

# USO DE HIDROCICLONES NA SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS DE BAIXA DENSIDADE NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO COM DUPLO GRADIENTE

Marcelo da Costa Amaral

## DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Orientador: Prof. Ricardo de Andrade Medronho, PhD

Rio de Janeiro, RJ - Brasil 2008

## USO DE HIDROCICLONES NA SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS DE BAIXA DENSIDADE NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO COM DUPLO GRADIENTE

#### Marcelo da Costa Amaral

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-graduação 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).

Orientador:		
Prof. Ricardo de Andrade Medronho, Ph.D. (Presidente da Banca)		
Prof. Marcio Nele de Souza, D.Sc.		
Prof. Amaro Gomes Barreto Jr., D.Sc.		
Profa. Cláudia Míriam Scheid, D.Sc.		

Rio de Janeiro, RJ - Brasil 2008

#### Ficha Catalográfica

AMARAL, Marcelo da Costa

Uso de Hidrociclones na Separação de Partículas de Baixa Densidade no Processo de Perfuração com Duplo Gradiente/ Marcelo da Costa Amaral

Rio de Janeiro: UFRJ/ EQ, 2008.

xi, 86f.: il.: 29 cm

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio de

Janeiro, programa de Pós-Graduação em Tecnologia de Processos

Químicos e Bioquímicos, 2008.

Orientador: Ricardo de Andrade Medronho

- 1. Perfuração com Duplo Gradiente; 2. Fluido de Perfuração; 3. Partículas Sólidas Leves; 4. Hidrociclone.
- I. Título.
- II. Dissertação (Mestrado UFRJ / EQ)

Dedico esta dissertação:

a Deus pela força, inspiração e oportunidade concedidas;

à minha avó, Adalgisa, pelas preces todos esses anos;

a meus pais, Antônio e Iolanda, que são meus heróis;

à minha esposa, Valéria, pelo incentivo em todos os momentos.

#### **AGRADECIMENTOS**

Ao Professor e Educador Ricardo de Andrade Medronho, por tudo que me ensinou nesses anos e acima de tudo pelo exemplo de dedicação ao trabalho.

Ao Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello (Cenpes), pelo apoio financeiro dado a este projeto.

À Maria e ao Vilaça, funcionários do LADEQ, por estarem sempre solícitos em ajudar.

À Professora Verônica e à técnica Rosana, pelo suporte dado as análises Reológicas realizadas no Laboratório de Termoanálises e Reologia.

Aos meus amigos Diego e Alvio do Lab-CFD por toda amizade e apoio nesses anos.

À Roselee pelo apoio dado na solução de questões administrativas.

A todos que direta ou indiretamente colaboraram para a conclusão deste trabalho.

Resumo da Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-graduação 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.

### USO DE HIDROCICLONES NA SEPARAÇÃO DE PARTÍCULAS DE BAIXA DENSIDADE NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO COM DUPLO GRADIENTE

Marcelo da Costa Amaral 2008

Orientador: Prof. Dr. Ricardo de Andrade Medronho

Diante das dificuldades encontradas na perfuração em águas ultraprofundas, surge o conceito de perfuração com duplo gradiente (PDG), que pode ser obtido a partir da injeção de partículas sólidas de baixa densidade ou partículas sólidas leves (PSL) na coluna de retorno de lama, para se obter a redução da densidade do fluido de perfuração, a partir do ponto de injeção das PSL. No entanto, a viabilidade desta tecnologia está condicionada ao desenvolvimento de um equipamento capaz de separar essas partículas de perfuração. O principal objetivo deste trabalho é estudar, experimentalmente, a eficiência de um hidrociclone que foi projetado para maximizar a eficiência de separação das PSL, especialmente produzidas para este projeto. Nos experimentos, avaliou-se a influência da queda de pressão, da concentração de PSL e da viscosidade aparente do fluido na eficiência de separação. A partir desses experimentos, observou-se que todas essas três variáveis influenciam significativamente no processo de separação. O hidrociclone é capaz de separar com boa eficiência as Partículas Sólidas Leves do fluido. Para baixas concentrações de PSL, um hidrociclone é suficiente. Para altas concentrações de PSL (Cv>8%) é necessário o emprego de dois hidrociclones em série (segundo hidrociclone tratando o underflow do primeiro) para uma eficiente recuperação das PSL. Além disso, obteve-se uma equação que correlaciona as três variáveis operacionais com a eficiência de separação, a qual pode ser usada para prever o desempenho do hidrociclone quando em operação.

Palavras-Chave: Perfuração com Duplo Gradiente; Fluido de Perfuração; Partículas Sólidas Leves; Hidrociclone.

Abstract of the Dissertation presented to Curso de Pós-graduação em Tecnologia de Procesos Químicos e Bioquímicos - EQ / UFRJ, as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master Science.

## USE OF HYDROCYCLONES IN THE SEPARATION OF LOW DENSITY SOLID PARTICLES IN THE PROCESS OF DUAL GRADIENT DRILLING

Marcelo da Costa Amaral 2008

Thesis Supervisor: Prof. Dr. Ricardo de Andrade Medronho

In order to overcome the difficulties found in drilling in very deep waters, the dual gradient drilling (PDG) may be applied. It consists of injecting low density solid particles (PSL) in the riser, to reduce the density of drilling fluid. However, the viability of this technology is subject to the development of a device capable of separating those particles from the drilling fluid. The main objective of this work is to study the performance of a hydrocyclone that has been designed to maximize the efficiency of separation of the PSL. These PSL were specially produced for this project. In the experiments, the influence of the pressure drop, the concentration of PSL and the viscosity of the fluid in the efficiency of separation were evaluated. From these experiments, it was observed that all those three variables influence significantly in the separation process. The hydrocyclone is capable to separate with good efficiency the Light Solid Particles of the fluid. For low concentrations of PSL, a hydrocyclone is enough. For high concentrations of PSL (Cv>8%) it is necessary the job of two hydrocyclone in series (the second hydrocyclone treating the underflow of the first) for an efficient recovery of PSL. addition, equations were obtained for the separation efficiency, and the feed flow rate which can be used to predict the performance of the hydrocyclone when in operation.

Keywords: Dual Gradient Drilling; Drilling Fluid; Lightweight Solid Particles; Hydrocyclone.

#### **NOMENCLATURA**

#### **Letras Latinas**

Símbolo	Descrição	Dimensão
$C_{CMC}$	Concentração volumétrica de CMC em Água	
$C_{v}$	Concentração volumétrica dos sólidos na alimentação	
$C_{vo}$	Concentração volumétrica dos sólidos no overflow	
d	Diâmetro de partícula	L
d'50	Diâmetro de corte do hidrociclone	L
Dc	Diâmetro do corpo cilíndrico do hidrociclone	L
$D_i$	Diâmetro da alimentação do hidrociclone	L
$D_o$	Diâmetro do overflow do hidrociclone	L
$D_u$	Diâmetro do underflow do hidrociclone	L
$\mathrm{E}_T$	Eficiência global do hidrociclone	
$\mathrm{E}'_T$	Eficiência global reduzida do hidrociclone	
Eu	Número de Euler	
$F_c$	Força Centrifuga	$M L T^{-2}$
G	Eficiência granulométrica calculada para um dado tamanho de partícula	
G'	Eficiência granulométrica reduzida calculada para um dado tamanho de partícula	
K	Constante da equação de Rosin-Rammler	
$k_1$ , $k_2$ e $k_3$	Coeficientes para as equações de Medronho (1984) e Medronho e Antunes (1992)	
L	Comprimento do vortex finder do hidrociclone	L
L	Comprimento do hidrociclone (seção cilíndrica e cônica)	L
Ll	Comprimento da seção cilíndrica do hidrociclone	L
$l_t$	Escala de comprimento turbulento	L
M	Constante da equação de Rosin-Rammler	
$n_1, n_2, n_3, n_4, \\ n_5 e n_6$	Coeficientes para as equações de Medronho (1984) e Medronho e Antunes (1992)	
$\Delta P$	Queda de pressão no hidrociclone	$M L^{-1} T^{-2}$
Q	Vazão de entrada do hidrociclone	$L^3 T$
Re	Número de Reynolds	
$R_f$	Fator divisor do fluido ou razão de fluido	
Stk <sub>50</sub>	número de Stokes	

$u_{tan}$	velocidade em torno da média	L T <sup>-1</sup>
V	Velocidade calculada na seção cilíndrica do hidrociclone	L T <sup>-1</sup>
$W_{s}$	Vazão mássica de sólidos alimentados no hidrociclone	$M T^{-1}$
$W_{so}$	Vazão mássica de sólidos no overflow	M T <sup>-1</sup>
Y	Distribuição cumulativa menor que dado tamanho de partícula	
	Significa que está aplicado para um dado tamanho de partí	cula

## **Letras Gregas**

η′	Viscosidade aparente do fluido	-
μ	Viscosidade dinâmica ou absoluta	$M L^{-1} T^{-1}$
ρ	Densidade do fluido	$\mathrm{M}~\mathrm{L}^{\text{-3}}$
$\rho_s$	Densidade da partícula	$\mathrm{M~L}^{-3}$
θ	Ângulo do cone do hidrociclone	
τ	Tensão de cisalhamento	$M L^{-1} T^{-2}$
$\tau_{o}$	Tensão residual	$M L^{-1} T^{-2}$

## ABREVIAÇÕES MAIS UTILIZADAS

PDG – Perfuração com Duplo Gradiente.

DGD - Dual Gradient Drilling, ou, duplo gradiente de perfuração.

CFD – Fluidodinâmica Computacional.

CMC – Carboxi-Metil-Celulose.

PSL – Partículas Sólidas Leves

CFX – Software utilizado em Fluidodinâmica Computacional.

SMD – Subsea Mudlift Drilling (Perfuração com Lifting Submerso de Lama).

## SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
	2.1 Fluidos de Perfuração	3
	2.1.1 Reologia dos Fluidos de Perfuração	
	2.1.2 Fluido de Perfuração e Carboxi-Metil-Celulose	
	2.2 PERFURAÇÃO COM DUPLO GRADIENTE (PDG)	
	2.2.1 Conceitos Básicos	
	2.2.2 Principais Sistemas PDG	
	2.2.3 Uso de PSL em PDG	
	2.3 HIDROCICLONES.	16
	2.3.1 Separação Sólido-Líquido	
	2.3.1.1 Eficiência de Separação	
	2.3.1.2 Desempenho de Hidrociclones	
	2.3.1.2.1 Modelo dos grupos adimensionais	
	2.3.1.2.2 Equações de projeto e de previsão de desempenho	
	2.3.2 Perfil de Velocidade em Hidrociclones	
	2.3.2.1 Velocidade Tangencial	
	2.3.2.3 Velocidade Axial	
	2.4 USO DE HIDROCICLONES EM OPERAÇÕES DE PERFURAÇÃO	
_		
3	MATERIAIS E MÉTODOS	30
	3.1 UNIDADE EXPERIMENTAL	30
	3.1.1 Hidrociclone	31
	3.1.2 Tanques	33
	3.1.3 Agitador mecânico	34
	3.1.4 Bomba de deslocamento positivo	35
	3.1.5 Medidor de Vazão	36
	3.1.6 Medidor de Pressão	36
	3.2 PARTÍCULAS SÓLIDAS DE BAIXA DENSIDADE	36
	3.3 Preparação do Fluido Usado para Simular a Lama de Perfuração	38
	3.4 VARIÁVEIS DE OPERAÇÃO ESTUDADAS	
	3.4.1 Queda de Pressão no Hidrociclone	39
	3.4.2 Concentração de PSL	39
	3.4.3 Concentração de CMC na Lama	40
	3.5 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL	40
	3.6 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	42
	3.7 MÉTODOS DE ANÁLISE	
	3.7.1 Determinação das Vazões das Correntes de Entrada e de Saídas	
	3.7.2 Determinação da Concentração Volumétrica da Suspensão	
	3.7.3 Determinação da Queda de Pressão no Hidrociclone	
	3.7.4 Determinação dos reogramas das soluções de CMC	44
	3.7.5 Análise Granulométrica das Amostras Coletadas	44
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	45
	4.1 Resultados Obtidos	45
	4.2 REGRESSÃO DOS DADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE – MODELO QUADRÁTICO	
	4.3 ANÁLISE DE REGRESSÃO DE UM MODELO MAIS COERENTE PARA A VAZÃO ATRAVÉS DO	¬ /
	HIDROCICLONE	62
5	CONCLUSÕES	
J		
	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHO FUTURO	
R	EFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67

AP	ÊNDICES	71
A	APÊNDICE A — REOGRAMAS DO FLUIDO USADO NOS EXPERIMENTOS	71
A	APÊNDICE B — ANÁLISES GRANULOMÉTRICAS DAS PSL RECOLHIDAS NO <i>UNDERFLOW</i> E NO <i>OVER</i>	FLOW
		74

### 1 INTRODUÇÃO

Em períodos de preços elevados, as empresas petrolíferas usualmente aumentam substancialmente seus rendimentos e, com isso, aumentam em muito seus investimentos com ênfase no segmento E & P. Além disso, elas investem maciçamente também em tecnologia, tanto para melhorar o processo de descoberta de novos campos quanto para aumentar o fator de recuperação do petróleo contido nos campos maduros. Esse cenário tem motivado a perfuração de poços em laminas d'água cada vez maiores.

No entanto, a perfuração de poços em águas profundas apresenta uma grande dificuldade de se manter a pressão no anular do poço acima da pressão de poros e abaixo da pressão de fratura, pois a faixa de trabalho é muito estreita. Isso porque o gradiente de pressão hidrostática da lama se estende desde a plataforma de perfuração até o fundo do poço, resultando na necessidade em um grande número de estágios de revestimento das paredes do poço.

Como alternativa, pode-se reduzir a densidade da lama no *riser* para um valor próximo ao da densidade da água do mar. Com isso, a lama apresenta dois gradientes de pressão hidrostática: um no *riser*, igual ao da água do mar, e outro no anular do poço, começando no fundo do mar, o que permite perfurar mais até ser necessário um novo revestimento. Esse sistema é conhecido como perfuração com duplo gradiente (PDG ou DGD-*Dual Gradient Drilling*).

Uma das maneiras de atingir essas condições de perfuração é injetar lama concentrada com partículas sólidas de baixa densidade na base do *riser* de modo a obter uma densidade média igual a da água do mar no anular do *riser*. Com isso, dada a extensão do *riser*, deve-se usar uma grande quantidade dessas partículas. Logo, a recuperação das mesmas com alta eficiência é primordial para a viabilidade econômica do sistema PDG.

Hidrociclones parecem indicados para esta função, pois apresentam alta eficiência, grandes vazões e ocupam pequeno espaço quando instalados, o que é

importante em operações no mar, pois o espaço é um fator crítico. Além disso, hidrociclones já são usados em unidades de perfuração *offshore* no tratamento do fluido de perfuração como desarenadores e dessiltadores.

Anteriormente a esse trabalho, foi realizada uma otimização da geometria de um hidrociclone com o objetivo de maximizar sua eficiência na recuperação de esferas de baixa densidade do fluido de perfuração usado em um sistema PDG. Esta otimização foi realizada com base em simulações numéricas feitas com fluidodinâmica computacional (CFD).

O objetivo deste trabalho é avaliar experimentalmente o desempenho deste hidrociclone otimizado considerando a influência da queda de pressão, concentração de partículas sólidas de baixa densidade e viscosidade aparente do fluido de perfuração na eficiência de recuperação dessas partículas.

#### 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1 Fluidos de Perfuração

A perfuração ocorre normalmente através da aplicação de peso e rotação em uma coluna, que tem em uma de suas extremidades uma broca cortante acoplada. A ruptura ou desagregação das rochas forma pequenas lascas, ou cascalhos, que serão removidos do fundo do poço e carreados até a superfície pelo fluido de perfuração, ou seja, circulase fluido de perfuração pelo interior do poço, de acordo com o seguinte caminho: o fluido é injetado pelo interior da coluna, passa através de orifícios existentes na broca e retorna pelo espaço anular formado pela parede do poço e a coluna de perfuração (Thomas, 2001).

O fluido usado é cuidadosamente projetado para atender a uma série de finalidades. Deve reduzir a fricção e o desgaste das brocas, carrear os sólidos gerados na operação, controlar a pressão exercida pelos fluidos dos reservatórios perfurados, dentre outras funções (Caenn e Chillingar,1996; Darley e Gray,1988).

Os fluidos de perfuração, também chamados lamas, são tradicionalmente classificados de acordo com o seu constituinte principal em: fluidos a base de água, fluidos a base de óleo e fluidos a base de gás. Os fluidos a base de água são os utilizados na maioria das perfurações em todo o mundo, sendo considerados ecologicamente seguros. Recentemente, uma nova classe foi desenvolvida, são os chamados fluidos sintéticos. Segundo Caenn e Chillingar (1996), este novo tipo de fluido é aplicado em situações mais severas de perfuração, em substituição aos fluidos à base de óleo.

Mesmo com o desenvolvimento de novos tipos de fluidos, as principais empresas de sondagem do Brasil dão preferência aos tradicionais fluidos a base de água e argilas bentoníticas. O consumo anual de bentonita sódica para uso em fluidos de perfuração é da ordem de 25 mil toneladas (Amorim *et al.*,2005). Segundo Baltar e Luz (2003), esse consumo se tem mantido praticamente inalterado nos últimos anos.

#### 2.1.1 Reologia dos Fluidos de Perfuração

Os fluidos podem ser classificados como fluidos newtonianos ou nãonewtonianos. Os primeiros se caracterizam pela relação linear entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação, a temperatura constante. Se essa relação não for linear, então o fluido é dito não-newtoniano. Se em um fluido não-newtoniano a viscosidade aparente varia com a taxa de deformação e a duração de sua aplicação, esse fluido é classificado como dependente do tempo e se ela varia apenas com a taxa de deformação é dito não-newtoniano independente do tempo (Bourgoyne *et al.*,1991).

Por outro lado, se em um fluido não-newtoniano dependente do tempo a viscosidade aparente diminui com o tempo de cisalhamento, a temperatura e taxa de deformação constantes, ele é classificado como tixotrópico. Se essa viscosidade aumenta com o tempo de cisalhamento, a temperatura e taxa de deformação constantes, o fluido é dito reopético. Além disso, quando um fluido não-newtoniano independente do tempo sofre queda em sua viscosidade aparente com o aumento na taxa de deformação, a temperatura constante, então esse fluido é classificado como pseudoplástico. Se essa viscosidade aparente cresce, então o fluido é dito dilatante (Bourgoyne *et al.*,1991).

Alguns fluidos não-newtonianos apresentam uma tensão residual ( $\tau_o$ ), definida como a tensão de cisalhamento mínima necessária para que esses fluidos escoem. Não existe um consenso entre os pesquisadores quanto à existência dessa tensão de escoamento. Muitos estudiosos contestam a existência deste parâmetro, justificando que se for dado tempo suficiente, qualquer fluido escoa (Steffe, 1996). No entanto, uma vez que em engenharia de fluidos de perfuração a escala de tempo dos processos é, de um modo geral, inferior ao tempo necessário para o escoamento,  $\tau_o$  torna-se um importante parâmetro reológico. Apesar de toda essa polêmica, o limite de escoamento continua sendo usado. São várias as maneiras de se determinar esse parâmetro; uma das mais comuns utiliza a extrapolação de dados reológicos à taxa de deformação zero (Steffe, 1996).

O comportamento dos fluidos com tensão residual de escoamento é explicado em função da sua estrutura interna, que impede seu movimento quando os valores de tensão de cisalhamento são menores que um valor limite  $\tau_o$ . Quando a magnitude de  $\tau$  supera este valor limite, a estrutura interna do fluido sofre um colapso permitindo que haja escoamento. Além disso, verifica-se também que a estrutura interna original pode ser recuperada quando  $\tau$  passa a ser menor que  $\tau_o$  (Barnes *et al.*, 1996).

A maioria dos fluidos de perfuração são não-newtonianos, independentes do tempo e pseudoplásticos, podendo apresentar ou não uma tensão residual. Por isso, atualmente, tem sido utilizados os modelos reológicos de Bingham, Ostwald-de-Waele (Lei da Potência) e Herschel-Bulckley para descrever o comportamento reológico desses fluidos, como mostra a Figura 2.1 (Machado, 2001; Santoyo *et al.*,2001):

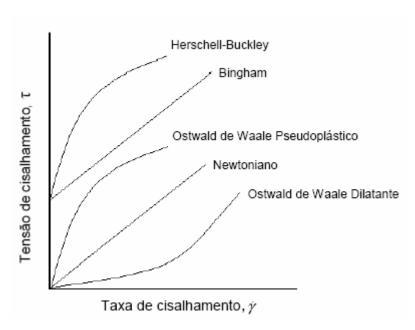


Figura 2.1 – Curvas de escoamento dos fluidos segundo suas classes.

Apesar da sua simplicidade, o modelo de Ostwald-de-Waale é um dos mais usados na caracterização reológica dos fluidos de perfuração pseudoplásticos. Nesse modelo a relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação é definida pela equação:

$$\tau = K\gamma^n \tag{2.1}$$

onde *K* é o índice de consistência do fluido e *n* é o índice de comportamento do fluido.

O parâmetro n é uma propriedade física do fluido que indica o seu grau de comportamento não-newtoniano (Metzner e Reed, 1955). Assim, quando o fluido tem comportamento newtoniano, n = 1; para n > 1 torna-se dilatante e, para fluidos pseudoplásticos, o valor de n é menor que 1 (Steffe, 1996).

Quanto maior for o valor do parâmetro *K*, no modelo de Ostwald-de-Waale, maior será o grau de resistência do fluido ao escoamento (Mezger, 2002; Machado, 2001). Tanto *n* quanto *K* variam com a temperatura, sendo *K* mais sensível do que *n*.

O modelo dos plásticos de Bingham é dado por:

$$\tau = \tau_o + K_B \gamma \tag{2.2}$$

onde  $\tau$  é tensão de cisalhamento,  $\tau_o$  é a tensão residual,  $\gamma$  é taxa de deformação e  $K_B$  é a viscosidade plástica.

O modelo Herschel-Bulckley é o modelo mais usado para descrever o comportamento reológico dos fluidos de perfuração pseudoplásticos com limite de escoamento. Esse modelo é na realidade um modelo de Ostwald-de-Waale acrescido da tensão residual ( $\tau_o$ ), ou seja, deslocado em relação ao eixo de tensões de cisalhamento, Figura 2.1. O modelo Herschel-Bulckley possui três parâmetros, o que permite melhor ajustar os dados reológicos:

$$\tau = \tau_0 + \mathbf{K} \cdot \gamma^n \tag{2.3}$$

onde *K* é o índice de consistência e *n* o índice de comportamento do fluido.

#### 2.1.2 Fluido de Perfuração e Carboxi-Metil-Celulose

Além da argila bentonítica, são comumente empregados na composição dos fluidos de perfuração aditivos com o objetivo de melhorar ou controlar suas propriedades reológicas e de filtração. Dentre os aditivos mais comuns e rotineiramente utilizados em fluidos como viscosificante e redutor de filtrado, destaca-se a carboximetil-celulose (CMC) (Hughes *et al.*,1993), polímero natural derivado da celulose. Seu uso reduz as perdas por filtração e produz rebocos muito finos e capazes de impedir o escoamento do fluido através das formações geológicas que estão sendo perfuradas.

Na última década, diversos trabalhos foram desenvolvidos visando avaliar o efeito da adsorção de polímeros em constituintes do fluido de perfuração (Sueyoshi, 1994; Güngör e Ece, 1999; Güngör e Karaoglan, 2001), a relação entre a estrutura e a eficiência de aditivos poliméricos para fluidos de perfuração (Hughes *et al.*,1993; Lecourtier e Degouy, 1994), e a relação entre a composição, a estrutura e a permeabilidade de rebocos formados a partir de fluidos de perfuração contendo argilas bentoníticas e polímeros aniônicos (Durand *et al.*, 1997).

Amorim *et al.* (2005) avaliaram a ação de aditivos poliméricos à base de celulose na melhoria das propriedades reológicas e de filtração de fluidos de perfuração visando seu uso em perfurações de poços de petróleo. Foi observado que o CMC influenciou nas propriedades reológicas dos fluidos de perfuração usados nos experimentos, indicando que o CMC pode ser de grande utilidade para otimizar os fluidos de perfuração dependendo das condições de campo.

Aproveitando o fato das soluções aquosas do polímero Carboxi-Metil-Celulose (CMC) possuírem características de um fluido não-newtoniano do tipo pseudoplástico, inúmeros autores utilizam o CMC com o intuito de obter um fluido com propriedades próximas aos dos fluidos de perfuração (Charpentier *et al.*, 2004).

Escudier e Smith (1999) focaram seu estudo experimental no escoamento completamente turbulento, em tubos, de soluções poliméricas de CMC, a diferentes

concentrações. Os resultados mostraram que existe correspondência direta entre os efeitos de arraste e o comportamento reológico das soluções.

Tendo como base as recentes publicações relacionadas às soluções poliméricas de carboxi-metil-celulose, soluções de CMC foram empregadas, neste trabalho, para simular o comportamento de um fluido de perfuração.

#### 2.2 Perfuração com Duplo gradiente (PDG)

#### 2.2.1 Conceitos Básicos

Um dos maiores problemas na perfuração de poços sob grandes lâminas d'água é manter a pressão no anular do poço acima da pressão do fluido contido nos poros da rocha (pressão de poros), para evitar que este fluido invada o poço, e ao mesmo tempo abaixo da pressão necessária para fraturar a rocha (pressão de fratura). Em águas profundas, os gradientes de pressão de poros e de fratura são próximos tornando difícil a perfuração (Maurer, 2003).

Na Figura 2.2 são apresentados o gradiente de pressão hidrostática para uma perfuração convencional, ou seja, apenas um gradiente de pressão (C), e as curvas de pressão de poro (A) e de fratura (B). Observa-se que a curva hidrostática da lama (C), por iniciar ao nível do mar, percorre uma distância pequena na direção vertical. Isso leva a necessidade de um grande número de revestimentos no poço.

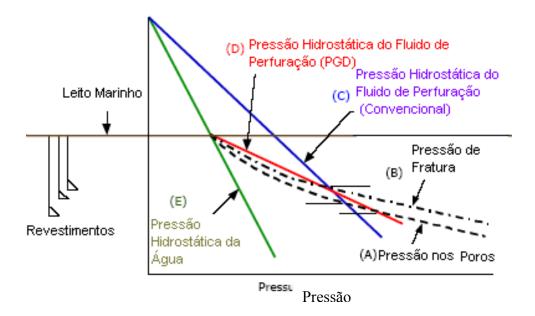


Figura 2.2 – Esquema comparativo entre uma perfuração convencional e uma com duplo gradiente (Cohen e Deskins, 2006).

Em uma operação de perfuração *offshore* convencional o peso da lama no anular do *riser* exerce alta pressão no fundo do mar tornando dificil manter a pressão no anular do poço dentro dos limites de operação segura. Para superar os problemas causados pelo peso da lama no *riser*, diversas companhias e consórcios de pesquisas têm proposto o desenvolvimento de sistemas PDG que reduzem a pressão no anular do poço no fundo do mar. Se essa redução for tal que a pressão anular seja igual à pressão da coluna d'água, então o gradiente de pressão hidrostática da lama (D) seria um da superfície até o fundo do mar e outro deste ponto até a broca. Com isso, uma maior distância na direção vertical pode ser perfurada, o que reduz o número necessário de colunas de revestimento, aumentando, consequentemente, o diâmetro final do poço, o que aumenta sua capacidade produtiva. Outra vantagem de um menor número de colunas de revestimento é a redução dos custos de perfuração (Cohen e Deskins, 2006).

Schubert *et al.* (2002) também identificaram uma redução na quantidade de colunas de revestimento necessária para se atingir determinada profundidade, quando comparando a técnica PDG com a perfuração convencional.

A Figura 2.3 mostra uma comparação entre os programas de revestimento de uma perfuração convencional e uma PDG para um poço no Golfo do México. Nesse caso a opção pela Técnica de PDG diminuiu o número de colunas de revestimentos de 8 para 5 e reduziu os custos em US\$ 3 milhões (Cohen e Deskins, 2006).

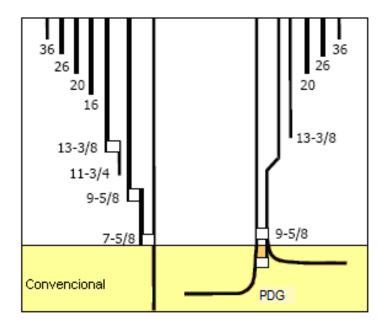


Figura 2.3 – Comparação do número de colunas de revestimento necessárias entre uma perfuração convencional e com duplo gradiente (Cohen e Deskins, 2006).

No trabalho de Judge e Thethi (2003) são comparados os custos de perfuração de um poço com o método convencional e com a técnica PDG, fixando-se o mesmo diâmetro do revestimento de produção. É apresentada uma possibilidade de redução significativa dos custos de perfuração se esta for feita com duplo gradiente de pressão, considerando-se o cenário da construção do poço por inteiro, devido a fatores como: redução dos custos com a sonda de perfuração, pois esta poderá ser menor, diminuição do número de colunas de revestimentos, possível uso de menores equipamentos de segurança da cabeça do poço, menores *risers* e minimização dos custos com treinamento das pessoas envolvidas com as operações de perfuração. É apresentada também comparação dos equipamentos que são acrescentados e dos que são retirados para a implementação da técnica de PDG que foi usada. O peso retirado ficou entre 1588 e 1742 toneladas, enquanto que o peso acrescentado foi de 0,3 toneladas indicando

uma grande tendência à redução do peso das plataformas de perfuração que operarem com PDG.

#### 2.2.2 Principais Sistemas PDG

Atualmente os principais sistemas PDG são os que injetam gases (*gas lift*), os que injetam partículas sólidas leves (*light weight solid additives*, PSL) na base do *riser* e ainda os que usam bombas no fundo do mar (*seafloor pumps*) para promover um duplo gradiente de pressão hidrostática. A Figura 2.4 mostra essas três opções. Esses sistemas podem também ser usados juntos. *Gas lift* e injeção de PSL reduzem, significativamente, os equipamentos requeridos no fundo do mar (Cohen e Deskins, 2006).

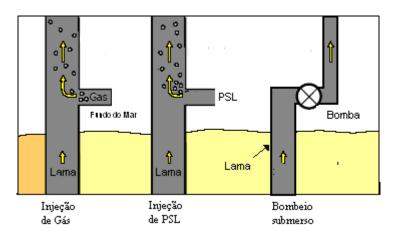


Figura 2.4 – Opções de perfuração com duplo gradiente

Um exemplo de sistema que usa bombas no fundo do mar é o desenvolvido pelo programa *Subsea Mudlift Drilling–Joint Industry Project* (SMD–JIP), desde 1996 (Smith *et al.*, 2001). Para a implementação deste sistema é necessário a adaptação de muitos equipamentos e a adição de outros. Segundo Vera (2002), as principais limitações econômicas e operacionais são em relação às bombas que devem ser operadas no fundo do mar, o que gera um custo elevado de operação e manutenção.

Quando se usa o sistema *gas lift* o gás injetado na base do *riser* diminui a densidade do fluido de perfuração. Isso elimina a necessidade de uso de bombas no fundo do mar (Herrmann e Shaughnessy, 2001). No entanto, segundo Vera (2002),

existem problemas relacionados aos compressores que necessitariam ser usados, tanto com relação a custo quanto ao tamanho destes. Deve-se levar em conta também o grande volume necessário para o armazenamento de gás, assim como seu escoamento compressível ao longo do *riser*. A autora cita ainda que seria necessário um sistema eficaz para a separação, na superfície, do gás da lama de perfuração.

No sistema PSL, as partículas leves são bombeadas para o fundo do mar através de uma linha de escoamento e injetadas na base do *riser* para reduzir a densidade da lama. A técnica PSL é semelhante ao *gas lift*, exceto que as partículas são incompressíveis e geram um gradiente de pressão constante (Cohen e Deskins, 2006).

#### 2.2.3 Uso de PSL em PDG

Esferas leves têm sido comumente empregadas em perfuração de poços no mar, como aditivo para diminuir o peso do cimento. Em alguns casos, estas esferas têm reduzido a densidade da região cimentada ao valor daquela da água ou menos (Vera, 2002).

Em Maurer *et al.* (2001), foram usadas esferas ocas de vidro como agente de redução de densidade. Quando misturadas ao fluido de perfuração, obtem-se um fluido leve e incompressível, com comportamento similar a lama usada em perfuração convencional (Vera, 2002).

Motivado pelas deficiências e limitações das outras técnicas usadas na perfuração com duplo gradiente a empresa *Maurer Technology* propôs um *Joint Industry Project* (JIP) com o objetivo de desenvolver um processo de PDG economicamente viável. O esquema proposto neste JIP pode ser visto na Figura 2.5. Uma suspensão concentrada em partículas leves é bombeada pelas bombas de superfície (A), na sonda de perfuração, chegando ao fundo através de uma linha (B) lateral ao *riser*, que se comunica com ele através do ponto de mistura (C) acima dos equipamentos de segurança do poço. A suspensão concentrada em PSL é diluída na lama durante sua trajetória pelo anular do riser (D). Inicialmente, quando a lama, os cascalhos e essas

partículas retornam à superficie, eles são transferidos ao separador (E), onde os cascalhos serão extraídos. Posteriormente, as PSL são separadas da lama, que, eventualmente, sofrerá um tratamento nos tanques de lama, antes de ser novamente reinjetada no poço pelas bombas (F). (Vera, 2002).

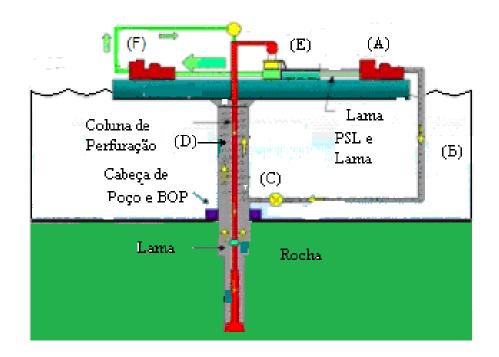


Figura 2.5 – Sistema PDG usando PSL (Cohen e Deskins, 2006)

O *Maurer JIP* foi o primeiro estudo desta tecnologia. Esta foi a primeira vez que um grande projeto de pesquisa avaliou a praticidade do uso de partículas leves em um sistema de perfuração com duplo gradiente. Essas partículas parecem ter um alto potencial para tal aplicação; suas múltiplas vantagens na perfuração sub-balanceada pode ser diretamente estendida para sistemas PDG. Existem dois aspectos importantes no uso de PSL: elas devem resistir às altas pressões no *riser* e serem facilmente separadas da lama, pois isso determinará fortemente o sucesso dessa técnica (Vera, 2002).

Segundo Cohen e Deskins (2006), enquanto o conceito de lamas com PSL é simples, a implementação de um sistema PDG requer um desenvolvimento

significativo. Os maiores desafios são:

- Desenvolver partículas sólidas leves capazes de suportar severas condições durante a perfuração em águas profundas;
- Determinar o efeito das partículas sólidas na reologia da lama e então obter modelos mais confiáveis para prever o comportamento reológico da lama de perfuração;
- Desenvolver equipamentos para o bombeio de lama com PSL;
- Desenvolver equipamentos para injetar lamas com grandes concentrações de sólidos na base do *riser* no fundo do mar;
- Desenvolver meios para separar as PSL do fluido de perfuração rapidamente e eficientemente;
- Desenvolver procedimentos de controle de poço quando se usa lamas com PSL.

Alguns desses aspectos já foram estudados e ainda continuam sendo objetos de avaliações e de testes de campo. Vera (2002) demonstrou que o colapso das esferas depende da altura de lâmina d'agua, da densidade da lama usada e do tipo de PSL usado. Mostrou ainda que o início da injeção de PSL é critico, exigindo o uso de partículas sólidas mais resistentes durante essa etapa.

Maurer (2003) observou experimentalmente que esferas (2 a 3 mm) produzidas pela empresa 3M e misturadas com fluido de perfuração a base de água, não apresentaram danos quando circuladas em um poço-teste por 8 horas, podendo, portanto, serem usadas em sistemas PDG.

Carneiro (2006) realizou testes com partículas constituídas de 50% de polipropileno e 50% de esferas ocas de vidro, fornecidas pela 3M. Com os experimentos em condições mais críticas, onde uma suspensão de PSL em água foi circulada na unidade piloto durante aproximadamente 7,2 horas, os resultados mostraram que não houve redução no tamanho das esferas em função do tempo de circulação.

Resultados obtidos por Maurer et al. (1998) mostram que viscosidades aparentes

obtidas com viscosímetros a velocidades de 300 e 600 rpm aumentam com o aumento de concentração de esferas em uma lama com 10,75 ppg.

Vera (2002) também observou o aumento da viscosidade plástica da lama com o aumento da concentração de esferas. Foram usadas lamas com densidades de 9,87, 10,75 e 19,17 ppg. Todos os fluidos de perfuração apresentaram altas viscosidades plasticas depois de 50% de concentração de esferas.

Maurer (2003) avaliou as viscosidades aparentes de lamas a base de água com 20% de esferas através da queda de pressão medida em uma secção de um tubo com 1,059 in de diâmetro. As esferas usadas tinham de 0,5 a 0,8 mm de diâmetro. Observouse que, a altas vazões, a queda de pressão em lamas com ou sem esferas são iguais, mostrando que as esferas não aumentam as quedas de pressão a altas vazões.

Segundo Maurer (2003), testes mostraram que centrífugas e hidrociclones não conseguem remover 100% de esferas com 8 a 125 µm de diâmetro, nas altas vazões de alimentação requeridas para perfuração com duplo gradiente. Essas esferas também passam através de peneiras de 20 a 80 mesh (aberturas de 841 µm e 177 µm, respectivamente) tipicamente usadas para tratamento de lamas de perfuração. Por causa dessa dificuldade de remoção de esferas de pequenos diâmetros da lama, decidiu-se usar esferas de grande diâmetro para sistemas PDG. Esferas leves de, por exemplo, 2-3mm podem ser facilmente separadas por equipamentos convencionais.

Vislumbrando a solução desses problemas, neste campo tão promissor, empresas como a 3M têm se empenhado no desenvolvimento de novas tecnologias capazes de produzir PSL com a finalidade de tornar mais leves os fluidos de perfuração.

Maurer (2003) realizou experimentos com um hidrociclone de 12 in para avaliar a eficiência de separação desses equipamentos. Foram usadas esferas com densidades de 1,2 g/cm³ para simular os cascalhos resultantes da perfuração do poço e esferas com densidade de 0,5 g/ cm³ como agente redutor de densidade da lama. A alimentação era constituída de 77% de fluido a base de polímero, 20% de sólidos leves e 3% de

partículas pesadas. O hidrociclone conseguiu remover todas as esferas leves pelo *overflow* e todas as pesadas pelo *underflow*, não removendo a barita do fluido-base. Testes realizados com 500 gpm e concentrações de esferas leves de no máximo 7% e de esferas pesadas de no máximo 1,1% apresentaram os mesmos resultados obtidos para baixas vazões. Testando 500 gpm de lama a base de água e lama a base de óleo, mas aumentando as concentrações para 20% de esferas leves, fornecidas pela 3M (2 a 3 mm e 0,56 g/cm³) e 3% de cascalhos resultantes da perfuração de poços, 100% das partículas leves saíram pelo *overflow* e 100% dos sólidos pesados saíram pelo *underflow*.

#### 2.3 Hidrociclones

Hidrociclones são equipamentos simples e baratos que são capazes de remover grandes quantidades de sólidos resultantes da perfuração do poço. Apesar da simplicidade de sua construção, as equações que relacionam a eficiência do equipamento, usado no tratamento de fluido de perfuração, com os parâmetros operacionais não são muito confiáveis (Young, 1987).

O hidrociclone consiste de uma seção cônica acoplada a uma seção cilíndrica, na qual se encaixa a entrada tangencial que alimenta o equipamento. Na parte superior do hidrociclone há um tubo de saída denominado *overflow*, com um alongamento axial para dentro do equipamento (*vortex finder*). O *vortex finder* serve para minimizar o bypass de ar da alimentação para o *overflow*. Na parte inferior há um orificio de saída denominado *underflow* (Figura 2.6).

A mistura é injetada tangencialmente através do tubo de alimentação e, ao entrar no hidrociclone, inicia um movimento espiralado descendente, tentando sair pelo *underflow*. Como a abertura do *underflow* é relativamente pequena, somente parte do líquido consegue escapar. O líquido que não consegue sair por este caminho volta, formando um vórtice interno ascendente, e finalmente escapa pelo *overflow*. No caso do presente trabalho, assim como nas separações óleo/água, onde a partícula dispersa é menos densa que o fluido, a corrente mais concentrada em esferas de baixa densidade

sai pelo overflow, e a corrente mais diluída pelo underflow.

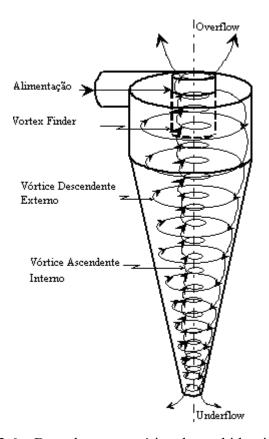


Fig. 2.6 – Desenho esquemático de um hidrociclone.

Um núcleo central gasoso geralmente se encontra presente em hidrociclones cuja descarga se dá à pressão atmosférica.

Os hidrociclones são equipamentos versáteis pois podem ser utilizados como separadores tanto para suspensões diluídas quanto concentradas, e as partículas dispersas podem ser sólidas, líquidas ou bolhas de gás. Eles também são usados como clarificadores, concentradores e equipamento de lavagem, podendo ainda funcionar como desgaseificadores e classificadores (Heiskanen, 1993).

Outras vantagens na sua utilização são a sua simplicidade de construção (Svarovsky, 1990; Heiskanen, 1993), o baixo custo de instalação e operação, a versatilidade de aplicação, e seu pequeno tamanho quando comparados a outros equipamentos de separação (Svarovsky, 1990).

Uma das desvantagens desse equipamento é a sua relativa inflexibilidade, uma vez instalados, quanto à instabilidades na vazão e na concentração dos sólidos alimentados. Hidrociclones são suscetíveis à abrasão, além de gerarem altas taxas de cisalhamento, o que faz com que este não seja um equipamento adequado para utilização em floculação, pois os flocos são quebrados no seu interior (Svarovsky, 1990).

Sua alta eficiência de separação e alta capacidade de processamento, aliadas ao pequeno espaço (*floor space*) requerido, o torna ideal para operações onde o espaço é crítico, como ocorre em plataformas de perfuração. Portanto, o uso deste tipo de equipamento parece ser, em princípio, bastante adequado à separação desejada neste trabalho.

#### 2.3.1 Separação Sólido-Líquido

Apesar de não possuírem partes móveis, como ocorre em centrífugas, os hidrociclones têm o mesmo princípio de separação (sedimentação em campo centrífugo), sendo que o movimento em vórtice acontece devido à sua geometria e à alimentação tangencial do fluido (Medronho, 2000). A força centrífuga desenvolvida no interior do equipamento tende a mover radialmente as partículas mais densas que o fluido em direção à parede, e as que conseguem atingir a parede vão deslizando pela seção cônica até serem coletadas no *underflow* (McCabe *et al.*, 1985). Partículas com densidade menor que a densidade da fase contínua se movem radialmente, em direção ao eixo central, deixando o hidrociclone pelo tubo de *overflow*.

#### 2.3.1.1 Eficiência de Separação

As previsões de desempenho de um hidrociclone são baseadas na equação de Stokes para o cálculo da velocidade terminal e essa separação só ocorre se há uma diferença de densidade entre o fluido e as partículas.

A fração mássica de esfera de baixa densidade recuperada no *overflow* será dada por:

$$E_T = \frac{W_{so}}{W_s} \tag{2.4}$$

onde,  $E_T$  é a eficiência total de separação,  $W_{so}$  é a vazão mássica de sólidos no *overflow* e,  $W_s$  é a vazão mássica de sólidos alimentados.

A razão de fluido R<sub>f</sub> recuperada no *overflow* é dada por:

$$R_f = \frac{Q_o (1 - C_{vo})}{Q_o (1 - C_v)} \tag{2.5}$$

observa-se que  $R_f$  é o fator divisor do fluido, que deve ser descontado da eficiência total para que se obtenha a eficiência total reduzida ou eficiência centrífuga.  $Q_o$  é a vazão de suspensão no *overflow* e, Q é a vazão de suspensão na alimentação. A equação (2.6) fornece a eficiência total reduzida (Svarovsky, 1990):

$$E'_{T} = \frac{E_{T} - R_{f}}{1 - R_{f}} \tag{2.6}$$

A eficiência granulométrica, G, é a eficiência calculada para um dado tamanho de partícula, enquanto que a eficiência total,  $E_T$ , é a eficiência global para uma dada distribuição de tamanhos de partículas. A eficiência granulométrica reduzida é a eficiência granulométrica corrigida pela razão de fluido.

Podemos utilizar as mesmas equações que calculam a eficiência total para o cálculo da eficiência granulométrica, assim obtemos (Svarovsky, 1990):

$$G = \frac{W_{so} \mid_{d}}{W_{s} \mid_{d}} \tag{2.7}$$

e,

$$G' = \frac{G - R_f}{1 - R_f} \tag{2.8}$$

A distribuição de tamanho das partículas pode ser representada pela equação 2.9 de Rosin-Rammler ou pela equação 2.10 de Weibull e a eficiência granulométrica reduzida por uma equação de Rosin-Rammler Modificada (equação 2.11):

$$y = 1 - \exp\left[-\left(\frac{d}{k}\right)^m\right] \tag{2.9}$$

$$y = 1 - \exp\left[-\left(\frac{(d-a)}{k}\right)^m\right]$$
 (2.10)

$$G' = 1 - \exp\left[-0.693 \left(\frac{d}{d'_{50}}\right)^n\right]$$
 (2.11)

y é a distribuição cumulativa menor que dado tamanho de partícula, k, m e n são parâmetros e d'<sub>50</sub> é o diâmetro de corte reduzido (tamanho de partícula que tem G'=50%).

O expoente n, na equação acima, é igual a dois para uma separação onde as partículas em dispersão são menos densas (Leahy-Dios e Medronho, 2003), e três para partículas mais densas que o fluido (Coelho e Medronho, 2001).

As equações (2.12) e (2.13) fornecem a eficiência total e a eficiência total reduzida, respectivamente (Svarovsky, 1990):

$$E_T = \int_0^1 G \, dy \tag{2.12}$$

$$E'_{T} = \int_{0}^{1} G' dy \tag{2.13}$$

#### 2.3.1.2 Desempenho de Hidrociclones

A força centrífuga, que é a responsável direta pela deposição das partículas, é inversamente proporcional ao raio e proporcional ao quadrado da velocidade tangencial, segundo a equação:

$$F_c = \frac{m u_{\tan}^2}{r} \tag{2.14}$$

onde u<sub>tan</sub> é a velocidade tangencial, m é a massa da partícula e r é o raio.

Então, como o aumento na vazão de alimentação eleva o campo centrífugo dentro do hidrociclone, a eficiência de coleta pode ser elevada aumentado-se essa vazão. Diferentemente um aumento na concentração diminui o desempenho no equipamento. Um aumento na razão de fluido  $R_{\rm f}$  aumenta a eficiência, porém diminui a concentração do produto na corrente concentrada.

As dimensões do equipamento também são projetadas para se obter a maior eficiência possível. Os hidrociclones são equipamentos cuja eficiência de separação é função de sua geometria e tamanho, no que pode resultar em uma combinação única, com dimensões nunca antes testadas; devido a isso há modelos para avaliar seu desempenho sem que este hidrociclone precise ser construído, ou até para avaliação do desempenho de um equipamento em operação.

#### 2.3.1.2.1 Modelo dos grupos adimensionais

No dimensionamento de um hidrociclone, utiliza-se uma série de equações baseadas em teorias disponíveis e em relações na forma adimensional, com constantes empíricas obtidas de dados experimentais.

Os grupos adimensionais utilizados no dimensionamento e otimização de um hidrociclone são (Svarovsky, 1984; Castilho e Medronho, 2000): Stk<sub>50</sub> (número de Stokes), Eu (número de Euler) e Re (número de Reynolds). Suas equações estão descritas abaixo:

$$Stk_{50} = \frac{\left(d_{50}^{'}\right)^{2} \Delta \rho \nu}{18 \mu D_{c}}$$
 (2.15)

$$Eu = \frac{\Delta P}{\rho v^2 / 2} \tag{2.16}$$

$$Re = \frac{D_c v \rho}{\mu} \tag{2.17}$$

onde a velocidade característica,  $\nu=\frac{4Q}{\pi\,D_c^2}$ , é calculada baseada na seção reta do corpo cilíndrico do hidrociclone.

O produto entre Stk<sub>50</sub> e Eu gera a equação (2.18):

$$Stk_{50}Eu = \frac{\pi(\rho_s - \rho)\Delta PD_c(d'_{50})^2}{36\mu\rho Q}$$
 (2.18)

#### 2.3.1.2.2 Equações de projeto e de previsão de desempenho

A otimização do hidrociclone para ser usado no tratamento de fluido de perfuração em sistemas PDG adotou algumas recomendações de Bradley (Souza Neto et al., 2005). As proporções geométricas estabelecidas para um hidrociclone de Bradley (Bradley, 1965) são baseadas no diâmetro da porção cilíndrica do mesmo (Tabela 2.1).

Tabela 2.1 – Proporções geométricas para hidrociclones de Bradley.

Hidrociclone	Di/Dc	Do/Dc	L/Dc	Ll/Dc	l/Dc	θ
Bradley	1/7	1/5	$(L_1+L_2)/D_c$	1/2	1/3	9°

Para a geometria de Bradley, comprovou-se que o melhor ângulo para a seção cônica é o ângulo sugerido por Bradley, ou seja, 9º (Leahy-Dios e Medronho, 2003).

O comprimento da porção cônica do hidrociclone depende do diâmetro da parte

cilíndrica e do ângulo do underflow, segundo a equação:

$$L_2 = \left(\frac{D_c - D_u}{2}\right) \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \tag{2.19}$$

Um pequeno diâmetro de saída, por onde as partículas serão separadas, implica em uma alta concentração dos sólidos recuperados. Entretanto, quanto menor for este diâmetro menor será a eficiência. O dilema consiste na melhor proporção entre pequenos diâmetros na saída, e altas taxas de recuperação de sólidos (Svarovsky, 1990).

No caso de separação de partículas mais leves que o líquido, o diâmetro do *overflow* não deve ser menor que oito vezes o tamanho da maior partícula a ser separada, sob pena de ocorrer entupimento.

Medronho (1984) mostrou que o produto  $Stk_{50}Eu$  é uma função da razão de fluido ( $R_f$ ) e da concentração volumétrica ( $C_v$ ).

$$Stk_{50}Eu = k_1 \left[ \ln \left( \frac{1}{R_f} \right) \right]^{n_1} \exp(n_2 C_v)$$
 (2.20)

$$Eu = k_2 \operatorname{Re}^{n_3} \exp(n_4 C_v)$$
 (2.21)

$$R_f = k_3 \left(\frac{D_u}{D_c}\right)^{n_5} E u^{n_6} \tag{2.22}$$

A Tabela 2.2 fornece os valores dos parâmetros das equações (2.20), (2.21) e (2.22) para hidrociclones de Bradley, respectivamente (Medronho e Antunes, 1992):

Tabela 2.2 – Parâmetros das equações de Medronho (1984) (Medronho e Antunes, 1992).

Hidrociclone	Bradley
$k_1$	0,0550
$n_1$	0,66
$n_2$	12,0
$k_2$	258,0
$n_3$	0,37
$n_4$	0,0
<b>K</b> <sub>3</sub>	$1,21x10^6$
$N_5$	2,63
$N_6$	-1,12

Com essas equações, é possível dimensionar-se hidrociclones de Bradley ou prever-se seu desempenho.

#### 2.3.2 Perfil de Velocidade em Hidrociclones

A velocidade no interior do hidrociclone pode ser decomposta em três componentes: tangencial, axial e radial.

#### 2.3.2.1 Velocidade Tangencial

Próximo à parede, ela aumenta, inicialmente, com o decréscimo do raio, numa relação dada pela equação (2.23). A velocidade tangencial passa então por um máximo, decrescendo na direção do núcleo central de gás. O perfil de velocidade tangencial é razoavelmente independente da posição vertical, mas sofre os efeitos do núcleo central de gás, da parede e do *vortex finder* (Svarovsky, 1990).

$$vr^{n} = \text{constante} \qquad \left(0.6 \le n \le 0.9\right) \tag{2.23}$$

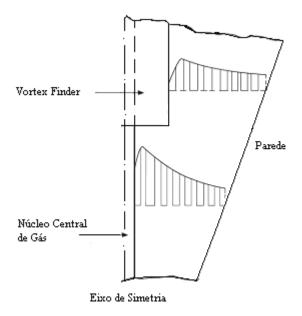


Fig. 2.7 – Perfil de velocidade tangencial no hidrociclone (Svarovsky, 1990).

#### 2.3.2.2 Velocidade Axial

Há uma região bem definida com velocidade axial nula (*locus* de velocidade vertical zero - LVVZ), que se situa ao longo do perfil do hidrociclone (Svarovsky, 1990). Tanto na porção cônica quanto na cilíndrica há um fluxo descendente próximo à parede. Já na região central, o fluxo é ascendente. Ao redor do *vortex finder* um fluxo descendente pode ser observado (*by-pass*).

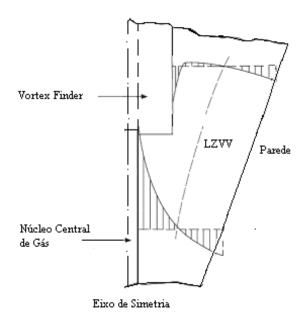


Fig. 2.8 – Perfil de velocidade axial no hidrociclone (Svarovsky, 1990).

#### 2.3.2.3 Velocidade Radial

Seus componentes são muito menores que os dois outros acima e, por isso, é muito mais difícil de medi-la. A velocidade radial é decrescente com o decréscimo do raio, e acima da borda do *vortex finder* e próximo ao topo do hidrociclone há fortes velocidades radiais em direção ao centro e à base do *vortex finder*, causando um *by-pass* (Svarovky, 1990).

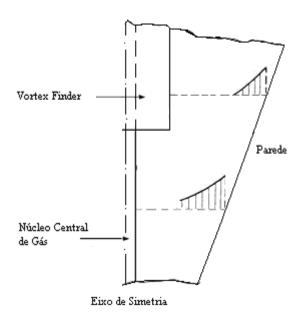


Fig. 2.9 – Perfil de Velocidade Radial no hidrociclone (Svarovsky, 1990).

Os perfis de velocidade em um hidrociclone são muito complexos, mesmo para a água que possui baixa densidade e viscosidade, e pode ser incorreto assumir perfis precisamente similares aos descritos acima para hidrociclones com geometrias consideravelmente diferentes ou com líquidos de alta viscosidade (Svarovsky, 1990).

## 2.4 Uso de Hidrociclones em operações de perfuração

O uso de hidrociclones para remoção eficiente de sólidos durante a etapa de perfuração, foi bem reportado desde Stone (1964), Lummus (1973) e Moore (1974). O uso destes equipamentos é particularmente importante no controle de sólidos na etapa inicial de perfuração, pois os poços começam a ser perfurados com diâmetros grandes, resultando em sólidos pesados e em grandes volumes. Frequentemente a maioria desses sólidos está na faixa de tamanho que pode ser eficientemente removida por um hidrociclone

Em Froment e Rodt (1986), avaliou-se o uso de vários equipamentos para o controle de sólidos durante a perfuração de poços de petróleo. Segundo eles, peneiras vibratórias apresentaram dificuldades tanto técnicas quanto econômicas para tratamento

de lamas de perfuração. O uso de hidrociclones foi a melhor opção não importando quão altos seus diâmetros de corte seriam em lamas mais viscosas.

Segundo Thomas (2001), atualmente os hidrociclones são usados no controle de sólidos de lamas de perfuração como desarenadores, dessiltadores e em *mud cleanner*. Os desarenadores são um conjunto de dois a quatro hidrociclones de 8" a 20", que são responsáveis por retirar a areia do fluido. Os dessiltadores são um conjunto de 8 a 12 hidrociclones de 4" a 5", cuja função é descartar partículas de dimensões equivalentes ao silte. E o *mud cleanner* é que um dessiltador com uma peneira abaixo do *underflow*.

Portanto os hidrociclones são equipamentos que fazem parte das operações de perfuração de poços há bastante tempo. Por isso, muitos aspectos operacionais desses equipamentos são bem conhecidos nessa área, indicando que a instalação e operação de um conjunto de hidrociclones em uma sonda de perfuração é perfeitamente possível.

Souza Neto et al. (2005) estudaram o uso de hidrociclones no tratamento de lamas, para separação de PSL, usadas em sistemas PDG. O principal objetivo daquele trabalho foi a otimização da geometria de um hidrociclone, cuja função seria maximizar a eficiência de separação de esferas de baixa densidade a serem utilizadas na tecnologia de duplo gradiente de perfuração. Para atingir este objetivo foram feitas simulações utilizando o software CFX 5.6, de fluidodinâmica computacional (CFD). A Tabela 2.3 mostra as dimensões do hidrociclone de geometria otimizada.

Tabela 2.3 – Geometria Otimizada do hidrociclone para separação PSL/lama de perfuração.

D <sub>c</sub> (cm)	$\mathbf{D}_{\mathrm{i}}\left(\mathbf{cm}\right)$	$\mathbf{D}_{\mathrm{o}}\left(\mathbf{cm}\right)$	D <sub>u</sub> (cm)	L (cm)	$L_{l}$ (cm)	ℓ (cm)
17,0	2,35	3,40	3,40	94,90	8,50	5,61

D<sub>c</sub> = diâmetro da parte cilíndrica, D<sub>i</sub> = diâmetro da alimentação,

hidrociclone,

 $L_1$  = comprimento da parte cilíndrica e  $\ell$  = comprimento do *vortex finde*.

A Tabela 2.4 mostra as simulações conduzidas para a geometria otimizada.

 $D_o$  = diâmetro do *overflow*,  $D_u$  = diâmetro do *underflow*, L = comprimento do

Tabela 2.4 – Eficiências granulométricas obtidas por simulação numérica do hidrociclone otimizado.

d (mm)	ΔP (bar)	$R_f(\%)$	G (%)	G' (%)
1,00	0,763	40,4	47,5	11,9
1,50	0,764	38,0	49,0	17,8
2,10	0,766	38,1	58,3	32,6
2,70	0,758	38,0	62,4	39,4
3,00	0,768	38,2	65,9	44,8

d = diâmetro da partícula,  $\Delta P$  = queda de pressão,  $R_{\text{f=}}$  razão de fluido, G = eficiência granulométrica, G' = eficiência granulométrica reduzida.

Este hidrociclone otimizado para a separação de PSL de fluido de perfuração foi avaliado experimentalmente no presente trabalho.

## 3 MATERIAIS E MÉTODOS

## 3.1 Unidade Experimental

A unidade experimental foi construída no LADEQ – Laboratórios do Departamento de Engenharia Química da Escola de Química/UFRJ, sendo composta por um hidrociclone, dois tanques, uma bomba de deslocamento positivo, um medidor de vazão eletromagnético, válvulas do tipo esfera, uma válvula de segurança e dois manômetros, além da coluna e do *riser* de perfuração (Figura 3.1). Os equipamentos desta unidade serão detalhados a seguir.

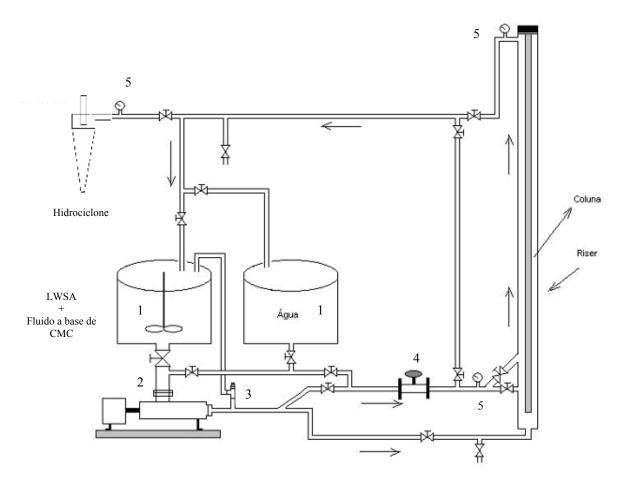


Figura 3.1 – Esquema da unidade piloto para o escoamento da suspensão de esferas de baixa densidade com fluido de perfuração, onde 1 – tanques, 2 – bomba, 3 – válvula de segurança, 4 – medidor de vazão, 5 – manômetros.

#### 3.1.1 Hidrociclone

O hidrociclone utilizado nos testes experimentais foi otimizado, com o auxílio de CFD, para maximizar a eficiência de partículas de baixa densidade para aplicação em perfuração com duplo gradiente (Sousa Neto *et al.*, 2005).

O hidrociclone otimizado, cuja geometria pode ser visualizada na Tabela 2.2, foi construído (Zimec, Rio de Janeiro) e instalado no LADEQ, em um aparato experimental cujos detalhes podem ser encontrados na Figura 3.1.

Na Figura 3.2 (A e B) é mostrada uma visão geral do equipamento experimental para a separação das partículas de baixa densidade.





Figura 3.2 – Visão geral do equipamento experimental.

A Figura 3.3-A é uma foto do hidrociclone, em detalhes e na Figura 3.3-B é apresentado o retorno do *underflow* ao tanque de suspensão.



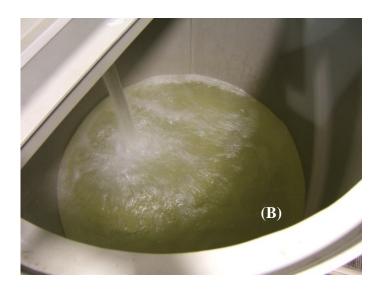


Figura 3.3 – Hidrociclone (A) e coleta da corrente do underflow ao tanque (B).

A Figura 3.4 é uma foto do quadro de comando da unidade experimental, bem como os dois inversores de freqüência, que controlam a vazão de alimentação do hidrociclone e a rotação do agitador.



Figura 3.4 – Quadro de comando da unidade experimental.

## 3.1.2 Tanques

Os dois tanques (Grabe, São Paulo) utilizados nos experimentos têm volume de 750 litros cada (Figura 3.5) e são constituídos de polipropileno. O tanque reservado à preparação da suspensão de PSL possui um agitador (Grabe, São Paulo) e três chicanas junto às paredes (Figura 3.6) que evitam a formação de vórtice que seria gerado pelo movimento rotatório da hélice do agitador. O outro tanque é utilizado para a lavagem das linhas.

Para viabilizar o acesso e o manuseio das válvulas e dos tanques da unidade piloto foi construída uma plataforma com piso e sub-piso (Figura 3.5).



Figura 3.5 – Detalhes dos tanques da unidade piloto. O tanque de preparo da suspensão está à esquerda, sendo o outro, o tanque de água para limpeza da unidade.

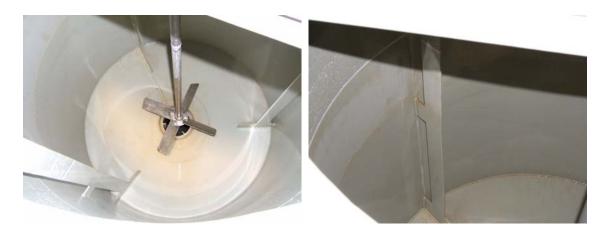


Figura 3.6 – Detalhes das chicanas instaladas nas paredes do tanque de preparo da suspensão.

## 3.1.3 Agitador mecânico

O agitador utilizado (Grabe, São Paulo) possui uma haste de 80 cm e hélices com diâmetro de 34 cm (Figura 3.7). Em suas condições normais de operação, o agitador operou com uma corrente de alimentação de frequência de aproximadamente 200 hz.

Esse sistema foi importante para promover uma boa agitação da mistura fluidopartículas, pois as partículas leves emergem rapidamente. Com isso se não houver uma boa agitação, não se consegue atingir altas concentrações de partículas na alimentação do hidrociclone.





Figura 3.7 – Detalhes da hélice e do motor que compõem o agitador mecânico.

## 3.1.4 Bomba de deslocamento positivo

A bomba utilizada na unidade experimental é uma monopump (Nemo-Netzsch, Santa Catarina). Esta bomba possui uma parte rotativa, o rotor, o qual gira excentricamente dentro de uma parte estacionária, o estator. O rotor é um tipo de parafuso de rosca cilíndrica com passo e altura de filete extremamente grande e com um pequeno diâmetro de centro. O estator tem uma entrada a mais e um passo maior que o rotor. Através destas cavidades criadas entre o estator e o rotor, que avançam em movimento rotativo, é possível obter-se uma vazão uniforme e livre de pulsação. Outro fator relevante para a escolha deste tipo de bomba é o fato dela ser apropriada ao transporte de fluidos com material particulado em suspensão. No caso específico da bomba utilizada, é possível bombear-se suspensões com diâmetros de partículas de no máximo 15 mm.

A bomba possui diâmetro na sucção e na descarga de 15,2 cm (6 in) e sua vazão de operação pode chegar até 130 m³/h para água a 20°C (dados fornecidos pelo fabricante). O conjunto motor/bomba tem um comprimento total de aproximadamente 3 metros (Figura 3.8).



Figura 3.8 – Bomba de deslocamento positivo (Nemo-Netzsch).

#### 3.1.5 Medidor de Vazão

O medidor de vazão escolhido (Figura 3.9) é do tipo eletromagnético (Incontrol, São Paulo) e possui um totalizador para as leituras de vazões. Ele foi instalado na linha principal do sistema de separação para que, desta forma, pudesse ser determinado o valor da vazão na linha de alimentação do hidrociclone. O equipamento possui diâmetro nominal de 6,4 cm (2 ½ in) e sua faixa de operação é de 3,34 a 100 m³/h.



Figura 3.9 – Medidor de vazão eletromagnético (Incontrol, São Paulo) empregado.

#### 3.1.6 Medidor de Pressão

Para medir a pressão na entrada do hidrociclone foi usado um manômetro analógico (MTR IND. BRAS.), capaz de operar na faixa de zero a 10 Kgf/cm<sup>2</sup>. Como o *underflow* e o *overflow* estão a pressão atmosférica, o valor aferido no manômetro corresponde à queda de pressão dentro do hidrociclone. Na Figura 3.3A este dispositivo pode ser visualizado.

#### 3.2 Partículas Sólidas de Baixa Densidade

As partículas sólidas de baixa densidade empregadas foram especialmente produzidas pela 3M (USA) para este trabalho (Figura 3.10). Elas foram produzidas a

partir de uma mistura de 50% de polipropileno e 50% esferas ocas de vidro, sendo as últimas, produtos de linha da 3M. Além disso, são altamente resistentes à compressão e suportam temperaturas de até 150 °C. Sua densidade é igual a 0,59 g/cm³ e a sua distribuição granulométrica, realizada através de peneiras, pode ser visualizada na Figura 3.11.

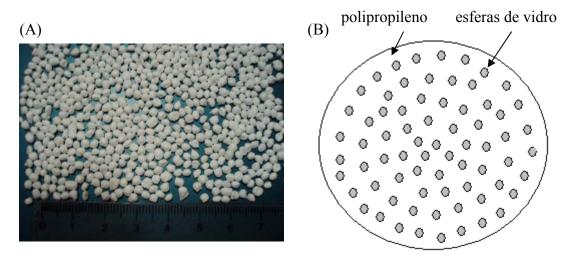


Figura 3.10 – Fotografia (A) das partículas sólidas de baixa densidade (PSL) empregadas neste trabalho. Elas são constituídas por uma mistura de 50% de polipropileno e 50% esferas ocas de vidro, como esquematizado em (B).

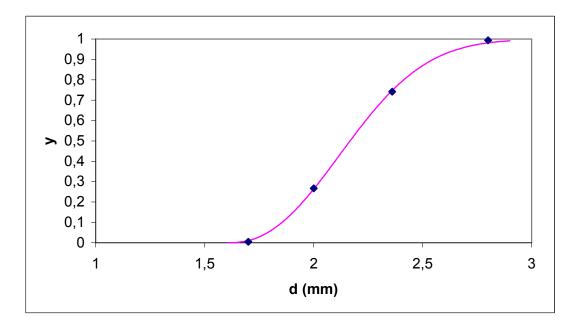


Figura 3.11 – Distribuição cumulativa (y) menor que dado diâmetro (d) das PSL.

O modelo de Weibull foi usado para descrever o perfil da curva da Figura 3.11.

$$y = 1 - \exp\left[-\left(\frac{d - 1, 61}{0, 65}\right)^{2,31}\right]$$
 (3.1)

onde y é a distribuição cumulativa menor que dado diâmetro d.

## 3.3 Preparação do Fluido Usado para Simular a Lama de Perfuração

O fluido de perfuração utilizado, no processo de perfuração *off-shore* é, geralmente, a base de água e classificado como fluido não-newtoniano com um perfil pseudoplástico. Pode-se, portanto, aplicar a lei de potência para representar a tensão de cisalhamento,  $\tau$  e a viscosidade aparente,  $\eta$ '.

$$\tau = K\gamma^n \tag{3.2}$$

$$\eta' = \frac{\tau}{\gamma} \tag{3.3}$$

onde K é o índice de consistência do fluido,  $\gamma$  é a taxa de cisalhamento e n é índice de comportamento do escoamento.

Nos experimentos foi utilizado um fluido a base de água. A esse fluido foi acrescentado CMC como viscosificante. Além de poderem alcançar alta viscosidade aparente, soluções de CMC possuem características pseudoplásticas, as quais estão presentes em fluidos de perfuração.

As soluções foram preparadas seguindo a metodologia proposta por Kelessidis e Mpandelis (2004). Neste trabalho utilizou-se aproximadamente 160 L de solução, as quais foram mantidas em agitação no tanque de mistura pela ação do agitador mecânico e circulada no sistema durante 2 horas. Posteriormente, a solução polimérica foi mantida em repouso por 24 horas para garantir sua estabilização.

## 3.4 Variáveis de Operação Estudadas

As variáveis estudadas foram a queda de pressão no hidrociclone, a concentração de PSL na corrente de alimentação e a concentração de CMC, sendo que esta última está diretamente relacionada à reologia do fluido utilizado no preparo das suspensões.

#### 3.4.1 Queda de Pressão no Hidrociclone

Nos testes experimentais, foram empregados valores da queda de pressão na faixa de 1 a 3 bar.

#### 3.4.2 Concentração de PSL

As partículas sólidas de baixa densidade serão usadas na perfuração com duplo gradiente para reduzir a densidade da lama no *riser* para níveis próximos da densidade da água do mar (1,04 g/cm³ = 8,7 ppg). Portanto é importante conhecer a densidade da lama que se esta trabalhando e a densidade dessas partículas para que se possa calcular a concentração de PSL necessária para atingir a densidade da água do mar. A equação 3.4 pode ser usada para fazer esse cálculo.

$$\rho_{mist} = \rho_s C_V + \rho_l (1 - C_V) \tag{3.4}$$

Logo, para um dado fluido de perfuração com 1,2 g/cm<sup>3</sup> (10 ppg) atingir a densidade da água do mar, é necessário que se tenha em suspensão cerca de 25%, em volume, de PSL dentro do *riser*. Para lamas mais pesadas, obtém-se uma redução ainda mais significativa na densidade da mistura no *riser*, ao empregar-se esta mesma concentração volumétrica (25%).

Com isso, a influência da concentração volumétrica de PSL na eficiência do hidrociclone será avaliada na faixa de 0 a 25% em volume de partículas.

## 3.4.3 Concentração de CMC na Lama

As características reológicas da fase fluida influenciam a eficiência de separação dos sólidos. Por isso é importante nos experimentos variar a viscosidade aparente da lama para permitir avaliar o efeito dessa propriedade no desempenho do hidrociclone. A variável usada para alcançar esse objetivo foi a concentração de CMC. Essa concentração foi variada na faixa de 0 a 4% em volume, pois nesses níveis as viscosidades aparentes atingiam valores próximos aos apresentados por fluidos de perfuração.

## 3.5 Planejamento Experimental

O planejamento dos experimentos foi realizado de acordo com o método de superfície de resposta do tipo composto central 2³ com pontos estrela, onde os pontos extremos (máximos e mínimos) foram especificados como pontos estrelas. De posse dos pontos estrelas é possível calcular os pontos fatoriais. O *software* utilizado na geração dos pontos do planejamento foi o programa Statistica, versão 6.0, onde se utilizou a opção Composto Central do módulo Experimental Design-DOE. A análise estatística dos dados experimentais também foi realizada com o auxilio do programa Statistica, versão 6.0. As variáveis de operação foram utilizadas como fatores independentes na composição dos pontos experimentais. Esses pontos podem ser observados na Tabela 3.1, onde ΔP é a queda de pressão no hidrociclone, C<sub>V</sub> é a concentração volumétrica de PSL e C<sub>CMC</sub> é a concentração volumétrica de CMC em água.

Para a análise dos dados experimentais obtidos foi realizado um escalonamento das variáveis de operação para que a ordem de grandeza de cada uma não influenciasse nos resultados estatísticos gerados. Esse escalonamento foi feito de modo que todas as variáveis cobrissem toda a faixa de -1,68 a +1,68. Os pontos experimentais na forma escalonada podem ser observados na Tabela 3.2.

Tabela 3.1 – Condições Experimentais Estudadas

Exp.	$\Delta P$ (bar)	$C_{V}$ (%)	$C_{CMC}$ (%)
1	1,4	5,0	0,8
2	1,4	5,0	3,2
3	1,4	20,0	0,8
4	1,4	20,0	3,2
5	2,6	5,0	0,8
6	2,6	5,0	3,2
7	2,6	20,0	0,8
8	2,6	20,0	3,2
9	1,0	12,5	2,0
10	3,0	12,5	2,0
11	2,0	0,0	2,0
12	2,0	25,0	2,0
13	2,0	12,5	0,0
14	2,0	12,5	4,0
15	2,0	12,5	2,0
16	2,0	12,5	2,0
17	2,0	12,5	2,0

Tabela 3.2 – Planejamento Experimental com as variáveis escalonadas.

Exp.	ΔP (bar)	C <sub>V</sub> (%)	C <sub>CMC</sub> (%)
1	-1,00	-1,00	-1,00
2	-1,00	-1,00	1,00
3	-1,00	1,00	-1,00
4	-1,00	1,00	1,00
5	1,00	-1,00	-1,00
6	1,00	-1,00	1,00
7	1,00	1,00	-1,00
8	1,00	1,00	1,00
9	-1,68	0,00	0,00
10	1,68	0,00	0,00
11	0,00	-1,68	0,00
12	0,00	1,68	0,00
13	0,00	0,00	-1,68
14	0,00	0,00	1,68
15	0,00	0,00	0,00
16	0,00	0,00	0,00
17	0,00	0,00	0,00

## 3.6 Procedimento Experimental

Para a operação da unidade piloto, primeiramente preparava-se a solução de CMC seguindo o procedimento descrito no item 3.3. Em seguida, eram adicionadas as partículas de baixa densidade. A homogeneização da suspensão era feita pela ação do agitador mecânico que era ligado em seguida. Para que a operação da unidade fosse realizada de forma segura, todas as válvulas presentes nas linhas de injeção eram checadas e posicionadas de forma adequada. Após estas etapas, a bomba de deslocamento positivo era acionada. A linha de descarga da bomba foi dividida em duas linhas sendo uma delas usada para realizar a limpeza da linha após um determinado experimento, e a outra linha é aquela onde o medidor de vazão foi instalado. Esta última possui, na região logo após o medidor de vazão um desvio em T como pôde ser visto na Figura 3.1. Assim, a suspensão formada pela solução de CMC e partículas sólidas de baixa densidade escoava por esse desvio e retornava para o tanque de mistura, onde o ciclo era reiniciado. Além disso, uma válvula de segurança foi instalada logo após a descarga da bomba e ajustada de forma a abrir caso a pressão no sistema ultrapassasse a pressão de projeto das linhas.

A vazão de operação foi ajustada através da rotação do estator da bomba, controlado pelo inversor de frequência (Figura 3.4). A vazão total foi medida por um totalizador instalado junto ao medidor de vazão eletromagnético posto na linha logo após a bomba. A vazão era ajustada até observar-se no manômetro instalado a montante do hidrociclone indicasse a pressão de operação daquele experimento, pré-definida no planejamento experimental.

Nos experimentos, amostras eram coletadas do *underflow* e do *overflow* para determinar a distribuição granulométrica das correntes concentrada e diluída. Essas amostras também eram usadas para a determinação da concentração volumétrica das PSL na linha.

No intervalo entre cada teste experimental circulava-se a água presente no segundo tanque com o intuito de remover as esferas que permanecessem nas linhas e,

com isso, limpar a unidade.

#### 3.7 Métodos de Análise

## 3.7.1 Determinação das Vazões das Correntes de Entrada e de Saídas

A vazão de alimentação do hidrociclone foi medida através de um medidor de vazão colocado a jusante da bomba.

Em todos os experimentos realizados, as amostras retiradas, com um balde, do *underflow* e do *overflow* na linha eram sempre feitas em triplicata. O tempo de coleta de cada amostra era anotado e a mistura coletada era pesada. Assim, com os valores de densidade da suspensão e das PSL, era possível calcular as vazões nessas correntes.

#### 3.7.2 Determinação da Concentração Volumétrica da Suspensão

Como se sabe as vazões de líquido e de sólido que passam pelas duas saídas do hidrociclone (ver item anterior), dividindo-se as vazões de sólido pela soma das vazões de líquido e de sólido obtém-se a concentração volumétrica de PSL no *underflow* e no *overflow*.

Através de um balanço de massa no equipamento e com os dados de vazões das correntes de entrada e de saídas, e ainda com os valores das concentrações de sólido nas saídas foi possível determinar a concentração volumétrica da suspensão na alimentação do hidrociclone. Essa medida foi tomada com o intuito de conhecer a real concentração da suspensão, uma vez que, uma das grandes dificuldades encontradas nos experimentos foi manter a concentração da suspensão homogênea no tanque de mistura. Isso ocorreu devido principalmente à baixa densidade das partículas sólidas, que possuem uma alta velocidade de ascensão, e ao sistema de agitação que se mostrou limitado quando exigidas altas velocidades de rotação aplicadas às hélices.

## 3.7.3 Determinação da Queda de Pressão no Hidrociclone

Um manômetro instalado a montante do hidrociclone indicava a pressão manométrica na entrada deste equipamento. Como as saídas eram para a atmosfera o valor lido nesse manômetro correspondia a queda de pressão da lama ao passar pelo hidrociclone.

## 3.7.4 Determinação dos reogramas das soluções de CMC

As curvas reológicas das soluções de CMC foram realizadas no LabTer (Laboratório de Termoanálises e Reologia do LADEQ-EQ/UFRJ) utilizando-se um reômetro (Rheometric Scientific, modelo SR5, com geometria placa-placa de 2,5 cm de diâmetro).

#### 3.7.5 Análise Granulométrica das Amostras Coletadas

Para cada experimento e para cada corrente de saída foi feita uma análise granulométrica do sólido coletado. Como a massa de PSL de cada coleta era grande, foi necessária a homogeneização do material particulado para retirada de uma amostra.

As amostras eram levadas a um conjunto de peneiras agitadas mecanicamente. Essas amostras eram agitadas por 15 minutos e o material retido em cada peneira pesado. Com isso foi possível construir gráficos da distribuição de tamanhos das PSL.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 4.1 Resultados Obtidos

Na realização dos experimentos tinha-se como meta seguir o planejamento experimental mostrado na Tabela 3.1. No entanto, devido à dificuldade de se obter agitação e mistura perfeitas, não foi possível alcançar as concentrações volumétricas de PSL definidas nos pontos experimentais. Isso porque uma boa parte dessas partículas leves flotam para a superfície, deixando a parte inferior do tanque, por onde o fluido é succionado pela bomba, com baixa concentração de PSL, apesar de se contar com um agitador mecânico. A solução encontrada foi diminuir o volume de fluido no tanque para melhorar o desempenho do agitador e medir a concentração volumétrica de PSL indiretamente a partir das concentrações medidas no *underflow* e no *overflow*. A Tabela 4.1 apresenta os dados obtidos nos experimentos.

Exp.  $C_V$ T  $E_T$  $R_f$  $E_{T}$ Q ΔΡ  $C_{CMC}$ Cvu  $C_{VO}$ (kgf/cm<sup>2</sup>) (v/v) (°C) (v/v)v/v v/v (L/s) 0,29 1,40 0.03 800,0 1,00 1,00 0,10 5,36 29 0 1,40 0,07 30 0,032 1,00 0,26 1,00 0,23 5,67 0 0,73 0,21 1,40 0,15 36 0,008 0,66 0,39 6,11 0,06 4 0,14 0,45 1,40 33 0,032 0,77 0,15 0,73 5,55 0,06 5 2,60 0,05 27 0,008 1,00 0,31 1,00 0,12 7,00 0 6 2,60 0,08 28 0,032 1,00 0,26 1,00 0,24 7,44 0 7 2,60 0,18 33 0,008 0,82 0,23 0,76 0,05 0,42 7,78 0,20 0,25 2,60 0,032 0,85 0,81 0,46 7,64 31 0,04 1,00 0,14 0,020 0,83 0,22 0,37 4,78 9 31 0,78 0,03 10 3,00 0,17 29 0,020 0,71 0,22 0,63 0,42 7,25 0,02 11 2,00 0,00 30 0,020 0,28 5,97 0 12 2,00 0,22 30 0,020 0,68 0,21 0,59 0,48 6,67 0.1 13 2,00 0,15 39 0,000 0,96 0,24 0,95 0,25 6,57 0,01 14 2,00 0,16 0.040 0,84 0,24 0,78 0,41 6,92 28 0.04 15 2,00 0,18 31 0,020 0,78 0,25 0,71 0,41 6,42 0,06 16 2,00 6,42 0,18 31 0,020 0,80 0,24 0,74 0,42 0,05 17 2,00 0,18 31 0,020 0,79 0,24 0,72 0,06 0,12 6,42

Tabela 4.1 – Dados obtidos experimentalmente.

Observa-se na Tabela 4.1 que, para baixas concentrações de PSL no fluido, a eficiência de separação é de 100%. Esse resultado está de acordo com as eficiências obtidas em trabalho anterior (Sousa Neto, 2007), que apresenta resultados obtidos para

baixas concentrações de PSL. Nessas condições, o desempenho do hidrociclone independe da queda de pressão no equipamento e da concentração de CMC. Esse resultado é importante, pois indica que, nas separações com eficiência menor que 100%, o uso de um segundo estágio de separação poderá remover completamente essas partículas do fluido.

As análises reológicas para cada concentração de CMC usada nos experimentos estão disponíveis no Apêndice A. Na Figura 4.1 é apresentado o reograma do fluido usado nos experimentos para a concentração volumétrica de CMC igual a 0,008 e temperatura de 29 °C.

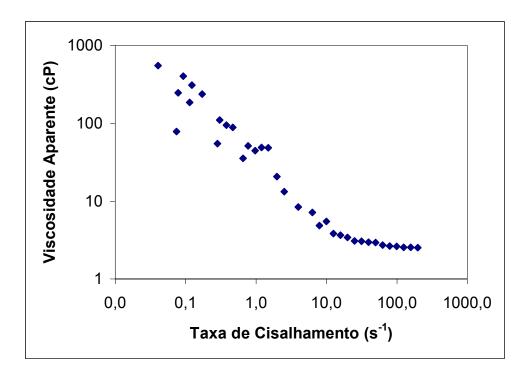


Figura 4.1: Curva reológica do fluido para  $C_{CMC} = 0,008$  a 29 °C.

A Figura 4.2 mostra as curvas de distribuição cumulativa menor que dado diâmetro de partícula para o *overflow* e o *underflow*, para o experimento 3. As demais curvas referentes às análises granulométricas das PSL recolhidas no *underflow* e no *overflow*, nos experimentos em que a eficiência não foi 100%, são apresentadas no Apêndice B.

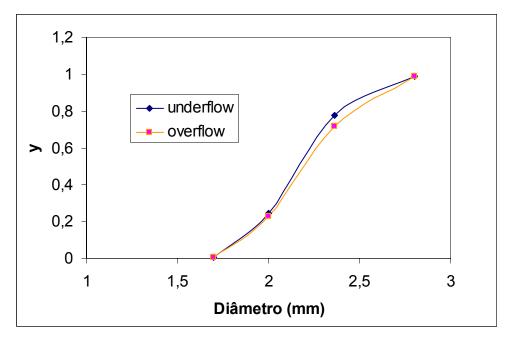


Figura 4.2: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o experimento 3.

# 4.2 Regressão dos Dados Obtidos Experimentalmente – Modelo Quadrático.

Para cada variável dependente ( $E_T$ ,  $R_f$ ,  $C_{VO}$  e Q) foi ajustado um modelo que possibilite prever o comportamento dessas variáveis diante de possíveis modificações nas condições de operação do hidrociclone. O modelo apresenta termos lineares e quadráticos das variáveis de operação e interações de  $2^a$  ordem, como pode ser observado na Tabela 4.2. Esse modelo não possui fundamento físico, apenas estatístico e representa uma forma simples de descrever o desempenho do hidrociclone que apresenta um perfil de escoamento bastante complexo, apesar de ser um equipamento simples.

Para a determinação dos parâmetros referentes ao modelo que descreve o comportamento da eficiência total de separação das partículas sólidas de baixa densidade (PSL) foram usados apenas os pontos experimentais que apresentaram eficiência menor que 100%. Isto porque, como  $E_T = 1$  é o valor máximo possível de ser obtido e se está interessado em acessar a influência de cada parâmetro na eficiência

total, ao se atingir o valor máximo, esta influência passa a ser mascarada.

A Tabela 4.2 apresenta os coeficientes relacionados aos termos desse modelo, bem como o nível de significância desses parâmetros (estatística p). O valor de p representa a probabilidade de que o parâmetro assuma um valor que é, no mínimo, tão extremo quanto o valor encontrado na modelagem quando o real valor desse parâmetro for zero.

Também é apresentado o coeficiente de correlação do modelo. É importante citar que os coeficientes foram obtidos com as variáveis escalonadas no intervalo [-1,6818, +1,6818], na forma mostrada na Tabela 3.2.

T 1 1 4 2 C C		. 1 11	C
Labala / 1: Coatioiontos	a actatictions rains	ionados ao modal	a nara a atiaianaia tatal
Tabela 4.2: Coeficientes	C ESTATISTICAS TETAC	IOHAUOS AO IHOUEI	O DATA A CHCICHCIA IOTAL
Tuodia I.Z. Codificioni			

Variável	$E_{ au}$	
$R^2$	0,9965	
	Coeficientes	р
Termo Independente	0,7838	0,0001
ΔΡ	-0,2099	0,0318
C <sub>V</sub>	0,1019	0,0436
C <sub>CMC</sub>	0,1835	0,0113
$\Delta P^2$	0,1010	0,0458
C <sup>2</sup> <sub>V</sub>	-0,0987	0,0168
C <sup>2</sup> <sub>CMC</sub>	0,0581	0,0248
$\Delta P^*C_V$	-0,0521	0,1180
ΔP*C <sub>CMC</sub>	-0,2683	0,0109
C <sub>V</sub> *C <sub>CMC</sub>	0,2847	0,0093

O alto valor do coeficiente de correlação obtido indica que o modelo representa muito bem a variação da eficiência total observada nos pontos experimentais. Admitindo uma significância de 5%, observa-se que apenas o termo relacionado à interação entre os efeitos de queda de pressão no hidrociclone e concentração volumétrica de PSL não foi significativo.

Para obter os modelos relacionados a  $R_f$ ,  $C_{VO}$  e Q foram usados todos os pontos do planejamento experimental com as variáveis de operação escalonadas. Também foi adotado um nível de significância de 5% para a avaliação estatística dos coeficientes obtidos.

Pode-se observar na Tabela 4.3 que pelo baixo valor do coeficiente de correlação, a razão de fluido não é bem explicada pelo modelo envolvendo as variáveis de operação. Isso é reforçado pelo fato de somente a concentração volumétrica de PSL ser significativa, ou seja, somente esse efeito é importante no ajuste da razão de fluido que será obtida quando o equipamento estiver em operação.

Tabela 4.3: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para razão de fluido.

Variável	$\mathbf{R}_{\!f}$	
$\mathbb{R}^2$	0,7051	
	Coeficientes	p
Termo Independente	0,2739	0,0000
ΔΡ	0,0144	0,1366
$\mathbf{C}_{V}$	-0,0245	0,0168
C <sub>CMC</sub>	-0,0100	0,2798
$\Delta P^2$	-0,0154	0,2251
C <sup>2</sup> <sub>V</sub>	-0,0076	0,6299
C <sup>2</sup> <sub>CMC</sub>	-0,0075	0,5315
$\Delta P^*C_V$	0,0075	0,5445
$\Delta P^*C_{CMC}$	0,0055	0,6058
C <sub>V</sub> *C <sub>CMC</sub>	0,0120	0,3322

A Tabela 4.4 mostra que modelo obtido explica somente um pouco mais que 72% da variação da concentração volumétrica de PSL no *overflow* e que essa variável depende apenas da concentração volumétrica de PSL na alimentação do hidrociclone.

Tabela 4.4: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para concentração volumétrica de PSL no *overflow*.

Variável	$\mathbf{C}_{VO}$	
$\mathbb{R}^2$	0,7232	
	Coeficientes	р
Termo Independente	0,1801	0,1781
ΔΡ	-0,0198	0,5702
$\mathbf{C}_{V}$	0,1247	0,0194
C <sub>CMC</sub>	0,0345	0,3035
$\triangle P^2$	0,0637	0,2044
$C^2_V$	0,0311	0,5866
C <sup>2</sup> <sub>CMC</sub>	0,0388	0,4124
$\Delta P^*C_V$	-0,0166	0,6859
$\Delta P^*C_{CMC}$	-0,0080	0,8467
C <sub>V</sub> *C <sub>CMC</sub>	-0,0155	0,7264

Para o modelo que representa a vazão volumétrica na alimentação do hidrociclone, pode-se observar na Tabela 4.5 que pelo alto valor do coeficiente de correlação o comportamento da vazão volumétrica é muito bem representado pelo modelo, cujos parâmetros são apresentados nessa mesma tabela. Desses parâmetros o único significativo foi a queda de pressão no hidrociclone. Como a concentração volumétrica na alimentação do equipamento apresentou uma significância menor que 10%, pode-se considerá-la na previsão da vazão do hidrociclone em operação.

Tabela 4.5: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para vazão volumétrica na alimentação do hidrociclone.

Variável	Q	
$\mathbb{R}^2$	0,9465	
	Coeficientes	р
Termo Independente	6,2155	0,0000
ΔΡ	0,7944	0,0000
C <sub>V</sub>	0,1650	0,0786
C <sub>CMC</sub>	0,0678	0,4634
$\Delta P^2$	-0,0440	0,7200
C <sup>2</sup> <sub>V</sub>	0,0683	0,6711
C <sup>2</sup> <sub>CMC</sub>	0,2189	0,1004
ΔP*C <sub>V</sub>	-0,0396	0,7509
∆P*C <sub>CMC</sub>	0,0808	0,4654
C <sub>V</sub> *C <sub>CMC</sub>	-0,1276	0,3142

Como se pode observar, foram encontrados termos não significativos em todas as regressões feitas para o modelo proposto. Assim, foi necessário realizar novas regressões para cada variável dependente, considerando somente os efeitos significativos ao nível de 5% de significância, podendo-se tolerar valores menores que 10% de significância, como foi o caso do termo relacionado à concentração volumétrica de PSL na análise da vazão de alimentação do hidrociclone.

Os novos valores dos parâmetros e estatísticas dos modelos podem ser observados nas Tabelas 4.6 a 4.9. Nestas tabelas os coeficientes se referem às variáveis operacionais na forma escalonada.

Como pode ser observado para a eficiência total, o coeficiente de correlação continua alto. Todos os termos lineares e quadráticos continuam significativos, indicando que essa variável dependente é influenciada por todas as variáveis operacionais estudadas. A significância dos termos quadráticos e de interação representam a não-linearidade do processo de separação. O fato da interação entre queda de pressão e concentração de CMC ser significativa indica a existência de um efeito sinérgico entre essas variáveis operacionais. O mesmo ocorre com a interação entre concentração volumétrica de PSL e concentração de CMC. Isso indica que a resposta da eficiência total a variações dessas variáveis depende do ponto operacional em que se está trabalhando.

Tabela 4.6: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para eficiência total.

Variável	<b>Variável</b> $E_T$	
$\mathbb{R}^2$	0,9965	
	Coeficientes	p
Termo Independente	0,7839	0,0000
ΔΡ	-0,1162	0,0199
C <sub>V</sub>	0,0548	0,0925
C <sub>CMC</sub>	0,1382	0,0037
$\Delta P^2$	0,0464	0,0544
C² <sub>V</sub>	-0,0720	0,0145
C <sup>2</sup> <sub>CMC</sub>	0,0416	0,0404
	-0,2050	0,0042
$\Delta P^*C_{\mathit{CMC}} \ C_{V^*C}_{\mathit{CMC}}$	0,2209	0,0026

O modelo para eficiência total é apresentado na Equação 4.1.

$$E_T = -0.9285 - 0.1406\Delta P + 27.6998C_V - 73.3604C_{CMC} + 0.1312\Delta P^2 - 112.6903C_V^2 + 294.0509C^2_{CMC} - 28.9916\Delta P \cdot C_{CMC} + 735.0311C_V \cdot C_{CMC}$$
 (4.1) sendo  $\Delta P$  em kgf/cm<sup>2</sup>.

Através da Figura 4.3 é possível visualizar a qualidade do ajuste desse modelo aos dados experimentais.

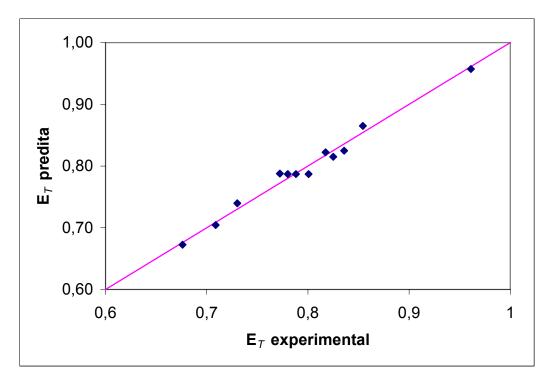


Figura 4.3: Relação entre a eficiência total obtida experimentalmente e a calculada com a Equação (4.1).

Esse gráfico indica que a eficiência é bem modelada pela Equação 4.1. Então pode-se traçar curvas que mostrem a variação de  $E_T$  com a queda de pressão e com a concentração de PSL na alimentação do hidrociclone. Essas curvas são apresentadas nas Figuras 4.4 e 4.5.

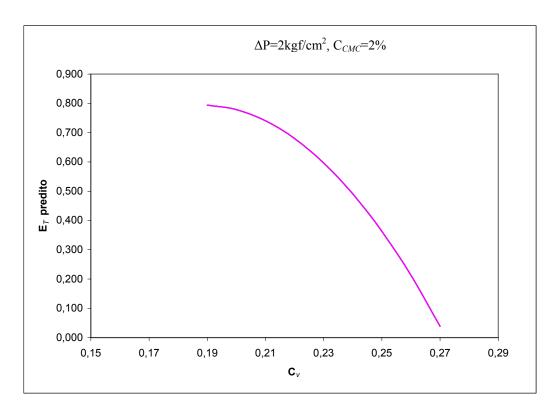


Figura 4.4: Perfil da eficiência em função da concentração de PSL na alimentação.

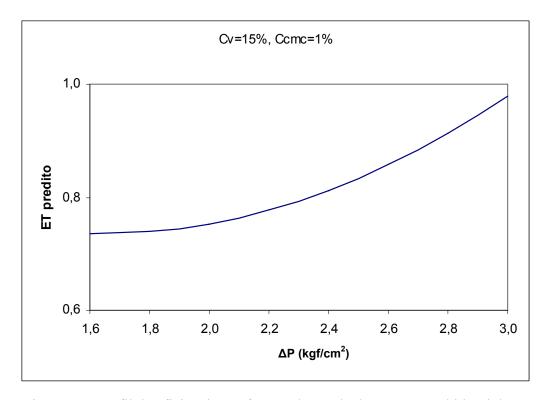


Figura 4.5: Perfil da eficiência em função da queda de pressão no hidrociclone.

As Figuras 4.4 e 4.5 foram obtidas fixando-se duas variáveis independentes e variando-se a terceira, logo de acordo com os valores fixados as curvas podem mudar, pois existe interação entre as variáveis  $\Delta P$ ,  $C_v$  e  $C_{CMC}$ . Não foram usados valores muito baixos de  $C_v$ , pois a Equação 4.8 não consegue modelar a eficiência de 100% observada em baixas concentrações de PSL na alimentação do hidrociclone. Talvez através de modelos baseados nas Equações 2.20 a 2.22 seja possível reproduzir esse efeito em baixas concentrações de PSL.

Então, a alta concentração de PSL contribui fortemente para a queda do desempenho do hidrociclone, conforme reportado por Svarovsky (1984). Já um aumento na queda de pressão influi positivamente na eficiência de separação, como ocorre em suspensões formadas com sólidos mais densos que o líquido (Mata e Medronho, 2000).

Para a razão de fluido o valor do coeficiente de correlação obtido é muito baixo, como observado na Tabela 4.7, o que diminui consideravelmente a capacidade desse modelo de prever essa variável dependente. Isso era esperado, pois o número de termos usado nessa regressão é bem menor que aquele usado na primeira análise. Mas como o termo relacionado à concentração volumétrica é significativo, a razão de fluido continua a ser influenciada por esta variável operacional, podendo-se fazer apenas análises qualitativas a respeito do percentual de líquido que sai no *overflow*.

Tabela 4.7: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para razão de fluido.

Variável	$\mathbf{R}_{\!f}$		
$\mathbb{R}^2$	0,3659		
	Coeficientes	p	
Termo Independente	0,2487	0,0000	
$\mathbf{C}_{V}$	-0,0215	0,0101	

A Equação 4.2 representa como fica o modelo para a razão de fluido.

$$R_f = 0,2849 - 0,3274C_V \tag{4.2}$$

A Figura 4.6 mostra que esse modelo não consegue explicar a variação a razão

de fluido do hidrociclone.

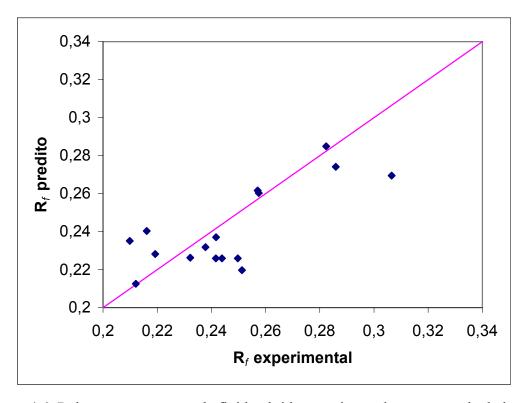


Figura 4.6: Relação entre a razão de fluido obtida experimentalmente e a calculada com a Equação (4.2).

Como a Equação 4.2 mostra que a razão de fluido só depende da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone, então a curva que representa a variação de  $R_f$  é uma reta como mostrado na Figura 4.7.

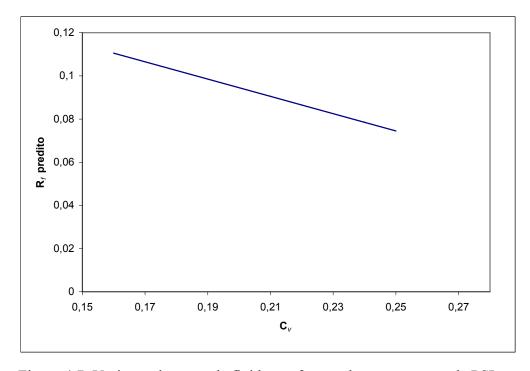


Figura 4.7: Variação da razão de fluido em função da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone.

No entanto devido ao baixo valor coeficiente de correlação obtido é importante observar essa curva apenas como uma tendência de variação de  $R_f$  com a concentração de PSL, isto é, ao aumentar  $C_{\nu}$  a razão de fluido diminui. Esse comportamento era esperado, pois as esferas ocupam o espaço, no overflow, que em menores concentrações são ocupados pelo fluido.

Apesar da concentração volumétrica de PSL no *overflow* depender significativamente apenas da concentração volumétrica de PSL na alimentação, a relação obtida apresenta um bom coeficiente de correlação, como pode ser observado na Tabela 4.8.

Tabela 4.8: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para a concentração volumétrica de PSL no *overflow*.

Variável	$C_{VO}$		
$\mathbb{R}^2$	0,9627		
	Coeficientes	р	
Termo Independente	0,3024	0,0000	
C <sub>V</sub>	0,0985	0,0009	

A Equação 4.3 representa o modelo para a concentração volumétrica de PSL no *overflow*.

$$C_{VO} = 0,0785 + 1,7631C_V (4.3)$$

Para observar melhor a qualidade desse modelo, na Figura 4.8 são comparados os valores de  $C_{VO}$  experimentais com os obtidos através da Equação 4.3.

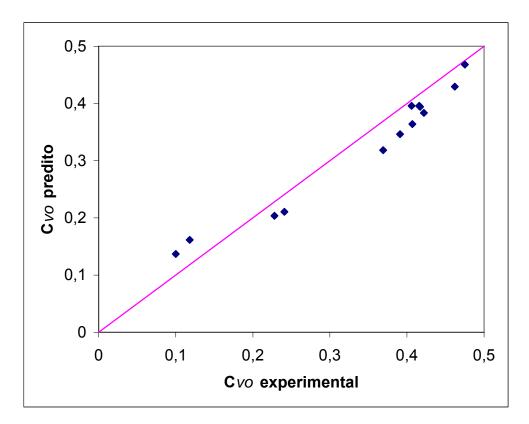


Figura 4.8: Relação entre a concentração volumétrica de PSL na alimentação obtida experimentalmente e a calculada com a Equação (4.3).

Apesar dos pontos estarem dispersos, eles estão razoavelmente bem distribuídos ao longo da reta, indicando que as variações em  $C_{VO}$  podem ser explicadas pela Equação 4.3.

Para a concentração de PSL no *overflow* apenas a concentração de PSL é importante, e a relação entre essas variáveis é linear, como mostrado na Equação 4.3. A Figura 4.9 mostra o perfil de  $C_{VO}$  em relação a  $C_V$ .

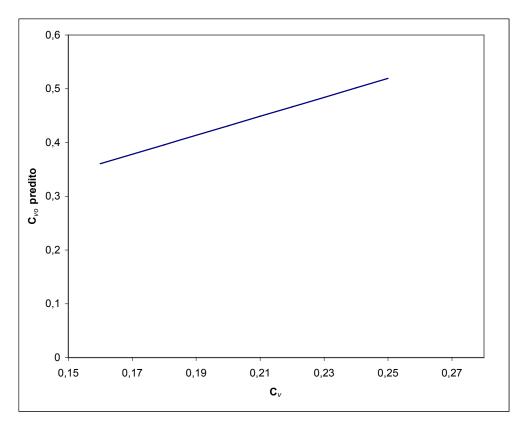


Figura 4.9: Variação da concentração de PSL no *overflow* em função da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone.

Portanto aumentar a concentração de PSL na entrada do hidrociclone aumenta a concentração de PSL na saída (*overflow*). No entanto, aumentar  $C_{\nu}$  significa reduzir fortemente a eficiência de separação. Logo é importante achar um equilíbrio entre esses efeitos, o que vai variar caso a caso, já que  $E_T$  e  $C_{\nu o}$  não possuem os mesmos pesos no processo de separação, o qual é parte de um processo ainda mais complexo: a perfuração de poços *offshore*.

Como mostrado na Tabela 4.9, a vazão varia linearmente com a queda de pressão e com a concentração volumétrica de PSL.

Tabela 4.9: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para vazão volumétrica na alimentação do hidrociclone.

Variável	Q	
$\mathbb{R}^2$	0,9299	
	Coeficientes	p
Termo Independente	6,4097	0,0000
ΔΡ	0,7949	0,0000
C <sub>V</sub>	0,1662	0,0557

Então a partir desses dados de regressão, pode-se escrever a Equação 4.4, que relaciona a vazão a queda de pressão e a concentração de PSL na alimentação do hidrociclone.

$$Q = 3,4566 + 1,3368\Delta P + 2,5292C_V$$
 (4.4)  
sendo  $\Delta P$  em kgf/cm<sup>2</sup> e  $Q$  em L/s.

Para melhor visualizar a qualidade dessa equação, foi construído o gráfico da Figura 4.10 que relaciona o valor obtido experimentalmente com o valor predito.

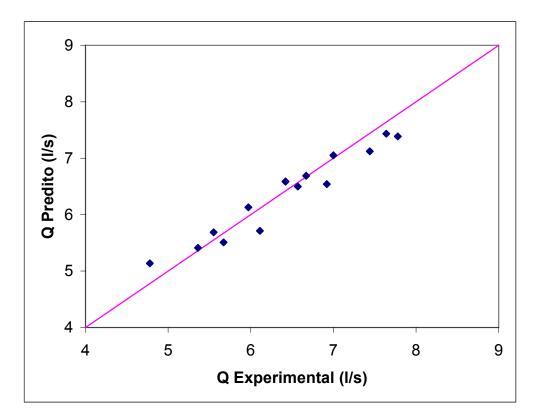
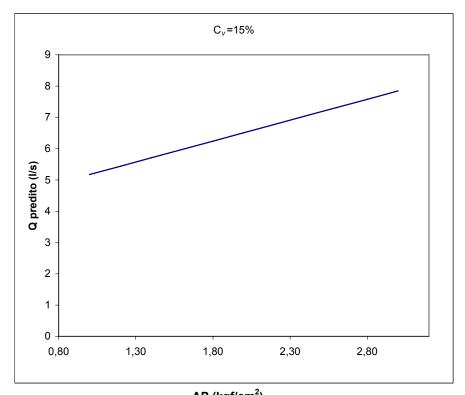


Figura 4.10: Relação entre vazão na alimentação obtida experimentalmente e a calculada com a Equação (4.4).

Para os pontos observados na Figura 4.10 pode-se ajustar facilmente uma reta passando pela origem, indicando que a Equação 4.4 pode explicar bem os dados experimentais.

Então através da Equação 4.4 podem-se obter curvas que representem o comportamento da vazão de alimentação do hidrociclone em função das variáveis que a influenciam significativamente, conforme pode ser observado nas Figuras 4.11 e 4.12.



**ΔΡ (kgf/cm²)** Figura 4.11: Comportamento da vazao em runção da queda de pressão no hidrociclone.

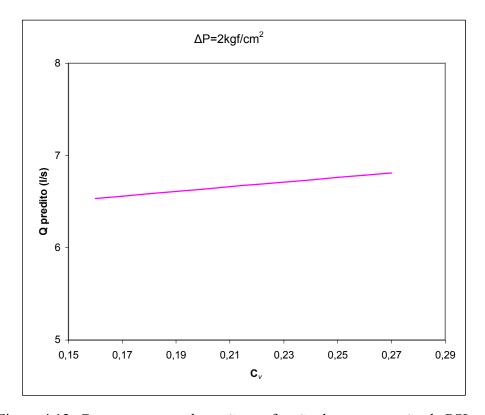


Figura 4.12: Comportamento da vazão em função da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone.

Como pode ser observado, apesar da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone influenciar na vazão através deste equipamento, seu efeito é pequeno se comparado ao efeito da queda de pressão na qual o hidrociclone esteja trabalhando. Sabe-se que a relação entre vazão e queda de pressão em um hidrociclone não é linear, embora o modelo quadrático obtido tenha apresentado bons resultados. Na próxima seção é apresentado um modelo que representa melhor a relação entre essas variáveis, inclusive levando em conta o efeito de  $C_{\nu}$ .

Então para a previsão do desempenho do hidrociclone em operação, as equações 4.1, 4.3 e 4.4 podem ser bastante úteis, no entanto para a equação 4.2 é necessário cautela, podendo-se obter apenas resultados qualitativos.

# 4.3 Análise de Regressão de um Modelo mais Coerente para a Vazão através do Hidrociclone.

A tentativa de ajustar as Equações 2.20, 2.21 e 2.22 aos dados experimentais não levou a bons resultados. No entanto, utilizando um modelo com base nas Equações 2.16 e 2.21 para prever a variação da vazão foi possível alcançar resultados satisfatórios. Esse modelo é apresentado na Equação 4.5.

$$Q = k\Delta P^{n1} \exp(n2C_{\nu}) \tag{4.5}$$

A Tabela 4.10 mostra os valores dos parâmetros ajustados, assim como suas estatísticas.

Tabela 4.10: Coeficientes e estatísticas relacionados ao modelo para vazão de fluido	
através do hidrociclone.	

Variável	Q		
R <sup>2</sup>	0,9087		
	Coeficientes	р	
k	4,70	0,000000	
n1	0,40	0,000000	
n2	0,37	0,055927	

A Equação 4.5, depois de substituídos os valores apresentados na Tabela 4.10, fica com o seguinte aspecto:

$$Q = 4,70\Delta P^{0,40} \exp(0,37C_{v})$$
(4.6)

De posse da Equação 4.6 é possível comparar os valores de vazão preditos por ela com os valores experimentais de vazão. A Figura 4.13 mostra a relação entre esses valores.

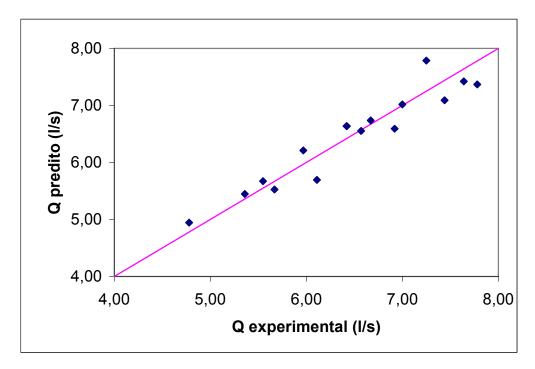


Figura 4.13: Comparação entre os valores de vazão obtidos experimentalmente e os preditos pela Equação 4.6.

Então apesar do valor do coeficiente de correlação obtido utilizando o modelo quadrático ser maior que o obtido através do modelo empírico, esse modelo, representado pela Equação 4.6, se apresenta mais coerente com dados normalmente obtidos em hidrociclones. Com isso pode-se utilizar com maior confiança a Equação 4.6 para prever valores de vazão no hidrociclone em uma dada queda de pressão e concentração de PSL.

## 5 CONCLUSÕES

O hidrociclone é capaz de separar com boa eficiência as Partículas Sólidas Leves (PSL) do fluido.

Para concentrações de PSL relativamente baixas (0<Cv<8%), a eficiência de separação é igual a 100% para diferentes quedas de pressão e concentrações de CMC. Logo, para baixas concentrações de PSL, um hidrociclone é suficiente.

Para altas concentrações de PSL (Cv>8%) é necessário o emprego de dois hidrociclones em série (segundo hidrociclone tratando o underflow do primeiro) para uma eficiente recuperação das PSL.

A eficiência de separação depende significativamente da queda de pressão no hidrociclone, da concentração de PSL na alimentação e da concentração de CMC no fluido, sendo que o desempenho do hidrociclone é fortemente influenciada pela concentração de PSL na alimentação.

A razão de fluido só depende significativamente da concentração de PSL na alimentação do hidrociclone.

A concentração de PSL no *overflow* sofre influência significativa apenas da concentração de PSL na alimentação.

A vazão através do equipamento varia com a queda de pressão através do mesmo e da concentração de PSL na alimentação, sendo fortemente influenciada pela queda de pressão no hidrociclone.

A concentração de PSL no fluido tratado é muito importante, pois influencia todas as variáveis de desempenho do processo de separação.

Os modelos quadráticos obtidos para explicar as variações observadas na eficiência de separação, na concentração de PSL no *overflow* e na vazão através do

hidrociclone apresentaram bons resultados, embora o mesmo não tenha ocorrido para a razão de fluido. Desta forma, para a previsão do desempenho do hidrociclone em operação, as equações (4.1), (4.3) e (4.4) podem ser bastante úteis. No entanto, para a equação (4.2) é necessário cautela, podendo-se obter apenas resultados qualitativos.

O modelo empírico utilizado para prever a variação da vazão levou a resultados satisfatórios. Com isso, pode-se utilizar a equação (4.6) para prever valores da vazão de fluido no hidrociclone.

O hidrociclone estudado pode processar grandes vazões (arranjo em paralelo) e, por ocupar pequeno espaço quando instalado, pode ser empregado em perfurações com duplo gradiente *offshore* para promover a separação de Partículas Sólidas Leves do fluido de perfuração.

#### Recomendações para Trabalho Futuro

Realizar testes de campo para avaliar, em condições mais próximas das reais, o desempenho deste hidrociclone, uma vez que somente no campo é viável trabalhar-se com fluidos iguais aos utilizados em perfuração de poços *offshore*.

#### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Amorim, L. V., Farias, K. V., Viana, J. D., Barbosa, M. I. R., Pereira, E., França, K. B., Lira, H. L., Ferreira, H. C. (2005), Fluidos de perfuração à base de água. Parte I: Efeitos de aditivações poliméricas nas propriedades reológicas, Cerâmica, v 51, p. 128-138.
- Antunes, M. and Medronho, R.A. (1992), Bradley Hydrocyclones: Design and Performance Analysis. In Hydrocyclones: Analysis and Applications, eds. L. Svarovsky and M.T. Thew, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Netherlands, pp. 3-13.
- Baltar, C. A. M., da Luz, A. B. (2003), Insumos Minerais para a Perfuração de Poços de Petróleo, CETEM/UFPE, Recife, Brasil p. 13.
- Barnes, H. A., Hutton, J. F., Walters, K. (2001), *An introduction to rheology*, 5nd Reprint, Elsevier Science Press, Amsterdan, Holanda.
- Bourgoyne, A.T., Millheim, K. K., Chenevert, M. E., Young Jr., F. S. 1991, *Applied Drilling Engineering*, Society of Petroleum Engineers, Cap. 2.
- Bradley, D. (1965), The Hydrociclone, Pergamon Press, Oxford.
- Caenn, R.; Chillingar, G. V. (1996), Drilling fluids: state of art, Journal of Petroleum Science and Engineering v. 14, Elsevier Publishing Co., pp. 221-230.
- Carneiro, D. G. P. (2006), A Injeção de Esferas de Baixa Densidade na Base do *Riser* no Processo de Perfuração com Duplo Gradiente: um Estudo com Auxílio de Fluidodinâmica Computacional (CFD), Dissertação de Mestrado, UFRJ.
- Castilho, L.R., Medronho, R.A. (2000), A Simple Procedure for Design and Perfomance Prediction of Bradley and Rietema Hydrociclones, Minerals Engineering, 13 (2), p. 183-191.
- Charpentier, D., Merle, L., Mocanu, G., Picton, L., Muller, G. (2004), Rheological Properties of Hydrophobically Modified Carboxymethylcelluloses, Carbohydrate Polymers, v. 60, p. 87-94.
- Coelho, M.A.Z. e Medronho, R.A. (2001), A Model for Performance Prediction of Hydrocyclones, Chemical Engineering Journal, Vol. 84, p.7-14.
- Cohen, J.H., Deskins, G. (2006), Use of Lightweight Solid Additives To Reduce the Weight of Drilling Fluid in the Riser, SPE 99174, Drilling & Completation.
- Darley, H. C. H., Gray, G. R. (1988), *Composition and Properties of Drilling and Completions Fluids*, 5th Ed., Gulf Pres, Houston, Texas, EUA.
- Durand, C., Lecourtier, J., Rosenberg, E., Loeber, L. (1997), Revue de l'Institut Français du Pétrole, v. 51, p. 777-788.

- Escudier, M. P., Presti F., Smith S. (1999), Drag Reduction in the Turbulent Pipe Flow of Polymers, Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, v. 81, p. 197-213.
- Froment, T.D., Rodt, G.M. (1986), A Drilling Contactor Tests Solids Control Equipment, SPE 14753, Drilling & Completation, p 251-258.
- Güngör, N., Ece, Ö. I. (1999), Mater. Lett. v. 39, p. 1-5.
- Güngör, N., Karaoglan, S. (2001), Mater. Lett. v. 48, p. 168-175.
- Heiskanen, K., (1993), Particle Classification, Chapman & Hall, London.
- Herrmann, R. P., Shaughnessy J. M., (2001), Two Methods for Achieving a Dual Gradient in Deepwater, SPE/IADC 67745, SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, Netherlands.
- Hughes, T. L., Jones, T. G. J., Houwen, O. H. (1993), SPE Drilling & Completion, 157-163.
- Judge, R. A., Thethi R. (2003), Deploying Dual Gradient Drilling Technology on a Purpose-Built Rig for Drilling Upper Hole Sections, SPE/IADC 79808, IADC/SPE Drilling Conference, p. 1-11, Amsterdam, Netherlands.
- Leahy-Dios, A. e Medronho, R.A. (2003), Estudo da Separação Água-Óleo em Hidrociclones Através de Fluidodinâmica Computacional Influência do ângulo da Seção Cônica, Projeto Final de Curso, Escola de Química, UFRJ, Rio de Janeiro.
- Lecourtier, J., Degouy, D. (1994), Revue l'Institut Français du Pétrole, v. 49, p. 177-186.
- Lummus, J.L. (1973), Drilling Optimization, SPE Reprint Series nº 6a, Society of Petroleum Engineers, Dallas, Texas, p. 176-177.
- Machado, J. C. V. (2001), *Reologia e Escoamento de Fluidos*, Editora Interciência, Rio de Janeiro:, 257p.
- Matta, V.M., Medronho, R.A. (2000), A new method for yeast recovery in batch ethanol fermentations: filter aid filtration followed by separation of yeast from filter aid using hydrocyclones, Bioseparation, 9, 43–53.
- Maurer Technology (2003), Joint Industry Project to Develop Hollow Spheres Dual-Gradient Drilling System, Final Report.
- Maurer, W.C., MacDonald, W.J., e Cohen, J.H. (1998), Development and Testing of Underbalanced drilling Products, final report, Contract No TR98-33, U.S. DOE, Morgantown, WV.
- McCabe, W.L., Smith, J.C, Harriot, P., (1985), *Unit Operations of Quemical Engeneering*, McGraw-Hill, 4th edition.

- Medronho, R.A. (1984), Scale-Up of Hydrociclone at Low Feed Concentrations, Ph.D. Thesis, University of Bradfort, United Kingdom.
- Medronho, R.A. (2000), Solid-Liquid Separation, Em: Mattiason, B. e Hatti-Kaul, R., Isolation and Purification of Proteins, Marcel Dekker, Nova York, no prelo.
- Metzner, A. B., Reed, J. C. (1955), Flow of Non-Newtonian Fluids Correlation of the Laminar Transition and Turbulent Flows Regions . In: A. I. Ch. E. Journal, vol. 1(4).
- Mezger, T. (2002), *The Rheology Handbook*, Hannoprint, Hannover, Alemanha.
- Moore, P.L. (1974), Drilling Practices Manual, The Petroleum Publishing Company, Tulsa, Oklahoma.
- Ormsby, C (1965), Desilting Muds with Hydrocyclone, AAODC Meeting, Dallas.
- Santoyo, E., et al. (2001), *Rheological Property Measurement of Drilling Fluids used in Geothermal Wells*, Applied Thermal Engineering, volume 21, pp. 283-302, Amsterdam, Holanda.
- Schubert, J. J., Ruan, C., Rehm, W. A., Lalk, T. R. (2002), Determinar la Aplicación de Técnicas de Perforación Subbalanceada en el Golfo de México, Presentado al Programa de Investigación Del Servicio de Gerencia de Minerales, Houston, Texas.
- Silva, M.A.P., Hidrociclones de Bradley: Dimensionamento e Análise de Desempenho, Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, 1989.
- Smith, K. L., Gault, A. D., Witt, D. E., Weddle, C. E. (2001), Subsea Mudlift Drilling Joint Industry Project: Delivering Dual Gradient Drilling Technology to Industry, SPE 71357, SPE Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans, Louisiana.
- Sousa Neto, E. (2007), A recuperação de esferas de baixa densidade do fluido de perfuração com hidrociclones, Dissertação de Mestrado, Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- Sousa Neto, E., Oliveira, D. S. T., Lomba, R. F. T., Lage, A. C. V. M., Medronho, R. A. (2005), Hydrocyclones for Hollow Spheres Recovering from Drilling Fluids, Anais do 2nd Mercosur Congress on Chemical Engineering, Angra dos Reis.
- Steffe, J. F. (1996), *Rheological Methods in Food Process Engineering*, 2a ed., Freeman Press, Michigan, EUA.
- Stone, V. D. (1964), Low-Silt Mud Increases Gulf's Drilling Efficiency, Cuts Costs, Oil and GAS Journal, Vol. 62, No. 41, pp. 136-139.
- Sueyoshi, K. H. (1994), Propriedades Coloidais e Reológicas de Suspensões de Bentonita Aditivadas com Poliacrilamida e Cloreto de Sódio, Dissertação de Mestrado, UNICAMP.
- Svarovsky, L. (1984), *Hydrociclones*, Holtm, Riñera and Winston, London.

- Svarovsky, L. (1990), Solid-Liquid Separation, 3ª edição, Butterworths, London.
- Thomas, J.E. (2001), Fundamentos de Engenharia de Petróleo, Editora Interciência, Rio de Janeiro.
- Vera, L. V. (2002), Potential Use of Hollow Spheres in Dual Gradient Drilling, Dissertação de Mestrado, Texas A&M University, College Station, USA.
- Young, G.A. (1987), An Experimental Investigation of the Performance of a 3-in. Hydrocyclone, SPE 16175, Drilling & Completation, p 1097-1110.

# **APÊNDICES**

## Apêndice A — Reogramas do Fluido Usado nos Experimentos

Nas Figuras A.1 a A.4 são apresentados os resultados das análises reológicas realizadas para cada concentração de CMC usada nos experimentos.

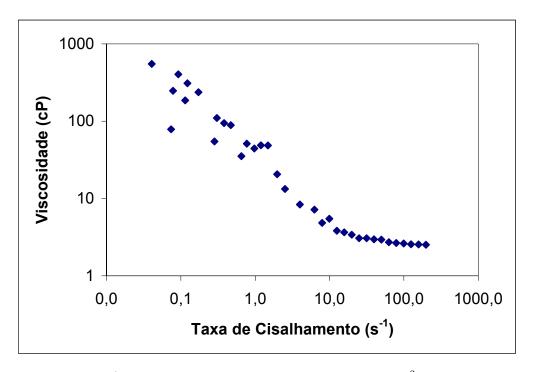


Figura A.1: Reogramas para C<sub>CMC</sub>=0,08% a 29 °C.

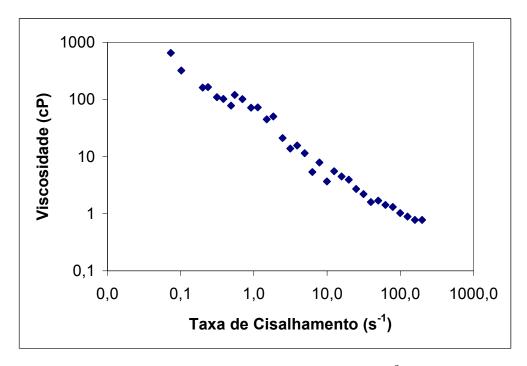


Figura A.2: Reograma para  $C_{CMC}$ =2% a 31 °C.

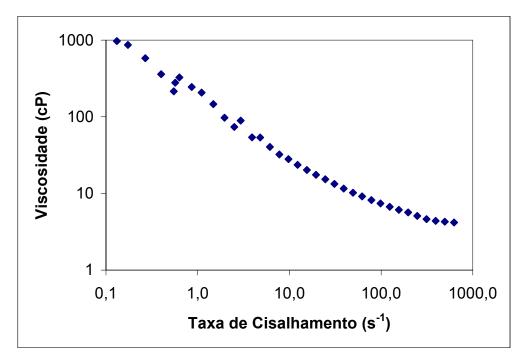


Figura A.3: Reograma para  $C_{CMC}$ =3,2% a 30 °C.

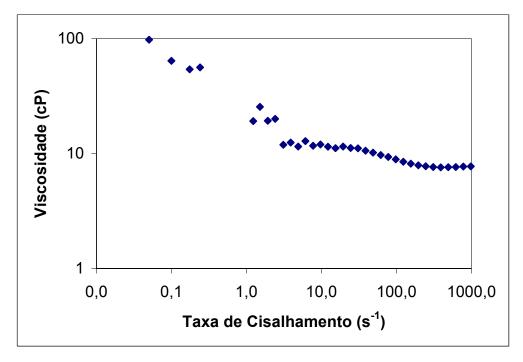


Figura A.4: Reograma para C<sub>CMC</sub>=4% a 28 °C.

As Equações A.1 a A.4 representam a viscosidade aparente em função da taxa de cisalhamento para os dados apresentados nas Figuras A.1 a A.4, respectivamente.

$$\eta_A = 39,66 \gamma^{-0,68}$$
 $R^2 = 0,9392$ 
(A.1)

$$\eta_A = 50,91\gamma^{-0.87}$$
 $R^2 = 0,9809$ 
(A.2)
$$\eta_A = 176,10\gamma^{-0.67}$$
 $R^2 = 0,9810$ 
(A.3)

$$\eta_A = 176,10\gamma^{-0.67}$$
 $R^2 = 0.9810$ 
(A.3)

$$\eta_A = 20.31 \gamma^{-0.18}$$
 $R^2 = 0.9937$ 
(A.4)

# Apêndice B — Análises Granulométricas das PSL Recolhidas no Underflow e no Overflow

Neste anexo são apresentadas as analises granulométricas do particulado recolhido no *underflow* e no *overflow* ,nos experimentos em que a eficiência não foi 100%.

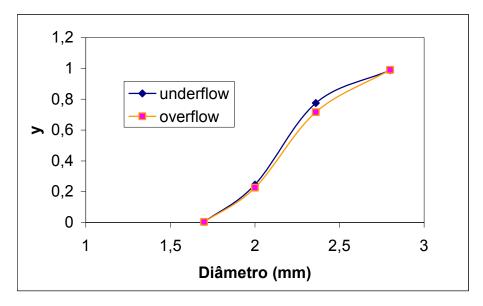


Figura B.1: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 3.

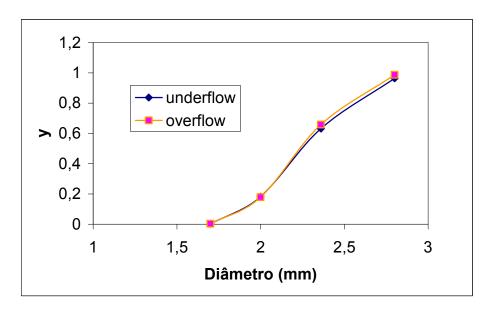


Figura B.2: Distribuições granulométrica do underflow e do overflow para o

### Experimento 4.

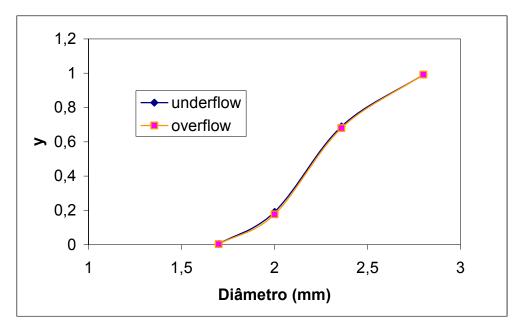


Figura B.3: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 7.

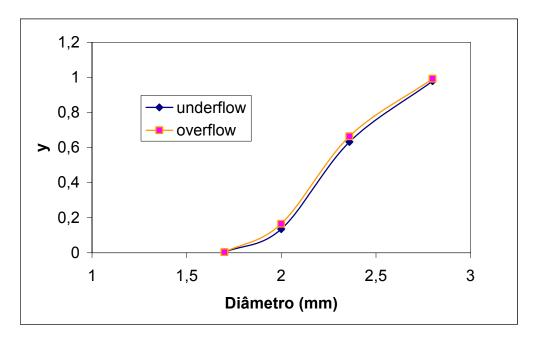


Figura B.4: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 8.

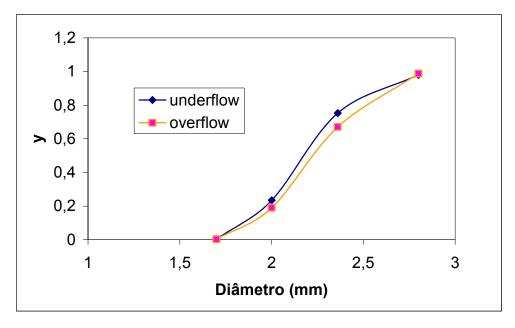


Figura B.5: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 9.

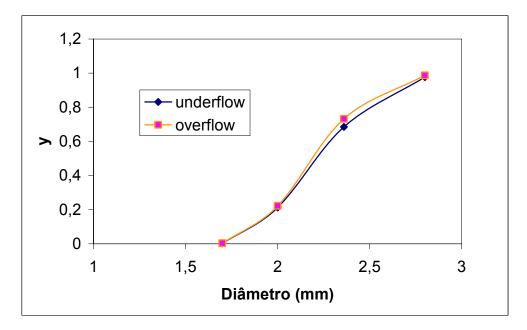


Figura B.6: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 10.

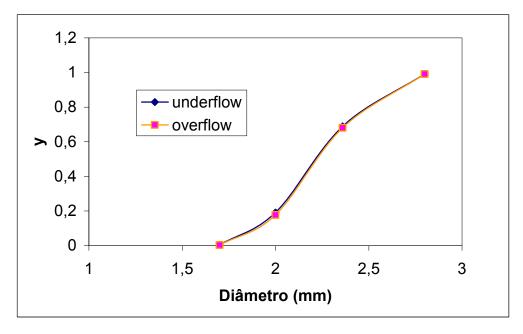


Figura B.7: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 12.

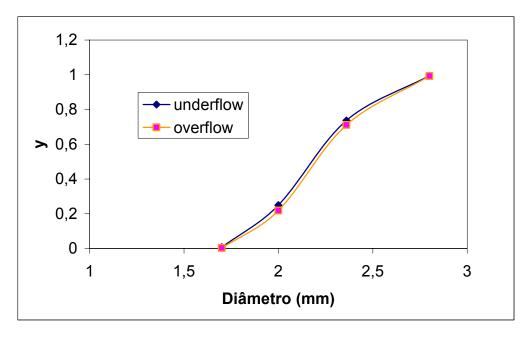


Figura B.8: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 13.

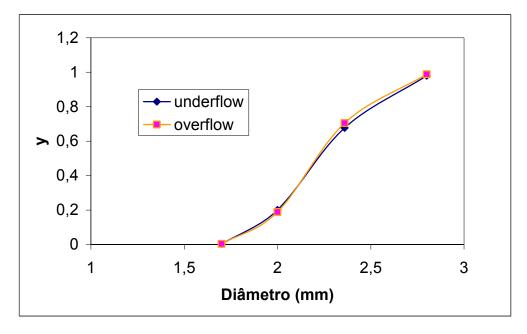


Figura B.9: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 14.

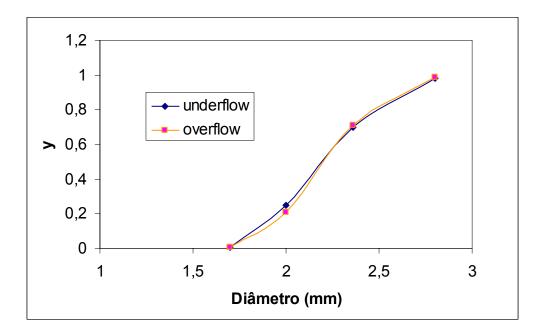


Figura B.10: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 15.

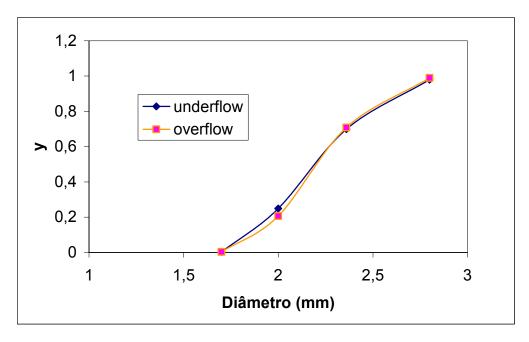


Figura B.11: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 16.

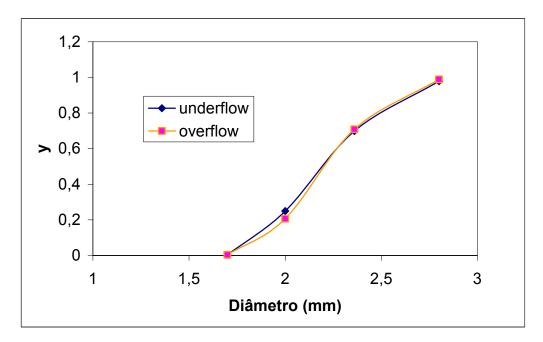


Figura B.12: Distribuições granulométrica do *underflow* e do *overflow* para o Experimento 17.