UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
SUBCOMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E
ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Modelagem do Controle de Poços por Diferenças Finitas

Autor: **Carolina Silva Avelar**
Orientador: **Paulo Roberto Ribeiro**

08/08

Este exemplar corresponde a redação final da tese defendida por Carolina Silva Avelar aprovada pela comissão julgadora em 26/08/08

Orientador

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
SUBCOMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Modelagem do Controle de Poços por Diferenças Finitas

Autor: **Carolina Silva Avelar**
Orientador: **Paulo Roberto Ribeiro**

Curso: Ciências e Engenharia de Petróleo
Área: Explotação

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à Subcomissão de Pós Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2008
SP - Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Av32m

Avelar, Carolina Silva
Modelagem do controle de poços por diferenças finitas / Carolina Silva Avelar. --Campinas, SP: [s.n.], 2008.

Orientador: Paulo Roberto Ribeiro.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Engenharia de Petróleo. 2. Poços de Petróleo - Perfuração. 3. Diferenças finitas. 4. Perfuração submarina. I. Ribeiro, Paulo Roberto. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Instituto de Geociências. IV. Título.

Titulo em Inglês: Well control modeling: a finite difference approach
Palavras-chave em Inglês: Well Control, Drilling, Kick, Finite Difference
Área de concentração: Explotação
Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo
Banca examinadora: Otto Luiz Alcântara Santos, Luiz Felipe Mendes de Moura
Data da defesa: 26/08/2008
Programa de Pós Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
SUBCOMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Modelagem do Controle de Poços por Diferenças Finitas

Autor: **Carolina Silva Avelar**
Orientador: **Paulo Roberto Ribeiro**

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

Prof. Dr. Paulo Roberto Ribeiro, Presidente
UNICAMP /FEM/ DEP

Dr. Otto Luiz Alcântara Santos
PETROBRAS

Prof. Dr. Luiz Felipe Mendes de Moura
UNICAMP /FEM/ DETF

Campinas, 26 de Agosto de 2008

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas e instituições às quais presto minha homenagem:

À minha família, pelo apoio e compreensão durante todas as etapas deste trabalho.

Ao meu orientador Paulo Roberto Ribeiro, pelo estímulo constante, acessibilidade, paciência e interesse pela execução do trabalho.

Aos meus amigos do LEP Eduardo, Evilene e Nilo pela amizade, companheirismo e pelas sugestões e discussões durante a elaboração deste trabalho.

Aos meus colegas de mestrado, que partilharam vários momentos de estudo, mas também momentos de lazer. Em especial Débora, Mauricio, Suzana e Juan.

À Unicamp, pela infra-estrutura disponibilizada.

À Agência Nacional do Petróleo pela bolsa de estudos concedida através do programa PRHANP-15.

A todos os professores do Departamento de Engenharia de Petróleo que ajudaram, direta ou indiretamente, na realização deste trabalho. E aos professores Maria Cristina Cunha, Felipe Moura e Otto Santos pelas contribuições feitas durante a realização do trabalho.

A todos os amigos e companheiros do Departamento de Engenharia de Petróleo, em especial Leandro, Beth, Giselle, Bruno, Alice, Eliana, Fátima e Délcio.

À Petróleo Brasileiro S. A. pelo apoio e disponibilidade dos dados utilizados para o desenvolvimento do trabalho. Principalmente a Heitor Lima pelo fornecimento dos dados experimentais.

Resumo

AVELAR, Carolina Silva, Modelagem do Controle de Poços por Diferenças Finitas, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 117 p. Dissertação (Mestrado)

As explorações de campos de petróleo têm abrangido diferentes cenários, incluindo perfuração de poços profundos com elevadas pressões e temperaturas em águas profundas e ultraprofundas. O estudo do controle de poços nestes cenários exige um simulador capaz de prever o comportamento das pressões do poço durante uma situação de *kick* de forma confiável e eficiente. Considerando estes aspectos, foi implementado um simulador de *kicks* baseado em um modelo matemático que resolve um conjunto de três equações diferenciais de conservação utilizando o método diferenças finitas. Os cálculos das perdas de carga por fricção, do deslizamento entre as fases e da expansão do gás foram incorporados ao modelo. O modelo é capaz de simular um kick em poços verticais ou horizontais, em poços terrestres ou marítimos, utilizando fluido de perfuração com base de água. Os resultados do simulador foram comparados com dados experimentais e um estudo sobre o efeito de algumas variáveis do controle de poços foi realizado.

Palavras Chaves:

Controle de Poço, Perfuração, *Kick*, Diferenças Finitas

Abstract

AVELAR, Carolina Silva, Well Control Modeling: A Finite Difference Approach, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 117 p. Dissertação (Mestrado)

The oil field industry has been drilling in different scenarios, subjected to high pressures and high temperatures in deep wells located in deep and ultradeep waters. The well control study in these scenarios demands a kick simulator capable to do precise predictions of the pressure behavior inside the wellbore during a kick situation. Regarding this scenario, a kick simulator has been implemented. The simulator is based in a mathematical model that solves a set of three conservation equations using the finite difference approach. The effects of the frictional pressure losses, the gas slip and expansion have been incorporated to the model. The model is capable of simulating a single kick in a vertical or horizontal hole, onshore or offshore, with water-based drilling fluid. The simulator results have been compared with experimental data and the effect of some important parameters in well control has been studied.

Key words:

Well Control, Drilling, Kick, Finite Difference

Índice

Lista de Figuras ..... ***xi***

Lista de Tabelas ..... ***xiv***

Nomenclatura ..... ***xv***

Capítulo 1 ..... ***1***

Introdução ***1***

1.1. Objetivos do Trabalho 3

1.2. Organização do Trabalho 3

Capítulo 2 ..... ***5***

Fundamentos de Controle de Poços ***5***

2.1. Mecanismo do *Kick* 5

2.2. Causas de *Kicks* 6

2.3. Indícios de *Kicks* 7

2.4. Métodos de Controle de Poços 8

Capítulo 3 ..... ***10***

Revisão da Literatura ***10***

3.1. Modelos de Escoamento Bifásico Ascendente 10

3.2. Simuladores de *Kicks* 13

Capítulo 4 ..... ***17***

Modelagem Matemática ***17***

4.1. Introdução 17

4.2. Considerações do Modelo 17

4.3. Equações Fundamentais 18

4.3.1. Equações de Conservação 18

4.3.2. Equações Complementares 20

4.4. Formulação por Diferenças Finitas 21
Capítulo 5 ..... ***23***
Aplicação da Modelagem Matemática ***23***
5.1. Descrição do Evento Simulado 23
5.2. Condições de Contorno 25
5.2.1. Perfuração Normal 25
5.2.2. Entrada do Gás no Poço 25
5.2.3. Fechamento do Poço 26
5.2.4. Circulação do Gás 26
5.3. Organização Básica do Simulador 27
Capítulo 6 ..... ***28***
Resultados ***28***
6.1. Evolução do Modelo Proposto 30
6.2. Comparação com Outros Simuladores 33
6.1. Análise das Variáveis de Saída 38
6.2. Análise da Influência dos Parâmetros 47
6.2.1. Efeito da Permeabilidade do Reservatório 48
6.2.2. Efeito do Volume de Detecção do *Kick* 49
6.2.3. Efeito da Profundidade de Água 50
6.2.4. Efeito da Vazão do Fluido de Perfuração Durante a Circulação do *Kick* 51
6.2.5. Efeito Vazão do Fluido de Perfuração Durante a Perfuração 52
6.2.6. Efeito dos Parâmetros Reológicos do Fluido de Perfuração 53
6.2.7. Efeito do Comprimento do Trecho Horizontal 55
6.2.8. Efeito do Método de Controle de Poço 56
6.2.9. Efeito do Tamanho da Malha de Discretização 56
6.3. Comparação com Dados Experimentais 57
Capítulo 7 ..... ***63***
Conclusões ***63***
7.1. Recomendações para trabalhos futuros 64
Referências Bibliográficas ***65***
Apêndice A - Solução do Sistema de Equações ***67***

Apêndice B - Cálculo das Variáveis de Saída do Simulador de Kicks 71

B.1. Cálculo do *Pit Gain* 71

B.2. Cálculo da Vazão Saída de Gás 71

B.3. Cálculo da Pressão na Sapata do Revestimento..... 72

Apêndice C - Organização Básica do Programa..... 73

Anexo I - Modelos de Deslizamento Entre as Fases 80

Anexo II - Fator de compressibilidade – Hall e Yarborough (1973)..... 82

Anexo III - Cálculo das perdas de carga por fricção na região monofásica 84

III.1. Modelo Reológico Newtoniano..... 84

III.2. Modelo Reológico de Bingham..... 85

III.3. Modelo Reológico de Potência..... 86

Anexo IV - Cálculo das perdas de carga por fricção na região bifásica – Beggs e Brill (1973) 87

IV.1 Determinação do padrão de escoamento 88

Anexo V - Viscosidade do Gás – Lee et al. (1966)..... 92

Anexo VI - Comportamento das Pressões para o Método do Sondador em Unidades Flutuantes (Santos, 1998) 93

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Esquema do kick *1*
Figura 3.1 – Padrões de escoamentos verticais em tubos (Taitel, Bornea e Dukler, 1980) *11*
Figura 3.2 – Mapa dos padrões de escoamento para mistura ar-água em tubos verticais de 5 cm de diâmetro (Taitel, Bornea e Dukler, 1980) *12*
Figura 3.3 – Padrões de fluxo em escoamentos verticais ascendentes através de anulares concêntricos (Caetano, 1985) *12*
Figura 3.4 – Efeito da profundidade d'água (Nunes, 2002) *14*
Figura 3.5 – Efeito da profundidade do poço na pressão na superfície (Bezerra, 2006) *15*
Figura 3.6 – Efeito da profundidade do poço no pit gain (Bezerra, 2006) *16*
Figura 4.1 – Pontos da malha utilizados em cada passo do cálculo das variáveis do sistema *21*
Figura 6.1 – Casos Bases *29*
Figura 6.2 – Evolução do modelo proposto – pressão no choke *31*
Figura 6.3 – Evolução do modelo proposto – pressão no choke *32*
Figura 6.4 – Evolução do modelo proposto – pressão no fundo do poço *33*
Figura 6.5 – Comparação da pressão no choke do modelo proposto com o Unikick *34*
Figura 6.6 – Comparação do Pit Gain do modelo proposto com o Unikick *35*
Figura 6.7 – Comparação da vazão de gás do modelo proposto com o Unikick *36*
Figura 6.8 – Comparação do comportamento da fração de vazio do modelo proposto com o Unikick *36*
Figura 6.9 – Comparação da pressão no choke do modelo proposto com o Unikick *37*
Figura 6.10 – Comparação da pressão no choke do modelo proposto com outros simuladores *38*
Figura 6.11 – Pressão no choke – Caso base *39*

Figura 6.12 – Pressão no fundo do poço – Caso base 40
Figura 6.13 – Velocidade do fluido no anular – Caso base 41
Figura 6.14 – Pressão na sapata – Caso base 42
Figura 6.15 – Fração de Vazio – Caso base 43
Figura 6.16 – Volume ganho nos tanques – Caso base 44
Figura 6.17 – Vazão de entrada do gás – Caso base 45
Figura 6.18 – Vazão de saída de gás – Caso base 46
Figura 6.19 – Fração de Vazio – Caso base 46
Figura 6.20 – Vazão de saída de líquido – Caso base 47
Figura 6.21 – Efeito da permeabilidade do reservatório 49
Figura 6.22 – Efeito do volume de detecção do kick 50
Figura 6.23 – Efeito da profundidade de água 51
Figura 6.24 – Efeito da vazão do fluido de perfuração durante a circulação do kick 52
Figura 6.25 – Efeito da vazão do fluido de perfuração durante a perfuração 53
Figura 6.26 – Efeito da viscosidade do fluido de perfuração na pressão no choke 54
Figura 6.27 – Efeito da viscosidade do fluido de perfuração na pressão do fundo do poço 54
Figura 6.28 – Efeito do comprimento do trecho horizontal 55
Figura 6.29 – Comparação entre o Método do Sondador e o Método do Engenheiro 56
Figura 6.30 – Efeito do tamanho da malha de discretização 57
Figura 6.31 - Poço Laboratório da Petrobras em Taquipe, BA 58
Figura 6.32 – Caso Experimental 58
Figura 6.33 – Pressão no Choke – comparação com dados experimentais 60
Figura 6.34 – Pressão no fundo do poço – comparação com dados experimentais 61
Figura 6.35- Vazão de entrada do gás – comparação com dados experimentais 61
Figura 6.36 – Vazão de saída de líquido – comparação com dados experimentais 62
Figura 6.37 – Volume ganho nos tanques – comparação com dados experimentais 62
Figura C.1 – Fluxograma simplificado do simulador 74
Figura C.2 – Fluxograma da simulação da perfuração normal 75
Figura C.3 – Fluxograma da simulação da entrada do gás no poço 76
Figura C.4 – Fluxograma da simulação do fechamento do poço 77
Figura C.5 – Fluxograma da Simulação da Circulação do Gás 78

Figura C.6 – Fluxograma da solução do sistema de equações do modelo..... 79
Figura VI.1 – Comportamento das pressões durante a circulação do kick (Santos)..... 94
Figura VI.2 – Comportamento das pressões na segunda circulação (Santos)..... 97

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Principais características dos modelos de kicks. (Nunes, 2002). *13*
Tabela 6.1 – Dados de entrada para os casos base utilizado nas simulações..... *29*
Tabela 6.2 – Evolução do Modelo Proposto *30*
Tabela 6.3 – Dados de entrada experimentais..... *59*
Tabela A.1 – Equações de Conservação *67*
Tabela A.2 – Sistema de equações..... *70*

Nomenclatura

Letras Latinas

$A_{saída}$	área da última célula do poço	m²
A(W)	matriz Jacobiana	-
C_0	razão de deslizamento	-
C_1	variáveis conhecidas no tempo atual da equação da conservação da massa de gás discretizada	Kg/(m³.s)
C_2	variáveis conhecidas no tempo atual da equação da conservação da massa de líquido discretizada	Kg/(m³.s)
C_3	variáveis conhecidas no tempo atual da equação da conservação da quantidade de movimento discretizada	Pa/m
d_e	diâmetro externo do anular	m
d_i	diâmetro interno do anular	m
D	profundidade total do poço	m
f	fator de fricção	-
F	perdas de carga por fricção	Pa/m
f_1	função de fluxo da equação de conservação do gás	Kg/(m.s)
f_2	função de fluxo da equação de conservação do líquido	Kg/(m.s)
f_3^*	função de fluxo da equação de conservação da quantidade de movimento subtraída a pressão	Pa
F(W)	vetor contendo as funções de fluxo	-

g	aceleração da gravidade	m/s^2
H_l	razão volumétrica de líquido	-
k	índice de consistência do fluido de potência	$Pa.s^n$
n	índice de comportamento do fluido de potência	-
N_{Re}	número de Reynolds	-
N_{Fr}	número de Froude	-
N_{lv}	número da velocidade do líquido (Beggs e Brill, 1975)	-
n_{sap}	ponto da malha onde está a sapata	-
p	pressão	Pa
p_{sap}	pressão na sapata do revestimento	Pa
p_{fundo}	pressão no fundo do poço	Pa
p_{atm}	pressão atmosférica	Pa
p_c	pressão crítica do gás	Pa
p_{pr}	pressão pseudo-reduzida do gás	Pa
P_M	massa molecular do gás	Kg/mol
$\dot{Q}_g$	vazão de saída de gás	m^3/s
$\dot{Q}_l$	vazão de injeção de líquido	m^3/s
q_1	termo fonte da equação de conservação do gás	$Kg/(m^3.s)$
q_2	termo fonte da equação de conservação do líquido	$Kg/(m^3.s)$
q_3	termo fonte da equação de conservação da quantidade de movimento	Pa/m
$Q(W)$	vetor contendo os termos fonte	-
R	constante universal dos gases	J/(mol.K)
SIDPP	pressão estabilizada de fechamento no tubo bengala (*shut in drill pipe pressure*)	Pa
SICP	pressão estabilizada de fechamento no *choke* (*shut in casing pressure*)	Pa
t	tempo	s
T	temperatura	K
T_c	temperatura crítica	K
T_{pr}	temperatura pseudo-reduzida	K
$V_{g\ atual}$	volume de gás atual no poço	m^3

v_g	velocidade do gás	m/s
v_l	velocidade do líquido	m/s
v_{mist}	velocidade da mistura	m/s
v_S	velocidade de deslizamento	m/s
w_1	variável conservada na equação de conservação do gás	Kg/m³
w_2	variável conservada na equação de conservação do líquido	Kg/m³
w_3	variável conservada na equação de conservação da quantidade de movimento	Kg/(m.s)
W	vetor contendo as variáveis conservadas	-
z	posição espacial	m
Z	fator de compressibilidade	-

Letras Gregas

α_g	fração volumétrica de gás	-
α_l	fração volumétrica de líquido	-
β	fator de média da pressão	-
γ	fator de média da massa	-
γ_g	densidade específica do gás	-
Δt	incremento de tempo	s
Δz	incremento espacial	m
θ	ângulo do poço com a vertical	*rad*
λ	fator de média da massa	-
λ_1	autovalor da matriz Jacobiana	-
λ_2	autovalor da matriz Jacobiana	-
λ_3	autovalor da matriz Jacobiana	-
μ_g	viscosidade do gás	Pa.s
μ_l	viscosidade do líquido	Pa.s
μ_{mist}	viscosidade da mistura	Pa.s
μ	viscosidade do fluido newtoniano	Pa.s
μ_p	viscosidade plástica do fluido de Bingham	Pa.s
ρ_g	densidade do gás	Kg/m³
ρ_l	densidade do fluido de perfuração	Kg/m³

ρ_{mist}	densidade da mistura	Kg/m³
$\rho_{g\ std}$	densidade do gás em condições Standard	Kg/m³
σ	tensão superficial na interface gás líquido	N/m
τ_0	limite de escoamento do fluido de Bingham	Kg/(m.s²)

Capítulo 1

Introdução

Durante a perfuração, diversos parâmetros são controlados para manter a segurança da operação. Uma das constantes preocupações é a manutenção da pressão no interior do poço acima da pressão dos fluidos contidos nas formações perfuradas. Se isso deixar de acontecer e a formação for permo-porosa, ocorrerá o fluxo indesejável de fluidos da formação para dentro do poço, o que é chamado de *kick*. Um esquema de um *kick* é apresentado na Figura 1.1.

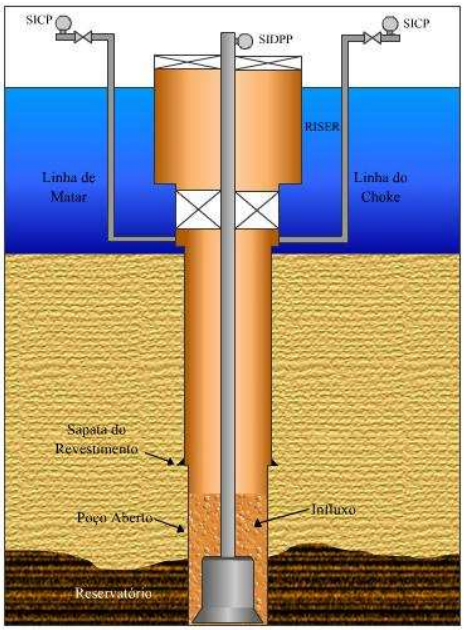

Figura 1.1 – Esquema do *kick*

Caso ocorra um *kick*, o poço deverá ser fechado e o fluido invasor removido com segurança do poço. Os procedimentos emergenciais que devem ser seguidos nessa situação são as operações de controle de poço. Se essas operações falharem pode-se perder o controle do poço, gerando uma situação de *blowout,* que é definido como o fluxo incontrolado de fluidos da formação para o interior do poço e do poço para a superfície ou para o fundo do mar.

O fluido invasor pode ser líquido (água ou óleo) ou gás. Os *kicks* de gás são os mais importantes de serem estudados, pois são mais perigosos e mais difíceis de serem controlados. Se, após o fechamento do poço, um método de controle de poço não for aplicado e o fluido invasor for predominantemente gás, a grande diferença de densidade entre o gás e o fluido de perfuração fará com que o gás migre em direção à superfície, devido à segregação gravitacional. Durante a migração do gás todas as pressões no interior do poço irão aumentar até que a pressão frente à formação exposta mais fraca – geralmente em frente à sapata do último revestimento descido – exceda a pressão de fratura desta, resultando em um *underground blowout*, ou seja, os fluidos do interior do poço fluirão para o interior da formação, de forma descontrolada.

Durante a remoção do gás do poço tem-se um fluxo bifásico de gás e fluido de perfuração na saída do poço. A separação destas duas fases deverá ocorrer na superfície, portanto deve-se prever a magnitude das vazões de cada fase que ocorrerão na superfície em uma situação de *kick*, a fim de se dimensionar os separadores que serão utilizados.

Devido a esses fatores apresentados é importante estimar-se o comportamento das pressões na superfície, no fundo do poço e em frente à sapata do revestimento e das vazões de gás e de fluido de perfuração na superfície. Um simulador de *kicks* pode ser utilizado para descrever o comportamento dessas variáveis e prever situações que podem ocorrer durante as operações de perfuração de poços.

Um simulador de *kicks* pode também ser utilizado no treinamento da equipe de perfuração e em situações reais, auxiliando na escolha do melhor método de controle de poços que deverá ser aplicado em determinada situação enfrentada.

1.1. Objetivos do Trabalho

Os principais objetivos deste trabalho são:

- Descrever um modelo matemático para o escoamento bifásico ascendente;

- Aplicar o modelo matemático no desenvolvimento de um simulador de *kicks* que contemple diferentes métodos de controle de poços: Método do Sondador e Método do Engenheiro;

- Comparar os resultados obtidos com o simulador desenvolvido neste trabalho com outros simuladores e com dados experimentais;

- Estudar a influência dos principais parâmetros do controle de poços no comportamento das vazões e das pressões.

1.2. Organização do Trabalho

O presente trabalho está organizado da seguinte maneira:

- Uma fundamentação teórica sobre controle de poços;

- Uma revisão bibliográfica, abrangendo os principais modelos de escoamento bifásico ascendente e os principais modelos matemáticos de *kicks* já desenvolvidos;

- Apresentação do modelo matemático proposto;

- Descrição da aplicação do modelo matemático proposto no desenvolvimento de um simulador de *kicks*.

- Apresentação dos resultados obtidos com o simulador desenvolvido: comparação com outros simuladores e com dados experimentais e análise paramétrica.

Capítulo 2

Fundamentos de Controle de Poços

2.1. Mecanismo do *Kick*

Durante as operações de perfuração, fluido de perfuração é bombeado pela coluna de perfuração, passando através dos jatos da broca e subindo em direção à superfície através do espaço anular entre o poço e a coluna de perfuração. Se alguma das situações apresentadas na Seção 2.2 ocorrer, fluidos da formação poderão entrar no poço, levando a uma situação de *kick*

Na superfície, o *kick* será detectado quando um ou mais dos indícios apresentados na Seção 2.3 forem verificados pela equipe de perfuração. Para interromper o influxo dos fluidos do reservatório devem se desligar as bombas, fechar o BOP (*Blow Out Preventer*) e abrir as válvulas submarinas das linhas de *kill* e de *choke*, mantendo fechada a válvula do *choke* na superfície, para permitir o crescimento das pressões no interior do poço e contrabalancear a pressão do reservatório. Porém as pressões frente às formações expostas (região de poço aberto) não devem exceder às pressões de fratura da formação e quando o influxo cessa um método de controle de poços, como os apresentados na Seção 2.4, deve ser aplicado.

2.2. Causas de *Kicks*

Segundo Santos (1982), um *kick* pode ocorrer se a pressão hidrostática gerada pelo fluido de perfuração for menor do que a pressão dos fluidos presentes no interior dos poros da formação (pressão de poros). A permeabilidade da rocha e o diferencial de pressão (pressão do fluido da formação menos a pressão do fluido de perfuração) são as variáveis mais importantes que governam a intensidade do influxo de fluidos da formação. E as causas mais comuns de *kicks* são:

- Densidade do fluido de perfuração insuficiente: neste caso a pressão da formação é maior do que a pressão hidrostática do fluido de perfuração presente no poço quando esta formação é perfurada. Este tipo de *kick* normalmente ocorre ao se perfurar formações com pressões anormalmente altas;

- Falta de ataque ao poço durante as manobras: quando a broca necessita ser trocada, a coluna de perfuração precisa ser retirada do poço, causando uma redução no nível de fluido e conseqüente redução da pressão hidrostática. Portanto, o poço deve ser mantido cheio para evitar a redução da pressão hidrostática;

- Pistoneio: quando a coluna de perfuração é retirada do poço, pressões negativas são induzidas, reduzindo a pressão frente às formações. A intensidade da redução da pressão está relacionada com a geometria do poço, com a velocidade de retirada da coluna e com as propriedades do fluido de perfuração;

- Corte do fluido de perfuração: uma redução na densidade do fluido ocorre quando este é contaminado por gás;

- Perda de circulação: se o gradiente de pressão hidrostática superar o gradiente de fratura das formações expostas, ocorrerá a fratura e o fluido de perfuração será perdido para a formação, através dos caminhos gerados nesta devido à fratura. Conseqüentemente o nível de fluido no interior do poço irá cair, causando uma redução na pressão hidrostática;

2.3. Indícios de *Kicks*

Quanto maior for o tempo decorrido entre o início de um *kick* e o fechamento do poço, mais severo será o *kick* e mais difícil o seu controle. Portanto é fundamental que a equipe de perfuração conheça os sinais indicadores de que um *kick* está ocorrendo. Os principais indícios de *kicks*, segundo Thomas *et al* (2001), são:

(a) Durante a perfuração:

- Aumento de volume nos tanques de fluido de perfuração;
- Aumento da vazão de retorno;
- Poço em fluxo com as bombas desligadas;
- Diminuição da pressão de bombeio e aumento da velocidade da bomba;
- Aumento da taxa de penetração, provocado por um desbalanceamento entre a pressão de poros da formação e a pressão hidrostática do fluido de perfuração, causando um esforço no sentido formação-poço que auxilia a ação da broca;
- Corte do fluido de perfuração por gás, óleo ou água.

(b) Durante as manobras:

- Poço aceitando menos fluido de perfuração do que o volume de aço retirado;
- Poço devolvendo mais fluido de perfuração do que o volume de aço descido no seu interior;

2.4. Métodos de Controle de Poços

A remoção do *kick* deve ser feita adotando-se um método de controle adequado. A maioria dos métodos de controle de poço adota o principio da manutenção da pressão no fundo do poço constante. Nestes métodos a pressão no fundo do poço deve ser mantida constante durante a remoção do *kick*. Para prevenir novos influxos de fluidos da formação para o interior do poço esta pressão é mantida igual à pressão da formação acrescida de uma margem de segurança, geralmente igual ao valor das perdas de carga no anular. Segundo Santos (1982) os métodos de controle de poço mais utilizados são:

- Método do Sondador: este método é composto de duas fases. Durante a primeira fase o gás é removido do poço pelo fluido de perfuração atual, mantendo-se a pressão no fundo do poço constante. Na segunda circulação, o fluido de perfuração atual é substituído por um fluido mais pesado, capaz de produzir uma pressão hidrostática maior que a pressão da formação. Este método é o mais simples de ser entendido e ensinado para a equipe de perfuração, entretanto pode causar maiores pressões no interior do poço durante a remoção do *kick*.

- Método do Engenheiro: é composto de apenas uma circulação. O fluido invasor é removido pelo fluido de perfuração adensado. Este método normalmente gera menores pressões no interior do poço, entretanto requer cálculos matemáticos mais complicados. Se um tempo excessivo for consumido para aumentar a densidade do fluido antes da remoção do *kick*, a pressão no interior do sistema pode-se tornar excessiva.

Outros métodos de controle de poço, os Métodos Volumétricos, são aplicados quando a circulação do *kick* não é possível, por exemplo: os jatos da broca estão entupidos, a coluna de perfuração está fora do poço, a broca está a uma longa distância do fundo do poço ou existem problemas mecânicos com o sistema de circulação. Existem dois tipos de método volumétricos: o Método Volumétrico Estático e o Método Volumétrico Dinâmico.

O Método Volumétrico Estático é composto de duas fases. Na primeira fase, permite-se que o gás migre até a superfície com sucessivos períodos de sangramento do fluido de perfuração para manter a pressão no fundo do poço aproximadamente constante. Na segunda fase, também chamada de *top kill*, o gás é substituído por um fluido de perfuração adensado através de sucessivas injeções de fluido de perfuração e sangramentos de gás. Mudanças nas capacidades do anular e dificuldades nas medidas dos volumes de fluido na superfície são as principais limitações deste método.

Em operações de perfuração em sondas flutuantes ocorre uma grande mudança de geometria na cabeça do poço (BOP), pois o fluxo deixa o anular revestimento-coluna e entra na linha do *choke*. Essa característica torna muito mais difícil a implementação do método volumétrico estático nessas operações, sendo recomendado, então, o Método Volumétrico Dinâmico, que também reduz as chances de formação de hidratos na região do BOP.

O Método Volumétrico Dinâmico é bastante similar ao método volumétrico estático, porém fluido de perfuração é bombeado pela linha do *kill* e atravessa o topo do anular, retornando pela linha do *choke*. Para grandes comprimentos de linha de *kill/choke* as perdas de carga devem ser consideradas. Neste sentido, o poço está sendo usado como um separador de gás no qual o gás sairá pela linha do *choke* preferencialmente ao fluido de perfuração.

Independente do método de controle aplicado para a remoção do *kick*, alguns aspectos devem ser observados: (1) a pressão frente à formação que gerou o *kick* deve permanecer ligeiramente superior à pressão de poros da formação a fim de evitarem-se novos influxos; (2) a pressão de fratura de todas as formações expostas (parte não revestida do poço) e a resistência à pressão interna dos revestimentos devem ser maiores do que as pressões geradas no sistema durante a remoção do *kick*.

Capítulo 3

Revisão da Literatura

Neste capitulo é apresentada uma revisão bibliográfica dividida em duas partes (1) os principais modelos de escoamento bifásico ascendente e (2) os principais simuladores de *kicks*.

3.1. Modelos de Escoamento Bifásico Ascendente

Segundo Taitel, Bornea e Dukler (1980) os padrões básicos de escoamento vertical ascendente em tubos são: bolhas, pistonado, agitante e anular, como mostrado na Figura 3.1. Esses quatro padrões básicos de escoamento podem ser descritos como:

- Padrão bolhas (*Bubble Flow*): O gás é aproximadamente uniformemente distribuído na forma de bolhas discretas em uma fase líquida contínua.

- Padrão Pistonado (*Slug Flow*): A maior parte do gás está localizada em grandes bolhas cujos diâmetros são aproximadamente iguais ao diâmetro do tubo. Elas se movem uniformemente para cima e são denominadas de "bolhas de Taylor". As bolhas de Taylor são separadas por tampões de líquido contínuo que contêm pequenas bolhas de

gás. Entre as bolhas de Taylor e a parede do tubo, o líquido escoa para baixo na forma de um filme.

- Padrão Agitante (*Churn Flow*): Este padrão é similar ao padrão pistonado. Porém muito mais caótico e desordenado. As bolhas de Taylor tornam-se distorcidas e há uma alternação na direção do movimento do líquido.

- Padrão Anular (*Annular Flow*): Este padrão é caracterizado pela continuidade da fase gasosa ao logo do núcleo do tubo. A fase líquida move-se para cima na forma de um filme.

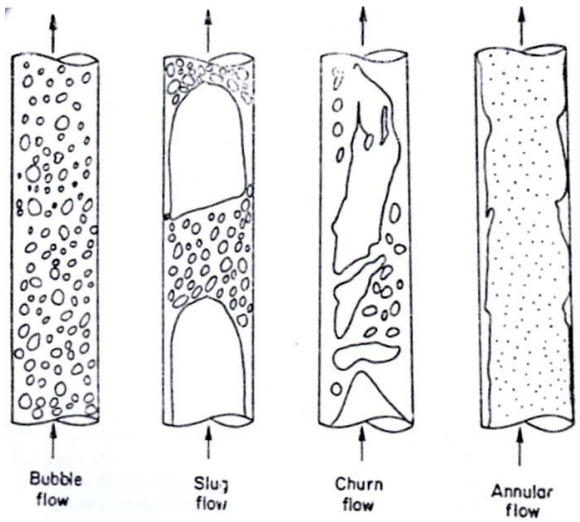

Figura 3.1 – Padrões de escoamentos verticais em tubos (Taitel, Bornea e Dukler, 1980)

Taitel, Bornea e Dukler (1980) também sugeriram mecanismos de transição entre os padrões de escoamento em tubos verticais, como exemplificado na Figura 3.2.

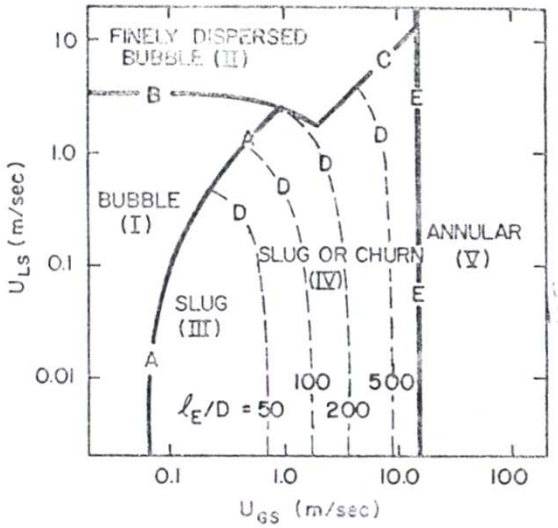

Figura 3.2 – Mapa dos padrões de escoamento para mistura ar-água em tubos verticais de 5 cm de diâmetro (Taitel, Bornea e Dukler, 1980)

Caetano (1985) realizou um estudo experimental e teórico do escoamento de gás-líquido vertical ascendente em anulares concêntricos e excêntricos. A investigação experimental foi feita com misturas de ar e água e ar e querosene e incluiu a definição e classificação dos padrões de escoamento. O modelo para determinação do padrão de escoamento ascendente em tubos verticais apresentado por Taitel, Bornea e Dukler (1980) foi modificado para prever os padrões de escoamento em anulares. A classificação dos padrões de escoamento em anulares utilizada foi semelhante à classificação para o escoamento em tubos, conforme mostrado na Figura 3.3.

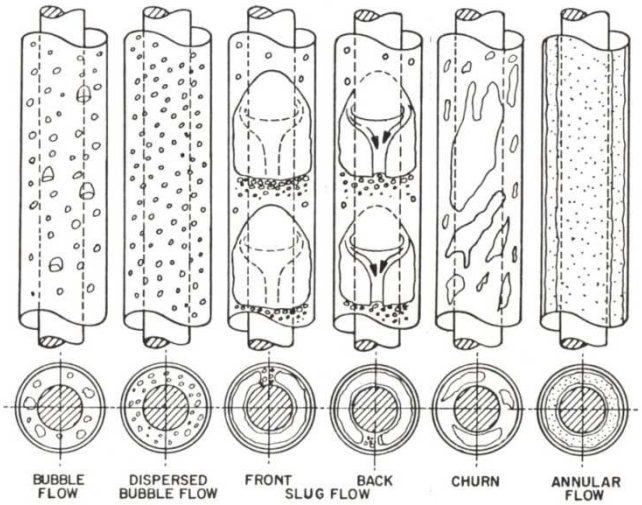

Figura 3.3 – Padrões de fluxo em escoamentos verticais ascendentes através de anulares concêntricos (Caetano, 1985)

3.2. Simuladores de *Kicks*

Os modelos matemáticos de *kicks* têm evoluído desde que o primeiro foi apresentado por Le Blanc e Lewis em 1968. Esse primeiro modelo desprezava as perdas de carga por fricção no anular, a velocidade de escorregamento entre o gás e o fluido de perfuração e a solubilidade do gás no fluido.

Com o desenvolvimento de melhores correlações para o cálculo das perdas de carga e para a modelagem do escoamento bifásico, os modelos começaram a incorporar o efeito das perdas de carga por fricção no anular, da expansão do gás e da velocidade de deslizamento das fases, gerando melhores resultados. Além disso, as variações de geometria e de inclinação dos poços (poços direcionais) também estão sendo incorporadas pelos modelos mais atuais.

Nunes (2002) fez um levantamento da evolução dos modelos matemáticos de *kicks*, de acordo com suas principais características. A Tabela 3.1 apresenta esse levantamento.

Tabela 3.1 – Principais características dos modelos de *kicks*. (Nunes, 2002).

Modelo / Características	Le Blanc e Lewis (1968)	Records (1972)	Hoberock e Stanbery (1981)	Santos (1982)	Nickens (1985)	Podio e Yang (1987)	Negrão (1989)	Santos (1991)	Ohara (1995)
Poço inclinado e horizontal								X	
Perda de carga na região bifásica		X	Beggs Brill	Orkizewski	Beggs Brill	Beggs Brill	Beggs Brill	Beggs Brill	Beggs Brill
Velocidade de deslizamento			X	X	X	X	X	X	X
Acoplamento com o reservatório					X	X		X	X
Geometria do poço	Constante	Constante	Constante	Constante	Variável	Variável	Variável	Constante	Variável
Método de Circulação	Sondador	Sondador	Sondador	Sondador	Sondador Engº.	Sondador Engº.	Sondador	Sondador	Sondador
Reologia do fluido de perfuração	Newtoniano	Bingham	Bingham	Potência	Bingham	Potência	Bingham	Potência	Bingham
Modelo da região bifásica	Bolha única	Bolha única	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas	Distribuição de bolhas

Nunes (2002) desenvolveu um simulador de *kicks* analítico, com um procedimento iterativo para calcular a distribuição de pressão e as frações de gás e de líquido no interior do anular e da linha de *choke*, a cada passo de tempo, para uma vazão de fluido constante. Simulações de poços em águas profundas e ultraprofundas foram realizadas, considerando os seguintes aspectos: (i) geometria do espaço anular variável, com a coluna de perfuração concêntrica; (ii) *kicks* de gás; (iii) método do sondador; (iv) deslizamento entre as fases; (v) fluido base água (modelos de potência e de Bingham); e (vi) pressão no fundo do poço mantida constante durante a circulação do *kick*.

O autor estudou a influência de alguns parâmetros na pressão do *choke* e concluiu que a profundidade de água, a densidade do fluido, o volume inicial do *kick* e a vazão de circulação têm efeitos significativos no comportamento das pressões durante a remoção do *kick*. A influência da profundidade de água é mostrada na Figura 3.4. Observou-se que a pressão no *choke* reduz-se com o aumento da profundidade de água devido ao aumento das perdas de carga por fricção na linha do *choke*.

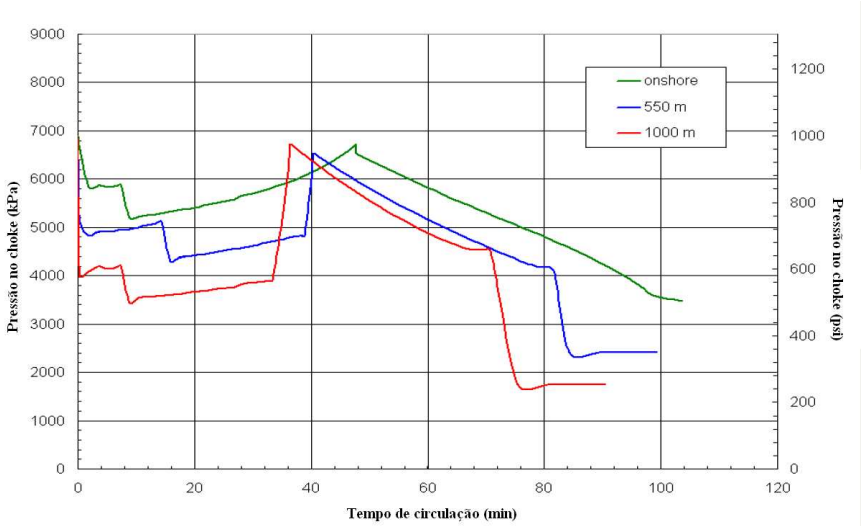

Figura 3.4 – Efeito da profundidade d'água (Nunes, 2002)

Bezerra, 2006 desenvolveu um simulador para estudo do controle de poços utilizando um modelo termodinâmico (baseado na equação de estado de Peng-Robinson) para prever o comportamento das pressões e do *pit gain* durante a circulação de um *kick*, considerando a solubilidade do gás no fluido de perfuração. A modelagem proposta pela autora considera: (i)

poço *onshore* vertical; (ii) método do sondador (iii) desconsidera as perdas de carga na região bifásica e a velocidade de deslizamento entre as fases; (iv) geometria do poço é constante; (v) modelo de bolha única para a região bifásica; e (vi) dois modelos reológicos para o fluido de perfuração: Potência e Newtoniano.

O controle de um poço *onshore*, com fluido de perfuração composto 100% pela base óleo, ou seja, sem inertes (sólidos e água) em sua composição e considerando o fluido invasor composto unicamente por metano foi estudado pela autora. A Figura 3.5 mostra a influência da profundidade do poço no perfil de pressões na superfície. Observa-se que as pressões aumentam com o aumento da profundidade e que, para fluidos sintéticos e maiores profundidades o comportamento da pressão no espaço anular é praticamente constante durante um tempo maior de deslocamento.

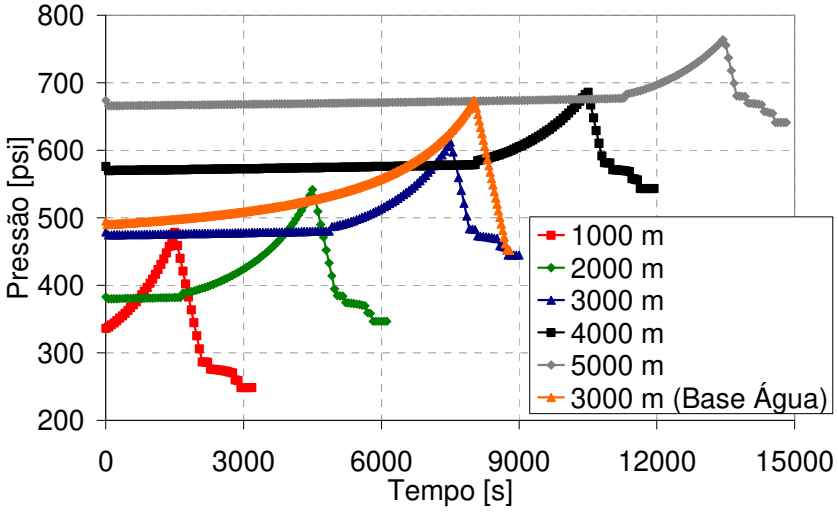

Figura 3.5 – Efeito da profundidade do poço na pressão na superfície (Bezerra, 2006)

A autora analisou também o comportamento do *pit gain* em função da profundidade do poço, apresentado na Figura 3.6. Observa-se que há uma diminuição do *pit gain* com o aumento da profundidade. O volume de influxo diminui com o aumento da profundidade devido ao aumento de pressão e, conseqüentemente, torna mais difícil a detecção do *kick*.

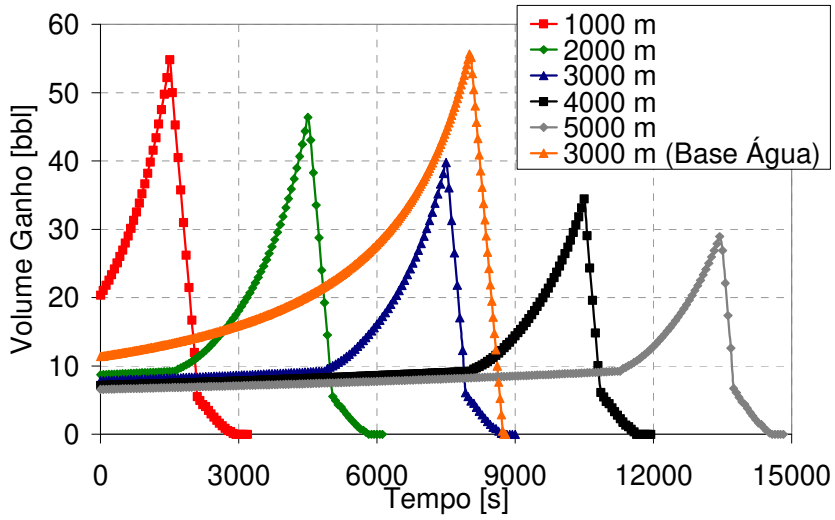

Figura 3.6 – Efeito da profundidade do poço no *pit gain* (Bezerra, 2006)

Capítulo 4

Modelagem Matemática

4.1. Introdução

Um dos principais objetivos deste trabalho é desenvolver um simulador de *kicks* a partir da solução numérica do problema do fluxo bifásico. Para tanto, é necessário conhecer adequadamente o modelo matemático envolvido.

O modelo é baseado na solução numérica das equações de conservação para o fluxo bifásico, que formam um sistema de equações diferenciais parciais complementado por algumas relações auxiliares, conforme apresentado na Seção 4.3.

4.2. Considerações do Modelo

Algumas considerações e simplificações foram assumidas no modelo desenvolvido. Admitiu-se que o fluxo de fluidos ao longo do poço é unidimensional, desprezando-se os perfis de velocidade ao longo da secção transversal.

Para a modelagem do escoamento bifásico adotou-se um modelo com deslizamento entre as fases ("*drift flux model*"). Apenas fluidos de perfuração base água foram considerados, portanto a transferência de massa entre as fases pôde ser desprezada. Assumiu-se que o fluido de perfuração tem densidade constante e conhecida e é bombeado com vazão constante no fundo poço. A temperatura da mistura é igual à temperatura externa ao poço, determinada através de um gradiente geotérmico conhecido. Podem ser simulados controle de poços verticais e horizontais, e de poços terrestres ("*onshore*") e marítimos ("*offshore*").

4.3. Equações Fundamentais

O principal objetivo de um simulador de *kicks* é calcular as vazões do fluido de perfuração e do gás na superfície e as pressões no fundo do poço, na sapata e na superfície em função do tempo, desde o início da entrada do influxo e durante a sua completa remoção até o restabelecimento do balanço hidrostático do poço. Para descrever completamente o sistema bifásico gás-líquido presente no interior do poço e determinar os parâmetros de saída do simulador de *kicks* são necessárias as seguintes variáveis: as densidades, as frações volumétricas e as velocidades de cada fase da mistura, a pressão, a temperatura e as perdas de carga por fricção. Como a densidade do líquido (fluido de perfuração) e a temperatura são conhecidas, então 7 equações são necessárias para todas as variáveis serem determinadas. As Equações 4.1 a 4.3 e 4.7 a 4.10 foram utilizadas no modelo desenvolvido.

4.3.1. Equações de Conservação

A conservação da massa de gás é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho_g \alpha_g\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\rho_g \alpha_g v_g\right) = 0 \qquad 4.1$$

Analogamente, a conservação da massa de líquido é dada por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l \alpha_l v_l) = 0 \qquad 4.2$$

E o balanço da quantidade de movimento é dado por:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l v_l + \rho_g \alpha_g v_g) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_l \alpha_l v_l^{\,2} + \rho_g \alpha_g v_g^{\,2} + p) = -(\rho_l \alpha_l + \rho_g \alpha_g) g \cos\theta - F \qquad 4.3$$

As Equações de Conservação podem ser escritas na forma conservativa: $\frac{\partial}{\partial t}W + \frac{\partial}{\partial z}F(W) = Q(W)$, onde W é um vetor contendo as variáveis conservadas, F(W) contem as funções de fluxo e Q(W) contém os termos fonte. O sistema também pode ser escrito da forma quasilinear: $\frac{\partial}{\partial t}W + A(W)\frac{\partial}{\partial z}W = Q(W)$, onde A(W) = F'(W) é a matriz Jacobiana.

Um sistema de equações diferencias parciais não linear, como o apresentado acima, pode ser classificado como hiperbólico, parabólico ou elíptico. Esse sistema pode classificado como estritamente hiperbólico se os autovalores de A(W) forem reais e diferentes para cada termo de W. Fjelde (1995), demonstrou que para esse sistema de equações os autovalores são:

$$\lambda_1 = v_g \qquad 4.4$$

$$\lambda_2 = v_l + \sqrt{\frac{\rho_g RT}{\alpha_g \rho_l (1 - C_0 \alpha_g)}} \qquad 4.5$$

$$\lambda_3 = v_l - \sqrt{\frac{\rho_g RT}{\alpha_g \rho_l (1 - C_0 \alpha_g)}} \qquad 4.6$$

Para todos os valores serem reais deve-se atender a condição: $(1 - C_0\alpha_g) > 0$. A constante C_0 é empírica e geralmente assume valores entre 1 e 1.2, sendo que para altas frações de vazio deve-se considerar C_0=1. Observa-se, então, que para condições normais de fluxo, os autovalores serão reais e diferentes e o sistema será estritamente hiperbólico.

4.3.2. Equações Complementares

A relação entre as velocidades das fases é dada por:

$$v_g = C_0\left(\alpha_g v_g + (1 - \alpha_g)v_l\right) + v_S \qquad 4.7$$

Onde C_0 e v_S são determinados de acordo com o padrão de escoamento, conforme apresentado no Anexo I.

A lei dos gases reais é dada por:

$$\rho_g = \frac{(p + p_{atm})P_M}{ZRT} \qquad 4.8$$

Onde Z é o fator de compressibilidade que pode ser calculado pela rotina de Hall & Yarborough (1973), apresentada no Anexo II.

A relação das frações volumétricas é dada por:

$$\alpha_l + \alpha_g = 1 \qquad 4.9$$

As perdas de carga por fricção podem ser calculadas pelas equações apresentadas nos Anexo III e Anexo IV:

$$F = F(v_l, v_g, \alpha_g, p, T) \qquad 4.10$$

4.4. Formulação por Diferenças Finitas

As Equações 4.1 e 4.9 são acopladas, portanto a solução analítica deste sistema não é possível. As equações diferenciais foram então reescritas, utilizando-se o método de diferenças finitas, e o sistema então pode ser resolvido pelo algoritmo apresentado na Seção 5.3.

Os cálculos das variáveis do sistema são feitos a partir do fundo do poço, dirigindo-se até a superfície. As condições de contorno são definidas no fundo do poço em cada instante de tempo e o cálculo de cada ponto da malha é feito com as variáveis na posição axial anterior no tempo atual, e nas posições axiais anterior e atual no tempo anterior, conforme mostrado na Figura 4.1.

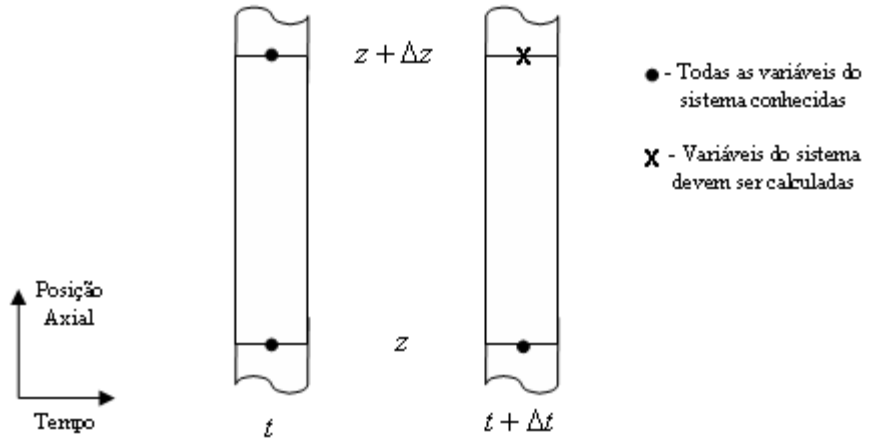

Figura 4.1 – Pontos da malha utilizados em cada passo do cálculo das variáveis do sistema

A equação da conservação da massa de gás pode ser reescrita como:

$$\left[\frac{[w_1]_z^{t+}+[w_1]_{z+}^{t+}-[w_1]_z^{t}-[w_1]_{z+}^{t}}{2\Delta t}\right]+\left[\frac{(1-\lambda)[f_1]_{z+}^{t}+\lambda[f_1]_{z+}^{t+}-(1-\lambda)[f_1]_z^{t}-\lambda[f_1]_z^{t+}}{\Delta z}\right]=0 \qquad 4.11$$

Analogamente, a conservação da massa de líquido torna-se:

$$\left[\frac{[w_2]_z^{t+}+[w_2]_{z+}^{t+}-[w_2]_z^{t}-[w_2]_{z+}^{t}}{2\Delta t}\right]+\left[\frac{(1-\lambda)[f_2]_{z+}^{t}+\lambda[f_2]_{z+}^{t+}-(1-\lambda)[f_2]_z^{t}-\lambda[f_2]_z^{t+}}{\Delta z}\right]=0 \qquad 4.12$$

E o balanço da quantidade de movimento torna-se:

$$\left[\frac{[w_3]_z^{t+}+[w_3]_{z+}^{t+}-[w_3]_z^{t}-[w_3]_{z+}^{t}}{2\Delta t}\right]+\left[\frac{(1-\gamma)[f_3{}^*]_{z+}^{t}+\gamma[f_3{}^*]_{z+}^{t+}-(1-\gamma)[f_3{}^*]_z^{t}-\gamma[f_3{}^*]_z^{t+}}{\Delta z}\right]+$$
$$+\left[\frac{(1-\beta)[p]_{z+}^{t}+\beta[p]_{z+}^{t+}-(1-\beta)[p]_z^{t}-\beta[p]_z^{t+}}{\Delta z}\right]=\left[\frac{[q_3]_z^{t+}+[q_3]_{z+}^{t+}+[q_3]_z^{t}+[q_3]_{z+}^{t}}{4}\right] \qquad 4.13$$

Onde λ, γ e β são chamados de fatores de média (*averaging factors*). Para usar médias centradas, esses fatores devem ser igual a 0.5 e para médias avançadas, devem ser iguais a 1. Nickens (1987) relata que o uso de médias centradas ($\lambda = 0.5$) nas equações da conservação da massa resulta em problemas numéricos e o uso de médias centradas ($\beta = 0.5$) na equação do balanço da quantidade de movimento resulta em oscilações na pressão. Esses problemas foram verificados também no algoritmo desenvolvido, portanto no algoritmo atual estão sendo usados os valores sugeridos por este autor: $\lambda = 1$, $\gamma = 0.5$ e $\beta = 1$. O autor também afirma que os parâmetros de interesse estudados com o simulador (ex.: pressão na superfície, vazão de fluidos) são relativamente insensíveis a esses parâmetros.

Capítulo 5

Aplicação da Modelagem Matemática

A modelagem matemática apresentada no Capítulo 4 foi aplicada no desenvolvimento de um simulador de *kicks*. O simulador desenvolvido simula a entrada de um *kick* de gás durante a perfuração de um poço, a detecção deste *kick* e o controle do poço com a aplicação do Método do Sondador ou do Método do Engenheiro, com a pressão no fundo do poço constante.

5.1. Descrição do Evento Simulado

A condição inicial do poço representa uma situação normal de perfuração, onde não há gás no poço e o fluido de perfuração é circulado com vazão constante. Após um determinado período de perfuração, definido pelo usuário, uma formação com pressão acima daquela exercida pelo fluido de perfuração é atingida e o gás começa a entrar no poço. A pressão da formação é calculada pela Equação 5.1.

$$p_{formação} = SIDPP + \rho_l gD \qquad 5.1$$

A vazão com que o gás entra no poço é calculada a partir das características da formação, definidas pelo usuário, e do diferencial de pressão entre a formação e a pressão exercida pelo fluido de perfuração no interior do poço. Com a contínua entrada de gás no poço, e conseqüente contaminação do fluido de perfuração, a pressão no interior do poço diminui e a vazão de gás aumenta.

Com a entrada de gás no poço, o volume do sistema aumenta e um incremento no volume nos tanques de fluido de perfuração é observado. O volume mínimo a ser detectado é definido pelo usuário e, quando este volume de gás entra no poço, as bombas são desligadas e o poço é fechado. O usuário pode definir um atraso entre a detecção do *kick* e o efetivo fechamento do poço. Neste intervalo de tempo o gás continua entrando no poço, com as bombas ligadas na vazão de perfuração.

Quando o poço é fechado, as pressões começam a aumentar, devido a entrada de mais gás no poço, até que a pressão no interior do poço se iguale a pressão da formação e o influxo cessa. Neste instante as pressões se estabilizam e começam a aumentar mais lentamente devido à migração do gás no fluido de perfuração.

Após a estabilização das pressões, um método de controle de poço é aplicado (Método do Sondador ou Método do Engenheiro). A partir deste instante inicia-se a circulação do gás, com uma vazão de bombeio constante e mantendo-se a pressão no fundo do poço constante e ligeiramente acima da pressão da formação que originou o *kick*. A pressão na superfície é calculada pela pressão do fundo do poço menos a pressão hidrostática exercida pelos fluidos do poço (gás + fluido de perfuração) e as perdas de carga por fricção ao longo do poço. Se durante a circulação as perdas de carga por ficção no sistema forem muito elevadas, pode não ser possível manter a pressão no fundo constante. Neste caso, a pressão na superfície passa ser igual à pressão atmosférica e a pressão no fundo é calculada pela soma da pressão hidrostática exercida pelos fluidos do poço com as perdas de carga por fricção no sistema.

5.2. Condições de Contorno

Durante a simulação, quatro diferentes situações são representadas: perfuração normal, perfuração com influxo de gás, fechamento do poço até estabilização das pressões e circulação do gás. Para cada uma destas situações temos um conjunto de condições de contorno diferentes, conforme descrito a seguir.

5.2.1. Perfuração Normal

Durante a perfuração normal, o fluido de perfuração é bombeado com vazão constante e conhecida e a velocidade do líquido na entrada do poço é calculada pela Equação 5.2. A pressão na superfície é mantida constante e igual à pressão atmosférica.

$$v_{l_e} = \frac{\dot{Q}_l}{\pi\left(d_e^{\,2} - d_i^{\,2}\right)/4} \qquad 5.2$$

5.2.2. Entrada do Gás no Poço

Durante a entrada do gás, o fluido de perfuração é bombeado com vazão constante e conhecida e a velocidade do líquido na entrada do poço é calculada pela Equação 5.2. A pressão na superfície é mantida constante e igual à pressão atmosférica. A vazão de entrada do gás é determinada pela equação do fluxo radial permanente em meios porosos para fluidos compressíveis, descrita na Equação 5.3 (Rosa, Carvalho e Xavier, 2006).

$$q_{g_e} = \frac{2\pi K_{res} H_{res}\left(P_{formação}^{\;2} - P_{fundo}^{\;2}\right)}{2\mu_g \ln\left(d_{res}/d_e\right)\overline{p}} \qquad 5.3$$

Considerando que a pressão média pode ser calculada por:

$$\overline{p} = \frac{\left(P_{formação} + P_{fundo}\right)}{2} \qquad 5.4$$

Obtém-se que:

$$q_{g_e} = \frac{2\pi K_{res} H_{res} \left(P_{formação} - P_{fundo}\right)}{\mu_g \ln\left(d_{res}/d_e\right)} \qquad 5.5$$

Portando, a velocidade de entrada do gás no poço é calculada pela Equação 5.6.

$$v_{g_e} = \frac{2\pi K_{res} H_{res} \left(P_{formação} - P_{fundo}\right)}{\mu_g \ln\left(d_{res}/d_e\right)} \frac{1}{\pi\left(d_e^{\,2} - d_i^{\,2}\right)/4} \qquad 5.6$$

5.2.3. Fechamento do Poço

Enquanto o poço está fechado, a velocidade de entrada de líquido é zero, a velocidade de entrada do gás no poço é calculada pela Equação 5.6 e as velocidades de saída de líquido e gás são iguais a zero.

5.2.4. Circulação do Gás

Durante a circulação do gás, o fluido de perfuração é bombeado com vazão constante e conhecida e a velocidade do líquido na entrada do poço é calculada pela Equação 5.2. A velocidade de entrada do gás no poço é igual a zero e a pressão no fundo do poço é mantida constante e ligeiramente superior a pressão da formação.

5.3. Organização Básica do Simulador

O simulador faz a leitura de um arquivo gerado pelo usuário contendo os dados de entrada e efetua a simulação do *kick* conforme o algoritmo apresentado no Apêndice C. Durante a simulação o programa resolve o sistema de equações apresentado no Capítulo 4 para cada ponto da malha. O algoritmo utilizado na solução do sistema de equações do modelo pode ser resumido nas seguintes etapas:

1. Estimar que $\left[\rho_g\right]_{z+}^{t+} = \left[\rho_g\right]_{z+}^{t}$;

2. Estimar $\left[\alpha_g\right]_{z+}^{t+}$ e $\left[v_g\right]_{z+}^{t+}$ e calcular os valores de C_0 e v_S;

3. Calcular $\left[\alpha_g\right]_{z+}^{t+}$ e $\left[v_g\right]_{z+}^{t+}$ resolvendo as Equações A.12 e A.13 (utilizando Newton-Rapson) com o valor atual de $\left[\rho_g\right]_{z+}^{t+}$ e recalculando os valores de C_0 e v_S;

4. Calcular o valor da perda de carga por fricção;

5. Calcular $\left[\rho_g\right]_{z+}^{t+}$ com a Equação A.14 usando os valores de $\left[\alpha_g\right]_{z+}^{t+}$ e $\left[v_g\right]_{z+}^{t+}$ obtidos no passo 3;

6. Comparar o valor estimado de $\left[\rho_g\right]_{z+}^{t+}$ com o valor calculado no passo 5. Se os valores convergirem, passe para o passo 7. Senão volte ao passo 3;

7. Calcular p através da Equação 4.8;

8. Calcular $\left[w_1\right]_{z+}^{t+}$, $\left[w_2\right]_{z+}^{t+}$, $\left[w_3\right]_{z+}^{t+}$, $\left[f_1\right]_{z+}^{t+}$, $\left[f_2\right]_{z+}^{t+}$, $\left[f_3{}^*\right]_{z+}^{t+}$ e $\left[q_3\right]_{z+}^{t+}$.

Capítulo 6

Resultados

Neste capitulo serão apresentados alguns resultados obtidos a partir de simulações realizadas com o simulador se *kicks* proposto. Serão apresentadas as evoluções do modelo, comparações dos resultados obtidos com outros simuladores existentes; comparações com dados experimentais; e também uma análise dos principais parâmetros que afetam o perfil de pressões no anular.

As simulações foram feitas tomando-se um poço vertical terrestre e um poço vertical marítimo como casos bases. Os esquemas dos poços são apresentados na Figura 6.1, e os parâmetros de entrada são listados na Tabela 6.1.

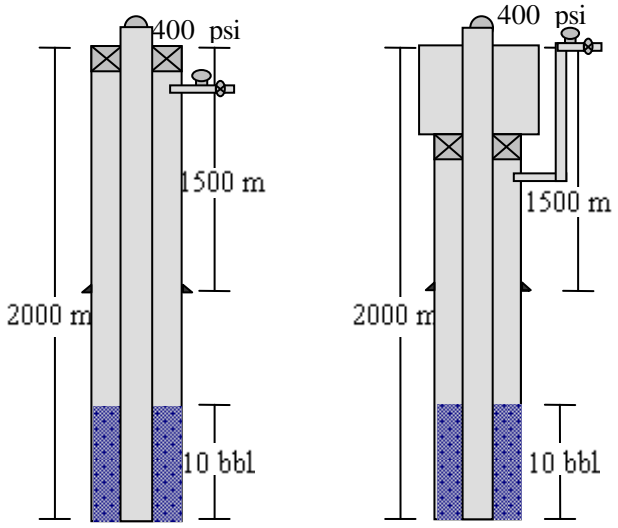

Figura 6.1 – Casos Bases

Tabela 6.1 – Dados de entrada para os casos base utilizado nas simulações

Parâmetro	Valor	Unidade
Profundidade do Poço	2000	m
Espessura da Lâmina de Água	0	m
Profundidade da Sapata	1500	m
Vazão do Fluido de Perfuração na Perfuração	450	gal/min
Vazão do Fluido de Perfuração na Circulação	200	gal/min
Diâmetro do Poço	8	pol
Diâmetro da Coluna de Perfuração	5	pol
Diâmetro Interno da Linha do *Choke*	3	pol
Diâmetro Interno do *Riser*	21	pol
Volume para Detecção do Gás	10	bbl
SIDPP	400	psi
Densidade do Fluido de Perfuração	10	lbm/gal
Viscosidade do Fluido de Perfuração	35	cP
Massa Molecular do Gás	0.016	Kg/mol
Temperatura na Superfície	27	˚C
Gradiente Geotérmico	0.025	˚C/m
Permeabilidade do Reservatório	150	mD
Altura do Reservatório	1	m
Raio do Reservatório	500	m
Tempo de Perfuração Normal	100	seg
Tempo de Fechamento do Poço	60	seg
Incremento de Tempo	10	seg
Incremento Espacial	10	m

6.1. Evolução do Modelo Proposto

A Tabela 6.2 mostra a evolução do modelo proposto, com a incorporação de diversos efeitos físicos ao modelo, como o deslizamento entre as fases, as perdas de carga por fricção, o fator de compressibilidade do gás e o acoplamento do poço com o reservatório. Todos os modelos são capazes de simular poços inclinados, pois a única alteração é o ângulo de inclinação do poço, que é um dado de entrada.

Tabela 6.2 – Evolução do Modelo Proposto

Efeito / Modelo	Perdas de Carga por Fricção	Deslizamento Entre as Fases	Gás Real	Poços Marítimos	Acoplamento com o Reservatório	Poços Inclinados
Modelo 1						X
Modelo 2	X					X
Modelo 3	X	X				X
Modelo 4	X	X	X			X
Modelo 5	X	X	X	X		X
Modelo Atual	X	X	X	X	X	X

A Figura 6.2 e a Figura 6.3 ilustram a evolução do modelo proposto para o poços verticais ilustrados na Figura 6.1 (casos base). Nas simulações dos Modelos 1, 2 e 3 e 4 foi usado o caso base de poço terrestre e as simulações dos Modelos 5 e Atual foi simulado um *kick* em um poço marítimo com 200 m de profundidade de água e mesma profundidade total (2000 m). Para os Modelos 1, 2, 3, 4 e 5 o instante inicial da simulação é o instante de tempo imediatamente anterior ao início da circulação do gás e no Modelo Atual o instante inicial da simulação é dois minutos antes do início da entrada do gás no poço (tempo com perfuração normal).

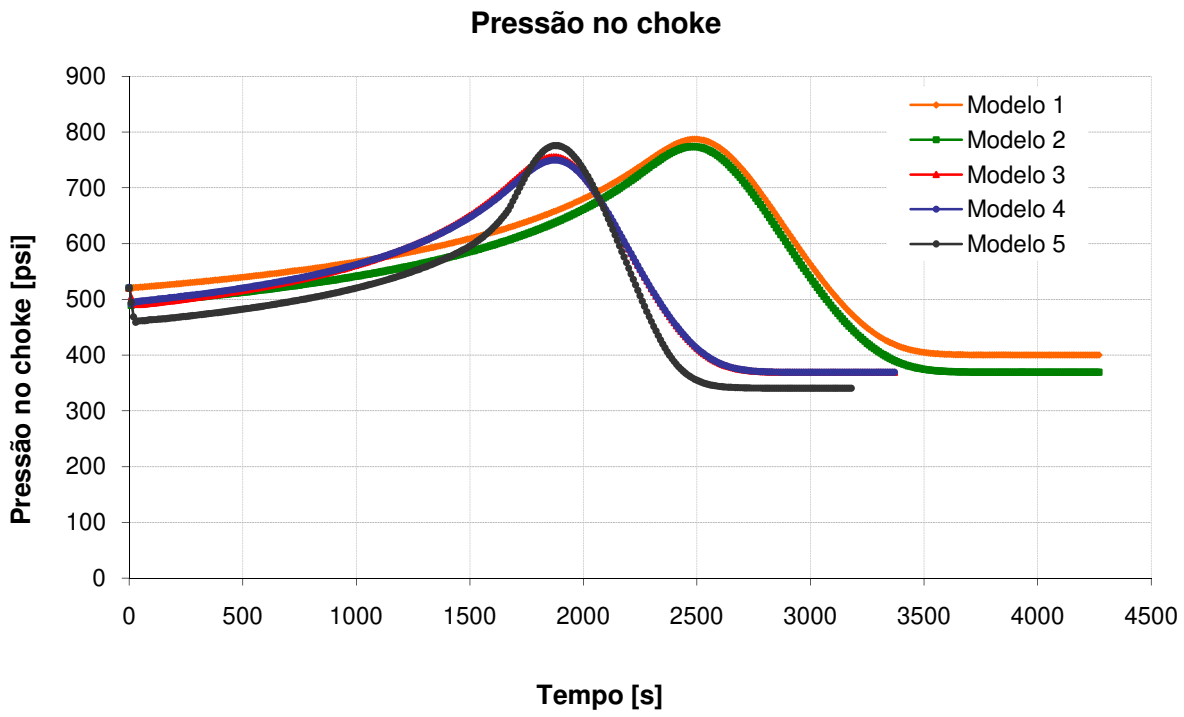

Figura 6.2 – Evolução do modelo proposto – pressão no *choke*

Observa-se na Figura 6.2 que a pressão no *choke* diminui com a incorporação das perdas de carga por fricção. A incorporação do deslizamento entre as fases diminui o tempo total de circulação, devido a uma maior velocidade de migração do gás. A incorporação do fator de compressibilidade do gás não tem muito efeito sobre a pressão no *choke*, pois os valores de pressão são relativamente baixos e o fator de compressibilidade se mantém próximo de 1. Observa-se também que o pico da pressão no *choke* no poço marítimo atinge um valor mais elevado do que nos poços terrestres devido à redução de área na linha do *choke*, o que resulta em um maior comprimento da zona bifásica e conseqüentemente uma menor pressão hidrostática no interior do poço. A pressão no final da circulação é menor para o poço marítimo devido às maiores perdas de carga por fricção no sistema.

A Figura 6.3 e a Figura 6.4 mostram a incorporação do acoplamento do poço com o reservatório no modelo proposto, para o caso base de poço terrestre. Observa-se que durante a entrada o gás até o volume de detecção do *kick*, a pressão no *choke* se mantém constante e igual à pressão atmosférica, pois o poço está aberto. A pressão no fundo do poço diminui, pois com o gás entrando no poço a pressão hidrostática no interior do poço diminui. Após a detecção do *kick*, o

poço é fechado e as pressões em todos os pontos do poço aumentam até a pressão no fundo do poço igualar-se à pressão da formação, quando então a entrada de gás no poço é finalizada. Neste instante a pressão lida no manômetro do *choke* é o valor de SICP (s*hut-in casing pressure*).

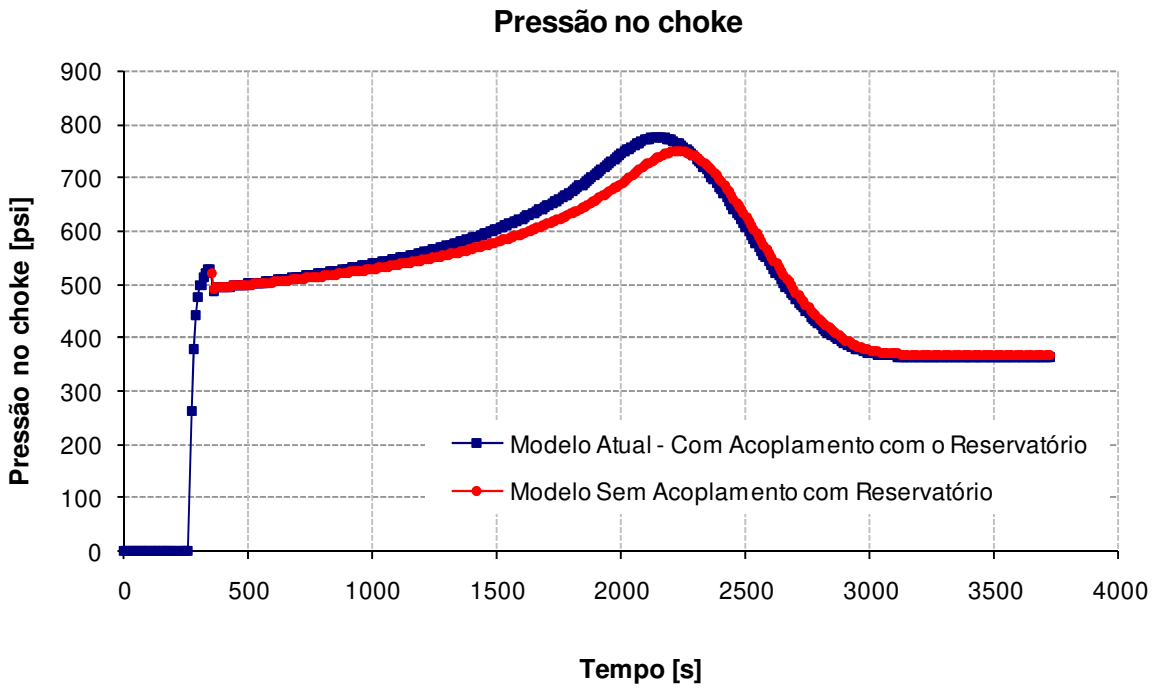

Figura 6.3 – Evolução do modelo proposto – pressão no *choke*

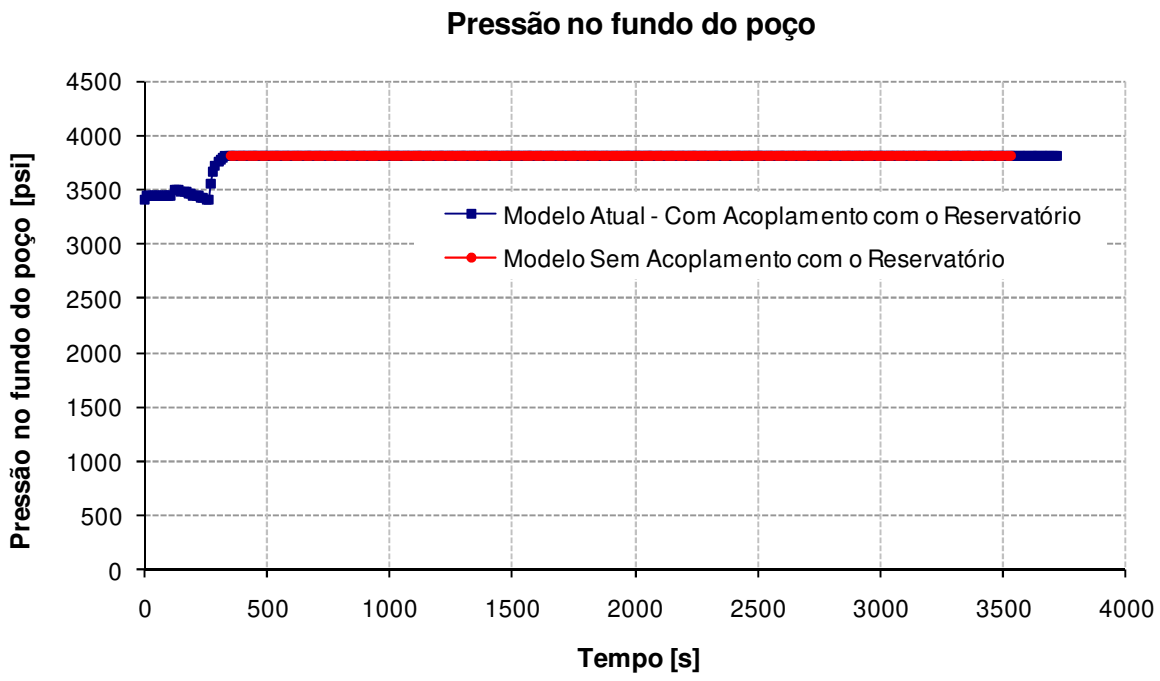

Figura 6.4 – Evolução do modelo proposto – pressão no fundo do poço

6.2. Comparação com Outros Simuladores

Uma comparação entre os resultados obtidos com o simulador desenvolvido e o simulador semi-analítico *Unikick*, desenvolvido na Unicamp, em parceria com a Petrobras (Santos, Mendes e Ribeiro, 2003) foi realizada. Os resultados apresentados mostram apenas a circulação do gás do interior do poço, pois o modelo do *Unikick* não contempla o acoplamento do poço com o reservatório.

A Figura 6.5 mostra a pressão no c*hoke* ao longo do tempo, para o caso base proposto, ilustrado na Figura 6.1. Pode-se observar que o comportamento das pressões para os dois simuladores é bem próximo.

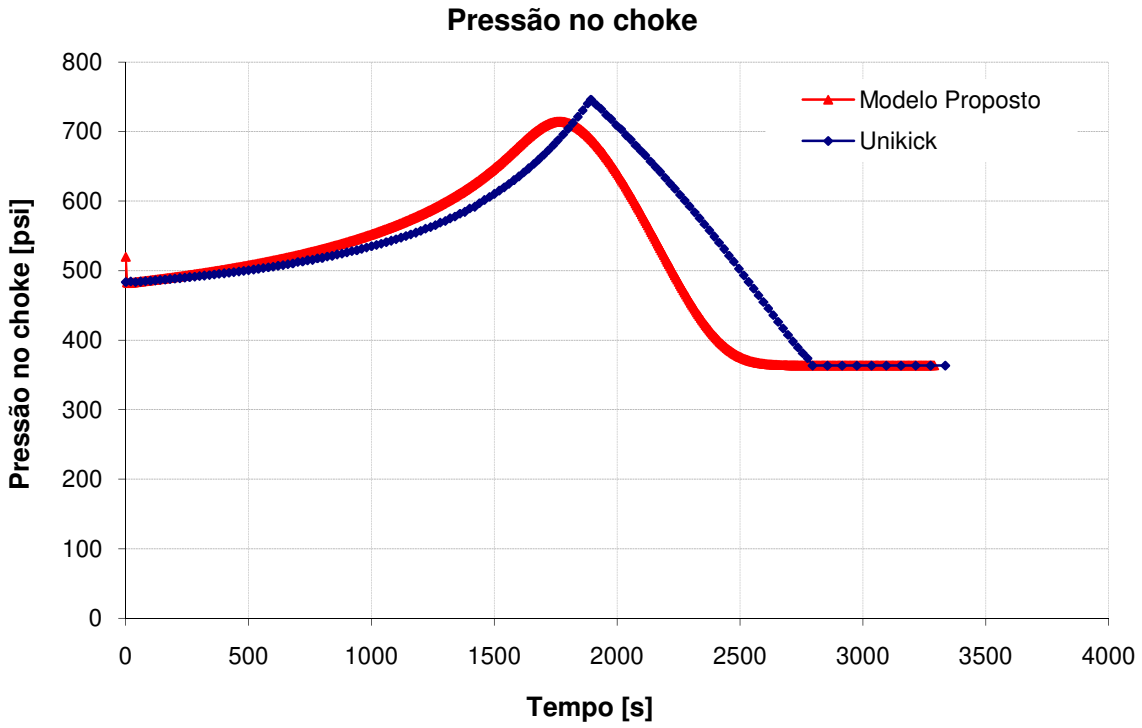

Figura 6.5 – Comparação da pressão no *choke* do modelo proposto com o *Unikick*

A Figura 6.6 mostra o *pit gain* (volume ganho nos tanques de fluido de perfuração) ao longo do tempo, para os dois simuladores. Observa-se que o comportamento dos dois simuladores também é semelhante para esta variável.

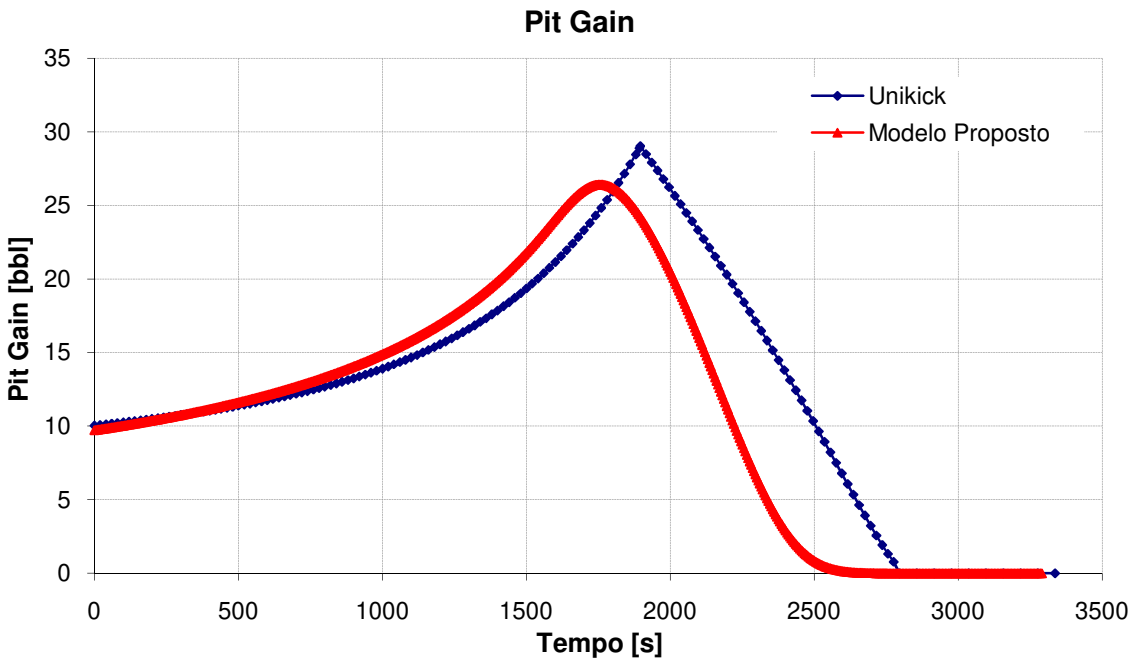

Figura 6.6 – Comparação do *Pit Gain* do modelo proposto com o *Unikick*

A Figura 6.7 mostra a vazão de gás, em condições standard, ao longo do tempo para os dois simuladores. Observa-se que o comportamento dos dois simuladores para esta variável é um pouco diferente. Esta diferença deve-se às diferentes modelagens da região bifásica, pois o modelo proposto considera uma distribuição da fração de vazio ao longo da região bifásica e o modelo do *Unikick* considera uma fração de vazio uniforme para toda a zona bifásica. Essa diferença é ilustrada na Figura 6.8, que mostra a distribuição da fração de vazio ao longo do poço para os dois simuladores após 1000 segundos de circulação.

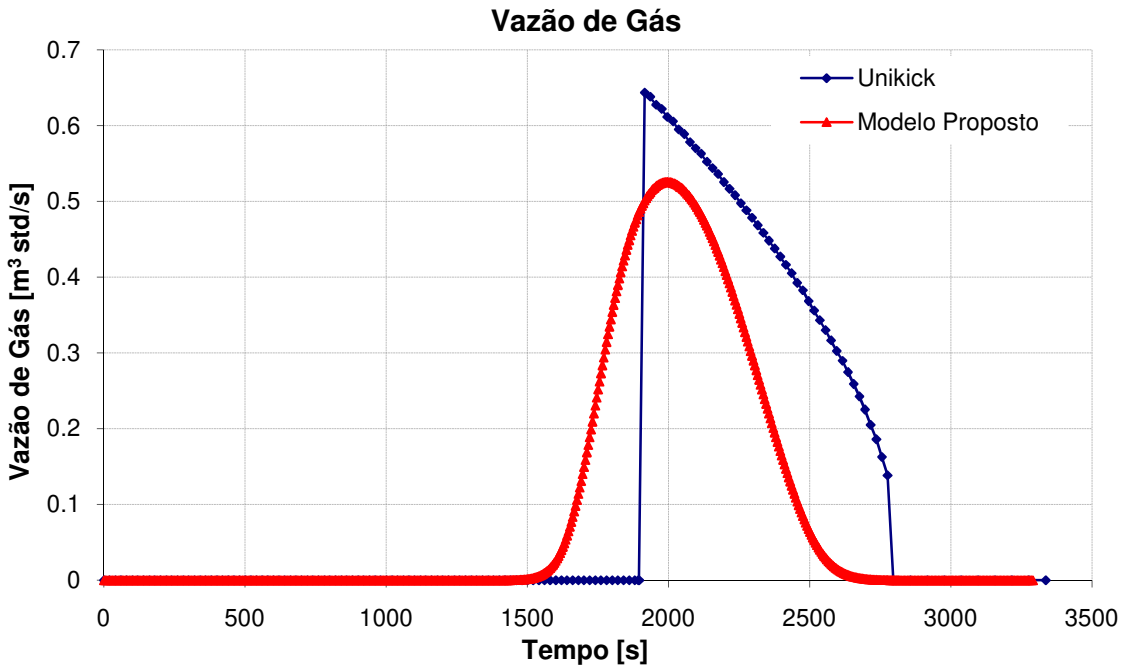

Figura 6.7 – Comparação da vazão de gás do modelo proposto com o *Unikick*

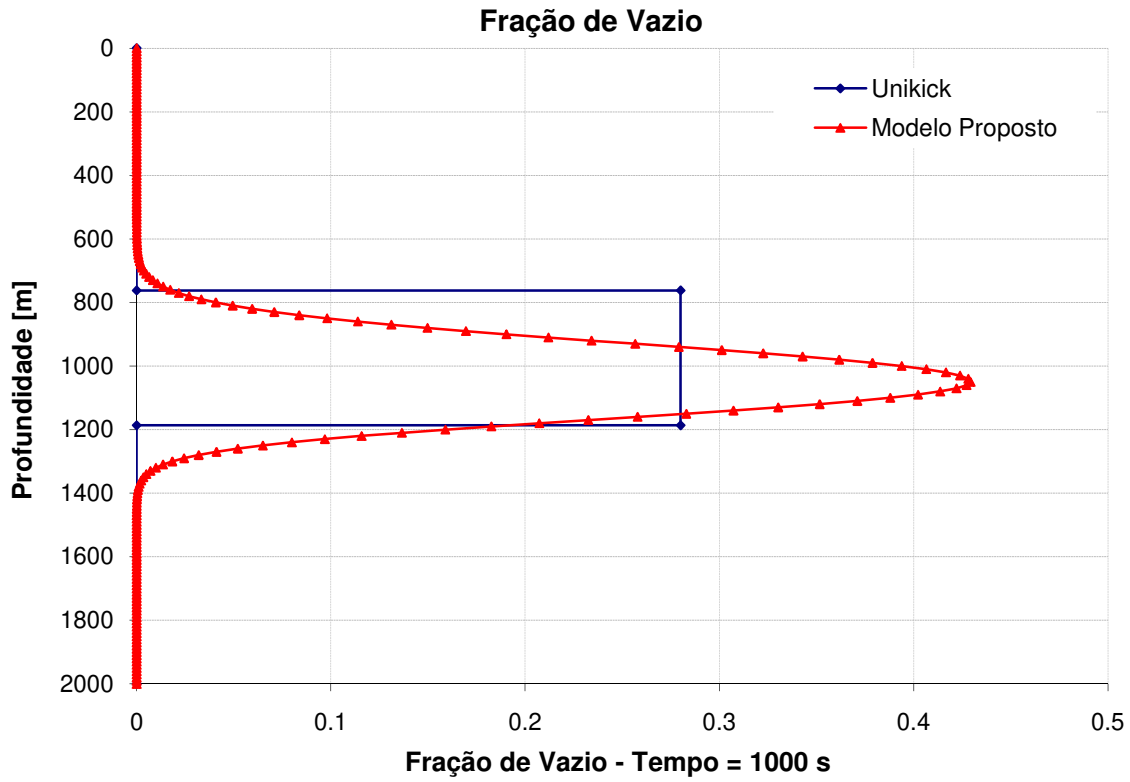

Figura 6.8 – Comparação do comportamento da fração de vazio do modelo proposto com o *Unikick*

Os parâmetros da Tabela 6.1 foram usados na simulação de um *kick* em um poço horizontal terrestre, com 3000 m de profundidade medida, 2000 m de profundidade vertical e com taxa de ganho de ângulo de 4.9°/ 30 m. A Figura 6.9 mostra os resultados para o modelo proposto e para o *Unikick*. Observa-se que os resultados são semelhantes para os dois simuladores.

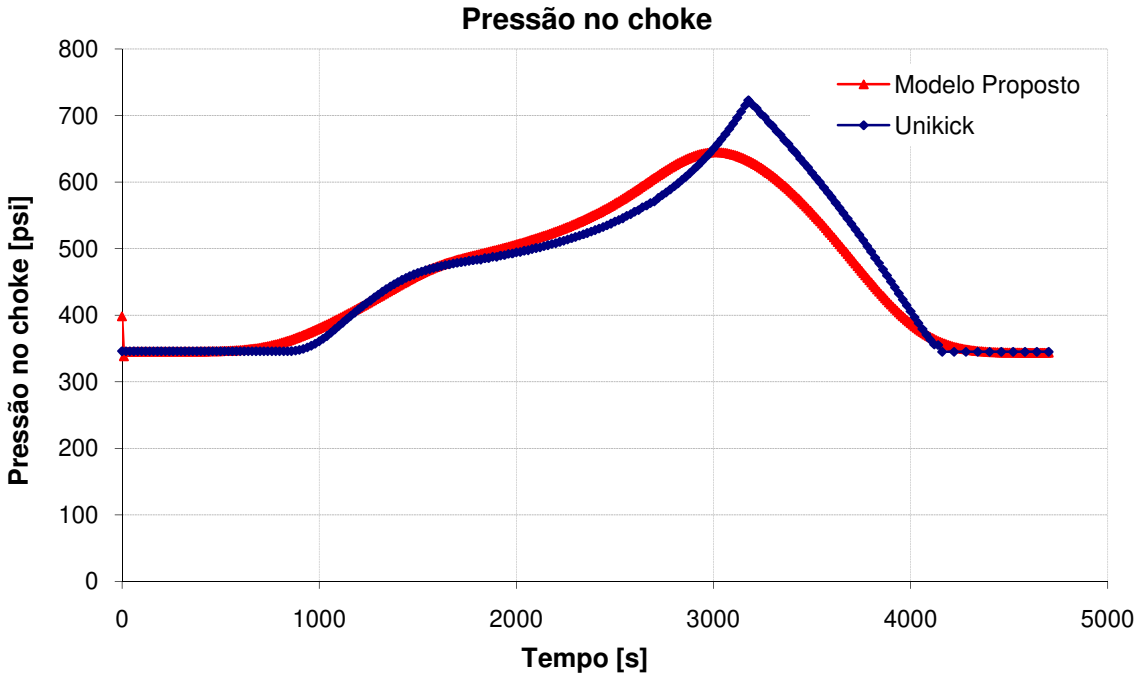

Figura 6.9 – Comparação da pressão no *choke* do modelo proposto com o *Unikick*

Um *kick* em um poço marítimo, com 2000 m de profundidade de água e 4000 m de profundidade total foi simulado no modelo proposto, no Unikick e no DrillBench® Kick da ScandPower. A modelagem matemática do software DrillBench® foi desenvolvida para predizer o comportamento de *kicks* em poços horizontais, em água profundas e ultra profundas e condições de alta pressão e temperatura, em fluidos base água e base sintética, considerando o acoplamento do poço com o reservatório. A Figura 6.10 mostra a comparação entre os resultados dos três simuladores.

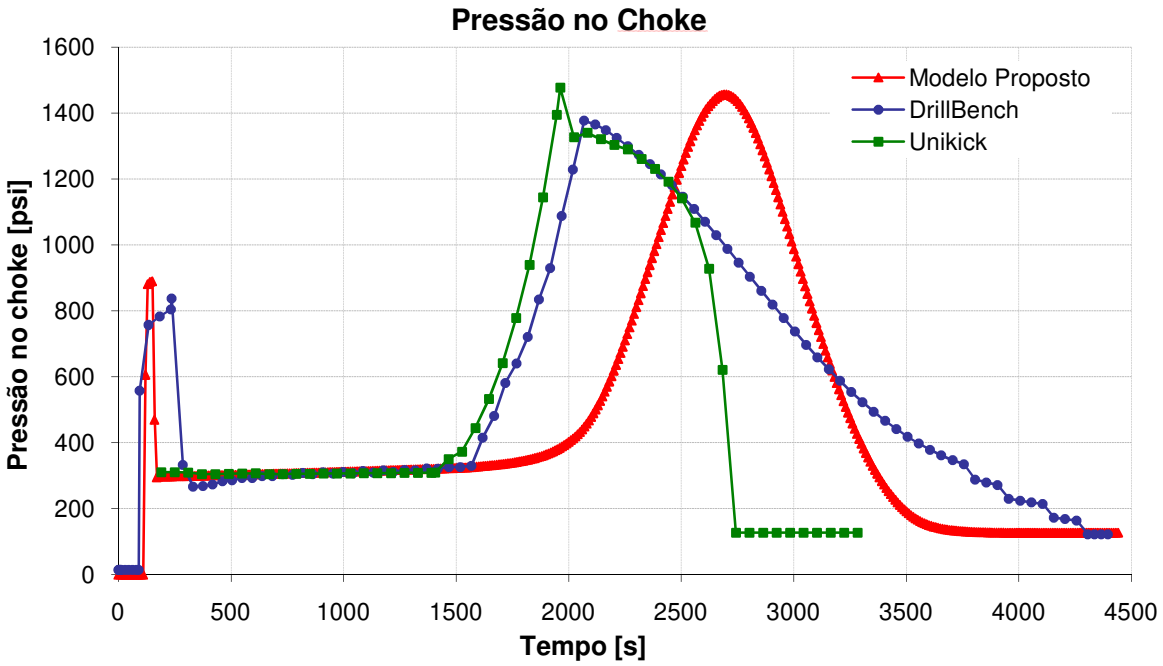

Figura 6.10 – Comparação da pressão no *choke* do modelo proposto com outros simuladores

6.1. Análise das Variáveis de Saída

Nesta seção será mostrada uma análise das diferentes variáveis de saída geradas pelo simulador para o caso base de poço marítimo, utilizando o Método do Sondador.

A Figura 6.11 mostra a pressão no *choke* durante a circulação. Observa-se que a pressão inicialmente é igual a zero, pois o poço está aberto. Após a detecção do *kick* o poço é fechado e a pressão começa a subir até o valor de SICP, que neste caso é igual a 600 psi. Após a estabilização do poço o gás começa a ser circulado e observa-se uma queda na pressão devido às perdas de carga por ficção que começam a atuar no sistema. A pressão no *choke* começa então a aumentar devido à expansão do gás e redução da pressão hidrostática no poço, observa-se que após 1000 segundos de simulação a pressão aumenta mais rapidamente devido à entrada do gás na linha de *choke*, cuja área é menor do que a área do anular, causando o aumento do comprimento da zona contaminada por gás. Após 1500 segundos de simulação a pressão começa a diminuir, pois com a saída do gás do poço a pressão hidrostática começa a aumentar. Após 4000 segundos de simulação o fluido adensado começa a entrar no anular e a pressão diminui, pois a pressão

hidrostática começa a aumentar novamente. Após 4500 segundos a pressão no *choke* passa a ser igual à pressão atmosférica, pois a válvula do *choke* está totalmente aberta e não é mais possível manter a pressão no fundo constante. A circulação termina quando o fluido adensado chega na superfície.

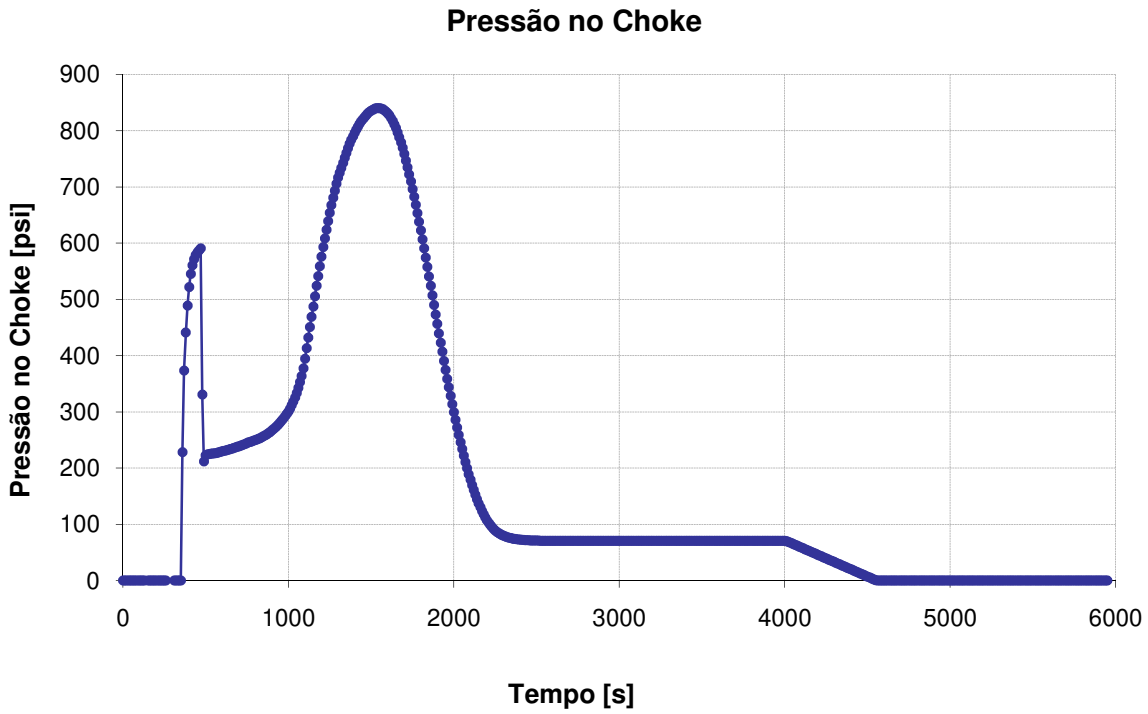

Figura 6.11 – Pressão no *choke* – Caso base

A Figura 6.12 mostra a pressão no fundo do poço durante o controle do poço. Inicialmente a pressão no fundo é constante e igual à pressão hidrostática do fluido mais as perdas de carga por fricção ao longo do poço. Ao atingir-se a formação portadora de gás, a pressão aumenta devido ao aumento das perdas de carga por fricção, pois a velocidade do fluido aumenta devido ao início da entrada do gás, conforme apresentado na Figura 6.13. A pressão começa então a diminuir devido à redução na pressão hidrostática causada pela entrada do gás no poço. Após o fechamento do poço a pressão começa a subir até se igualar a pressão da formação, quando o gás pára de entrar no poço. A partir deste instante inicia-se a circulação, mantendo-se a pressão constante até o ponto em que o *choke* está todo aberto e a pressão começa a subir devido ao aumento da pressão hidrostática causado pela entrada do fluido adensado no poço. Em 5500

segundos a curva apresenta uma mudança no comportamento devido à chegada do fluido adensado na linha do *choke*, aumentando as perdas de carga por fricção.

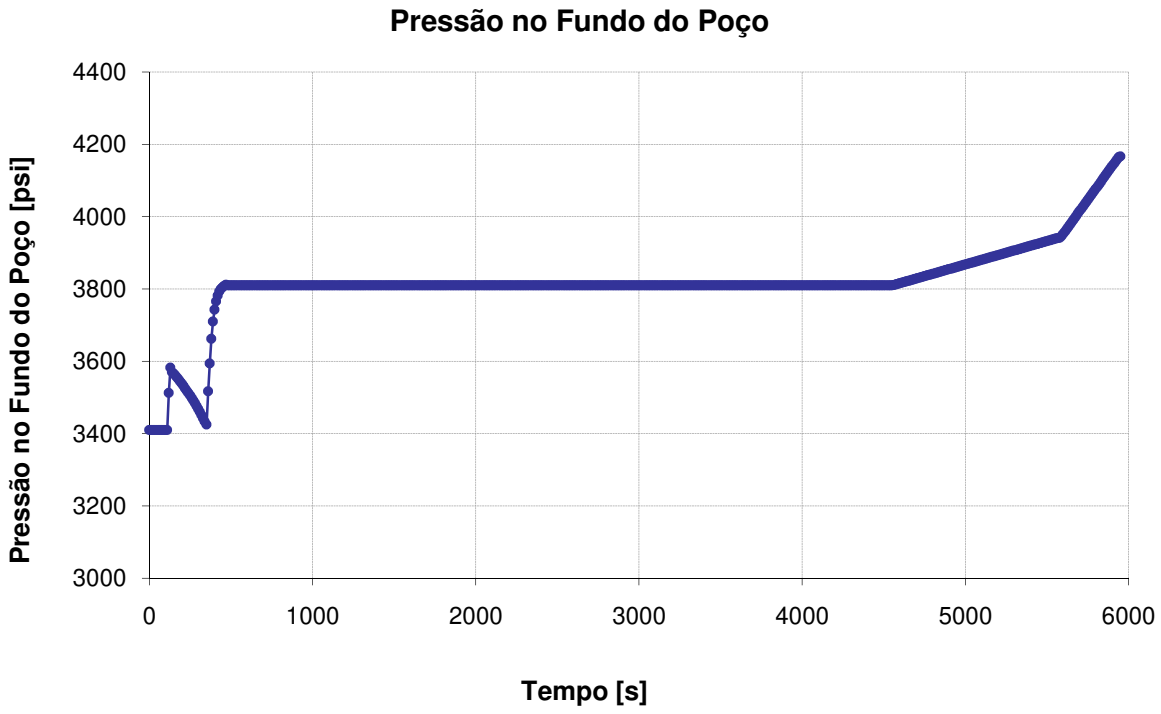

Figura 6.12 – Pressão no fundo do poço – Caso base

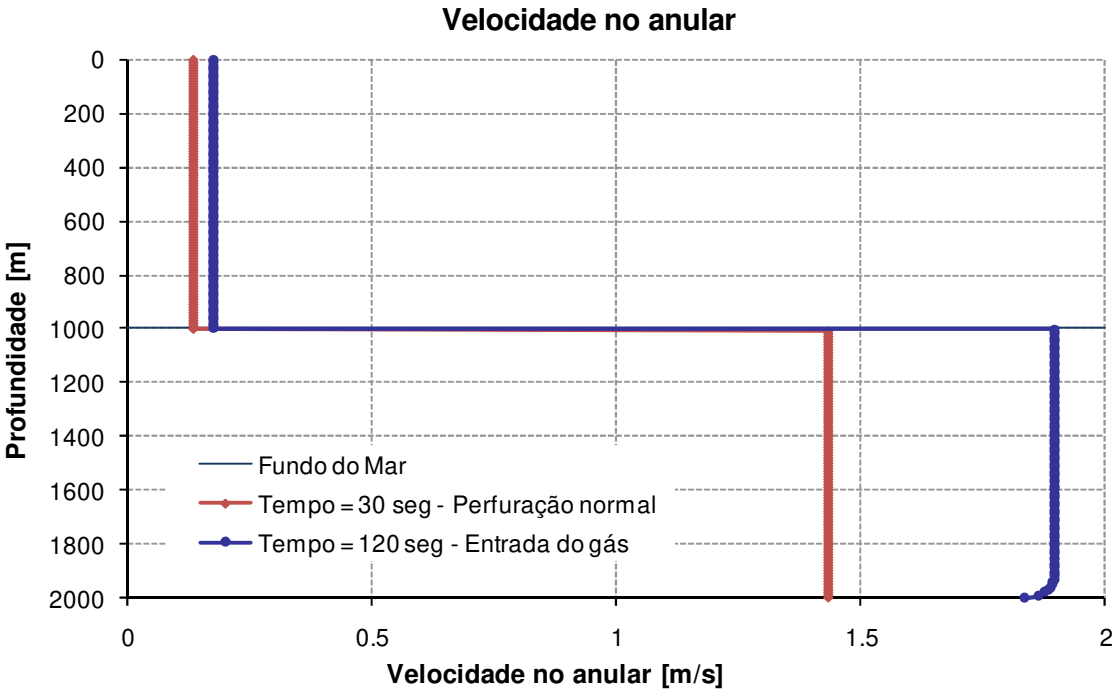

Figura 6.13 – Velocidade do fluido no anular – Caso base

A Figura 6.14 mostra a curva da pressão na sapata do revestimento. A análise desta variável é importante, pois este é considerado o ponto mais fraco do poço e se a pressão neste ponto ultrapassar a pressão de fratura da formação durante a circulação do gás pode-se gerar uma situação de *underground blowout*, com conseqüente perda de controle do poço. A pressão na sapata no início da simulação é constante e aumenta após o início da entrada do gás devido ao aumento das perdas de carga por fricção e mantém-se aproximadamente constante até o tempo de simulação igual 250 segundos, pois ainda não há gás acima da sapata. Após este instante a pressão começa a diminuir devido à presença de gás acima da sapata, conforme mostrado na Figura 6.15. Durante o fechamento a pressão aumenta devido à entrada de gás no poço fechado até o instante de estabilizações das pressões. No início da circulação a pressão começa a diminuir, pois a pressão hidrostática abaixo da sapata aumenta devido à entrada do fluido de perfuração no poço. Após todo o gás passar a sapata (tempo = 1250 segundos) a pressão permanece constante até a entrada do fluido adensado no anular, quando a pressão começa a diminuir devido ao aumento da hidrostática abaixo da sapata. Após todo anular abaixo da sapata ser preenchido pelo fluido adensado a pressão permanece constante até o ponto em que o *choke* está todo aberto e a pressão começa a subir devido ao aumento da pressão hidrostática causado pela entrada do fluido

adensado no poço. Em 5500 segundos a curva apresenta uma mudança no comportamento devido à chegada do fluido adensado na linha do *choke*, aumentando as perdas de carga por fricção.

Observa-se que no final da circulação a pressão na sapata ultrapassa a pressão de fratura (considerada igual a 12,4 ppg). A simulação deste caso mostra-se importante, pois indica que se o caso fosse real algumas ações deveriam ser implementadas para evitar a fratura da formação.

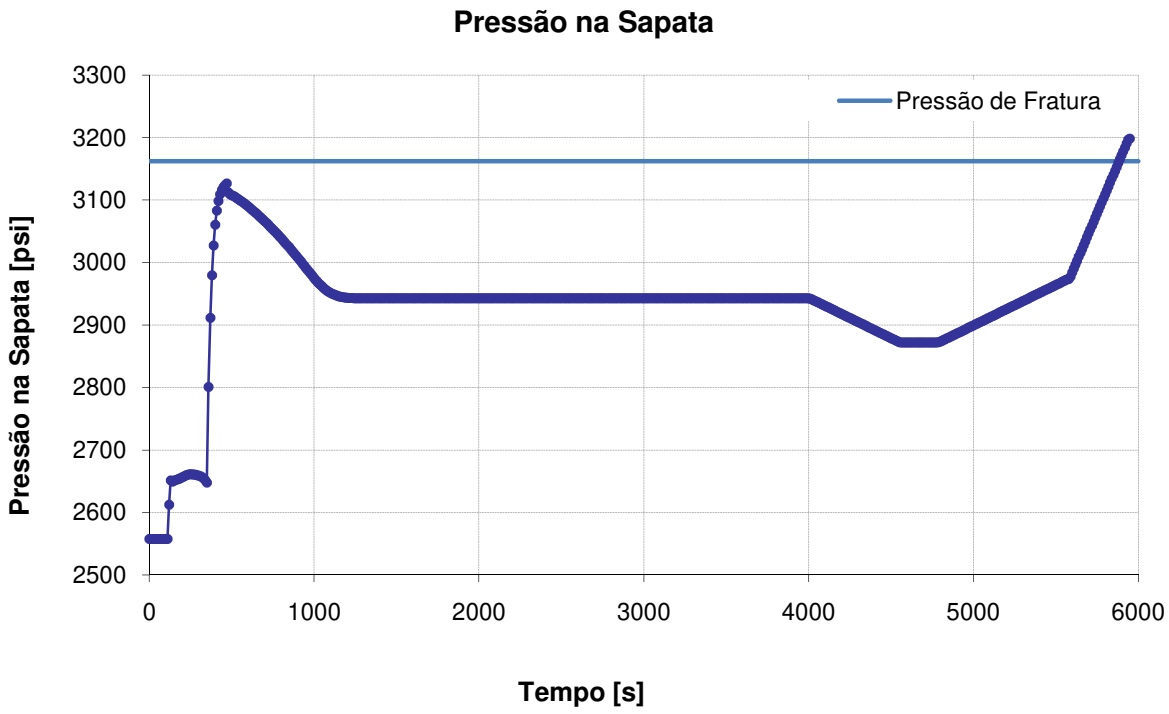

Figura 6.14 – Pressão na sapata – Caso base

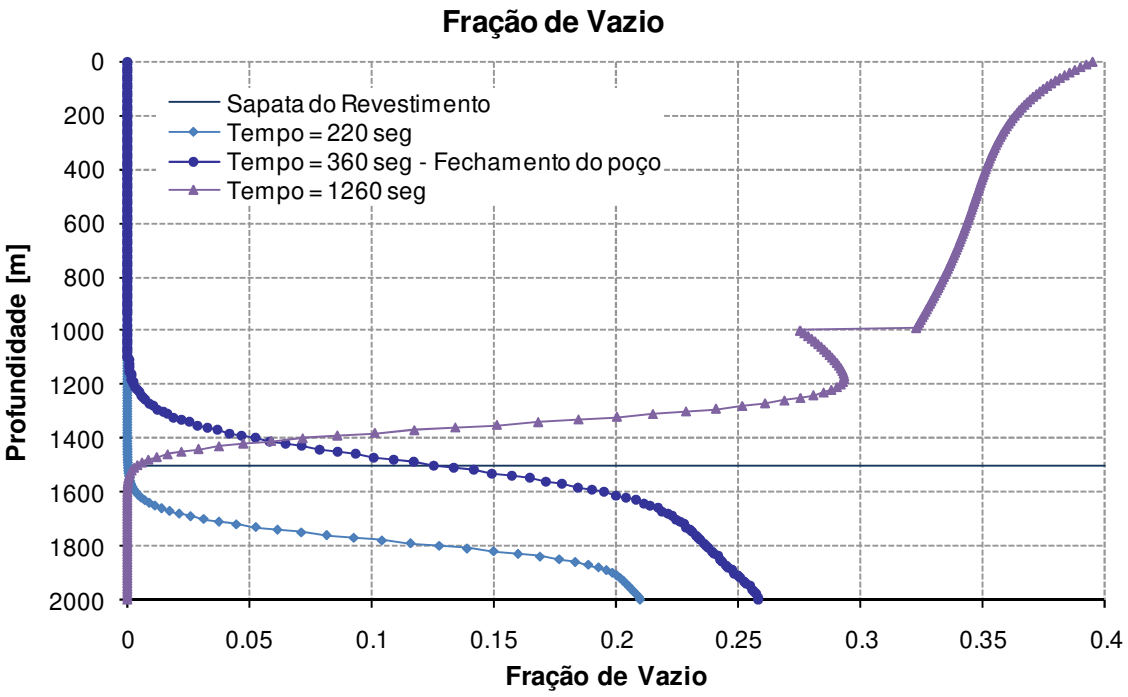

Figura 6.15 – Fração de Vazio – Caso base

A Figura 6.16 mostra a evolução da variação do volume de fluido nos tanques. Observa-se que a partir da entrada do gás o volume começa a aumentar até o volume de detecção (10 bbl) e continua a aumentar até o fechamento do poço (atraso de 60 segundos). Enquanto o poço está fechado o volume permanece constante e após o início da circulação começa a aumentar devido à expansão do gás. Após 1200 segundos o volume começa a diminuir devido à saída do gás do poço. Quando todo o gás é removido do poço (fim da 1ª circulação aos 2350 segundos) o volume nos tanques mantém-se constante.

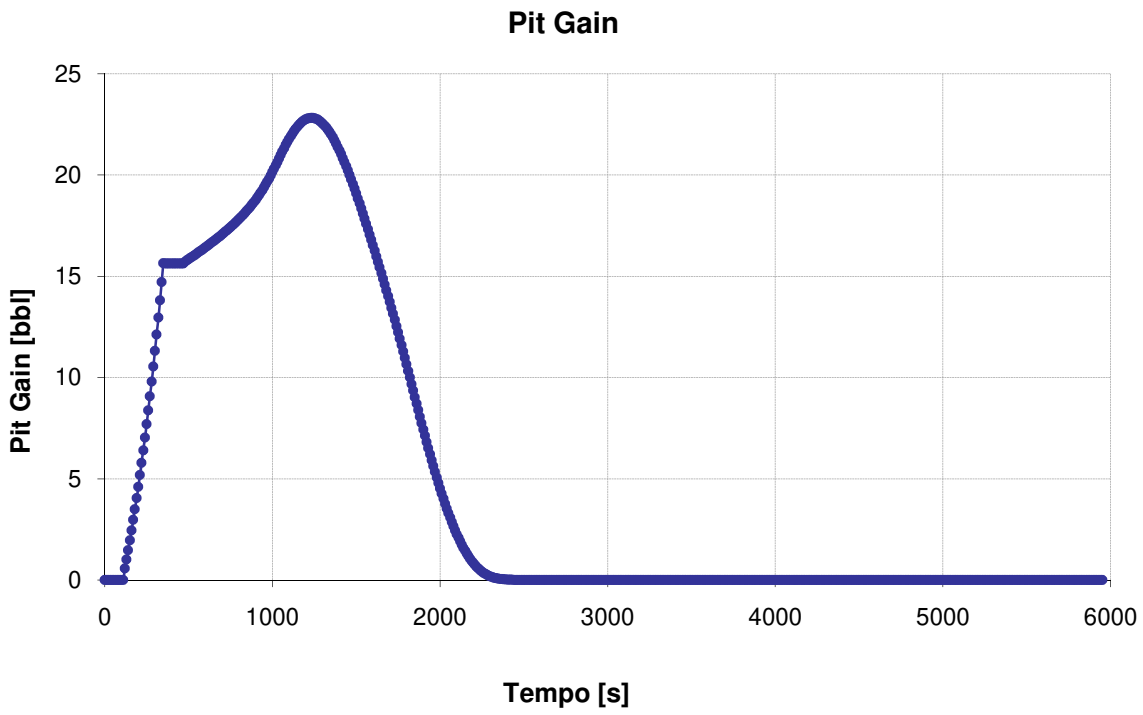

Figura 6.16 – Volume ganho nos tanques – Caso base

A Figura 6.17 mostra a vazão de entrada de gás no poço. Observa-se que a vazão aumenta durante a entrada do gás com o poço aberto devido à redução da pressão no fundo do poço. Quando o poço é fechado a vazão começa a diminuir devido ao aumento da pressão no fundo do poço e quando a pressão no poço atinge o valor da pressão da formação o influxo cessa e a vazão passa a ser nula.

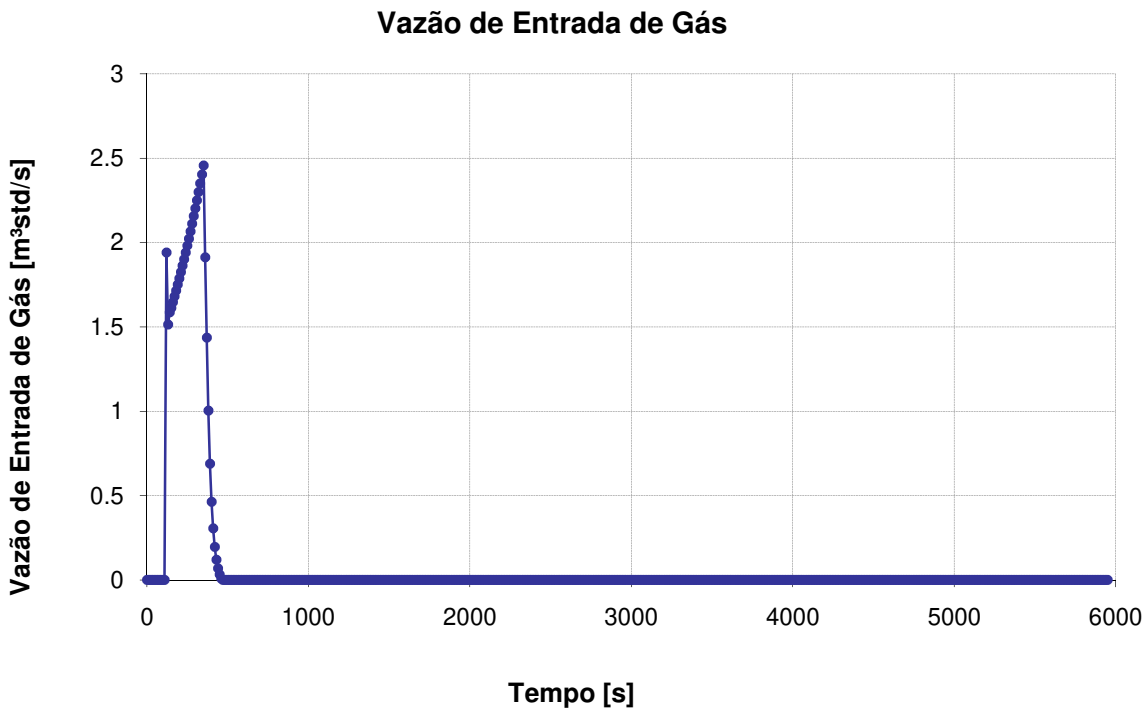

Figura 6.17 – Vazão de entrada do gás – Caso base

A Figura 6.18 mostra a vazão de saída do gás do poço. Observa-se o aumento da vazão quando o topo da zona bifásica chega à superfície. A vazão continua aumentando até o centro da zona bifásica atingir a superfície e então começa a diminuir quando o restante da zona bifásica atinge a superfície. Este comportamento é explicado pela evolução da fração de vazio no poço, mostrado na Figura 6.19.

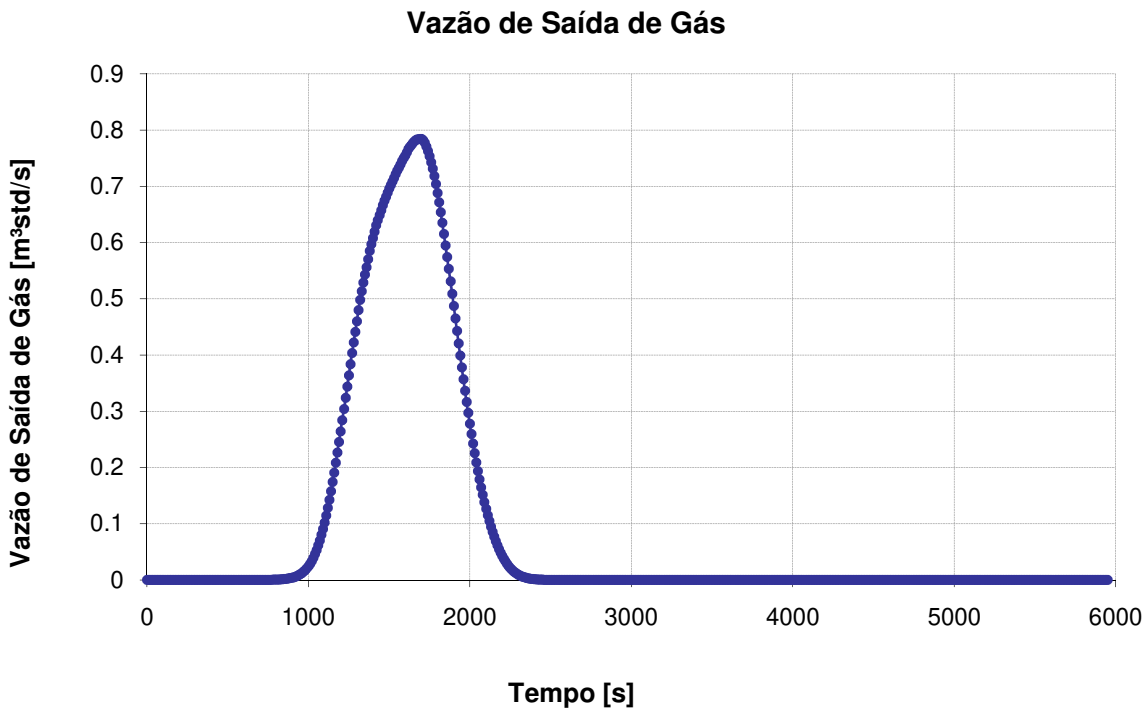

Figura 6.18 – Vazão de saída de gás – Caso base

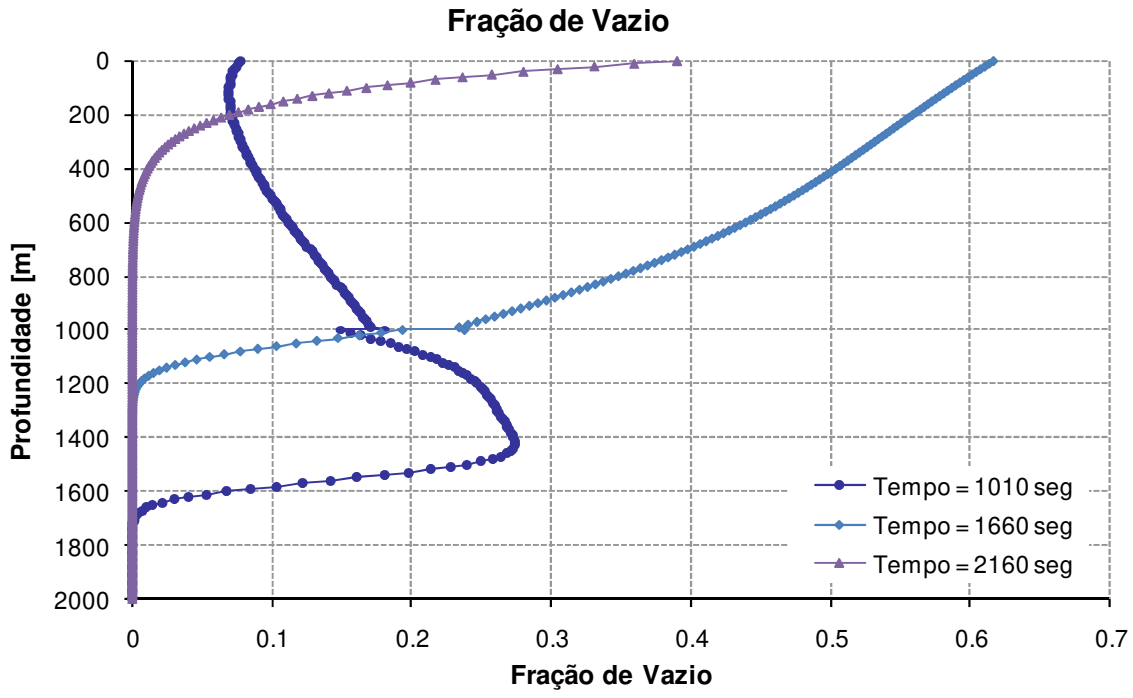

Figura 6.19 – Fração de Vazio – Caso base

O comportamento da vazão de saída de líquido é mostrado na Figura 6.20. Observa-se o aumento da vazão a partir do início da entrada do gás no poço. Este aumento na vazão é um dos indicativos de *kick* citados na Seção 2.3. No início da circulação a vazão aumenta devido à expansão do gás no poço e diminui durante a saída do gás e após toda a remoção do gás a vazão se saída mantém-se constante e igual à vazão de entrada.

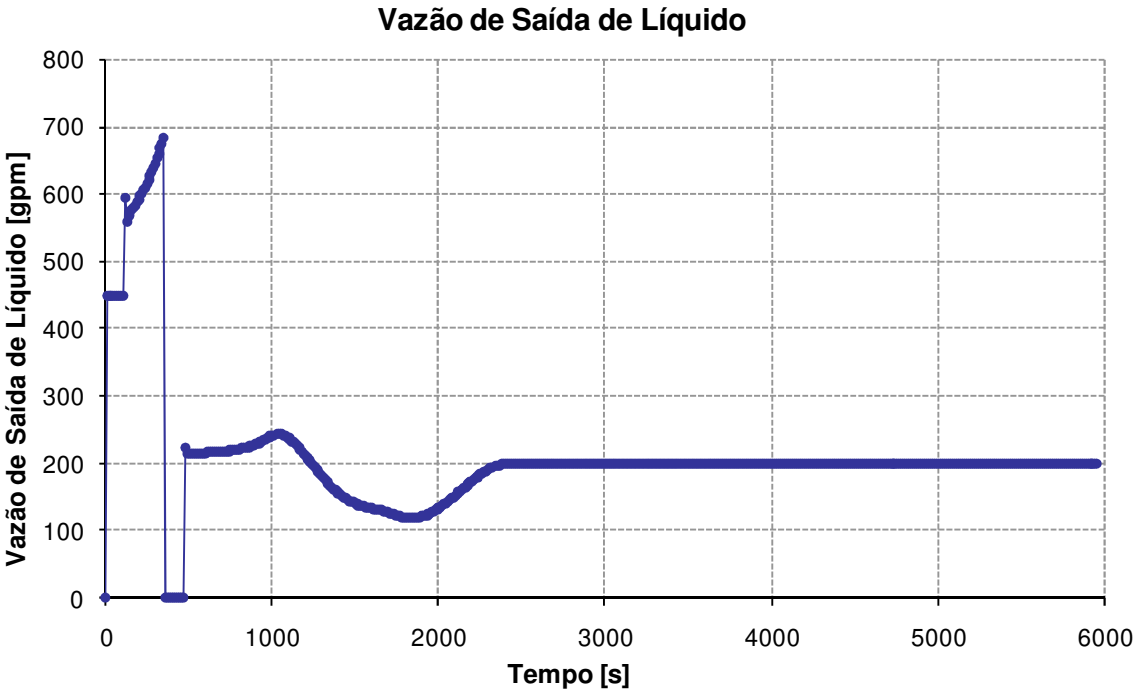

Figura 6.20 – Vazão de saída de líquido – Caso base

6.2. Análise da Influência dos Parâmetros

Nesta seção será mostrada uma análise dos principais parâmetros que afetam o perfil de pressões no anular. Foram analisadas as influências dos seguintes parâmetros:

- Permeabilidade do reservatório;
- Volume de detecção do *kick*;

- Efeito da profundidade de água;
- Efeito da vazão do fluido de perfuração na circulação do *kick*;
- Efeito da vazão do fluido de perfuração durante a perfuração;
- Efeito dos parâmetros reológicos do fluido de perfuração;
- Efeito do comprimento do trecho horizontal;
- Efeito do método de controle de poço;
- Efeito do tamanho da malha de discretização.

Os efeitos dessas variáveis foram estudados isoladamente. Para este estudo as simulações foram feitas com os parâmetros do caso base de poço marítimo, apresentados na Tabela 6.1, sendo que apenas a variável de interesse foi alterada, enquanto as outras permaneceram constantes. O método de controle aplicado foi o método do sondador, pois no Brasil é o método mais utilizado.

6.2.1. Efeito da Permeabilidade do Reservatório

A Figura 6.21 mostra o efeito da permeabilidade do reservatório nas pressões na superfície. Para permeabilidades menores, o gás entrará mais lentamente no poço, portanto estará mais disperso no fluido de perfuração. Observa-se, então, que quanto menor a permeabilidade do reservatório, menores são as pressões na superfície, pois a expansão do gás no poço é mais suave.

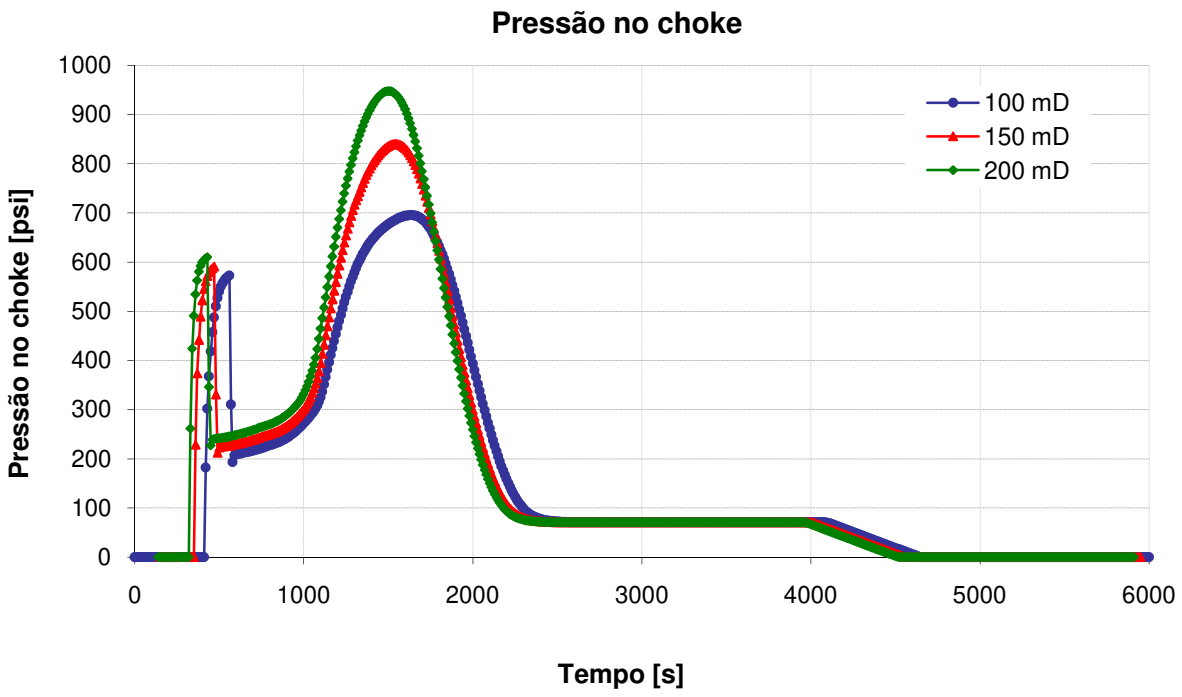

Figura 6.21 – Efeito da permeabilidade do reservatório

6.2.2. Efeito do Volume de Detecção do *Kick*

A influência do volume inicial do *kick* é mostrada na Figura 6.22. Observa-se que para maiores volumes de *kick*, maiores são as pressões na superfície, devido ao maior volume de gás ocupando o espaço anular.

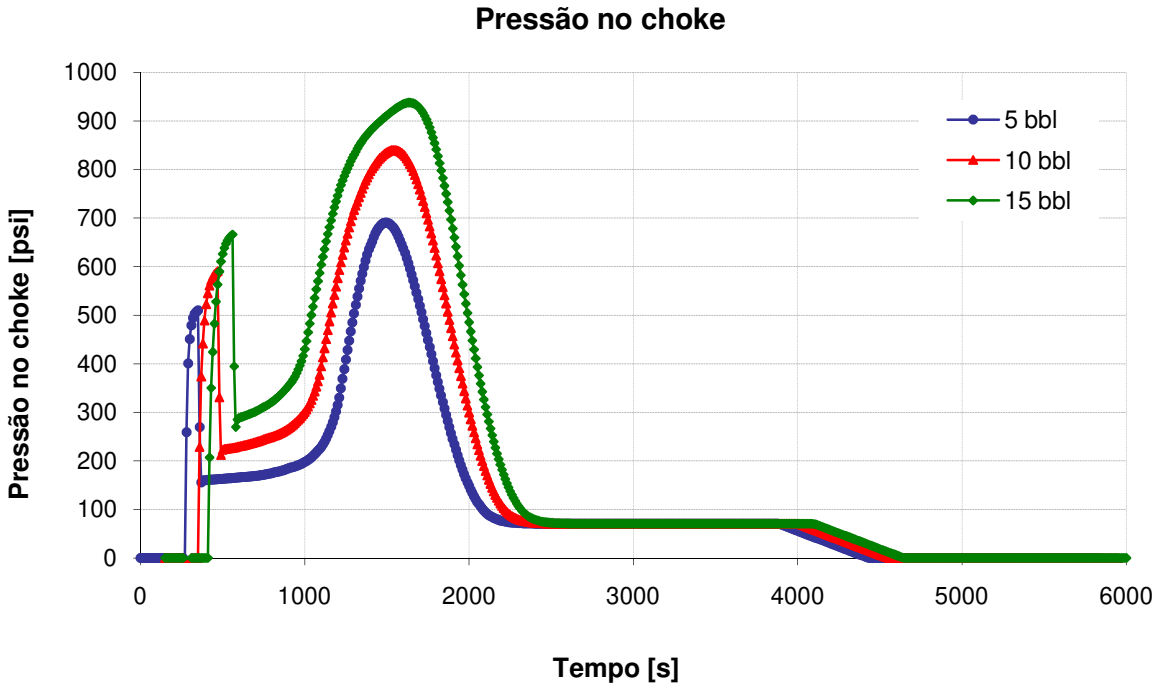

Figura 6.22 – Efeito do volume de detecção do *kick*

6.2.3. Efeito da Profundidade de Água

A Figura 6.23 mostra o efeito da profundidade de água. Observa-se que o pico da pressão no *choke* atinge valores mais elevados com o aumento da profundidade de água, pois há uma redução na pressão hidrostática no interior do poço com o aumento do comprimento da linha do *choke*, que possui uma área menor do que a do espaço anular, resultando em um maior comprimento da zona bifásica. A pressão no final da circulação diminui com o aumento da profundidade de água devido às maiores perdas de carga por fricção no sistema.

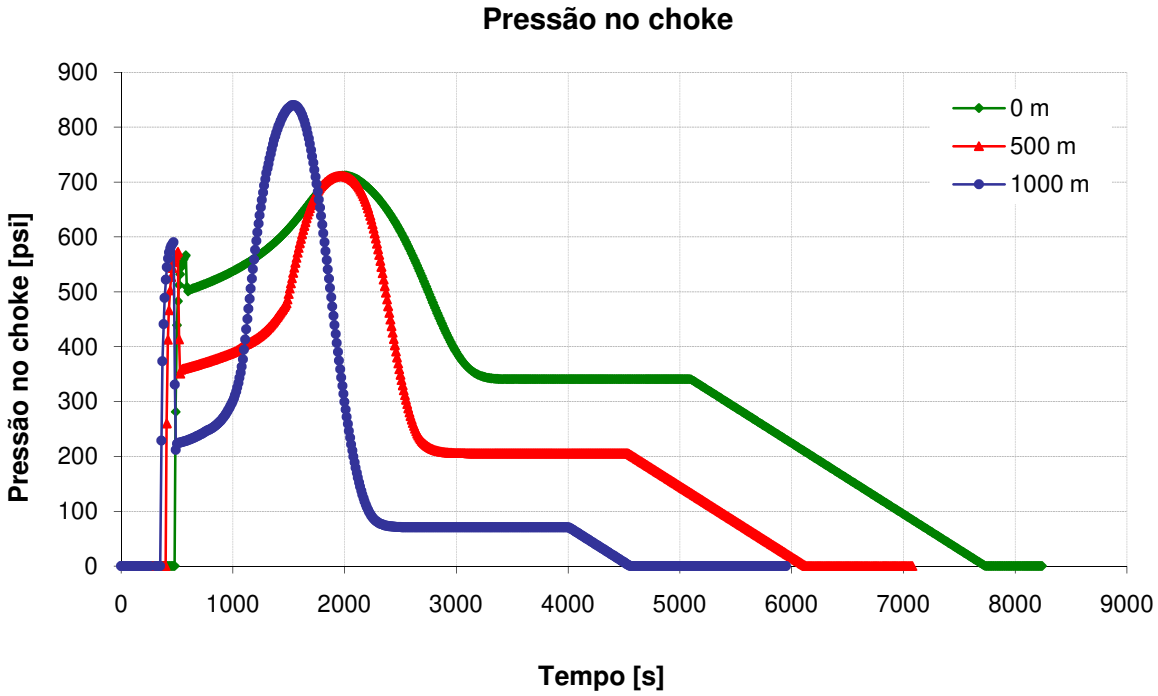

Figura 6.23 – Efeito da profundidade de água

6.2.4. Efeito da Vazão do Fluido de Perfuração Durante a Circulação do *Kick*

A Figura 6.24 mostra o efeito da vazão do fluido de perfuração durante a remoção do *kick*. Observa-se que para vazões maiores, mais rapidamente o *kick* é removido do poço. Nota-se também uma redução na magnitude das pressões devido ao aumento da perda de carga por fricção.

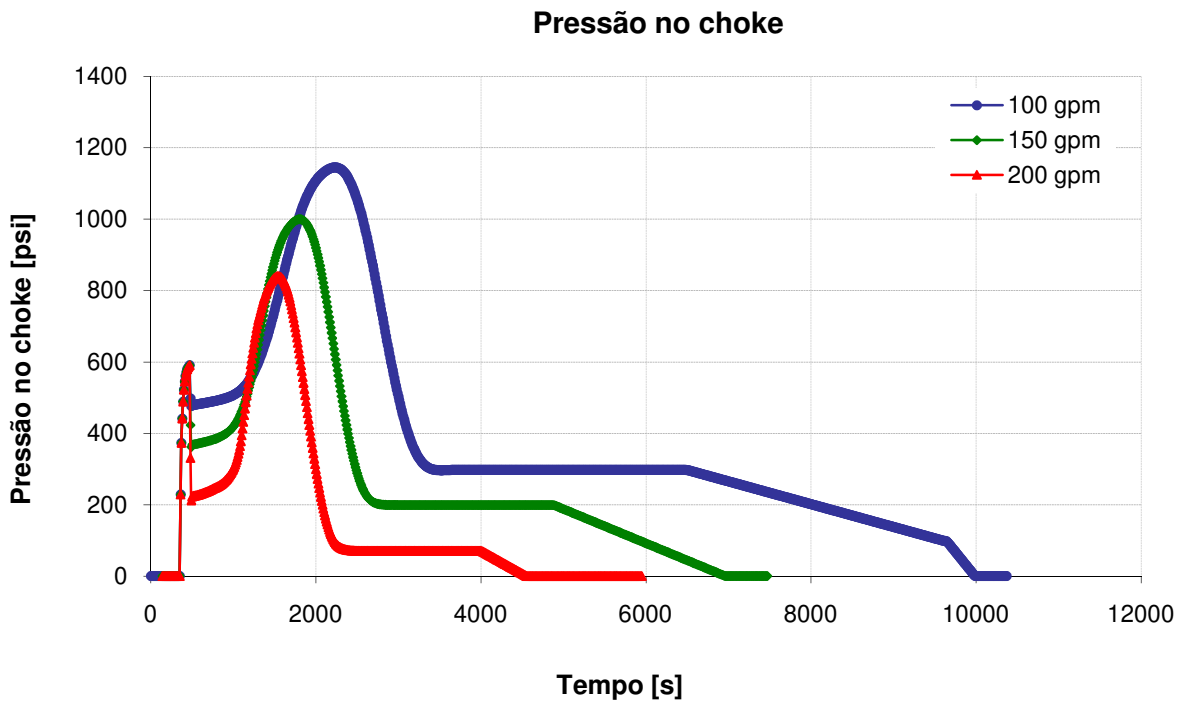

Figura 6.24 – Efeito da vazão do fluido de perfuração durante a circulação do *kick*

6.2.5. Efeito Vazão do Fluido de Perfuração Durante a Perfuração

A influência da vazão do fluido de perfuração durante a perfuração é mostrada nas Figura 6.25. Observa-se que para maiores vazões, menores são as pressões no *choke* durante a circulação. Este comportamento é explicado pela distribuição do gás no fluido de perfuração, pois aumentando-se a vazão, aumentam-se as perdas de carga por fricção e o diferencial de pressão entre o poço e a formação diminui, diminuindo a vazão de entrada do gás, que fica mais disperso no fluido.

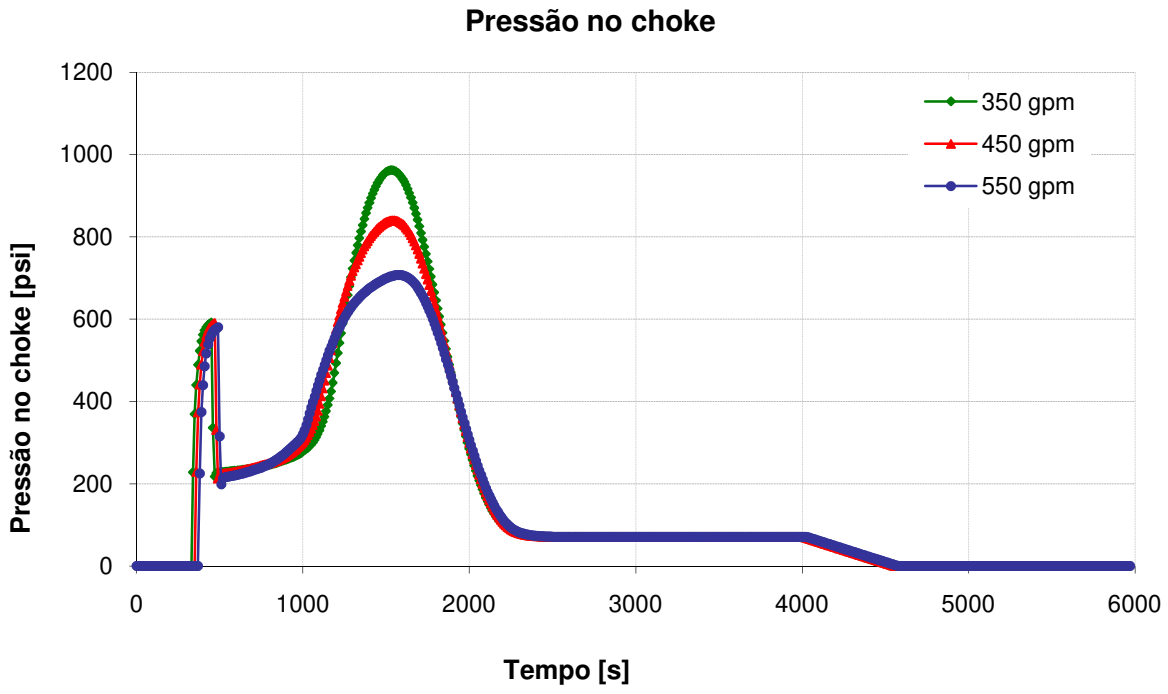

Figura 6.25 – Efeito da vazão do fluido de perfuração durante a perfuração

6.2.6. Efeito dos Parâmetros Reológicos do Fluido de Perfuração

A influência dos parâmetros reológicos do fluido de perfuração é mostrada na Figura 6.26. Foram simulados dois casos com fluidos newtonianos com viscosidades iguais a 35 e 85 cP, um caso com fluido de potência com índice de consistência igual a 10 eqcP e índice de comportamento igual a 0.7 e um caso com fluido de Bingham com viscosidade plástica igual a 35 cP e limite de escoamento igual a 2 lbf/100ft². Observa-se que para fluidos newtonianos, quanto maiores as viscosidades, menores são as pressões no *choke*, pois as perdas de carga por fricção são maiores. Para o maior valor de viscosidade (85 cP), as perdas de carga por fricção são tão elevadas que não é possível manter a pressão no fundo constante durante toda a circulação do gás. Observa-se que no final da circulação a pressão no *choke* iguala-se à pressão atmosférica e a pressão no fundo começa a aumentar (Figura 6.27).

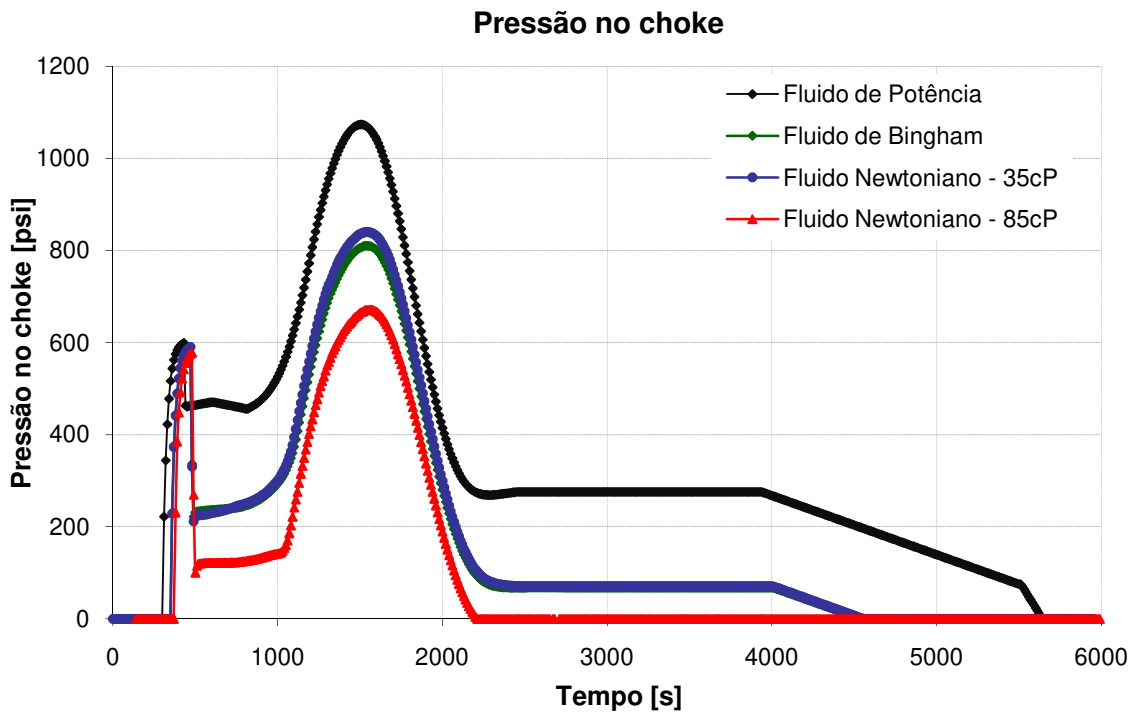

Figura 6.26 – Efeito da viscosidade do fluido de perfuração na pressão no *choke*

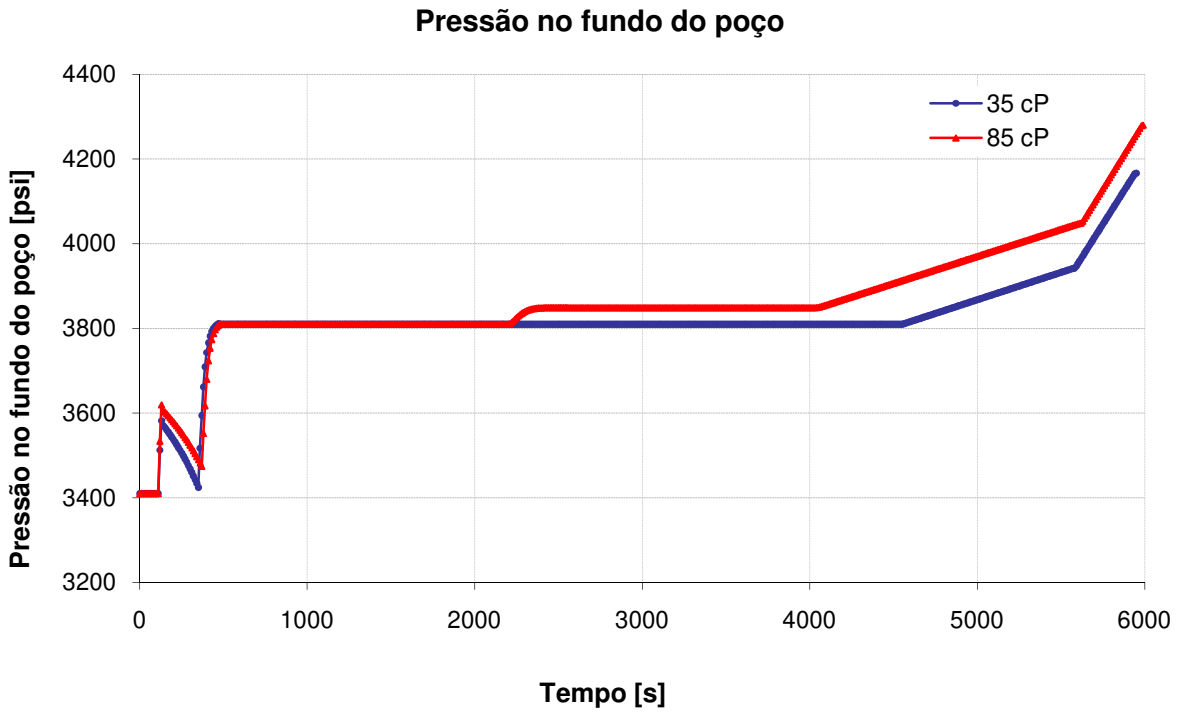

Figura 6.27 – Efeito da viscosidade do fluido de perfuração na pressão do fundo do poço

6.2.7. Efeito do Comprimento do Trecho Horizontal

A Figura 6.28 mostra os resultados das simulações em três poços com profundidade vertical igual a 2000 m. Os poços horizontais têm um taxa de ganho de ângulo de 4.9°/ 30 m e o comprimento do trecho horizontal foi variado (e conseqüentemente variou-se também a profundidade medida total). Para os três casos simulados o comprimento do reservatório exposto é o mesmo (1m) e está localizado no final do poço. Observa-se para o poço vertical a pressão estabilizada de fechamento (SICP) é maior que nos poços horizontais, pois nos poços horizontais a maior parte do gás encontra-se no trecho horizontal e, portanto não há uma grande redução na pressão hidrostática no anular. Para os poços horizontais a pressão no *choke* é menor durante a circulação, já que o gás encontra-se mais disperso no poço, pois como a redução na pressão hidrostática no anular durante a entrada do gás é menor, menor é a vazão de entrada do gás no poço.

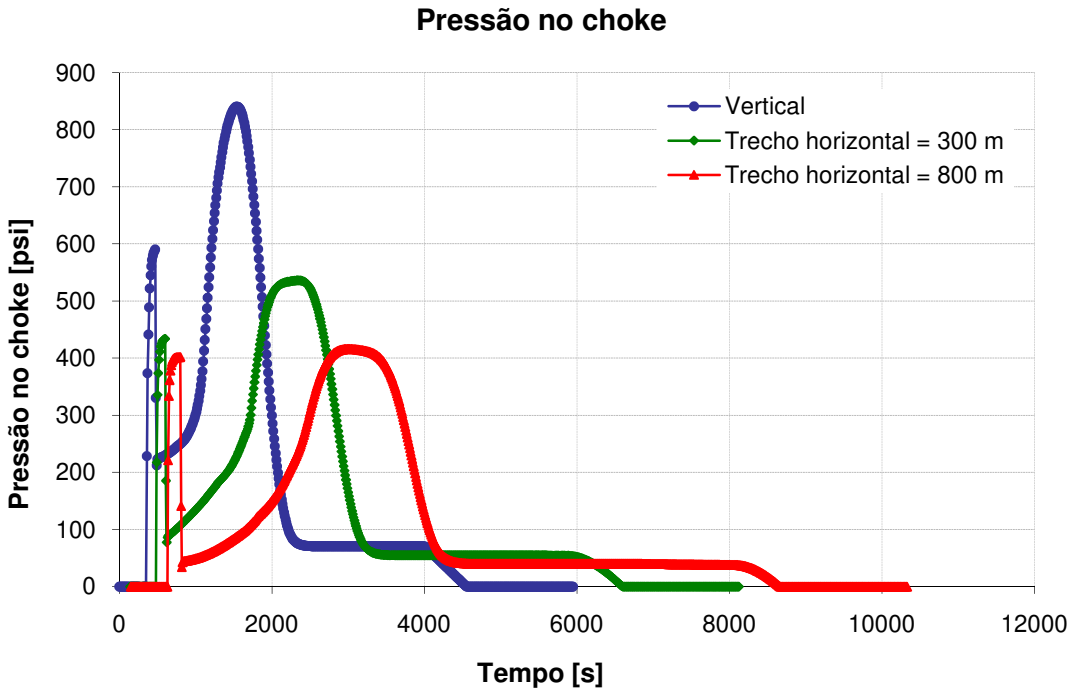

Figura 6.28 – Efeito do comprimento do trecho horizontal

6.2.8. Efeito do Método de Controle de Poço

A comparação entre o Método do Sondador e o Método do Engenheiro é mostrada na Figura 6.29. Observa-se que a pressão no *choke* é igual para os dois métodos enquanto o fluido adensado ainda está no interior da coluna no método do engenheiro. Quando o fluido adensado entra no anular (após aproximadamente 1800 segundos de simulação) no método do engenheiro a pressão no *choke* diminui em relação à pressão do método do sondador, pois a pressão hidrostática no anular é maior devido à maior densidade do fluido que esta sendo bombeado. O tempo total de simulação é menor para o método do engenheiro, pois o gás é removido e o fluido do poço é substituído em apenas uma circulação.

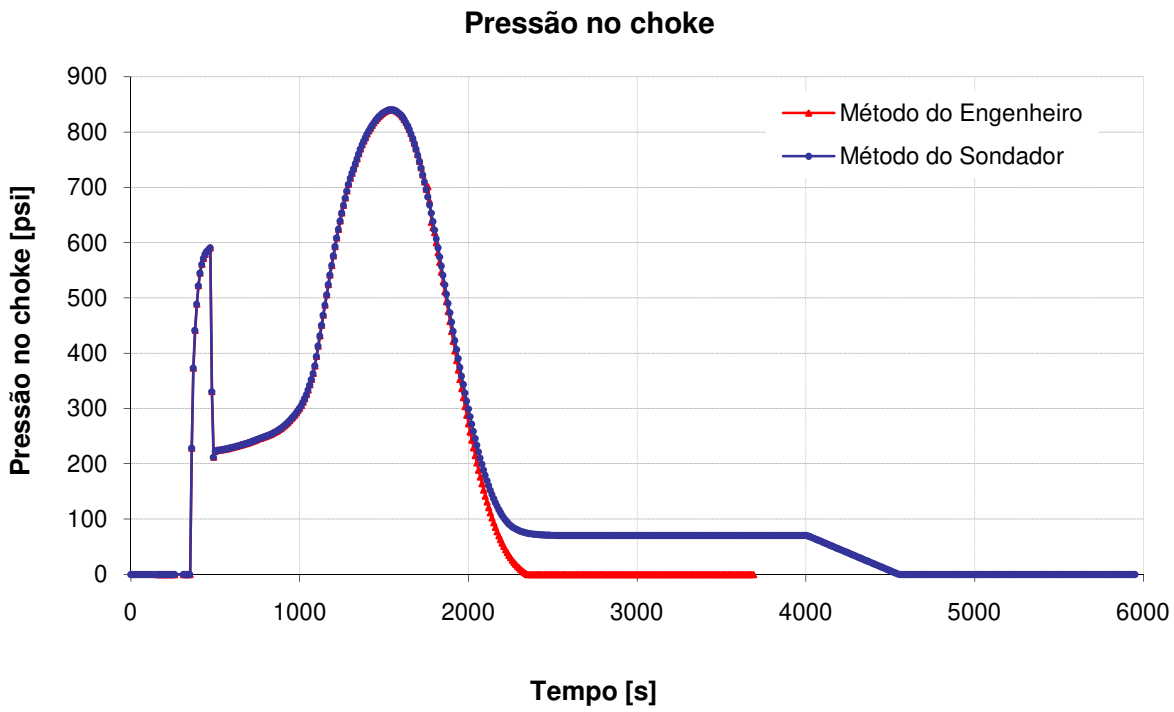

Figura 6.29 – Comparação entre o Método do Sondador e o Método do Engenheiro

6.2.9. Efeito do Tamanho da Malha de Discretização

O efeito do tamanho da malha de discretização é mostrado na Figura 6.30. Observa-se que a variação no tamanho do incremento espacial não causou variação no resultado da simulação. A variação no tamanho do incremento de tempo causou uma pequena variação no resultado,

causando uma pequena redução no tempo total de retirada do gás. Durante as análises do efeito do tamanho da malha observou-se que incrementos de tempo maiores que 10 segundos causam problemas na convergência da solução das equações, principalmente no fechamento do poço onde as variações de pressão são maiores e em um curto período de tempo.

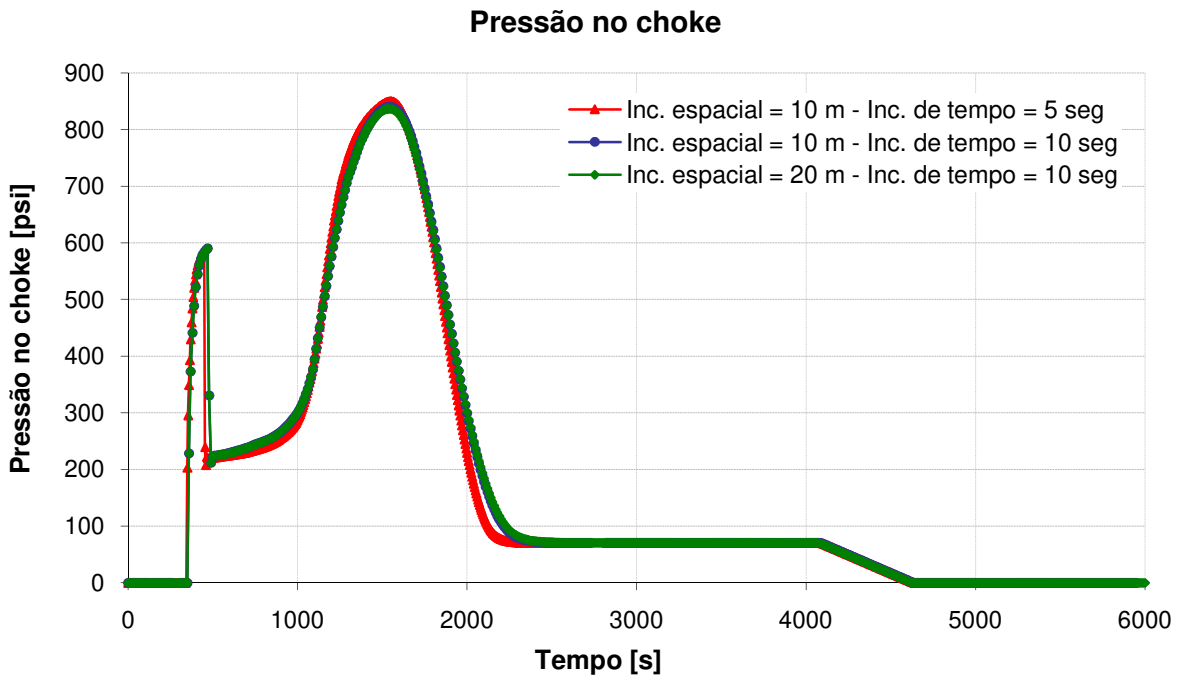

Figura 6.30 – Efeito do tamanho da malha de discretização

6.3. Comparação com Dados Experimentais

Marques (2004) realizou experimentos de procedimentos de controle de poços em escala real no Poço Laboratório da Petrobras, localizado no Centro de Treinamento do E&P em Taquipe, Bahia. Alguns dados obtidos nestes experimentos foram usados para validar o simulador desenvolvido.

Figura 6.31 – Poço Laboratório da Petrobras em Taquipe, BA

O poço escola simula um poço de 1240 m com BOP submarino em profundidade de água equivalente a 735 m, conforme diagrama mostrado na Figura 6.32.

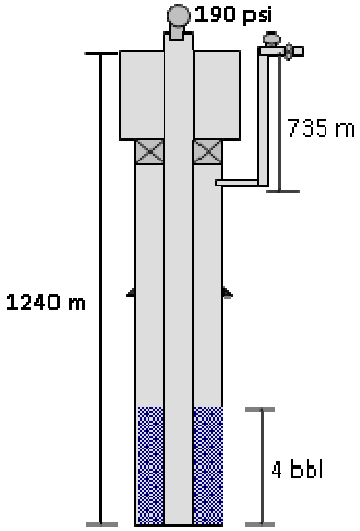

Figura 6.32 – Caso Experimental

Marques (2004) realizou testes experimentais, simulando controle de poços através do Método do Sondador em um poço submarino. O influxo de gás foi simulado através da injeção de ar no poço por um sistema cuja vazão de injeção é sensível às variações de pressão no poço, semelhante ao comportamento apresentado por uma formação portadora de gás. O fluido de perfuração utilizado era uma mistura de bentonita, água e alguns aditivos para definir a viscosidade e acidez. O fluido utilizado tinha comportamento de um fluido de potência com índice de consistência igual a 7.07 eqcP e índice de comportamento igual a 0.28.

A Tabela 6.3 mostra os parâmetros usados no teste experimental e que foram usados como entrada de dados do simulador.

Tabela 6.3 – Dados de entrada experimentais

Parâmetro	Valor	Unidade
Profundidade do Poço	1240	m
Profundidade de Água	735	m
Profundidade da Sapata	985	m
Vazão do Fluido de Perfuração na Perfuração	0	gal/min
Vazão do Fluido de Perfuração na Circulação	42	gal/min
Diâmetro do Poço	6.18	pol
Diâmetro da Coluna de Perfuração	3.5	pol
Diâmetro Interno da Linha do Choke	2	pol
Volume para Detecção do Gás	4	bbl
SIDPP	190	psi
Densidade do Fluido de Perfuração	8.5	lbm/gal

Foram simuladas duas situações: uma circulação com a condição de contorno a pressão no fundo constante e uma circulação usando como condição de contorno a pressão no fundo obtida no teste experimental. Esta segunda situação foi simulada após algumas adaptações no simulador, que passou a “ler” a pressão no fundo durante a circulação a partir de um arquivo gerado pelo usuário. Os resultados do simulador para as duas situações são iguais durante a entrada do gás e o fechamento do poço, pois durante esses eventos as condições de contorno estão definidas na superfície, não sendo possível usar como condição de contorno a pressão lida experimentalmente.

O tempo de perfuração normal usado nas simulações foi escolhido de forma que os inícios das circulações coincidissem com o início da circulação do caso experimental.

As comparações entre os dados simulados e os dados experimentais para diferentes variáveis, como pressão no *choke*, pressão no fundo do poço, volume ganho nos tanques e vazão de entrada de gás são apresentadas da Figura 6.33 até a Figura 6.37.

Observa-se que há uma boa concordância entre os dados experimentais e simulados, para todas as variáveis analisadas. Pode-se concluir então que o simulador desenvolvido é uma boa ferramenta para simular situações de controle de poços, apresentados resultados próximos aos reais.

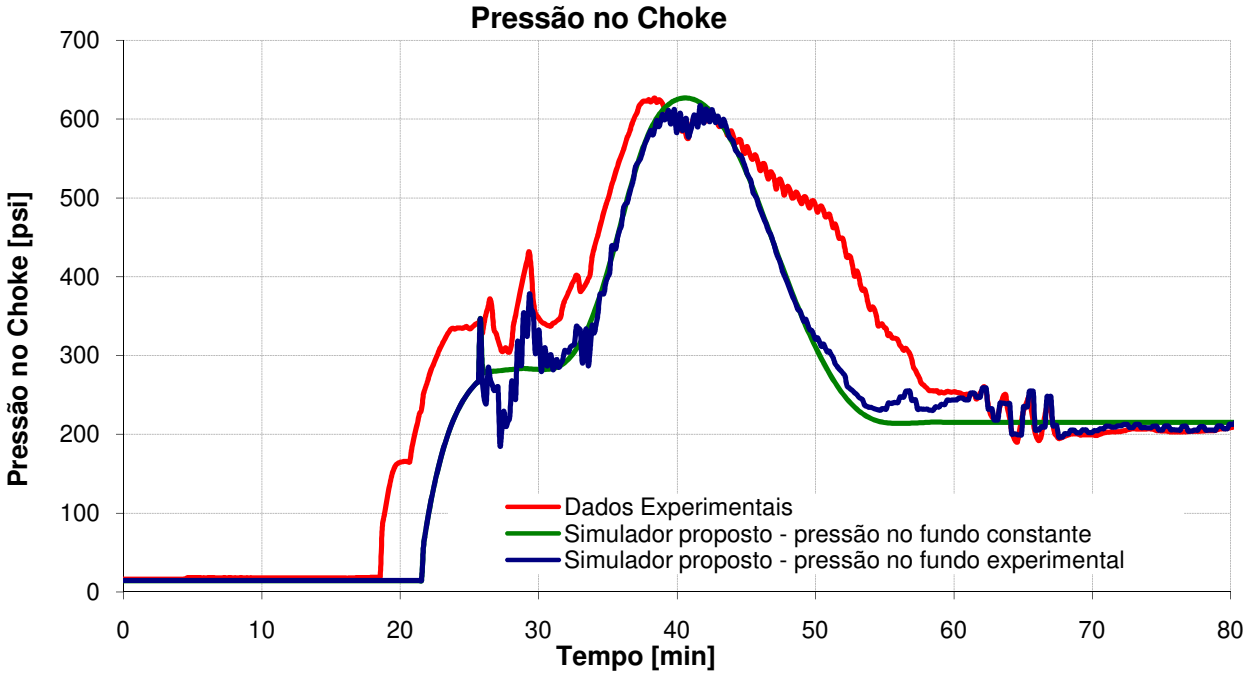

Figura 6.33 – Pressão no *Choke* – comparação com dados experimentais

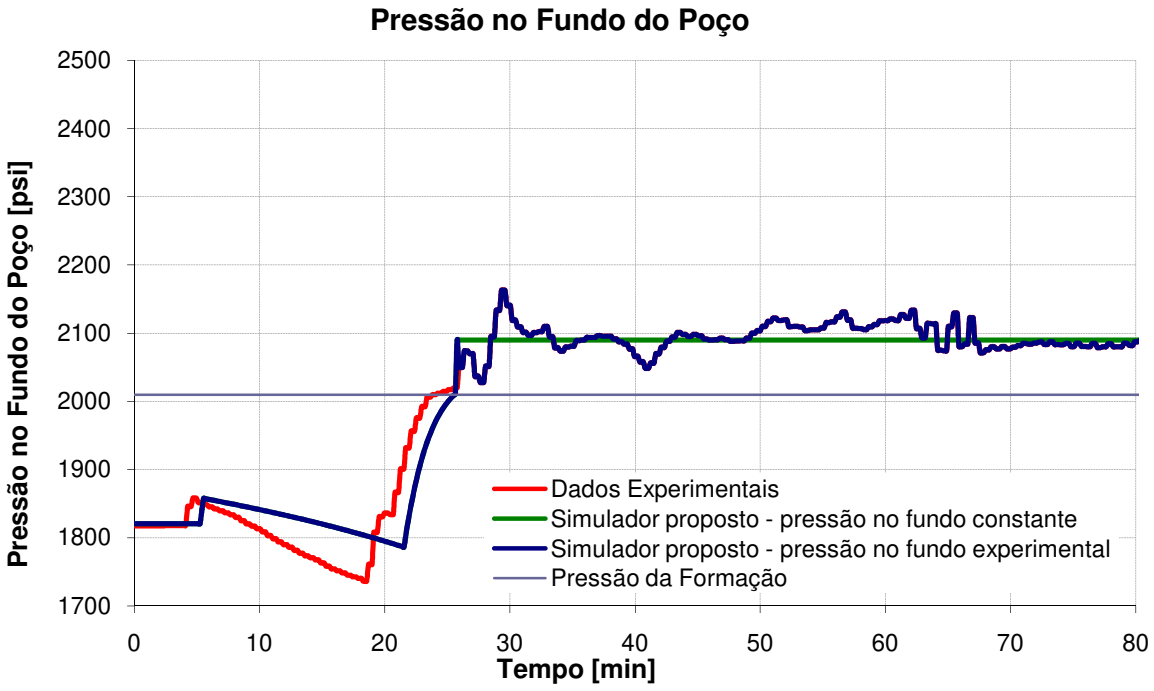

Figura 6.34 – Pressão no fundo do poço – comparação com dados experimentais

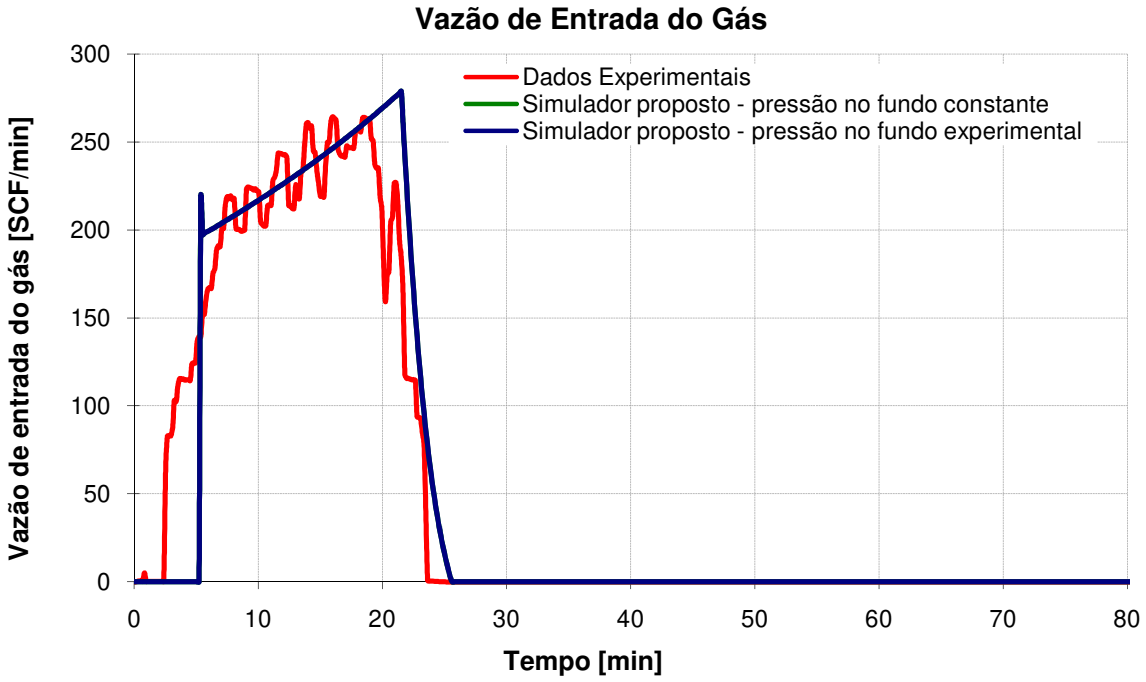

Figura 6.35- Vazão de entrada do gás – comparação com dados experimentais

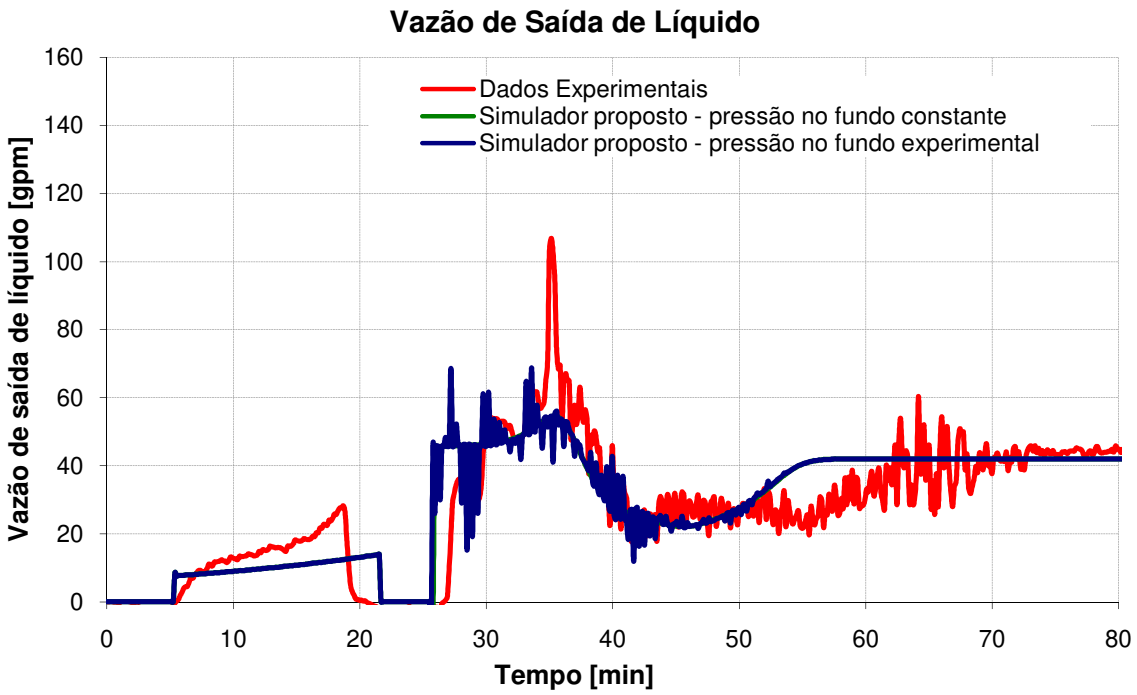

Figura 6.36 – Vazão de saída de líquido – comparação com dados experimentais

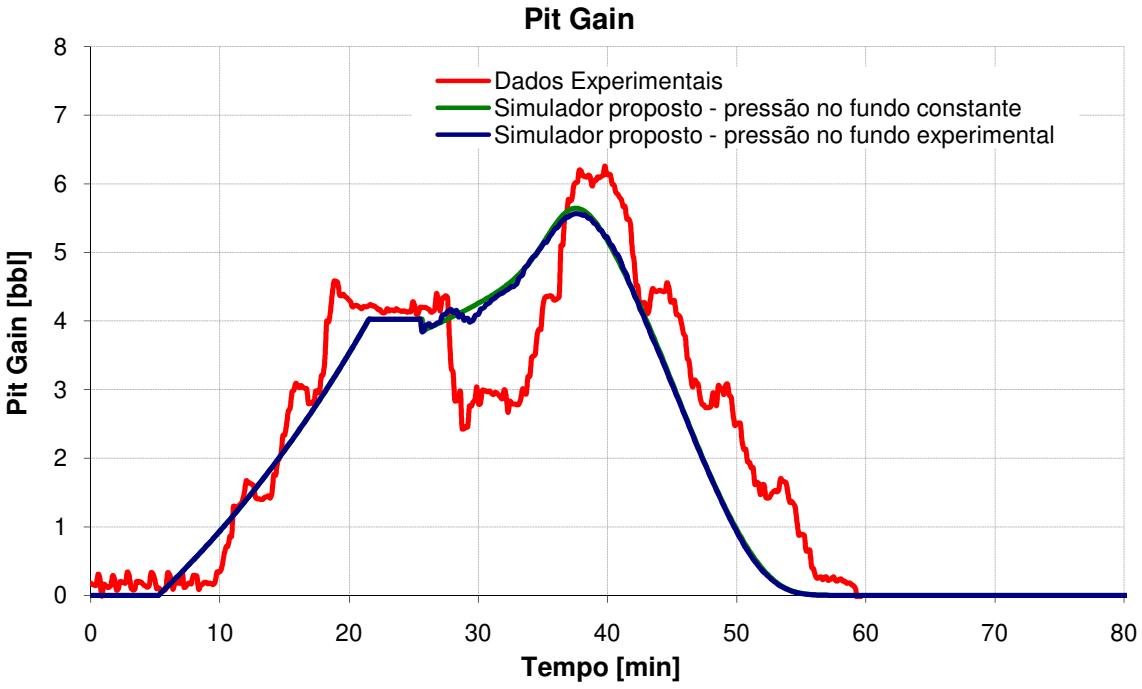

Figura 6.37 – Volume ganho nos tanques – comparação com dados experimentais

Capítulo 7

Conclusões

A partir da revisão bibliográfica realizada, observa-se que atualmente os simuladores de *kicks* podem reproduzir diversos cenários, tanto para perfuração com fluidos de base sintética quanto para fluidos base água, em poços inclinados e verticais e em poços terrestres e em águas profundas, fornecendo resultados satisfatórios.

O escoamento bifásico no poço durante a entrada do gás em um poço durante a perfuração e a remoção deste gás usando um método de controle de poço foi modelado usando diferenças finitas. O modelo foi utilizado para simular o comportamento das pressões no poço durante as operações de controle de poços por dois diferentes métodos: Método do Sondador e Método do Engenheiro.

O simulador desenvolvido incorporou diversos efeitos físicos encontrados em uma situação real como: expansão do gás, perdas de carga por fricção, deslizamento entre as fases, influência das propriedades da formação. Desta forma o simulador é capaz de analisar diferentes cenários encontrados pelas companhias que realizam perfuração de poços na atualidade.

A comparação dos resultados do modelo desenvolvido com dados experimentais mostrou que os resultados do modelo representam satisfatoriamente uma situação real de *kick*. O

simulador é versátil e a simulação é feita rapidamente (em torno de 1 minuto em um PC atual), portanto ele pode ser aplicado como ferramenta de treinamento e também no campo para auxiliar a equipe da sonda no controle de um *kick* real. O simulador pode ser utilizado também para analisar casos práticos a auxiliar na escolha do melhores parâmetros a serem utilizados durante o controle do poço.

O simulador foi utilizado para analisar a influência de diferentes parâmetros da perfuração. Observou-se que todas as variáveis analisadas: permeabilidade do reservatório, volume de detecção, profundidade de água, vazão de perfuração e de circulação, parâmetros reológicos do fluido, comprimento do trecho horizontal afetam o comportamento das pressões no anular do poço durante uma situação de *kick*.

7.1. Recomendações para trabalhos futuros

Alguns efeitos não foram incorporados no simulador e podem ser desenvolvidos em trabalhos futuros:

- Consideração da transferência de massa entre as fases, para simulação de *kicks* em poços com fluidos de base sintética;

- Modelagem da válvula do *choke* para reproduzir melhor as variações da pressão no fundo que ocorrem na prática e para que o usuário possa controlar a abertura do *choke*, aprimorando a qualidade do treinamento proporcionado pelo simulador;

- Incorporação dos efeitos da temperatura nas propriedades reológicas do fluido de perfuração.

Referências Bibliográficas

BEGGS, H. D. e BRILL, J. P.: “A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes”, Journal of Petroleum Technology, p. 607-617, Maio 1973.

BEZERRA, E. M.: “Estudo do Controle de Poço Considerando-se o Comportamento de Fases da Mistura Gás-Líquido”, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 156 p. Dissertação (Mestrado).

CAETANO FILHO, E.: "Upward Vertical Two-Phase Flow Through an Annulus", Tulsa: The University of Tulsa, Tese (Doutorado), 1986.

FJELDE, K. K.: "Numerical Methods for Simulating a Kick", Bergen: University of Bergen, Tese (Mestrado), 1995.

LAGE, A. C. V. M., TIME, R. W.: “Mechanistic Model for Upward Two-Phase Flow in Annuli”, SPE 63127 - SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Outubro 2000, Dallas, Texas.

LEBLANC, J. C., LEWIS, R. L.: “A Mathematical Model of a Gas Kick”, SPE 1860 - Journal of Petroleum Technology, p. 888-898, Agosto 1968.

LEE, A. L., GONZALEZ, M. H., EAKIN, B. E.: “The Viscosity of Natural Gases”, SPE 1340 - Journal of Petroleum Technology, p. 997-1000, Agosto 1966.

MARQUES, M.: “Desenvolvimento e Validação Experimental de Procedimentos de Controle de Poço em Situações Especiais”, Rio de Janeiro: COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2004. 83 p. Dissertação (Mestrado).

NICKENS, H. V.: “A Dynamic Computer Model of a Kicking Well”, SPE 14183 - SPE Drilling Engineering, p 158-173, Junho 1987.

NUNES, J. O. L.: “Estudo do Controle de Poços em Operações de Perfuração em Águas Profundas e Ultra Profundas”, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002. 136 p. Dissertação (Mestrado).

ROSA, A. J., CARVALHO, R. S., XAVIER, J. A. D., “Engenharia de Reservatórios de Petróleo”, Rio de Janeiro, Interciência, 2006. 808 p.

SANTOS, O. L. A.: "A Mathematical Model of a Gas Kick When Drilling in Deep Waters", Golden: Colorado School of Mines, Dissertação (Mestrado), 1982.

SANTOS, O. L. A., *Advanced Well Control Course*, Apostila, 1998.

SANTOS, O. L. A., MENDES, J. R. P., RIBEIRO, P. R.: “The Development and Application of a Software to Assist the Drilling Engineer During Well Control Operations in Deep and Ultra Deep Waters”, SPE 81184 - Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Abril 2003, Port-of-Spain, Trinidad and Tobago.

TAITEL, Y., BORNEA, D., DUKLER, A. E.: "Modeling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Tubes", AIChe Journal, V. 26, p. 345-354, 1980.

THOMAS, J. E., *et al.*: “Fundamentos da Engenharia de Petróleo”, Editora Interciência, Rio de Janeiro, 2001.

YARBOROUGH, L. e HALL, K. R.: “How to Solve Equation of State for Z-Factors”, Oil and Gas Journal, p. 86, Fevereiro 1974.

Apêndice A

Solução do Sistema de Equações

As Equações de Conservação, para as considerações do modelo proposto, podem ser escritas na forma conservativa: $\frac{\partial}{\partial t}W + \frac{\partial}{\partial z}F(W) = Q(W)$, onde os valores de W, F(W) e Q(W) são apresentados na Tabela A.1.

Tabela A.1 – Equações de Conservação

$w_1 = \rho_g \alpha_g$	$f_1 = \rho_g \alpha_g v_g$	$q_1 = 0$
$w_2 = \rho_l \alpha_l$	$f_2 = \rho_l \alpha_l v_g$	$q_2 = 0$
$w_3 = \rho_l \alpha_l v_l + \rho_g \alpha_g v_g$	$f_3 = \rho_l \alpha_l v_l^{\ 2} + \rho_g \alpha_g v_g^{\ 2} + p$ $f_3^{\ *} = \rho_l \alpha_l v_l^{\ 2} + \rho_g \alpha_g v_g^{\ 2}$	$q_3 = -g\left(\rho_l \alpha_l + \rho_g \alpha_g\right)\cos\theta + F$

Reescrevendo-se a Equação 4.11, separando-se os termos não conhecidos, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[w_1\right]_{z+}^{t+} + \lambda\left[f_1\right]_{z+}^{t+} = \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[\left[w_1\right]_z^t + \left[w_1\right]_{z+}^t - \left[w_1\right]_z^{t+}\right] + (1-\lambda)\left[f_1\right]_z^t + \lambda\left[f_1\right]_z^{t+} - (1-\lambda)\left[f_1\right]_{z+}^t \qquad \text{A.1}$$

Substituindo os valores de w_1 e f_1, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\rho_g \alpha_g + \lambda \rho_g \alpha_g v_g = C_1 \qquad \text{A.2}$$

Onde:

$$C_1 = \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[[w_1]_z^t + [w_1]_{z+}^t - [w_1]_z^{t+}\right] + (1-\lambda)[f_1]_z^t + \lambda[f_1]_z^{t+} - (1-\lambda)[f_1]_{z+}^t \qquad \text{A.3}$$

Reescrevendo-se a Equação 4.12, separando-se os termos não conhecidos, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}[w_2]_{z+}^{t+} + \lambda[f_2]_{z+}^{t+} = \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[[w_2]_z^t + [w_2]_{z+}^t - [w_2]_z^{t+}\right] + (1-\lambda)[f_2]_z^t + \lambda[f_2]_z^{t+} - (1-\lambda)[f_2]_{z+}^t \qquad \text{A.4}$$

Substituindo os valores de w_2 e f_2, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\rho_l(1-\alpha_g) + \lambda \rho_l(1-\alpha_g)v_l = C_2 \qquad \text{A.5}$$

Onde:

$$C_2 = \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[[w_2]_z^t + [w_2]_{z+}^t - [w_2]_z^{t+}\right] + (1-\lambda)[f_2]_z^t + \lambda[f_2]_z^{t+} - (1-\lambda)[f_2]_{z+}^t \qquad \text{A.6}$$

Usando a equação da relação entre as velocidades das fases (Equação 4.9) na Equação A.5, temos:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\rho_l(1-\alpha_g) + \lambda \rho_l(1-\alpha_g)\left[\frac{v_g(1-C_0\alpha_g) - v_S}{C_0(1-\alpha_g)}\right] = C_2 \qquad \text{A.7}$$

Reescrevendo-se a Equação 4.13, separando-se os termos não conhecidos, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}[w_3]_{z+}^{t+} + \gamma\left[f_3^{\ *}\right]_{z+}^{t+} + \beta[p]_{z+}^{t+} - \frac{\Delta z}{4}[q_3]_{z+}^{t+} =$$
$$= \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[[w_3]_z^t + [w_3]_{z+}^t - [w_3]_z^{t+}\right] + (1-\gamma)\left[f_3^{\ *}\right]_z^t + \gamma\left[f_3^{\ *}\right]_z^{t+} - (1-\gamma)\left[f_3^{\ *}\right]_{z+}^t + \qquad \text{A.8}$$
$$+(1-\beta)[p]_z^t + \beta[p]_z^{t+} - (1-\beta)[p]_{z+}^t + \frac{\Delta z}{4}\left[[q_3]_z^{t+} + [q_3]_z^t + [q_3]_{z+}^t\right]$$

Substituindo os valores de w_3, $f_3^{\ *}$, q_3 e a usando a Equação 4.8, tem-se:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\left(\rho_l(1-\alpha_g)v_l + \rho_g\alpha_g v_g\right) + \gamma\left(\rho_l(1-\alpha_g)v_l^{\ 2} + \rho_g\alpha_g v_g^{\ 2}\right) + \beta\left[\rho_g\frac{RT}{ZP_M} - p_{atm}\right] +$$
$$+\frac{\Delta z}{4}\left[g\left(\rho_l(1-\alpha_g) + \rho_g\alpha_g\right)\cos\theta + F\right] = C_3 \qquad \text{A.9}$$

Onde:

$$C_3 = \frac{\Delta z}{2\Delta t}\left[[w_3]_z^t + [w_3]_{z+}^t - [w_3]_z^{t+}\right] + (1-\gamma)\left[f_3^{\ *}\right]_z^t + \gamma\left[f_3^{\ *}\right]_z^{t+} - (1-\gamma)\left[f_3^{\ *}\right]_{z+}^t +$$
$$+(1-\beta)[p]_z^t + \beta[p]_z^{t+} - (1-\beta)[p]_{z+}^t + \frac{\Delta z}{4}\left[[q_3]_z^{t+} + [q_3]_z^t + [q_3]_{z+}^t\right] \qquad \text{A.10}$$

Usando a equação da relação entre as velocidades das fases (Equação 4.9) na Equação A.9, temos:

$$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\left(\rho_l(1-\alpha_g)\left[\frac{v_g(1-C_0\alpha_g) - v_S}{C_0(1-\alpha_g)}\right] + \rho_g\alpha_g v_g\right) + \gamma\left(\rho_l(1-\alpha_g)\left[\frac{v_g(1-C_0\alpha_g) - v_S}{C_0(1-\alpha_g)}\right]^2 + \rho_g\alpha_g v\right.$$
$$+\beta\left[\rho_g\frac{RT}{ZP_M} - p_{atm}\right] + \frac{\Delta z}{4}\left[g\left(\rho_l(1-\alpha_g) + \rho_g\alpha_g\right)\cos\theta + F\right] = C_3 \qquad \text{A.11}$$

Chega-se então ao sistema de equações, mostrado na Tabela A.2, em função das variáveis ρ_g, α_g e v_g.

Tabela A.2 – Sistema de equações

$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\rho_g\alpha_g + \lambda\rho_g\alpha_g v_g = C_1$	A.12
$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\rho_l\left(1-\alpha_g\right) + \lambda\rho_l\left(1-\alpha_g\right)\left[\frac{v_g\left(1-C_0\alpha_g\right)-v_S}{C_0\left(1-\alpha_g\right)}\right] = C_2$	A.13
$\frac{\Delta z}{2\Delta t}\left(\rho_l\left(1-\alpha_g\right)\left[\frac{v_g\left(1-C_0\alpha_g\right)-v_S}{C_0\left(1-\alpha_g\right)}\right] + \rho_g\alpha_g v_g\right) + \gamma\left(\rho_l\left(1-\alpha_g\right)\left[\frac{v_g\left(1-C_0\alpha_g\right)-v_S}{C_0\left(1-\alpha_g\right)}\right]^2 + \rho_g\alpha_g v_g{}^2\right) + + \beta\left[\rho_g\frac{RT}{ZP_M} - p_{atm}\right] + \frac{\Delta z}{4}\left[g\left(\rho_l\left(1-\alpha_g\right)+\rho_g\alpha_g\right)\cos\theta + F\right] = C_3$	A.14

Apêndice B

Cálculo das Variáveis de Saída do Simulador de *Kicks*

Para o cálculo do volume ganho nos tanques (*pit gain*), da vazão de gás na superfície e da pressão na sapata, são usadas as equações apresentadas a seguir.

B.1. Cálculo do *Pit Gain*

A variação de volume nos tanques é igual ao volume total de gás no poço, que é calculada pela Equação B.1.

$$V_{g\,atual} = \left(\frac{\pi\left(d_e^{\,2} - d_i^{\,2}\right)}{4} \Delta z \right) \sum \alpha_g \qquad \text{B.1}$$

B.2. Cálculo da Vazão Saída de Gás

A vazão de saída de gás é calculada em função da velocidade do gás na saída e usando o valor da densidade do gás em condições de superfície, obtém-se o valor da vazão em condições de superfície, conforme a Equação B.2.

$$\dot{Q}_g = v_g \cdot \alpha_g \cdot A_{saída} \cdot \frac{\rho_g}{\rho_{g\,std}} \qquad \text{B.2}$$

B.3. Cálculo da Pressão na Sapata do Revestimento

A pressão na sapata é igual ao valor da pressão no fundo menos a pressão hidrostática e menos as perdas de carga por fricção atuantes entre o fundo do poço e a sapata. No modelo desenvolvido o poço é discretizado, portanto a pressão na sapata é igual à pressão na célula correspondente à profundidade da sapata.

$$P_{sap} = P\,[n_{sap}] \qquad \text{B.3}$$

Apêndice C

Organização Básica do Programa

O simulador faz a leitura do arquivo com dos dados de entrada, que são: propriedades do poço (diâmetros, profundidades, temperatura), propriedades do reservatório (permeabilidade, raio, altura), propriedades do fluido de perfuração (densidade, tipo de reologia, parâmetros reológicos), dados do influxo (peso molecular do gás, volume de detecção, SIDPP).

Após a leitura dos dados de entrada o simulador faz os cálculos das pressões na superfície, no fundo do poço e na sapata, das vazões de saída de gás e de líquido e do volume ganho nos tanques durante todos os eventos descritos na Seção 5.1, conforme os fluxogramas apresentados nas Figuras C.1 a C.6.

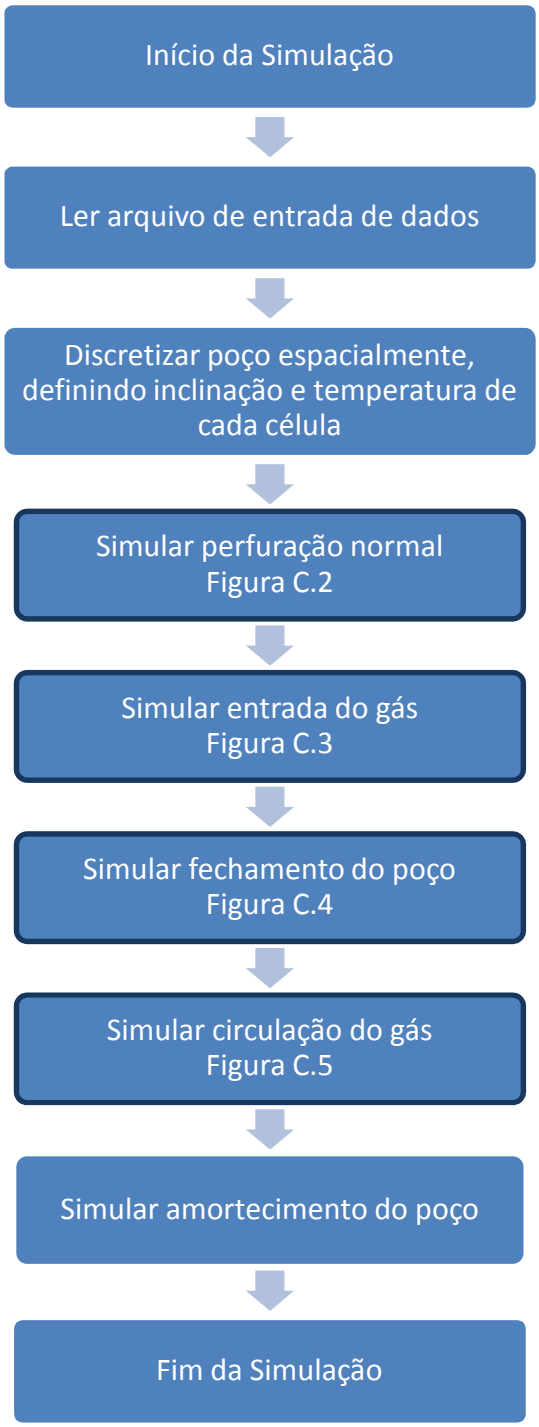

Figura C.1 – Fluxograma simplificado do simulador

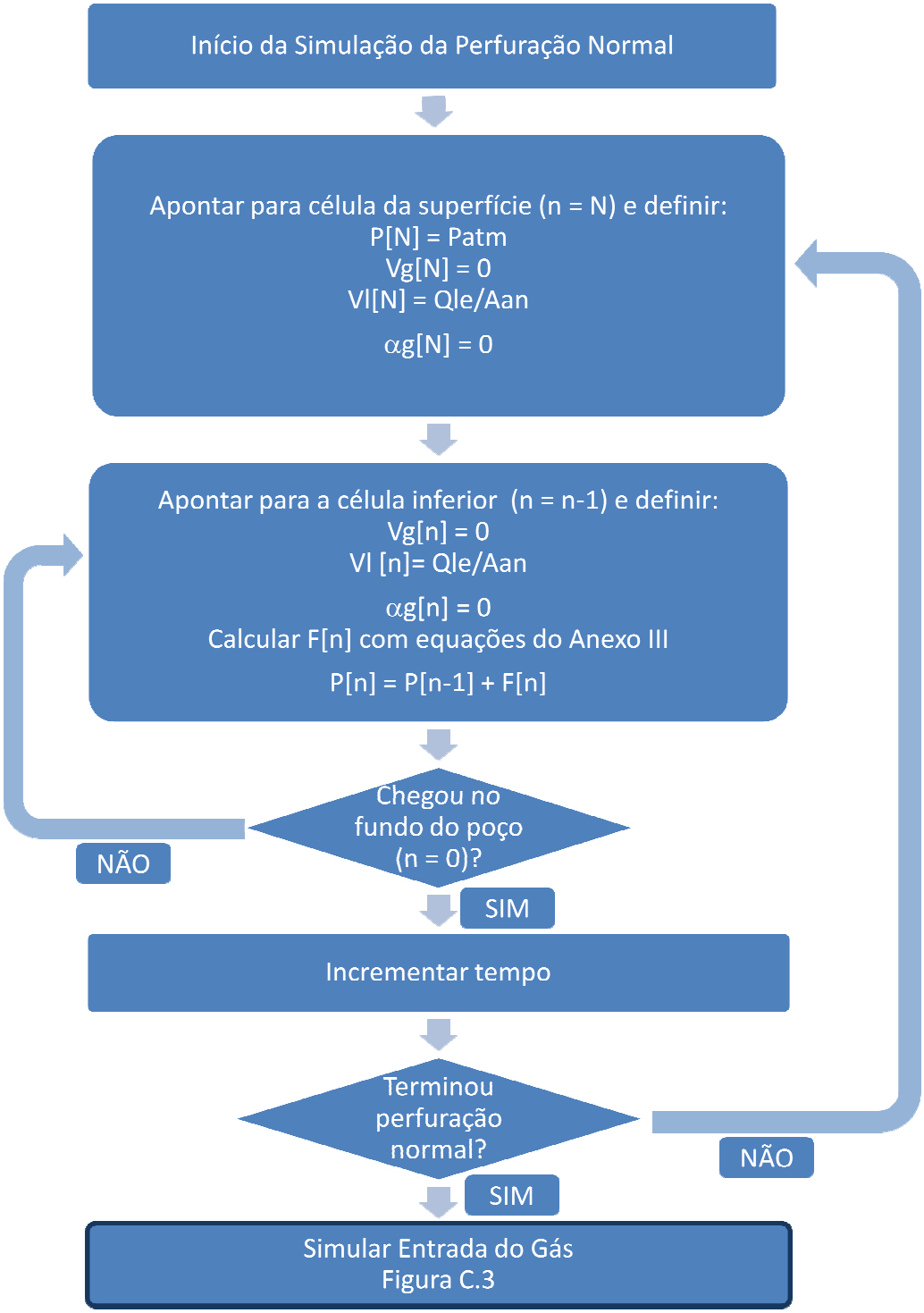

Figura C.2 – Fluxograma da simulação da perfuração normal

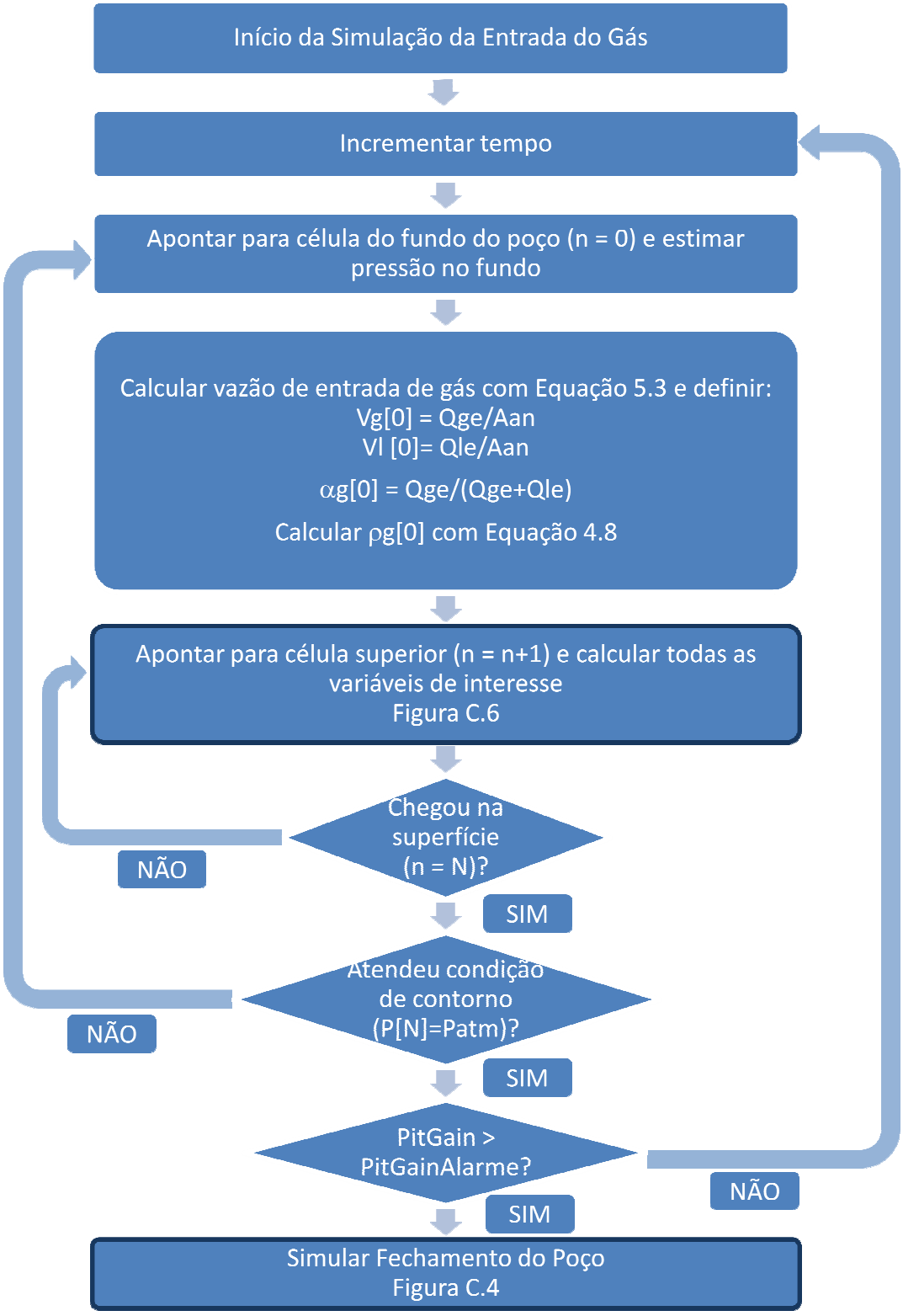

Figura C.3 – Fluxograma da simulação da entrada do gás no poço

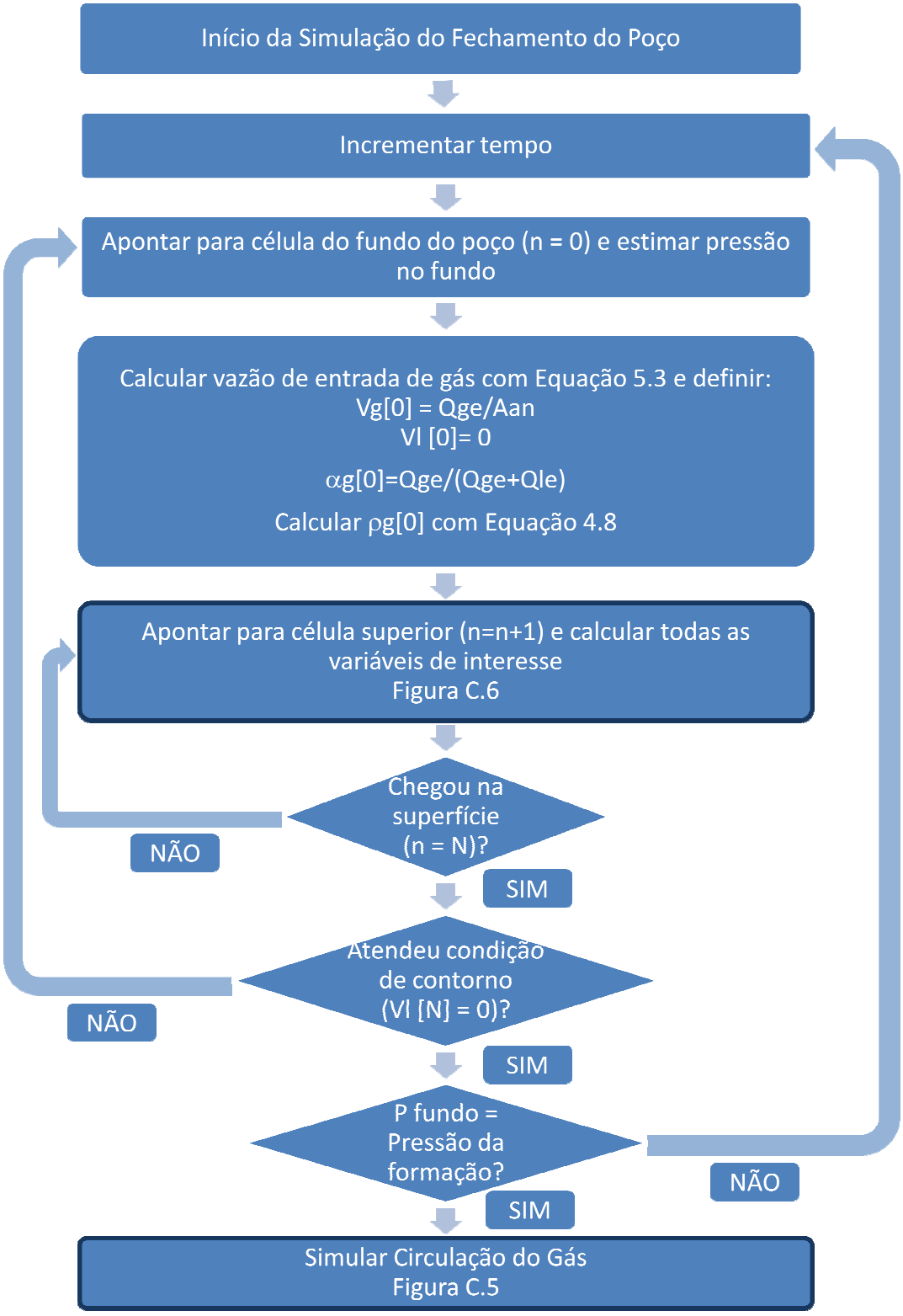

Figura C.4 – Fluxograma da simulação do fechamento do poço

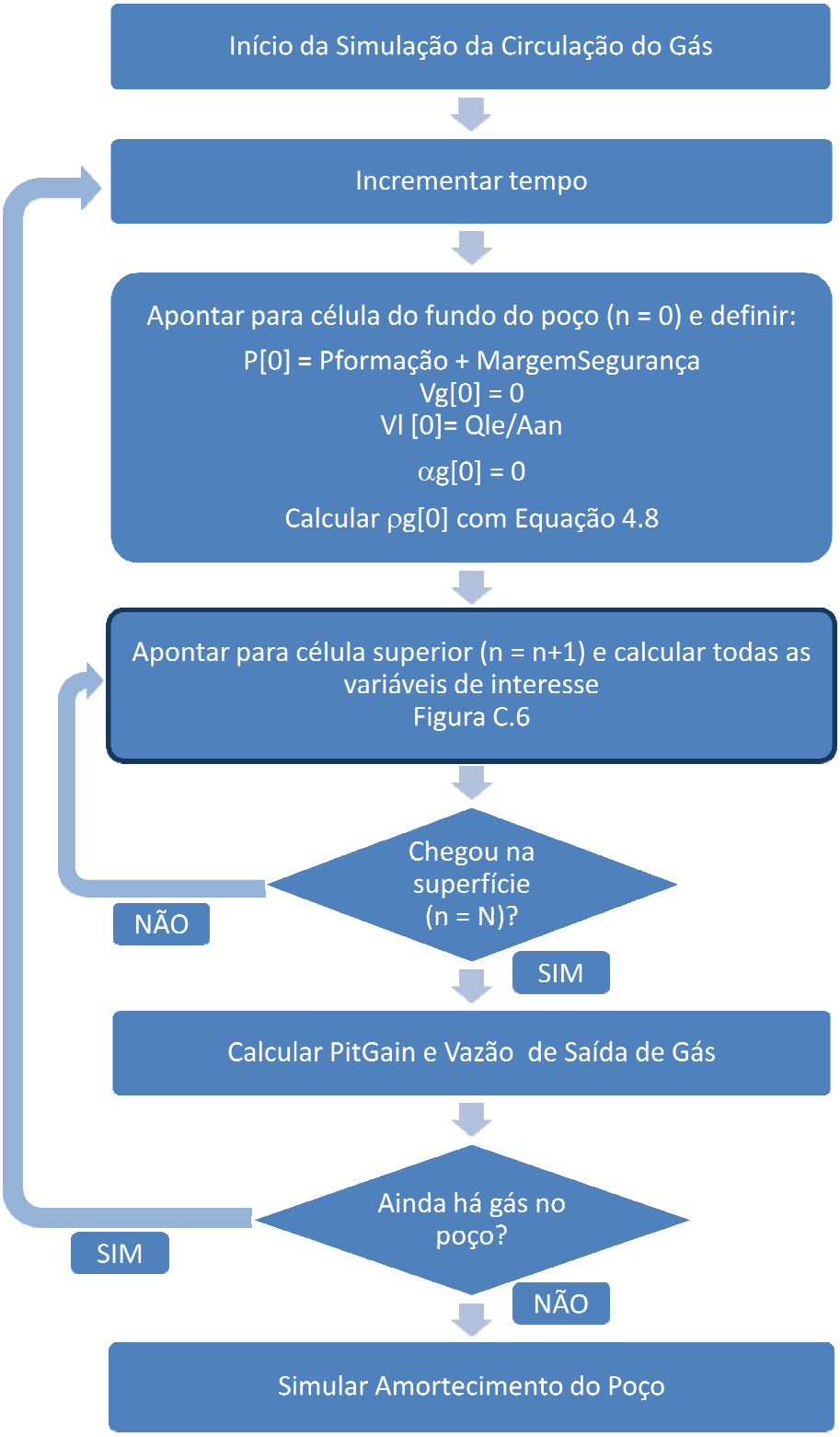

Figura C.5 – Fluxograma da Simulação da Circulação do Gás

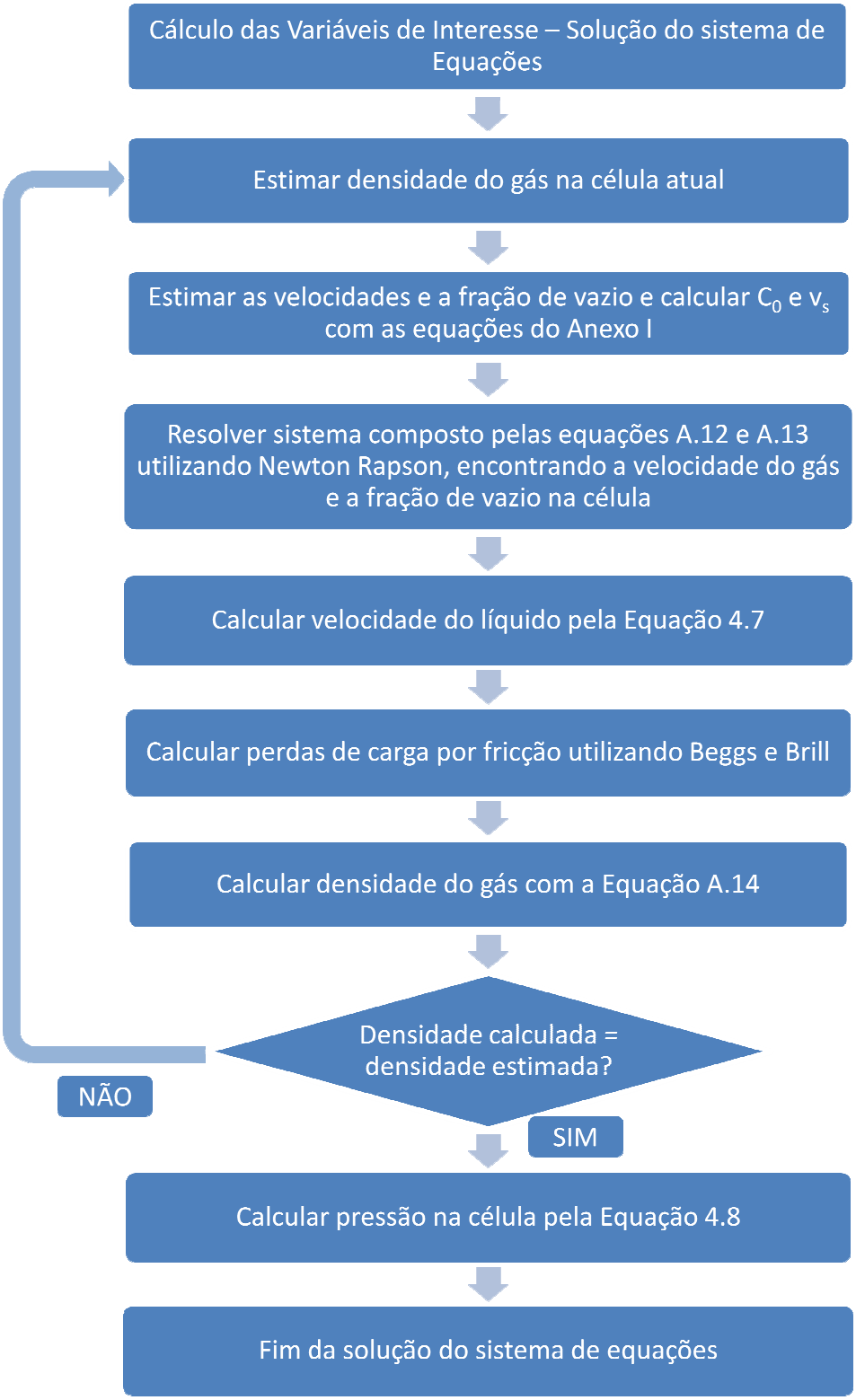

Figura C.6 – Fluxograma da solução do sistema de equações do modelo

Anexo I

Modelos de Deslizamento Entre as Fases

A relação entre as velocidades das fases, é dada por:

$$v_g = C_0\left(\alpha_g v_g + \alpha_l v_l\right) + v_S \qquad \text{I.1}$$

Onde C_0 e v_S são determinados de acordo com o padrão de escoamento. Segundo Lage e Time (2000), para o escoamento no padrão bolhas dispersas ($\alpha_g < 0.25$) tem-se:

$$C_0 = \begin{cases} 1.05 + 0.15\cos^2\theta \rightarrow N_{Fr} < 3.5 \\ 1.2 \rightarrow N_{Fr} \geq 3.5 \end{cases} \qquad \text{I.2}$$

$$v_S = \begin{cases} \left(0.345\cos\theta + 0.54\sin\theta\right)\sqrt{\dfrac{g\left(\rho_l - \rho_g\right)\left(d_e - d_i\right)}{\rho_l}} \rightarrow N_{Fr} < 3.5 \\ \left(0.345\cos\theta + 0.54\sin\theta\right)\sqrt{\dfrac{g\left(\rho_l - \rho_g\right)\left(d_e - d_i\right)}{\rho_l}} \rightarrow N_{Fr} \geq 3.5 \end{cases} \qquad \text{I.3}$$

Onde:

$$N_{Fr} = \frac{\left(v_g \alpha_g + v_l \alpha_l\right)^2}{g\left(d_e - d_i\right)} \qquad \text{I.4}$$

E para o padrão bolha de Taylor ($0.52 < \alpha_g < 0.8$) tem-se:

$$C_0 = 1 \qquad \text{I.5}$$

$$v_S = 1.3685\left[\frac{g\left(\rho_l - \rho_g\right)\sigma}{\rho_l^{\,2}}\right]^{1/4} \cos\theta \qquad \text{I.6}$$

E para o padrão anular ($\alpha_g > 0.90$) tem-se:

$$C_0 = 1 \qquad \text{I.7}$$

$$v_S = 0 \qquad \text{I.8}$$

Para evitar descontinuidades na solução numérica, assumiu-se que os parâmetros variam linearmente com a fração de vazio nos padrões de transição entre o escoamento em bolhas e bolha de Taylor e entre o escoamento em bolha de Taylor e anular.

Anexo II

Fator de compressibilidade – Hall e Yarborough (1973)

A equação para o cálculo do fator de compressibilidade Z pelo método de Hall e Yarborough é dada por:

$$Z = \frac{1 + y + y^2 - y^3}{(1-y)^3} - \left(14{,}7t - 9{,}76t^2 + 4{,}58t^3\right)y + \left(90{,}7t - 242{,}2t^2 + 42{,}4t^3\right)y^{(1{,}18+2{,}82t)} \qquad \text{II.1}$$

Onde :

$$t = 1/T_{pr} \qquad \text{II.2}$$

E y é obtido resolvendo-se a equação:

$$\begin{aligned} &-0{,}06125\,p_{pr}\,t\exp\left[-1{,}2(1-t)^2\right] + \frac{1 + y + y^2 - y^3}{(1-y)^3} - \left(14{,}7t - 9{,}76t^2 + 4{,}58t^3\right)y + \\ &+ \left(90{,}7t - 242{,}2t^2 + 42{,}4t^3\right)y^{(1{,}18+2{,}82t)} = 0 \end{aligned} \qquad \text{II.3}$$

Sendo:

$$T_{pr} = \frac{T}{T_c} \qquad \text{II.4}$$

$$p_{pr} = \frac{p}{p_c} \qquad \text{II.5}$$

$$T_c = 169{,}0 + 314{,}0\gamma_g \qquad \text{II.6}$$

$$p_c = 708{,}75 - 57{,}5\gamma_g \qquad \text{II.7}$$

O método de Hall e Yarborough é aplicável para $1{,}2 < T_{pr} < 3{,}0$ e $0{,}1 < p_{pr} < 24$ com erro absoluto médio de 0,5%.

Anexo III

Cálculo das perdas de carga por fricção na região monofásica

A seguir são apresentados os cálculos das perdas de carga por fricção no espaço anular na região monofásica para três modelos reológicos: newtoniano, de Bingham e de potência.

O cálculo do gradiente de perda de carga por fricção depende de regime de fluxo: laminar ou turbulento. Para verificar o regime de fluxo, calcula-se o gradiente para o regime laminar e para o regime turbulento. O gradiente que apresentar maior valor indica que este é o regime de fluxo atual.

III.1. Modelo Reológico Newtoniano

Para o escoamento laminar o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = \frac{48.\mu.v_L}{(d_e - d_i)^2} \qquad \text{III.1}$$

Para o escoamento turbulento o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = \frac{2.f.\rho_l.v_l^{\,2}}{\sqrt{2/3}.(d_e - d_i)} \qquad \text{III.2}$$

Onde:

$$N_{\mathrm{Re}} = \frac{757.\rho_l.v_l.(d_e - d_i)}{\mu} \qquad \text{III.3}$$

$$f = \frac{0{,}0791}{N_{\mathrm{Re}}^{\;0{,}25}} \qquad \text{III.4}$$

III.2. Modelo Reológico de Bingham

Para o escoamento laminar o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = \frac{32.\mu_p.v_l}{d_e^{\,2} - d_i^{\,2}} + \frac{16.\tau_o}{3.\left(d_e^{\,2} - d_i^{\,2}\right)} \qquad \text{III.5}$$

Para o escoamento turbulento o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = \frac{2.f.\rho_l.v_l^{\,2}}{\sqrt{2/3}.(d_e - d_i)} \qquad \text{III.6}$$

Onde:

$$N_{\mathrm{Re}} = \frac{757.\rho_l.v_l.(d_e - d_i)}{\mu_p} \qquad \text{III.7}$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 4.\log(N_{\mathrm{Re}}.\sqrt{f}) - 0{,}395 \qquad \text{III.8}$$

III.3. Modelo Reológico de Potência

Para o escoamento laminar o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = k.v_l^{\,n}\left(\frac{4}{d_e - d_i}\right)^{n+1}.\left(2 + \frac{1}{n}\right)^{n} \qquad \text{III.9}$$

Para o escoamento turbulento o gradiente de perda de carga em unidades de SI é dado por:

$$F = \frac{2.f.\rho_l.v_l^{\,2}}{\sqrt{2/3}.(d_e - d_i)} \qquad \text{III.10}$$

Onde:

$$N_{\mathrm{Re}} = \frac{109.000.\rho_l.v_l^{\,2-n}}{k}.\left(\frac{0{,}0208*(d_e - d_i)}{2 + 1/n}\right)^{n} \qquad \text{III.11}$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = \frac{4}{n^{0{,}75}}.\log(N_{\mathrm{Re}}.f^{1-n/2}) - \frac{0{,}395}{n^{1{,}2}} \qquad \text{III.12}$$

Anexo IV

Cálculo das perdas de carga por fricção na região bifásica – Beggs e Brill (1973)

A perda de carga por fricção na região bifásica é dada por:

$$F = \frac{f \cdot \rho_{mist} \cdot v_{mist}^{2}}{2.(d_e - d_i)} \qquad \text{IV.1}$$

Onde a velocidade da mistura é calculada por:

$$v_{mist} = v_l \alpha_l + v_g \alpha_g \qquad \text{IV.2}$$

E a densidade da mistura é calculada por:

$$\rho_{mist} = \rho_l \alpha_l + \rho_g \alpha_g \qquad \text{IV.3}$$

O fator de atrito é calculado de acordo com o padrão de escoamento.

IV.1 Determinação do padrão de escoamento

As seguintes variáveis são usadas para determinar o padrão de escoamento da mistura:

- Número de Froude:

$$N_{Fr} = \frac{v_{mist}^{2}}{g \cdot (d_e - d_i)} \qquad \text{IV.4}$$

- Razão volumétrica de líquido

$$H_l = \frac{v_l \alpha_l}{v_l \alpha_l + v_g \alpha_g} \qquad \text{IV.5}$$

- Critérios de transição

$$L_1 = 316 \cdot H_l^{0.302} \qquad \text{IV.6}$$

$$L_2 = 0.0009252 \cdot H_l^{-2.4684} \qquad \text{IV.7}$$

$$L_1 = 0.10 \cdot H_l^{-1.4516} \qquad \text{IV.8}$$

$$L_1 = 0.5 \cdot H_l^{-6.738} \qquad \text{IV.9}$$

O padrão de escoamento é determinado por:

- Segregado: $H_l < 0.01$ e $N_{Fr} < L_1$ ou $H_l \geq 0.01$ e $N_{Fr} < L_2$

- Transição: $H_l \geq 0.01$ e $L_2 \leq N_{Fr} \leq L_3$

- Intermitente: $0.01 \leq H_l < 0.4$ e $L_3 < N_{Fr} \leq L_1$ ou $H_l \geq 0.4$ e $L_3 < N_{Fr} \leq L_4$

- Distribuído: $H_l < 0.4$ e $N_{Fr} \geq L_1$ ou $H_l \geq 0.4$ e $N_{Fr} > L_4$

A razão volumétrica de líquido, considerando uma inclinação qualquer é dada por:

$$H_{l(\phi)} = H_{l(0)} \cdot \psi \qquad \text{IV.10}$$

Onde $H_{l(0)}$ é a razão volumétrica que existiria para as mesmas condições de fluxo, caso este ocorresse em uma tubulação horizontal e é dada por:

$$H_{l(0)} = \frac{aH_l^{\,b}}{N_{Fr}^{\,c}} \qquad \text{IV.11}$$

Onde a, b, c são determinados para cada padrão de fluxo de acordo com a tabela:

Padrão de escoamento	a	b	c
Segregado	0.980	0.4846	0.0868
Intermitente	0.845	0.5351	0.0173
Distribuído	1.065	0.5824	0.0609

Quando o regime de escoamento é de transição, a fração volumétrica de líquido deve ser calculada através da interpolação dos resultados obtidos para o padrão segregado e intermitente.

$$H_{l(0)} = A \cdot H_{l(0)}(segregado) + B \cdot H_{l(0)}(intermitente) \qquad \text{IV.12}$$

Onde:

$$A = \frac{L_3 - N_{Fr}}{L_3 - L_2} \qquad \text{IV.13}$$

$$B = 1 - A \qquad \text{IV.14}$$

O fator de correção ψ para o efeito da inclinação é dado por:

$$\psi = 1 + C \cdot \left[\sin(1.8 \cdot \phi) - \tfrac{1}{3}\sin^3(1.8 \cdot \phi)\right] \qquad \text{IV.15}$$

Onde ϕ é o ângulo da tubulação com a horizontal e C é calculado por:

$$C = (1 - H_l) \cdot \ln\left(d' \cdot H_l^{\,e} \cdot N_{lv}^{\,f} \cdot N_{Fr}^{\,g}\right) \qquad \text{IV.16}$$

Onde d', e, f e g são determinados para cada padrão de fluxo de acordo com a tabela:

Padrão de escoamento	d'	e	f	g
Segregado ascendente	0.011	-3.768	3.539	-1.614
Intermitente ascendente	2.96	0.305	-0.4473	0.0978
Distribuído ascendente	C = 0			
Descendente	4.70	-0.3692	0.1244	-0.5056

E N_{lv} é calculado por:

$$N_{lv} = v_l \alpha_l \left(\frac{\rho_l}{g\sigma}\right)^{0.25} \qquad \text{IV.17}$$

O fator de fricção é obtido pela seguinte equação:

$$f = \frac{1}{\left[2 \cdot \log\left(\dfrac{N_{\mathrm{Re}}}{4.5223 \cdot \log(N_{\mathrm{Re}}) - 3.8215}\right)\right]^2} \cdot e^S \qquad \text{IV.18}$$

Onde:

$$S = \frac{\ln(y)}{-0.0523 + 3.182 \cdot \ln(y) - 0.8725 \cdot \ln^2(y) + 0.01853 \cdot \ln^4(y)} \qquad \text{IV.19}$$

$$y = \frac{H_l}{H_{l(\phi)}{}^2} \qquad \text{IV.20}$$

O número de Reynolds da mistura é dado por:

$$N_{\mathrm{Re}} = \frac{\rho_{mist} v_{mist} (d_e - d_i)}{\mu_{mist}} \qquad \text{IV.21}$$

E a viscosidade da mistura é dada por:

$$\mu_{mist} = \alpha_l \mu_l + \alpha_g \mu_g \qquad \text{IV.22}$$

A viscosidade do gás é calculada pela correlação de Lee *et al*. (1966) apresentada no Anexo V.

Anexo V

Viscosidade do Gás – Lee *et al.* (1966)

A equação apresentada por Lee *et al*. (1966) para a viscosidade de gases naturais é dada por:

$$\mu_g = K \exp\left[X \rho_g^{\ Y}\right] \qquad \text{IV.23}$$

Onde:

$$K = \frac{(9{,}4 + 0{,}02 P_M) T^{1{,}5}}{209 + 19 P_M + T} \qquad \text{IV.24}$$

$$X = 3{,}5 + \frac{986}{T} + 0{,}01 P_M \qquad \text{IV.25}$$

$$Y = 2{,}4 - 0{,}2 P_M \qquad \text{IV.26}$$

Para temperaturas entre 100 e 340ºF e pressões entre 100 e 8.000 psia, a equação acima apresentou um desvio padrão de ±2,69% e um desvio máximo de 8,99% em relação aos dados experimentais apresentados por Lee *et al*. (1966).

Anexo VI

Comportamento das Pressões para o Método do Sondador em Unidades Flutuantes (Santos, 1998)

Na análise do comportamento das pressões são adotadas as seguintes hipóteses simplificadoras:

- As perdas de carga por fricção no espaço anular são desconsideradas;
- A massa do fluido invasor (gás) é bem menor que a do fluido de perfuração;
- O influxo aconteceu durante a perfuração;
- As seções transversais dos espaços anulares tubo-poço e tubo-revestimento são iguais;
- O gás é representado por uma bolha única e não se dispersa no fluido de perfuração;
- O topo do gás está abaixo do topo dos comandos no momento do fechamento do poço;

- A pressão no fundo do poço é mantida constante durante toda a implementação do método do sondador;

A Figura VI.1 mostra o comportamento das pressões durante a primeira circulação do método do sondador (remoção do *kick*) em quatro pontos do sistema de circulação: manômetro do tubo bengala, sapata do último revestimento descido no poço, manômetro da linha de matar e manômetro da linha do *choke*.

Após o fechamento e estabilização do poço e estabilização das pressões de fechamento, as pressões lidas nos manômetros do tubo bengala, do *choke* e da linha de matar são respectivamente SIDPP, SICP e SICP. A pressão na sapata será SICP mais o valor da pressão hidrostática do fluido de perfuração desde a sapata até a superfície.

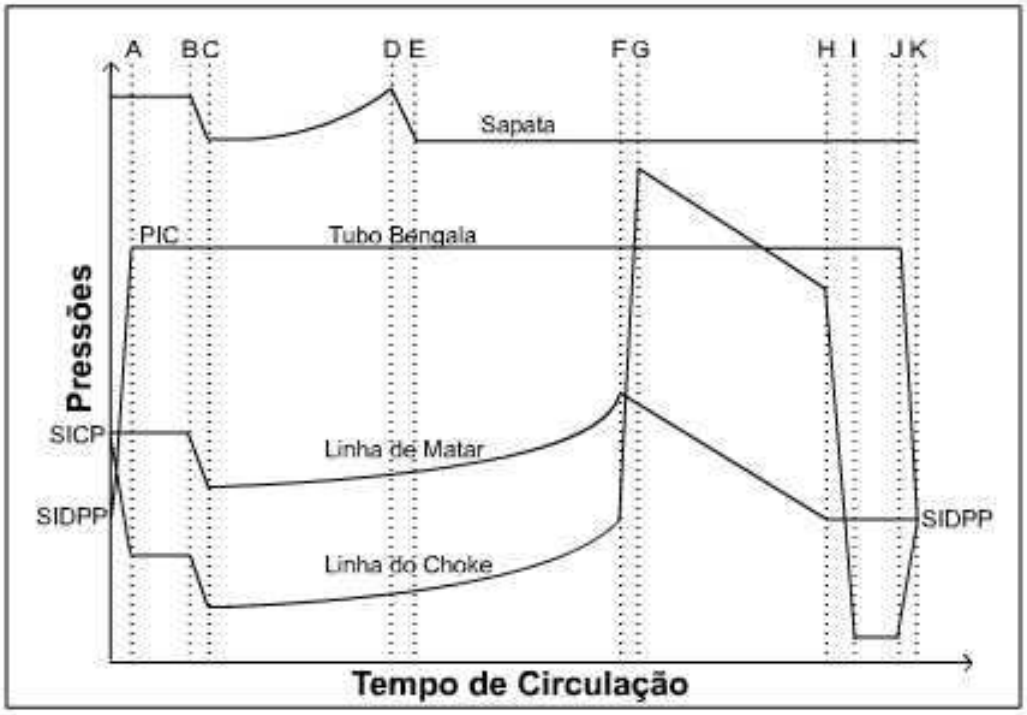

Figura VI.1 – Comportamento das pressões durante a circulação do *kick* (Santos)

Evento A - Neste instante, a vazão reduzida de circulação é estabelecida. A pressão no tubo bengala sobe de SIDPP para PIC devido à adição das perdas de carga por fricção no sistema (PRC). A pressão no manômetro do *choke* é reduzida do valor das perdas de carga na linha do

choke através da abertura do *choke*. Durante a aceleração da bomba até atingir a velocidade reduzida de circulação, as pressões no manômetro da linha de matar e na sapata permanecem constantes. Após este momento, as pressões atuantes nos pontos localizados acima do topo do gás irão aumentar (porém muito pouco) devido à redução da pressão hidrostática do gás no espaço anular causada pela expansão permitida e controlada do *kick*.

Evento B - Neste momento, o topo do gás atinge o topo dos comandos. A partir deste instante, a pressão cai nos manômetros da linha do *choke* e de matar e na sapata do revestimento. A razão da queda é a redução do comprimento da altura de gás no espaço anular que ocorre quando ele passa do anular poço-comandos para o anular poço-tubos (aumento da seção transversal) com o conseqüente aumento da pressão hidrostática no espaço anular. Como a pressão no fundo do poço é constante, as pressões nos pontos posicionados acima do topo do gás reduzem-se. A pressão no tubo bengala permanece constante durante toda a primeira circulação e é igual a PIC.

Evento C - Base do gás no topo dos comandos. A partir deste momento, as pressões na sapata e nos dois manômetros instalados respectivamente nas linhas do *choke* e de matar aumentam gradualmente devido à expansão controlada do gás.

Evento D - Topo do gás na sapata. Este evento corresponde ao ponto de pressão máxima na sapata do revestimento durante a circulação supondo-se que a pressão no fundo do poço é mantida constante. A partir do ponto D, a pressão na sapata reduz-se gradativamente pois a pressão hidrostática existente entre o fundo do poço e a sapata aumenta devido ao encurtamento do trecho de gás abaixo da sapata enquanto a circulação prossegue. As pressões nos manômetros das linhas de *choke* e de matar continuam a subir devido à expansão controlada do gás.

Evento E - Base do gás na sapata. A partir deste instante, a pressão na sapata permanece constante até o final da primeira circulação. Este ponto corresponde ao número de ciclos de bombeio do fundo do poço até a sapata. Após este evento, a máxima pressão permissível a ser observada na superfície passa ser aquela relativa ao equipamento.

Evento F - Topo do gás no BOP submarino. A pressão no manômetro do *choke* aumenta bruscamente após este evento, pois o gás fluindo rapidamente pela linha do *choke* causa uma redução da pressão hidrostática desde o manômetro do *choke* até o fundo do poço. Assim, para manter a pressão no fundo do poço constante, a pressão no manômetro da linha do *choke* deve subir através do fechamento da abertura do *choke.* A pressão no manômetro da linha de matar começa a cair a partir do Evento F, pois com a continuação da circulação, a altura de gás existente entre o fundo do poço e o manômetro da linha de matar diminui aumentando assim a pressão hidrostática neste trecho.

Evento G - Topo do gás na superfície. As pressões caem nos manômetros das linhas de matar e do *choke,* pois com a produção do gás há um aumento de pressão hidrostática no poço. As pressões *na* sapata e no manômetro do tubo bengala permanecem constantes.

Evento H - Base do gás no BOP. Após este instante, a pressão registrada no manômetro do *choke* reduz-se drasticamente devido à abertura rápida do *choke* para compensar o aumento de pressão hidrostática no interior dessa linha causado pela substituição do gás pelo fluido de perfuração. A pressão no manômetro da linha de matar permanece constante após este evento e igual a SIDPP.

Evento I - Base do gás na superfície. Após o Evento I, as pressões permanecem constantes nos três manômetros em consideração: PIC no do tubo bengala, SIDPP no da linha de matar e SIDPP menos as perdas de carga por fricção da linha do *choke* no manômetro do *choke.*

Evento J - Início da desaceleração da bomba. A partir deste instante, a pressão no manômetro do tubo bengala reduz-se enquanto que a no manômetro do *choke* aumenta devido a redução das perdas de carga por fricção na linha do *choke.*

Evento K - Término da primeira circulação. As pressões nos três manômetros em consideração registrarão o valor de SIDPP caso não haja mais gás no poço e/ou pressão trapeada no sistema.

O comportamento das pressões durante a segunda circulação é mostrado na Figura VI.2. Os principais eventos observados são os seguintes:

Evento A - Neste instante, a vazão reduzida de circulação é estabelecida para a segunda circulação. A pressão no tubo bengala sobe de SIDPP para PIC devido à adição das perdas de carga por fricção no sistema (PRC). Através da abertura gradual do *choke*, a pressão no manômetro do *choke* é deixada cair do valor das perdas de carga na linha do *choke*. Durante a aceleração da bomba até atingir a velocidade reduzida de circulação, as pressões no manômetro da linha de matar e na sapata permanecem constantes. Após o Evento A, a pressão lida no manômetro do tubo bengala cai de PIC até o valor de PFC_1 quando a lama nova atingir a broca, para um volume deslocado igual ao do interior da coluna de perfuração. A queda de pressão observada é devido ao amortecimento do poço pelo interior da coluna. No trecho AB, as pressões nos manômetros do *choke* e da linha de matar são mantidas constantes.

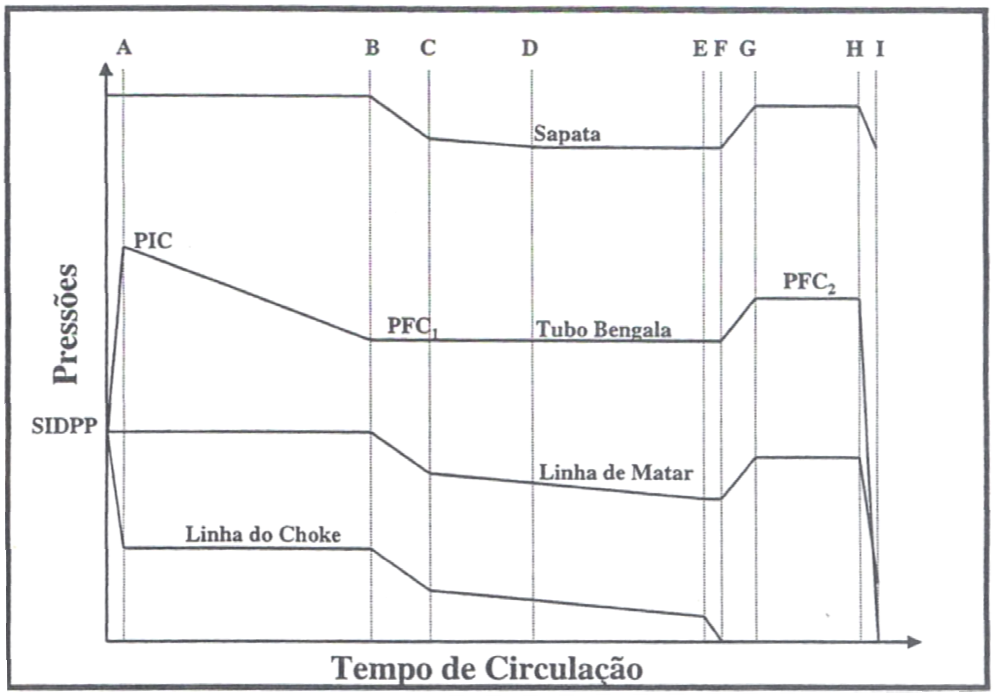

Figura VI.2 – Comportamento das pressões na segunda circulação (Santos)

Evento B - Lama nova chega na broca. A partir deste instante, a pressão no manômetro do tubo bengala deve ser mantida constante em PFC_1. As pressões na sapata e nos manômetros do *choke* e da linha de matar caem devido à abertura gradual do *choke* para compensar a injeção de

fluido mais pesado no interior do espaço anular mantendo assim a pressão no fundo do poço constante. A partir do Evento B, o poço começa a ser amortecido pelo espaço anular.

Evento C - Lama nova no topo dos comandos. A partir deste momento, as pressões na sapata e nos manômetros do *choke* e da linha de matar caem agora numa taxa menor (abertura do *choke* mais lentamente), pois a lama nova flui agora através de um espaço anular mais largo (poço-tubos).

Evento D - Lama nova na sapata do revestimento. A partir do Evento D, a pressão na sapata permanece constante.

Evento E - Lama nova no BOP. A partir deste evento, a pressão no manômetro da linha do *choke* cai devido a abertura rápida do *choke*, pois a taxa de amortecimento aumenta bastante devido ao fluxo da lama nova no interior da linha do *choke*. Após este evento, as pressões na sapata e no manômetro da linha de matar permanecem constantes.

Evento F - Ponto de equilíbrio dinâmico. Neste momento, o *choke* está totalmente aberto e a pressão registrada no manômetro do *choke* é zero. Isto significa que o poço está morto dinamicamente. Como o *choke* já está totalmente aberto, o aumento da pressão de bombeio devido ao deslocamento de um fluido mais pesado no espaço anular não pode ser mais compensado. Assim, as pressões sobem em todos os pontos do sistema a partir deste instante até a lama nova chegar à superfície.

Evento G - Lama nova na superfície. A partir deste instante, as pressões na sapata e nos manômetros do tubo bengala, da linha de matar e do *choke* permanecem constantes. A pressão lida no manômetro do tubo bengala é PFC_2.

Evento H - Início da desaceleração da bomba. A partir deste instante, a pressão no manômetro do tubo bengala cai para zero, enquanto que as pressões na sapata e no manômetro da linha de matar caem devido à redução das perdas de carga por fricção na linha do *choke*.

Evento I - Término da segunda circulação. As pressões nos manômetros do *choke* e do tubo bengala registrarão zero se o poço foi devidamente amortecido.