisados.

Xiang e Lee (2005), Gimbum et al. (2005), Hoffmann, Groot e Hospers (1996); Qian e Zhang (2006); Kaya e Karagoz (2009); Pirker e Kahrmanovic (2007) Qian e Wu (2009) Elsayed e

Lacor (2010); Elsayed e Lacor (2011); Elsayed e Lacor (2013); Pant, Crowe e Irving (2002); Lee, W., Yang e Lee, D. (2006); Griffiths e Boysand (1996); Azadi, M, Azadi, M. e Mohebbi (2010); Sommerfeld e Anh Ho (2003); Pirker e Kahrimanovic (2006), Wang et al. (2006), Qian et al. (2007); Pirker, Kahrimanovic e Aichinger (2009), Gimbum (2008); Wan et al. 2008; Karagoz, Kaya e Avci (2010); Kaya, Karagoz e Avci (2011), Bardin-Monnier et al. (2013), Pishbin e Moghiman (2010).

O código CFX foi utilizado por Bernardo et al. (2005)

Código Escrito pelos autores foi apresentado por: Yoshida et al. (2003). Boysand, Ayers e Swithenbank (1982).

CAPÍTULO 5 - MODELAGEM MATEMÁTICA E MÉTODOS NUMÉRICOS

Neste capítulo são descritos e analisados a modelagem matemática das fases e os modelos de turbulência mais apropriados para a modelagem da turbulência no ciclone.

São apresentadas as principais estratégias utilizadas na resolução das equações diferenciais com o método dos volumes finitos; são descritos as discretizações espaciais e temporais, a geração da malha, as técnicas para a análise da malha e a diferenciação de conceitos entre validação e verificação computacional.

5.1 A FASE CONTÍNUA - APROXIMAÇÃO EULERIANA

A fase gasosa é tratada como um contínuo e é modelada utilizando a abordagem Euleriana. Considerando fluxo incompressível, as equações de conservação da massa e do movimento são descritas nas Equações (55) e (56).

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (55)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + g_i \quad (56)$$

Considerando a decomposição de Reynolds ao termo convectivo das equações (55) e (56) resulta em equações medias de conservação da massa e do movimento:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (57)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \overline{u'_i u'_j} \right] + g_i \quad (58)$$

O termo $\overline{u'_i u'_j}$ é conhecido como tensor das tensões de Reynolds, possui natureza matemática semelhante ao tensor viscoso molecular, apesar de sua origem estar ligada ao termo não linear. Desta forma, é natural transpor este tensor para o segundo membro da equação de conservação e agrupá-lo com o tensor viscoso. A Equação (58) não pode ser resolvida devido a presença do tensor de Reynolds. O tensor acrescenta mais seis incógnitas (devido a sua simetria)

$$\overline{u'_i u'_j} = \bar{\tau} = \begin{bmatrix} \overline{u'u'} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{v'u'} & \overline{v'v'} & \overline{v'w'} \\ \overline{w'u'} & \overline{w'v'} & \overline{w'w'} \end{bmatrix} \quad (59)$$

$$\bar{\tau}_{ij} = \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (60)$$

O termo transposto $\overline{u'_i u'_j}$ representa o tensor viscoso. Este termo deve ser modelado. A modelagem do termo $\overline{u'_i u'_j}$ é realizada introduzindo-o nas equações de transporte.

Para representar uma grandeza φ do escoamento é utilizada a decomposição de Reynolds através da soma de duas parcelas, como mostra a Equação (61)

$$\varphi(x_i, t) = \bar{\varphi}(x_i) + \varphi'(x_i, t) \quad (61)$$

onde $\bar{\varphi}(x_i)$ representa o escoamento médio no tempo e $\varphi'(x_i, t)$ representa as flutuações devidas à turbulência.

A Figura 30 mostra detalhes da turbulência e dos redemoinhos. Se forem consideradas restrições na simulação, como, por exemplo, o uso só da velocidade média para avaliar a dinâmica do sistema, muita informações presentes na flutuação de velocidade seriam perdidas. Considerando só os valores médios da variável de interesse, o fenômeno físico passa a ser tratado estatisticamente. Detalhes das flutuações precisam ser considerados para aproximar à simulação numérica ao valor real.

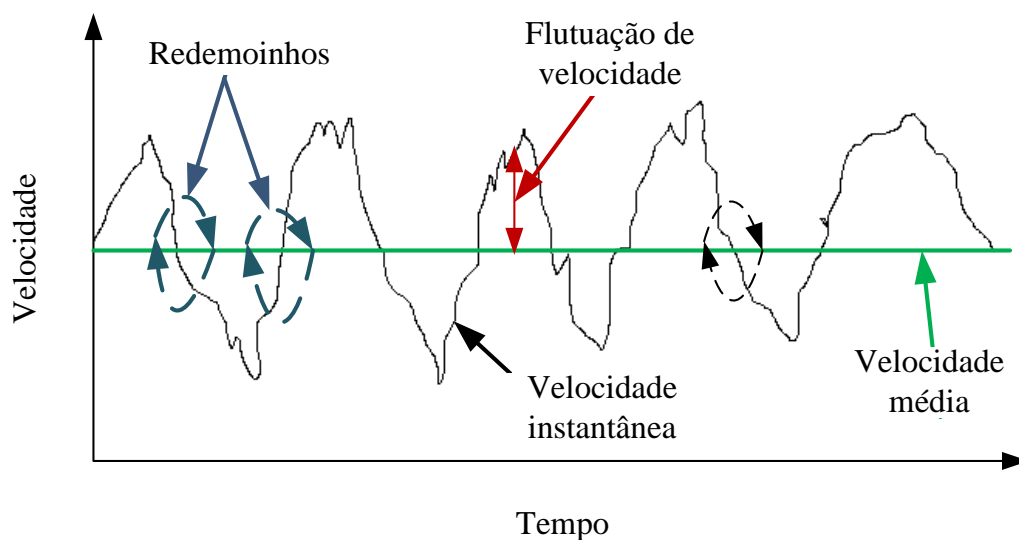


Figura 30 - Distribuição da velocidade no fluxo turbulento.

5.1.1 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA TURBULÊNCIA

Devido ao alto grau de complexidade da turbulência, ainda não existe uma formulação que represente adequadamente o fenômeno nas diversas escalas de comprimento; a turbulência é um fenômeno contínuo e pode ser descrito pelas equações de Navier-Stokes; numericamente, as variáveis dependentes são decompostas em duas parcelas, este procedimento é conhecido como decomposição de Reynolds. Os softwares de CFD apresentam um conjunto de modelos de turbulência que são aplicáveis em determinadas condições. No ciclone, a turbulência é o principal fator limitante na precisão dos resultados.

Numericamente, a turbulência pode ser equacionada mediante:

- O método *Direct Numerical Simulation* (DNS), o método resolve as equações de Navier-Stokes para todo o espectro da turbulência em função ao tempo e as escalas de comprimento; geralmente o método DNS é aplicado em fluxos com baixo número de Reynolds e em geometrias simples;
- O modelo *Large Eddy Simulation* (LES) resolve as equações de Navier-Stokes; neste modelo, as escalas maiores são calculadas diretamente, e as escalas menores são modeladas. Com este modelo o custo computacional é menor se for comparado com o modelo DNS, mas o esforço computacional ainda é grande para a maioria das aplicações práticas;
- O modelo *Reynolds Stress Model* (RSM) modela as equações de Navier-Stokes utilizando os conceitos de fluxos turbulentos médios (velocidade, pressão, densidade e temperatura). Em relação ao esforço computacional, este modelo utiliza menos poder de processamento do que os modelos DNS e LES.

Estudos sobre a escolha do melhor modelo de turbulência no ciclone foram realizados por muitos autores. Entre os modelos mais utilizados encontram-se os modelos de turbulência $k - \varepsilon$ RNG, RSM e o LES.

O modelo de turbulência $k - \varepsilon$ RNG não é adequado para simular fluxos turbulentos com formação de redemoinho devido à suposição de estrutura turbulenta isotrópica em sua formulação.

O modelo de turbulência RSM é adequado para simular fluxos macroscópicos com anisotropia, este modelo prevê a formação de turbilhões no fluxo turbulento. Na aplicação deste modelo de turbulência é necessária a solução das equações de transporte para cada um dos tensores de Reynolds.

O modelo de turbulência LES considera as maiores escalas e as menores escalas da turbulência. As maiores escalas são capturadas diretamente pela simulação, e as menores escalas são modeladas.

Modelo de turbulência *Reynolds Stress Model* (RSM)

O modelo de turbulência RSM é baseado nas equações de transporte para todos os componentes do tensor de Reynolds e na taxa de dissipação (Equação 62). A modelagem do tensor de Reynolds é realizada mediante a introdução dos elementos do tensor de Reynolds na equação de transporte. Este modelo é conhecido também como modelo de fechamento de momento de segunda ordem, no qual são resolvidas as equações de forma separada para o transporte dos tensores de Reynolds no fluido.

$$\frac{D(\overline{\rho u'_i u'_j})}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho u'_i u'_j}) + \frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho u_k u'_i u'_j}) P_{ij} + D_{T,ij} + D_{L,ij} + \Phi_{ij} + F_{ij} - \varepsilon_{ij} \quad (62)$$

Os termos ε_{ij} , Φ_{ij} e $D_{T,ij}$ precisam ser modelados. A modelagem deve seguir certos critérios, como garantir que o caráter matemático do modelo seja fiel ao caráter matemático das equações que o originaram. Por outro lado, os termos P_{ij} , $D_{L,ij}$, F_{ij} são calculados diretamente.

$$P_{ij} = -\rho \left[\overline{u'_i u'_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + \overline{u'_j u'_k} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right] \quad (63)$$

$$D_{T,ij} = -\frac{\partial}{\partial x_k} \left[\overline{\rho u'_i u'_j u'_k} + \overline{(p' u'_j)} \delta_{ik} + \overline{(p' u'_i)} \delta_{jk} \right] \quad (64)$$

$$D_{ij} = -\mu \left(\frac{\partial}{\partial x_k} \overline{u'_i u'_j} \right) \quad (65)$$

$$\Phi_{ij} = P \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \quad (66)$$

$$F_{ij} = -\rho \Omega_k (\overline{u'_j u'_m} e_{ikm} + \overline{u'_i u'_m} e_{jkm}) \quad (67)$$

$$\varepsilon_{ij} = -2\mu \overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_k} \frac{\partial u'_j}{\partial x_k}} \quad (68)$$

onde P_{ij} é produção de tensão, $D_{T,ij}$ é a difusão turbulenta, $D_{L,ij}$ é a difusão molecular, Φ_{ij} a pressão de tensores, F_{ij} a produção de rotação, ε_{ij} a dissipação viscosa. A dissipação da pressão do tensor Φ_{ij} e é obtida a partir de um modelo de deformação linear.

$$\Phi_{ij} = \Phi_{ij,1} + \Phi_{ij,2} \quad (69)$$

onde o termo $\Phi_{ij,1}$, é pressão de deformação mais lenta.

$$\Phi_{ij,1} = -\rho C_1 \frac{\varepsilon}{K} \left(\overline{u'_i u'_j} - \frac{1}{3} \overline{u'_k u'_k} \delta_{ij} \right) \quad (70)$$

onde k representa a energia cinética turbulenta e ε representa a taxa de dissipação turbulenta.

$$\Phi_{ij,2} = -\rho C_2 \left(P_{ij} - \frac{1}{3} P_{kk} \delta_{ij} \right) \quad (71)$$

onde $\Phi_{ij,2}$ é a pressão de deformação mais rápida. Os valores das constantes C_1 e C_2 são 1,8 e 0,6 respectivamente.

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_m} \left(C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon \sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial x_m} \right) + C_{1\varepsilon} C_\mu E_{ij} E_{ij} - C_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (72)$$

onde ε_{ij} é a dissipação viscosa, as constantes C_μ , $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, σ_k , σ_ε são 0,09; 1,44; 1,92; 1,0 e 1,3 respectivamente. A média dos tensores E_{ij} é representada como:

$$E_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (73)$$

Pode ser deduzida uma equação para a energia cinética turbulenta, k , diretamente da equação de transporte dos elementos do tensor de Reynolds.

$$k \approx \frac{\overline{u_i u_i}}{2} \quad (74)$$

Modelo de turbulência *Large Eddy Simulation* (LES)

Este modelo de turbulência é aplicado em geometrias complexas e fluxos com turbulência variável. O modelo de turbulência LES é baseado na filtração das variáveis do

sistema, separa as maiores escalas das menores escalas. As escalas maiores são afeitas pelas condições de fronteira esta escala é calculada. As menores escalas tendem a ser homogêneas e isotrópicas e são modeladas utilizando os modelos de submalha (SGS *Sub-grid scales*). O modelo de turbulência LES utiliza um filtro para separar as escalas. O filtro mais utilizado é o modelo proposto por Smagorinsky em 1963. Considerando um domínio D , a função filtrada é definida como uma variável randômica é obtida pela Equação (75):

$$\bar{\varphi}(x) = \int_D \varphi(x') G(x, x') dx' \quad (75)$$

onde $\bar{\varphi}(x)$ é a média de uma variável arbitrária, $G(x, x')$ representa o filtro espacial, que obedece as condições da Equação (76)

$$G(x, x') = \begin{cases} 1/\forall & \Rightarrow x' \in \forall \\ 0 & \Rightarrow x' \notin \forall \end{cases} \quad (76)$$

onde \forall representa o volume de uma célula computacional. Portanto, o valor filtrado, representativo de uma média espacial num volume para a escala maior é determinado pela Equação (77):

$$\bar{\varphi}(x) = \frac{1}{\forall} \int_{\forall} \varphi(x') dx', \quad x' \in \forall \quad (77)$$

Aplicando a operação de filtragem à equação da quantidade de movimento, obtém-se a Equação (78):

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \bar{u}_i) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (78)$$

onde τ_{ij} representa o tensor das tensões de submalha e é determinado pela Equação (79):

$$\tau_{ij} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (79)$$

Considerando o modelo proposto por Smagorinsky em 1963 para capturar os efeitos da dissipação viscosa na submalha:

$$\tau_{ij} = \frac{2}{3} \kappa_{sgs} \delta_{ij} - 2\nu_{sgs} S_{ij} \quad (80)$$

onde κ_{SGS} é a energia cinética turbulenta, ν_{SGS} é a turbulência ou o redemoinho, S_{ij} é a taxa de filtração do tensor tensão, o subíndice *SGS* determina a sigla **Sub-Grid Scale**.

$$\nu_{SGS} = (C_S \Delta)^2 |\tilde{S}| \quad (81)$$

onde C_S é a constante de Smagorinsky que varia de 0,1 a 0,25, e Δ é uma escala de comprimento relacionada com o filtro.

5. 2 FASE DISPERSA - TIPOS DE APROXIMAÇÕES

Na literatura, a aproximação numérica da fase dispersa no ciclone, foi realizada considerando as abordagens Euler-Lagrange, Euler-Euler e Euler-Euler-Lagrange.

Abordagem Euler-Lagrange,

Nesta abordagem a obtenção da trajetória de cada partícula é calculada mediante integração da equação de movimento da partícula. O seguimento das partículas é realizado para um número determinado de partículas, com frequência é utilizado para simular fluxos dispersos diluídos. A integração das equações de Lagrange é numericamente estável, ainda quando são tomados passos de tempo maiores do que o especificado pelo critério de Courant-Friedrichs-Lewy. A difusão numérica é mínima, pois preserva a distribuição de escalares como, por exemplo, gradientes de vórtices. Conservação de propriedades (massa, movimento e energia).

As desvantagens da abordagem Euler-Lagrange são: o custo computacional dependendo da quantidade de partículas simuladas e do tamanho do passo de tempo, o custo computacional pode ser maior do que no modelo Euleriano. Possível inconsistência com o modelo Euleriano, pois o modelo Lagrangeano requer o modelo Euleriano como ponto de partida para simular a trajetória das partículas. Os dois modelos podem ser incompatíveis quando as variáveis são omitidas no resultado ou interpoladas nos modelos intermediários.

Abordagem Euler-Euler

As partículas são tratadas como um meio contínuo. As fases gasosa e particulada são tratadas como fases interpenetrantes. Esta abordagem é utilizada com frequência para simular fluxos densos de partículas. Nesta abordagem, a modelagem das fases é limitada pelo consumo da memória e o comportamento da convergência. Qualquer número de fases pode ser simulado desde que exista suficiente memória disponível.

Segundo Guha (2008), computacionalmente os cálculos Euler-Euler são mais eficientes do que os cálculos estocásticos com rastreamento Lagrange. No entanto ainda existem pontos que precisam ser resolvidos no fechamento das equações de turbulência para implementação adequada das condições de contorno. A abordagem Euler-Euler considera a interação partícula-partícula a partir de parâmetros como pressão, temperatura granular ou viscosidade granular.

As limitações da abordagem Euleriano no pacote comercial Fluent são: Nos modelos de turbulência LES (*Large Eddy Simulation*) e DES (*Detached Eddy Simulation*), a abordagem Euleriana não está disponível. Na discretização espacial não está incluída a equação da pressão. Não é possível realizar cálculos da fase dispersa em forma paralela devido ao grande consumo de memória.

Abordagem Euler-Euler-Lagrange

Conhecido também como a modelagem da avalanche é uma combinação dos modelos Euler-Euler e Euler-Lagrange. Segundo Schellander, Schneiderbauer e Pirker (2012) o modelo Euler-Euler-Lagrange foi desenvolvido para atender as necessidades da indústria. Permite simular fluxos diluídos e densos, monodispersos e polidispersos, fornecendo resultados de forma rápida e precisa.

No ciclone, a abordagem Euler-Euler-Lagrange foi utilizada por Meier e Mori (1998); Pirker e Kahrmanovic (2006); Pirker e Kahrmanovic (2007); Schellander et al (2012).

Pirker e Kahrmanovic (2006); Pirker e Kahrmanovic (2007), utilizando o modelo de turbulência RSM, concluíram que a abordagem Euler-Euler-Lagrange é aplicável a simulações nas quais é injetada grande quantidade de material sólido. O modelo incorpora os efeitos da partícula perto da parede, assim como, a separação das partículas na região central.

O esforço computacional do modelo Euler-Euler-Lagrange é similar ao esforço computacional Euler-Euler para partículas monodispersas. Além disso, o modelo Euler-Euler-Lagrange para partículas monodispersas envolve menor custo do que o modelo Euler-Lagrange para partículas polidispersas.

Neste estudo a dispersão das partículas foi modelada utilizando o modelo de aproximação Euler-Lagrange, com o qual foi possível fazer o seguimento individualizado das partículas diluídas no fluxo turbulento.

5.2.1 ABORDAGEM LAGRANGEANA

Na abordagem Lagrangeana, são identificadas determinadas partículas do fluido e a partir daí são observadas as variações das propriedades. A aceleração da partícula é descrita pela equação de movimento, em termos da segunda lei de conservação de movimento de Newton (Equação 82).

$$\frac{dx_p}{dt} = v_p \quad (82)$$

$$I_p \frac{d\omega_p}{dt} = T \quad (83)$$

$$m_p \frac{dv}{dt} = \sum F \quad (84)$$

onde x_p é a localização da partícula, m_p é a massa da partícula, I_p é o momento de inércia da partícula, T é torque que age sobre a partícula em rotação devido a interação com o fluido, ω_p é a velocidade angular da partícula.

Para partículas compreendidas entre 1 e 10 μm que se deslocam dentro do ciclone as forças predominantes são a força de arrasto e a força centrífuga.

A força de arrasto é a soma das forças aplicadas na superfície e no volume da partícula, Equação (85).

$$F_D = F_{superficie} + F_{volume} = \pi\mu d_p(v - v_p) + 2\pi\mu d_p(v - v_p) = 3\pi\mu d_p(v - v_p) \quad (85)$$

A força de arrasto é determinada mediante a Equação (86).

$$F_D = \frac{\pi}{8} C_D \rho d_p^2 |v - v_p| |v - v_p| \quad (86)$$

onde d_p é o diâmetro da partícula, v e a velocidade do gás, v_p é a velocidade da partícula, μ é a viscosidade da fase contínua, C_D é o coeficiente de arrasto. O coeficiente de arrasto caracteriza o fluxo, sendo função apenas do número de Reynolds (Equação 87).

$$C_D = f(Re) \quad (87)$$

Schiller-Naumann, propuseram correlações para calcular o coeficiente de arrasto (Equação 88).

$$C_D = \begin{cases} \frac{24}{Re}(1 + 0,15Re^{0,687}); & Re \leq 1000 \\ 0,44; & Re > 1000 \end{cases} \quad (88)$$

A correlação propostas por Morsi-Alexander em função ao número de Reynolds da partícula (Equação 89).

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re_p} + \frac{a_3}{Re_p^2} \quad (89)$$

onde a_1 , a_2 e a_3 são constantes. A correlação é válida em amplo faixa do número de Reynolds. As correlações propostas por Sartor-Abbot estão em função ao número de Reynolds da partícula, são apresentadas na equação (90).

$$C_D \begin{cases} \frac{24}{Re_p}, & 0 < Re_p \leq 0,1 \\ \frac{24}{Re_p}(1 + 0,0916Re_p), & 0,1 < Re_p \leq 5 \\ \frac{24}{Re_p}(1 + 0,158Re_p^{2/3}), & 5 < Re_p \leq 1000 \end{cases} \quad (90)$$

A correlação proposta por Haider-Levenspiel é utilizada quando as partículas possuem formato não esférico (Equação 91).

$$C_D = \frac{24}{Re_p}(1 + b_1Re_p^{b_2}) + \frac{b_3Re_p}{b_4 + Re_p} \quad (91)$$

onde b_1 , b_2 , b_3 , e b_4 coeficientes das correlações.

5.2.2 ACOPLAMENTO DE MOVIMENTO

Os modelos numéricos utilizados para o transporte de gás-partícula em sistemas diluídos baseiam-se em acoplamentos de uma ou de duas vias. Modelos baseados em acoplamento de uma via consideram que a presença das partículas tem efeito desprezível sobre as propriedades da fase contínua. Modelos com acoplamentos de duas vias consideram o efeito das partículas e o efeito da fase contínua.

No modelo com acoplamento de duas vias, a dispersão das partículas é controlada pela flutuação de velocidade e pela velocidade média. As partículas no fluxo influenciam nos tensores

de Reynolds da fase contínua. Por sua vez os tensores de Reynolds influenciam na velocidade média e na flutuação de velocidade (CROWE; TROUTT; CHUNG, 1996).

No modelo acoplamentos de duas vias, a interação de movimento entre as fases é através do termo fonte (f^p), este termo refere-se ao arrasto introduzido pela transferência de movimento entre as duas fases. A equação de conservação de movimento é descrito na Equação (92).

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (u_i u_j) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + f^p \quad (92)$$

onde f^p é o termo adicional na equação de movimento e representa a força de retroalimentação por unidade de volume devido à presença das partículas.

$$f^p = -\frac{1}{V_{cell}} \sum_{l=1}^{np} F_l \quad (93)$$

onde l indica o número de partícula, np é o número total de partícula no fluido, V_{cell} é o volume da célula. O termo fonte f^p é calculado utilizando o conceito **Particles - Source- In- Cell** (PSI-Cell) este conceito foi proposto por Crowe, Sharma e Stock (1977). Na abordagem PSI- cell, as partículas são consideradas como fonte de impulso para a fase contínua. O termo fonte é incorporado na equação da fase gasosa, este termo fornece a influência das partículas sobre a fase gasosa.

L'vov, Ooms e Pomyalov (2003) analisaram a modulação da turbulência em escoamentos bifásicos propondo modificações na equação de Navier-Stokes. Empregaram modelos de fechamento para a turbulência semelhante a abordagem do escoamento monofásico.

Matematicamente, simular acoplamento de duas vias, é complexo devido às incertezas na especificação da interface, requer maiores recursos computacional, quando comparado com as simulações com acoplamento de uma via (CROWE; TROUTT; CHUNG, 1996).

No ciclone, simulações considerando acoplamento de duas vias foram realizadas por Derksen, Sundaresan e van den Akker (2006); Derksen; van den Akker e Sundaresan (2008) e Wan et al.(2008).

5.2.3 SIMULAÇÃO DA DISPERSÃO TURBULENTA DAS PARTÍCULAS

A dispersão das partículas no fluxo turbulento é realizada pela interação das partículas com os redemoinhos da turbulência.

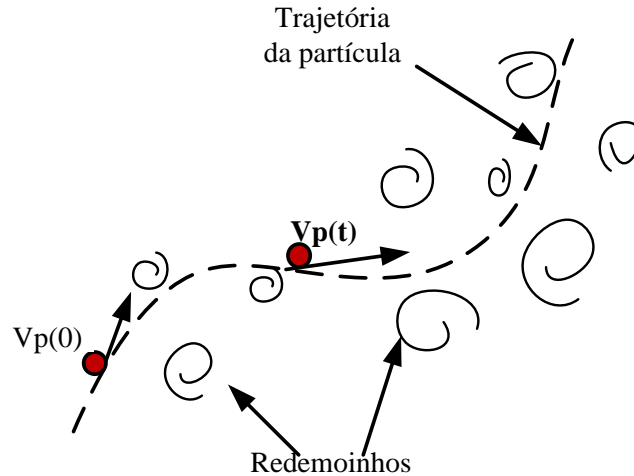


Figura 31 - Esquema de interação da partícula com a estrutura turbulenta do fluxo.

Do ponto de vista Lagrangeano, a dispersão das partículas em fluxos turbulentos, depende principalmente das características da trajetória da fase contínua, como mostra a Figura 31.

No pacote computacional Fluent estão disponíveis dois modelos de aproximação do transporte de partículas em fluxos turbulentos, o modelo *Discrete Random Walk* (DRW) conhecido também como modelo de interação de redemoinhos *Eddy Interaction Model* (EIM) e o modelo *Continuous Random Walk* (CRW) baseado na equação de Lagevin.

Devido a sua simplicidade conceitual, o modelo DRW é muito utilizado na simulação de partículas dispersas em fluxos turbulentos. No modelo, o movimento das partículas no fluxo turbulento é determinado pela simulação das iterações aleatórias partícula-redemoinho.

O modelo DRW pode ser descrito como uma série de turbilhões aleatórios discretizados, entre os quais as partículas interagem ao longo da sua trajetória. Cada turbilhão é caracterizado por um comprimento l_e e pelo tempo de vida do redemoinho τ_e , este turbilhão movimenta-se com a velocidade média do fluido. Cada redemoinho contribui aleatoriamente na flutuação de velocidade e na velocidade média do fluido.

$$u = \bar{u} + u' \quad (94)$$

Quando as partículas são dispersas em fluxos com redemoinho, elas se movimentam em função da velocidade média e da flutuação de velocidade do fluido gerado pelos turbilhões. Os

valores das flutuações nas diferentes direções u' , v' e w' permanecem durante o tempo de vida do redemoinho e obedecem a distribuição de Gaussiana (Equação 95).

$$u' = \zeta \sqrt{u'^2} \quad (95)$$

onde ζ é o número de distribuição normal aleatória, varia de 0 a 1. A velocidade média é calculada diretamente, a flutuação de velocidade precisa ser modelada devido a presença da turbulência. Se o fluxo turbulento formado dentro da superfície for de natureza isotrópica, a flutuação de velocidade é igual em todas as direções (Equação 96).

$$\sqrt{u'^2} = \sqrt{v'^2} = \sqrt{w'^2} = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (96)$$

onde u' , v' e w' são as flutuações de velocidade nas direções axial, radial e tangencial respectivamente. Se o fluxo turbulento for de natureza anisotrópica, as flutuações de velocidade são de diferentes magnitudes: $u' \neq v' \neq w'$. Em fluxos anisotrópicos, a flutuação de velocidade pode ser descrito mediante a Equação (97).

$$u' = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N (u - \bar{u})^2} \quad (97)$$

onde N é o número total de velocidades instantânea numa localização especificada.

Segundo Fan et al., (1997) e Xiaodong et al., (2003) utilizando a serie aleatória de Fourier também é possível calcular a flutuação de velocidade no ciclone como são mostradas nas Equações (98), (99) e (100):

$$u' = \sum^n R_1 u_{im} \cos(iw_i t - R_2 a_i^u) \quad (98)$$

$$v' = \sum^n R_3 v_{im} \cos(iw_i t - R_4 a_i^v) \quad (99)$$

$$w' = \sum^n R_5 w_{im} \cos(iw_i t - R_6 a_i^w) \quad (100)$$

onde $R_1 \sim R_6$ são números aleatórios baseados na distribuição normal, a_i^u , a_i^v e a_i^w são as flutuações em ângulos; u_{im} , v_{im} e w_{im} são frequências de flutuações nos redemoinhos.

O modelo de turbulência RSM é válido para fluxos anisotrópicos, a flutuação da velocidade está incluída no cálculo dos tensores de Reynolds. A simulação é baseada no cálculo das propriedades médias (ANSYS, 2011).

$$\left. \begin{aligned} u' &= \zeta \sqrt{u'^2} \\ v' &= \zeta \sqrt{v'^2} \\ w' &= \zeta \sqrt{w'^2} \end{aligned} \right\} \quad (101)$$

Com o modelo de turbulência LES o movimento de flutuação das grandes escalas é resolvido e o movimento de flutuação das escalas menores é modelado utilizando hipóteses de isotropia e homogeneidade (ANSYS, 2011). Neste modelo de turbulência, a dispersão turbulenta das partículas é registrada com maior precisão nas menores escalas simulada. (Shukla et al 2013)

A seleção adequada do tempo de vida média do redemoinho t_e e do comprimento equivalente do turbilhão l_e é muito importante para atingir a precisão da dispersão de partículas no fluxo turbulento (ANSYS, 2011).

O comprimento característico do redemoinho é calculado pela Equação (102).

$$l_e = t_e \left(\sqrt{\frac{2}{3} k} \right) \quad (102)$$

O tempo de vida característico do redemoinho é calculado pela Equação (103).

$$t_e = 2T_L \quad (103)$$

onde T_L é o tempo integral. A predição da dispersão das partículas faz uso do conceito da escala de tempo integral, que descreve o tempo gasto no movimento turbulento ao longo da trajetória das partículas. Para partículas pequenas, o tempo integral na escala Lagrangiana pode ser aproximado pela Equação (104).

$$T_L \approx C_t \frac{k}{\varepsilon} \quad (104)$$

onde $C_t = 0,3$ se for utilizado o modelo de turbulência RSM, k é a energia cinética turbulenta e ε é a energia de dissipação. O tempo que a partícula utiliza para atravessar o redemoinho é

$$t_{cross} = -\tau \ln \left[1 - \left(\frac{l_e}{\tau |u - u_p|} \right) \right] \quad (105)$$

onde τ é o tempo de relaxação da partícula, $|u - u_p|$ é o valor da velocidade relativa.

5.3 MÉTODOS NUMÉRICOS

O método dos volumes finitos é de uso generalizado e é combinado com a técnica CFD pela simplicidade no desenvolvimento matemático. O método dos volumes finitos é particularmente útil no tratamento grosseiro não uniforme das células; no volume de controle, a conservação das variáveis é expressa pela equação de balanço entre os processos que originam um valor de acréscimo ou diminuição (VERSTEEG; MALALASEKERA, 1995).

Na literatura, para realizar as simulações no ciclone, foram utilizadas as equações de Lattice-Boltzmann e as equações de Navier-Stokes.

As equações de Lattice-Boltzmann, foram utilizado por Derksen (2003); Derksen, Sundaresan e van den Akker (2006); Derksen; van den Akker e Sundaresan (2008); Gronald e Derksen (2011). Gronald e Derksen (2011) compararam o método de Navier-Stokes e com o método de Lattice-Boltzmann. Os autores indicaram que o método Lattice-Boltzmann junto com o modelo de turbulência LES apresenta melhores resultados. A maior parte dos estudos numéricos apresentados na literatura foi realizada considerando as equações de Navier-Stokes.

O método dos volumes finitos permite resolver numericamente as equações de Navier-Stokes; este método considera como volume de controle a somatória das células.

A qualidade e a precisão da simulação dependem de muitos fatores, entre eles: a qualidade da geometria onde será realizada a simulação numérica, as condições de contorno, a geração da malha, os modelos matemáticos e os métodos de discretização.

5.3.1 CONDIÇÕES DE CONTORNO

A determinação das condições de contorno é um passo importante na simulação numérica. As condições de contorno são condições impostas nas fronteiras, são expressas em termos de quantidades conhecidas.

Condições de contorno na entrada e na saída

As condições de contorno utilizadas para simular o ciclone geralmente são na entrada "velocidade de alimentação" e na saída "pressão de saída".

Na parede

Geralmente é considerada a condição de não escorregamento, o seja a velocidade relativa entre a parede e o fluido igual a zero. Em simulações com alto número de Reynolds, é necessário o uso de funções da parede. O uso da função de parede é uma opção para o tratamento da região próxima a parede. Entre as vantagens do uso da função parede estão à obtenção de resultados robustos, economiza os recursos computacionais.

O modelo de turbulência RSM, utilizado no Fluent, considera: função de parede padrão, função de parede de não equilíbrio e a função de parede reforço no tratamento da parede.

A função de parede tipo "padrão" utiliza a "lei de parede" para fornecer as condições de contorno para fluxos turbulentos. As características destas funções são: a malha perto da parede pode ser relativamente grosseira e no equilíbrio a condição de parede é considerada como fluxo completamente desenvolvido.

Intensidade Turbulenta

É definida como a relação entre a flutuação de velocidade e a velocidade média. Considera-se baixa a intensidade turbulenta quando são registrados valores menores ou iguais a 1%. Por outro lado, alta turbulência é considerada quando a intensidade turbulenta é igual ou maior a 10%. A faixa de intensidade turbulenta moderada para um fluxo turbulento ocorre em torno de 1 a 10%. Na região central do duto, onde o fluxo é completamente desenvolvido, a intensidade turbulenta é calculada com a Equação (106).

$$I \equiv \frac{u'}{\bar{u}} = 0,16(Re_{D_H})^{-1/8} \quad (106)$$

onde u' é a flutuação de velocidade, \bar{u} é a velocidade média e Re_{D_H} é o número de Reynolds calculado baseado no diâmetro hidráulico do duto de entrada. O diâmetro hidráulico, no duto de entrada do ciclone é calculado com a Equação (107).

$$D_H = 4ab/(a + b) \quad (107)$$

Escala de comprimento da turbulenta

Conhecido também como comprimento característico do turbilhão. É uma grandeza física ligada a dimensão dos grandes turbilhões que contem a energia do fluxo turbulento. O tamanho do redemoinho não pode ser maior do que o comprimento do duto (Equação 108).

$$\ell = 0,07D_C \quad (108)$$

Energia cinética turbulenta e energia de dissipação turbulenta no duto de alimentação

São dois parâmetros que podem ser obtidos através de leitura direta ou calculados mediante as Equações (109) e (110):

$$k_i = \frac{3}{2}(v_i I)^2 \quad (109)$$

onde v_i velocidade de alimentação, I é a intensidade turbulenta:

$$\varepsilon_i = \frac{C_\mu^{3/4} k^{3/2}}{\ell} \quad (110)$$

onde C_μ é uma constante.

5.3.2 DISCRETIZAÇÃO TEMPORAL

A discretização temporal envolve a integração de todos os termos da equação diferencial ao longo de um intervalo de tempo (ANSYS, 2011). As discretizações considerando tempo em estado estacionário e transiente são idênticas. Os algoritmos de discretização temporal são classificados como: explícitos e implícitos. A expressão genérica da evolução no tempo de uma variável φ é dada pela Equação (111):

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} = F(\varphi) \quad (111)$$

Os métodos explícitos

São condições instáveis, isto é, precisam de um passo de tempo menor que o passo de tempo crítico para que o esquema evolua corretamente no tempo, sem divergir. Algumas características deste método são (ANSYS, 2011):

- O método de solução baseado na densidade utiliza a discretização explícita;

- Não são feitas iterações no espaço, apenas avanço no tempo;
- O passo de tempo é sujeito às condições de precisão física e de estabilidade do cálculo;
- O método não pode ser utilizado em fluxos incompressíveis;
- O tamanho do passo de tempo é pequeno, uma vez que é baseado no número CFL (condição de Courant - Friedrichs - Lewy).

$$\varphi^{n+1} = \varphi^n + \Delta t F(\varphi^n) \quad (112)$$

onde Δt é limitado ao solver base, o passo de tempo é limitado pela condição CFL.

Os métodos implícitos

Geralmente são estáveis, podem ser utilizados passos de tempo maiores do que seria exigido em um esquema explícito, sendo limitados apenas pela precisão desejada. Com este método é possível realizar uma análise rápida, em menos passos de tempo do que com o método explícito. Algumas características deste método são (ANSYS, 2011):

- Pode ser utilizado nas simulações de estado estacionário e nas simulações de estado transiente;
- As iterações são feitas no espaço com avanço no tempo;
- O passo de tempo é sujeito às condições de precisão principalmente;
- Os métodos de solução baseado na densidade e baseados na pressão são resolvidos utilizando a discretização temporal implícita;
- Não é aplicável em malhas com movimento ou deformação.

$$\varphi^{n+1} = \varphi^n + \Delta t F(\varphi^{n+1}) \quad (113)$$

onde φ é uma quantidade escalar, $n + 1$ é o valor no próximo nível de tempo ($t + \Delta t$), n valor atual no tempo atual

$$\frac{1-\alpha'}{\alpha'} = \frac{1}{CFL} \quad (114)$$

onde α' é o fator de relaxação para cálculos transientes implícitos. A condição relaxada permite utilizar passos de tempo maior. Como resultado da simulação são obtidos unicamente valores médios (velocidade média), não é possível representar os fenômenos nas flutuações.

Este método permite utilizar números de CFL grande, é vantajoso porque acelera o processo de obtenção de resultados, diminuindo as dificuldades na convergência e é bastante flexível com a difusividade numérica.

A condição de Courant-Friedrichs-Lewy (condição CFL)

É o intervalo que permite a precisão física e a estabilidade numérica para o cálculo de certas equações diferenciais parciais. A condição CFL é um parâmetro numérico constante que modifica a magnitude local do número de Courant (ANSYS, 2011).

O número de Courant é uma grandeza local que varia no domínio fluido

$$Co = \frac{|u|\Delta t}{\Delta x} \quad (115)$$

$$CFL = \frac{\Delta t}{\Delta t|_{Co=1}} \quad (116)$$

onde $|u|$ é a magnitude normal da velocidade, Δt é o passo de tempo, Δx é o tamanho local da célula, $\Delta t|_{Co=1}$ o passo de tempo para o maior número de Courant e Co é o número de Courant.

$$(Condição\ CFL)_{transiente\ explícito} \therefore (CFL < 1) \rightarrow Co < 1 \quad \forall \vec{r} \in domínio$$

A condição CFL é utilizada para a obtenção da precisão física e da estabilidade numérica quando na discretização temporal é empregado o método explícito e a solução é baseada na densidade do sistema.

5.3.3 DISCRETIZAÇÃO ESPACIAL

O código computacional Fluent armazena os valores discretos no centro da célula. A solução do termo convectivo é possível utilizando os seguintes esquemas: **Upwind** de primeira ordem, **Upwind** de segunda ordem, **Power Law**, QUICK e MUSCL. Por outro lado a solução do termo difusivo é possível utilizando o esquema de diferenças centrais (ANSYS, 2011).

Esquema **Upwind** de primeira ordem

Esta aproximação é a forma mais simples de estimar o valor de uma propriedade na face de um volume de controle. É determinado assumindo que valores no centro da célula representa o valor médio da célula.

Esquema *Power-Law*

Interpola os valores da variável φ na face e utiliza a função de interpolação exata para uma equação de convecção-difusão unidimensional em regime permanente. Pode ser descrita pela Equação (117).

$$\frac{\partial}{\partial x}(\varphi \rho u) = \frac{\partial}{\partial x} \Gamma \frac{\partial \varphi}{\partial x} \quad (117)$$

onde Γ e ρu são constantes através do intervalo ∂x . Este esquema fornece interpolação exata para qualquer tamanho de malha. O esquema procura simular regiões onde $|Péclet| < 2$ e anular os efeitos difusivos para valores maiores do número de Peclet. A Equação (117) pode ser integrada para originar a seguinte Equação (118).

$$\frac{\varphi(x) - \varphi_0}{\varphi_L - \varphi_0} = \frac{\exp\left(Pe \frac{x}{L}\right) - 1}{\exp(Pe) - 1} \quad (118)$$

onde $\varphi(x)$ varia de $x = 0$ a $x = L$ e

$$Pe = \frac{\rho u L}{\Gamma} \quad (119)$$

Esquema de segunda *ordem Upwind*

Pode apresentar maior oscilação numérica se for comparado com o esquema *Upwind* de primeira ordem. O valor das variáveis é calculado utilizando a abordagem multidimensional com aproximação linear. A aproximação de alta ordem é alcançada nas faces das células mediante a expansão da série de Taylor na solução das células centrais.

$$\varphi_{f.sou} = \varphi + \nabla \varphi \cdot \vec{r} \quad (120)$$

onde φ e $\nabla \varphi$ são o valor da célula centrada e seu gradiente na célula montante, \vec{r} é o vetor deslocamento a partir do baricentro da célula a montante da face do centroide.

Esquema de diferenças centradas

No Fluent, está disponível para o modelo de turbulência LES. Este esquema possui estabilidade numérica; representa os efeitos difusivos com robustez. A variável de interesse é calculada na face:

$$\varphi_{f,CD} = \frac{1}{2}(\varphi_0 + \varphi_2) + \frac{1}{2}(\nabla\varphi_0 \cdot \vec{r}_0 + \nabla\varphi_1 \cdot \vec{r}_1) \quad (121)$$

onde os índices 0 e 1 se referem às células que partilham a face, $\nabla\varphi_0$ e $\nabla\varphi_1$ são os gradientes e \vec{r} é o vetor direção do centróide da célula.

Esquema QUICK (Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics)

Emprega a equação de uma parábola, ajustado sobre um valor assumido pela variável φ em dois pontos à montante e um ponto à jusante do volume de controle. É um esquema de terceira ordem que se baseia em uma média ponderada de interpolação de segunda ordem e de diferenças centrais para a variável de interesse φ . Pode ser descrita mediante a Equação (122).

$$\varphi_e = \theta \left[\frac{S_d}{S_c+S_d} \varphi_P + \frac{S_c}{S_c+S_d} \varphi_E \right] + (1 - \theta) \left[\frac{S_u+2S_c}{S_u+S_c} \varphi_P - \frac{S_c}{S_u+S_c} \varphi_W \right] \quad (122)$$

Quando $\theta = 1$ a equação resulta um esquema de interpolação de segunda ordem centrado e quando $\theta = 0$ resulta um esquema de segundo ordem upwind. Geralmente $\theta = 1/8$. O esquema QUICK é mais preciso em malhas estruturadas alinhadas com a direção do fluxo.

Esquema MUSCL (*Monotone Upstream-Centered Schemes for Conservation Laws*)

Esquema de terceira ordem, mistura o esquema de diferenças centrais e o esquema de segunda ordem. Possui potencial para melhorar a precisão espacial de todo tipo de malhas mediante a redução da difusão numérica e é aplicável em fluxos tridimensionais. É representada com a Equação (123).

$$\varphi_f = \varphi \phi_{f,CD} + (1 - \theta) \varphi_{f,SOU} \quad (123)$$

onde $\varphi_{f,CD}$ é calculado mediante o esquema de diferenças centrais e $\varphi_{f,SOU}$ é calculado mediante o esquema *Upwind* de segunda ordem.

Acoplamento pressão-velocidade

A função de interpolação utilizada para estimar a magnitude das variáveis e das derivadas respectivas nas faces do volume de controle, a partir dos seus respectivos valores nos pontos nodais. No Fluent estão disponíveis os seguintes algoritmos: SIMPLE, SIMPLEC, PISO, e *Fractional Step* para o acoplamento pressão-velocidade.

5.3.4 INTEGRAÇÃO DA EQUAÇÃO DE MOVIMENTO DA PARTÍCULA

O cálculo da trajetória da partícula é complexo; a solução das equações de movimento das partículas não é descrito explicitamente; é necessário o uso de um esquema de integração para a obtenção dos resultados quantitativos sobre a trajetória da partícula. A integração numérica faz parte da análise numérica e permite a solução das equações diferenciais. O esquema de integração é um método particular de integração numérica. A partir da segunda lei de movimento descrita por Newton, cada esquema de integração simula o movimento da partícula de um modo particular. Com as equações de movimento da partícula é determinada a posição e a velocidade em um determinado ponto.

$$\frac{dx_p}{dt} = v_p \quad (124)$$

$$\frac{dv_p}{dt} = \frac{1}{\tau_p} (v - v_p) \quad (125)$$

Com a simulação do movimento da partícula é obtida a trajetória aproximada (Figura 32). Uma boa simulação mostra a trajetória aproximada o mais próximo do real.

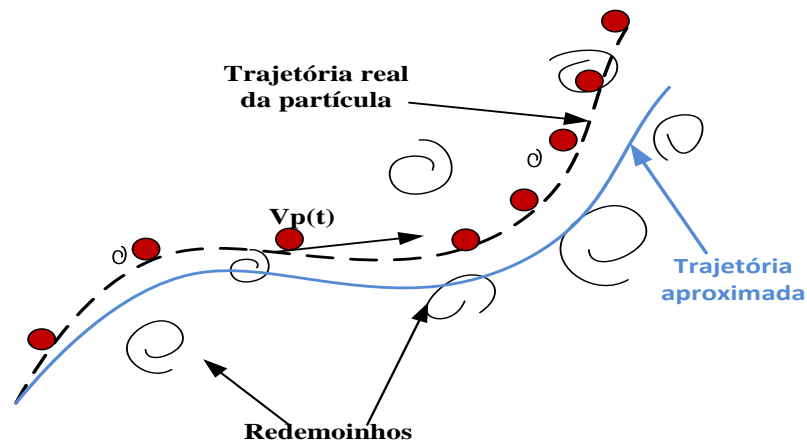


Figura 32 - Trajetória real e trajetória aproximada da partícula.

O cálculo da trajetória aproximada depende de fatores tais como: a complexidade da geometria, o passo de tempo e o esquema de integração.

O grau de complexidade do fenômeno influencia no cálculo da trajetória sendo que problemas físicos com geometrias simples são mais fáceis de simular com precisão. Quanto menor for o passo de tempo "*timestep*" melhor é a aproximação, mas a redução do passo de

tempo pode gerar incremento nos custos de simulação. O esquema de integração influencia na precisão, na estabilidade e na velocidade de execução da simulação. No Fluent estão disponíveis os esquemas de integração *implicit*, *analytic*, trapezoidal e Runge-Kutta e combinação dos esquemas de integração de baixa e alta ordem: Implícito-Trapezoidal, Implícito-Runge-Kutta, Analítico-Trapezoidal e Analítico-Runge-Kutta.

A escolha do esquema de integração é baseada em um conjunto de características que permitem selecionar o esquema de integração mais adequado para uma determinada aplicação.

Utilizando o esquema de integração analítica as Equações (124) e (125) resultam em:

$$x_p^{n+1} = x_p^n + \Delta t v^n + \tau_p \left(1 - e^{-\frac{\nabla t}{\tau_p}} \right) (v_p^n - v^n) \quad (126)$$

$$v_p^{n+1} = v^n + e^{-\frac{\nabla t}{\tau_p}} (v_p^n - v^n) \quad (127)$$

onde v_p^{n+1} é a velocidade da partícula na nova posição x_p^{n+1} ; v^n e v_p^n representam a velocidade do gás e da partícula na antiga localização x_p^n .

Utilizando o esquema de integração implícito para as Equações (124) e (125) resulta na Equação (129):

$$v_p^{n+1} = \frac{v_p^n + \Delta t \frac{v^n}{\tau_p}}{1 + \frac{\Delta t}{\tau_p}} \quad (129)$$

Utilizando esquema de integração trapezoidal para as Equações (124) e (125) resulta na Equação (130):

$$v_p^{n+1} = \frac{v_p^n \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\Delta t}{\tau_p} \right) + \frac{\Delta t}{\tau_p} \left(v^n + \frac{1}{2} \Delta t v_p^n \cdot \nabla v^n \right)}{1 + \frac{1}{2} \frac{\Delta t}{\tau_p}} \quad (130)$$

Utilizando esquema de integração Runge-Kutta para as Equações (124) e (125) são obtidas conjunto de equações diferenciais ordinárias que são consideradas como vetores:

$$\vec{y} = \vec{f}(t, \vec{y}) \quad (131)$$

$$\vec{y}' = \vec{f}'(t, \vec{y}) \quad (132)$$

A solução da equação \vec{y} é:

$$\vec{y}^{n+1} = \vec{y}^n + c_1\vec{k}_1 + c_2\vec{k}_2 + c_3\vec{k}_3 + c_4\vec{k}_4 + c_5\vec{k}_5 + c_6\vec{k}_6 \quad (133)$$

onde

$$\vec{k}_1 = \Delta t \vec{f}(t, \vec{y}^n) \quad (134)$$

$$\vec{k}_2 = \Delta t \vec{f}(t + a_{22}\Delta t, \vec{y}^n + b_{21}\vec{k}_1) \quad (135)$$

$$\vec{k}_3 = \Delta t \vec{f}(t + a_{33}\Delta t, \vec{y}^n + b_{31}\vec{k}_1 + b_{32}\vec{k}_2) \quad (136)$$

$$\vec{k}_4 = \Delta t \vec{f}(t + a_{44}\Delta t, \vec{y}^n + b_{41}\vec{k}_1 + b_{42}\vec{k}_2 + b_{43}\vec{k}_3) \quad (137)$$

$$\vec{k}_5 = \Delta t \vec{f}(t + a_{55}\Delta t, \vec{y}^n + b_{51}\vec{k}_1 + b_{52}\vec{k}_2 + b_{53}\vec{k}_3 + b_{54}\vec{k}_4) \quad (138)$$

$$\vec{k}_6 = \Delta t \vec{f}(t + a_{66}\Delta t, \vec{y}^n + b_{61}\vec{k}_1 + b_{62}\vec{k}_2 + b_{63}\vec{k}_3 + b_{64}\vec{k}_4 + b_{65}\vec{k}_5) \quad (139)$$

onde $a_{22} \approx a_{66}$; $b_{21} \approx b_{65}$; $c_1 \approx c_6$ são coeficientes de Runge-Kutta.

5.3.5 GERAÇÃO DA MALHA

A malha constitui a representação espacial e discreta do espaço contínuo, divide o domínio do cálculo em pequenos componentes conhecidos como células; sobre cada uma das células geradas são realizadas as simulações numéricas; portanto as células representam a base principal para a solução das equações diferenciais (KNUPP, 2007).

O grau de precisão do cálculo dependerá do tipo de discretização utilizada; do tipo de malha utilizada, sistemas com geometrias complexas e fenômenos físicos complexos, apresentam maiores desafios (KALLINDERIS; KONTZIALIS, 2009).

As malhas são classificadas de acordo a sua conectividade como estruturadas e não estruturadas e baseados na forma e no "*aspect ratio*" da célula são divididas em malhas isotrópicas e anisotrópicas (SHARBATDAR, 2010).

Na malha estruturada, Figura 33 (a), as células e os vórtices possuem a mesma topologia fixa e previsível, podendo ser identificado pelos índices. Este tipo de malha geralmente é composto por quadriláteros em 2D e hexaedros em 3D. Do ponto de vista numérico a malha

estruturada reduz o consumo de memória, resultado da topologia previsível. A convergência é mais rápida neste tipo de malha. No entanto, a elaboração de malha estruturada em geometrias complexas é um grande desafio que muitas vezes leva muito tempo para ser elaborada.

Na malha não estruturada, Figura 33 (b), as células e os vórtices apresentam topologia irregular e variável, a conectividade não é previsível. Geralmente é constituído por triângulos e quadriláteros em 2D e tetraedros, pirâmides e prismas em 3D. O uso de malhas não estruturadas reduz o ângulo de distorção em geometrias complexas. Estas malhas são adequadas para domínios irregulares, possuem alta flexibilidade geométrica.

A malha isotrópica, Figura 34 (a), é utilizada quando no problema está presente o fenômeno isotrópico, idealmente esta malha é constituída por equiláteros. A malha anisotrópica, Figura 34 (b), é utilizada para simular fenômenos anisotrópicos, neste tipo de malha as células estão alinhadas com o fluxo o que significa que muitas células possuem formato alongado e fino.

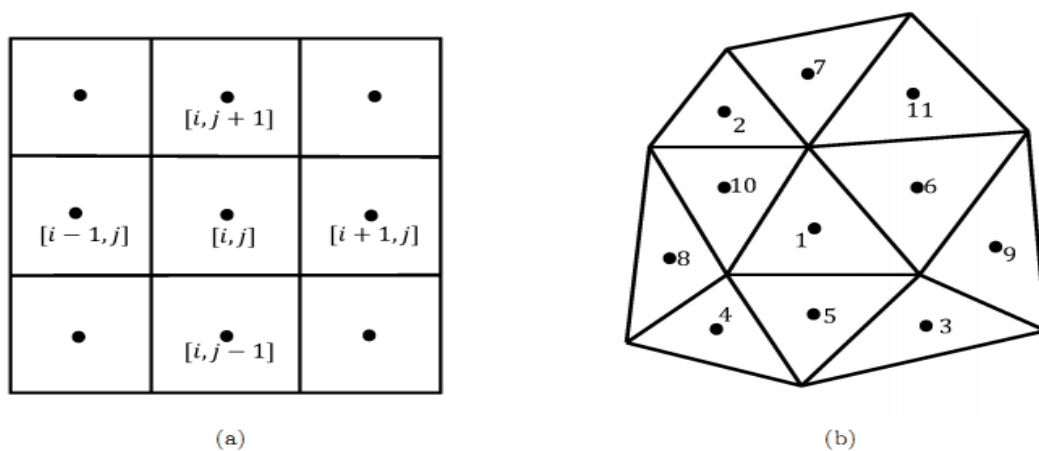


Figura 33 - Malha estruturada (a), malha não estruturada (b). Fonte: Sharbatdar (2010).

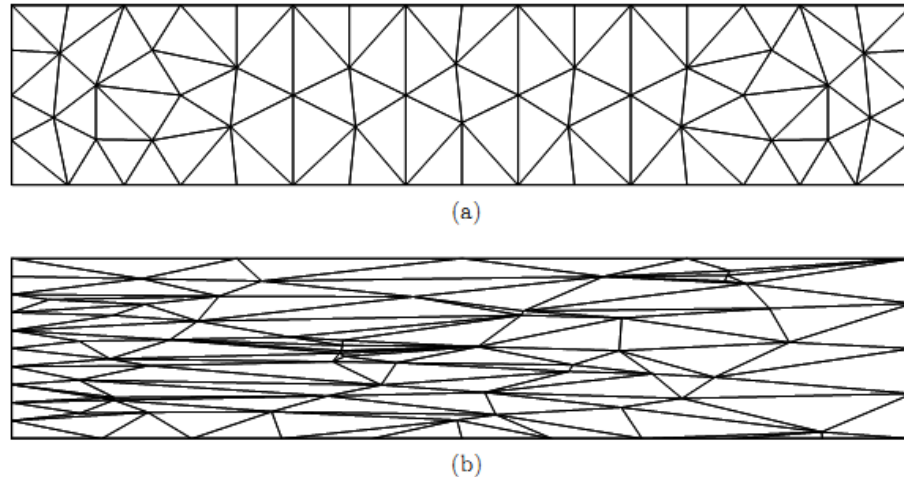


Figura 34 - Malha isotrópica (a) e malha anisotrópica (b). Fonte: Sharbatdar (2010).

A qualidade da malha desempenha papel importante na precisão e na estabilidade numérica, independentemente do tipo de malha usada no domínio a verificação da qualidade da malha permite determinar o estado da malha (ANSYS, 2011).

Muitos problemas reais da engenharia envolvem geometrias complexas; a criação de malhas estruturadas pode consumir muito tempo, com risco de simplificação da geometria e problemas de qualidade da malha; o objetivo é utilizar a menor quantidade possível de células para obter a convergência em menor tempo e reduzir o custo computacional (ANSYS, 2011).

Um das principais fontes de erro, na simulação numérica, é a difusão ou falsa difusão. O termo falsa difusão é utilizado porque a difusão não é um fenômeno real, mas o seu efeito sobre o cálculo de fluxo é análogo ao do aumento do coeficiente de difusão real. A difusão numérica surge dos erros de truncamento e da qualidade da resolução da malha (ANSYS, 2011).

Segundo Thompson, Weatherhill e Soni (1998) entre as possíveis estratégias a serem utilizadas na prevenção e na redução da difusão numérica estão: uso de malha estruturada e variação do espaçamento da malha.

Adaptação da malha

Simulações transientes, em geometrias complexas, precisa de um grande número de graus de liberdade. Para reduzir a complexidade da simulação uma alternativa é o uso de malha adaptada. Esta técnica realiza a adaptação local e condiciona as células para determinadas particularidades do fluxo (THOMPSON; WEATHERHILL; SONI, 1998).

Com a adaptação da malha são minimizadas as porcentagens de erro na discretização espacial, e são produzindo células mais adequadas para a simulação (THOMPSON; WEATHERHILL; SONI, 1998, SHARBATDAR, 2010; SIROIS et al., 2012).

A adaptação da malha é utilizada quando: o fenômeno é concentrado em pequenas regiões do domínio computacional, o fluxo é anisotrópico, com regiões em constante movimento (THOMPSON; WEATHERHILL; SONI, 1998).

No Fluent a adaptação da malha é realizada após a escolha da região a ser adaptada, podendo ser realizada na parede do sistema e/ou nos gradientes do fluxo (regiões onde existem maiores oscilações numéricas).

A adaptação da malha tem-se convertido um tema de interesse na pesquisa devido as vantagens como redução de custos computacional e obtenção de resultados com menores porcentagens de erro (THOMPSON; WEATHERHILL; SONI, 1998).

Segundo Thompson, Weatherhill e Soni (1998) para realizar adequadamente a adaptação da malha é importante determinar parâmetros como a localização da região a ser adaptada, a forma que será realizada a adaptação (a técnica) e quando é o momento adequado para realizar a adaptação da malha.

5.3.6 AVALIAÇÃO DA QUALIDADE DA MALHA

Existem vários métodos para avaliar a qualidade da malha, seja considerando o conjunto de células ou só um elemento individual. Não existe consenso sobre os melhores indicadores ou mesmo como avaliá-los. Dentre as várias técnicas existentes, é possível destacar duas técnicas de análise como são: a determinação da qualidade da malha a *priori* que é baseado nas propriedades geométricas e nas experiências prévias empíricas do analista e a determinação da qualidade da malha a *posteriori*, este análise dependente da solução numérica.

Estas duas técnicas são complementares. A técnica a *priori* ajuda avaliar o erro na malha antes da simulação, enquanto a técnica a *posteriori* fornece orientação para a adaptação da malha durante a simulação.

Segundo Wessner (1977), a qualidade da malha não é determinada pela quantidade de células, mas é determinada pela distribuição adequada das células, podendo ser obtida uma boa solução também com células grossas. Para obter estabilidade numérica pode ser realizado o afinamento das células em determinadas regiões.

Método de avaliação da qualidade da malha a *priori*

Baseados nas características geométricas como: critérios de alongamento, assimetria, cisalhamento e não alinhamento das células é identificado às unidades de controle com baixa qualidade. Este método é muito útil para fornecer algumas indicações sobre a adequação de uma discretização a ser utilizada na análise. Os indicadores da qualidade da malha estão baseados em critérios geométricos são independentes da solução física do problema (KNUPP, 2007).

Os parâmetros adimensionais utilizados na avaliação *a priori* da malha são:

- **Aspect ratio**: Relação do comprimento mais longo com o comprimento mais curto para a borda de faces ou células. O ideal é que este valor seja igual a 1;
- **Edge Ratio**: Definido como a relação entre o comprimento máximo e o comprimento mínimo das arestas das células. O ideal é que este valor seja igual a 1;
- **Size Change**: Indica a mudança no tamanho da face ou da célula. Os valores máximos e mínimos são registrados para as zonas selecionadas;
- **Squish**: Indica a ortogonalidade da célula com relação às faces. O parâmetro está em função aos vetores das faces e os centroides das células;
- **EquiAngle Skew**: Indica o grau de assimetria da célula. É calculado com a Equação (140).

$$\text{EquiAngle Skew} = \max \left(\frac{\theta_{max} - \theta_{igual}}{180^\circ - \theta_{igual}}, \frac{\theta_{igual} - \theta_{min}}{\theta_{igual}} \right) \quad (140)$$

onde θ_{max} e θ_{min} são ângulo de distorção máximo e mínimo entre dois lados da célula, θ_{igual} é o equiangular da célula (exemplo para triângulo é 60 e para quadrado é 90).

Na Tabela 13, 0 indica a melhor célula equiangular e 1 indica a pior célula equiangular. A análise do ângulo de distorção é aplicada a todas as células.

Tabela 13 - Faixa de distorção e qualidade da célula
(ANSYS, 2011)

Ângulo de distorção da célula	Qualidade da célula
1	Péssimo
0,9 -1	Ruim
0,75 -0,9	Deficiente
0,5 - 0,75	Regular
0,25 - 0,5	Bom
>0 - 0,25	Excelente

Método de avaliação da qualidade da malha a *posteriori*

A qualidade é avaliada após a simulação. Este método faz uso dos resultados obtidos nas simulações (gráficos e perfis de distribuição da solução). Nesta técnica, o mais importante é a estabilidade do problema físico. A melhoria da malha é baseada na estimativa do erro.

Resultados obtidos, com diferentes quantidades de células, são comparados para determinar a porcentagem de erro e a estabilidade da malha. Para realizar este estudo a literatura sugere o uso do método conhecido como índice de convergência da malha (GCI do Inglês *grid Convergence Index*). Este método é o mais utilizado no CFD para determinar o erro de discretização (KWASNIEWSKI, 2013).

5.3.7 ÍNDICE DE CONVERGÊNCIA DA MALHA

O índice de convergência da malha quantifica o erro produzido pela discretização da malha e indica até que ponto o valor calculado está longe do valor numérico assintótico (ELSAYED; LACOR, 2011). O método foi inicialmente desenvolvido por Roache (1994) e Roache (1998). Este método é baseado no conceito de extrapolação de Richardson (1911). É baseado no resultado de dois ou três tipos de refinamento de malhas, no entanto três tipos de refinamento são recomendados com o objetivo de melhorar a precisão da convergência e para verificar que as soluções estejam dentro da faixa de convergência (SLATER, 2008).

Este método permite determinar de maneira objetiva a ordem da convergência para estimar a solução e os limites do erro de discretização (KWASNIEWSKI, 2013).

Valores pequenos de GCI indicam que o cálculo computacional esta dentro da faixa assintótica. O GCI para malhas finas é definida pela Equação (141).

$$GCI^{fina} = \frac{F_s |\varepsilon|}{(r^p - 1)} \times 100\% \quad (141)$$

onde ε é uma medida do erro relativo, F_s é o fator de segurança. Para comparação de duas malhas $F_s = 3$, para comparar três ou mais malhas $F_s = 1,25$. Além disso r é a relação de refinamento da malha. p é a ordem do método de discretização. Se a discretização for de segundo ordem $p = 2$.

Para malha grossa (Equação 142).

$$GCI_{grossa} = \frac{F_s |\varepsilon| r^p}{(r^p - 1)} \times 100\% \quad (142)$$

Comparando o resultado da variável de interesse φ obtido em malha afinada e malha grossa,

$$\varepsilon = \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{\varphi_1} \quad (143)$$

onde φ_2 é a solução numérica obtida na malha grossa quando o espaçamento da célula é h_2 . φ_1 é a solução numérica obtida na malha fina, em células cujo espaçamento é h_1 . A relação de refinamento da malha r utilizada em ciclones (ELSAYED; LACOR, 2011) foi:

$$r_{12} = \left(\frac{N_1}{N_2}\right)^{1/3} \quad (144)$$

onde N_1 e N_2 são os volumes de controle da malha fina e da malha grossa respectivamente. Estudos nos quais são realizados três níveis de refinamento (células finas, células médias, e células grossas) a relação de refinamento r_{12} e r_{23} é:

$$r_{12} = \left(\frac{N_1}{N_2}\right)^{1/3} \quad (145)$$

$$r_{23} = \left(\frac{N_2}{N_3}\right)^{1/3} \quad (146)$$

A diferença da variável em estudo utilizando diferentes tipos de malhas é:

$$e_{12} = \varphi_2 - \varphi_1 \quad (147)$$

$$e_{23} = \varphi_3 - \varphi_2 \quad (148)$$

$$\text{se } r_{12} = r_{23} \quad (149)$$

$$p = \ln\left(\frac{e_{23}}{e_{12}}\right) / \ln(r) \quad (150)$$

se $r_{12} \neq r_{23}$, é resolvida a seguinte equação de forma iterativa para calcular o valor de p :

$$\frac{e_{23}}{(r_{23}^p - 1)} = r_{12}^p \left[\frac{e_{12}}{(r_{12}^p - 1)} \right] \quad (151)$$

Para verificar se a solução está na faixa assintótica, $\alpha'' \approx 1$

$$\alpha'' = \frac{r_{12}^p GCI_{12}^{fina}}{GCI_{23}^{fina}} \quad (152)$$

A extrapolação de Richardson pode ser utilizada para obter o valor de φ quando o espaçamento da célula se aproxima a zero ($h \rightarrow 0$).

$$\varphi_{exacta} = \varphi_1 + (\varphi_1 - \varphi_2)/(r_{12}^p - 1) \quad (153)$$

5.4 VERIFICAÇÃO E VALIDAÇÃO COMPUTACIONAL

Verificação e validação são dois termos que aparentemente tem significado semelhante, mas na realidade são termos diferentes.

Verificação

É o processo mediante o qual são produzidas características específicas aplicando modelos e dados associados que permitem confirmar com precisão a descrição conceitual do modelo e a solução (ROACHE, 1994; SLATER, 2008; ROACHE, 1998).

A verificação também é descrita como a solução de equações analíticas, equações diferenciais ordinárias ou equações diferenciais parciais. Foi projetado para alcançar o objetivo utilizando conceitos matemáticos. Esta abordagem permite descobrir erros na programação e facilita na implementação de modelos (SLATER, 2008).

Validação

É o processo pelo qual é determinado o grau em que um modelo e os dados associados representam determinada característica do sistema real desde o ponto de vista da modelagem (ROACHE, 1994; SLATER, 2008; ROACHE, 2008).

Segundo Slater (2008) a validação também é conhecida como "a solução verdadeira das equações". Através da comparação dos numéricos e experimentais são obtidos os erros.

CAPÍTULO 6- SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO DESEMPENHO DO CICLONE

Neste capítulo, são apresentados e discutidos os resultados, obtidos com as simulações numéricas realizadas no ciclone. São apresentados resultados da queda de pressão, da eficiência de coleta e os perfis de velocidade e da pressão no ciclone. Os dados numéricos obtidos após as simulações foram verificados com os dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005).

6.1 DADOS EXPERIMENTAIS

Para verificar a simulação numérica, foram considerados os dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005); estes estudos apresentam resultados a diferentes velocidades de alimentação, utilizando partículas menores a 10 μm . Os dados experimentais, obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005) também foram utilizados por Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2011a), Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2011b), Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2013) e Elsayed e Lacor (2013) como fonte de comparação.

Os experimentos realizados por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005), foram a pressão atmosférica média igual a 99,93 KPa, temperatura igual a 293 K, e umidade relativa igual a 70%. As dimensões do ciclone são mostradas na Tabela 15.

Utilizando o tubo de Pitot; Zhao (2005), determinou o perfil das velocidades em diferentes pontos do ciclone. Zhao, Shen e Kang (2004), determinaram a queda de pressão no ciclone mediante as leituras da pressão estática no duto de entrada e no duto de saída; para realizar as leituras, os autores utilizaram um micronanômetro digital. A queda de pressão, obtida experimentalmente pelos autores, e mostrada na Tabela 14.

Zhao, Shen e Kang (2004), determinaram a eficiência de coleta a partir da concentração das partículas, nos fluxos de entrada e saída; utilizaram analisador de partículas; o material injetado foi talco, com densidade igual a 2700 kg/m^3 , diâmetro médio igual a 5,97 μm , e desvio médio geométrico igual a 2,08. A eficiência de coleta experimentais obtida pelos autores é mostrada na Tabela 14.

Tabela 14 - Dados experimentais obtidos por Zhao et al 2004.

Velocidade (m/s)	ΔP (Pa)	Eficiência de coleta (%)				
		1 μm	2 μm	3 μm	4 μm	5 μm
12	454,35	3,75	33,75	74,50	90,00	95,00
16	779,79	10,00	56,00	86,00	93,00	97,00
20	1313,64	16,50	67,50	88,75	97,00	98,50
24	2216,30	32,50	80,00	92,50	96,00	97,50

Tabela 15 - Dimensões do ciclone.

Parâmetro	Símbolo	Dimensão (m)
Díâmetro do ciclone	D_c	0,30
Díâmetro do <i>vortex finder</i>	D_x	0,15
Altura do duto de entrada	a	0,15
Largura do duto de entrada	b	0,06
Altura interna do <i>vortex finder</i>	S	0,15
Altura do ciclone	H	1,20
Altura da superfície cilíndrica	h	0,45
Altura da superfície cônica	Z	0,75
Altura do comprimento natural	L	1,05
Díâmetro da base do cone	B	0,11
Altura externa do <i>vortex finder</i>	Le	0,45
Altura da caixa coletora de pó	H_1	0,30

6.2 ERROS NAS MEDIÇÕES

Ao fazer uso dos modelos numéricos, espera-se que os resultados sejam confiáveis. O grau de confiabilidade pode ser determinado mediante o cálculo do erro.

Na fluidodinâmica computacional, o cálculo do erro, permite verificar o modelo e a solução computacional; é importante que o erro não comprometa a confiabilidade do uso da solução numérica.

Segundo Hobmeir e Marchi (2004), a magnitude aceitável do erro numérico, está em função de fatores como: o grau de precisão que se pretende alcançar, a finalidade da solução numérica, dos recursos financeiros envolvidos, do tempo permitido ou disponível para realizar as simulações e dos recursos computacionais existentes.

A estimativa dos erros de modelagem é feita através de comparação entre as soluções numéricas e os resultados experimentais (HOBMEIR; MARCHI, 2004). Na Equação (154) é calculada a porcentagem de erro.

$$Erro(\%) = \frac{(Q_{exp} - Q_{num}) \times 100}{Q_{exp}} \quad (154)$$

onde Q_{exp} é o valor experimental da variável de interesse, Q_{num} é o valor numérico obtido após a simulação.

Segundo Hobmeir e Marchi (2004), os erros de modelagem, são gerados pelas simplificações realizadas sobre o fenômeno real na concepção dos modelos matemáticos.

Neste estudo, a verificação, permitiu determinar o grau de aproximação existente entre dados numéricos obtidos após a simulação e os dados experimentais existentes na literatura.

6.3 ETAPAS DE PRÉ-PROCESSAMENTO

Na etapa, de pré-processamento, foram elaboradas a geometria e a malha; esta etapa, foi realizada no software Gambit v.2.4.6. O desenho do ciclone é mostrado na Figura 35. Após a construção da geometria; a geometria gerada foi dividida em blocos. A divisão da geometria foi realizada por dois motivos: primeiro para construir malhas de melhor qualidade, e segundo para realizar os cálculos das equações de forma paralela e assim acelerar a convergência.

A decomposição da geometria foi realizada, considerando a técnica de estruturas multi-bloco. Foram elaborados 80 blocos, em cada um dos blocos; foram construídas as células. Similar decomposição foi realizado por Shukla K., Shukla P., Ghosh (2011 b), Bhasker (2010).

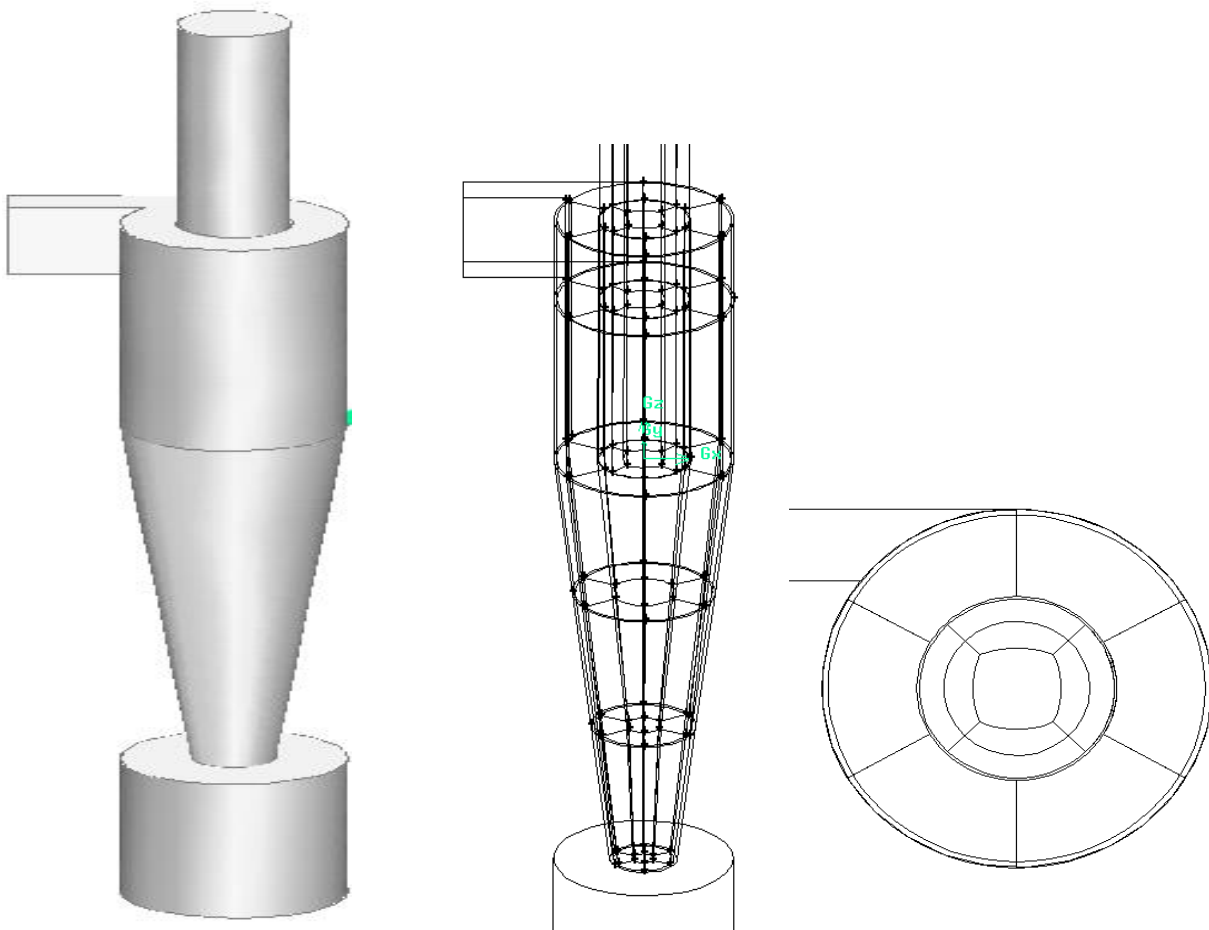


Figura 35 - O ciclone (a), vista frontal dos blocos (b) e vista superior dos blocos (c).

Nas superfícies: cilíndrica, cônica e nos dutos de entrada e saída do ciclone foram elaboradas células estruturadas hexaédricas; na caixa coletora de pó, foram elaboradas células não estruturadas tetraédricas.

A qualidade das células geradas na malha foi analisada; as análises foram realizadas antes e depois das simulações numéricas.

Na análise a *priori*, foram contabilizados os ângulos de distorção das malhas; antes e depois do refinamento das células, e comparando com os valores existentes nas tabelas de qualidade da malha. O cálculo do ângulo de distorção, das células, foi realizado no software T-Grid v.5.0.6.

Na análise a *posteriori*, foram comparados os resultados numéricos e os dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004). As simulações numéricas foram realizadas no software Fluent v.14.5. A Figura 36, mostra a malha gerada no ciclone.

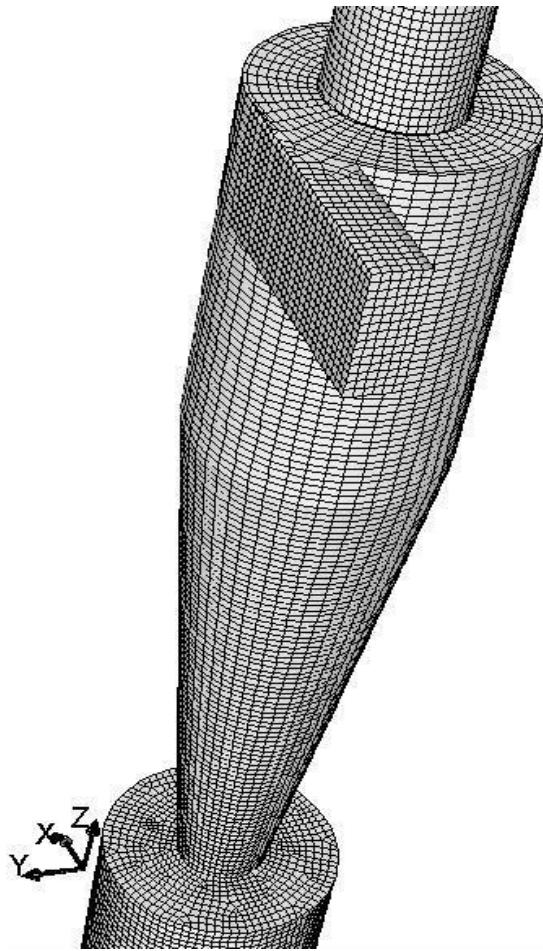


Figura 36 - Malha gerada no ciclone.

6.4 PROCEDIMENTOS DE SOLUÇÃO

A malha gerada no ciclone, foi importada no Fluent. O passo do escoamento, pelo ciclone, foi simulado utilizando os modelos de turbulência RSM e LES.

As condições de contorno, utilizadas na simulação foram: na entrada do ciclone foi considerado velocidade de alimentação uniforme (12, 16, 20 e 24 m/s), com 4,5% de intensidade turbulenta, e diâmetro hidráulico igual a 0,086 m; na saída do ciclone foi considerado pressão igual a zero; nas paredes do ciclone, foi considerado a condição de não escorregamento com função de parede tipo padrão para a fase contínua, e para a fase dispersa foi considerado rebote das partículas sem perda de energia após contato com a parede laterais do ciclone exceto na parede inferior da caixa coletora, onde foi considerada a função coleta, isso significa que o cálculo do recorrido da partícula termina se a partícula atinge a base do coletor.

O modelo computacional utilizado nas simulações foi Euleriano-Lagrangiano, e o algoritmo utilizado foi tipo SIMPLE.

No modelo de turbulência RSM a discretização das equações foi feita por:

- Pressão: PRESTO,
- Movimento: QUICK,
- Energia cinética turbulenta: *Second Order Upwind*,
- Razão de dissipação turbulenta: *Second Order Upwind*,
- Tensor de Reynolds: *Firsrt Order Upwind*.

No modelo de turbulência LES a discretização foi realizada mediante:

- Pressão: esquema PRESTO,
- Movimento: esquema *Bounded Central Differencing*.

A simulação com o modelo de turbulência RSM, teve início, considerando tempo constante; logo de alcançar a convergência, a simulação foi realizada considerando sistema transiente, para passos de tempo igual a 0,001s e 0,0001s. A simulação com o modelo de turbulência LES, teve como ponto de partida os dados da simulação com o modelo o modelo de turbulência RSM.

A simulação da interface, gás-partícula, foi realizada considerando acoplamento de uma via e acoplamento de duas vias; foram injetadas partículas monodispersas distribuídas uniformemente no duto de alimentação do ciclone. As partículas foram injetadas com a mesma velocidade do gás. O número de partículas injetadas foi igual a 900, 4500, 9000 e 13500 unidades. Em todos os casos simulados, a concentração das partículas foi 0,001 kg/s. Os diâmetros das partículas injetadas foram 1, 2, 3, 4 e 5 μm . Foi utilizado o modelo de tempo de vida média dos redemoinhos para incluir a influência da turbulência do gás sobre o movimento das partículas.

Após a convergência da fase contínua, foi calculada a queda de pressão estática no ciclone. A fase dispersa foi simulada a partir da injeção das partículas no ciclone. A eficiência de coleta das partículas no ciclone foi calculada considerando a quantidade de partículas retidas na caixa coletora de pó e a quantidade de partículas injetadas no ciclone.

Também foi calculada, a eficiência de coleta, em função de parâmetros tais como: fator de forma da partícula, coeficiente de restituição, tipo de acoplamento gás-partícula, e em função ao esquema de integração da equação de movimento da partícula.

6.4.1 CRITÉRIOS DE COLETA DA PARTÍCULA

Na literatura, os critérios de coleta das partículas no ciclone, utilizado pelos autores são variados.

Chuah, Gimbun e Choong (2006); Gimbun et al 2006; Bernardo et al, (2006); Wang et al. (2006); Wan et al. (2008); Salvo, Souza e Martins (2012); Bardin-Monnier (2013), El-Batsh (2013), monitoraram o número de partículas; que atingiram ou passaram pelo diâmetro inferior do cone para considerar a coleta das partículas no ciclone.

Yoshida (1996) e Yoshida et al. (2010), consideraram, a coleta das partículas; quando as partícula alcançava a parede do ciclone; sendo que as partículas maiores eram coletadas na parede superior da superfície cilíndrica, e as partículas de menor diâmetro na parede da superfície cônica. Em Yoshida et al. (2010) as partículas menores a 1,3 μm que ingressaram na caixa coletora de pó foram coletadas na superfície do estabilizador de fluxo.

Elsayed e Lacor (2011), Elsayed e Laor (2012), Elsayed e Lacor (2013) e Shukla, K., Shukla, P., Ghosh (2013), consideraram a coleta das partículas através do monitoramento das partículas que saíram pelo *vortex finder* do ciclone.

Shalaby, Wozniak K. e Wosniak G (2008), consideraram os seguintes critérios de coleta: quando a partícula ingressa na caixa coletora de pó, quando a partícula atinge a parede lateral do ciclone, e quando o tempo de residência da partícula é maior do que o máximo permitido computacionalmente.

Souza, Salvo e Martins (2012), consideraram a coleta da partícula, quando as partículas alcançaram a superfície inferior da caixa coletora de pó.

Neste estudo foi considerada coleta da partícula, quando a partícula impacta com a superfície inferior da caixa coletora de pó. Este critério foi considerado devido à praticidade. Após a aplicação dessa condição os dados simulados mostraram proximidade com os dados experimentais. Os outros critérios de coleta não foram testados neste estudo.

6.4.2 CRITÉRIO DE CONVERGÊNCIA NUMÉRICA

A convergência é o resultado dos cálculos iterativos; com a convergência são descritos as tendências e os comportamentos peculiares de uma série de equações em uma faixa numérica determinada. Alcançar a convergência nas simulações de sistemas multifásicos é sempre um desafio numérico (ANSYS, 2011).

Segundo Slater (2008) os critérios de convergência são geralmente definidos como erros aceitáveis.

Os autores pesquisados na literatura consideraram como critério de convergência numérica, a diferença de resíduos das equações simuladas.

Neste estudo, foi considerada a convergência a diferença de resíduos das equações simuladas. Para o modelo de turbulência RSM foram considerados aceitáveis, resíduos $< 10^{-5}$ e para o modelo de turbulência LES foi considerado $< 10^{-7}$.

6.5 ANÁLISES DA MALHA

As malhas geradas no ciclone, foram agrupadas em função da região onde as células foram refinadas. As malhas utilizadas nas simulações, foram citadas como malha A, malha B, malha C como mostra a Tabelas 16.

Tabela 16 - Refinamento da malha construída no ciclone.

Malha	Número aproximado de células	Descrição
A	182000	Sem refinamento
B	450000	Refinamento na parede
C	450000	Refinamento nos gradientes de pressão
D	550000	Refinamento nos gradientes de pressão e na parede

A malha A, foi gerada no Gambit, está malha possui aproximadamente 182000 células. A Figura 37 (a) mostra a malha A.

A malha B, teve como ponto de partida a malha A. Nesta malha, as células perto da parede foram refinadas de forma gradual, até alcançar três camadas. O refinamento da malha B, foi realizado no Fluent com a função *Boundary Adaption*; o refinamento foi realizado; depois de ativar a função *solution initialization*, antes de realizar as simulações. A Figura 37 (b) mostra a malha com refino nas paredes do ciclone.

A malha C, teve como ponto de partida a malha A; o refinamento das células foi realizado no Fluent, foi utilizada a função Gradient Adaption, com o método de curvatura, as células com os maiores gradientes de pressão foram refinadas. Para obter os gradientes de pressão no ciclone, foram simuladas 500 iterações utilizando o modelo de turbulência RSM. A Figura 38 (c) mostra a malha C.

A malha D, também teve como ponto de partida a malha A. O refinamento das células foi nas regiões próximas da parede e nos gradientes de pressão. Na região próxima da parede foram refinadas duas camadas. A Figura 38 (d) mostra a malha D.

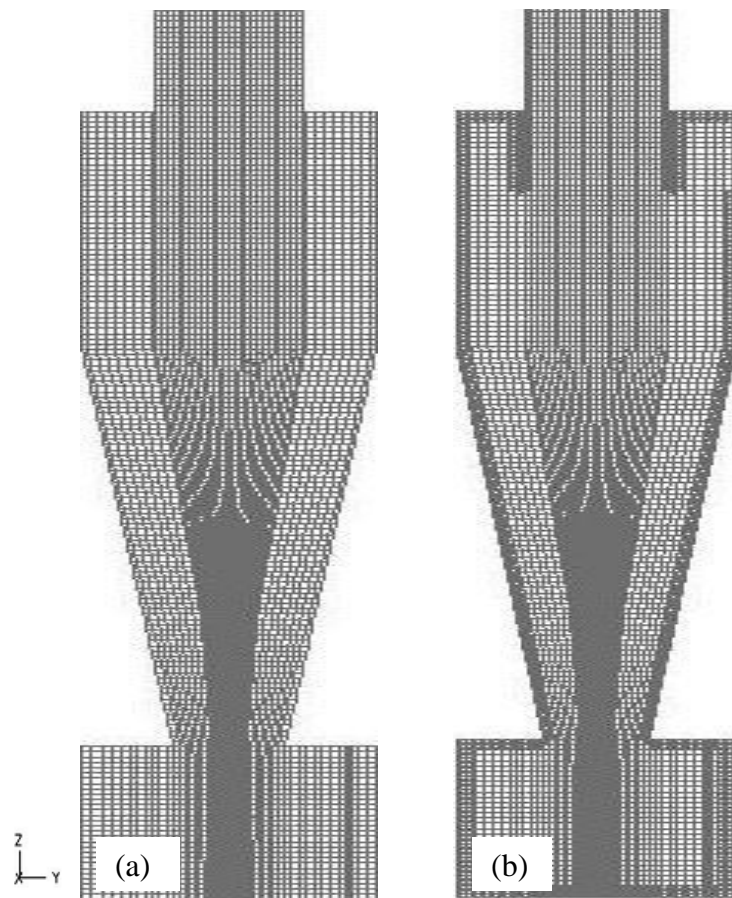


Figura 37 - Perfil de distribuição das células, malha A (a), malha B (b),

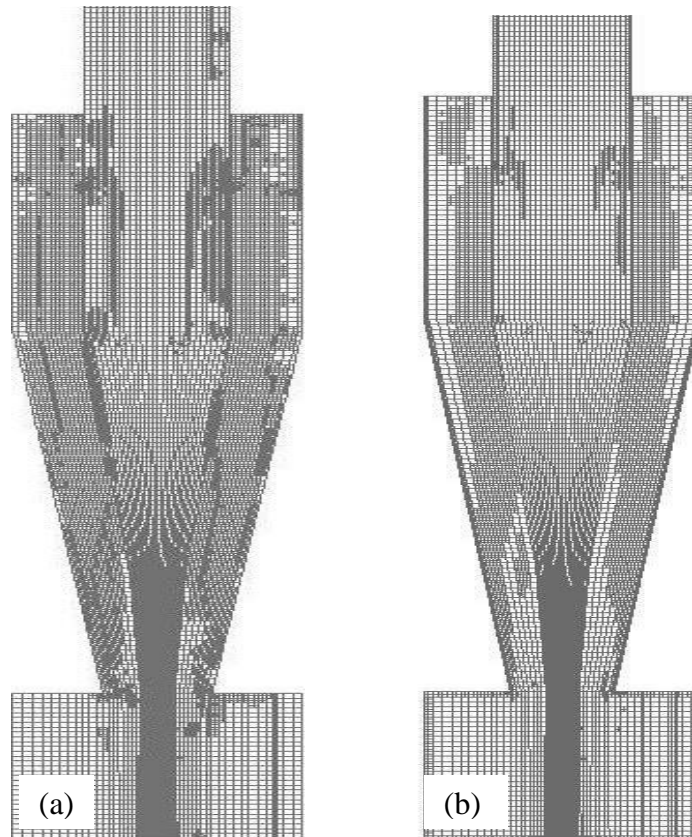


Figura 38 - Perfil de distribuição das células, malha C (a) e malha D (b).

Na literatura, autores como Horvath, Jordan e Harasek (2008), Raoufi et al. (2008), Carmona, Cortés e Ramirez (2010), Cui et al. (2010), refinaram as células perto da parede. Li-Juan et al. (2009) refinaram as células perto da parede, no eixo da região central, e no duto de alimentação. Os autores não indicaram a influência do refinamento nos resultados obtidos após as simulações.

Kaya e Karagoz (2008), refinaram as células perto da parede. Os autores indicaram que, o refinamento da célula perto da parede do ciclone não produz mudanças significantes na solução numérica.

Gimbun (2008) refinou as células na região central do ciclone. Segundo o autor, o refinamento permitiu prever melhor a dinâmica do ciclone.

Gimbun et al (2005); Shalaby et al. (2005); Chuah, Gimbun e Choong (2006); Shalaby, Wozniak K. e Wozniak G (2008), refinaram as células na entrada do ciclone, na região inferior do cone e na região de superior do *vortex finder*. Os autores não indicaram o impacto do refinamento nos resultados finais.

Segundo Shukla, K., Shukla, P. e Ghosh (2013), a chave do êxito na simulação numérica do ciclone, está na distribuição adequada dos nós da malha no domínio computacional.

Autores como Elsayed e Lacor (2010), Kyoungwoo et al. (2012), indicaram que realizaram o refinamento das células, mas não indicaram a técnica utilizada nem a região refinada.

Wan et al (2008) utilizaram malha estruturada. Bardin-Monnier (2013) utilizaram malha híbrida. Kyoungwoo et al. (2012) utilizaram células poliédricas. Shukla K., Shukla P., Ghosh (2011 a), Shukla K., Shukla P., Ghosh (2011 b) utilizaram células hexaédricas.

6.5.1 ANÁLISE A *PRIORI* DA MALHA

A análise a *priori*, foi realizada em função ao ângulo de distorção das células. Na Tabela 17, são mostrados os ângulos de distorção máximo, mínimo e a média das quatro malhas. Observa-se que nas malhas B e C ouve maior redução do ângulo de distorção médio das células. Baseados nos critérios de distorção e qualidade da célula mostrados na Tabela 13 é possível afirmar que a qualidade das células melhorou nas malhas B e C. Segundo a Tabela 17, a melhor malha para realizar a simulação numérica é a malha C seguido da malha B e da malha D.

Tabela 17 - Ângulo de distorção das células.

Malha	Número aproximado de células	Distorção máxima	Distorção mínima	Distorção média
A	182000	1	$4,526 \times 10^{-3}$	$80,791 \times 10^{-3}$
B	450000	1	$4,526 \times 10^{-3}$	$69,917 \times 10^{-3}$
C	450000	1	$4,526 \times 10^{-3}$	$66,415 \times 10^{-3}$
D	550000	1	$4,526 \times 10^{-3}$	$70,750 \times 10^{-3}$

Com a análise a *priori* é possível afirmar que estatisticamente há melhoria na qualidade das células principalmente na malha C onde o ângulo de distorção média foi menor, mas não é possível determinar se essa a malha C será superior à malha B dado que os valores da distorção média das malhas possuem valores próximos.

6.5.2 ANÁLISE A *POSTERIORI* DA MALHA

Na análise a *posteriori* da malha o mais importante é a estabilidade do problema físico. Para realizar este análise; foram calculadas, a queda de pressão, e a eficiência de coleta no ciclone. As simulações foram realizadas nas malhas A, B, C e D; as mesmas malhas que foram

utilizadas na análise *a priori*. Os dados numéricos obtidos após as simulações foram comparados com os dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004) e Zhao (2005).

6.6 A QUEDA DE PRESSÃO NO CICLONE

A queda de pressão, no ciclone, foi calculada a partir da diferença entre as pressões no duto de entrada e no duto de saída; as leituras das pressões estáticas foram em pontos perto da parede; foi considerada a média de três pontos localizados nos dutos de entrada e saída.

Na simulação da queda de pressão, foram utilizadas as malha A, B, C e D. O modelo de turbulência RSM, foi utilizado nas quatro malhas; o modelo de turbulência LES foi utilizado somente na malha que mostrou melhores resultado utilizando o modelo de turbulência RSM.

Na Tabela 18, são mostrados os valores da queda de pressão, para as quatro malhas, utilizando diferentes velocidades de alimentação. O erro foi calculado em função aos dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004).

Tabela 18 - Simulação da queda de pressão utilizando o modelo de turbulência RSM.

Malha	v_i (m/s)	ΔP (Pa) experimental	ΔP (Pa) numérico			Erro (%)	Erro médio
			Pressão estática (Pa)		ΔP (Pa)		
			Entrada	Saída			
A	12	454,35	594,52	173,36	421,17	7,30	11,84
	16	779,79	726,48	109,23	617,25	6,84	
	20	1313,64	1616,02	408,79	1207,23	8,10	
	24	2216,30	2233,69	574,05	1659,64	25,12	
B	12	454,35	516,59	140,24	413,99	9,75	12,63
	16	779,79	817,00	140,21	676,79	13,21	
	20	1313,64	1596,32	421,69	1174,63	10,58	
	24	2216,30	2228,66	388,75	1839,90	16,98	
C	12	454,35	608,14	153,08	455,05	0,16	4,47
	16	779,79	1058,43	286,22	772,21	0,97	
	20	1313,64	1814,24	454,15	1363,09	3,76	
	24	2216,30	2437,75	509,30	1928,45	12,99	
D	12	454,35	351,60	54,76	296,83	34,67	20,14
	16	779,79	813,51	136,35	677,16	13,16	
	20	1313,64	1547,69	320,88	1126,12	6,66	
	24	2216,30	1764,64	126,00	1638,64	26,06	

Na Tabela 18, observa-se que as simulações realizadas nas malhas A e B apresentam tendência crescente do erro, com o aumento da velocidade de alimentação. A simulação realizada na malha D, apresentou as maiores porcentagens de erro. A simulação realizada na malha C, mostra valores da queda de pressão próximos aos dados experimentais. Nas malhas A, B, C e D observa-se que quando a velocidade de alimentação é igual a 24 m/s foram obtidos as maiores porcentagens de erro. É provável que a alta velocidade de alimentação tenha gerado divergência nas simulações numéricas. Na malha D observa-se também que a porcentagem de erro incrementou tanto para as velocidades menores como para as velocidades maiores.

Na Figura 39, observam-se as porcentagens de erro para diferentes velocidades de alimentação. Das malhas utilizadas, observa-se que a malha C gerou menores porcentagens de erro para as quatro velocidades de alimentação simuladas.

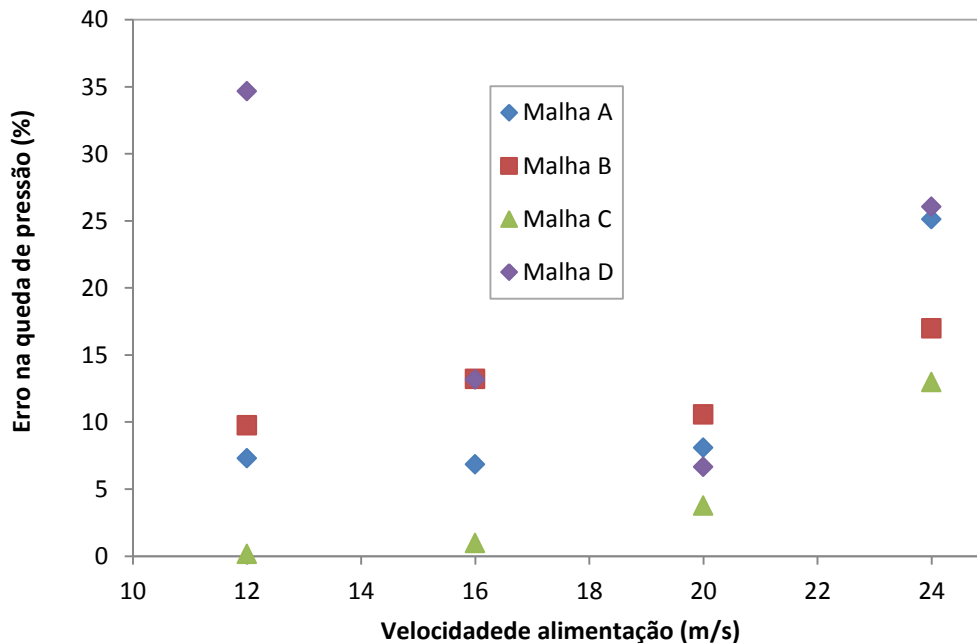


Figura 39 - Erro na queda de pressão utilizando o modelo de turbulência RSM.

O cálculo da queda de pressão, também foi simulado utilizando o modelo de turbulência LES. A malha utilizada com este modelo de turbulência foi à malha C. Foram utilizadas duas quantidades diferentes de células: a primeira malha C com 450000 células aproximadamente, e na segunda malha C, foi realizada afinamentos sucessivos nos gradientes de pressão até obter 720000 células aproximadamente. A malha C com 720000 células aproximadamente foi

denominada como malha C'. Na Tabela 19, estão indicadas as malhas utilizadas com o modelo de turbulência LES.

Tabela 19 - Simulação da queda de pressão utilizando o modelo de turbulência LES.

Malha	v_i (m/s)	ΔP (Pa) experimental	ΔP (Pa) numérico		ΔP (Pa)	Erro (%)
			Pressão estática (Pa)			
			Entrada	Saída		
C (450000 células aprox.)	12	454,35	602,65	133,96	468,69	3,16
	16	779,79	1066,08	225,07	741,00	7,85
	20	1313,64	1745,94	403,64	1342,30	2,18
	24	2216,30	2412,88	582,46	1830,42	17,41
C' (720000 células aprox.)	12	454,35	701,82	257,43	444,39	2,19
	16	779,79	1171,54	387,38	784,16	0,56
	20	1313,64	1853,29	516,56	1336,74	1,75
	24	2216,30	2216,30	699,85	1996,29	9,92

Na Figura 40, observa-se que utilizando o modelo de turbulência LES as porcentagens de erro são menores quando as velocidades são 12, 16 e 20 m/s. Para velocidade de alimentação igual a 24 m/s, as porcentagens de erro são maiores. Na malha C', obteve-se as menores porcentagens de erro para a queda de pressão.

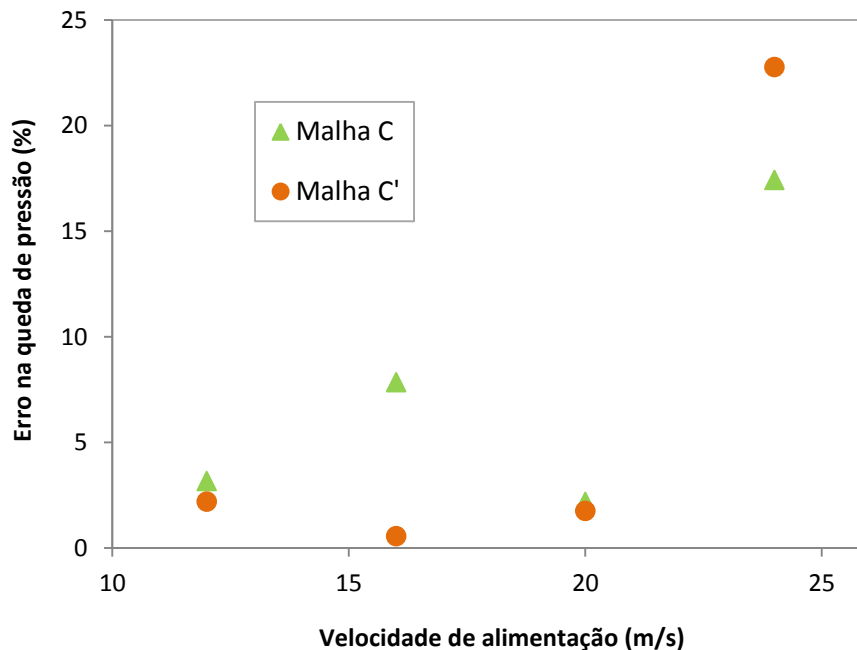


Figura 40 - Erro na queda de pressão utilizando o modelo de turbulência LES.

6.7 A EFICIÊNCIA DE COLETA NO CICLONE

A seguir, são mostrados os dados da eficiência de coleta, para as diferentes velocidades de alimentação; as simulações foram realizadas nas malhas A, B, C e D; foi utilizando o modelo de turbulência RSM; com o modelo de turbulência LES não foi possível realizar as simulações da eficiência de coleta, o modelo consome muito tempo para acompanhar o passo das partículas pelo ciclone.

No ciclone, foram injetadas partículas monodispersas; distribuídas uniformemente no duto de alimentação. A trajetória das partículas foi simulada considerando passo de tempo constante. Foram injetadas partículas com 1, 2, 3, 4 e 5 μm . Os parâmetros utilizados para o rastreamento das partículas foram: número máximo de passos 500000 escala longitudinal 0.0001m; a dispersão turbulenta das partículas foi do tipo estocástico *Discrete Random Walk Model* e, diversos esquemas de integração.

A distribuição das células, na face do duto de entrada do ciclone, foi de 6x15 dando um total de 90 células na fase do duto de entrada; as partículas foram injetadas no centroide de cada célula; em cada injeção foram alimentadas 90 partículas, para 900 partículas injetadas foram utilizadas 10 ciclos de injeção.

Para os dados mostrados na Tabela 20, a eficiência de coleta foi utilizada o esquema de integração Runge-Kutta, foi considerado que a partícula é coletada se a partícula bate com a base da caixa coletora de pó. A porcentagem de erro foi calculada em função aos dados numéricos e aos dados experimentais obtidos por Zhao, Shen e Kang (2004).

Na Tabela 20, foram utilizadas velocidade de alimentação igual a 12, 16, 20 e 24 m/s. Em todas as malhas simuladas as maiores porcentagens de erro foram obtidas quando o diâmetro das partículas foi 1 e 2 μm . Para as partículas de 3, 4 e 5 μm as porcentagens de erro foram menores principalmente nas malhas C e D.

Tabela 20 - Simulação da eficiência de coleta, quando são injetadas 900 partículas, utilizando o modelo de turbulência RSM.

v_i (m/s)	d_p (μm)	E % (exp)	E (numérico)							
			Malha A		Malha B		Malha C		Malha D	
			E %	Erro (%)	E %	Erro (%)	E %	Erro (%)	E %	Erro (%)
12	1	3,75	6,28	67,47	7,22	92,53	5,17	37,87	8,33	122,13
	2	33,75	20,72	38,61	45,56	34,99	26,22	22,31	28,00	17,04
	3	74,50	72,17	3,13	77,56	4,11	71,56	3,95	72,78	2,31
	4	90,00	97,89	8,77	93,67	4,08	89,01	1,10	92,00	2,22
	5	95,00	99,94	5,20	98,44	3,62	96,00	1,05	97,00	2,11
16	1	10,00	2,56	74,40	7,89	21,10	5,96	40,40	5,72	42,80
	2	56,00	13,88	75,21	52,66	5,96	39,33	29,77	27,77	50,41
	3	86,00	23,28	72,93	94,78	10,21	82,00	4,65	88,61	3,03
	4	93,00	56,61	39,13	99,89	7,41	95,56	2,75	99,22	6,69
	5	97,00	87,00	10,31	100,00	3,09	99,22	2,29	100,00	3,09
20	1	16,50	6,57	60,18	9,44	42,79	15,71	4,79	10,00	39,39
	2	67,50	55,83	17,29	51,77	23,30	67,66	0,24	76,78	13,75
	3	88,75	87,94	0,91	84,22	5,10	89,37	0,70	95,10	7,15
	4	97,00	96,52	0,49	97,78	0,80	97,24	0,25	99,44	2,52
	5	98,50	99,12	0,63	99,75	1,27	99,41	0,92	100,00	1,52
24	1	32,50	5,56	82,89	8,00	75,38	10,22	68,55	7,56	76,74
	2	80,00	12,22	84,73	13,00	83,75	63,00	21,25	30,70	61,63
	3	92,50	14,44	84,39	13,00	85,95	92,06	0,48	89,55	3,19
	4	96,00	14,44	84,96	13,00	86,46	98,11	2,20	99,44	3,58
	5	97,50	14,44	85,19	13,00	86,67	99,83	2,39	100,00	2,56

Na Figura 41, quando a velocidade de alimentação é 12 m/s, se observam que para partículas de 1 μm , em todas as malhas foram obtidas as maiores porcentagens de erro. Na malha C, são registrados as menores porcentagens de erro. Para as partículas de 3, 4 e 5 μm os menores porcentagens de erro foram obtidas nas malhas C e D.

Na Figura 42, quando a velocidade de alimentação é 16 m/s, observa-se que na malha B foram obtidas os menores porcentagens de erro para as partículas de 1 e 2 μm

Na Figura 43, quando a velocidade de alimentação é 20 m/s, observa-se que foram obtidas as menores porcentagens de erro em todas as malhas simuladas.

Na Figura 44, quando a velocidade de alimentação é 24 m/s. Nas malhas A e B simuladas, quando foi injetado fluxo com alta velocidade, observa-se a existência de elevados valores de erro principalmente para partículas de 2, 3, 4 e 5 μm . Isso indica que a distribuição das células nas malhas A e B não são capazes de reproduzir o fenômeno físico real. Altas velocidades de alimentação geram maiores intensidades turbulentas. Com as malhas C e D foi possível reduzir a porcentagem de erro, então para reproduzir a natureza interna do ciclone quando são injetadas velocidades de alimentação altas é necessário o uso de células refinadas na superfície interna do ciclone.

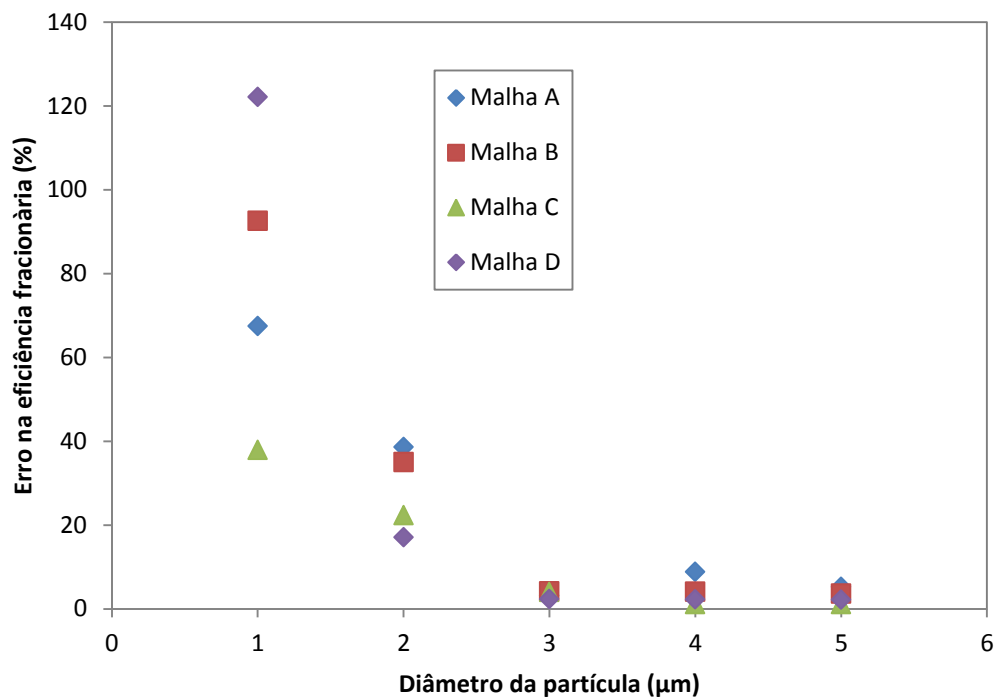


Figura 41 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 12 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.

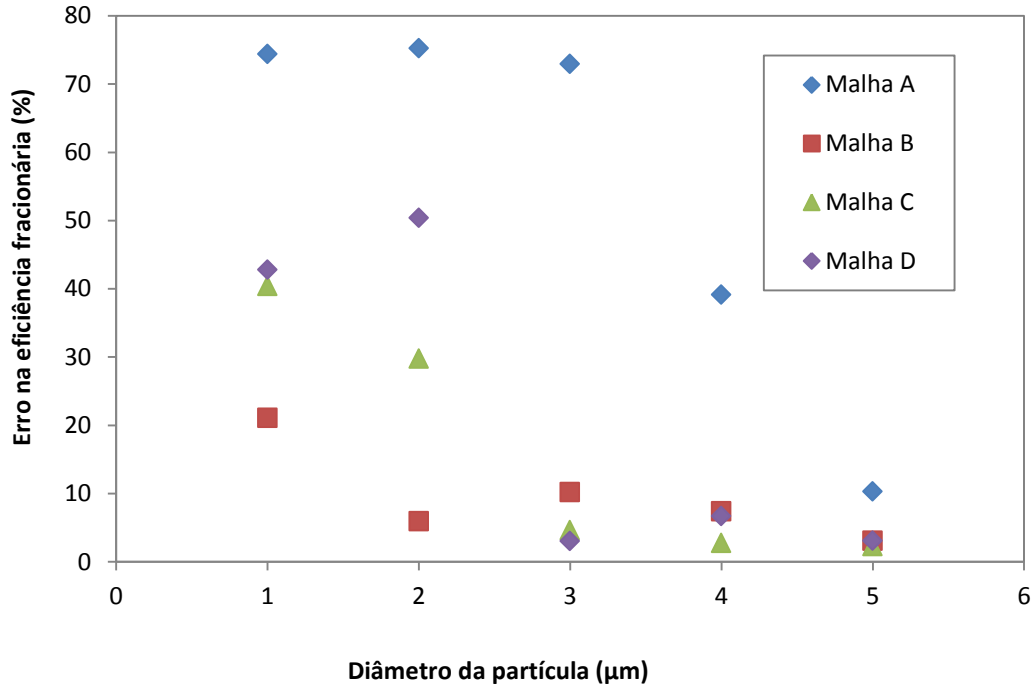


Figura 42 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 16 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.

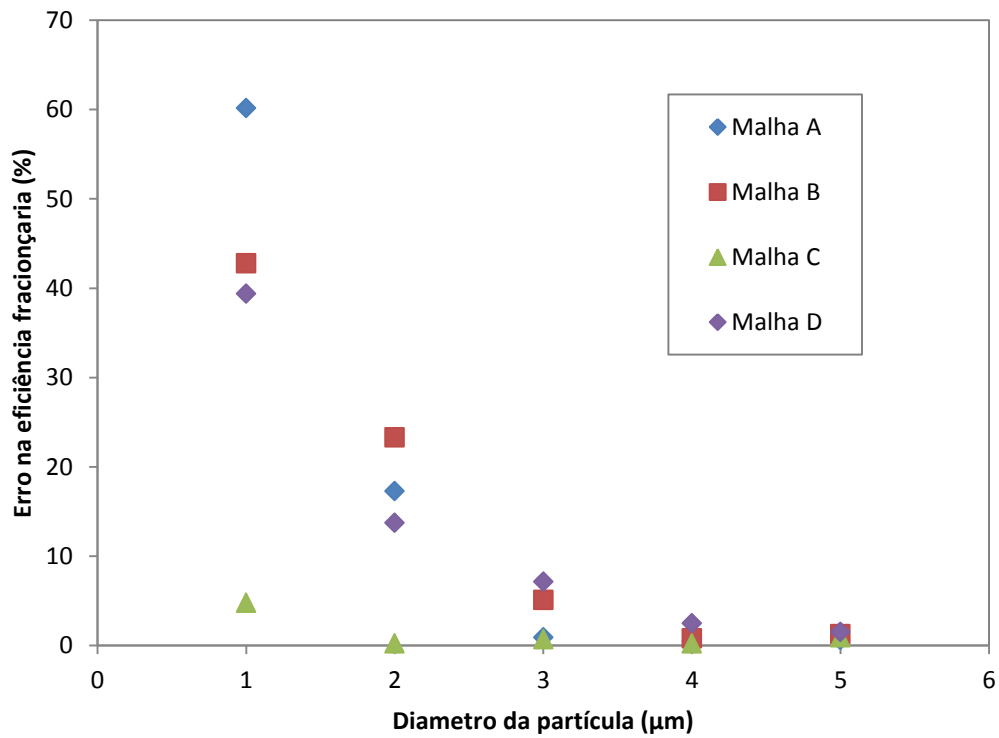


Figura 43 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 20 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.

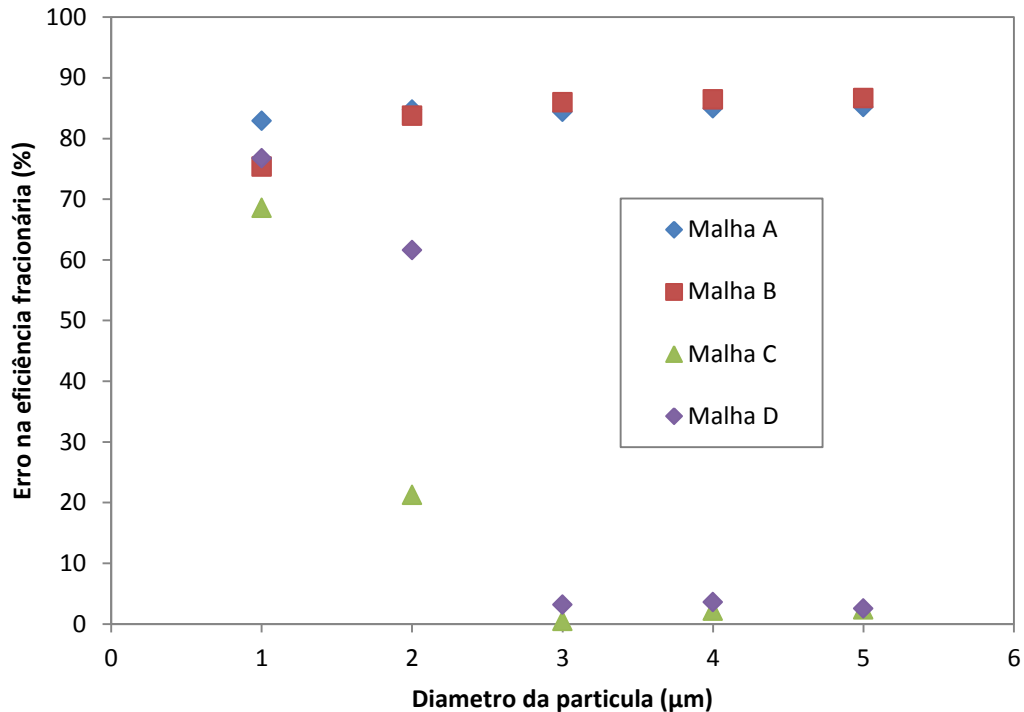


Figura 44 - Erro na eficiência de coleta para velocidade de alimentação igual a 24 m/s, utilizando o modelo de turbulência RSM.

Devido, às menores porcentagens de erro obtidas na eficiência de coleta, e na queda de pressão; para as velocidades de alimentação de 12, 16, 20 e 24 m/s; considera-se que, a distribuição das células na malha C, é a mais adequada para simular o desempenho do ciclone analisado neste estudo.

A seguir, são mostrados os resultados das simulações, da eficiência de coleta no ciclone, para:

- Diferentes quantidades de partículas injetadas;
- Injeção de partículas com formatos esféricos e não esféricos;
- Impacto partícula-parede sem perda de energia e com perda de energia;
- Uso de diferentes esquemas de integração;
- Simulação considerando acoplamento de uma via e acoplamento de duas vias.

6.7.1 NÚMERO DE PARTÍCULAS INJETADAS

Na literatura, os autores sugerem o uso de grande número de partículas, para obter soluções independentes da quantidade de partículas injetadas; na prática não existe um critério definido para determinar o número de trajetórias a serem calculadas no ciclone, podendo ser

adotada em função a critérios de interesse como: estabilidade numérica, e/ou redução do custo computacional.

Na literatura, o número de partículas injetadas no ciclone, é variado. Hoekstra (2000) e Lee et al (2006), injetaram 1000 partículas, Kaya et al (2011) 2200 partículas, El-Batsh (2013) 5000 partículas, Souza, Salvo e Martins (2012) injetaram 8050 partículas. Elsayed e Lacor (2011) 10000 partículas. Bardin-Monnier et al (2013) utilizaram entre 1000 a 10000 partículas, Wang et al (2006) 15000 partículas, Elsayed e Lacor (2012) injetaram 168000 partículas. Derksen, van den Akker e Sundaresan (2008), Wan et al (2008) injetaram 10000000 partículas.

Neste estudo, foram injetadas quatro quantidades de partículas 900, 4500, 9000 unidades. As Figuras 45 e 46 mostram a porcentagem de erro na eficiência de coleta quando são injetados no ciclone diferentes quantidades de partículas. Na Figura 45, foi utilizado o esquema de integração Runge-Kutta, e na Figura 46, foi utilizado o esquema de integração trapezoidal. A partir das Figuras 45 e 46 considera-se que 9000 partículas pode ser uma quantidade intermediária adequada para simular o desempenho do ciclone.

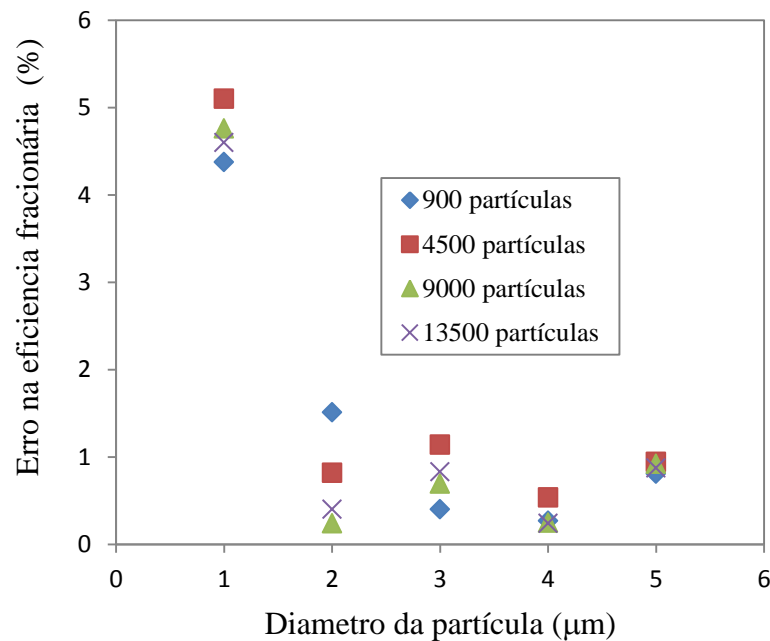


Figura 45 - Erro na eficiência de coleta utilizando o esquema de integração Runge-Kutta quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.

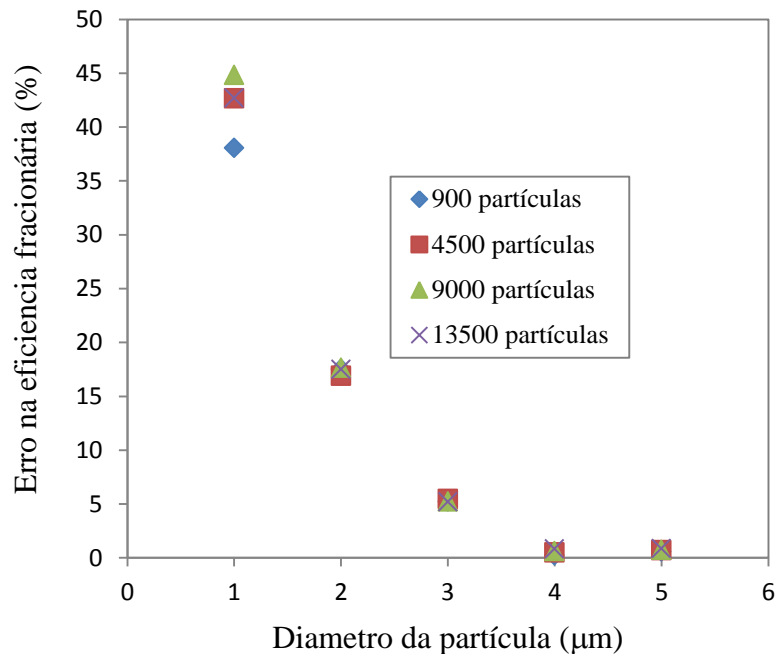


Figura 46 - Erro na eficiência de coleta utilizando o esquema de integração Trapezoidal quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.

6.7.2 ESQUEMA DE INTEGRAÇÃO DAS PARTÍCULAS

Os esquemas de integração utilizados para resolver a equação de movimento das partículas disponíveis no Fluent; são os modelos: analítico, implícito, trapezoidal e Runge-Kutta; todos eles.

Salvo, Souza e Martins (2012); Souza, Vasconcelos e Martins (2012), utilizaram os esquemas de integração: implícito, trapezoidal e analítico para simular o movimento da partícula; os autores indicaram que os modelos trapezoidal e analítico fornecem resultados semelhantes e próximos aos dados experimentais; indicaram também, que o modelo implícito requer passos de tempo menores para garantir soluções precisas.

Shukla S., Shukla P., Ghosh (2011a), integraram a equação de movimento das partículas utilizando modelos de baixa ordem (Implícito e Analítico), modelos de alta ordem (Runge-Kutta e trapezoidal) e combinação de modelos de baixa e alta ordem (Implícito-Trapezoidal, Implícito-Runge-Kutta, Analítico-Trapezoidal e Analítico-Runge-Kutta); os autores indicaram que, o modelo Trapezoidal é o mais adequado, para integrar a equação de movimento das partículas no ciclone, quando são simuladas partículas menores a 10 μm.

Shukla S., Shukla P., Ghosh (2011b), utilizaram o modelo semi-implícito trapezoidal para a equação de movimento das partículas. Elsayed e Lacor (2013) utilizaram o modelo Trapezoidal.

Triesch e Bohnet (2001); Lee W., Yang, Lee Y. (2006); Pirker, Kahrmanovic e Aichinger (2009), Safikhani et al (2010), Noode-Farahani, et al (2011); Safikhani, Hajiloo e Ranjbar (2011), integraram a equação de movimento da partícula utilizando o modelo Runge-Kutta.

Segundo Bensabat, Zhou e Bear (2000), com o modelo de integração analítico o rastreamento das partículas é realizado pela solução da fase contínua; segundo os autores, o método fornece solução exata e nenhum erro computacional está envolvido; no entanto, a solução analítica está limitada a fluxos em 2D em estado estacionário e geometrias simples.

De acordo com Souza, Salvo e Martins (2012), o modelo analítico pode ser utilizado nas integrações da equação de movimento da partícula no ciclone, se as forças são mantidas constantes, e se o passo do tempo for menor.

Segundo Shukla K., Shukla P. e Ghosh (2011), os modelos analítico e implícito, não são adequados para simular a eficiência de coleta, de pequenas partículas; estes modelos de integração somente são adequados para partículas maiores onde a força centrífuga é a força dominante.

Na Tabela 21, observa-se que, com o esquema de integração analítico, para partículas de 1 e 2 μm a eficiência de coleta foi sobredimensionada; para os diâmetros de 3, 4 e 5 μm os dados numéricos da eficiência de coleta foram próximos aos experimentais sendo que a porcentagem de erro oscila em torno de 1%.

Na Tabela 21, com o esquema de integração trapezoidal, observa-se que os valores da eficiência de coleta foram subdimensionados; sendo que os maiores porcentagens de erro foram registrados para partículas de 1 e 2 μm .

Na Tabela 21, com o esquema de integração Runge-Kutta, observa-se as menores porcentagens de erro; sendo que a maior porcentagem foi para 1 μm em torno de 5% de erro.

Tabela 21 - Simulação da eficiência para diferentes quantidades de partículas injetadas, quando $v_i = 20\text{m/s}$ e passo de tempo igual a 0,001s.

Esquema de Integração	d_p μm	E (%) exp.	E (%) (numérico)				Erro na eficiência (%)			
			900	4500	9000	13500	900	4500	9000	13500
Implícito	1	16,50	52,07	53,70	54,10	53,40	215,60	225,43	224,90	223,62
	2	67,50	76,72	79,35	78,80	78,76	13,66	17,55	16,74	16,74
	3	88,75	93,72	93,98	93,87	93,88	5,60	5,89	5,67	5,78
	4	97,00	97,89	98,21	98,26	98,39	0,91	1,25	1,29	1,43
	5	98,50	99,78	99,74	99,67	99,73	1,29	1,25	1,18	1,25
Analítico	1	16,50	30,22	30,92	30,17	30,42	83,16	87,41	82,82	84,38
	2	67,50	72,85	72,20	72,36	72,23	7,92	6,96	7,14	6,98
	3	88,75	89,41	89,09	89,60	89,65	0,74	0,38	0,95	1,01
	4	97,00	97,67	97,90	97,62	97,79	0,68	0,93	0,63	0,80
	5	98,50	99,74	99,60	99,63	99,65	1,25	1,11	1,15	1,16
Trapezoidal	1	16,50	10,22	9,46	9,10	9,45	38,04	42,67	44,83	42,70
	2	67,50	55,67	56,09	55,58	55,69	17,53	16,90	17,65	17,49
	3	88,75	84,11	83,89	84,11	84,13	5,22	5,47	5,22	5,21
	4	97,00	96,78	96,51	96,40	96,20	0,22	0,50	0,61	0,82
	5	98,50	99,07	99,20	99,23	99,65	0,58	0,71	0,74	0,86
Runge-Kutta	1	16,50	15,78	15,63	15,71	15,69	4,38	5,27	4,75	4,91
	2	67,50	66,48	66,95	67,66	67,86	1,50	0,81	0,23	0,53
	3	88,75	88,78	89,76	89,37	89,49	0,03	1,14	0,69	0,82
	4	97,00	97,26	96,48	97,24	97,23	0,26	0,53	0,24	0,24
	5	98,50	99,30	99,43	99,41	99,36	0,80	0,94	0,92	0,87

Na Figura 47, são apresentadas as eficiências de coleta em função aos diferentes esquemas de integração. Com o modelo implícito a eficiência de coleta foi sobredimensionada para todos os diâmetros considerados na simulação.

Para a velocidade de alimentação igual a 20m/s o esquema de integração mais adequado é o modelo Runge-Kutta, mas, não é possível confirmar que o método Runge-Kutta apresentará superioridade em relação ao esquema de integração trapezoidal quando a velocidade de alimentação for variada.

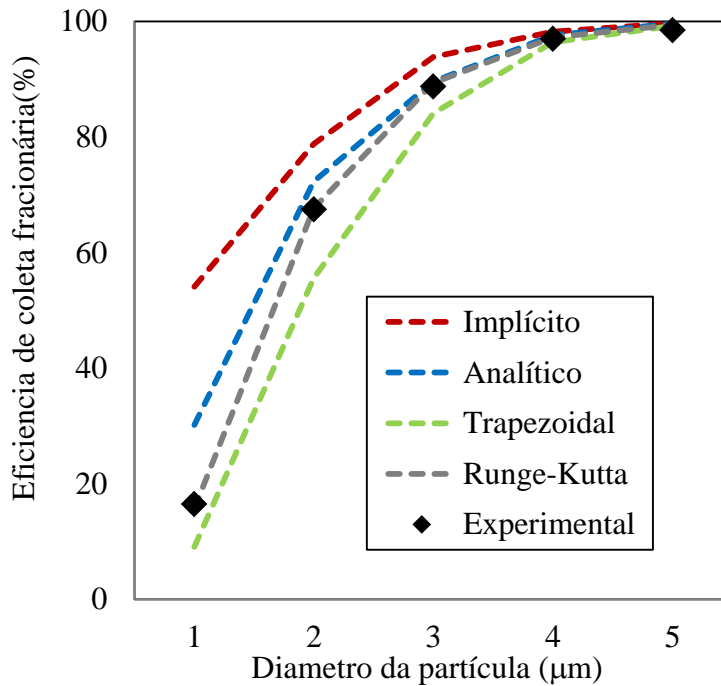


Figura 47 – Eficiência de coleta em diferentes esquemas de integração, para 9000 partículas injetadas quando a velocidade de alimentação é igual a 20m/s.

Na sequência, são apresentados os resultados da eficiência de coleta; obtidos com os esquemas de integração trapezoidal e Runge-Kutta; nas simulações foram injetadas 9000 partículas; as velocidades de alimentação foram 12, 16, 20 e 24 m/s, e os passos de tempo foram 0,001 e 0,0001 s.

Na Tabela 22, observa-se a eficiência de coleta calculada utilizando o esquema de integração Runge-Kutta, e os passos de tempo 0,001s e 0,0001s. Para partículas de 1, 2, 3, 4 e 5 µm; observa-se que, utilizando a velocidade de alimentação igual a 12m/s, as porcentagens de erro na eficiência de coleta foram reduzidos quando o passo de tempo foi o menor (0,0001s) e. Para as velocidades de alimentação igual a 16, 20 e 24 m/s, a redução do tamanho do passo de tempo não gerou redução no erro. Para diâmetros de 1 e 2 µm e velocidades de alimentação iguais a 16, 20 e 24 m/s; observa-se incremento do erro ao reduzir o tamanho do passo de tempo.

Na Tabela 22, a eficiência de coleta, utilizando o esquema de integração trapezoidal e passos de tempo 0,001s e 0,0001s. Observa-se o mesmo comportamento registrado pelo modelo Runge-Kutta. Para a velocidade de alimentação igual a 12 m/s observa-se redução na porcentagem de erro quando é utilizado menor passo de tempo para os todos os diâmetros injetados. C. Para velocidade de alimentação iguais a 16, 20 e 24 m/s e partículas com 1 e 2 µm a

porcentagem de erro na eficiência de coleta incrementou, e para partículas com 3, 4 e 5 μm a porcentagem de erro na eficiência de coleta se manteve quase constante.

Na Tabela 22, observa-se que para partículas com diâmetros de 3, 4 e 5 μm , as porcentagens de erro são quase constantes, não apresentaram variação com a redução do passo de tempo, o mesmo comportamento foi observado com o modelo trapezoidal e com o Runge-Kutta.

Tabela 22 - Simulação da eficiência de coleta para diferentes velocidades de alimentação.

Esquema de integração / passo de tempo	d_p (μm)	E (%) numérica				Erro na eficiência de coleta (%)			
		12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)	12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)
Runge-Kutta / 0,001(s)	1	8,33	11,71	15,71	15,31	122,12	17,11	4,76	52,89
	2	42,80	50,12	67,66	78,16	26,83	10,50	0,23	2,29
	3	81,17	86,75	89,37	95,06	8,95	0,87	0,69	2,76
	4	92,78	96,79	97,24	98,89	3,09	4,07	0,24	3,00
	5	97,34	99,32	99,41	99,80	2,46	2,39	0,92	2,35
Runge-Kutta / 0,0001(s)	1	5,90	5,89	10,11	10,26	57,33	41,10	38,72	68,43
	2	30,36	36,70	64,44	67,52	10,04	34,46	4,53	15,60
	3	75,12	82,48	89,10	92,76	0,83	4,09	0,39	0,28
	4	92,70	95,82	97,69	98,92	3,00	3,03	0,71	3,04
	5	97,38	99,04	99,38	99,80	2,50	2,10	0,89	2,36
Trapezoidal / 0,001(s)	1	8,13	9,23	14,72	15,20	116,80	7,70	10,78	53,23
	2	40,36	46,27	65,56	75,28	19,58	17,37	2,87	5,90
	3	79,03	83,20	87,47	94,50	6,08	3,25	1,44	1,82
	4	90,94	96,07	96,72	96,00	1,04	3,30	0,28	2,87
	5	97,11	99,22	99,26	97,50	2,22	2,29	0,77	2,42
Trapezoidal / 0,0001(s)	1	4,04	5,18	9,67	9,74	7,84	48,20	41,39	70,03
	2	23,48	32,47	61,41	63,68	30,42	42,01	9,02	20,4
	3	68,31	79,56	87,93	91,78	8,31	7,48	0,92	0,77
	4	87,79	95,08	97,13	98,56	2,45	2,23	0,13	2,67
	5	96,89	99,01	99,20	99,76	1,98	2,07	0,71	2,31

6.7.3 EFEITO DO COEFICIENTE DE RESTITUIÇÃO E DO FATOR DE FORMA DA PARTÍCULA

O coeficiente de restituição está em função das velocidades de impacto e das propriedades mecânicas da superfície do material. O coeficiente de restituição é definido como um valor que pode variar tanto na componente normal como na componente tangencial. A faixa de variação está compreendida entre 0 e 1.

Na literatura, os autores que utilizaram o coeficiente de restituição na simulação do ciclone foram: Pant, Crowe e Irving (2002) utilizaram 1 e 0,9. Qian et al. (2007) utilizaram 0,4; 0,6; 0,8 e 0,98. Shalaby, Wosniak, K., Wosniak, G. (2008) e Shukla, Shukla, P. e Ghosh (2011a); Shukla, Shukla, P. e Ghosh (2011b) utilizaram igual a 0,8. Wan et al. (2007) utilizaram 1,0; 0,9 e 0,6.

Outro parâmetro de interesse, é o fator de forma. O fator de forma, determina o grau de esfericidade da partícula, sendo que para partículas completamente esféricas o fator de forma é igual a 1. Se a partícula possui formato irregular o fator de forma assume valores menores a 1. O fator de forma varia de 0 a 1.

Nas Tabelas 23 e 24, são mostrados os resultados da eficiência de coleta em função ao coeficiente de restituição e ao grau de esfericidade da partícula. Nas simulações foi utilizado o esquema de integração trapezoidal e passo de tempo igual a 0,001s.

Na Tabela 23, observa-se que somente para velocidade de alimentação igual a 12 m/s e partícula com 1 μm a porcentagem de erro na eficiência de coleta é reduzida. Para as velocidades de alimentação iguais a 16, 20 e 24 m/s e partículas com diâmetros iguais a 1 e 2 μm a porcentagem de erro incrementou. Para partículas com diâmetros de 3, 4 e 5 μm e em todas as velocidades de alimentação a porcentagem de erro se manteve quase constante.

Na Tabela 24, observa-se a mesma tendência do que a Tabela 23 redução da porcentagem de erro na eficiência de coleta somente para velocidade de alimentação igual a 12 m/s quando o diâmetro da partícula é igual a 1 μm .

Nas Tabelas 23 e 24, observa-se que a redução do coeficiente de restituição e o uso de partículas não esféricas nas simulações apresentam impacto positivo somente quando são simuladas considerando a velocidade de alimentação igual a 12 m/s e diâmetro da partícula igual a 1 μm .

Tabela 23 - Simulação da eficiência de coleta em função ao coeficiente de restituição.

Coeficiente de Restituição	d_p (μm)	E (%)				Erro na eficiência de coleta (%)			
		12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)	12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)
1	1	8,13	9,23	14,72	15,20	116,80	7,70	10,78	53,23
	2	40,36	46,27	65,56	75,28	19,58	17,37	2,87	5,90
	3	79,03	83,20	87,47	94,50	6,08	3,25	1,44	1,82
	4	90,94	96,07	96,72	96,00	1,04	3,30	0,28	2,87
	5	97,11	99,22	99,26	97,50	2,22	2,29	0,77	2,42
0,9	1	4,86	6,50	7,80	9,47	29,60	35,00	52,73	70,86
	2	23,87	37,37	57,17	62,31	29,27	33,27	15,30	22,11
	3	67,90	80,36	88,78	91,79	8,86	6,56	0,03	0,76
	4	88,07	95,16	97,97	98,63	2,14	2,32	1,00	2,74
	5	96,40	98,82	99,74	99,77	1,47	1,88	1,25	2,33

Tabela 24 - Simulação da eficiência de coleta considerando o modelo de integração Trapezoidal.

Fator de forma	d_p (μm)	E (%)				Erro na eficiência de coleta (%)			
		12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)	12 (m/s)	16 (m/s)	20 (m/s)	24 (m/s)
1	1	8,13	9,23	14,72	15,20	116,80	7,70	10,78	53,23
	2	40,36	46,27	65,56	75,28	19,58	17,37	2,87	5,90
	3	79,03	83,20	87,47	94,50	6,08	3,25	1,44	1,82
	4	90,94	96,07	96,72	96,00	1,04	3,30	0,28	2,87
	5	97,11	99,22	99,26	97,50	2,22	2,29	0,77	2,42
0,9	1	4,56	6,27	6,61	8,60	21,60	37,30	59,94	73,54
	2	22,42	35,87	55,49	58,23	33,57	35,95	17,79	27,21
	3	65,40	77,77	86,52	89,26	12,21	9,57	2,51	3,50
	4	85,41	93,41	97,22	97,78	5,10	0,44	0,23	1,85
	5	94,78	98,54	99,49	99,60	0,23	1,58	1,00	2,15

Nas Figuras 48 e 49, observa-se a porcentagem de erro na eficiência de coleta quando é utilizado coeficiente de restituição igual a 0,9 e quando são consideradas partículas com esfericidade igual a 0,9 nas simulações numéricas. Nestas duas figuras observa-se que as maiores porcentagens de erro foram obtidas para velocidade de alimentação igual a 24 m/s quando o diâmetro da partícula é igual a 1 μm .

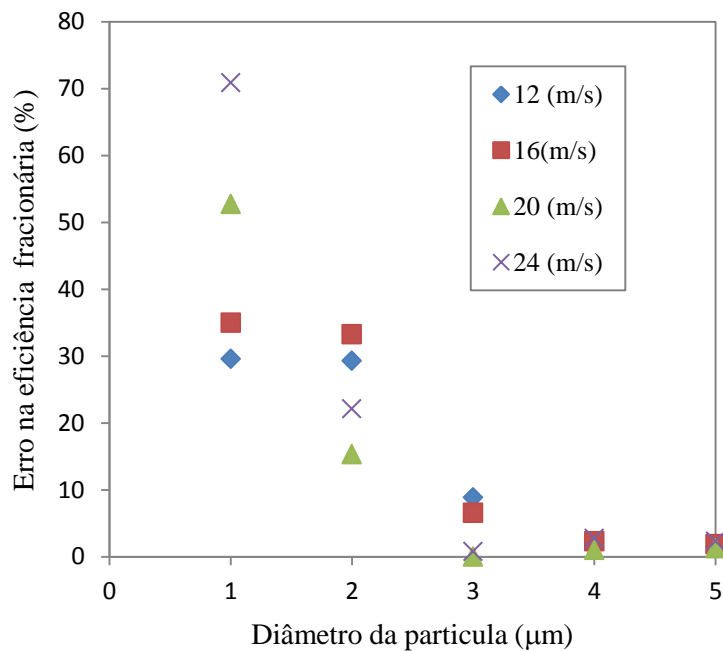


Figura 48 - Erro na eficiência de coleta quando o coeficiente de restituição é igual a 0,9.

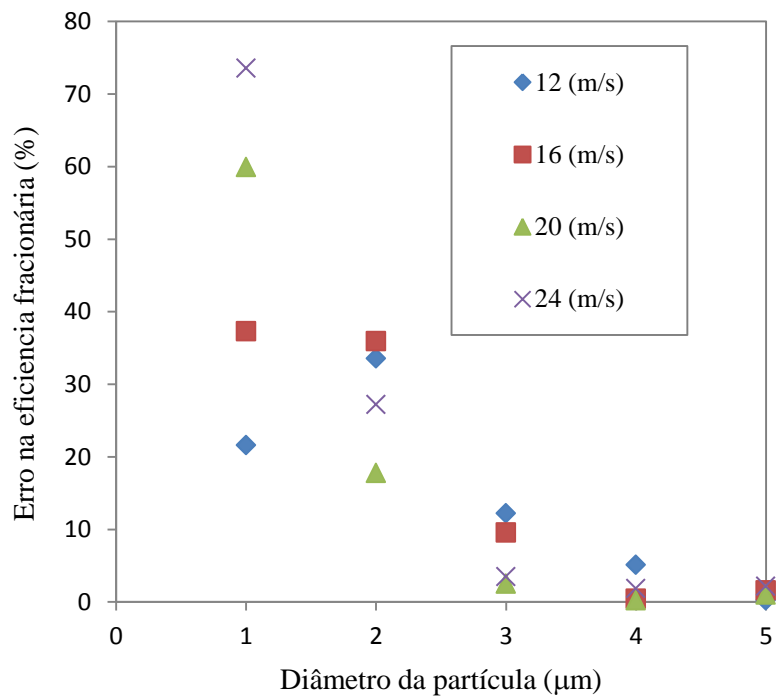


Figura 49 - Erro na eficiência de coleta quando o fator de forma da partícula é igual a 0,9.

6.7.4 ACOPLAMENTO DE UMA E DE DUAS VIAS

A trajetória da partícula é calculada a partir da troca da quantidade de movimento entre as fases dispersa e contínua. Nas simulações com acoplamento de duas vias, o cálculo é realizado

alternadamente. São resolvidas as equações da fase dispersa considerando o efeito da fase contínua, logo são resolvidas as equações da fase contínua considerando os efeitos da fase dispersa. O cálculo é realizado, até que as fases se mantenham constantes.

No ciclone, com frequência a simulação é utilizando acoplamento de uma via. Esta abordagem é adequada para sistemas diluídos e não precisa de esforço computacional grande. Por outro lado à simulação com acoplamento de duas vias é pouco utilizada sendo que na literatura estão registrados poucos estudos relacionados ao cálculo da eficiência de coleta em ciclone de alimentação tangencial. Autores que utilizaram acoplamento de duas vias foram Derksen et al (2006), Derksen et al (2008) e Wan et al (2008).

Segundo L'vov et al (2003) o entendimento de suspensões diluídas em fluxos turbulentos ainda está em fase inicial. Devido aos fenômenos possuírem natureza física altamente não linear e também devido ao amplo espectro da turbulência.

Segundo Utakir et al (2010) a modelagem com acoplamento de duas vias apresenta desafios devido ao grande esforço computacional.

As simulações com acoplamento de duas vias foram realizadas considerando 9000 partículas, passo de tempo igual a 0,001s, modelo de integração trapezoidal, concentração da fase dispersa igual a 0,001 kg/s. Na Tabela 25, são mostrados os dados obtidos da eficiência de coleta considerando acoplamento de uma e duas vias, observa-se que as duas abordagens apresentam a mesma tendência, mas com o modelo de acoplamento de duas vias são observados menores porcentagens de erro. É provável que em determinadas regiões existam maiores concentrações de partículas as quais alterariam a relação de fluxo, coisa que não é calculado na simulação com acoplamento de uma via. A margem de diferença é pequena não é possível determinar a superioridade de nenhuma das abordagens sendo necessário realizar mais simulações. A Figura 52 mostra a comparação dos dois tipos de abordagens. Não foi realizado para as outras velocidades de alimentação devido ao elevado tempo computacional.

Tabela 25 - Eficiência de coleta em função ao tipo de acoplamento.

d_p (μm)	Eficiência de coleta experimental (%)	Acoplamento de uma via		Acoplamento de duas vias	
		Eficiência de coleta (%)	Erro (%)	Eficiência de coleta (%)	Erro (%)
1	16,50	14,72	10,78	17,44	5,72
2	67,50	65,56	2,87	68,22	1,07
3	88,75	87,47	1,44	90,50	1,97
4	97,00	96,72	0,28	99,00	2,06
5	98,50	99,26	0,77	99,70	1,22

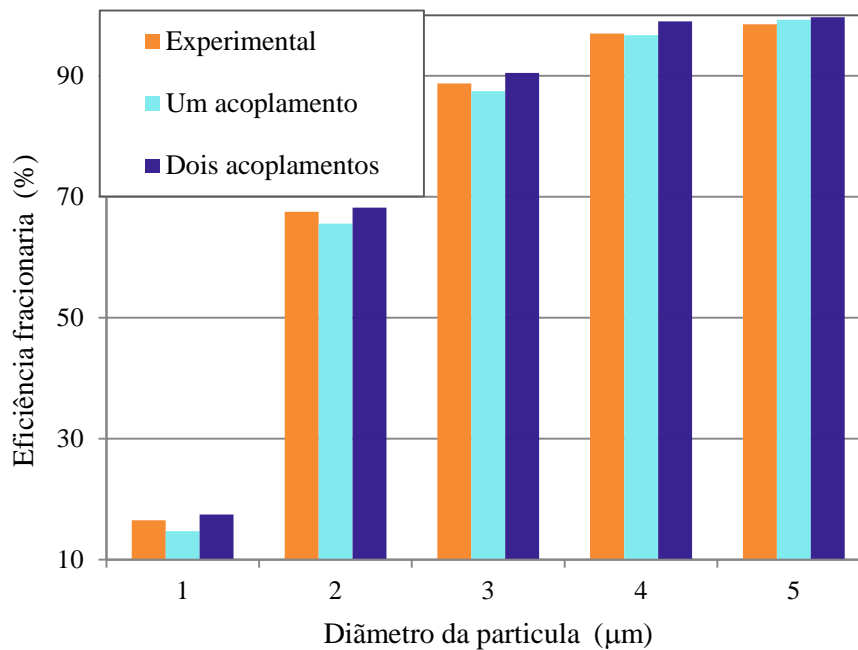


Figura 50 - Eficiência de coleta em função ao tipo de acoplamento.

6.6.5 TEMPO DE RESIDÊNCIA FÍSICO DA PARTÍCULA NO CICLONE

O tempo de residência da partícula no ciclone é o tempo que a partícula utiliza para percorrer a superfície interna do ciclone antes de ser removido do fluxo, ou antes, de deixar o ciclone junto com a fase continua. No ciclone simulado, o tempo de coleta, foi considerado quando a trajetória da partícula atingiu a superfície inferior da caixa coletora de pó. Para partículas que seguiram a fase continua e saíram do ciclone pela parte superior do *vortex finder* foi calculado o tempo de saída da partícula do ciclone.

A Tabela 26 mostra o tempo de residência de 9000 partículas no ciclone. Na simulação foi utilizado o esquema de integração trapezoidal e o passo de tempo igual a 0,001s.

Na Tabela 26, observa-se que com o incremento da velocidade de alimentação o tempo médio de coleta e o tempo de saída são reduzidos. Segundo Xiaodong et al. (2003) para partículas menores que 5 μ m este comportamento é devido a baixa inércia da partícula. O tempo de residência decresce com o incremento da intensidade turbulenta.

Tabela 26 - Tempo empregado pela partícula no ciclone (s).

Tempo (s)	dp (μ m)	12 (m/s)		16 (m/s)		20 (m/s)		24 (m/s)	
		min	max	min	max	min	max	min	max
Para coletar a partícula	1	0,80	7,50	0,56	6,44	0,51	6,15	0,41	4,07
	2	0,75	10,87	0,51	12,18	0,41	12,37	0,37	11,46
	3	0,63	18,5	0,46	10,87	0,41	10,8	0,36	7,17
	4	0,63	13,15	0,47	10,26	0,42	6,69	0,33	5,20
	5	0,64	11,12	0,49	6,57	0,43	6,22	0,34	3,26
Para que a partícula saia do ciclone	1	0,09	8,78	0,07	7,01	0,06	6,68	0,04	5,63
	2	0,09	10,89	0,07	11,56	0,06	6,82	0,04	7,44
	3	0,09	11,51	0,07	3,45	0,06	0,59	0,04	0,55
	4	0,10	1,06	0,07	0,64	0,06	0,42	0,04	0,36
	5	0,11	1,01	0,07	0,41	0,06	0,28	0,05	0,37

Nas Figuras 53 e 54 observa-se a variação do tempo de residência da partícula no ciclone em função da velocidade de alimentação. São observados menores tempos de residência das partículas quando as velocidades são maiores. Com o incremento da velocidade de alimentação, as velocidades tangencial e axial incrementam. Isso faz com que as partículas tenham menor tempo de residência no ciclone. Este comportamento também foi observado por Godoy (1989), que analisou partículas com diâmetros de 0,05 e 10 mm.

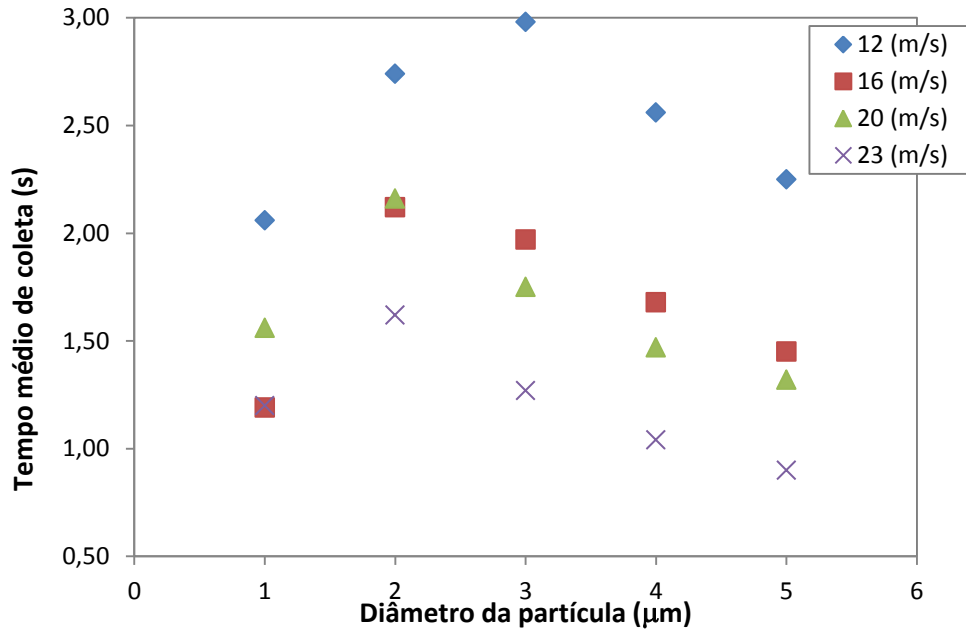


Figura 51 - Tempo médio de coleta das partículas.

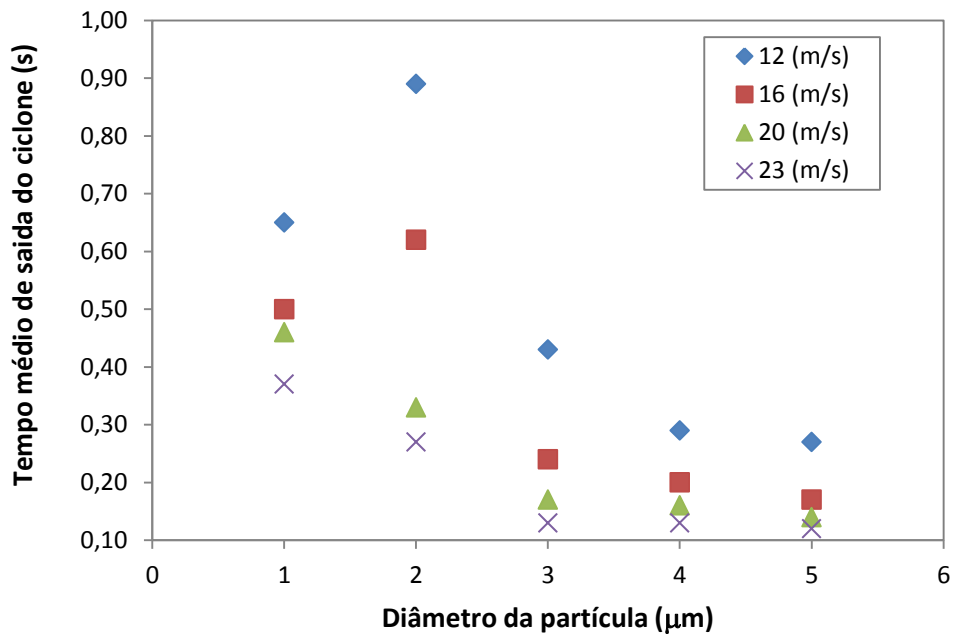


Figura 52 - Tempo médio de saída da partícula do ciclone.

6.8 COMPARAÇÕES ENTRE PERFIS DE VELOCIDADE E QUEDA DE PRESSÃO

Foram comparados os perfis de velocidade e pressão obtidos numericamente neste estudo com os perfis experimentais obtidos por Zhao (2005). Os perfis da velocidade tangencial e axial foram tomados para velocidade de alimentação igual a 20 m/s e altura igual a 0,05m considerando que a altura igual à zero é a base da superfície cilíndrica. Para o modelo de

turbulência RSM foi considerado a malha C com 450000 células aproximadamente e para o modelo de turbulência LES foi utilizado à malha C' com 720000 células aproximadamente.

Na Figura 55, o perfil a velocidade tangencial utilizando o modelo de turbulência LES apresenta a mesma intensidade que os dados experimentais. O perfil da velocidade tangencial utilizando o modelo de turbulência RSM mostra a mesma tendência que os dados experimentais, mas os valores simulados da velocidade tangencial são de menor intensidade que os dados experimentais.

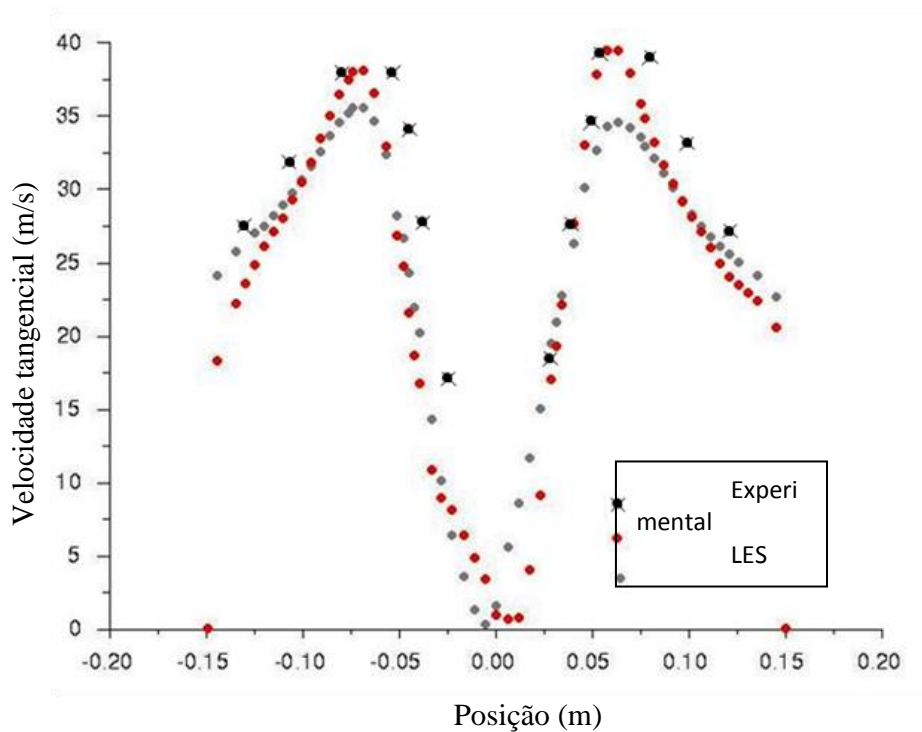


Figura 53 - Velocidade tangencial quando a altura da superfície cilíndrica é 0,05 m, utilizando os modelos de turbulência RSM e LES. Dados experimentais tomados de Zhao, 2005.

Na Figura 56, o perfil da velocidade axial, mostra que os dados numéricos obtidos com o modelo de turbulência LES são similares aos dados experimentais. Os dados obtidos com o modelo de turbulência RSM apresentam a mesma tendência, mas com intensidade reduzida.

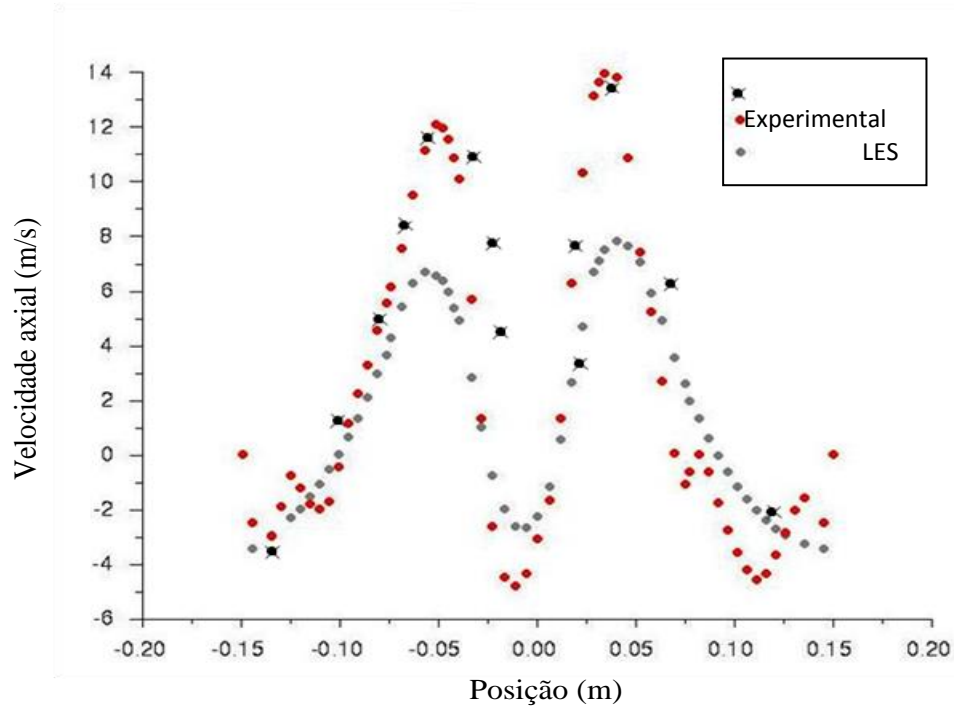


Figura 54 - Velocidade axial, quando a altura da superfície cilíndrica é 0,05 m; utilizando modelos de turbulência RSM e LES. Dados experimentais tomados de Zhao, 2005.

Na literatura foi observado similar comportamento para o modelo de turbulência RSM. Wang et al. (2006), Kharoua, Khezzar e Nemouchi (2011), El-Batsh (2013), Elsayed e Lacor (2010), Shukla, K, Shukla, P., Ghosh (2011a), Hoekstra (2000) e Fredriksson (1999), também obtiveram valores numéricos da velocidade tangencial menores aos dados experimentais.

Com o modelo de turbulência LES, Hoekstra (2000), Derksen e van der Akker (2000), Souza, Salvo e Martins (2012), Shukla, K, Shukla, P., Ghosh (2013), Elsayed e Lacor (2013) obtiveram os mesmos valores que os dados experimentais.

Segundo Fredrikson (1999), a diferença entre os dados experimentais e numéricos nos perfis de velocidade tangencial e axial é devido às hipóteses utilizadas nas simulações, como fluxo completamente desenvolvido na saída.

Segundo Hoekstra (2000), com o modelo de turbulência LES, os perfis de velocidade axial e tangencial mostram similaridade com aos dados experimentais, enquanto que com o modelo de turbulência RSM os valores numéricos são subestimativa.

Segundo Derksen e van der Akker (2000) o modelo de turbulência LES consegue reproduzir melhor os fenômenos presentes na região do *vortex core* (região central do ciclone).

Nas Figuras 57 e 58 são mostrados os perfis da pressão estática. Observa-se que nas regiões próxima ao eixo de central são registradas as menores pressões, enquanto que as maiores pressão foram registradas nas paredes do cilindro. Este comportamento é típico no ciclone, similar tendência foi mostrada por Zhao, Yu e Zhang (2006) para o modelo de turbulência RSM e Elsayed e Lacor (2011) e Elsayed e Lacor (2013) para o modelo de turbulência LES.

Na Figura 59 são mostrados os vetores de velocidade. Nesta figura, observa-se formação de vórtices em determinadas regiões.

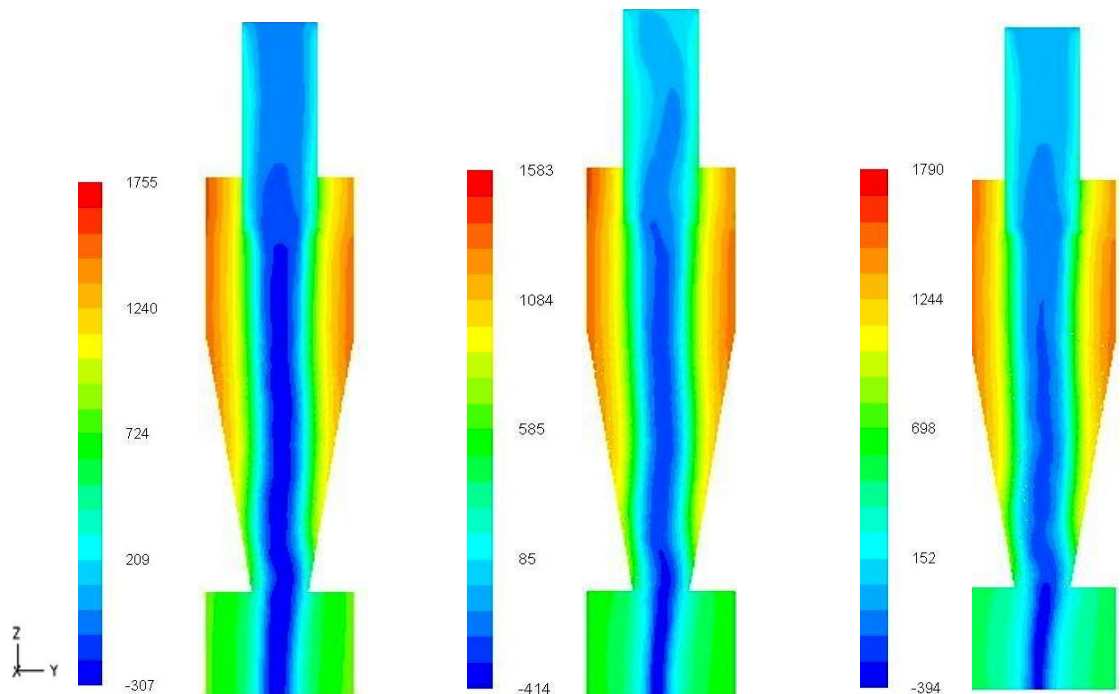


Figura 55 - Perfil da pressão estática utilizada o modelo de turbulência RSM. Malha A (a), Malha B (b) e Malha C (c).

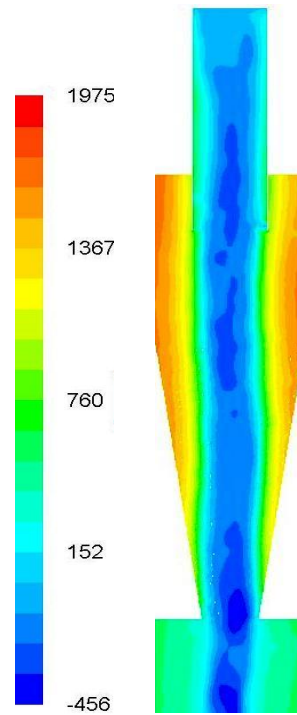


Figura 56 - Perfil da pressão estática na malha C' utilizando o modelo de turbulência LES.

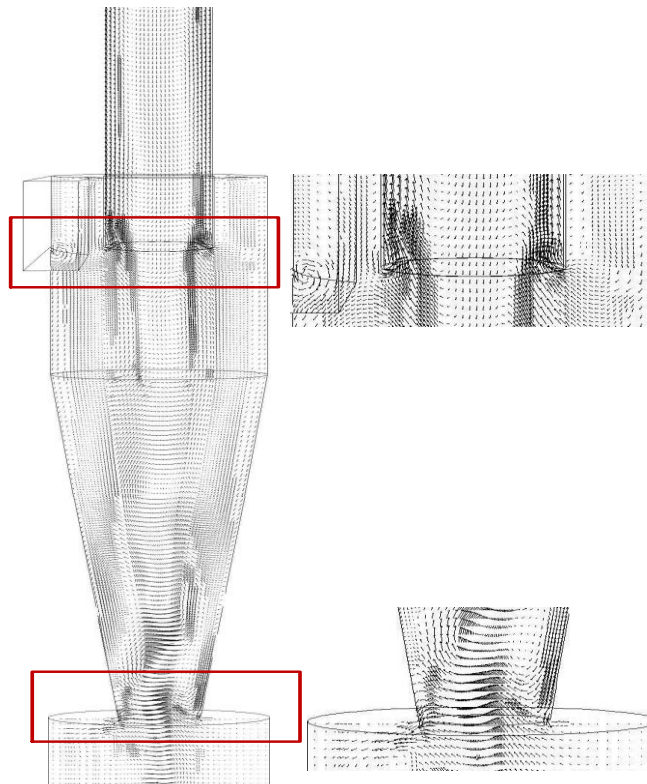


Figura 57 - Vetores de velocidade média utilizando o modelo de turbulência RSM.

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

CONCLUSÕES

Na presente tese foi considerado o estudo do ciclone de alimentação tangencial mediante a técnica da fluidodinâmica computacional com o objetivo de determinar numericamente o desempenho e analisar a incidência dos parâmetros e das equações numéricas na simulação.

Após a análise numérica do desempenho do ciclone conclui-se

- Na etapa de pré-processamento é fundamental a elaboração adequada da malha com densidade apropriada para reproduzir a turbulência.
- Para o estudo do ciclone consideramos que a análise a *posteriori* da malha é mais importante do que a análise *apriori*.
- A técnica de adaptação da malha mostrou ser uma alternativa a ser utilizada no ciclone, pois melhorou a estabilidade numérica e produziu resultados numéricos mais próximos dos experimentais.
- O refinamento da malha só nas regiões da parede não registrou melhora nos resultados. Para o ciclone são necessários refinamentos nas regiões de altos gradientes das variáveis que apresentam maiores oscilações.
- A simulação da queda de pressão obteve resultados com porcentagem de erro baixo em relação aos valores experimentais, especialmente para as velocidades de 12, 16, e 20 m/s. Com velocidade de alimentação de 24 m/s foram registradas as maiores porcentagens de erro. É provável que maiores velocidades de alimentação tenham originado instabilidade numérica pela formação de maiores gradientes de velocidade e pressão.
- O modelo de turbulência LES mostrou melhores resultados no cálculo da queda de pressão.
- Para simular partículas com diâmetros de 1 a 5 μm podem ser utilizados os modelos de integração trapezoidal ou Runge-Kutta. O modelo trapezoidal mostrou melhores resultados para velocidades menores. Para velocidades maiores, o modelo Runge-Kutta mostrou melhores resultados. Os modelos de integração analíticos e implícitos mostraram que não são adequados para simular a trajetória das partículas com diâmetros de 1 a 5 μm .

- Simulações com diferentes quantidades de partículas mostraram oscilações nos resultados. As oscilações foram maiores com o modelo Runge-Kutta. O modelo trapezoidal registrou maiores oscilações para 1 μ m. Neste estudo foram consideradas 9000 partículas um número adequado.
- Com a redução do passo de tempo de 0,001 a 0,0001s foram observadas melhorias nos resultados da eficiência de coleta especialmente para partículas de 1 μ m quando é utilizado o modelo de integração trapezoidal.
- Simulações realizadas considerando coeficiente de restituição igual a 0,9 reduziram a porcentagem de erro no cálculo da eficiência de coleta especialmente nas partículas com 1 μ m e velocidades de alimentação menores.
- Simulações realizadas considerando partículas com formato não esféricas (com fator de forma = 0,9) reduziram a porcentagem de erro no cálculo da eficiência de coleta especialmente nas partículas com 1 μ m e velocidades de alimentação menores.
- A partir das simulações foi determinado que partículas com menores velocidades têm maior tempo de residência no ciclone, enquanto que partículas com maior velocidade apresentam menor tempo de residência no ciclone.
- As simulações realizadas considerando acoplamento de uma e duas vias mostraram a mesma tendência que os dados experimentais. As maiores porcentagens de erro foram observadas para simulação com acoplamento de uma via.
- Os perfis de velocidade axial e tangencial com o modelo de turbulência LES foram muito próximos aos dados experimentais, enquanto que os perfis de velocidade axial e tangencial com o modelo de turbulência RSM mostraram a mesma tendência, mas com resultados subestimados.

RECOMENDAÇÕES

- Com o modelo de turbulência LES obteve-se menores porcentagens de erro para a queda de pressão, é provável que isso mesmo aconteça com a simulação da eficiência de coleta. Os artigos pesquisados mostraram essa tendência. Sugere-se realizar simulações da eficiência de coleta considerando o modelo de turbulência LES.

- Outro ponto importante é a simulação considerando é o tipo de acoplamento entre as fases. Sugere-se realizar simulações com acoplamento de duas vias para calcular a eficiência de coleta no ciclone.
- Para realizar o refinamento da malha pode ser considerada a técnica da adaptação da malha como uma alternativa a ser utilizada; além do refinamento nos gradientes de pressão podem ser considerados outros gradientes registrados no ciclone.

CAPÍTULO 8 – REFERÊNCIAS

ABRAHAMSON, J. Collision rates of small particles in a vigorously turbulent fluid. **Chemical Engineering Science**, New Zealand, v. 30, n. 11, p. 1371-1379, 1975. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0009250975850676>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

ABRAHAMSON, J.; JONES, R.; LAU, A; REVELEY, S. Influence of entry duct bends on the performance of return-flow cyclone dust collectors. **Powder Technology**, Lausanne, v. 123, n. 2, p. 126-137, 2002.

ANSYS. **Guia teórica Ansys**. Fluent, Canonsburg: ANSYS Inc, 2011. 794 p.

AVCI, A.; KARAGOZ, I. A mathematical model for the determination of a cyclone performance. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 27, n. 2, p. 263–272, 2000. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S073519330000107X>>. Acesso em: 01 ago 2013.

AVCI, A.; KARAGOZ, I. Effects of flow and geometrical parameters on the collection efficiency in cyclone separators. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 34, n. 7, p. 937–955, 2003. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0021850203000545>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

AZADI, M.; AZADI, M. An analytical study of the effect of inlet velocity on the cyclone performance using mathematical models. **Powder Technology**, Lausanne, v. 217, p. 121-127, Outubro. 2012.

AZADI, M.; AZADI, M.; MOHEBBI A. A CFD study of the effect of cyclone size on its performance parameters. **Journal of Hazardous Materials**, Amsterdam, v. 182, n. 1-3, p. 835-841, 2010.

BARBOSA-CÁNOVAS, G. V.; ORTEGA-RIVAS, E.; JULIANO, P. **Food powders physical properties, processing, and functionality**. New York, USA: Kluwer Academic, 2005. 372 p.

BARDIN-MONNIER, N.; ALTMAYER, S.; SCHREIBER, V.; MARECAT, A. Comparison of two methods of cyclone simulation: semi-empirical model and CFD. Example of specific cyclone design. **Asia-Pacific Journal of Chemical Engineering**, West Sussex, v. 8, p. 93-103, 2013.

BARTH, W. Design and layout of the cyclone separator on the basis of new investigations. **Brennst.-Warme Kraft**, [S.l.], v. 8, p. 1-9, 1956.

BATTERSON, J. W.; MAICKE, B. A.; MAJDALANI, J. Advancements in theoretical model of confined vortex flow fields. In: JANNAF DRAFT PROPULSION MEETING, 54., 2007,

Denver, CO. **Proceedings...** [S.l.]: ANSI, 2007. Disponível em: <<http://www.dtic.mil/cgi-bin/GetTRDoc?AD=ADA469945>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

BENSABAT, J.; QUANLIN, Z.; BEAR, J. An adaptive pathline-based particle tracking algorithm for the eulerian-lagrangian method. **Advances in Water Resources**, Kidlington, v. 23, n. 4, p. 383-397, 2000.

BERNARDO, S.; MORI, M.; PERES, A. P.; DIONÍSIO, R. P. 3-D Computational fluid dynamics for gas-particle flows in a cyclone with different inlet section angles. **Powder technology**, Lausanne, v. 162, n. 3, p. 190-200, 2006.

BHASKER, C. Flow simulation in industrial cyclone separator. **Advance in Engineering Software**, Kidlington, v. 41, n. 2, p. 220-228, 2010.

BOHNET, M. Influence of the gas temperature on the separation efficiency of aerocyclones. **Chemical Engineering and Processing**, Amsterdam, v. 34, n. 3, p. 151-156, 1995.

BOSE, P. K.; ROY, K.; MUKHOPADHYA, N.; CHAKRABORTY, R. K. Improved theoretical modeling of cyclone separator as diesel soot particulate emission arrester. **International Journal of Automotive Technology**, Heidelberg, v. 11, n. 1, p. 1-10, 2010. Disponível em: <<http://link.springer.com/content/pdf/10.1007%2Fs12239-010-0001-9.pdf>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

BOYSAN, F.; AYERS, W. H.; SWITENBANK, J. A fundamental mathematical modeling approach to cyclone design. **Chemical Engineering Research and Design**, Amsterdam, v. 60, p. 222-230, 1982.

BOYSAN, F.; SWITENBANK, J.; AYERS, W. H. Mathematical modelling of gas-particle flows in cyclone separator. In: CHEREMISINOF, N. P. (Ed.). **Encyclopedia of fluid mechanics**. Houston: Gulf Pub. Co, 1986. p. 1307–1329.

CARMONA, M.; CORTES, C.; RAMIREZ, A. A numerical study of the flow in a cyclone separator using the k-e realizable turbulence model. In: EUROPEAN CONFERENCE ON COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS, 5., 2010, Lisbon. **Proceeding...** Lisbon: ECCOMAS, 2010.

CHENG, Y. S.; YEH, H. C. Particle bounce in Cascade Impactors. **Environmental Science and Technology**, Washington, DC, v. 13, n. 11, p. 1392-1396, 1979. Disponível em: <<http://pubs.acs.org/doi/pdf/10.1021/es60159a017>>. Acesso em: 01 ago 2013.

CHUAH, T. G.; GIMBUN, J.; CHOONG, S. Y. A CFD Study of the effect of cone dimensions on sampling aerocyclones performance and hydrodynamics. **Powder Technology**, Lausanne, v. 162, n. 2, p. 126-132, 2006.

CORRÊA, J. L. G.; GRAMINHO, D. R.; SILVA, M. A.; NEBRA, S. A. The cyclonic dryer - a numerical and experimental analysis of the influence of geometry on average particle residence

time. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, São Paulo, v. 21, n. 1, p. 103-112, 2004. Disponível em: <http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0104-66322004000100011&script=sci_arttext>. Acesso em: 01 ago. 2013.

CREMASCO, M. A. **Estudo sobre o escoamento ar-partícula em um reator ciclônico**. 1994. 182 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 1994.

CROWE, C.; SOMMERFELD, M.; TSUJI, M. **Multiphase flow with droplets and particles**. New York: CRC Press, 1998. 471 p.

CROWE, C. T.; SCHWARZKOPF, J. D.; SOMMERFELD, M.; TSUJI, Y. **Multiphase flows with droplets and particles**. 2 ed. New York: CRC Press, 2012. 494 p.

CROWE, C. T.; SHARMA, M. P.; STOCK, D. E. The particle-source-in cell (PSI-CELL) model for gas-droplet flows. **Journal of Fluids Engineering**, New York, v. 99, n. 2, p. 325-332, 1977.

CROWE, C. T.; TROUTT, T. R.; CHUNG, J. N. Numerical models for two-phase turbulent flows. **Annual Reviews Fluid Mechanic**, Palo Alto, v. 28, p. 11-43, 1996.

CUI, J.; CHEN, X.; GONG, X.; YU, G. Numerical study of gas-solid flow in a radial-inlet structure cyclone separator. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, Washington, DC, v. 49, n. 11, p. 5450-5460, 2010.

DA SILVA, P.; BRIENS, C.; BERNIS, A. Development of a new rapid method to measure erosion rates in laboratory and pilot plant cyclones. **Powder Technology**, Lausanne, v. 131, n. 2-3, p. 111-119, 2003.

DERKSEN, J. J. Separation performance prediction of a stairmand high-efficiency cyclone. **AIChE Journal**, Malden, v. 49, n. 6, p. 1359-1371, 2003. Disponível em: <<http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/aic.690490603/pdf>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

DERKSEN, J. J.; SUNDARESAN S.; VAN DEN AKKER H. E. Simulation of mass-loading in gas-solid cyclone separators. **Powder Technology**, Lausanne, v. 16, n. 1-2, p. 59-68, 2006. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591006000222>>. Acesso em: 01 ago 2013.

DERKSEN, J. J.; VAN DER AKKER, H. E. A. Simulation of vortex core precession in a reverse flow cyclone. **AIChE Journal**, Malden, v. 46, n. 7, p. 1317-1331, 2000.

DERKSEN, J. J.; VAN DEN AKKER, H. E.; SUNDARESAN, S. Two-way coupled large-eddy simulations of the gas-solid flow in cyclone separators. **AIChE Journal**, Malden, v. 54, n. 4, p. 872-885, 2008.

DIRGO, J.; LEITH, D. Cyclone collection efficiency: comparison of experimental results with theoretical prediction. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 4, n. 4, p. 401-415, 1985.

DORFESHAN, M.; HASHEMI M. S. Development of a cone vortex stabilizer to improve cyclone separator performance. **Journal of Applied Sciences**, Faisalabad, v. 11, n. 12, p. 2179-2185, 2011.

EL-BATSH, H. M. Improving cyclone performance by proper selection of the exit pipe. **Applied Mathematical Modelling**, New York, v. 37, n. 7, p. 5286-5303, 2013.

ELSAYED, K.; LACOR, C. Application of response surface methodology for modeling and optimization of the cyclone separator for minimum pressure drop. In: EUROPEAN CONFERENCE ON COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS, 5., 2010, Lisbon. **Proceedings...** Lisbon: ECCOMAS, 2010.

ELSAYED, K.; LACOR, C. CFD modeling and multi-objective optimization of cyclone geometry using desirability function, artificial neural networks. **Applied Mathematical Modelling**, New York, v. 37, n. 15, p. 5680-5704, 2013.

ELSAYED, K. E.; LACOR, C. Numerical modeling of the flow field and performance in cyclone of different cone-tip diameters. **Computers & Fluid**, Kidlington, v. 51, p. 48-59, 2011,

ELSAYED, K. E.; LACOR, C. The effect of cyclone inlet dimensions on the flow pattern and performance. **Applied Mathematical Modeling**, New York, v. 35, n. 4, p. 1952-1968, 2011.

ELSAYED, K. E.; LACOR, C. The effect of cyclone inlet width on the flow pattern and performance. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF FLUID DYNAMICS, 10., 2010, Cairo. **Proceedings...** New York: American Society of Mechanical Engineers (ASME); Cairo: Cairo University Egypt, 2010.

ELSAYED, K. E.; LACOR, C. The effect of the dust outlet geometry on the performance and hydrodynamics of gas cyclones. **Computers & Fluid**, Kidlington, v. 68, p. 134-147, 2012.

FAN, J.; ZHANG, X.; CHEN, L.; CEN, K. New stochastic particle dispersion modeling of a turbulent particle round jet. **Chemical Engineering Journal**, Amsterdam, v. 66, n. 3, p. 207-215, 1997.

FREDRIKSSON, C. **Exploratory experimental and theoretical studies of cyclone gasification of wood powder**. 1999. 151 f. Thesis (Doctoral) – Lulea University of Technology,

Lulea, Sweden, 1999. Disponível em: <<http://pure.ltu.se/portal/files/156881/LTU-DT-9916-SE.pdf>>. Acesso em: 25 nov. 2013.

FUKUI, K.; YOSHIDA, H.; JIKIHARA, K.; YAMAMOTO, T. Effects of clean-air injection on particle-separation performance of novel cyclone with sintered metal cone. **Separation and Purification Technology**, Kidlington, v. 80, n. 2, p. 356-363, 2011.

GIMBUN, J. CFD Simulation of aerocyclone hydrodynamics and performance at extreme temperature. **Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics**, kowloon, v. 2, n. 1, p. 22-29, 2008.

GIMBUN, J.; CHUAH, T. G.; FAKHRU'L-RAZI, A.; CHOONG, T. S. Y. The influence of temperature and inlet velocity on cyclone pressure drop: a CFD Study. **Chemical Engineering and Processing**, Amsterdam, v. 44, n. 1, p. 7-12, 2005.

GODOY, A. L. **Estudo teórico experimental do tempo de permanência de partículas em ciclones de gás**. 1989. Dissertação (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 1989. Disponível em: <<http://www.bibliotecadigital.unicamp.br/document/?code=000038003&fd=y>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

GRIFFITHS, W. D.; BOYSAN, F. Computational fluid dynamics (CFD) and empirical modelling of the performance of a number of cyclone samplers. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 27, n. 2, p. 281-304, 1996.

GRONALD, G.; DERKSEN, J. J. Simulating turbulent swirling flow in a gas cyclone: A comparison of various modeling approaches. **Powder Technology**, Lausanne, v. 205, n. 1-3, p. 160-171, 2011. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032591010004821>>. Acesso em: 01 ago 2013.

GUHA, A. Transport and deposition of particles in turbulent and laminar flow. **Annual Review of Fluid Mechanics**, Palo Alto, v. 40, p. 311-341, 2008. Disponível em: <<http://158.110.32.35/CLASS/EPFL-COURSE/Guha-ARFM-08.pdf>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

HOBMEIR, M. A.; MARCHI, C. H. Solução numérica da convecção forçada em trocadores de calor de tubos circulares. In: CONGRESSO IBERO LATINO-AMERICANO DE MÉTODOS COMPUTACIONAIS EM ENGENHARIA, 25., 2004, Recife. **Anais...** [S.l.]: ABMEC, 2004.

HOEKSTRA, A. J. **Gas flow field and collection efficiency**. 2000. 165 f. Tese (Doutorado em Engenharia Química) - Technische Universiteit Delft, Delft, 2000. Disponível em: <<http://repository.tudelft.nl/view/ir/uuid%3A67b8f405-eef0-4c2d-9646-80200e5274c6/>>.

HOFFMANN, A. C.; 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**, Netherlands, v. 74, n. 4, p. 464 – 470, 1996. Disponível em:

<<http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/cjce.5450740405/abstract>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

HOFFMANN, A. C.; GROOT, M.; PENG, W.; DRIES, H. W. A.; KATER, J. Advantages and risks in increasing cyclone separator length. **AIChE Journal**, Malden, v. 47, n. 11, p. 2452-2460, 2001.

HOFFMANN, A. C.; STEIN, L. E. **Gas cyclone and twirl tubes: principles, design and operation**. 2. ed. New York: Springer, 2008. 411 p.

HOFFMANN, A. C.; VAN SANTEN, A.; ALLEN, R. W. K. Effects of geometry and solid loading on the performance of gas cyclone. **Powder Technology**, Lausanne, v. 70, n. 1, p. 83-91, 1992.

HOPFINGER, E. J. Snow avalanche motion and related phenomena. **Annual Review of Fluid Mechanics**, Palo Alto, v. 15, p. 47-76, 1983. Disponível em: <<http://www.annualreviews.org/doi/abs/10.1146/annurev.fl.15.010183.000403?journalCode=fluid>>

HORVATH, A.; JORDAN, C.; HARASEK, M. Influence of vortex-finder diameter on axial gas flow in simple cyclone. **Chemical Product and Process Modeling**, Berlin, v. 3, n. 1, p. 1-26, 2008.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. **Introduction to heat transfer**. 4th ed. New York: Wiley and Sons, 2001. 819 p.

IOZIA, D. L.; LEITH, D. The logistic function and cyclone fractional efficiency. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 12, n. 3, p. 598-606, 1990.

JI, Z.; XIONG, Z.; WU, X.; CHEN, H.; WU, H. Experimental investigation on a cyclone separator performance at an extremely low particle concentration. **Powder Technology**, Lausanne, v. 191, n. 3, p. 254-259, 2009.

KALEN, B.; ZENZ, F. A. Theoretical-empirical approach to saltation velocity in cyclone design. **AIChE Symposium Series**, [S.l.], v. 70, n. 137, p. 388-396, 1974.

KALLINDERIS, Y.; KONTZIALIS, C. A priori mesh quality estimation via direct relation between truncation error and mesh distortion. **Journal of Computational Physics**, Maryland Heights, v. 228, n. 3, p. 881-902, 2009.

KANAOKA, C.; YOSHIDA, H.; MAKINO, H. Particle separation systems. In: CROWE, C. T. (Ed.). **Multiphase flow handbook**. Boca Raton: CRC Press, 2006. p. 7-1 – 7-55.

KARAGOZ, I.; AVCI, A. Modelling of the pressure drop in tangential inlet cyclone separators. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 39, n. 9, p. 857–865, 2005. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/02786820500295560>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

KARAGOZ, I.; KAYA, F.; AVCI, A. Usability of cyclone separators as air filters in vehicles. **International Journal of Vehicle Design**, Bucks, v. 52, n. 1-4, p. 133-143, 2010.

KAYA, F.; KARAGOZ, I.; AVCI, A. Effects of surface roughness on the performance of tangential inlet cyclone separator. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 45, n. 8, p. 988-995, 2011. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/02786826.2011.574174>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

KAYA, F.; KARAGOZ, I. Numerical investigation of performance characteristics of a cyclone prolonged with a dipleg. **Chemical Engineering Journal**, Amsterdam, v. 151, n. 1-3, p. 39-45, 2009.

KHAROUA, N.; KHEZZAR, L.; NEMOUCHI, Z. Study of the pressure drop and flow field in standard gas cyclone models using the granular model. **International Journal of Chemical Engineering**, New York, v. 2011, p. 1-11, 2011. ID 791218.

KIM, C.H.; LEE, J. W, A new collection efficiency model for small cyclones considering the boundary-layer effect. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 32, n. 2, p. 251-269, 2001. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0021850200000781>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

KIM, C. H.; LEE, J. W. Collection efficiency model based on boundary-layer characteristics for cyclones. **AIChE Journal**, Malden, v. 43, n. 10, p. 2446-2455, oct. 1997. Disponível em: <<http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/aic.690431008/abstract?deniedAccessCustomisedMessage=&userIsAuthenticated=false>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

KIM, J. C.; LEE, K. W. Experimental study of particle collection by small cyclones. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 12, n. 4, p. 1003-1015, 1990. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1080/02786829008959410>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

KLINZING, G. E.; RIZK, F.; MARCUS, R.; LEUNG, L. S. **Pneumatic conveying of solids**. 3. ed. New York: Springer, 2010. 568 p.

KNUPP, P. M. Remarks on mesh quality. In: AEROSPACE SCIENCE MEETING AND EXHIBIT, 45., 2007, Reno, Nevada. **Proceedings...** [Reston, VA: American Institute of Aeronautics and Astronautics], 2007. p. 1-10.

KOCH, W. H.; LICHT, W. New design approach boasts cyclone efficiency. **Chemical Engineering Journal**, Amsterdam, p. 175-183, 1977.

KRISHNA, C. R.; MILAU, J. S. **Cyclone separator having boundary layer turbulence control**. US n.4511474 A, 27 jan. 1984, 16 abr. 1985. Disponível em: <<http://www.google.com/patents/US4511474>>. Acesso em: 23 nov. 2013.

KWASNIEWSKI, L. Application of grid convergence index in FE computation. **Bulletin of the Polish Academy of Sciences: Technical Sciences**, Warsaw, Poland, v. 61, n. 1, p. 123-128, 2013.

KYOUNGWOON, P.; CHOL-HO, H.; JI-WON, H.; BYEONG-SAM, K.; CHA-SIK, P.; OH-KYUNG, K. The effect of cyclone shape and dust collector on Gas-Solid Flow and Performance. **Word Academy of Science, Engineering and Technology**, Riverside, n. 61, p. 252-257, 2012.

LEE, J. W.; YANG, H. J.; LEE, D. Y. Effect of the Cylinder shape of a long-coned cyclone on the stable flow-field establishment. **Powder Technology**, Lausanne, v. 165, n. 1, p. 30-38, 2006.

LEITH, D.; JONES, D. L. Cyclones. In: FAYED, M. A.; OTTEN, L. **Handbook of powder science and technology**. [New York: Van Nostrand Reinhold], 1984. p. 727-752.

LI, F.; QI, H.; YOU, C. Phase Doppler anemometry measurements and analysis of turbulence modulation in dilute gas-solid two-phase shear flows. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge, v. 663, p. 434-455, 2010. Disponível em: <<http://journals.cambridge.org/download.php?file=%2FFLM%2FFLM663%2FS0022112010003587a.pdf&code=65a7eb53e0b4aac69a01ec5fab104dcd>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

LI-JUAN, S.; YAN-FENG, H.; JIAN-ZHONG, C.; PENG, Z.; HUA-ZHEN, D. Numerical simulation of the flow field in a dense-média cyclone. **Mining Science and Technology**, Amsterdam, v. 19, n. 2, p. 225-229, 2009.

LIM, K. S.; KIM, H. S.; LEE, K. W. Characteristics of the collection efficiency for a cyclone with different vortex finder shapes. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 35, n. 6, p. 743-745, 2004.

LIU, V. C. Turbulent dispersion of dynamic particles. **Journal of Meteorology**, Boston, v. 13, p. 399-405, 1956.

L'VOV, V. S.; OOMS, G.; POMYALOV, A. Effect of particle inertia on the turbulence in a suspension. **Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics**, College Park, v. 67, n. 4, part. 2, p. 1-21, 2003. Disponível em: <http://lvov.weizmann.ac.il/Texts-Online/174_PRE_03_One-fluid.pdf>. Acesso em: 01 ago. 2013.

MACLEAN, J. P.; BROWN, J. D.; HOY, H. D.; CANTWELL, J. E. **Series-connected cyclone separators - for removing entrained solids from gases, the cyclones having predetermined controlled dimensions**. DE GB n. 2011285-A, 13 nov. 1978, 05 set. 1979.

MA, L.; INGHAM, D. B.; WEN, X. Numerical modeling of the fluid and particle penetration through small sampling cyclones. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 31, n. 9, p. 1097-1119, 2000. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0021850200000161>>. Acesso em 01 ago. 2013.

MARCHIOLO, C.; SOLDATI, A. Mechanisms for particle transfer and segregation in a turbulent boundary layer. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge, v. 468, p. 283-315, 2002. Disponível em: <<http://journals.cambridge.org/download.php?file=%2FFLM%2FFLM468%2FS0022112002001738a.pdf&code=2c6b89d92b727f7b533e435a6523a1b7>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

MEIER, H. F.; MORI, M. Gas-solid flow in cyclone: the eulerian-eulerian approach. **Computers & Chemical Engineering**, Kidlington, v. 22, p. 641-644, 1998. Supplement 1.

MEIER, H. F.; ROPELATO, K.; MORI, M. Computational fluid dynamics (CFD) for cyclone evaluation and design, part 1. **ZKG International**, Guetersloh, v. 55, n. 4, p. 64-75, 2002a. Disponível em: <<http://cat.inist.fr/?aModele=afficheN&cpsidt=13599632>>. Acesso em 01 ago 2013.

MEIER, H. F.; ROPELATO, K.; MORI, M. Computational fluid dynamics (CFD) for cyclone evaluation and desing, par 2. **ZKG International**, Guetersloh, v. 55, n. 6, p. 58-64, 2002b. Disponível em: <<http://cat.inist.fr/?aModele=afficheN&cpsidt=13703712>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

MOTHES, H.; LOFFLER, F. Prediction of particle removal in cyclone separators. **International Journal of Chemical Engineering**, New York, v. 28, n. 2, p. 231-240, 1988.

MUSCHELKNAUTZ, E.; KRAMBROCK, W. Aerodynamische Beiwerte des Zyklonabscheiders aufgrund neuer und verbesserter Messungen. **Chemie Ingenieur Technik**, Weinheim, v. 42, n. 5, p. 247-255, mar. 1970.

NOODE FARAHANI, S. M. TAHMASBI, V. SAFIKHANI, H. ABBASSI, A. Effects of using ribs on flow pattern and performance of cyclone separators. **Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics**, Kowloon, v. 5, n. 2, p. 180-187, 2011.

OBERMAIR, S.; STAUDINGER, G. The dust outlet of a gas cyclone and its effects on separation efficiency. **Chemical Engineering & Technology**, College Park, v. 24, n. 12, p. 1259-1263, 2001.

OBERMAIR, S.; WOISETSCHLAGER, J.; STAUDINGER, G. Investigation of the flow pattern in different dust outlet geometries of gas cyclone by laser Doppler anemometry. **Powder Technology**, Lausanne, v. 138, n. 2-3, p. 239-251, 2003.

OGAWA, A. **Vortex flow**. Florida: CRC Press, 1992, 311p. Series on fine particle and technology.

OVERCAMP, T. J.; SCARLETT S. E. Effect of Reynolds number on the Stokes number of cyclones. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 19, n. 3, p. 362-370, 1993.

PANT, K.; CROWE, C. T.; IRVING, P. On the design of miniature cyclones for the collection of bioaerosols. **Powder Technology**, Lausanne, v. 125, n. 2-3, p. 260-265, 2002.

PIRKER, S.; KAHRIMANOVIC, D. A combined method for simulating gas-particle flows in highly laden cyclones. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON CFD IN THE PROCESS

INDUSTRIES, 5., 2006, Melbourne, Australia. **Proceedings...** [S.l.: CFD Online], 2006. Disponível em: <http://www.cfd.com.au/cfd_conf06/PDFs/096Pir.pdf>. Acesso em: 01 ago. 2013.

PIRKER, S.; KAHRIMANOVIC, D.; AICHINGER, G. Modeling mass loading effects in industrial cyclones by a combined Eulerian-Lagrangian approach. **Acta Mechanica**, Vienna, v. 204, n. 3-4, p. 203-216, 2009.

PIRKER, S.; KAHRIMANOVIC, D. Numerical simulation of inlet dust geometry influence in highly laden cyclones. **American Filtration and Separations Society**, Richfield, p. 1-9, 2007.

PISHBIN, S. I.; MOGHIMAN, M. Optimization of cyclone separators using genetic algorithm. **International Review of Chemical Engineering**, [S.l.], v. 2, n. 6, 2010.

Disponível em: <<http://profdoc.um.ac.ir/articles/a/1019360.pdf>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

POPE, S. B. **Turbulent flows**. Cambridge: Cambridge University PRESS, 2003. 771 p.

QIAN, F.; HUANG, X.; ZHANG, M. Study of gas shortcut flow rate in cyclone with different inlet section angles using response surface methodology. **International Journal of Chemical Reactor Engineering**, Berlin, v. 7, n. 1, p. 1-20, 2009.

QIAN, F.; HUANG, Z.; CHEN, G.; ZHANG, M. Numerical Study of the Separation Characteristics in a Cyclone of Different Inlet Particle Concentrations. **Computers and Chemical Engineering**, kidlington, v. 31, n. 9, p. 1111-1122, 2007.

QIAN, F.; WU, Y. Effects of the inlet section angle on the separation performance of a cyclone. **Chemical Engineering Research and Design**, London, v. 87, n. 12, p. 1567-1572, 2009.

QIAN, F.; ZHANG, E. M. An extended model for determining the separation performance of a cyclone. **Chemical Engineering & Technology**, College Park, v. 6, n. 6, p. 724-728, 2006.

QIAN, F.; ZHANG, J.; ZHANG, M. Effects of the prolonged vertical tube on the separation performance of a cyclone. **Journal of Hazardous Materials**, Amsterdam, v. 136, n. 6, p. 822-829, 2006.

QIAN, F.; ZHANG, M. Study of the natural vortex length of a cyclone with response surface methodology. **Computers and Chemical Engineering**, kidlington, v. 29, n. 10, p. 2255-2162, 2005

RABINOVICH, E.; KALMAN, H. Phenomenological study of saltating motion of individual particles in horizontal particle-gas systems. **Chemical Engineering Science**, kidlington, v. 65, n. 2, p. 739-752, jan. 2010.

RAMACHANDRAN, G.; LEITH, D.; DIRGO, J.; FELDMAN, H. Cyclone optimization based on a new empirical model for pressure drop. **Aerosol Science and Technology**, Philadelphia, v. 15, n. 2, p. 135-148, 1991.

RAOUFI, A.; SHAMS, M.; FARZANEH, M.; EBRAHIMI, R. Numerical simulation and optimization of fluid flow in cyclone vortex finder. **Chemical Engineering and Processing**, Amsterdam, v. 47, n. 1, p. 128-137, 2008.

RHODES, M. **Introduction to particle technology**. 2. ed. Australia: Wiley, 2008. 450 p.

RICHARDSON, L. F. The approximate arithmetical solution by finite differences of physical problems including differential equations with an application to the stresses in a masonry dam. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, London, v. 210, p. 307-357, 1911.

ROACHE, P. J. **Fundamentals of computational fluid dynamics**. Albuquerque, New Mexico: Hermosa Publishers, 1998.

ROACHE, P. J. Perspective: a method for uniform reporting of grid refinement studies. **Journal of Fluids Engineering**, New York, v. 116, n. 3, p. 405-413, 1994.

ROGERS, C. B.; EATON, J. K. The behavior of solid particles in a vertical turbulent boundary layer in air. **International Journal of Multiphase Flow**, kidlington, v. 16, n. 5, p. 819-834, 1990.

SAFIKHANI, H.; HAJILOO, A.; RANJBAR, M. A. Modeling and multi-objective optimization of cyclone separators using CFD and genetic algorithms. **Computers and Chemical Engineering**, kidlington, v. 35, n. 6, p. 1064-1071, 2011.

SAFIKHANI, H.; NOURBAKHS, S. A.; NARIMAN-ZADEH, N. Modeling and multi-objective optimization of cyclone vortex finder using CFD and neural networks. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ENGINEERING OPTIMIZATION, 2., 2010, Lisboa. **Proceeding...** Lisboa: IST/IDMEC, 2010. p. 1-9.

SALCEDO, R. L.; CHIBANTE, R. V. G.; FONSECA, A. M.; CÂNDIDO, G. Fine particle capture in biomass boilers with recirculating gas cyclone: theory and practice. **Powder Technology**, Lausanne, v. 172, n. 2, p. 89-98, 2007.

SALCEDO, R. L.; COELHO, M. A. Turbulent dispersion coefficients in cyclone flow: an empirical approach. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, Hoboken, v. 77, n. 4, p. 609-617, 1999.

SALCEDO, R. L. R.; CÂNDIDO, M. G. Global optimization of reverse flow gas cyclones: application to small-scale cyclone design. **Separation Science and Technology**, Philadelphia, v. 36, n. 12, p. 2707-2731, 2001.

SALTZMAN, B. E.; HOCHSTRASSER, J. M. Design and performance of miniature cyclones for respirable aerosol sampling. **Environmental Science and Technology**, Washington, DC, v. 17, n. 7, p. 418-424, 1983.

SALVO, R. V.; SOUZA, F. J.; MARTINS, D. A. M. Assessment of numerical integration schemes applied to inertial particle tracking in cyclone separators. In: SIMPÓSIO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECANICA, 21., 2012, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

SCHELLANDER, D.; SCHNEIDERBAUER, S.; PIRKER, S. Numerical study of agglomeration modeling in polydispersed gas-solid flow with respect to particle separation. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON CFD IN THE MINERAL AND PROCESS INDUSTRIES, 9., 2012, Melbourne, Austrália. **Proceedings...** [S.l.]: CSIRO, 2012.

SGROTT, O. L.; COSTA, K. K.; NORILER, D.; MEIER, H. F. Geometric Optimization of cyclone for combination of nonlinear mathematical programming and computational fluid

dynamics techniques. In: AIChE ANNUAL MEETING, 12., 2012, Pittsburgh, PA. **Proceeding...** [S.l.]: AIChE, 2012.

SHALABY, H.; WOSNIAK, K.; WOSNIAK, G. Numerical calculation of particle-laden cyclone separator flow using LES. **Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics**, Kowloon, v. 2, n. 4, p. 382-392, 2008.

SHALABY, H.; WOSNIAK, K.; WOSNIAK, G. Particle-laden flow simulation in a cyclone separator. **Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics**, Weinheim, v. 6, n. 1, p. 547-548, 2006.

SHARBATDAR, M. **Anisotropic mesh adaptation**: recovering quasi-structured meshes. 2010. 81 f. Thesis (Master of Applied Science) - The University of British Columbia, Vancouver, 2012.

SHEPHERD, C. B.; LAPPLE, C. E. Flow pattern and pressure drop in cyclone dust collectors. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, Washington, DC, v. 32, n. 9, p. 1246-1248, 1940.

SHI, L.; BAYLESS, D. J. Comparison of boundary condition for predicting the collection efficiency of cyclones. **Powder Technology**, Lausanne, v. 173, n. 1, p. 29-37, 2007.

SHIN, M. S.; KIM, H. S.; JANG, D. S.; CHUNG J. D.; BOHNET, M. A numerical and experimental study on a high efficiency cyclone dust separator for high temperature and pressurized environments. **Applied Thermal Engineering**, Kidlington, v. 25, n. 11, p. 1821-1835, 2005.

SHUKLA, K. S.; SHUKLA, P.; GHOSH, P. Evaluation of numerical schemes for dispersed phase modeling of cyclone separators. **Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics**, Kowloon, v. 5, n. 2 p. 235-246, 2011b.

SHUKLA, K. S.; SHUKLA, P.; GHOSH, P. Evaluation of numerical schemes using different simulation methods for the continuous phase modeling of cyclone separators. **Advanced Powder Technology**, Amsterdam, v. 22, n. 2, p. 209-219, 2011a.

SHUKLA, K. S.; SHUKLA, P.; GHOSH, P. The effect of modeling of velocity fluctuations on prediction of collection efficiency of cyclone separators. **Applied Mathematical Modeling**, Amsterdam, v. 37, n. 8, p. 5774-5789, 2013.

SILVA, M. K. **Estudo de modelagem numérica tridimensional de ciclones do tipo Lapple para separação gás-sólido**. 2006. 91 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) - Departamento de Engenharia Química e Engenharia de Alimentos, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

SIROIS, Y.; MCKENTY, F.; GRAVEL, L.; GUIBAULT, F. Hybrid mesh adaptation applied to industrial numerical combustion. **International Journal for Numerical Methods in Fluid**, West Sussex, v. 70, n. 2, p. 222-245, 2012.

- SJOBLOM, J.; STROM, H. Capture of automotive particulate matter in open substrates. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, Washington, DC, v. 52, n. 25, p. 8373-8385, 2013.
- SLACK, M. D.; PRASAD, O. R.; BAKKER, A.; BOYSAN, F. Advances in cyclone modeling using unstructured grids. **Chemical Engineering Research and Design**, London, v. 78, n. 8, p. 1098-1104, 2000.
- SLATER, J. W. **Examining spatial (grid) convergence**. Cleveland, Ohio: NPARC Alliance CFD Verification and Validation Web Site, 2008. Disponível em: <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/wind/valid/tutorial/spatconv.html>>. Acesso em: 25 nov. 2013.
- SOMMERFELD, M.; ANH HO, C. Numerical calculation of particle transport in turbulent wall bounded flows. **Powder Technology**, Lausanne, v. 131, n. 1, p. 1-6, 2003.
- SOMMERFELD, M.; HUBER, N. Experimental analysis and modeling of particle-wall collisions. **International Journal of Multiphase Flow**, kidlington, v. 25, n. 6-7, p. 1457-1489, 1999.
- SOMMERFELD, M.; SANTIAGO, L. From elementary processes to the numerical prediction of industrial particle-laden flow. **Multiphase Science and Technology**, Redding, v. 21, n. 1-2, p. 123-140, 2009.
- SOUZA, F. J.; SALVO, R. V.; MARTINS, D. A. M. Large eddy simulation of the gas-particle flow in cyclone separators. **Separation and Purification Technology**, kidlington, v. 94, n. 19, p. 61-70, 2012.
- STAIRMAND, C. J. The design and performance of modern gas cleaning equipment. **Journal of Institute of Fuel**, Leeds, v. 29, p. 58-76, 1952.
- STROMGREN, T.; BRETHOUWER, G.; BRETHOUWER, G.; AMBERG, G.; JOHANSSON, A. V. Modelling of turbulent gas - particle flows with focus on two-way coupling effects on turbophoresis. **Powder Technology**, Lausanne, v. 224, p. 36-45, 2012
- STROMGREN, T. **Modeling of turbulent gas-particle flow**. 2008. 24 f. Monografia (Graduação em Tecnologia) - School of Engineering Sciences, Stockholm, 2008.
- SVAROVSKY, L. **Solid-gas separation**. New York: Elsevier Scientific, 1981.
- TENNETI, S.; SUBRAMANIAM, S. Particle-Resolved Direct numerical simulation for gas-solid flow model development. **Annual Review of Fluid Mechanics**, Palo Alto, v. 46, p. 199-230, 2014. In press, review in Advance first posted online August 26, 2013.
- THOMPSON, J.; WEATHERHILL, N.; SONI, B. (Ed.). **Handbook of grid generation**. Boca Raton: CRC Press, 1998.

- TRIESCH, O.; BOHNET, M. Measurement and CFD prediction of velocity and concentration profiles in a decelerated gas-solids flow. **Powder Technology**, Lausanne, v. 115, n. 2, p. 101-113, 2001.
- UTIKAR, R.; DARMAWAN, N.; TADE, M.; LI, Q.; EVANS, G.; GLENNY, M. E.; PAREEK, V. Hydrodynamic simulation of cyclone separators. In: HYONG, W. O. (Ed.). **Computational fluid dynamic**. Rijeka, Croatia: InTech, 2010. p. 241-266.
- VALVERDE, R. M.; COURRY, J. R.; GONÇALVES, J. A. S. Numerical modeling of particle dynamics in a cyclone separator. In: 21st INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 21., 2011, Natal. **Proceedings...** Natal: UFRN, 2011. p. 1-6.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An introduction to computational fluid dynamics the finite volume method**. Harlow, Hessex England: Longman Scientific & Technical, 1995. 257 p.
- VICENT, J. H. **Aerosol sampling: science, standards, instrumentation and application**. Chichester, England: John Wiley & Sons, 2007. 616 p.
- WANG, B.; XU, D. L.; CHU, K. W.; YU, A. B. Numerical study of gas-solid flow in a cyclone separator. **Applied Mathematical Modeling**, Amsterdam, v. 30, n. 1, p. 1326-1342, 2006.
- WAN, G.; SUM, G.; XUE, X.; SHI, M. Solid concentration simulation of different size particles in a cyclone separator. **Powder Technology**, Lausanne, v. 183, n. 1, p. 94-104, 2008.
- WESSNER, W. **Mesh refinement techniques for TCAD tools**. 1977. Dissertation (Doktors der Technischen Wissenschaften) - Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Technischen Universität Wien, Wien, 1977.
Disponível em: <<http://www.iue.tuwien.ac.at/phd/wessner/diss.html>>. Acesso em: 24 ago. 2013.
- WU, X. L.; HUANG, X.D.; SHI, M. X. Experimental research on particle concentration distribution in cyclone. **Journal of China University of Petroleum**, Beijing, v. 17, n. 4, p. 54-59, 1993.
- XIANG, R.; PARK, S. H.; LEE, K. W. Effects of cone dimension on cyclone performance. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 32, n. 4, p. 549-561, 2001.
- XIANG, R. B.; LEE, K. W. Numerical study of flow field in cyclones of different height. **Chemical Engineering and Processing: Process Identification**, Amsterdam, v. 44, n. 8, p. 877-883, 2005.
- XIAODONG, L.; JIANHUA, Y.; YUCHUN, C.; MINGJIANG, N.; KEFA C. Numerical simulation of the effects of turbulence intensity and boundary layer on separation efficiency in a cyclone separator. **Chemical Engineering Journal**, Amsterdam, v. 95, n. 1-3, p. 235-240, 2003.
- YANG, J.; SUN, G.; GAO, C. Effect of the inlet dimensions on the maximum-efficiency cyclone height. **Separation and Purification Technology**, kidlington, v. 105, n. 5, p. 15-23, 2013.

YOSHIDA, H.; KWAN-SIK, Y.; FUKUI, K.; AKIYAMA, S. E.; TANIGUCHI, S. Effect of Apex cone height on particle classification performance of a cyclone separator. **Advanced Powder Technology**, Amsterdam, v. 114, n. 3, p. 263-278, 2003.

YOSHIDA, H.; NISHIMURA, Y.; FUKUI, K. E.; YAMAMOTO, T. Effect of Apex cone shape on fine particle classification of gas-cyclone. **Powder Technology**, Lausanne, v. 204, n. 1, p. 54-62, 2010.

YOSHIDA, H. Three-dimensional simulation of air cyclone and particle separation by a revised-type cyclone. **Colloids and Surfaces**, Amsterdam, v. 109, n. 1-2, p. 1-12, 1996.

ZENZ, F. A. Conveyability of materials of mixed particle size. **I&EC Fundamentals**, Washington, DC, v. 3, n. 1, p. 65-75, 1964. Disponível em: <<http://pubs.acs.org/doi/pdf/10.1021/i160009a012>>. Acesso em: 26 nov. 2013.

ZHAO, B. Experimental investigation of flow patterns in cyclones with conventional and symmetrical inlet geometries. **Chemical Engineering and Technology**, Weinheim, v. 28, n. 9, p. 969-972, 2005.

ZHAO, B. Modeling pressure drop coefficient for cyclone separators: A support machine approach. **Chemical Engineering Science**, New Zealand, v. 64, n. 19, p. 4131-4136, 2009.

ZHAO, B.; SHEN, H.; KANG, Y. Development of a symmetrical spiral inlet to improve cyclone separator performance. **Powder Technology**, Lausanne, v. 145, n. 1, p. 47-50, 2004.

ZHAO, B.; SU, Y.; ZHANG, J. Simulation of gas flow pattern and separation efficiency in cyclone with conventional single and spiral double inlet configuration. **Chemical Engineering Research and Design**, London, v. 84, n. 12, p. 1158-1165, 2006.

ZHOU, L. X. On boundary conditions of particle phase and collection efficiency in cyclone. **Powder Technology**, Lausanne, v. 64, n. 3, p. 213-220, 1991. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0032591091801367>>. Acesso em: 01 ago. 2013.

ZHU, Y.; LEE, K.W. Experimental study on small cyclones operating at high flow rates. **Journal of Aerosol Science**, Kidlington, v. 30, n. 10, p. 1303-1315, 1999.

ZWINGER, T. **Dynamik einer Trockenschneelawine auf beliebig geformten Berghängen**. 2000. 118 p. Dissertation (Doktors der Technischen Wissenschaften) - Technischen Universität Wien, Wien, 2000. Disponível em: <http://staff.csc.fi/zwinger/science_pub.html>. Acesso em 26 nov. 2013.

ZWINGER, T.; KLUWICK, A. Re-suspension process in turbulent particle-fluid mixture boundary layer. In: XXVII GENERAL ASSEMBLY OF THE EUROPEAN GEOPHYSICAL SOCIETY, 27., 2000, Nice, France. **Abstracts...** [S.l.: s.n.], 2000. Oral presentation, EGS Joint Assembly. Disponível em: <<http://www.cosis.net/abstracts/EGS02/00238/EGS02-A-00238-2.pdf>>. Acesso em: 26 nov. 2013.