OTIMIZAÇÃO DE CICLONE PARA A PRÉ-SEPARAÇÃO DE AREIA NA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO

Aline Teixeira de Carvalho

Dissertação de Mestrado

Orientador

Prof. Ricardo de Andrade Medronho, Ph.D.

Programa em Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos
Escola de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro

Rio de Janeiro

Março de 2008

OTIMIZAÇÃO DE CICLONE PARA A PRÉ-SEPARAÇÃO DE AREIA NA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO

Aline Teixeira de Carvalho

Dissertação apresentada ao Programa em Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos da Escola de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro como parte integrante dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Ciências (M. Sc.).

Orientada por:

_____
Prof. Ricardo de Andrade Medronho, Ph.D.
(Presidente da Banca)

Aprovada por:

_____
Prof. Ricardo Pires Peçanha, Ph.D.

_____
Prof. Rodrigo Azevedo dos Reis, D.Sc

_____
Prof. Affonso Carlos S. da Silva Telles, Ph.D.

Rio de Janeiro, RJ - Brasil

Março de 2008

Carvalho, Aline Teixeira de.

Otimização de Ciclone para a Pré-Separação de Areia na Produção de Petróleo / Aline Teixeira de Carvalho – Rio de Janeiro, 2008.

vi, 70 f.; il.

Tese de Mestrado – Universidade Federal do Rio de Janeiro – UFRJ, Escola de Química, 2008.

Orientador: Ricardo de Andrade Medronho

1. Ciclones. 2. Separação de Areia. 3. Planejamento Experimental. – Tese de Mestrado. I. Medronho, Ricardo de Andrade. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro. Escola de Química. III. Otimização de Ciclone para a Pré-Separação de Areia na Produção de Petróleo.

À minha família e amigos que
me apoiaram e incentivaram
todo o tempo.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, Jose Carlos Pinto de Carvalho e Zilene Teixeira de Carvalho, por toda dedicação e carinho depositados em minha educação, por suas palavras doces e sábias em cada momento de apreensão observado e por sua presença ao meu lado durante todo o caminho traçado até aqui e, principalmente, durante todo o período de elaboração deste trabalho, apoiando e dando força durante todo o tempo.

Agradeço imensamente à minha irmãzinha Elaine Teixeira de Carvalho, por sua paciência, atenção e colaboração em qualquer solicitação minha. Por seu amor e simplesmente por seu sorriso em cada momento difícil.

Agradeço aos amigos, que têm um significado muito importante em minha vida. Em especial às minhas amigas Cintia Ibraim Menino, Radha Pinto Gonçalves e Claudia de Carvalho Magalhães com as quais eu posso contar sempre, a qualquer momento e que tiveram muita paciência e atenção durante o período de elaboração deste trabalho.

Agradeço, também, ao meu namorado Carlos André Barbosa de Souza que foi muito companheiro durante os períodos mais difíceis de elaboração deste trabalho.

Em especial, agradeço ao meu orientador Ricardo de Andrade Medronho que foi sempre muito atencioso e amigo. Sua dedicação e perseverança foram muito importantes para o sucesso deste trabalho

Finalmente, agradeço também aos colegas do Laboratório de CFD: André, Thiago e especialmente o Diego, que esteve sempre disposto a ajudar em tudo que precisei.

Muito obrigado a todos aqui citados. Essa vitória não teria sido possível sem vocês.

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

OTIMIZAÇÃO DE CICLONE PARA A PRÉ-SEPARAÇÃO DE AREIA NA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO

Aline Teixeira de Carvalho

Março, 2008

Orientador: Prof. Ricardo de Andrade Medronho, Ph.D.

A produção de areia associada à produção de petróleo é um problema crítico às plantas de separação existentes nas plataformas de produção de petróleo. A areia pode causar severas erosões em válvulas e linhas, bem como o seu acúmulo em equipamentos com alto tempo de residência pode exigir a parada da planta para limpeza dos mesmos, podendo causar prejuízos à produção e danos aos equipamentos.

Os desarenadores são equipamentos do tipo ciclone, utilizados na separação entre a areia e o fluido produzido com o objetivo de minimizar os problemas causados pela presença de sólidos nessas correntes. Estes equipamentos promovem a separação de partículas do gás através da criação de forças centrífugas que forçam as partículas mais pesadas a se moverem na direção da parede. Essas partículas continuam se deslocando em um movimento espiralado junto à parede interna do ciclone até alcançarem a saída inferior do equipamento, o *underflow*.

O objetivo deste estudo é projetar um equipamento desse tipo com alta eficiência para promover a separação entre areia e gás. Para isso foi realizado um planejamento experimental com o objetivo de definir as geometrias que seriam avaliadas. A eficiência desses equipamentos foi estimada através do emprego um pacote de Fluidodinâmica Computacional (CFD), o software comercial CFX versão 11.0. Essa ferramenta realiza um cálculo fluidodinâmico, através do método de volumes finitos baseado em elementos, que permite estimar o comportamento dos fluidos no interior dos equipamentos. Com esses resultados foi possível obter uma função que permitiu o cálculo da geometria de maior eficiência em função dos parâmetros geométricos avaliados.

Abstract of the Dissertation presented to the Programa em Tecnologia de Processos Químicos e Bioquímicos - EQ/UFRJ, as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

OPTIMIZATION OF CYCLONE GEOMETRY FOR SAND PRE-SEPARATION ON PETROLEUM PRODUCTION

Aline Teixeira de Carvalho

March, 2008

Supervisor: Prof. Ricardo de Andrade Medronho

Sand production in petroleum holes is a critical problem to separation process in petroleum platforms. Sand can be responsible for severe erosion in valves and lines and its accumulation in main process devices may force stopping the process for cleaning. This causes huge production loses.

Desanders are cyclone devices used in the separation of produced sand from gas. This process can avoid problems caused by solid presence in these streams. Cyclones separate particles from gas based on the centrifugal field generated due to the fluid movement that drives heavy particles to wall. The particles keep moving in spiral downward movement until reaching the underflow outlet.

This work objective is to design a cyclone with high efficiency for sand-gas separation. For that, experimental design was employed to select the geometries to be studied. The response, the separation efficiency, was obtained by Computational Fluid Dynamics technique, with a commercial CFX software, version 11.0. This tool solves fluid dynamic equations, applying finite volumes method based on elements, which can estimate fluid trajectory inside the equipment. Based on that, it was possible to obtain a model to estimate the geometry which will have the best efficiency to this service.

ÍNDICE

Capítulo I – Introdução **4**

Capítulo II – O Problema da Areia nas Plataformas de Petróleo **6**

Capítulo III – Ciclones **9**

III.1 CICLONES COMO SEPARADORES OU CLASSIFICADORES 9
III.2 FUNCIONAMENTO 12
III.3 SEPARAÇÃO GÁS-SÓLIDO 14

Capítulo IV – Fluidodinâmica Computacional (CFD) **17**

IV.1 DEFINIÇÃO E APLICAÇÕES DE FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL 17
IV.2 TURBULÊNCIA 19
IV.2.1 Modelos de Viscosidade Turbulenta 19
IV.2.2 Modelo das Tensões de Reynolds 27
IV.3 DISCRETIZAÇÃO DO DOMÍNIO 29
IV.3.1 Malhas 29
IV.3.2 Método de Diferenças Finitas (MDF) 31
IV.3.3 Método dos Elementos Finitos (MEF) 31
IV.3.4 Método dos Volumes Finitos (MVF) 32
IV.4 REPRESENTATIVIDADE DAS SOLUÇÕES 33

Capítulo V – Materiais e Métodos **35**

V.1 CARACTERIZAÇÃO DOS FLUIDOS ESTUDADOS 35
V.2 PARÂMETROS GEOMÉTRICOS 36
V.3 SOFTWARE UTILIZADO 39
V.4 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL 39
V.5 CONSTRUÇÃO DA MALHA 41
V.6 DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS DE SIMULAÇÃO 43

Capítulo VI – Resultados e Discussão **45**

VI.1 RESULTADOS DAS OTIMIZAÇÕES 45
VI.1.1 Euleriano-Euleriano com κ-ε 45
VI.1.2 Euleriano-Euleriano com SSG 47
VI.1.3 Algébrico com κ-ε 50
VI.1.4 Algébrico com SSG 52
VI.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS DOS MODELOS AVALIADOS 54
VI.3 RESULTADOS COM A GEOMETRIA OTIMIZADA 57
VI.4 GEOMETRIA SEMELHANTE COM ENTRADA RETANGULAR 59
VI.5 RESULTADOS DOS PERFIS OBTIDOS NAS SIMULAÇÕES 60

Capítulo VII – Conclusões **65**

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela IV.1 - Valores das constantes da equação da taxa de dissipação turbulenta 24
Tabela IV.2 - Valores das constantes das equações para o modelo κ–ω..... 25
Tabela IV.3 - Constantes das equações dos tensores de Reynolds..... 29
Tabela V.1 - Caracterização do fluido..... 35
Tabela V.2 - Proporções geométricas de diversos ciclones segundo Svarovsky (1981) e outros autores..... 38
Tabela V.3 - Faixa de variação das variáveis geométricas do ciclone estudado..... 38
Tabela V.4 - Dimensões das variáveis avaliadas (as demais variáveis 41
Tabela V.5 - Modelagem empregada nas simulações. 43
Tabela VI.1 - Resultados com simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas 46
Tabela VI.2.a - Equação ajustada para as simulações do tipo euleriano-euleriano..... 47
Tabela VI.3 - Geometria ótima obtida a partir das simulações do tipo euleriano-euleriano 47
Tabela VI.4 - Resultados para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas.... 48
Tabela VI.5.a - Equação ajustada para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas 49
Tabela VI.6 - Geometria ótima obtida a partir das simulações do tipo euleriano-euleriano 49
Tabela VI.7 - Resultados com o modelo algébrico e κ-ε. 50
Tabela VI.8.a - Equação ajustada para o modelo algébrico e κ-ε. 51
Tabela VI.9 - Geometria ótima..... 51
Tabela VI.10 - Resultados com o modelo algébrico e SSG. 52
Tabela VI.11.a - Equação ajustada para o modelo algébrico e SSG. 53
Tabela VI.12 - Geometria ótima..... 53
Tabela VI.13 - Resultados das quatro otimizações apresentadas. 55
Tabela VI.14 - Dimensões do ciclone EQ-AE. 57
Tabela VI.15 - Resultados para diferentes diâmetros de partícula, para o ciclone EQ-AE. 57

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura II.1 - Tubo danificado pela ação da areia 7
Figura II.2 - Bin danificado pela erosão 7
Figura II.3 - Separador de Produção (Petrobras) 7
Figura II.4 - Leito de areia no fundo do Separador de Produção (Petrobras) 8
Figura III.1 - Curva típica de separação de partículas 10
Figura III.2 - Desenho esquemático de um ciclone 11
Figura III.3 - Forma esquemática do percurso do fluido no interior de um ciclone 13
Figura IV.1 - Etapas da resolução de problemas em CFD 18
Figura IV.2 - Malha não-estruturada 30
Figura IV.3 - Malha estruturada uniforme 31
Figura IV.4 - Malha estruturada não-uniforme 31
Figura V.1 - Geometria típica de ciclones 36
Figura V.2 - Esquema com os pontos de experimentação (Rodrigues, 2005). 40
Figura V.3 - Malha mostrando o refinamento no centro e as células prismáticas próximo às paredes 42
Figura VI.1 - Superfície de Resposta para os parâmetros D_o e *l*. 54
Figura VI.2 - Resultados de eficiência para todas as geometrias avaliadas. 55
Figura VI.3 - Eficiência granulométrica reduzida em função do tamanho das partículas 59
Figura VI.4 - Comparação entre o ciclone EQ-AE e o EQ-AE modificado. 60
Figura VI.5 - Linhas de corrente do gás no interior do ciclone EQ-AE. 61
Figura VI.6 - Linhas de corrente demonstrando o *by-pass* e a trajetória para o *underflow* 61
Figura VI.7 - Corte axial demonstrando o perfil de pressão no ciclone EQ-AE. 62
Figura VI.8 - Corte axial demonstrando o perfil de velocidade no interior do ciclone EQ-AE. 63
Figura VI.9 - Corte axial demonstrando a concentração de areia no interior do ciclone EQ-AE. 64

Capítulo I – Introdução

A produção de sólidos associada à produção de óleo e gás, principalmente nos poços de petróleo *offshore* pode causar inúmeros problemas aos equipamentos utilizados para produção e separação do petróleo produzido. Esses sólidos podem ter origem tanto no conteúdo do reservatório (areia, silte e etc) quanto na erosão dos equipamentos existentes no poço. Segundo Rawlins (2002), eles têm normalmente até 250 micrômetros e podem ser encontrados em diferentes concentrações, que variam de 5-250 ppm.

Ciclones para separação gás-sólido são uma alternativa interessante para o tratamento dessas correntes oriundas dos poços, quando comparados com outros equipamentos de separação tradicionalmente utilizados nesse processo. Ciclones podem remover sólidos de forma contínua, controlada, e sem que seja necessária a interrupção da produção. Seu peso e seu tamanho estão usualmente em torno de 10% de um equipamento convencional, e seu custo é proporcionalmente mais baixo. Ciclones requerem pouca, ou nenhuma intervenção do operador, e devido ao fato de não terem partes móveis, são de fácil manutenção (Rawlins *et al.*, 2000).

Alguns poços atualmente apresentam uma produção volumétrica de gás muito maior do que de líquido. Nesse caso, os ciclones poderiam ser instalados a montante do primeiro separador de produção e utilizados com o objetivo de separar os sólidos, bem como a mistura de óleo e água dispersa no gás produzido. Considerando que a relação de densidades entre gás e líquido é da ordem de 1000 (dependendo da pressão de trabalho) enquanto entre o líquido e o sólido é da ordem de 2, supõe-se que esses equipamentos estariam inicialmente separando o gás dos outros elementos produzidos.

O objetivo deste estudo é dimensionar o ciclone de maior eficiência para a aplicação descrita acima. Para isso, foi realizado um planejamento experimental que permitiu avaliar a influência de três parâmetros geométricos na eficiência desses equipamentos. O planejamento realizado gerou um total de quinze geometrias para serem avaliadas com três repetições no ponto central.

A avaliação dessas geometrias foi realizada através de um software comercial de Fluidodinâmica Computacional (CFD), o CFX versão 11.0. Essa ferramenta é extremamente importante em estudos como esse, pois ela permite avaliar diferentes equipamentos sem o custo da construção dos mesmos. De acordo com a literatura (Chuah *et al.*, 2006), estudos em CFD são extremamente eficientes como forma de prever o funcionamento desses equipamentos. No presente caso, a geometria considerada mais eficiente será construída e testada, de modo que se possam comparar os resultados experimentais com os resultados obtidos através de CFD.

Capítulo II – O Problema da Areia nas Plataformas de Petróleo

Cerca de 70% das reservas mundiais de óleo e gás estão contidas em reservatórios inconsolidados, onde a produção de areia se torna um problema no decorrer da vida produtiva do poço (Carlon *et al.*, 1992). Reservatórios inconsolidados são mais suscetíveis à produção de areia, a qual pode começar no início da produção do reservatório, devido ao arraste causado pelo fluido ou pela turbulência do gás, ou posteriormente quando ocorre queda de pressão no reservatório. Adicionalmente, a perfuração pode reduzir a permeabilidade ao redor da superfície da cavidade perfurada e enfraquecer a formação. Estas zonas enfraquecidas tornam-se suscetíveis à quebra quando ocorrem mudanças bruscas na vazão de escoamento.

Os danos causados pela areia podem variar em intensidade, podendo ou não ser necessária alguma intervenção. Dentre os principais contratempos desta produção podemos citar a deposição de areia no interior do poço, encobrindo os canhoneados, reduzindo ou até mesmo causando a interrupção do fluxo; erosão de equipamentos de superfície (linhas, chokes, etc.); acumulação de areia nos equipamentos de superfície; e ainda, criação de grandes vazios por trás do revestimento, onde desmoronamentos poderão causar redução drástica da produção.

A Figura II.1 e a Figura II.2 ilustram os danos causados pela areia em equipamentos de superfície.

A ocorrência de areia nas instalações de superfície das plataformas de produção, de poços produtores em arenitos inconsolidados, tem se constituído num grande desafio para o projeto das facilidades de produção (Dantas, 1999). Um dos diversos problemas encontrados em plataformas de produção devido à produção de areia é a sua deposição em equipamentos gravitacionais, os chamados Separadores de Produção. Estes separadores têm a função de tratar a corrente composta por óleo, gás, água e areia, proveniente dos diversos poços, separando-a em uma corrente de óleo, uma corrente gasosa e uma corrente aquosa, as quais serão posteriormente tratadas (Figura II.3).

Figura II.1 - Tubo danificado pela ação da areia

Figura II.2 - Bin danificado pela erosão

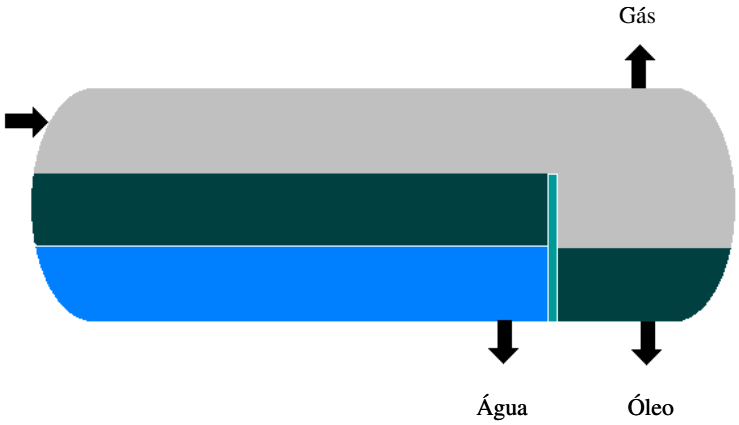

Figura II.3 - Separador de Produção (Petrobras)

A areia proveniente dos poços vai sendo depositada no fundo do Separador de Produção (Figura II.4), reduzindo o tempo de residência e, conseqüentemente, a eficiência de separação do equipamento.

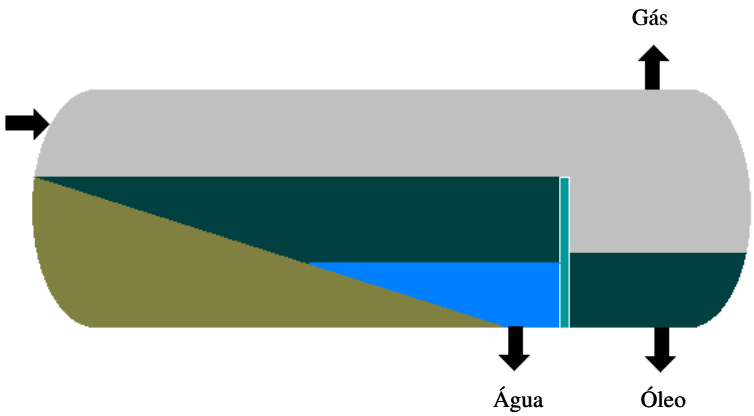

Figura II.4 - Leito de areia no fundo do Separador de Produção (Petrobras)

Para executar a limpeza dos separadores, utilizando-se os dispositivos existentes de remoção de sólidos, é necessário que se faça uma parada da planta de processo por vários dias, provocando elevadas perdas de produção. Essas perdas durante 1998, em apenas uma plataforma da Petrobras, foram estimadas em US$ 3,000,000.00 (Dantas, 1999).

Capítulo III – Ciclones

Ciclones têm sido usados na indústria como separadores sólido-gás desde o final do século 19 devido à elevada eficiência de separação obtida para partículas com diâmetro na faixa de 5 a 100 μm, e à baixa queda de pressão provocada pelo equipamento (Méier *et al*., 2000). Além disto, ciclones têm baixo custo de construção e manutenção e podem operar sob severas condições de temperatura e pressão. Todas estas características tornam os ciclones equipamentos bastante utilizados em diversas indústrias, como por exemplo, a indústria do petróleo.

III.1 Ciclones como Separadores ou Classificadores

Atualmente, existe uma grande variedade de geometrias distintas de ciclones. Isto faz com que seja difícil classificá-los em categorias bem definidas (Nebresky *et al.*, 1980). Apesar disso, é possível dividi-los em:

a) Separadores

b) Classificadores

A primeira categoria pode ser caracterizada por tratar elevadas vazões, com relativamente baixas quedas de pressão. A performance é, geralmente, descrita em termos da recuperação da fase mais pesada no *underflow*. A vazão da fase contínua mais leve no *underflow* é nula ou, usualmente, insignificante.

Na segunda categoria a fase contínua é divida entre o *overflow* e o *underflow* e o principal objetivo é dividir a fase dispersa mais pesada em duas classes. Neste caso, os ciclones atuam como "classificadores" de partículas no qual, para um dado ciclone, as partículas grandes serão capturadas e as partículas pequenas serão arrastadas.

Equipamentos classificadores exibem uma curva de separação como a mostrada na Figura III.1 que é característica de cada equipamento (Rawlins *et al.*, 2000). Esta curva

traça o tamanho de partícula na corrente de entrada do ciclone versus a probabilidade, em porcentagem, de recuperação (captura) pelo equipamento. O diâmetro de partícula não é mostrado como tamanho absoluto, mas sim como uma fração do diâmetro de corte do equipamento. O diâmetro de corte é conhecido como "d_{50}", e é definido como o tamanho de partícula que tem uma probabilidade de captura de 50%.

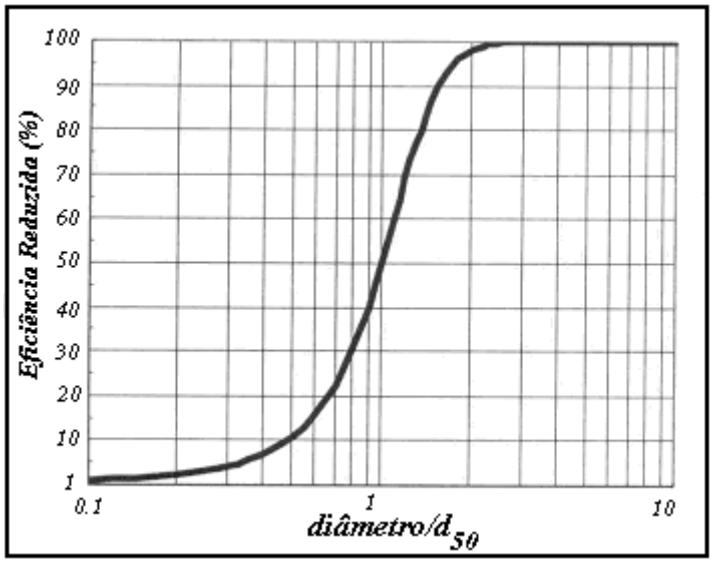

Figura III.1 - Curva típica de separação de partículas

A forma da curva de recuperação é definida pelo tamanho de corte e pela inclinação. O valor de d_{50} é calculado para cada equipamento, e para cada aplicação. O tipo de equipamento, geometria, parâmetros operacionais, características dos fluidos, e características dos sólidos irão afetar a magnitude do d_{50}. Uma perfeita separação nunca é alcançada na prática, logo, em equipamentos classificadores alguns finos estarão presentes na corrente de saída de partículas grossas, e algumas partículas grossas estarão presentes na corrente de saída de partículas finas.

A recuperação de sólidos total é definida como a quantidade de sólidos capturados ou separados. Ambos d_{50} e a distribuição do tamanho de partícula na entrada irão determinar a eficiência total de separação de sólidos (Rawlins *et al.*, 2000).

A queda de pressão é definida como o diferencial de pressão entre a entrada e o *overflow*, e é praticamente o único parâmetro operacional que pode ser controlado para

alterar a performance do ciclone. Quando a queda de pressão decresce, a velocidade das partículas e do fluido também decresce. Um aumento na velocidade acarreta em maiores forças centrífugas, e na recuperação de partículas menores. Isto irá resultar no aumento da eficiência global de separação.

A Figura III.2 mostra um desenho esquemático de um ciclone, onde pode ser visto suas partes constituintes.

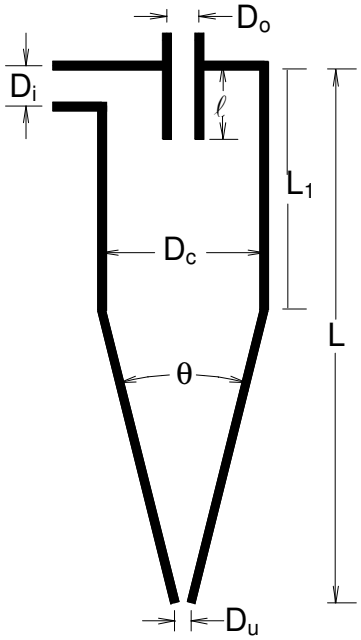

Figura III.2 - Desenho esquemático de um ciclone

As partes constituintes do ciclone que afetam sua performance estão listadas abaixo (Rawlins *et al.*, 2000):

- Área da entrada: para uma dada queda de pressão, a diminuição da área de entrada irá aumentar a velocidade do fluido. O aumento da velocidade do fluido aumenta a recuperação de partículas pequenas, aumentando, portanto, a eficiência de coleta.

- *Vortex finder*: o *vortex finder* evita que ocorra by-pass, ou seja, que haja fluxo de fluido da entrada direto para o *overflow*. O diâmetro do *vortex finder* tem uma

relação diretamente proporcional com d_{50}, já que ele irá afetar o tempo de residência. Apesar disto, nem todos os ciclones possuem *vortex finder*.

- Seção cilíndrica: a seção cilíndrica é localizada entre a entrada e a seção cônica do ciclone. O comprimento da seção cilíndrica afeta diretamente o tempo de residência, tendo uma relação inversamente proporcional com o d_{50}.

- Seção cônica: a seção cônica tem normalmente um ângulo de até 20° para grandes ciclones e de 6-12° para ciclones menores. Ângulos menores aumentam o tempo de retenção, apresentando uma relação inversamente proporcional com o d_{50}.

Comparando os ciclones com os separadores gravitacionais gás/óleo, os ciclones apresentam as seguintes vantagens (Nebresky *et al.*, 1980):

- Ocupam menor área plana;

- Pesam cerca de 70-85% menos;

- Além de mais leves e menores, alcançam melhores eficiências de separação;

- Quando em operação, não são afetados pela inclinação ou rotação do local onde estão instalados, o que é importante no caso de plataformas *off-shore*;

- São de fácil construção e manutenção, já que não apresentam partes móveis.

Mas, obviamente, como todo equipamento, apresenta desvantagens, como exemplo:

- Maior custo para processar uma mesma quantidade de gás em relação a um separador horizontal.

III.2 Funcionamento

A alimentação da mistura gás-sólido entra no ciclone através de uma entrada tangencial. A mudança na direção do fluxo força a mistura a girar formando um vórtice externo

descendente. O fluxo no vórtice é acelerado à medida que o diâmetro interno é reduzido ao longo do comprimento do cone. Devido a esse movimento circular, forças centrífugas atuam nas partículas sólidas forçando-as em direção à parede do ciclone. Uma vez na parede, os sólidos continuam a caminhar na direção do orifício de saída dos sólidos coletados (*underflow*). Devido à convergência do cone, o fluxo de fluido é invertido e forma um vórtice interno ascendente saindo do equipamento através do tubo de *overflow*. A Figura III.3 mostra de forma esquemática o vórtice interno ascendente e o vórtice externo descendente. Os sólidos que saem através do *underflow* caem numa câmara de acumulação, onde são periodicamente purgados, enquanto que o *overflow* é descarregado continuamente (Rawlins *et al.*, 2000).

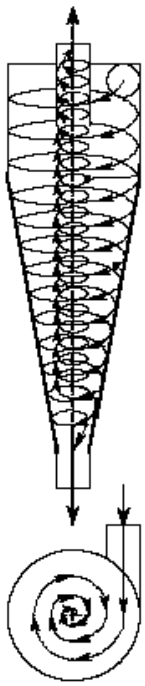

Figura III.3 - Forma esquemática do percurso do fluido no interior de um ciclone

Os ciclones utilizados na indústria do petróleo para a separação de areia são chamados de desareadores ("desanders"). Os desareadores são utilizados em aplicações que requerem altas vazões de fluidos. A seleção de um desareador é baseada na eficiência de separação desejada e na capacidade do sistema.

Na maioria das aplicações com desareadores, os sólidos presentes na corrente de alimentação estão presentes em concentrações menores do que 1% (10.000 PPM).

III.3 Separação Gás-sólido

Para ciclones gás-sólido, o cálculo de eficiência de separação é feito pelo uso de conceitos como eficiência total, eficiência granulométrica, razão de fluido e curva de distribuição de tamanhos.

A eficiência total, E_T, de um ciclone na separação gás-sólido é definida pela equação (III.1), e reflete a fração mássica de sólido recuperada no *underflow* (Svarovsky, 1990):

$$E_T = \frac{W_{su}}{W_s} \qquad \text{(III.1)}$$

Onde, W_{su} é a vazão mássica de sólido no *underflow* e W_s é a vazão mássica de sólido na alimentação.

Ciclones, em geral, operam com vazão nula de gás no orifício de saída dos sólidos coletados (*underflow*). Caso não seja este o caso, torna-se necessário introduzir o conceito de razão de fluido R_f, que é a fração de fluido que deixa o ciclone pelo *underflow*.

$$R_f = \frac{Q_u(1 - C_{vu})}{Q(1 - C_v)} \qquad \text{(III.2)}$$

Onde, Q_u é a vazão volumétrica do *underflow*, Q é a vazão volumétrica da alimentação, C_{vu} é a concentração volumétrica do *underflow* e C_v é a fração volumétrica da alimentação.

A eficiência total reduzida, E_T', gera a eficiência de separação das partículas de sólido separadas apenas devido à ação centrífuga. Logo, a E_T' não considera as partículas separadas devido à razão de fluido. A eficiência total reduzida é definida pela equação (III.3).

$$E_T' = \frac{E_T - R_f}{1 - R_f} \qquad \text{(III.3)}$$

A eficiência total e a eficiência total reduzida são úteis quando, por exemplo, é feita a análise da influência das condições operacionais em uma dada separação. Porém, esses valores têm significado apenas quando acompanhados por outros dados, como a distribuição de tamanhos de partícula e concentração de sólido na alimentação, vazão da alimentação, etc.

A eficiência calculada para dado tamanho de partícula presente na alimentação é conhecida como eficiência granulométrica, *G*, e mostra a fração mássica de sólido de um dado diâmetro de partícula recuperada no *underflow*. Sua definição é, portanto, similar à de eficiência total, porém é aplicada apenas a um dado tamanho de partícula, como mostrado na equação (III.4). Ou seja, a eficiência granulométrica é a eficiência total do ciclone alimentado com partículas de sólido de apenas um dado diâmetro.

$$G = \frac{W_{su}\big|_d}{W_S\big|_d} \qquad \text{(III.4)}$$

A freqüência x de dado tamanho de partícula gera a fração de partículas de tamanho d:

$$G = \frac{W_{Su} x_u}{W_S x} \qquad \text{(III.5)}$$

Como:

$$x = \frac{dy}{dd} \qquad \text{(III.6)}$$

Então:

$$G = E_T \frac{dy_u}{dy} \qquad \text{(III.7)}$$

Onde, y_u é a distribuição cumulativa menor que dado diâmetro, no *underflow* e y é a distribuição cumulativa menor que dado diâmetro, na alimentação. O tamanho de partícula com G = 50% é chamado de diâmetro de corte, d_{50}.

Similar à eficiência total, a eficiência granulométrica também pode ser corrigida com R_f, gerando a eficiência granulométrica reduzida G', como mostrado na equação (III.8).

Como a eficiência total reduzida, G' não considera as partículas que são separadas apenas devido à razão de fluido. O tamanho de partícula correspondente a G'= 50% é conhecido como o diâmetro de corte reduzido d'_{50}.

$$G' = \frac{G - R_f}{1 - R_f} \tag{III.8}$$

Com base na equação (III.9), é possível estimar-se a eficiência total quando a curva de eficiência granulométrica e a distribuição de tamanho de partículas são conhecidas.

$$E_T = \int_0^1 G dy \tag{III.9}$$

Uma equação similar pode ser obtida para a eficiência total reduzida:

$$E_T' = \int_0^1 G' dy \tag{III.10}$$

Capítulo IV – Fluidodinâmica Computacional (CFD)

IV.1 Definição e Aplicações de Fluidodinâmica Computacional

A fluidodinâmica computacional é uma poderosa ferramenta para a compreensão de problemas físicos que ocorrem em um determinado volume de controle. Para a aplicação da modelagem matemática envolvida com os fenômenos que ali ocorrem é necessário dividir o domínio que se deseja simular em um número finito de pontos, onde serão aplicadas as equações que descrevem esses fenômenos.

Além das equações de balanço (massa, momento e energia) aplicadas ao volume de controle, fenômenos como reação e turbulência podem também ser modeladas. Por isso, uma das dificuldades encontradas na aplicação desta ferramenta é a definição de todos os modelos que serão utilizados para definir o fenômeno em estudo.

O segundo maior desafio que deve ser enfrentado pelo usuário desta ferramenta está exatamente na discretização do domínio. A solução numérica para problemas fluidodinâmicos só é possível com a divisão do volume de controle estudado em número finito de partes, nas quais serão aplicadas as equações de conservação e fenomenológicas que representam o problema. Nesta fase, é importante que os volumes estabelecidos representem bem o domínio, pois a representatividade dos resultados irá depender diretamente da qualidade da discretização realizada.

O usuário desta técnica precisa, ainda, definir as condições de contorno e iniciais do problema.

Esses procedimentos irão gerar um conjunto de equações lineares acopladas, ou não, que serão resolvidas com o auxílio da ferramenta computacional. Na verdade, só é possível a aplicação da fluidodinâmica computacional devido ao grande poder computacional existente nos dias de hoje.

Finalmente, a solução obtida deve ser analisada e interpretada. Eventualmente, se for necessário, o modelo deve ser ajustado de modo a gerar um resultado confiável, através

do qual será possível extrair as variáveis de interesse e visualizar a solução do problema. A Figura IV.1 mostra um esquema com as etapas que devem ser seguidas para a solução de um problema com o auxílio de CFD.

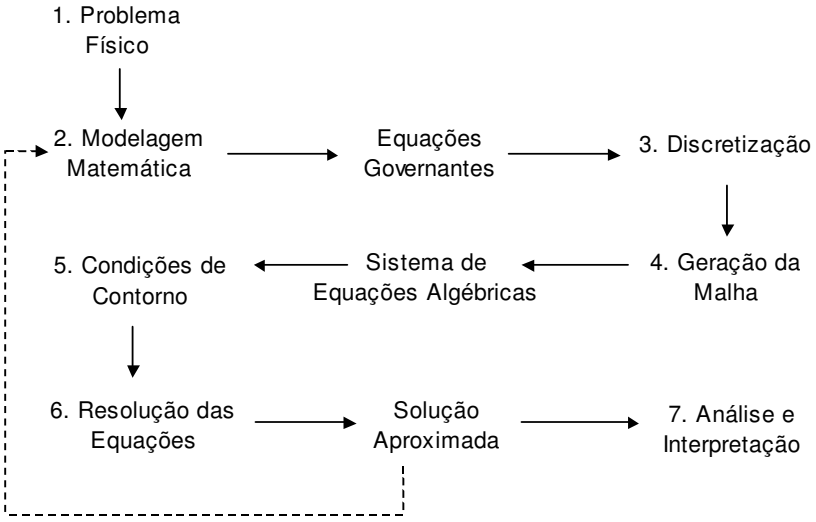

Figura IV.1 - Etapas da resolução de problemas em CFD

A dinâmica dos fluidos computacional pode ser utilizada para o cálculo dos mais diversos fenômenos: dissipação, difusão, convecção, ondas, superfícies livres e turbulência. A esses fenômenos estão associados os mais diversos tipos de problema, aplicados tanto a escoamentos externos (na aerodinâmica de naves espaciais, aviões e automóveis, na hidrodinâmica de navios e submarinos, na hidrologia e oceanografia, no fluxo em rios, mares e na atmosfera, etc.), quanto internos (sistemas reacionais, combustão e turbinas a gás, transferência de calor e massa em equipamentos, transporte em dutos, engenharia biomédica, etc.) (Versteeg e Malalasekera, 1995).

Os erros gerados na solução numérica podem levar a pouca representatividade, ou a nenhuma, da solução quando comparada com a realidade física. Logo, a ferramenta numérica é adequada e confiável quando se está de posse de um método numérico que resolva corretamente as equações diferenciais, e de um modelo matemático que represente com fidelidade o fenômeno físico. Vale ressaltar que a correta visualização e interpretação das soluções geradas é tão importante quanto a solução em si.

A comparação dos resultados numéricos (RN) com os resultados analíticos (RA) das equações diferenciais, se existirem, ou com outros numéricos, caracteriza a validação numérica. Por outro lado, a comparação dos resultados numéricos (RN) com os resultados experimentais (RE) identifica a validação física.

IV.2 Turbulência

Entre os fenômenos envolvidos com os escoamentos simulados através do CFD a turbulência é sem dúvida o mais importante deles. Grande parte das simulações onde há movimentação de fluidos deve possuir modelos adequados para representar este fenômeno. São raros os casos de problemas encontrados na natureza e em aplicações práticas em que o escoamento é completamente laminar.

A turbulência é um fenômeno ainda hoje bastante estudado, mas também muito bem estabelecido. A turbulência envolve, principalmente, transferências convectivas de momento, massa e energia gerando, portanto, escoamentos necessariamente tridimensionais (Neto *et al.*, 2002).

Escoamentos turbulentos são instáveis e contém flutuações que são dependentes do tempo e da posição no espaço (Neto *et al.*, 2002). Essa característica torna difícil a descrição dos violentos movimentos de flutuação como, por exemplo, prever o local onde se formará um turbilhão ou vórtice turbulento, ou de descrever o campo de velocidades com precisão.

Para descrever este fenômeno existem alguns modelos já estabelecidos. Eles podem ser divididos em duas classes: a primeira apresenta equações de transporte baseadas no conceito de viscosidade turbulenta e a segunda propõe resolver as equações para os tensores de Reynolds.

IV.2.1 Modelos de Viscosidade Turbulenta

Entre os modelos baseados no conceito de viscosidade turbulenta são utilizados, principalmente, modelos com duas ou zero equações de transporte. Nos modelos a duas

equações, as escalas de velocidade e de comprimento são resolvidas usando equações de transporte distintas. Neles, a viscosidade turbulenta é modelada como o produto entre as escalas de velocidade e de comprimento turbulento.

Admite-se a hipótese originalmente proposta por Boussinesq (1877) de que as tensões de Reynolds são proporcionais à viscosidade turbulenta, levando a uma relação similar a do comportamento do escoamento laminar de fluidos Newtonianos, sendo que a viscosidade turbulenta não é uma propriedade física do fluido, mas sim uma medida do nível de turbulência. Para simplificação dos modelos foi omitida a média temporal nas equações a seguir.

No modelo de viscosidade turbulenta a tensão de Reynolds pode ser definida como:

$$\boldsymbol{\tau}^T = \mu_t \nabla \mathbf{U}^T \tag{IV.1}$$

Colocando-se na forma generalizada proposta por Kolmogorov (1942), o tensor de Reynolds pode ser avaliado através da seguinte equação:

$$-\rho\overline{\mathbf{u} \otimes \mathbf{u}} = -\frac{2}{3}\rho\kappa\boldsymbol{\delta} - \frac{2}{3}\mu_t \nabla \bullet \mathbf{U}\boldsymbol{\delta} + \mu_t\left(\nabla\mathbf{U} + (\nabla\mathbf{U})^T\right) \tag{IV.2}$$

Pode-se definir: $\boldsymbol{u}$ é a flutuação das velocidades turbulentas, $\boldsymbol{U}$ é a velocidade média, $\boldsymbol{\tau}^T$ é a tensão cisalhante, $k = \frac{1}{2}\boldsymbol{u}^2$ é a energia cinética turbulenta, μ_t é a viscosidade turbulenta, e $\boldsymbol{\delta}$ é o delta de Kronecker.

Substituindo a definição de tensão turbulenta de Kolmogorov (1942) na equação de Navier-Stokes considerando-se a média temporal se obtém a equação abaixo:

$$\frac{\partial}{\partial t}\rho\boldsymbol{U} + \nabla \bullet \rho(\boldsymbol{U} \otimes \boldsymbol{U}) = \boldsymbol{B} - \nabla p' + \nabla \bullet \left\{\mu_{eff}\left[\nabla\boldsymbol{U} + (\nabla\boldsymbol{U})^T\right]\right\} \tag{IV.3}$$

Onde B é a soma de todas as forças de campo, e a viscosidade efetiva μ_{eff} é definida como:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \tag{IV.4}$$

Sendo μ é a viscosidade absoluta, μ_T é a viscosidade turbulenta e *p'* a pressão modificada, que pode ser definida por:

$$p' = p + \frac{2}{3}\rho\kappa + \nabla \bullet \boldsymbol{U}\left(\frac{2}{3}\mu_{eff} - \zeta\right) \qquad \text{(IV.5)}$$

Onde ζ é a viscosidade *bulk*.

IV.2.1.1 Modelos a Zero Equação

O modelo a zero equação para a viscosidade turbulenta calcula o valor global de μt através de fórmulas empíricas, utilizando a velocidade média do escoamento e a escala de comprimento geométrico, gerando resultados aproximados, porém com bastante rapidez (Hirsch, 1989).

A modelagem da viscosidade turbulenta foi proposta por Prandtl-Kolmogorov:

$$\mu_t = \rho\, f_\mu U_t l_t \qquad \text{(IV.6)}$$

Onde, f_μ é a constante de proporcionalidade; U_t é a escala de velocidade turbulenta; e l_t é a escala de comprimento turbulento.

A escala de velocidade turbulenta é considerada como sendo a velocidade máxima do fluido. A escala de comprimento turbulento, nesse modelo, é dada através da seguinte expressão:

$$l_t = \frac{V_D^{1/3}}{7} \qquad \text{(IV.7)}$$

Sendo V_D o volume total do domínio.

IV.2.1.2 Modelos a Duas Equações

Esses modelos são mais sofisticados que os modelos a zero equação, já que utilizam as escalas de velocidade e comprimento nas equações de transporte separadamente (CFX, 2007). Nesses modelos a escala de velocidade turbulenta é calculada a partir da energia

cinética turbulenta, que é um dos parâmetros encontrados como solução das equações. A escala de comprimento turbulento é estimada de duas propriedades do campo turbulento, geralmente a energia cinética turbulenta e sua taxa de dissipação.

i) Modelo κ-ε

O modelo k-ε é o modelo mais utilizado para representar problemas de engenharia. Ele é um modelo estável e robusto numericamente, composto por duas equações de transporte: uma para a energia cinética, o k, e outra para a dissipação de energia, o ε. A energia cinética é escolhida devido à viscosidade turbulenta ser proporcional a esse parâmetro e a dissipação de energia é utilizada para representar a escala de comprimento do movimento turbulento.

Este modelo, no entanto, é deficiente nas seguintes situações (Deschamps, 2002; CFX, 2007):

- Escoamento na presença de curvatura acentuada de linhas de corrente;
- Escoamento sob ação de altos gradientes de pressão;
- Escoamentos com regiões de separação;
- Jatos;
- Escoamentos sob ação de campos de forças.

O modelo κ–ε gera uma turbulência isotrópica, sendo impróprio para a simulação de escoamentos circulares mais complexos (com anisotropia), já que superestimam a tensão turbulenta, prevendo de forma errada as velocidades tangencial e axial.

Neste modelo a viscosidade turbulenta é definida como:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{\kappa^2}{\varepsilon} \qquad \text{(IV.8)}$$

Onde C_μ é uma constante, κ é a energia cinética turbulenta e ε é a taxa dissipação da energia cinética turbulenta.

Abaixo são apresentadas as equações modificadas da continuidade e da conservação de momento para o modelo κ–ε, respectivamente:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho \boldsymbol{U}) = 0 \qquad \text{(IV.9)}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\rho \boldsymbol{U} + \nabla \bullet \rho(\boldsymbol{U} \otimes \boldsymbol{U}) - \nabla \bullet (\mu_{eff} \nabla \boldsymbol{U}) = \boldsymbol{B} + \nabla p'' + \nabla \bullet (\mu_{eff} \nabla \boldsymbol{U})^T \qquad \text{(IV.10)}$$

Onde μ_{eff} é dada pela equação (IV.4) e a pressão modificada (p'') é dada pela equação (IV.11):

$$p'' = p + \frac{2}{3}\rho\kappa \qquad \text{(IV.11)}$$

Os valores de κ, que entrarão na equação da viscosidade turbulenta (IV.8) podem ser calculados pela seguinte equação:

$$\frac{\partial(\rho\kappa)}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho \boldsymbol{U} \kappa) = \underbrace{\nabla \bullet \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} \nabla \kappa \right)}_{I} + \underbrace{P_k}_{II} - \underbrace{\rho\varepsilon}_{III} \qquad \text{(IV.12)}$$

O termo I representa a transferência de energia cinética por difusão e o termo III representa a dissipação de energia cinética por cisalhamento. O termo II, variável P_k, é a produção de turbulência devido às forças viscosas (cisalhamento) e de empuxo, que é modelada segundo a equação (IV.13).

$$P_k = \mu_t \nabla \mathbf{U} \bullet \left(\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^{\mathbf{T}}\right) - \frac{2}{3}\nabla \bullet \mathbf{U}(3\mu_t \nabla \bullet \mathbf{U} + \rho\kappa) + P_{kb} \qquad \text{(IV.13)}$$

Os valores de ε são obtidos através da equação diferencial de transporte abaixo:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho \boldsymbol{U} \varepsilon) = \nabla \bullet \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) + \frac{\varepsilon}{\kappa}(C_{\varepsilon 1} P_\kappa - C_{\varepsilon 2}\rho\varepsilon) \qquad \text{(IV.14)}$$

Os valores das constantes $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$, σ_κ e σ_ε podem ser encontrados na Tabela IV.1.

Tabela IV.1 - Valores das constantes da equação da taxa de dissipação turbulenta

Variáveis	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	σ_{κ}	σ_{ε}
Faixa de valores	1,44- 1,55	1,92-2,00	1,0	1,3

ii) Modelo RNG-κ-ε

Esse modelo de turbulência, alternativo ao modelo κ-ε padrão, é baseado na renormalização dos grupos adimensionais presentes nas equações de Navier-Stokes (CFX, 2007). As equações de geração e dissipação de turbulência são as mesmas do modelo κ-ε padrão, porém as constantes do modelo são diferentes. A equação (IV.15) representa a dissipação de turbulência:

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho U \varepsilon) - \nabla \bullet \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_{\varepsilon RNG}} \nabla \varepsilon \right) = \frac{\varepsilon}{\kappa} \left(C_{\varepsilon 1 RNG} P_k - C_{\varepsilon 2 RNG} \rho \varepsilon \right) \qquad \text{(IV.15)}$$

$C_{\varepsilon 1 RNG}$, f_{η}, η são coeficientes do modelo, $C_{\varepsilon 2 RNG}$, $C_{\mu RNG}$, β_{RNG}, $\sigma_{\kappa RNG}$ e $\sigma_{\varepsilon RNG}$ são constante do modelo e têm o valor, respectivamente, de 1,92, 0,085, 0,012, 0,7179 e 0,7179.

$$C_{\varepsilon 1 RNG} = 1{,}42 - f_{\eta} \quad \text{(IV.16);} \qquad f_{\eta} = \frac{\eta \left(1 - \frac{\eta}{4{,}38} \right)}{\left(1 + \beta_{RNG} \eta^3 \right)} \quad \text{(IV.17)} \qquad \text{e} \qquad \eta = \sqrt{\frac{P_{\kappa}}{\rho C_{\mu RNG} \varepsilon}} \quad \text{(IV.18)}$$

iii) Modelo κ-ω

Esse modelo foi formulado para o cálculo de escoamentos a baixos números de Reynolds, o que ocorre perto da parede, sendo mais apropriado para problemas de aerodinâmica (escoamento com regiões de separação). O modelo não envolve as funções não-lineares necessárias para o modelo κ-ε, tornando-se, portanto, mais preciso e robusto.

O procedimento utilizado pelo κ–ω para melhorar a resolução próximo a parede é trocar automaticamente do modelo de baixo número de Reynolds para uma função de parede (*wall function*); é o chamado tratamento automático próximo à parede. Para identificar a

proximidade com a parede é utilizada a função y^+. No caso do modelo κ–ω esse tratamento é realizado para $y^+ \leq 2$.

Na verdade, o CFX utiliza esse tratamento automático para todos os modelos baseados nas ε-equações, mas somente a partir de $y^+ = 0{,}2$. O método escalonável (*Scalable Wall Functions*) também utilizado pelo CFX aplica automaticamente as funções de parede, sem se preocupar com a malha utilizada.

Para se ter uma idéia dos valores de y^+ utilizados acima vale apresentar como são definidas as camadas próximas a parede: Bem próximo a parede, o perfil de velocidade passa de logarítmico a linear, sendo que o perfil logarítmico está entre $5 \leq y^+ \leq 10$, a faixa chamada de viscosa é até $y^+ = 5$, e a turbulenta a partir de $y^+ = 11$.

O modelo κ–ω assume que a viscosidade turbulenta está relacionada à energia cinética turbulenta através da equação (IV.19):

$$\mu_t = \rho \frac{k}{\varpi} \tag{IV.19}$$

As seguintes equações de transporte, para κ e para ω, são resolvida:

$$\frac{\partial(\rho\kappa)}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho \mathbf{U} \kappa) = \nabla \bullet \left(\left[\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\kappa} \right] \nabla \kappa \right) + P_\kappa - \beta' \rho \kappa \varpi \tag{IV.20}$$

$$\frac{\partial(\rho\varpi)}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho \mathbf{U} \varpi) = \nabla \bullet \left(\left[\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varpi} \right] \nabla \varpi \right) + \alpha \frac{\varpi}{\kappa} P_\kappa - \beta \rho \varpi^2 \tag{IV.21}$$

Onde o termo de produção é dado pela equação (IV.13) e as constantes encontram-se na Tabela IV.2.

Tabela IV.2 - Valores das constantes das equações para o modelo κ–ω

Variáveis	β	α	β'	σ_κ	σ_ω
Valores	0,09	5/9	0,075	2,0	2,0

E o tensor de Reynolds será então calculado pela equação (IV.22).

$$\tau = \mu_t 2S - \rho \tfrac{2}{3} \delta\kappa \qquad \text{(IV.22)}$$

iv) Modelo SST

Uma questão importante para se obter um resultado numérico preciso em escoamentos turbulentos é a formulação e o tratamento numérico das equações de transporte próximas às paredes. O modelo κ–ε é deficiente em regiões onde os gradientes de pressão são muito grandes, como o que ocorre próximo às paredes.

Perto de uma parede com condição de aderência (velocidade nula na parede), há fortes gradientes nas variáveis importantes do escoamento e os efeitos viscosos atuam fortemente nos processos de transporte.

Duas aproximações são usualmente utilizadas para modelar o fluxo turbulento perto da região da parede:

- Utilizar funções de parede (*wall functions*: modelos que fornecem a distribuição da média temporal das velocidades na vizinhança de uma parede).

- Utilizar o método do Baixo Número de Reynolds.

O modelo SST é, na verdade, uma combinação entre os modelos κ–ε e κ–ω. Com isso, ele dá resultados mais precisos nas regiões de separação do escoamento mesmo sob grandes gradientes de pressão.

As escalas de viscosidade podem ser encontradas pela equação (IV.23):

$$v_t = \frac{a_1 \kappa}{\max\left(a_1 \varpi, SF_2\right)} \qquad \text{(IV.23)}$$

Onde $v_t = \mu_t / \rho$, F_2 é uma função da combinação dos dois modelos, a_1 é igual a 5/9 e S é uma medida da taxa de cisalhamento.

IV.2.2 Modelo das Tensões de Reynolds

Os modelos das tensões de Reynolds (RSM – Reynolds Stress Model), ou de fechamento de segunda ordem (FSO), são baseados nas equações de transporte para todos os componentes do tensor-tensão de Reynolds e da taxa de dissipação turbulenta, sendo adequados para escoamentos fortemente anisotrópicos (Launder, 1989). Esses modelos não utilizam a hipótese da viscosidade turbulenta, mas resolvem equações individuais para o transporte das tensões de Reynolds no fluido.

Os modelos de FSO incluem efeitos de curvatura, mudanças repentinas na taxa de cisalhamento, escoamentos secundários e empuxo.

O cálculo exato do termo de produção e a modelagem inerente ao modelo das tensões anisotrópicas fazem com que, em tese, os modelos de FSO sejam mais apropriados para escoamentos complexos.

A equação (IV.24) mostra a quantidade de movimento para a velocidade média (CFX, 2007).

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho U \otimes U) - \nabla(\mu \nabla U) = -\nabla p'' - \nabla \bullet \left(\rho \overline{u \otimes u}\right) + B \qquad \text{(IV.24)}$$

Onde p'' é a pressão modificada, B é a soma das forças de campo e $\rho \overline{u \otimes u}$ é a contribuição da flutuação das tensões de Reynolds.

Contrário aos modelos de viscosidade turbulenta, a pressão modificada não contribui para a turbulência, e é relacionada à pressão estática pela equação (IV.25).

$$p'' = p + \nabla \bullet U \left(\frac{2}{3}\mu - \xi \right) \qquad \text{(IV.25)}$$

Onde p é a pressão estática e ζ é a viscosidade bulk.

Esses modelos podem ser apresentados sob a forma algébrica ou diferencial; na forma diferencial as equações são resolvidas individualmente para cada componente da tensão de Reynolds. Nessa forma, a equação (IV.26) representa a tensão de Reynolds.

$$\frac{\partial \rho \overline{u \otimes u}}{\partial t} + \nabla \bullet \left(\rho \overline{u \otimes u} \otimes U\right) - \nabla \bullet \left(\rho C \frac{\kappa}{\varepsilon} \overline{u \otimes u} \left(\overline{u \otimes u}\right)^T \right) = P + G + \underline{\underline{\phi}} - \frac{2}{3} \rho \varepsilon \delta \qquad \text{(IV.26)}$$

Onde P, dado pela equação (IV.27), é a produção de turbulência devido ao cisalhamento, G é a produção de turbulência $\underline{\underline{\phi}}$ devido a empuxo, é a correlação pressão-deformação e C é a constante do modelo.

$$P = -\rho \left(\overline{u \otimes u} (\nabla U)^T + (\nabla U) \overline{u \otimes u}\right) \qquad \text{(IV.27)}$$

Como a dissipação turbulenta aparece nas equações de tensão individuais, uma equação para ε é requerida (CFX, 2007).

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \bullet (\rho U \varepsilon) = \frac{\varepsilon}{\kappa} (C_{\varepsilon 1} P - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon) + \nabla \bullet \left[\frac{1}{\sigma_{\varepsilon RS}} \left(\mu + \rho C_{\mu RS} \frac{\kappa^2}{\varepsilon} \right) \nabla \bullet \varepsilon \right] \qquad \text{(IV.28)}$$

- Termo Pressão-deformação

Um dos mais importantes termos nos modelos de tensores de Reynolds é a correlação pressão-deformação, ϕ_{ij}.

As correlações pressão-deformação podem ser expressas de forma geral por:

$$\phi_{ij} = \phi_{ij1} + \phi_{ij2} \qquad \text{(IV.29)}$$

onde,

$$\phi_{ij1} = -\rho \varepsilon \left(C_{s1} a + C_{s2} \left(aa - \frac{1}{3} a \bullet a \delta \right) \right) \qquad \text{(IV.30)}$$

$$\phi_{ij2} = -C_{r1} P a + C_{r2} \rho \kappa S - C_{r3} \rho \kappa S \sqrt{a \bullet a} + C_{r4} \rho \kappa \left(a S^T + S a^T - \frac{2}{3} a \bullet S \delta \right) + C_{r5} \rho \kappa \left(a W^T W a^T \right) \qquad \text{(IV.31)}$$

e,

$$a = \frac{\overline{u \otimes u}}{\kappa} - \frac{2}{3} \delta \qquad \text{(IV.32)}$$

$$S = \frac{1}{2} \left(\nabla U + (\nabla U)^T \right) \qquad \text{(IV.33)}$$

$$W = \frac{1}{2}\left(\nabla U - (\nabla U)^T\right) \qquad \text{(IV.34)}$$

Nesta formulação, a é o tensor anisotrópico, S é a taxa de deformação e W é a vorticidade. Esta forma geral pode ser utilizada para modelar correlações lineares ou quadráticas através do uso de valores apropriados para as constantes.

O CFX utiliza três diferentes modelos de tensores de Reynolds. Eles são conhecidos como LRR-IP, LRR-QI e SSG. Cada modelo utiliza diferentes valores para as constantes.

O modelo LRR-IP considera isotropia no escoamento, o LRR-QI assume uma "quase-isotropia", e o SSG considera o escoamento como anisotrópico.

A Tabela IV.3 apresenta os valores das constantes para cada modelo (CFX, 2007).

Tabela IV.3 - Constantes das equações dos tensores de Reynolds

Modelo	$C_{\mu RS}$	s_{eRS}	C_s	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	C_{S1}	C_{S2}	C_{r1}	C_{r2}	C_{r3}	C_{r4}	C_{r5}
LRR,IP	0,1152	1,1	0,22	1,45	1,9	1,8	0,0	0,0	0,8	0,0	0,6	0,6
LRR,QI	0,1152	1,1	0,22	1,45	1,9	1,8	0,0	0,0	0,8	0,0	0,873	0,655
SSG	0,1	1,36	0,22	1,45	1,83	1,7	-1,05	0,9	0,8	0,65	0,625	0,2

IV.3 Discretização do Domínio

Ao contrário dos métodos analíticos, que fornecem uma solução exata e fechada para as equações diferenciais de interesse em qualquer ponto do domínio, os métodos numéricos resolvem essas equações em um número finito de pontos. Para fazer a divisão do domínio analisado utiliza-se a malha.

IV.3.1 Malhas

A malha é o conjunto de sub-regiões, ou elementos, em que se divide o domínio geométrico do problema. As equações são resolvidas gerando variáveis com valores

discretos, para cada elemento, e a solução de um elemento será utilizada como condição de contorno para o elemento adjacente.

Isso explica a necessidade do refinamento em regiões cujos gradientes das variáveis em estudo são mais elevados, como ocorre nas regiões próximas à parede. Ou seja, o tipo de malha adequado para o escoamento depende de sua complexidade e da geometria do domínio.

As malhas se dividem em dois grupos: estruturadas e não-estruturadas. As malhas estruturadas apresentam uma regularidade na distribuição espacial de seus pontos. Um exemplo de malha estruturada é a malha hexaédrica, composta somente por volumes hexaédricos. As malhas não-estruturadas (Figura IV.2) são caracterizadas pela ausência de regularidade na distribuição espacial dos pontos, um exemplo é a malha tetraédrica (ou triangular, quando bi-dimensional). As malhas não-estruturadas são muito importantes quando o domínio analisado é dado por uma geometria muito complexa.

As malhas estruturadas podem ser uniformes (Figura IV.3), quando seus pontos estão igualmente espaçados ou não-uniformes (Figura IV.4), quando seus pontos são espaçados de acordo com a necessidade do domínio, possibilitando aglutinação ou espaçamento dos pontos em áreas específicas. Os pontos podem estar aglutinados em áreas em que se espera que a variação espacial da solução seja grande e afastados nas regiões onde a solução apresenta pequena variação espacial. As malhas não-estruturadas são geralmente não-uniformes.

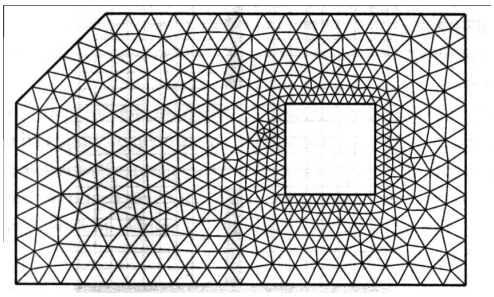

Figura IV.2 - Malha não-estruturada

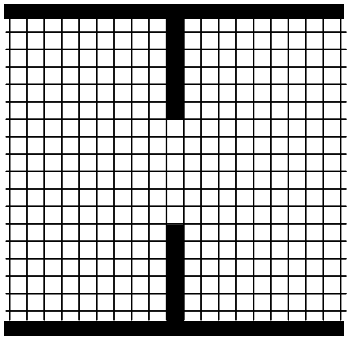

Figura IV.3 - Malha estruturada uniforme

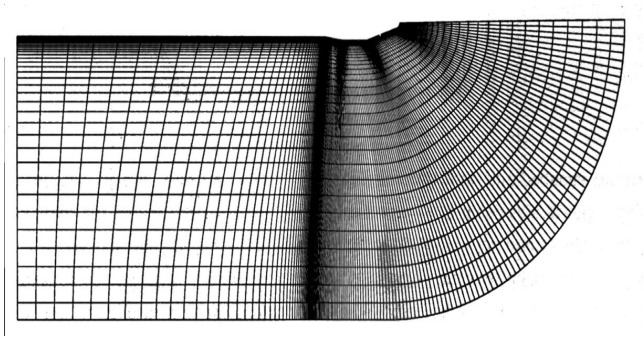

Figura IV.4 - Malha estruturada não-uniforme

IV.3.2 Método de Diferenças Finitas (MDF)

O MDF utiliza as equações diferenciais parciais na forma numérica, em função dos pontos da malha. São obtidas equações algébricas, escritas para cada ponto da região em que se deseja calcular a solução de problema. Pode-se pensar, nas aproximações de diferenças finitas como o inverso do processo de determinação do limite. As aproximações de diferenças finitas podem ser obtidas de várias formas, como por expansão em série de Taylor e interpolação polinomial. (Fortuna, 2000). A interpolação é utilizada para se obter valores das variáveis em outros locais que não sejam nos nós da malha.

IV.3.3 Método dos Elementos Finitos (MEF)

O MEF se baseia na divisão do domínio em um conjunto de volumes discretos, ou elementos finitos, aplicável a malhas não-estruturadas. A característica marcante desse método é a multiplicação das equações por uma *função-peso* antes de serem integradas em todo o domínio, onde a solução é aproximada por uma função linear dentro de cada elemento, garantindo a continuidade da solução através das condições de contornos em cada elemento (Ferziper e Péric, 1996).

O MDF sempre foi mais utilizado pelos analistas da área de escoamento de fluidos, enquanto o MEF era utilizado na área estrutural, para a solução de problemas de elasticidade. Os quais são problemas, do ponto de vista físico, completamente diferentes. Os de escoamento são altamente não-lineares (equações de Navier-Stokes),

enquanto os problemas de elasticidade não possuem os termos convectivos, não-lineares, assemelhando-se a problemas puramente difusivos.

O MDF pode ser aplicado a qualquer tipo de malha, sendo usualmente aplicado a malhas estruturadas, pois é mais simples e eficiente para estes casos. Por outro lado, o MEF tem a vantagem de em malhas não-estruturadas ser mais facilmente aplicável, o que permite a resolução de problemas em geometrias mais complexas.

Portanto, até o início da década de 70, dispunha-se de um método (o MDF) com grande aplicabilidade na área de fluidos, mas sem habilidades para tratar geometrias complexas; e de um método hábil no tratamento da geometria (o MEF), mas sem ferramentas para tratar os termos convectivos presentes nas equações do movimento.

IV.3.4 Método dos Volumes Finitos (MVF)

Os problemas apresentados na seção acima, e outros similares, motivaram pesquisas para o desenvolvimento e aprimoramento do método dos volumes finitos (MVF). No MVF, as equações são obtidas através de balanços de conservação da propriedade envolvida (massa, quantidade de movimento, entalpia, etc.) no volume elementar.

O MVF é por vezes confundido com o método das diferenças finitas, apesar de terem formulações bem diferentes, pois em vários casos, as equações discretizadas obtidas por ambos os métodos são iguais. Enquanto o MDF tem uma dedução puramente matemática, a formulação do método de volumes finitos tem base física. Ele é obtido a partir da integração das equações diferenciais parciais em uma região, ou volume, do espaço (Pinto e Lage, 2001). A sua desvantagem em relação ao método das diferenças finitas é que para sistemas com escoamento tridimensional é necessário o uso de interpolação e integração, ao passo que no método de diferenças finitas é necessário somente interpolação.

A aplicação da técnica de volumes finitos permite escrever equações de diferenças finitas que exprimem diretamente as equações desejadas. As equações diferenciais parciais (EDPs) são integradas diretamente sobre a malha, o que facilita a obtenção das equações de diferenças finitas e sua posterior solução numérica. A interpretação física

das equações resultantes da aplicação do método de volumes finitos, bem como a possibilidade de aplicá-lo diretamente sobre as malhas com espaçamentos não-uniformes, em problemas com duas ou três dimensões, são duas das razões que explicam sua popularidade. Esse método pode ser aplicado a qualquer tipo de malha e geometrias. Praticamente todos os grandes pacotes de CFD hoje disponíveis no mercado para a solução de problemas de escoamento de fluidos com transferência de calor empregam o MVF (Maliska, 1995).

IV.4 Representatividade das Soluções

As características necessárias para que a solução numérica seja representativa, ou seja, que tenha significado físico e que reproduza a realidade do escoamento, estão listadas abaixo (Ferziper, 1996; Versteeg e Malalasekera, 1995):

Consistência:

A consistência de uma solução é verificada pela diferença entre a equação discretizada e a exata, através do erro de truncamento. O erro de truncamento de um método consistente deve ser zero, quando o limite do tempo e espaço tender a zero: ($\Delta t \rightarrow 0 \quad e \quad \Delta x_i \rightarrow 0$).

Estabilidade:

O método de solução numérica é estável se não houver aumento dos erros ao longo do processo de solução numérica, ou seja, se os resultados não divergirem.

Convergência:

É a propriedade de um método numérico de produzir uma solução que se aproxima da solução exata das equações diferenciais, quando o espaçamento da malha, o tamanho do volume de controle ou do elemento tender a zero. Um método pode atingir uma solução convergente, mas a solução pode ser dependente da malha, isto é, se a malha mudar, a solução muda. No entanto, diminuindo-se o tamanho da malha, chega-se a um tamanho na qual, a partir daí, a solução é independente dela.

Conservação:

Um método iterativo pode chegar a uma solução quando um critério de convergência, como, por exemplo, o desvio médio quadrático (RMS) das equações envolvidas, for atingido ou quando se atingir um critério para o fechamento do balanço das equações simuladas, como, por exemplo, no estado estacionário e na ausência de geração, a quantidade que deixar o volume de controle for igual à quantidade que entrar no mesmo volume.

Precisão:

Existem três tipos de erro nas soluções numéricas de problemas de escoamento de fluidos. São eles os erros de modelagem, introduzidos na solução por meio das suposições feitas nas derivações das equações de transporte, pela simplificação da geometria, do domínio e das condições de contorno; erros de discretização, introduzidos na solução por aproximações do sistema algébrico de equações discretizadas e, portanto, podem ser reduzidos usando interpolações, ou aplicando aproximações a regiões menores; e erros de convergência, que são calculados pela diferença entre as soluções iterativas e exatas dos sistemas de equações algébricas. É essencial controlar e estimar erros de convergência e discretização antes de julgar a validade dos modelos de fenômenos físicos.

Viabilidade da solução:

Devemos ter modelos desenvolvidos especificamente para a resolução de alguns fenômenos muito complexos como, por exemplo, para turbulência, combustão e escoamento multifásico, a fim de que os resultados tenham significado físico e de que as soluções não divirjam.

Capítulo V – Materiais e Métodos

V.1 Caracterização dos Fluidos Estudados

O fluido estudado representa uma corrente de petróleo rica em gás natural proveniente de um conjunto de poços cuja produção de gás é maior do que a de óleo. Dispersos nesse gás encontram-se, também, uma mistura de óleo e água e partículas sólidas provenientes do reservatório ou de erosão nos equipamentos.

Este estudo visa avaliar diferentes geometrias de ciclones com relação à eficiência de separação entre gás e partículas dispersas. As partículas dispersas foram aqui representadas pelo componente areia. A mistura óleo/água não foi considerada, pois estima-se que esse componente deve sair junto com a areia devido a sua densidade ser muito mais próxima a da areia que a do gás. Caso este processo venha a ser empregado, na prática, uma posterior separação entre a corrente líquida e a areia deverá ser prevista.

A Tabela V.1 apresenta as principais características do fluido estudado nas condições de operação utilizadas neste serviço. Neste estudo, o gás natural foi considerado incompressível, pois, como a queda de pressão no equipamento avaliado é pequena, não haverá alterações significativas nas propriedades do gás. As simulações realizadas poderão também ser utilizadas para estimar esta queda de pressão.

Tabela V.1 - Caracterização do fluido

Propriedade	**Dado**
Massa específica do gás	$9{,}7 \times 10^{-3}$ g/cm^3 @ 70^{0}C e 13,2 bar
Viscosidade dinâmica	$1{,}2 \times 10^{-4}$ P @ 70^{0}C e 13,2 bar
Massa específica da areia	2,65 g/cm^3
Concentração volumétrica da areia	0,0056 %

A distribuição granulométrica da areia é representada pela equação V.1, onde d é o diâmetro da partícula, em μm, e Y é a fração de partículas com diâmetro menor que d. Para otimização da geometria, foi considerado somente um tamanho de partícula d = 5 μm. Esse tamanho de partícula foi escolhido depois de testados os tamanhos d = 1, 5 e

20 μm. Os resultados obtidos para os tamanhos d = 1 e 20 μm de partícula foram inadequados para este tipo de avaliação, foram obtidas eficiências muito baixas e muito altas, respectivamente. Por isso, o diâmetro d = 5 μm foi utilizado.

$$Y = 1 - \exp\left[-\left(\frac{d}{337}\right)^{1,88}\right] \qquad (V.1)$$

Os dados apresentados acima para os fluidos estudados foram fornecidos pela Petrobras e representam um conjunto de poços que atualmente encontra-se em operação.

V.2 Parâmetros Geométricos

A Figura V.1 apresenta um desenho esquemático do equipamento estudado e mostra suas principais variáveis geométricas. Neste estudo, o ciclone avaliado possui entrada retangular, portanto mais dois parâmetros geométricos são aplicáveis: a altura (H_c) e a largura do duto de alimentação (B_c).

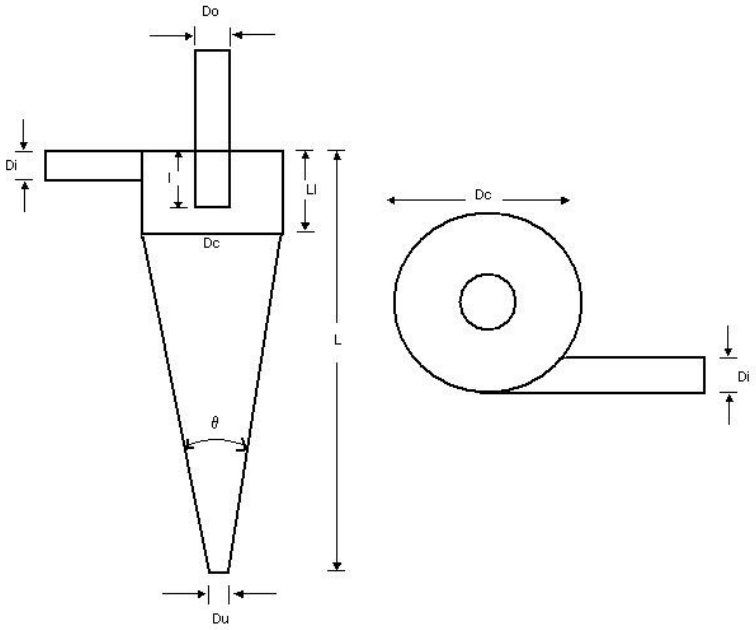

Figura V.1 - Geometria típica de ciclones

O diâmetro (D_c) do ciclone-base utilizado neste trabalho foi calculado tomando por base o ciclone Stairmand HE operando com velocidade de gás na alimentação recomendada por Perry e Green (1987) (u_i = 15 m/s) e a vazão igual à metade da vazão máxima de operação ($Q_{máx}$ = 10,8 x 10^5 cm^3/s), o que implica em trabalhar-se com 2 ciclones em paralelo. Este número de ciclones foi escolhido de modo que o diâmetro do ciclone (D_c) fosse menor que 100 cm, pois equipamentos muito grandes acabam sendo inviáveis em plataformas de petróleo. Empregando-se um *software* desenvolvido no Departamento de Engenharia Química da Escola de Química/UFRJ, obteve-se um diâmetro D_c=58,0 cm para o ciclone Stairmand HE.

A definição do conjunto de geometrias a serem estudadas passa por uma fase inicial de definição das variáveis que devem influenciar nos resultados desejados e de suas respectivas faixas de variação aplicáveis ao caso analisado. No caso do ciclone, o resultado mais importante é a eficiência de separação. As seguintes variáveis geométricas do equipamento foram escolhidas para análise: a altura do duto de alimentação (H_c), o diâmetro do *overflow* (D_o) e o comprimento do *vortex finder* (l). A altura do *inlet* (H_c) está inversamente relacionada à velocidade obtida na região cilíndrica do ciclone. As demais dimensões foram mantidas constantes, de acordo com a geometria Stairmand HE. Como ciclones são equipamentos que normalmente funcionam com o *underflow* fechado, o diâmetro do *underflow* (D_u) não foi considerado como um parâmetro que possa ter influência significativa na eficiência.

A Tabela V.2 apresenta as variações nas proporções geométricas de ciclones citados na literatura e a Tabela V.3 apresenta as faixas de variação das variáveis selecionadas, neste trabalho, para análise.

Tabela V.2 - Proporções geométricas de diversos ciclones segundo Svarovsky (1981) e outros autores.

Autores	B_c/D_c	H_c/D_c	D_o/D_c	D_u/D_c	l/D_c	L_1/D_c	L/D_c
Lapple GP	0,25	0,5	0,5	0,25	0,625	2	4
Stairmand HE	0,2	0,5	0,5	0,375	0,5	1,5	4
Stairmand HR	0,375	0,75	0,75	0,575	0,875	1,5	4
Breuer	0,32	0,74	0,59	0,32	0,8	1,59	3,53
Swift HE	0,21	0,44	0,4	0,4	0,5	1,4	3,9
Swift HR	0,35	0,8	0,75	0,4	0,85	1,7	3,7
Swift GP	0,25	0,5	0,5	0,4	0,6	1,75	3,75
Niigas II[1]	0,26	0,48	0,6	0,22	1,3	2,08	4,08
Fassani[2]	0,136	0,31	0,22	0,49	0,34	1,36	3,57
Xiang[3]	0,2	0,4	0,5	0,37	1	0,75-4,5	3,24-7
Gimbun[4]	0,16	0,4	0,5	0,37-0,63	0,5	1	2,48
Qian[5]	0,15-0,35	0,3-0,8	0,3-0,7	0,375	0,3 -0,8	0,8 - 3,3	4

[1]Branicic (1986), [2]Fassani e Goldstein Jr. (2000), [3]Xiang e Lee (2005), [4]Gimbun *et al.* (2005), [5]Qian e Zhang (2005)

Cada uma das variáveis foi avaliada individualmente, porém, procurou-se manter um conjunto de valores centrais próximos a uma geometria conhecida para que essa geometria fosse utilizada para as avaliações iniciais. Por isso utilizou-se como ponto central o valor normalizado de 0,5 para H_c/D_c, D_o/D_c e l/D_c que corresponde a geometria de Stairmand HE (1951), muito conhecida por gerar ciclones de alta eficiência. Os limites máximos para a altura do *inlet* (H_c) e o diâmetro do *overflow* (D_o) estão de acordo com os existentes na literatura e os mínimos são simétricos e também bem próximos aos existentes na literatura. Quanto ao comprimento do *vortex finder* (l), o limite mínimo físico é zero, sendo que este valor mínimo era de interesse do autor que fosse avaliado. De modo que para manter a simetria, o valor máximo utilizado foi $l/D_c = 1$, valor este contido na faixa de valores para l apresentados na Tabela V.5.

Tabela V.3 - Faixa de variação das variáveis geométricas do ciclone estudado.

Parâmetros	Faixa de Variação
H_c (cm)	11,6 a 46,4
D_o (cm)	11,6 a 46,4
l (cm)	0,0 a 58,0

V.3 Software Utilizado

Os ciclones foram avaliados através de simulações numéricas empregando o *software* CFX 11.0, da ANSYS Technology. As simulações foram realizadas em microcomputadores Dual Core com processadores Pentium 3,2 GHz e 1 GB de memória RAM.

V.4 Planejamento Experimental

O planejamento experimental é uma técnica estatística amplamente utilizada para auxiliar o pesquisador a definir a seqüência experimental a ser seguida, considerando que nem todas as observações podem ou necessitam ser feitas. O planejamento fatorial tem sido muito aplicado em pesquisas básicas e tecnológicas e é classificado como um método do tipo simultâneo, onde as variáveis de interesse que realmente apresentam influências significativas na resposta são avaliadas ao mesmo tempo. Para a aplicação desta técnica é necessário primeiramente definir as variáveis a serem observadas, como essas variáveis serão observadas e em que faixas de variação elas serão avaliadas.

Se todas as combinações possíveis, entre todos os níveis de cada fator, estão presentes, o esquema fatorial é dito completo. Em outros casos temos um esquema fatorial incompleto. O esquema fatorial denominado 2^k, onde k é o número de fatores em estudo, é o mais comumente utilizado. Um dos aspectos favoráveis deste tipo de planejamento é a realização de poucos experimentos. Torna-se óbvio que com um número reduzido de níveis não é possível explorar de maneira completa uma grande região no espaço das variáveis. Entretanto podemos observar tendências importantes para a realização de investigações posteriores.

Alguns cuidados devem ser observados para que se possa obter o máximo de informação na realização do planejamento fatorial. Dentre estes, encontra-se a necessidade de realizar repetições de alguns ensaios para que se possa estimar o erro experimental. As replicatas devem ser repetições autênticas, devendo representar adequadamente o espaço experimental no qual o planejamento fatorial foi desenvolvido. Outro cuidado a ser observado refere-se à realização dos experimentos. É importante

que todos os ensaios e replicatas previstos no desenvolvimento do fatorial sejam realizados de forma aleatória. Estes cuidados visam evitar distorções estatísticas que possam comprometer a qualidade dos resultados obtidos e dos efeitos calculados para as variáveis estudadas.

Outro procedimento importante utilizado para possibilitar o ajuste de modelos de segunda ordem para representar as iterações entre as variáveis é e a adição de pontos axiais ao conjunto de experimentos. A Figura V.2 representa um esquema de um planejamento fatorial completo, com repetição no ponto central e a adição de pontos axiais. Essa figura permite observar que esse é um conjunto de pontos otimizado que permite avaliar um universo previamente definido pelo pesquisador. Este foi o esquema utilizado no presente estudo, com três repetições no ponto central, totalizando dezessete experimentos.

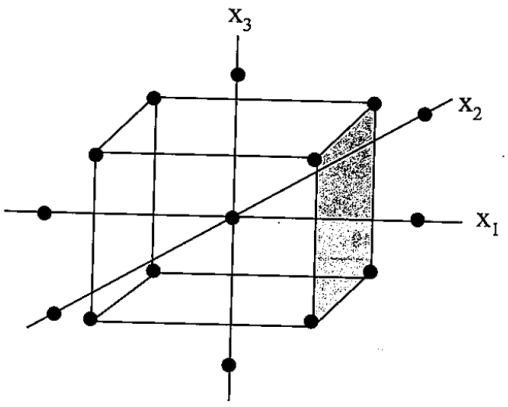

Figura V.2 - Esquema com os pontos de experimentação (Rodrigues, 2005).

Considerando que as faixas de variação dos parâmetros utilizados representam os valores máximos e mínimos possíveis para esses parâmetros, não é coerente considerar que esses extremos correspondem aos vértices do cubo representado acima. Nesse caso, quando as faixas estabelecidas correspondem aos limites válidos para os parâmetros e não simplesmente às faixas mais prováveis para esses parâmetros, uma solução é localizar os pontos axiais nessas extremidades. Esse modelo é conhecido por planejamento fatorial inscrito.

A Tabela V.4 mostra as dimensões de H_c, D_o, e *l* (variáveis avaliadas) para as 17 geometrias obtidas no planejamento experimental.

Tabela V.4 - Dimensões das variáveis avaliadas (as demais variáveis geométricas foram mantidas constantes).

Exp	H_c (cm)	D_o (cm)	*l* (cm)
1	29,00	46,40	29,00
2	11,60	29,00	29,00
3	29,00	11,60	29,00
4	29,00	29,00	29,00
5	18,66	39,34	46,24
6	46,40	29,00	29,00
7	29,00	29,00	0,00
8	29,00	29,00	29,00
9	29,00	29,00	29,00
10	39,34	39,34	11,76
11	18,66	18,66	11,76
12	39,34	18,66	46,24
13	29,00	29,00	58,00
14	18,66	18,66	46,24
15	18,66	39,34	11,76
16	39,34	18,66	11,76
17	39,34	39,34	46,24

V.5 Construção da Malha

Conforme citado no Capítulo IV, a malha é um parâmetro muito importante para sejam obtidos resultados confiáveis ao se empregar CFD. Uma das formas de avaliar se a malha utilizada está adequada para o problema existente é comparar diferentes tamanhos e tipos de malha e observar como cada uma delas influencia no resultado obtido. O maior problema enfrentado nessa etapa é que malhas muito refinadas necessitam de um poder computacional muito grande para que o problema possa ser resolvido. As malhas estruturadas podem também contribuir para resultados mais precisos, mas dependendo da complexidade da geometria, são de difícil elaboração.

Neste estudo, a malha escolhida foi aquela em que os resultados de eficiência já estavam iguais aos resultados obtidos para malhas mais refinadas, uma vez que este é o parâmetro principal a ser utilizado para otimização da geometria. Para garantir que os

resultados obtidos para cada geometria não sofressem a influência deste parâmetro, todas as malhas foram geradas sob as mesmas condições.

A malha utilizada é composta por elementos tetraédricos, contendo camadas de células prismáticas próximo às paredes (*inflated boundaries*). Essas *inflated boundaries* são importantes para que a resolução numérica seja mais precisa na região onde ocorrem os maiores gradientes de velocidades (próximo às paredes). A malha também foi refinada próximo à linha central do ciclone, onde pode haver mudança de direção do fluxo. Todas as malhas utilizadas têm aproximadamente 920.000 elementos e 200.000 nós. A Figura V.3 ilustra o perfil da malha utilizada.

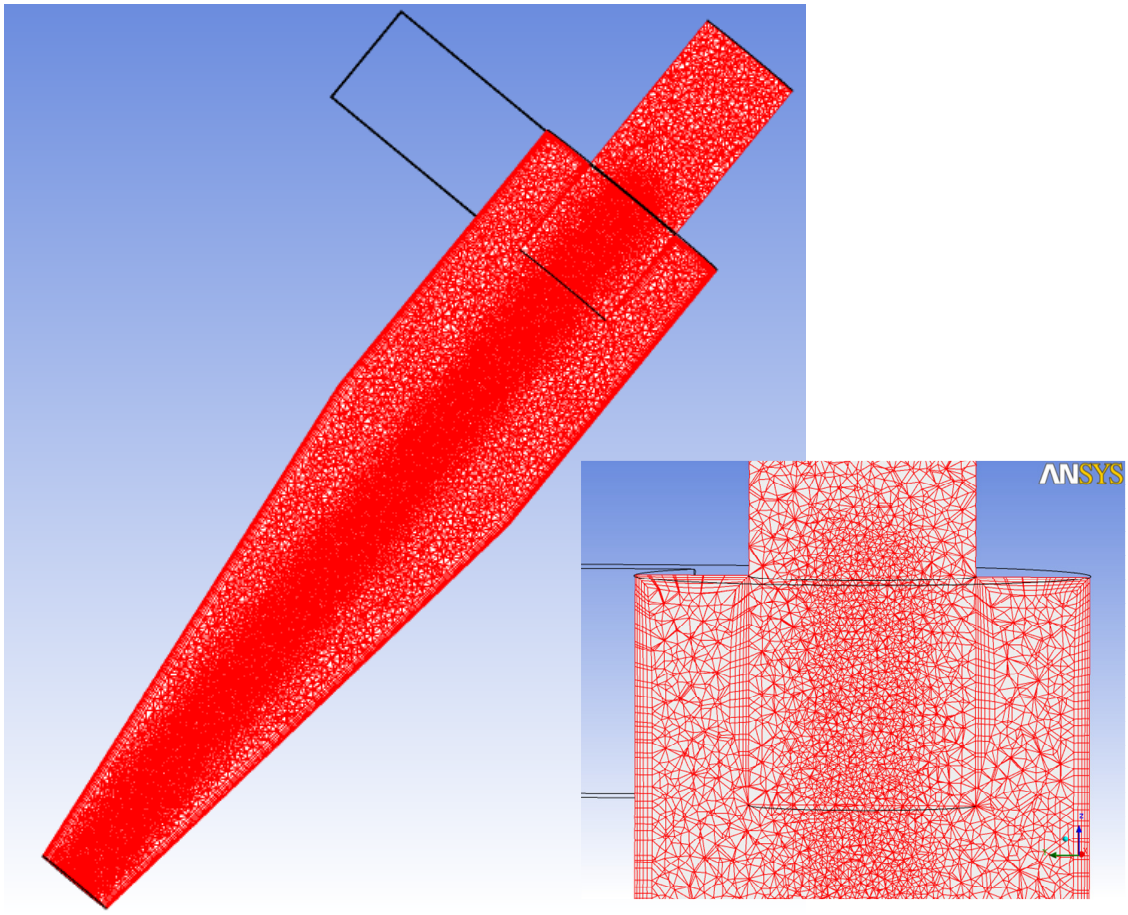

Figura V.3 - Malha mostrando o refinamento no centro e as células prismáticas próximo às paredes

V.6 Definição dos Parâmetros de Simulação

A Tabela V.5 mostra as condições aplicadas às simulações apresentadas nesse estudo. Mostra também as condições de contorno na entrada, vazão da mistura e concentração de areia. Para as regiões de saída, no *overflow* (saída superior do ciclone) foi especificada pressão atmosférica, correspondente à pressão de referência, e no *underflow* (saída inferior do ciclone) foi especificada condição de *opening*. A utilização da condição de *opening* no *overflow* é indicada para que os resultados obtidos sejam mais robustos, já que, nesta condição, o fluido se encontra livre para entrar ou sair do equipamento. A direção do movimento será determinada pelas equações de conservação. Nessa região, no lugar de pressão, foi especificada a velocidade que corresponde a uma razão de fluido em relação à entrada de 1,53 %.

Tabela V.5 - Modelagem empregada nas simulações.

Parâmetro	**Valor**
Tipo de Simulação	Estacionária
Advection Scheme	Upwind
Escala de Tempo	Automática ~ 10^{-3}
Pressão de Referência	1 atm
Vazão de alimentação	540000 cm^3/s
Concentração Volumétrica da areia	0,0056 %
Diâmetro da partícula	5 μm
Modelo de Turbulência: Fluido disperso (partículas)	*Dispersed Phase Zero Equation*
Critério de convergência	RMS (Raiz do desvio quadrático médio)
Resíduo esperado	1×10^{-6}

O modelo que representa o escoamento multifásico e o modelo de turbulência foram objetos de estudo neste trabalho. No modelo de escoamento multifásico euleriano-euleriano são consideradas equações de transporte para cada fase existente no domínio, bem como a influência de uma fase no escoamento das demais. O modelo algébrico considera uma média ponderada entre as propriedades de cada uma das fases do domínio. Os dois modelos foram utilizados com o objetivo de avaliar os resultados obtidos com cada um deles.

Quanto ao modelo de turbulência foram utilizados os modelos κ-ε e SSG. O modelo κ-ε é um modelo mais robusto, porém, não é recomendado para escoamentos com trajetórias curvas, como ocorre em ciclones (Gimbun *et al.*, 2005). A vantagem desse modelo é que demanda um poder computacional menor que os modelos baseados nos Tensores de Reynolds. Os modelos baseados nos Tensores de Reynolds requerem solução das equações de transporte para cada componente do Tensor Tensão, porém apresentam resultados mais apurados na previsão de escoamentos com trajetórias circulares.

Capítulo VI – Resultados e Discussão

VI.1 Resultados das Otimizações

A otimização da geometria foi realizada com base nos resultados de eficiência de separação entre areia e gás natural obtidos através das simulações numéricas para todos os experimentos previstos no planejamento (item V.4). Com o objetivo de comparar os resultados da simulação para dois modelos que representam o escoamento multifásico, o modelo algébrico e a abordagem euleriana-euleriana, foram feitas simulações para cada um dos experimentos planejados com estes dois modelos. Os resultados obtidos permitem avaliar a aplicabilidade desses modelos e a determinação do mais adequado.

Conforme citado acima (item V.6), sabe-se que o modelo de turbulência que melhor representa o escoamento em ciclones é o SSG. Porém, o modelo κ-ε apresenta maior robustez numérica, facilitando a convergência do método. Com o objetivo de determinar qual a modelagem mais adequada para prever esse escoamento foram gerados resultados para esses dois modelos de turbulência. Os resultados gerados com o modelo κ-ε foram utilizados como resultado inicial para as simulações com SSG.

Com relação a modelagem multifásica, duas abordagens foram aplicadas, a abordagem euleriano-euleriano e a algébrica. Essas abordagens foram utilizadas também com o objetivo de comparar os resultados obtidos com cada uma delas com resultados esperados. Ou seja, foi gerado um total de quatro conjuntos de resultados que serão apresentados a seguir.

VI.1.1 Euleriano-Euleriano com κ-ε

A Tabela VI.1 apresenta os resultados de eficiência de separação obtidos para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência κ-ε. Com esse conjunto de resultados foi possível aplicar o método dos mínimos quadrados (Steppan, 1998) para estimar os coeficientes de um modelo de segunda ordem, equação VI.1. Com um total de 10 (dez) coeficientes, de b0 a b9, esse modelo representa a variável resposta, eficiência de separação de sólidos, em função dos parâmetros

avaliados. Essa regressão linear foi realizada com o auxílio do software Essencial Regression.

$$G = b0 + b1 * H_c + b2 * D_o + b3 * \ell + b4 * H_c * H_c + b5 * D_o * D_o + b6 * \ell * \ell + \\ + b7 * H_c * D_o + b8 * H_c * \ell + b9 * D_o * \ell \qquad \text{(VI.1)}$$

Tabela VI.1 - Resultados com simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência κ-ε.

Exp #	H_c (cm)	D_o (cm)	l (cm)	G
1	29,00	46,40	29,00	10,19%
2	11,60	29,00	29,00	47,79%
3	29,00	11,60	29,00	18,19%
4	29,00	29,00	29,00	26,31%
5	18,66	39,34	46,24	40,57%
6	46,40	29,00	29,00	11,95%
7	29,00	29,00	0,00	15,18%
8	29,00	29,00	29,00	26,31%
9	29,00	29,00	29,00	26,31%
10	39,34	39,34	11,76	7,49%
11	18,66	18,66	11,76	31,33%
12	39,34	18,66	46,24	17,94%
13	29,00	29,00	58,00	26,52%
14	18,66	18,66	46,24	29,39%
15	18,66	39,34	11,76	23,88%
16	39,34	18,66	11,76	14,41%
17	39,34	39,34	46,24	14,74%

A equação VI.2 representa o modelo obtido através da regressão linear. A Tabela VI.2 apresenta os resultados dos valores obtidos para os coeficientes do modelo e suas respectivas significâncias. Os coeficientes que apresentaram baixa significância não foram considerados no modelo. A Tabela mostra ainda um resumo dos coeficientes de ajuste obtidos para este modelo. Estes coeficientes de ajuste permitem concluir o quanto o modelo obtido reflete de maneira satisfatória os resultados avaliados.

$$G = b0 + b1 * H_c + b2 * D_o + b3 * \ell + b4 * D_o * D_o + b5 * \ell * \ell + b6 * D_o * \ell \qquad \text{(VI.2)}$$

Tabela VI.2.a - Equação ajustada para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência κ-ε.

	Valores	Significância
b0	0,282	1,840e-09
b1	-0,161	6,313e-07
b2	-0,02443	0,125
b3	0,05488	0,00370
b4	-0,127	0,000608
b5	-0,06018	0,04179
b6	0,07902	0,03331

Tabela VI.2.b - Coeficientes de ajuste

Coeficientes de Ajuste da Regressão	
|R|	0,972
R^2	0,945
R^2 Ajustado	0,912
Erro Padrão	0,03204
R2 para Predição	0,830

Após a obtenção do modelo, foi então calculado o máximo desta curva considerando os mesmos limites para aos parâmetros variados aplicados anteriormente. Para a altura do duto de alimentação (H_c), foi aplicado também um limite mínimo de 15,30 cm que corresponde à altura que para a vazão de trabalho gera uma velocidade na entrada de 30m/s, máximo indicado pela literatura (Staimand, 1951).

Tabela VI.3 - Geometria ótima obtida a partir das simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência κ-ε.

Parâmetro	Valor
H_c (cm)	15,30
D_o (cm)	46,40
***l* (cm)**	39,40
G (%)	40,82

VI.1.2 Euleriano-Euleriano com SSG

A Tabela VI.4 apresenta os resultados de eficiência de separação obtidos para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência SSG.

Tabela VI.4 - Resultados para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência SSG.

Exp #	H_c (cm)	D_o (cm)	*l* (cm)	*G*
1	29,00	46,40	29,00	13,40%
2	11,60	29,00	29,00	58,70%
3	29,00	11,60	29,00	18,24%
4	29,00	29,00	29,00	28,98%
5	18,66	39,34	46,24	49,14%
6	46,40	29,00	29,00	11,32%
7	29,00	29,00	0,00	17,81%
8	29,00	29,00	29,00	28,97%
9	29,00	29,00	29,00	28,95%
10	39,34	39,34	11,76	8,13%
11	18,66	18,66	11,76	40,12%
12	39,34	18,66	46,24	18,19%
13	29,00	29,00	58,00	29,37%
14	18,66	18,66	46,24	37,94%
15	18,66	39,34	11,76	32,89%
16	39,34	18,66	11,76	14,33%
17	39,34	39,34	46,24	15,30%

As principais tendências diretas entre os parâmetros variados e o resultado da eficiência podem ser observadas. As geometrias 2, 4 e 6 apresentam altura do duto de alimentação (H_c) crescente e os resultados de eficiência para essas geometrias apresentam perfil decrescente com variações significativas. Isso representa que esse é um parâmetro de grande influência. Pequenos valores de H_c levam a alta velocidade de entrada, uma vez que a vazão foi mantida constante, o que de acordo com os resultados obtidos está diretamente associado ao aumento da eficiência. As geometrias 3, 4 e 1 apresentam diâmetro do *overflow* (D_o) crescente. Nesse caso, é observado um máximo da eficiência para o D_o intermediário, o que demonstra que esse parâmetro possui um comportamento que não é linear. Quanto ao comprimento do *vortex finder* (*l*), as geometrias 7, 9 e 13 apresentam valores crescentes para este parâmetro e o que se observa é que próximo ao valor mínimo (que neste caso corresponde a zero) a eficiência apresenta queda significativa em relação aos outros dois resultados comparados. Isso provavelmente se deve ao *by pass* (parte da vazão de alimentação que é diretamente encaminhada para o *overflow*) que ocorre com o fluido alimentado no ciclone. Aparentemente, na ausência do *vortex finder*, este *by pass* aumenta consideravelmente.

O mesmo procedimento apresentado no item VI.1.1 foi aplicado aos dados apresentados acima. A equação VI.3 mostra o modelo obtido com este conjunto de dados. Os coeficientes e significâncias estatísticas do modelo obtido estão na Tabela VI.5. O resultado obtido com a otimização desse modelo está na Tabela VI.6.

$$G = b0 + b1 * H_c + b2 * D_o * D_o + b3 * \ell + b4 * H_c * H_c + b5 * D_o * \ell \qquad \text{(VI.3)}$$

Tabela VI.5.a - Equação ajustada para as simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência SSG.

	Valores	Significância
b0	0,271	5,976e-10
b1	-0,226	6,913e-09
b2	-0,105	0,00171
b3	0,05484	0,00289
b4	0,08716	0,00568
b5	0,07684	0,03340

Tabela VI.5.b - Coeficientes de ajuste.

Coeficientes de Ajuste da Regressão	
|R|	0,982
R^2	0,965
R^2 Ajustado	0,949
Erro Padrão	0,03162
R2 para Predição	0,914

Tabela VI.6 - Geometria ótima obtida a partir das simulações do tipo euleriano-euleriano realizadas com o modelo de turbulência SSG.

Parâmetro	Valor
H_c (cm)	15,30
D_o (cm)	35,40
***l* (cm)**	58,00
G (%)	57,22

Apesar dos resultados apresentados acima apresentarem a mesma tendência que o conjunto de resultados apresentados no item anterior, a única variável otimizada que apresentou o mesmo resultado da otimização anterior foi a altura do duto de alimentação (H_c), a qual em ambos os casos demonstrou maior influência nos resultados obtidos. O diâmetro do *overflow* (D_o) apresentou um resultado mais coerente, pois se aproxima mais do valor médio que segundo a comparação apresentada acima foi o ponto em que se obteve maior eficiência. A variação do comprimento do *vortex finder*

(l), apesar da pequena influência observada por esse parâmetro na resposta analisada, pode estar associada à interdependência dele com o D_o, o que justificaria a presença do termo D_o*l nos modelos obtidos.

VI.1.3 Algébrico com κ-ε

A Tabela VI.7 apresenta os resultados de eficiência de separação obtidos para as simulações realizadas com o modelo algébrico e com κ-ε.

Uma observação referente à utilização do modelo algébrico é que foi necessário considerar a condição de deposição nas paredes da região cilíndrica e cônica para que os resultados obtidos fossem próximos ao resultado esperado.

Tabela VI.7 - Resultados com o modelo algébrico e κ-ε.

Exp #	H_c (cm)	D_o (cm)	l (cm)	G
1	29,00	46,40	29,00	48,62%
2	11,60	29,00	29,00	83,31%
3	29,00	11,60	29,00	45,05%
4	29,00	29,00	29,00	44,75%
5	18,66	39,34	46,24	75,82%
6	46,40	29,00	29,00	27,99%
7	29,00	29,00	0,00	40,11%
8	29,00	29,00	29,00	44,76%
9	29,00	29,00	29,00	44,75%
10	39,34	39,34	11,76	31,11%
11	18,66	18,66	11,76	58,23%
12	39,34	18,66	46,24	33,69%
13	29,00	29,00	58,00	48,30%
14	18,66	18,66	46,24	64,49%
15	18,66	39,34	11,76	58,90%
16	39,34	18,66	11,76	32,37%
17	39,34	39,34	46,24	35,04%

O mesmo procedimento apresentado no item VI.1.1 foi aplicado aos dados apresentados acima. A equação VI.4 mostra o modelo obtido com este conjunto de dados. Os coeficientes e significâncias estatísticas do modelo obtido estão na Tabela VI.8. O resultado obtido com a otimização desse modelo está na Tabela VI.9.

$$G = b0 + b1*H_c + b2*H_c*H_c + b3*\ell + b4*H_c*\ell + b5*D_o + \\ + b6*D_o*\ell + b7*H_c*D_o \qquad \text{(VI.4)}$$

Tabela VI.8.a - Equação ajustada para o modelo algébrico e κ-ε.

	Valores	Significância
b0	0,451	2,02E-14
b1	-0,269	3,86E-11
b2	0,104	1,65E-05
b3	0,05196	5,4E-05
b4	-0,06341	0,00327
b5	0,02229	0,01346
b6	0,04694	0,01657
b7	-0,04216	0,02705

Tabela VI.8.b - Coeficientes de ajuste

Coeficientes de Ajuste da Regressão	
|R|	0,997
R^2	0,994
R^2 Ajustado	0,990
Erro Padrão	0,01598
R2 para Predição	0,969

Tabela VI.9 - Geometria ótima

Parâmetro	Valor
H_c (cm)	15,30
D_o (cm)	46,40
***l* (cm)**	58,00
G (%)	93,20

VI.1.4 Algébrico com SSG

A Tabela VI.10 apresenta os resultados de eficiência de separação obtidos para as simulações realizadas com os modelos algébrico e SSG.

Tabela VI.10 - Resultados com o modelo algébrico e SSG.

Exp #	H_c (cm)	D_o (cm)	*l* (cm)	*G*
1	29,00	46,40	29,00	54,42%
2	11,60	29,00	29,00	89,70%
3	29,00	11,60	29,00	49,16%
4	29,00	29,00	29,00	51,46%
5	18,66	39,34	46,24	80,75%
6	46,40	29,00	29,00	28,70%
7	29,00	29,00	0,00	43,73%
8	29,00	29,00	29,00	51,71%
9	29,00	29,00	29,00	47,13%
10	39,34	39,34	11,76	32,91%
11	18,66	18,66	11,76	75,06%
12	39,34	18,66	46,24	35,43%
13	29,00	29,00	58,00	52,68%
14	18,66	18,66	46,24	76,22%
15	18,66	39,34	11,76	74,12%
16	39,34	18,66	11,76	31,86%
17	39,34	39,34	46,24	37,95%

O mesmo procedimento apresentado no item VI.1.1 foi aplicado aos dados apresentados acima. A equação VI.5 mostra o modelo obtido com este conjunto de dados. Os coeficientes e significâncias estatísticas do modelo obtido estão na Tabela VI.11. O resultado obtido com a otimização desse modelo está na Tabela VI.12.

$$G = b0 + b1 * H_c + b2 * H_c * H_c + b3 * \ell + b4 * D_o + b5 * D_o * D_o \qquad \text{(VI.5)}$$

A etapa de determinação do modelo para esse conjunto de dados com os mesmos parâmetros que foram utilizados para os dados dos itens anteriores gerou um modelo que dependia somente de H_c e *l*. Para que fosse possível observar a dependência dos outros parâmetros foi necessário permitir o uso de coeficientes cuja significância fosse maior que 0,05, conforme pode ser observado a seguir.

Tabela VI.11.a - Equação ajustada para o modelo algébrico e SSG.

	Valores	Significância
b0	0,497	6,1E-14
b1	-0,333	8,41E-12
b2	0,107	0,000245
b3	0,03873	0,00579
b4	0,01972	0,110
b5	0,03266	0,132

Tabela VI.11.b - Coeficientes de ajuste

Coeficientes de Ajuste da Regressão	
|R|	0,994
R^2	0,988
R^2 Ajustado	0,983
Erro Padrão	0,02493
R2 para Predição	0,961

Tabela VI.12 - Geometria ótima

Parâmetro	Valor
H_c (cm)	15,30
D_o (cm)	46,40
***l* (cm)**	58,00
G (%)	91,74

Para ilustrar como é possível avaliar os resultados obtidos através da aplicação de Superfície de Resposta foi plotada para este modelo a resposta em função do diâmetro do *overflow* (D_o) e do comprimento do *vortex finder* (*l*). Esses parâmetros foram utilizados, pois aparentemente as respostas de otimização obtidas acima apresentaram uma interdependência entre essas variáveis. A curva apresentada na Figura VI.1 foi obtida para a altura do duto de alimentação (Hc) igual ao valor mínimo aplicado: 15,30 cm. Vale lembrar que em todas as otimizações o valor de Hc obtido foi este valor mínimo.

Primeiramente, é possível observar nesta Figura que as faixas de variação das variáveis *l* e D_o ficam entre -1 e 1. A utilização desses valores para representar as extremidades das faixas avaliadas, e conseqüentemente a faixa de valores entre -1 e 1 para representar todo o conjunto de pontos intermediários, ajuda a garantir que a ordem de grandeza associada às variáveis avaliadas não irá influenciar nos modelos obtidos.

Adicionalmente, é interessante observar que esse tipo de curva permite avaliar casos em que mais de um máximo local seja identificado. Para este modelo, por exemplo, se forem aplicadas estimativas iniciais próximas a região onde o *l* e o D_o são mínimos, o máximo obtido é o máximo local neste ponto (-1, -1). Com esta curva, pode-se observar que a região onde o *l* e o D_o são máximos é o máximo global dentro dos limites aplicados. Além disso, apesar de este ter sido o único modelo, entre os quatro apresentados acima, que não apresenta nenhum termo $l * D_o$, a interdependência entre essas variáveis também pôde ser observada.

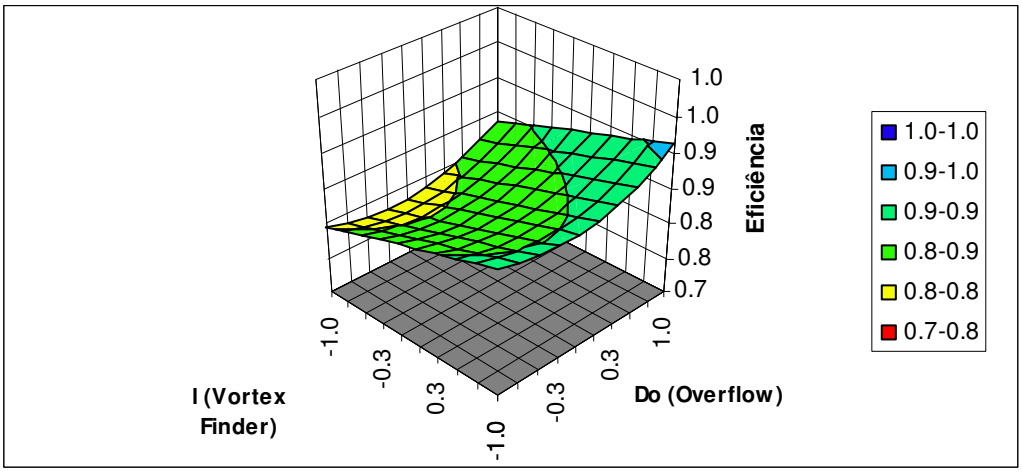

Figura VI.1 - Superfície de Resposta para os parâmetros D_o e *l*.

VI.2 Comparação entre os Resultados dos Modelos Avaliados

A Figura VI.2 apresenta os resultados de eficiência obtidos para cada uma das geometrias simuladas.

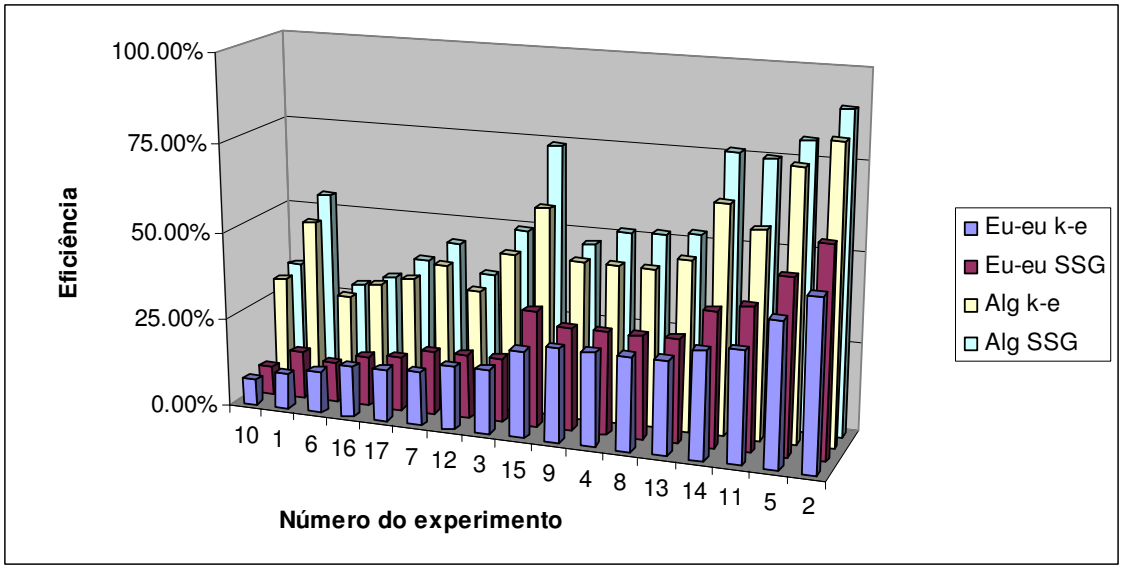

Figura VI.2 - Resultados de eficiência para todas as geometrias avaliadas.

Essa figura permite comparar com mais facilidade o comportamento obtido em cada um dos casos avaliados. Na maioria dos experimentos as tendências gerais foram mantidas, porém, alguns casos de grande discrepância podem ser observados, como os experimentos 1, 10 e 15 que apresentaram valores significativamente maiores quando considerado o modelo algébrico. Essas diferenças justificam que os resultados da otimização sejam diferentes para cada conjunto de modelos aplicados A Tabela VI.13 apresenta os resultados da otimização obtidos para cada um dos casos apresentados. O comprimento do duto de alimentação (H_c) obtido em todas as otimizações corresponde ao valor mínimo estabelecido para ele: 15,30 cm. Quanto aos parâmetros diâmetro do *overflow* (D_o) e comprimento do *vortex finder* (l) pequenas variações foram observadas nas otimizações realizadas com base na abordagem euleriano-euleriano. Ainda assim, os resultados obtidos nesses casos não são tão diferentes dos outros resultados avaliados.

Tabela VI.13 - Resultados das quatro otimizações apresentadas.

Parâmetro	Eu-eu k-ε	Eu-eu SSG	Alg k-ε	Alg SSG
H_c (cm)	15,30	15,30	15,30	15,30
D_o (cm)	46,40	35,40	46,40	46,40
l (cm)	39,40	58,00	58,00	58,00
G (%)	40,82	57,22	93,20	91,74

A fim de comparar qual a modelagem mais adequada para representar a eficiência de separação nesse ciclone, os resultados obtidos para o ciclone do tipo Stairmand HE

(experimentos 4, 8 e 9 - Tabela V.2) foram comparados com os resultados apresentados em Araújo (1988).

Primeiramente, Araújo (1988) propõe que o diâmetro de corte reduzido (d'_{50}) seja calculado através da equação VI.6 para ciclones Stairmand HE. A constante k apresentada nessa equação foi obtida experimentalmente e apresenta valores entre 0,044 e 0,083 como função da velocidade de entrada. Interpolando os valores apresentados em Araújo (1988), foi considerado o valor de 0,075 para representar o k característico do ciclone Stairmand HE com a velocidade de entrada de 16,1 m/s. Dessa forma, o d'_{50} para um ciclone Stairmand, com D_c (diâmetro da parte cilíndrica do ciclone) igual a 58 cm e a vazão de alimentação de 540000 cm^3/s é igual a 5,2 μm.

$$\frac{d_{50}}{D_c} = k * \left[\frac{\mu * D_c}{Q * (\rho_s - \rho)} \right]^{1/2} \qquad \text{(VI.6)}$$

Ainda segundo Araújo (1988), a equação VI.7, obtida através de dados experimentais, representa a eficiência granulométrica em função do diâmetro de corte aplicável. Com esta equação, foi possível obter a eficiência esperada do ciclone Stairmand HE para o diâmetro avaliado (5 μm) e nas condições aqui avaliadas. Dessa forma, o valor da eficiência obtido foi de 48,7 %.

$$G = \left[\left(\frac{2{,}38}{d/d_{50}} \right)^{1{,}34} + \left(\frac{1{,}35}{d/d_{50}} \right)^{0{,}32} \right]^{-0{,}48} \qquad \text{(VI.7)}$$

Comparando o valor obtido acima, com os resultados apresentados no item anterior para os experimentos correspondentes ao ciclone Stairmand HE é possível concluir que o resultado simulado que mais se aproxima do resultado obtido através das correlações obtidas experimentalmente é o resultado da modelagem algébrica e SSG, cujo valor médio da eficiência para os experimentos 4, 8 e 9 é igual a 51,6%. Por isso, optou-se por utilizar a geometria otimizada com base nos resultados cujos modelos utilizados foram o Algébrico e SSG.

VI.3 Resultados com a geometria otimizada

Com base no resultado da otimização obtido com as simulações que utilizaram o modelo algébrico e SSG foram realizadas simulações para diversos tamanhos de partícula para a geometria otimizada. Essa geometria foi denominada Ciclone EQ-AE (Escola de Química - Alta Eficiência) e cujas dimensões são dadas na Tabela VI.14.

Tabela VI.14 - Dimensões do ciclone EQ-AE.

Parâmetro Geométrico	Dimensão (cm)
D_c (cm)	58,00
H_c (cm)	15,30
B_c (cm)	11,60
D_o (cm)	46,40
D_u (cm)	21,80
l (cm)	58,00
L_1 (cm)	87,00
L (cm)	232,00

A Tabela VI.15 mostra os resultados das eficiências granulométricas *G* e das eficiências granulométricas reduzidas *G'* em relação aos diversos tamanhos de partícula simulados. Vale ressaltar que para o diâmetro de partícula igual a 5 μm, utilizado na otimização, o resultado obtido para a eficiência foi de 91,05 %. O valor estimado através do modelo expresso na Tabela VI.5.a é de 91,74 %, o que demonstra que o modelo utilizado reflete de maneira satisfatória os resultados avaliados.

Tabela VI.15 - Resultados para diferentes diâmetros de partícula, para o ciclone EQ-AE.

Diâmetro (μm)	*G*	*G'*
1	10,69%	9,28%
3	64,24%	63,68%
4	82,07%	81,79%
5	91,05%	90,91%
6	95,36%	95,28%
7	97,49%	97,45%
9	99,18%	99,17%

Conhecendo-se a distribuição de tamanhos das partículas de areia que se deseja separar (equação V.1), já é possível prever que a eficiência total obtida será bem alta, pois a fração mássica de partículas menores que 5 μm é de apenas 0,03 %. Apesar disso, será

apresentado abaixo o procedimento utilizado para a determinação da eficiência total reduzida.

Para o cálculo da eficiência total, inicialmente, é necessário conhecer-se uma expressão para a eficiência granulométrica reduzida em função dos diâmetros de partícula, para então aplicar-se a equação III.10 para determinação da eficiência total reduzida. Duas equações são usualmente utilizadas para representar essa eficiência: a equação de Lapple (equação VI.8), válida para ciclones que seguem a geometria recomendada por este autor, e um modelo de Rosin-Rammler (1933) modificado (equação VI.9). Com base nos dados apresentados na Tabela VI.15, é possível determinar-se o diâmetro de corte reduzido para a geometria EQ-AE, cujo valor obtido foi 2,5 μm.

$$G' = \frac{\left(\frac{d}{d'_{50}}\right)^2}{1 + \left(\frac{d}{d'_{50}}\right)^2} \qquad \text{(VI.8)}$$

$$G' = 1 - \exp\left[-0{,}693\left(\frac{d}{d'_{50}}\right)^n\right] \qquad \text{(VI.9)}$$

Para a utilização da segunda equação é necessária ainda a determinação do parâmetro n. Rearrumando a equação é possível escrever uma expressão onde n é o coeficiente angular para a reta. Com base no conjunto de pontos apresentados na Tabela VI.15, o valor obtido para n foi de 2,0. Esse valor foi obtido através de uma regressão linear com base no método dos mínimos quadrados cujo coeficiente de ajuste foi igual a 0,994. Os pontos utilizados para o cálculo desse parâmetro não inclui os três últimos pontos apresentados.

A Figura VI.3 mostra as eficiências obtidas através das simulações numéricas em função dos diâmetros de partícula testados. No mesmo gráfico são mostradas também as curvas referentes às equações VI.8 e VI.9 para a mesma faixa de diâmetros. Conforme é possível observar, a equação VI.9 representa melhor os resultados obtidos. Portanto, esta equação, com os parâmetros já ajustados foi utilizada para o cálculo da eficiência

total reduzida, empregando-se a equação III.10. Conforme esperado, o valor obtido foi de 100,00 %.

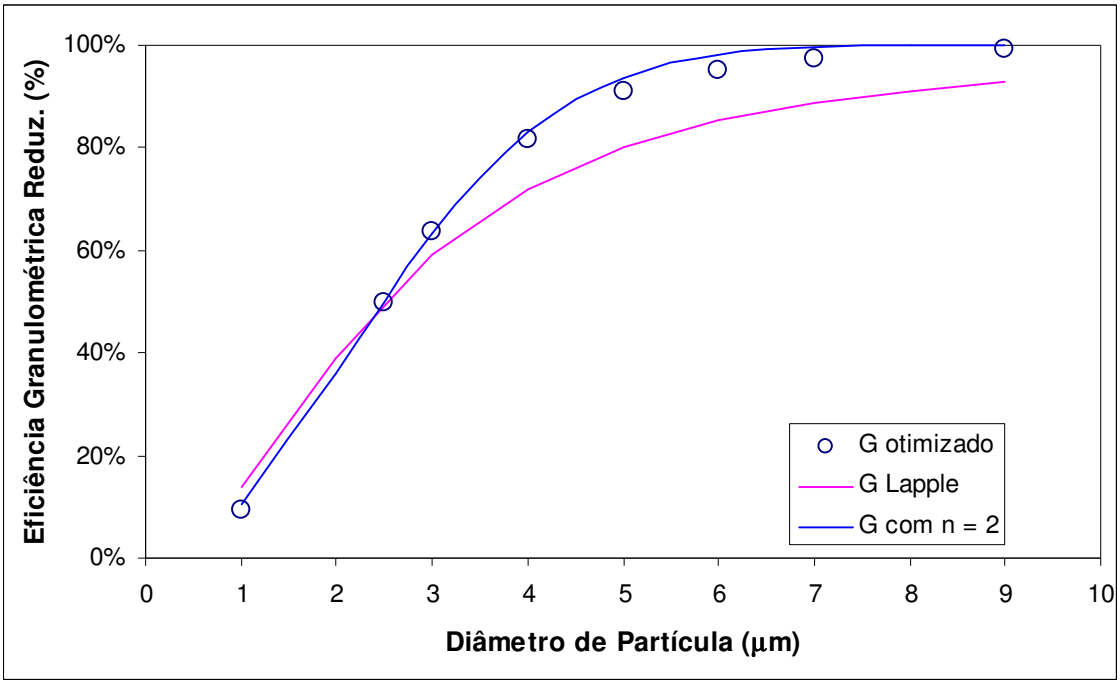

Figura VI.3 - Eficiência granulométrica reduzida em função do tamanho das partículas

VI.4 Geometria Semelhante com Entrada Retangular

Uma observação interessante é que a geometria EQ-AE tem a entrada quase quadrada, o que difere do formato sugerido por quase todos os autores (Tabela V.2). Essa curiosidade estimulou a elaboração de uma nova geometria, a EQ-AE modificada, mantendo-se constante a área do duto de alimentação, porém, com entrada retangular. A EQ-AE modificada possui altura do duto de alimentação (H_c) igual a 30,50 cm e largura (B_c) igual a 5,80 cm. A Figura VI.4 apresenta as duas geometrias citadas acima.

O resultado obtido foi muito próximo ao resultado apresentado para a geometria EQ-AE. A eficiência granulométrica reduzida obtida para a EQ-AE modificada foi de 91,11 %, comparada com 90,91 % obtida para a geometria EQ-AE. Esse resultado, semelhante ao obtido com a configuração H_c x B_c anterior, indica que, para dado ciclone operando com vazão constante, a performance do equipamento é uma função da área de entrada e não da razão H_c/B_c. Ou seja, a variação deste parâmetro reflete principalmente os efeitos

da variação da velocidade de entrada nos resultados esperados. Observou-se que, mesmo com formato diferente na entrada, o resultado obtido foi muito semelhante, ao se manter a área e, conseqüentemente, a velocidade constante.

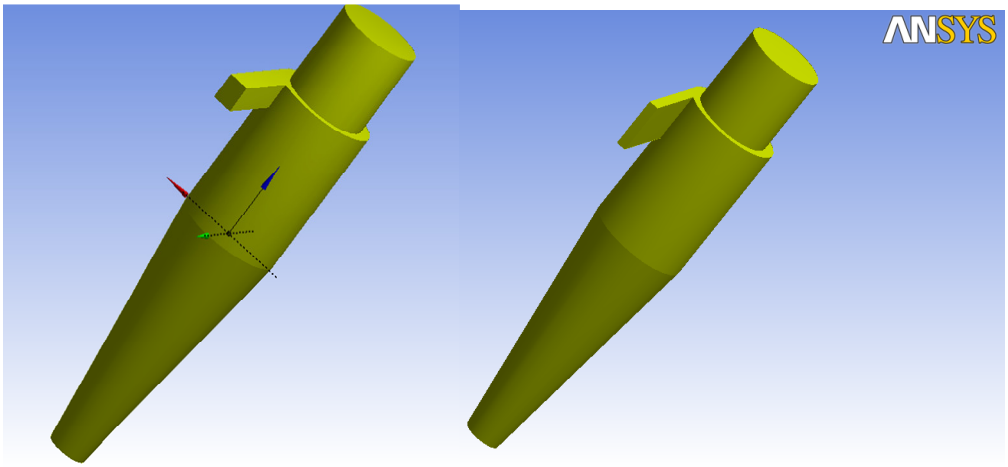

Figura VI.4 - Comparação entre o ciclone EQ-AE e o EQ-AE modificado.

VI.5 Resultados dos Perfis Obtidos nas Simulações

Qualitativamente, os dados obtidos nas simulações tanto das diversas geometrias quanto da geometria ótima com diversos tamanhos de partícula apresentaram resultados semelhantes. Os resultados apresentados a seguir são referentes à simulação com o ciclone EQ-AE com os modelos Algébrico e SSG.

A Figura VI.5 apresenta as linhas de corrente para o gás coloridas por velocidade. A escala colorida permite observar o elevado gradiente de velocidades existente na entrada.

A Figura VI.6 apresenta linhas de corrente específicas que demonstram diferentes trajetórias possíveis para o fluido que entra no domínio. A figura da direita mostra o *by-pass* de parte do fluido, que vai diretamente para o *overflow* e a figura da esquerda representa a parte do fluido que percorre todo o equipamento, saindo pelo *underflow*.

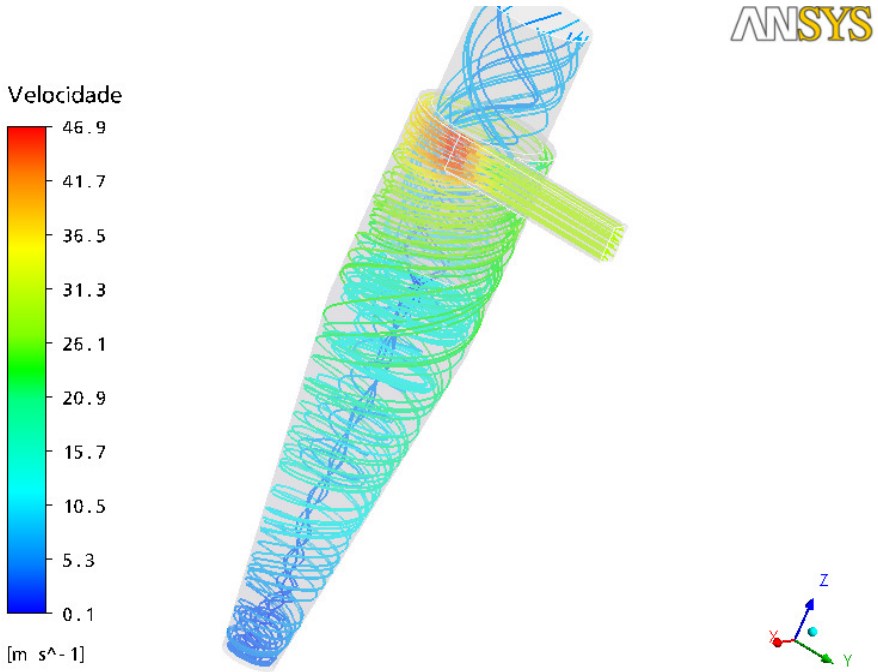

Figura VI.5 - Linhas de corrente do gás no interior do ciclone EQ-AE.

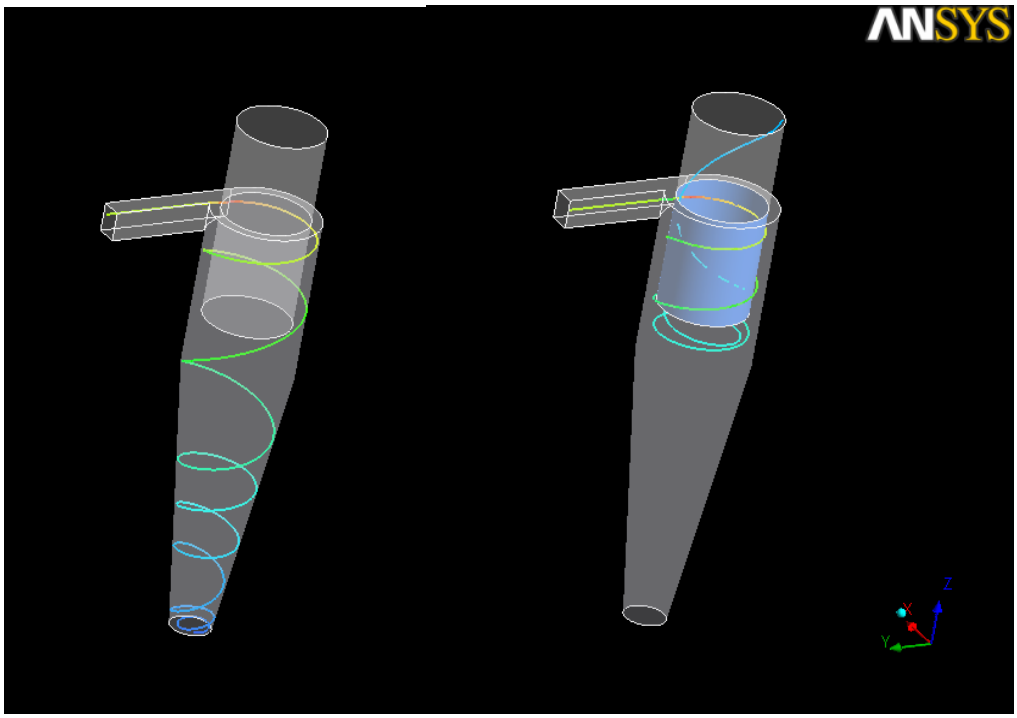

Figura VI.6 - Linhas de corrente demonstrando o *by-pass* e a trajetória para o *underflow*

A Figura VI.7 apresenta o perfil de pressão obtido no interior do ciclone, onde é possível observar uma região de pressão elevada na região da entrada, além de um significativo gradiente radial de pressão. A pressão manométrica obtida na entrada nesta simulação é de cerca de 0,12 atm e na saída é próximo a 0 atm, o que mostra que a perda de carga no equipamento simulado é relativamente pequena.

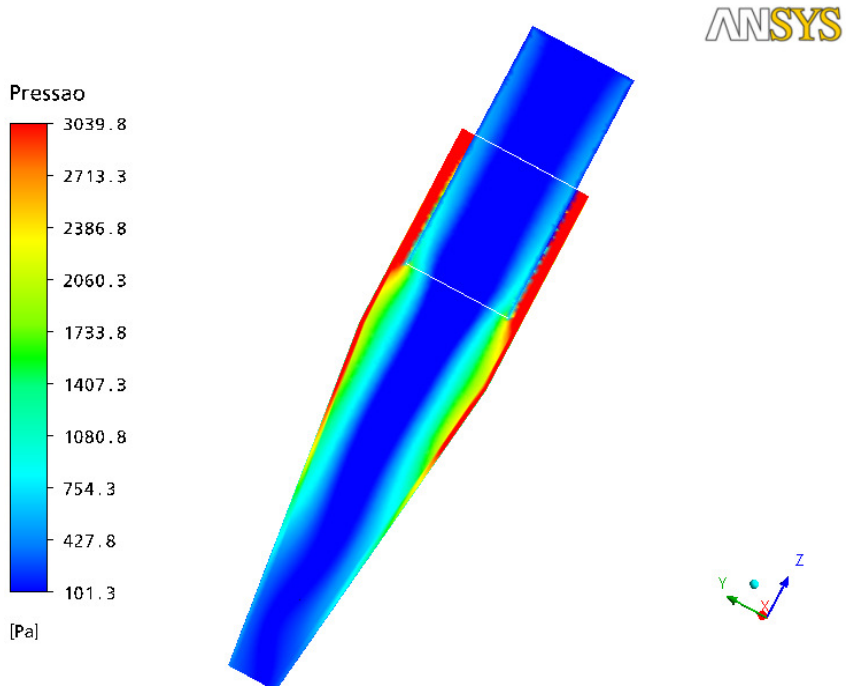

Figura VI.7 - Corte axial demonstrando o perfil de pressão no ciclone EQ-AE.

A Figura VI.8 apresenta o perfil de velocidade obtido no interior do ciclone. Em linhas gerais, o perfil de velocidade se assemelha ao de pressão, mostrado acima. Essa Figura é interessante para ilustrar que os balanços e modelos aqui aplicados permitiram identificar a formação de um vórtice na região inferior do equipamento que nesta Figura fica mais aparente. Como a situação simulada difere um pouco da real, pois esses equipamentos trabalham com o *underflow* fechado, é interessante tentar validar este comportamento em futuras avaliações experimentais.

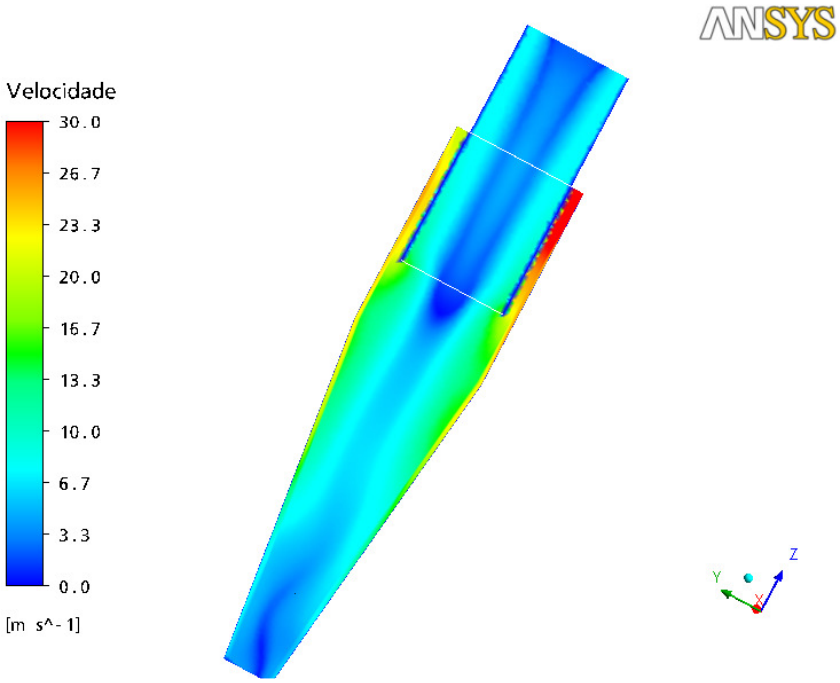

Figura VI.8 - Corte axial demonstrando o perfil de velocidade no interior do ciclone EQ-AE.

A Figura VI.9 mostra a fração volumétrica de areia no interior do ciclone. Essa figura reflete a consideração citada no item VI.1.1 para a utilização do modelo Algébrico. Neste caso, foi considerada a condição de deposição nas paredes da região cilíndrica e cônica do equipamento. Toda a eficiência foi calculada com base na vazão de areia que alcança essa região. Essa condição se explica pela hipótese adotada de que toda partícula que alcança a parede deverá sair pelo *underflow*. A utilização desta aproximação se justifica porque os resultados obtidos pela simulação refletem o resultado obtido através de dados experimentais, conforme apresentado no item VI.2. Dessa forma, é possível observar que a região de maior concentração das partículas é a região próxima às paredes na região superior do equipamento, próximo a entrada. Já na região do *overflow* pode-se observar uma baixa fração volumétrica de partículas, porém com valores diferentes de zero.

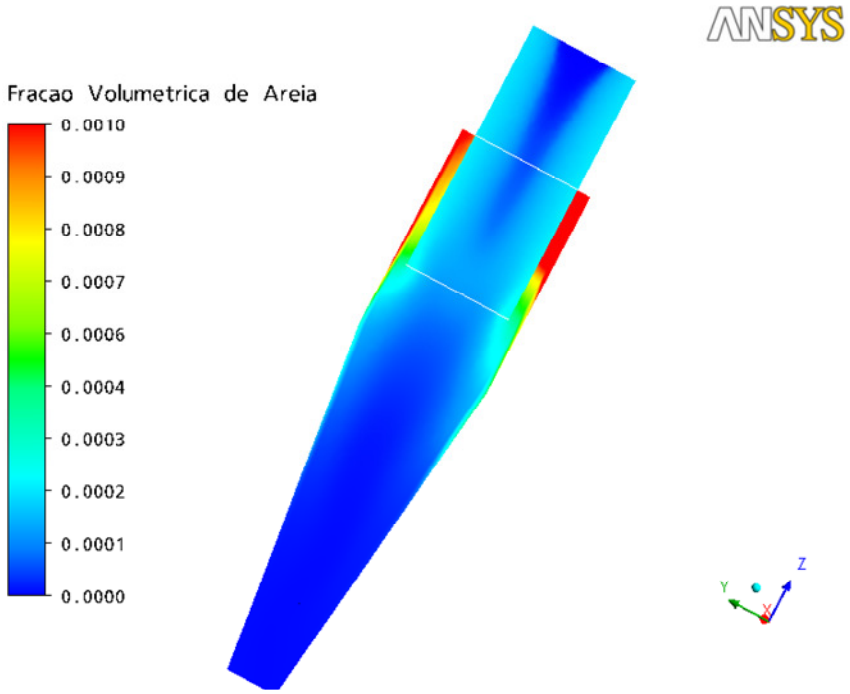

Figura VI.9 - Corte axial demonstrando a concentração de areia no interior do ciclone EQ-AE.

Capítulo VII – Conclusões

Os resultados apresentados demonstram que a utilização dos modelos Algébrico e SSG representam de maneira satisfatória os resultados esperados com base em dados experimentais. Para as condições aqui avaliadas, esses modelos se mostraram mais adequados para representar as eficiências de separação que os outros apresentados neste estudo – Abordagem euleriano-euleriano e modelo κ-ε.

Apesar de cada combinação desses modelos ter levado a resultados diferentes com relação à eficiência de separação da areia e do gás natural, o procedimento de otimização levou a resultados semelhantes em todos os conjuntos de experimentos utilizados. As tendências gerais da resposta em função das variáveis avaliadas (altura do *inlet* (H_c), diâmetro do *overflow* (D_o) e comprimento do *vortex finder* (l)) apresentaram somente algumas divergências um pouco mais acentuadas, nos experimentos 1, 10 e 15.

Com a definição dos modelos mais adequados para o estudo realizado, a otimização feita com base nessas simulações foi utilizada para definir a melhor geometria, a EQ-AE (ciclone Escola de Química de alta eficiência). Esta geometria apresentou resultados similares de eficiência para o diâmetro de partícula de 5 μm (91,05 % para o simulado e 91,74 % para o calculado através do modelo desenvolvido).

Para o ciclone EQ-AE proposto neste trabalho, foram feitas simulações para uma faixa de diâmetros de partícula que geraram eficiências granulométricas reduzidas entre 0% e 100%, o que permitiu a obtenção dos parâmetros do modelo de Rosin-Rammler modificado (equação III.10). Esses resultados levaram a um valor do parâmetro n do modelo igual a 2,0.

Finalmente, foi possível calcular que a eficiência total reduzida para separação de areia com o ciclone EQ-AE será de 100 %, ao se empregar uma distribuição de tamanhos de areia típica da gerada na produção de petróleo.

Propostas para a Continuação do Trabalho

Simular as geometrias EQ-AE e EQ-AE modificada considerando a presença de mais uma fase, a mistura água-óleo, presente nas correntes de petróleo. Isso permite avaliar se essas geometrias devem proporcionar altas eficiências de separação para as gotículas de líquido.

Construir um modelo do ciclone EQ-AE e realizar experimentos, a nível de bancada, com areias típicas produzidas em campos de produção de petróleo.

Construir um protótipo do ciclone EQ-AE e testar em condições reais, isto é, em um campo de produção de petróleo.

Referências Bibliográficas

Araújo, I. (1988), Análise do desempenho do ciclone Stairmand. Dissertação de Mestrado, COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

Boussinesq, J. (1877), Essai sur la théorie des aux courantes. Mem. Présentés Acad. Sci. 23, 46.

Branicic, S.I.F. (1986), Análise do desempenho do ciclone a gás NIIGAS. Dissertação de Mestrado, PEQ-COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

Carlon, J.; Gurley, D.; King, G.; Price-Smith, C.; Waters, F. (1992), Sand Control: Why and How? Oielfield Review, 41-53.

CFX (2007), CFX 11.0 Solver Theory Guide, Ansys Inc., Berkeley.

Chuah, T.G., Gimbun, J., Choong, T.S.Y. (2006), A CFD Study of effect of cone dimensions on sampling aerocyclones performance and hydrodynamics, Powder Technology, 162, 126-132.

Coelho, M. A. Z., Medronho, R. A. (2001), A Model for Performance Prediction of Hydrocyclones, Chemical Engineering Journal, 84, 7-14.

Dantas, A.C. (1999), Remoção de Areia em "Side Stream", Simpósio de Engenharia de Instalações de Superfície da E&P-BC, p1-5, Macaé.

Deschamps, C.J. (2002), Modelos Algébricos Diferenciais. Em Freire, A.P.S., Menut, P.P.M., e Su, J. (eds.), Turbulência, Ediouro Gráfica e Editora S.A., Capítulo 3, Rio de Janeiro.

Fassani, F. L.; Goldstein Jr., L (2000), Effect of High Solids Loading on a Cyclone. Powder Technology, Amsterdam, Holanda, 107 (1-2), 60-65.

Ferziper, J.H., Péric, M. (1996), Computational Methods for Fluid Dynamics, Springer, Berlim.

Fortuna, A. O. (2000), Técnicas Computacionais para Dinâmica dos Fluidos: Conceitos Básicos e Aplicações, Ed. Usp, São Paulo.

Forrest, N., Bailey, T., and Hannegan, D. (2001), Subsea Equipment for Deep Water Drilling using Dual Gradient Mud System, paper SPE/IADC 67707 presented at SPE/IADC Drilling Conference 2001, Amsterdam.

Gimbun, J., Chuah, T.G., Choong, T.S.Y., Fakhru'l-Razi, A. (2005), Prediction of the effects of cone tip diameter on the cyclone performance, Journal of Aerosol Science, 36 (8), 1056-1065.

Kolmogorov, A.N. (1942), The Equations of Turbulent Motion in a Incompressible Fluid, Isv. Acad. Sci. USSR, 6, 56-58.

Hirsch, C. (1989), Numerical Computation of Internal and External Flows, John Wiley & Sons, England, vol. 1 (1989), vol. 2 (1990).

Launder, B. E. (1989), Second moment closure: present and future?, Int. J. Heat and Fluid Flow, vol. 10, 4, 282- 300.

Maliska, C.R. (2004), Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional, 2ª ed., LTC Editora, Florianópolis, Brasil.

Meier, H. F., Kasper, F. S., Peres, A. P., Huziwara, W. K., Mori, M. (2000) Comparison Between Turbulence Models for 3-D Turbulent Flows in Cyclones, Proceedings of XXI CILAMCE - 21st Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, 1-18, Rio de Janeiro.

Nebresky, J. R., Morgan, G. E., Oswald, B. J. (1980), Cyclone for Gas/Oil Separation, International Conference on Hydrocyclone, 12, 167-178.

Neto, A.S. (2002), Fundamentos da Turbulência nos Fluidos, Em: Freire, A.P.S., Menut, P.P.M., e Su, J. (eds.), Turbulência, Ediouro Gráfica e Editora S.A., Volume 1, Rio de Janeiro,

Neto, A.S. (2002), Simulação de Grandes Escalas de Escoamentos Turbulentos. Em Freire, A.P.S., Menut, P.P.M., e Su, J. (eds.), Turbulência, Ediouro Gráfica e Editora S.A., Capítulo 4, Rio de Janeiro.

Perry R.H.; Green D.W. (1997) Perry's Chemical Engineer's Handbook (7th edition), New York, McGraw-Hill.

Pinto, J.C., Lage, P.L.C. (2001), Métodos Numéricos em Problemas de Engenharia Química, e-papers, Rio de Janeiro.

Qian, F. P., Zhang, M.Y. (2005). Study of the natural vortex length of a cyclone with response surface methodology. Computers and Chemical Engineering, 29, 2155 - 2162.

Rawlins, C. H.; Staten, S. E.; Wang, I. I. (2000), Design and Installation of a Sand Separation and Handling System for a Gulf of Mexico Oil Production Facility. SPE 63041, 1-10.

Rawlins, C. H. (2002), Application of Multiphase Desander Technology to Oil and Gas Production, 3rd North American Conference on Multiphase Technology, Banff, Canadá.

Rodrigues, M. A.; Iemma A. F. (2005), Planejamento de Experimentos e Otimização de Processos – Uma estratégia seqüencial de planejamentos, Casa do Pão Editora, Campinas, São Paulo.

Rosin, P., Rammler, E. (1933), The laws governing the fineness of powdered coal. Journal of the Institute of Coal, 7, 29-36.

Stairmand, C.J. (1951), The design and Performance of Cyclone Separator, Trans. Inst. Chem. Eng., 29, 356 – 383.

Steppan, D.D., Werner, J., Yeater, R.P. (1998), Essential Regression and Experimental Design for Chemists and Engineers.

Svarovsky, L. (1981), Solid-Gas Separation, Elsevier Science, Amsterdam.

Svarovsky, L. (2000), Solid-Liquid Separation, 4ª ed., Butterworths-Heinemann, Oxford.

Versteeg, H.K., Malalasekera, W. (1995), An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method, Longman, Londres.

Xiang, R.B., Lee, K.W. (2005), Numerical Simulation of Flow Patterns in Cyclones of Different Cone Dimensions, Particle & Particle Systems Characterization, 22 (3), 212 – 218.