

da tese defendida por João Otávio Leite Nunes e aprovada
pela comissão julgadora em 22/01/2002
Paulo Roberto Ribeiro
Orientador

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

Estudo do Controle de Poços em Operações de Perfuração em Águas Profundas e Ultra Profundas

Autor: **João Otávio Leite Nunes**
Orientador: **Paulo Roberto Ribeiro**

11/2002

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

200404867

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS**

Estudo do Controle de Poços em Operações de Perfuração em Águas Profundas e Ultra Profundas

Autor: João Otavio Leite Nunes

Orientador: Paulo Roberto Ribeiro

Curso: Ciências e Engenharia de Petróleo

Dissertação de mestrado apresentada à Sub Comissão de Pós Graduação Interdisciplinar de Ciências e Engenharia de Petróleo (FEM e IG), como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2002
S.P. – Brasil

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo do Controle de Poços em Operações de
Perfuração em Águas Profundas e Ultra
Profundas**

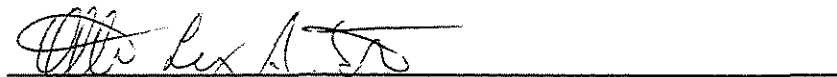
Autor: João Otavio Leite Nunes

Orientador: Paulo Roberto Ribeiro

Banca examinadora:



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



**Dr. Otto Luiz Alcântara Santos
PETROBRAS**



**Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart
UNICAMP/FEM/DEP**

Campinas, 22 de Janeiro de 2002

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha esposa Andréa, aos meus pais Lucília e Ayrton e aos meus sogros Rosa e Carlos, que me deram muito carinho e apoio ao longo desta jornada.

Agradecimentos

A realização deste trabalho contou com o incentivo e apoio de várias pessoas e instituições às quais expresso meus sinceros agradecimentos:

A Deus, pela minha vida e por ter dado a oportunidade trabalhar naquilo que eu amo.

A família, pelo apoio e compreensão durante o tempo de realização deste trabalho.

Ao meu orientador Paulo Roberto Ribeiro, pela ajuda, estímulo e orientação dadas em todas as etapas de meu trabalho.

Ao professor Antonio Carlos Bannwart, pelas preciosas sugestões durante a elaboração deste trabalho.

À Unicamp, pela infra-estrutura disponibilizada.

À Agência Nacional do Petróleo (ANP) pela bolsa de estudos concedida através do programa PRH-ANP/MME/MCT, e ao FNDCT/CTPETRO.

Ao meu amigo André Gustavo Di Palma Cordovil, pela paciência e boa vontade em ensinar-me a programar.

A todos os professores do Departamento de Engenharia de Petróleo que ajudaram, direta ou indiretamente, na realização deste trabalho.

A todos os companheiros, amigos do Departamento de Engenharia de Petróleo, em especial à Fátima Sueli Simões Lima, Alice Kiyoka Obata, Délcio Ribeiro da Silva e Leandro Augusto Fernandes, pelos bons momentos e pela grande ajuda que me deram ao longo deste trabalho.

*Bem-aventurados os pacíficos, porque serão
chamados filhos de Deus
(Mateus, 5:9)*

Resumo

NUNES, João Otavio Leite. *Estudo do Controle de Poços em Operações de Perfuração em Águas Profundas e Ultra Profundas*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 136 p. Dissertação (Mestrado)

O controle de poço sempre foi um assunto muito importante na exploração e exploração de óleo e gás, pois envolve aspectos econômicos, de segurança de pessoas e questões ambientais. O avanço das explorações *offshore*, particularmente em águas profundas e ultra-profundas, tem aumentado cada vez mais a relevância do controle de *kicks* e prevenção de *blowouts*. Práticas de perfuração largamente utilizadas têm sido otimizadas e reavaliadas, então novas tecnologias têm sido desenvolvidas para tratar problemas relacionados a operações de perfuração em águas profundas, tal como uma prática de controle de poço confiável e eficiente. Este esforço é de grande importância em países como o Brasil, que tem a maior parte da produção de óleo e gás em campos *offshore*, sendo que a maioria dos campos localiza-se em águas profundas e ultra-profundas. Considerando-se tal cenário, um modelo matemático foi desenvolvido para simular um *kick* de gás e prever a variação de pressão na linha do *choke* e no espaço anular de um poço, durante uma situação de controle de poço em águas profundas. Considerações sobre o efeito da geometria do poço, perdas de carga por fricção, expansão do influxo e modelagem bifásica foram implementadas. O efeito de algumas variáveis no controle de poço, tais como o *pit gain*, lâmina d'água, densidade e reologia do fluido de perfuração e vazão de bombeio foram estudadas.

Palavras Chaves: Águas Profundas, Controle de Poço, Perfuração, Kick

Abstract

NUNES, João Otavio Leite. *Study of Well Control in Deep and Ultra Deepwaters Drilling Operations*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 136 p. Dissertation (MSc.)

Well control has always been a very important issue in the oil and gas exploitation business, since it involves money savings, people safety and environment threatening. The advancement of the exploration frontiers from onshore to offshore fields, particularly, deep and ultra-deep waters, has increased even more the relevance of kick control and blowout prevention during drilling operations. Widely used drilling practices have been optimized and re-evaluated, so have new technologies been developed to handle specific issues related to deepwater drilling operations, such as reliable and efficient well control practices. This effort has great importance to some countries like Brazil, which have most part of their oil and gas production concentrated on offshore wells, about of those reserves are located in deepwaters. Regarding such scenario, a mathematical model has been developed to simulate a gas kick and predict the pressure variation in the choke line and the annular space of the well during well control situation in deepwater scenarios. Considerations regarding the effects of wellbore geometry, frictional pressure losses, influx expansion, and two-phase flow aspects have been implemented in the present model. The effects of some variables in well control, such as the pit gain, water depth, mud weight and rheology and pump flow rate have been studied.

Key words: Deepwater, Well Control, Drilling, Kick

Índice

Lista de Figuras.....	xiii
-----------------------	------

Lista de Tabelas.....	xvi
-----------------------	-----

Nomenclatura.....	xvii
-------------------	------

1. Introdução.....	1
--------------------	---

1.1 Objetivo do trabalho.....	6
-------------------------------	---

1.2 Organização do trabalho.....	6
----------------------------------	---

2. Revisão Bibliográfica.....	7
-------------------------------	---

2.1. Modelos de Escoamento Bifásico Gás-Líquido.....	7
--	---

2.1.1. Escoamento Bifásico Vertical Ascendente.....	10
---	----

2.1.2 Escoamento Bifásico Inclinado e Horizontal.....	19
---	----

2.2 Simuladores de <i>Kicks</i>	27
---------------------------------------	----

2.2.1 Comentários Finais.....	42
-------------------------------	----

2.3 Evolução do Conceito de Tolerância ao <i>Kick</i>	43
---	----

3. Desenvolvimento do Modelo.....	55
3.1 Cálculo da fração média inicial de gás.....	57
3.2 Determinação da pressão da formação.....	58
3.3 Determinação do comprimento inicial do <i>kick</i>	58
3.4 Cálculo da velocidade do topo da região bifásica.....	59
3.5 Cálculo da velocidade da base da região bifásica.....	61
3.6 Determinação das pressões no espaço anular.....	62
3.7 Cálculo das perdas de carga na região monofásica.....	67
3.8 Estudo da posição da válvula de <i>choke</i> durante a circulação de um <i>kick</i>	68
3.9 Organização básica do programa.....	69
4. Resultados do modelo.....	73
4.1 Evolução do modelo proposto.....	73
4.2 Comparações dos resultados obtidos com outros simuladores existentes.....	75
4.3 Análise da Tolerância ao <i>kick</i>	83
4.4 Considerações finais.....	84
5. Análise de influência de parâmetros do modelo.....	85
5.1 Efeito do volume inicial do <i>kick</i>	87
5.2 Efeito da lâmina d'água.....	87
5.3 Efeito da vazão de circulação.....	88
5.4 Efeito da massa específica do fluido de perfuração.....	89

5.5 Efeito das propriedades reológicas do fluido de perfuração.....	90
5.6 Efeito do diâmetro da linha do <i>choke</i>	92
5.7 Efeito do gradiente geotérmico.....	92
5.8 Efeito da inclinação do poço.....	93
5.9 Comentários finais.....	95
 6. Conclusões e Recomendações.....	 96
6.1 Conclusões.....	96
6.2 Recomendações para trabalhos futuros.....	98
 Referências Bibliográficas.....	 99
 Anexos.....	 106
I. Dedução das equações do texto.....	106
II. Cálculo das perdas de carga por fricção na região monofásica.....	111
III. Desenvolvimento dos modelos de velocidade (Ohara,1995).....	118
 Apêndices.....	 129
A. Correlação de Beggs-Brill (1973).....	129
B.Cálculo da viscosidade do gás(Lee <i>et al.</i> ,1958).....	134
C. Modelo de Tolerância ao <i>kick</i> (Ohara,1995).....	135

Lista de Figuras

Figura 1.1 : Recordes Mundiais de produção marítima.....	2
Figura 1.2 : Esquema de um poço em situação de <i>kick</i>	3
Figura 2.1 : Padrões de escoamento para tubos verticais.....	8
Figura 2.2 : Padrões de escoamento para tubos horizontais.....	10
Figura 2.3 : Modelo assumido para uma bolha de gás subindo pelo espaço anular.....	13
Figura 2.4 : Constantes K_1 e K_2	14
Figura 2.5 : Mapa de padrões de escoamento, para uma mistura ar-água.....	14
Figura 2.6 : Regimes no escoamento bifásico vertical em um anular.....	16
Figura 2.7 : Esquema do poço escola 9-PE-2-TQ-BA.....	17
Figura 2.8 : Seção de testes.....	20
Figura 2.9 : Comparação das velocidades obtidas pelo modelo e os dados experimentais, para poço vertical.....	20
Figura 2.10 : Comparação das velocidades obtidas pelo modelo e os dados experimentais, para poço com inclinação de 80°	21
Figura 2.11 : Gráfico de Zuber-Findlay para tubo vertical e escoamento ar-água.....	24
Figura 2.12 : Comparação entre o modelo de LeBlanc e Lewis e dados de campo.....	27
Figura 2.13 : Efeito da perda de carga.....	28
Figura 2.14 : Distribuição do <i>kick</i> no anular.....	29
Figura 2.15 : Comparação entre o simulador e os dados de campo.....	30
Figura 2.16 : Perfil de pressão na coluna de perfuração para um controlador “novato”.....	33
Figura 2.17 : Perfil de pressão na coluna de perfuração para um controlador “experiente”.....	34
Figura 2.18 : Reprodução da Pressão no Revestimento e o Perfil de <i>Pit Gain</i>	35
Figura 2.19 : Comparação entre os modelos de Santos e Negrão – poços normais.....	36

Figura 2.20 : Comparação entre os modelos de Santos e Negrão -poços delgados.....	37
Figura 2.21 : Resultados obtidos por Lage (1990).....	38
Figura 2.22 : Esquema dos poços no exemplo de Santos (1991).....	39
Figura 2.23 : Pressão no <i>choke</i> para poços verticais e horizontais.....	39
Figura 2.24 : Pressão na sapata para poços verticais e horizontais.....	40
Figura 2.25 : <i>Pit Gain</i>	41
Figura 2.26 : Pressão no poço normalizada.....	41
Figura 2.27 : Perfil triangular de distribuição de gás ao longo do poço.....	42
Figura 2.28 : Esquema detalhado de um poço em situação de <i>kick</i>	44
Figura 2.29 : Efeito da profundidade e do volume do <i>kick</i> na tolerância ao <i>kick</i>	46
Figura 2.30 : Tolerância ao <i>kick</i> versus <i>Pit Gain</i>	49
Figura 2.31 : Efeito do aumento do peso de lama na tolerância ao <i>kick</i>	49
Figura 2.32 : Efeito da expansão do influxo na tolerância ao <i>kick</i>	50
Figura 2.33 : Pressão de poros para águas profundas.....	51
Figura 2.34 : Comparação dos resultados do modelo de Ohara com um simulador comercial para o poço CES-112.....	52
Figura 3.1 : Um dos esquemas de poço considerados no modelo.....	57
Figura 3.2 : Representação de um <i>kick</i> em um poço vertical para o modelo proposto.....	59
Figura 3.3 : Curva CV versus porcentagem de abertura para uma válvula de <i>choke</i> Cameron CC20.....	68
Figura 3.4 : Diagrama para a determinação da porcentagem de abertura da válvula do <i>choke</i>	69
Figura 3.5 : Diagrama básico dos componentes do programa KICK.....	71
Figura 3.6 : Fluxograma simplificado para o cálculo das pressões na superfície em condições estáticas (SICP) e durante a circulação do <i>kick</i>	72
Figura 4.1 : Esquema de poço com geometria constante.....	74
Figura 4.2 : Evolução do modelo proposto.....	75
Figura 4.3 : Comparação entre o modelo proposto e os modelos de Santos (1982) e Negrão (1989).....	76
Figura 4.4 : Esquema de poço com geometria variável.....	78
Figura 4.5 : Comparação entre os modelos – pressão no <i>choke</i> (lâmina d'água de 550 m).....	80

Figura 4.6 : Comparação entre os modelos– <i>pit gain</i> (lâmina d'água de 550 m).....	80
Figura 4.7 : Comparação entre os modelos– pressão no <i>choke</i> (lâmina d'água de 1000 m).....	81
Figura 4.8 : Comparação entre os modelos– <i>pit gain</i> (lâmina d'água de 1000 m).....	81
Figura 4.9 : Comparação entre os modelos-pressão no <i>choke</i> (lâmina d'água de 2000 m).....	82
Figura 4.10 : Comparação entre os modelos- <i>pit gain</i> (lâmina d'água de 2000 m).....	82
Figura 4.11 : Comparação dos resultados do modelo proposto com o modelo de Ohara e com um simulador comercial para o poço CES-112.....	83
Figura 5.1 : Esquema do poço utilizado nas simulações.....	86
Figura 5.2 : Efeito do volume inicial do <i>kick</i>	87
Figura 5.3 : Efeito da lâmina d'água.....	88
Figura 5.4 : Pressão no <i>choke</i> para o caso de lâmina d'água ultraprofunda.....	88
Figura 5.5 : Efeito da vazão de circulação.....	89
Figura 5.6 : Efeito da massa específica do fluido de perfuração.....	90
Figura 5.7 Efeito do índice de consistência.....	91
Figura 5.8 : Efeito do índice de comportamento.....	91
Figura 5.9 : Efeito do diâmetro da linha do <i>choke</i>	92
Figura 5.10 : Efeito do gradiente geotérmico.....	93
Figura 5.11 : Esquema do poço inclinado.....	94
Figura 5.12 : Comparação entre poços vertical e inclinado.....	94
Figura 5.13 : Comparação entre poços vertical e horizontal.....	95
Figura 6.1 : Esquema da evolução do modelo proposto.....	97

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 : Comparação entre os parâmetros para escoamento pistonado.....	19
Tabela 2.2 : Comparação entre os parâmetros para escoamento pistonado inclinado.....	26
Tabela 2.3 : Efeito de cada variável na circulação do <i>kick</i> (Santos, 1982).....	31
Tabela 2.4 : Desempenho computacional do modelo (Podio e Yang, 1986).....	35
Tabela 2.5 : Principais características dos modelos de <i>kicks</i>	43
Tabela 2.6 : Efeito da Manobra e Margem de Segurança na tolerância ao <i>kick</i>	45
Tabela 2.7 : Fatores de Segurança Utilizados no Mar de Beaufort.....	47
Tabela 4.1 : Evolução do modelo.....	73
Tabela 4.2 : Dados padrão para poços com geometria constante.....	74
Tabela 4.3 : Dados padrão para poços com geometria variável.....	77

Nomenclatura

Letras Latinas

A_f	área efetiva de fricção da válvula de choke	m^2
C_{an}	capacidade do anular	m^3/m
C_o	fator de distribuição (Nicklin <i>et al.</i> , 1962)	
D	profundidade verdadeira do poço	m
D_f	profundidade da formação mais fraca	m
d	diâmetro do tubo	m
d_{cl}	diâmetro da linha do <i>choke</i>	m
d_e	diâmetro externo do anular	m
d_i	diâmetro interno do anular	m
d_{ep}	diâmetro equiperiférico ($d_e + d_i$)	m
d_{eq}	diâmetro equivalente ($d_e - d_i$)	m
$\frac{dp}{dt}$	variação de pressão durante a migração do gás (Johnson e Cooper, 1993)	Pa/s
$\frac{dp_{ba}}{dL}$	Gradiente de perda de carga abaixo do <i>kick</i>	Pa/m
$\frac{dp_{ta}}{dL}$	Gradiente de perda de carga acima do <i>kick</i>	Pa/m
$\frac{dp_{bi}}{dL}$	Gradiente de perda de carga na região bifásica	Pa/m
$\frac{dp_{cl}}{dL}$	Gradiente de perda de carga na linha do <i>choke</i>	Pa/m

$\frac{dp_{clt}}{dL}$	Gradiente de perda de carga na linha do <i>choke</i> acima do kick	Pa/m
E	parâmetros estatísticos relacionados ao erro	%
f	fator de fricção	
f_{bi}	fator de fricção bifásico	
g	aceleração da gravidade	m/s ²
g_c	fator de conversão	9.807 kg.m/kgf.s ²
$\bar{H}(1)$	fração média inicial de líquido	
Hl	Holdup de líquido	
H_{ns}	Holdup de líquido (sem deslizamento)	
H_{slug}	Holdup no pistão de líquido	
He	número de Hedstrom	
Hb	altura da base do influxo	m
Ht	altura do topo do influxo	m
H_k	comprimento do influxo	m
K	índice de consistência do fluido	Pa s ⁿ
K_{if}	Tolerância ao <i>kick</i> (Chenevert,1983)	kg/m ³
K1	Constante adimensional dependente da geometria do espaço anular (Griffith,1964)	
K2	Constante adimensional dependente da geometria do espaço anular (Griffith,1964)	
Kt	tolerância ao kick em poço fechado	kg/m ³
K_{tc}	tolerância ao kick na circulação	kg/m ³
K_g	coeficiente de deslizamento do gás	
L	comprimento	m
$\dot{m}$	vazão mássica	kg/s
N_r	número de Reynolds	
N_{rb}	número de Reynolds da bolha (Rader <i>et. al.</i> ,1975)	
n	índice de comportamento do fluido	
ne	coeficiente de enxame	
n_{mol}	número de moles	
N_{Fr}	número de Froude ($N_{Fr} = \frac{v^2}{g \cdot dep}$)	

P	pressão	Pa
$\bar{P}$	pressão média	Pa
Pb	pressão na base da região bifásica	Pa
Pt	pressão no topo da região bifásica	Pa
MS	margem de segurança	Pa
pb(t)	pressão no sensor de fundo em função do tempo	Pa
pt(t)	pressão no sensor de topo em função do tempo	Pa
P_{sf}	Margem de segurança (Wilkie e Bernard,1981)	Pa
q_g	vazão de gás	m ³ /s
q_l	vazão de líquido	m ³ /s
Q	vazão de lama bombeada	m ³ /s
R	razão entre os diâmetros interno e externo do espaço anular (d_i/d_e)	
ra	razão entre os raios interno e externo do espaço anular (r_i/r_e)	
T	temperatura	°C
t_{off}	tempo decorrido entre o início do <i>kick</i> e o fechamento do poço	s
v_g	velocidade do gás	m/s
v_{gm}	velocidade superficial da lama	m/s
v_{gs}	velocidade superficial do gás	m/s
v_b	velocidade da base da região bifásica	m/s
v_{bt}	velocidade da bolha de Taylor	m/s
v_{bo}	velocidade da bolha	m/s
v_m	velocidade da lama	m/s
v_{mixt}	velocidade da mistura	m/s
v_{slip}	velocidade de deslizamento	m/s
V_{tpr}	volume inicial da região bifásica	m ³
v_{∞}	velocidade de ascensão de uma bolha em um meio infinito (Harmathy, 1960)	m/s
v_t	velocidade do topo da região bifásica	m/s
$v_t(\theta)$	velocidade da bolha de Taylor em função da inclinação	m/s
$v_t(\theta,r)$	velocidade da bolha de Taylor em função do raio e da inclinação	m/s
$V_k(1)$	volume inicial de gás	m ³

V_{tpi}	volume inicial da região bifásica.	m^3
y	perda de carga por fricção (Lage, 2000)	Pa/m
W_d	lâmina d'água	m
Z	fator de compressibilidade do gás	

Letras gregas

α	fração de vazio ou de gás	
γ_g	densidade do gás ($\text{ar}=1$)	
$\Delta\rho$	diferença entre as massas específicas do líquido e do gás ($\rho_m - \rho_g$)	kg/m^3
$\Delta\rho_{\text{kt}}$	margem de pressão de poro	kg/m^3
ρ_{eq}	densidade equivalente (Chenevert, 1983)	kg/m^3
ρ_g	massa específica do gás	kg/m^3
ρ_{kt}	tolerância ao kick segundo Santos (1998)	kg/m^3
ρ_m	massa específica da fase líquida (lama)	kg/m^3
ρ_{mixt}	massa específica da mistura	kg/m^3
ρ_{sf}	margem de segurança expressa em densidade de lama equivalente	kg/m^3
ρ_{sg}	Gradiente de Surgimento de Pressão (Wilkie e Bernard, 1981)	kg/m^3
ρ_p	pressão de poro expressa em densidade de lama equivalente	kg/m^3
ρ_t	gradiente de manobra	kg/m^3
ρ_{sg}	gradiente de sobrepressão	kg/m^3
σ	tensão superficial na interface gás-líquido	N/m
$\partial p / \partial z$	gradiente de pressão	Pa/m
$(\partial p / \partial z)_f$	gradiente de pressão devido ao atrito	Pa/m
$\alpha(t)$	fração de gás em função do tempo	
θ	inclinação do poço em relação à vertical	grau
θ_{300}	leitura do reômetro FANN VG-Meter à uma rotação de 300 rpm	
θ_{600}	leitura do reômetro FANN VG-Meter à uma rotação de 600 rpm	
ϕ	ângulo de desvio do poço em relação à horizontal ($90^\circ - \theta$)	grau
μ_m	viscosidade da fase líquida (lama)	Pa.s

μ_{mixt}	viscosidade da mistura	Pa.s
μ_g	viscosidade do gás	Pa.s
μ_p	viscosidade plástica	Pa.s
τ_y	limite de escoamento	kg/(m.s ²)

Subscritos

a	média
aa	média absoluta
b	bolha
sd	desvio padrão

Siglas

BHP *Bottom Hole Pressure* (pressão no fundo do poço)

BOP *Blowout Preventer* (preventor de erupção)

MD *Measure Depth* (Profundidade Medida)

SICP *Shut in Casing Pressure* (Pressão no revestimento no momento do fechamento)

SIDPP *Shut in Drill Pipe Pressure* (Pressão na coluna de perfuração no momento do fechamento)

TVD *True Vertical Depth* (Profundidade Vertical Real)

Capítulo 1

Introdução

A exploração em águas profundas e o desenvolvimento dos conceitos relativos a esta atividade têm mudado muito com o passar dos anos. Nos anos 60, por exemplo, a exploração e o desenvolvimento de campos *offshore* eram restritos a lâminas d'água de 46 m. O desafio maior nesta época era superar a marca de 50m de profundidade. Atualmente, profundidades de 400 m são consideradas águas profundas e acima de 1000 m são consideradas águas ultraprofundas (Ohara, 1995).

Atualmente, o Brasil é um dos líderes na perfuração e produção em águas profundas. Essa liderança deve-se ao fato de 75 % da produção nacional estar localizada na Bacia de Campos, litoral norte do Rio de Janeiro, sendo que, 73% das reservas localizam-se em águas profundas e ultra profundas (Martins, Santos e de Paula, 2000). As atividades de perfuração em águas profundas no Brasil foram estimuladas pela descoberta do campo de Albacora, em 1984, em lâmina d'água que varia de 293 a 1900 m. Em 1985, foi descoberto o campo de Marlim, através do poço pioneiro 1-RJS-219A, em lâmina d'água de 823 m.

Em 1994, foi completado e colocado em produção o poço Marlim – 4 em lâmina d'água de 1027m. Em 1996, foi descoberto o campo gigante de Roncador, que se estende em lâmina d'água de 1500 a 1900 m. Até a elaboração desse trabalho, o recorde mundial de perfuração em águas profundas é de 2925 m (9727 ft), localizado no Golfo do México, atingido em outubro de 2001, pela *Transocean Sedco Forex*, a serviço da *Unocal Corporation*.

A Figura 1.1 mostra a evolução da exploração marítima de 1977 a 1998:

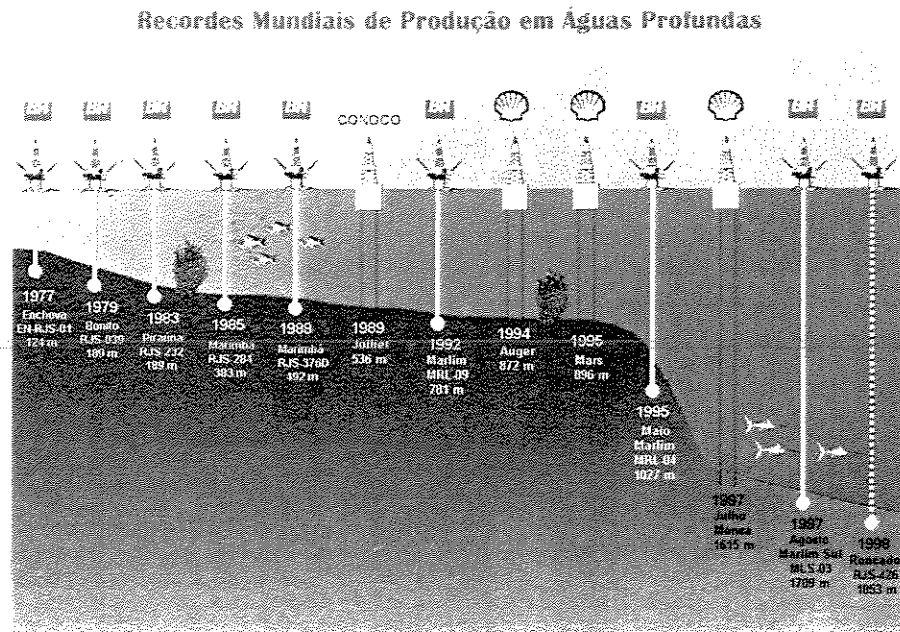


Figura 1.1 – Recordes mundiais de produção marítima (Petrobrás)

Nas operações de perfuração em águas profundas, um controle rigoroso de todos os parâmetros de perfuração, somados a um projeto e um programa de perfuração bem detalhados são fatores de extrema importância, nos aspectos ambientais, econômicos e de segurança. Uma preocupação permanente nessas operações é o controle de *kicks* e prevenção de *blowouts*.

Kick é um influxo indesejável do fluido da formação para o interior do poço, devido a uma pressão no poço menor do que a pressão de uma formação que está sendo perfurada, (Oliveira, Arruda e Negrão, 1988). Uma vez detectado o *kick*, o poço deve ser fechado e o fluido deve ser circulado para fora do poço. Se antes ou durante a remoção do *kick* o controle do poço é perdido, tem-se uma situação de *blowout*. Embora a maioria dos *kicks* seja controlada, um *blowout* ocasional pode resultar em severas perdas de equipamentos e do próprio poço, bem como a perda de vidas humanas. Em cenários *offshore*, as situações de *blowouts* são mais críticas, devido à segurança do pessoal da sonda e risco de poluição. A Figura 1.2 mostra um poço em situação de *kick*.

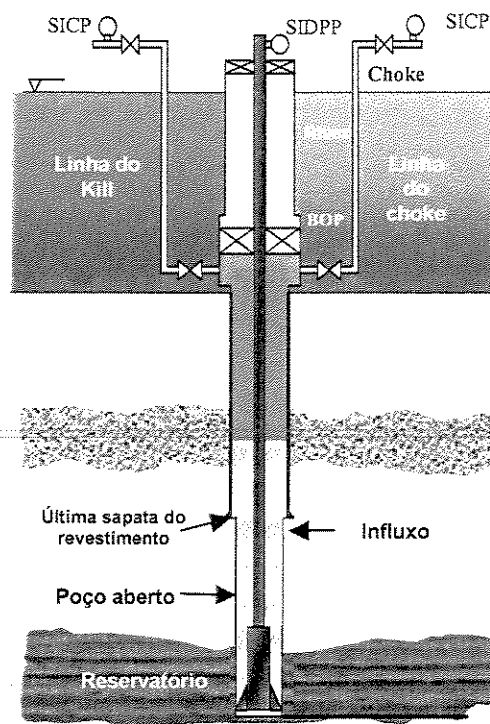


Figura 1.2 – Esquema de um poço em situação de *kick*

As principais causas de *kicks* são:

- Falta de ataque ao poço: falha de pessoal em manter o poço cheio de lama, durante a retirada da coluna do poço;
- Perdas de circulação: A lama flui do poço para a formação, diminuindo o nível de fluido no poço e, conseqüentemente, a pressão hidrostática também cai, podendo ocasionar um *kick*;
- Pressões anormais e peso de lama insuficiente: Se uma zona de pressão anormal não for detectada a tempo e o peso de lama não for aumentado, um *kick* irá ocorrer quando for atingida uma formação permeável;

- Pistoneio: Durante a manobra de retirada da coluna, esta pode exercer um efeito de pistão no poço, fazendo com que a pressão no fundo do poço caia, permitindo a invasão do fluido da formação.

Os fatores fundamentais para sucesso na perfuração em águas profundas são: (a) um projeto de poço e um plano de perfuração detalhados (b) controle rigoroso dos parâmetros de perfuração com o objetivo de evitar *kicks*, perdas de circulação, e *underground blowouts* (o influxo migra da formação para uma outra mais superficial). Um *underground blowout* pode ser especialmente caro o que é altamente indesejável.

Os métodos de controle de poço consistem em circular o influxo para fora do poço mantendo a pressão no seu interior maior que a pressão da formação, a fim de evitar influxos adicionais. Uma vez detectado o *kick* (normalmente pelo aumento do volume de lama nos tanques), o poço deve ser fechado.

Os principais métodos de fechamento são:

- Fechamento Brusco (*Hard Shut-in*): Neste método, o *choke* deve estar fechado ao se fechar o BOP;
- Fechamento Lento (*Soft Shut in*): O *choke* está aberto ao se fechar o BOP.

Lage *et al.* (1994) afirmaram que o método de fechamento lento, bem como o procedimento de *flow check* (as bombas de lama são desligadas para observar a ocorrência de fluxo de lama na superfície), causam um influxo adicional, devido à demora para o fechamento do poço, ocasionando assim um aumento no perfil de pressões na superfície durante o fechamento e durante a circulação do *kick*.

Os principais métodos de controle de *kicks* são:

- Método do Sondador (*Driller's Method*): consiste em primeiro expulsar o fluido invasor usando a lama original e, em seguida, bombear lama nova até encher o poço;
- Método do Engenheiro (*Wait and Weight Method*): a circulação do fluido invasor é feita já com lama nova, isto é, após proceder-se ao aumento de peso;

O método do sondador é mais utilizado, devido a sua simplicidade. O método do engenheiro é mais complexo e depende do preparo de lama nova para ser injetado, que pode ser demorado.

De acordo com Ohara e Bourgoyne (1998), as operações de perfuração em águas profundas apresentam problemas especiais tais como baixos gradientes de fratura, alta perda de carga por fricção na linha de *choke*, formações de permeabilidade geralmente altas, além de problemas nas operações de desconexão de emergência do *riser* (tubulação que liga a cabeça do poço à sonda de perfuração, pelo qual a coluna desce até o fundo do mar e por onde são removidos os cascalhos durante a perfuração). Como resultado, devem ser desenvolvidos técnicas novas e modelos mais confiáveis para ajudar nos critérios de projeto do poço, detecção de *kicks*, operações de controle de poço, e plano de contingência em casos de *blowout*.

O conceito de tolerância ao *kick* mostrou-se uma poderosa ferramenta que pode ser usada durante o projeto do poço, junto com os gradientes de pressão de poro e de fratura, para determinar a profundidade de assentamento das sapatas de revestimento. Além do mais, a tolerância ao *kick* pode ser usada durante a perfuração para calcular o risco de fratura da formação exposta mais fraca, se um *kick* foi tomado e circulado, o que poderia levar a um *underground blowout*. Considerando este parâmetro, pode-se tomar a decisão de se antecipar ou não a descida do revestimento.

1.1 Objetivos do Trabalho

Baseado no cenário descrito anteriormente, esse trabalho visou basicamente:

- Desenvolver um simulador de *kicks* que trate situações de controle de poço em cenários *offshore* em águas profundas e ultraprofundas;
 - Simular casos de *kicks* em ambiente *offshore* em águas profundas, comparando com resultados obtidos por outros simuladores;
-
- Estudar a influência dos parâmetros mais importantes no controle de poço nos perfis de pressões.

1.2 Organização do trabalho

O presente trabalho está organizado da seguinte maneira:

- Uma revisão bibliográfica, abrangendo os principais modelos de escoamento bifásico vertical ascendente, inclinado e horizontal, os principais modelos matemáticos de *kicks*, além de uma revisão dos principais trabalhos sobre tolerância ao *kick*;
- Apresentação detalhada do modelo matemático proposto;
- Comparação dos resultados obtidos no modelo proposto com resultados obtidos em simuladores já existentes;
- Análise paramétrica utilizando os resultados obtidos pelo modelo proposto.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo é apresentada uma ampla revisão bibliográfica, dividida da seguinte forma:

- Uma revisão abrangendo os principais modelos de escoamento bifásico vertical ascendente, inclinado e horizontal;
- Os principais modelos matemáticos de *kicks*;
- Revisão dos principais trabalhos sobre tolerância ao *kick*.

2.1 Modelos de Escoamento Bifásico Gás-Líquido

Para o desenvolvimento de um modelo matemático de *kicks* confiável, e que apresente resultados mais próximos possíveis da realidade, é primordial uma modelagem adequada do escoamento bifásico, seja os escoamentos verticais ascendente, inclinados ou horizontais. O escoamento bifásico vertical ascendente é importante para modelos em que se assume um cenário de poço vertical. Já o escoamento bifásico horizontal é útil para modelos de *kicks* em que se consideram poços horizontais ou altamente inclinados.

Existem, basicamente, quatro padrões de escoamento vertical ascendente (Taitel, Barnea e Dukler, 1980), de acordo com a Figura 2.1:

- Bolhas (*Bubble Flow*): caracteriza-se por uma fase gasosa escoando na forma bolhas dentro da fase líquida contínua, formando um meio homogêneo;
- Pistonado (*Slug Flow*): O escoamento pistonado é caracterizado pela formação de grandes bolhas que ocupam quase toda a seção transversal do tubo. Essas bolhas são conhecidas como Bolhas de Taylor. As bolhas de Taylor apresentam comprimento várias vezes maior que o diâmetro do tubo e se movimentam para cima intercaladas por tampões de líquido;
- Agitante (*Churn Flow*): É caracterizado por um escoamento aleatório. Neste regime, a mudança da fase contínua líquida para a de gás ocorre em alguns pontos. Em tubos com comprimentos maiores, ocorre um movimento oscilatório ascendente e descendente do líquido. Esse padrão ocorre entre os padrões pistonado e anular;
- Anular (*Annular Flow*): A fase contínua é a de gás contendo pequenas gotas de líquido no seu interior. A parede do tubo é coberta por um filme líquido, mas a fase gasosa tem maior influência na perda de carga.

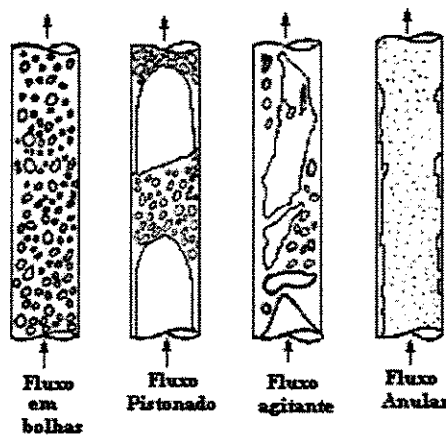


Figura 2.1 - Padrões de escoamento para tubos verticais
(Taitel, Barnea e Dukler, 1980).

Para o escoamento bifásico horizontal, existem sete padrões básicos (Hewitt, 1982), de acordo com a Figura 2.2:

- Bolhas (*Bubble Flow*): padrão semelhante ao padrão bolha para o escoamento vertical, porém a distribuição das bolhas não é simétrica, concentrando-se na parte superior do tubo;
- Estratificado (*Stratified Flow*): o líquido escoar na região inferior do tubo, enquanto que o gás escoar pela parte superior do tubo. Este padrão ocorre devido ao efeito da gravidade, provocado pela diferença de massas específicas do gás e do líquido;
- Estratificado Ondulado (*Stratified Wavy Flow*): obtido a partir do padrão estratificado, devido o aumento da vazão de gás. Caracteriza-se pela formação de ondas na interface gás-líquido;
- Bolhas alongadas (*Plug Flow*): semelhante ao padrão pistonado para escoamento vertical, porém em escoamento horizontal, as bolhas deslocam-se junto à parede superior, devido ao empuxo. Neste padrão, ao contrário do padrão pistonado, não se observam bolhas distribuídas na fase líquida;
- Pistonado (*Slug Flow*): forma-se a partir do padrão estratificado ondulado, devido o aumento da vazão de líquido. As ondas vão se tornando mais altas passando a atingir a parte superior do tubo, até que as cristas das ondas se unam formando um contato permanente com a parede superior;
- Semi – Pistonado (*Semi Slug Flow*): é considerado pela maioria dos autores apenas como uma transição entre os padrões pistonado e anular;
- Anular (*Annular Flow*): semelhante ao padrão anular para escoamento vertical, porém o filme líquido na parede inferior do tubo apresenta maior espessura que na parte superior do tubo.

Em escoamentos inclinados ascendentes, os padrões serão sempre um dos descritos para escoamentos horizontal ou vertical. Em inclinações mais próximas da vertical, seguem-se os padrões para escoamento vertical e em inclinações mais próximas da horizontal, os padrões seguidos são os mesmos para o escoamento horizontal (Andrade Jr., 1995).

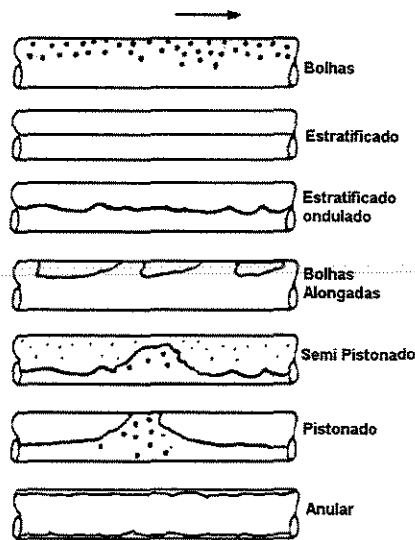


Figura 2.2 - Padrões de escoamento para tubos horizontais (Hewitt, 1982).

2.1.1 Escoamento Bifásico Vertical Ascendente

Dimitrescu (1943) e Davies e Taylor (1950) realizaram experimentos em tubos fechados à atmosfera e chegaram a conclusões semelhantes quando à velocidade terminal de uma grande bolha de gás, similar às bolhas do padrão pistonado (“Slug Flow”).

$$v_{bt} = 0.35 \cdot \sqrt{g \cdot d} \quad (2.1)$$

Onde d é o diâmetro do tubo e g é a aceleração da gravidade:

Griffith e Wallis (1961) determinaram a velocidade terminal da bolha de Taylor a partir do diâmetro do tubo e das massas específicas das fases:

$$v_{bt} = 0.35 \cdot \sqrt{g \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_m} \cdot d} \quad (2.2)$$

Sendo:

$$\Delta\rho = \rho_m - \rho_g \quad (2.3)$$

Onde ρ_m e ρ_g são as massas específicas do líquido e do gás respectivamente.

Nicklin *et al.* (1962) propuseram uma expressão para a velocidade de ascensão de gás em um tubo vertical, o qual considerou-se a parcela devido à velocidade da fase líquida:

$$v_g = C_o \cdot v_{mixt} + 0.35 \cdot \sqrt{g \cdot \frac{\Delta\rho}{\rho_m} \cdot d} \quad (2.4)$$

Onde v_{mixt} é a velocidade da mistura e é dada por:

$$v_{mixt} = v_{sg} + v_{sm} = \frac{q_g + q_l}{C_{an}} \quad (2.5)$$

Onde C_o é o parâmetro de distribuição, que para um padrão vertical ascendente em golfadas é igual a 1.2.

Griffith (1964) estudou a velocidade terminal das bolhas de Taylor em espaços anulares a partir da equação para tubo vertical, mantendo o coeficiente 0.35 e substituindo o diâmetro do tubo por um diâmetro equivalente, dado pelo diâmetro hidráulico do espaço anular, ou seja, diferença entre os diâmetros interno e externo do espaço anular. Este estudo mostrou que o

diâmetro hidráulico não era conveniente, já que os dados experimentais apontavam para um “diâmetro equivalente” nunca inferior ao diâmetro interno do tubo exterior. A partir desse resultado ele sugeriu o maior diâmetro do espaço anular como diâmetro equivalente.

Rader *et al.* (1975), realizaram um experimento em um poço escola *LSU B-7* na *Louisiana State University*, com o objetivo de determinar os fatores que afetam a velocidade de migração de um *kick* de gás no anular. Misturas de água-glicerina e água-goma Guar foram utilizadas para simular a lama de perfuração e nitrogênio foi utilizado para simular o influxo de gás. Eles chegaram a uma correlação que estima a velocidade do gás em uma região anular utilizando o modelo de bolha única mostrado na Figura 2.3. A correlação final expressa em unidades de campo é dada por:

$$v_{bt} = (0.163 + 0.092 \cdot \log N_{rb}) \cdot (d_i + d_e)^{1/2} \cdot \left(\frac{\rho_m - \rho_g}{\rho_m} \right)^{1/2} \quad (2.6)$$

Sendo $1 < N_{rb} < 100.000$ e N_{rb} é dado por:

$$N_{rb} = 928 \cdot \rho_m \cdot \frac{v_{bo} \cdot (d_e - d_i)}{\mu_m} \quad (2.7)$$

Onde d_i e d_e são os diâmetros interno e externo do anular, dados em polegadas ρ_m e ρ_g são as massas específicas do fluido de perfuração e do gás, respectivamente, dadas em lbm/gal e μ_m é a viscosidade do fluido de perfuração dada em cp.

Baseando-se nos resultados obtidos, Rader *et al.* chegaram à conclusão que tanto a velocidade de migração quanto a fragmentação das bolhas afetam, de maneira significativa, as pressões no espaço anular durante a circulação do *kick*.

Os fatores que afetam, significativamente, a velocidade de migração do gás são: raios interno e externo do anular, características viscosas do líquido, densidades do líquido e do gás, expansão do gás e velocidade do líquido. Fatores como comprimento da bolha, tensão superficial

entre o gás e o líquido e a excentricidade do espaço anular não exercem efeitos consideráveis na velocidade de migração do gás.

O modelo esquemático adotado pode ser observado na Figura 2.3.

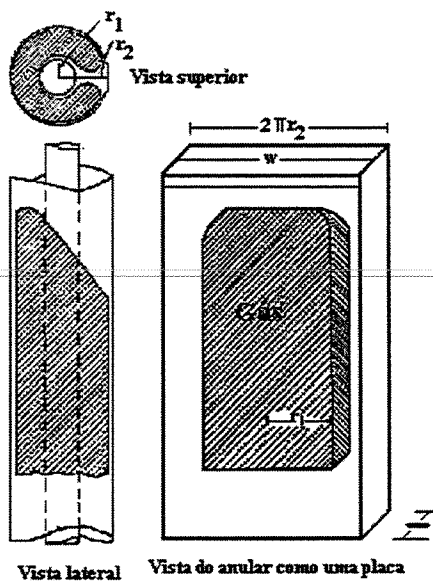


Figura 2.3 – Modelo assumido para uma bolha de gás subindo pelo espaço anular
(Rader *et al*, 1975)

Stanbery (1976) propôs a utilização de uma distribuição uniforme de gás dentro do fluido de perfuração. Nesta distribuição, as bolhas maiores, por terem maior velocidade ficam na parte superior, enquanto que as menores ficam na parte inferior. Ele utilizou a correlação de Griffith (1964) para o cálculo das velocidades da bolha. Esta correlação é dada por:

$$v_g = K_1 \cdot \sqrt{\frac{g \cdot d_o \cdot (\rho_m - \rho_g)}{\rho_m}} + (1 + K_2) \cdot v_m \quad (2.8)$$

Onde K₁ e K₂ são obtidos da Figura 2.4 e d_o é o diâmetro interno do revestimento ou do poço:

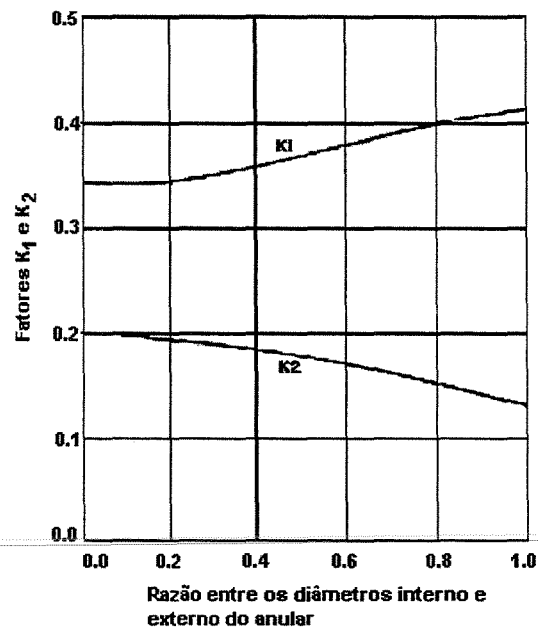


Figura 2.4 – Constantes K_1 e K_2 (Griffith, 1964).

Taitel, Barnea e Dukler (1980) sugeriram mecanismos de transição entre os padrões de escoamento em tubos verticais. A Figura 2.5 mostra um mapa de padrão de escoamento desenvolvido a partir dos mecanismos sugeridos.

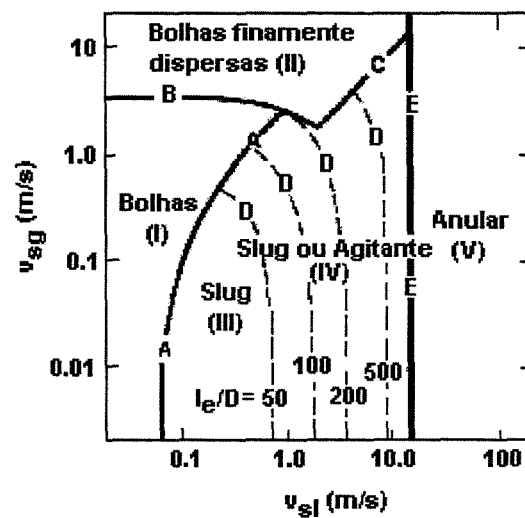


Figura 2.5 - Mapa de padrões de escoamento, para uma mistura ar-água (Taitel, Barnea e Dukler, 1980).

Sadatomi *et al.* (1982), em seus experimentos com ar e água constataram que as velocidades terminais em espaços anulares eram sempre maiores que as medidas nos respectivos tubos exteriores, sem os cilindros interiores. A partir disso, eles sugeriram o “diâmetro equiperiférico” como parâmetro geométrico.

$$v_g = 1.2 \cdot v_m + 0.345 \cdot \sqrt{g \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho_m} \cdot d_{ep}} \quad (2.9)$$

Onde o diâmetro equiperiférico é dado pela soma dos diâmetros interno e externo do anular:

$$d_{ep} = d_i + d_e \quad (2.10)$$

Santos (1982) utilizou a correlação de Griffith (1964) em seu modelo, porém ele interpolou as curvas de K_1 e K_2 por polinômios de 3º grau:

$$K_1 = 0.345 - 0.037 \cdot R + 0.235 \cdot R^2 - 0.134 \cdot R^3 \quad (2.11)$$

$$K_2 = 0.200 - 0.041 \cdot R + 0.010 \cdot R^2 - 0.033 \cdot R^3 \quad (2.12)$$

Onde R é a razão entre os diâmetros interno e externo do espaço anular.

Caetano (1986) definiu mapas de padrões de escoamento, baseados no modelo de Taitel, Barnea e Dukler. (1980), conseguindo uma boa correlação para a previsão do padrão de escoamento e do gradiente de pressão em escoamento bifásico vertical para espaços anulares concêntricos e excêntricos. Ele realizou experimentos com misturas ar-água e ar-querosene e utilizou a mesma classificação dos regimes de escoamento feitos para interior de tubos. Esta classificação é mostrada na Figura 2.6:

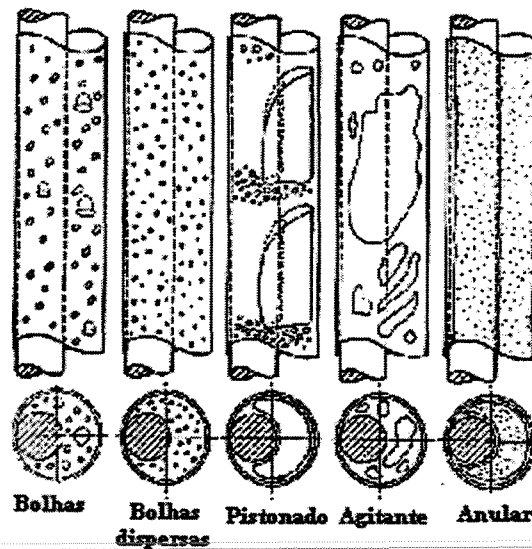


Figura 2.6 – Regimes no escoamento bifásico vertical em um espaço anular (Caetano, 1986).

Orell e Rembrand (1986) modelaram o comportamento hidrodinâmico de um escoamento pistonado vertical ascendente em tubos. Eles propuseram um mecanismo para o escoamento do líquido em um pistão contendo bolhas de gás dispersas, com o propósito de avaliar a fração de gás no pistão.

Lage *et al.* (1994) realizaram experimentos de migração de *kicks* de gás no poço escola 9-PE-2-TQ-BA (Figura 2.7), em Taquipe (Bahia), Brasil, com a finalidade de analisar comportamento de *kick* sob condições de poço aberto e fechado. O objetivo era calcular as velocidades de migração em cada uma dessas situações, sem circulação dentro do poço.

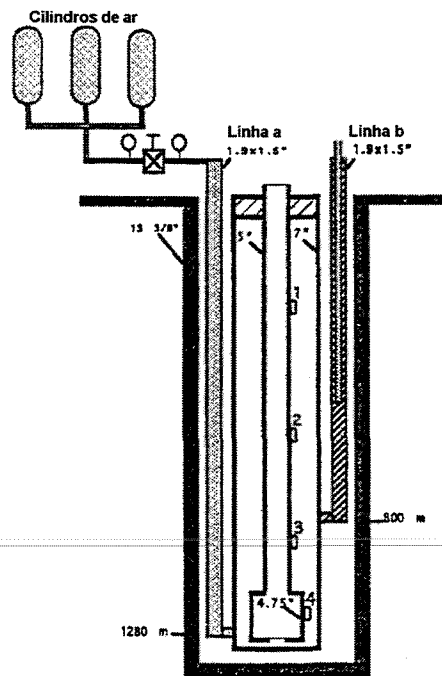


Figura 2.7 - Esquema do poço escola 9-PE-2-TQ-BA (Lage *et al*, 1994)

Durante os testes em condições de poço fechado, o aumento da pressão no revestimento foi monitorado na superfície. Análises simplificadas, que não consideravam a compressibilidade do sistema assumiam que o gás mantinha a mesma pressão à medida que migrava pelo poço. Porém, foi observado que a variação de pressão não foi tão satisfatória quanto, utilizado um modelo que considerava a compressibilidade do sistema.

Os experimentos realizados em poço fechados levaram às seguintes conclusões: (1) A velocidade do centro da bolha é um parâmetro adequado para descrever migração de gás em um ponto de vista macroscópico; (2) porção dianteira da bolha de gás caminha mais rapidamente que a extremidade da cauda, (3) A velocidade do centro é um pouco mais rápida que a velocidade da cauda e, significativamente, menor que velocidade da frente, (4) a análise do aumento de pressão de superfície também leva em conta a compressibilidade dos fluidos, expansão do poço e perda de filtrado. As análises em poço aberto levaram à conclusão de que as velocidades de migração são similares aos valores obtidos em poço fechado.

Lage e Time (2000) formularam um modelo para prever o comportamento de uma mistura bifásica em escoamento vertical ascendente, num espaço anular concêntrico. O modelo é composto de um procedimento para a determinação do padrão de escoamento, além de um conjunto de modelos utilizados para calcular a fração de gás e a perda de carga em escoamentos em bolhas, bolhas dispersas, pistonado e anular. Resultados de experimentos em escala reduzida (Caetano, 1986) foram utilizados para validar o modelo. Um estudo experimental, realizado no poço escola de Taquipe (Bahia) também foi utilizado para validar o modelo.

O modelo de Taitel, Barnea e Dukler (1980) foi utilizado como base para a definição dos critérios de transição, com algumas modificações para geometria anular. O modelo foi avaliado em termos de erros médio e absoluto, além do desvio padrão:

$$E_a = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n e_i \quad (2.13)$$

$$E_{aa} = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n |e_i| \quad (2.14)$$

$$E_{sd} = 100 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{(e_i - E_a)^2}{n-1}} \quad (2.15)$$

$$\text{Onde } e_i \text{ é dado por: } e_i = \frac{y_{i, \text{calculado}} - y_{i, \text{medido}}}{y_{i, \text{medido}}} \quad (2.16)$$

Sendo y é a perda de carga por fricção.

A Tabela 2.1 mostra a comparação dos parâmetros para escoamento pistonado, indicando-se uma boa aproximação entre o modelo e os resultados experimentais.

Tabela 2.1 - Comparação entre os parâmetros para escoamento pistonado
(Lage e Time, 2000).

Mistura Bifásica	Modelo Proposto			Modelo de Caetano (1986)		
	Ea	Eaa	Esd	Ea	Eaa	Esd
Ar-Água	1.6	5.0	5.7	3.5	6.5	3.3
Ar-Querosene	1.2	7.3	9.1	5.8	9.7	10

2.1.2 Escoamento Bifásico Inclinado e Horizontal

O conhecimento de modelos de escoamento bifásico em tubos inclinados e horizontais tem enorme importância para o desenvolvimento de modelos de *kicks* em poços direcionais e horizontais, haja vista o grande número de poços direcionais e horizontais perfurados, atualmente.

Bendiksen (1985) apresentou uma modelagem para o movimento relativo de grandes bolhas num tubo inclinado, levando-se em consideração os efeitos do empuxo (devido à projeção vertical) e os efeitos da descentralização da bolha no tubo (devido à projeção horizontal):

$$v_{bo} = v_h \cdot \sin \theta + v_v \cdot \cos \theta \quad (2.17)$$

Onde θ é o ângulo de inclinação do escoamento em relação à posição vertical.

Nakagawa (1990) realizou um estudo experimental de escoamento excêntrico em diferentes inclinações para determinar a fração de gás e a velocidade do gás durante o *kick*. Os experimentos foram realizados em uma seção de testes de 14 m de comprimento com uma seção transversal anular excêntrica, utilizando-se misturas gás-água e gás-xantana. A Figura 2.8 mostra o esquema da seção de testes. Foram adotadas inclinações de 0° (vertical), 10°, 20°, 70° e 80°. O modelo de Nakagawa funcionou bem, considerando-se misturas gás-água, mas não forneceu bons resultados para misturas gás-goma-xantana, conforme indicação do autor.

Foi apresentado um modelo para velocidade ascendente, eliminando-se o tamanho da bolha nos cálculos. As figuras 2.9 e 2.10 mostram a comparação das velocidades do gás obtidas pelo modelo e os dados experimentais, para inclinações de 0° e 80° . Nota-se que os resultados do modelo estão dentro da faixa de erro de 5 %.

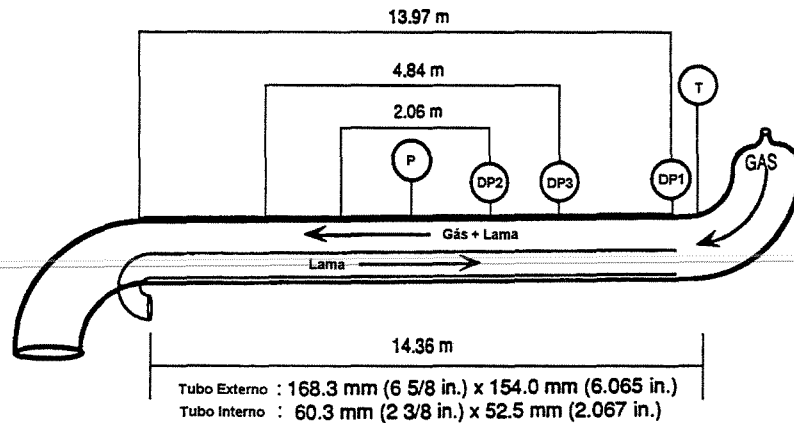


Figura 2.8 – Seção de testes (Nakagawa, 1990)

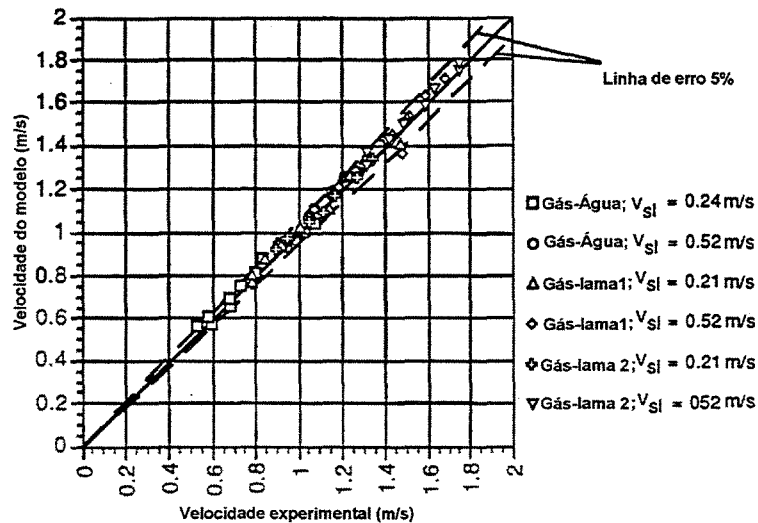


Figura 2.9 - Comparação das velocidades do gás obtidas pelo modelo e os dados experimentais, para poço vertical (Nakagawa, 1990)

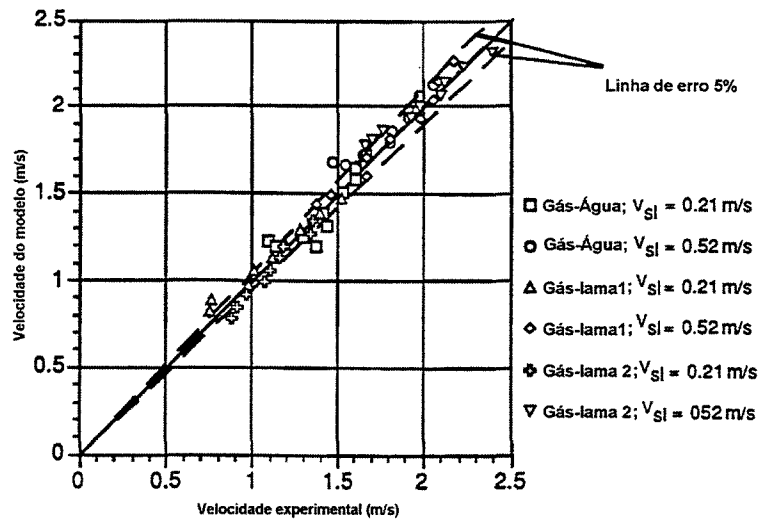


Figura 2.10 - Comparação das velocidades do gás obtidas pelo modelo e os dados experimentais, para poço com inclinação de 80° (Nakagawa, 1990)

Os resultados obtidos em experimentos com mistura ar-água mostraram que o regime de bolhas foi observado para frações de gás acima de 50%, que o aumento da inclinação do poço provoca a mudança gradual no padrão de escoamento, do padrão de bolhas para o padrão de bolhas alongadas, sendo que o tamanho e a estabilidade das bolhas alongadas depende da turbulência no escoamento bifásico.

A partir dos resultados obtidos em experimentos com misturas gás-água e gás-lama, o autor concluiu que:

- A velocidade do gás aumentou quando a inclinação variou de 0° até 40° e 60°, diminuindo-se a partir de 60°;
- A velocidade de uma bolha simples em misturas gás-água foi constante na seção de testes. Para misturas gás-lama, a velocidade da bolha simples mostrou-se muito sensível a variações do número de Reynolds (efeito da viscosidade);

- O efeito de enxame de bolhas (diminuição da velocidade causada pela concentração de gás) foi observado em todos os casos. O efeito de enxame aumenta rapidamente com o número de Reynolds.

Johnson e White (1991) realizaram alguns experimentos com o objetivo de estudar velocidade de subida dos gases em tubos durante *kicks*. Os experimentos foram realizados em um aparato localizado na *Schlumberger Cambridge Research* (SCR), no Reino Unido. Eles utilizaram água e goma-xantana como fase líquida e ar como fase gasosa. Este trabalho representou uma extensão das correlações existentes para escoamento bifásico em tubos de grandes diâmetros, utilizando fluidos não newtonianos. Os autores utilizaram a equação desenvolvida por Davies e Taylor (1950) para prever a velocidade da bolha de “Taylor” em um líquido estagnado. Para as condições do experimento eles chegaram a um valor previsto de 0.5 m/s.

A correlação de Harmathy (1960) foi utilizada para determinar a velocidade de bolhas relativamente grandes nas mesmas condições de líquido estagnado. Esta correlação considera a diferença de densidade e a tensão superficial:

$$v_{\infty} = 1.53 \cdot \left[\frac{g \cdot (\rho_m - \rho_g) \cdot \sigma}{\rho_m^2} \right]^{1/4} \quad (2.18)$$

Para as condições dos experimentos, o valor esperado para velocidade era de 0.25 m/s.

Com esse trabalho experimental eles concluíram que nos fluidos de perfuração, as bolhas de gás sobem mais rapidamente que na água, apesar do aumento da viscosidade. Segundo eles, isto é devido à mudança de regime de escoamento, com grandes bolhas do tipo pistonado se formando em baixas frações de vazão.

Para um tubo vertical, a velocidade de ascensão do gás pode ser caracterizada pela correlação de Zuber – Findlay (1965):

$$v_g = C_o \cdot v_{mixt} + v_{slip} \quad (2.19)$$

Onde v_{slip} é a velocidade de deslizamento e v_{mixt} é a velocidade da mistura:

C_o é um fator de distribuição e se encontra num intervalo de 1.0 a 1.5.

Os resultados mostram que o gás sobe mais rapidamente no poço que o previamente esperado, pois a velocidade da bolha de Taylor considera a parcela da velocidade do líquido (Nicklin *et al.* 1962):

$$v_g = 1.2 \cdot v_{mixt} + 0.35 \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (\rho_m - \rho_g) \cdot d}{\rho_m}} \quad (2.20)$$

Isto tem maior implicação na simulação de *kick*, com gás chegando na superfície mais rapidamente que o esperado e a vazão de saída do gás sendo maior que a prevista. Um de seus resultados, para escoamento vertical é mostrado na Figura 2.11:

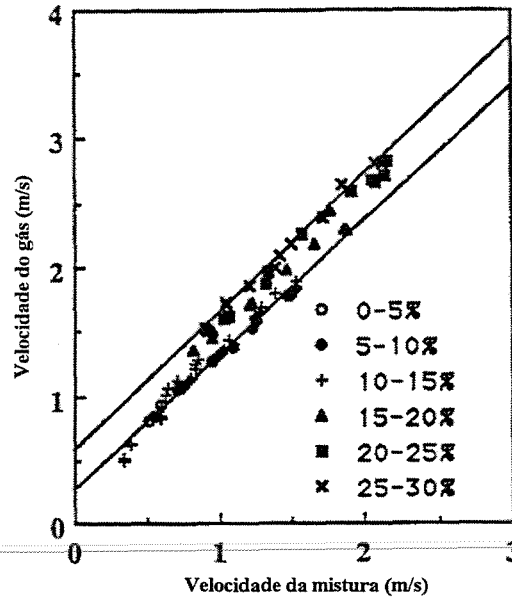


Figura 2.11 – Gráfico de Zuber-Findlay para tubo vertical e escoamento ar-água (Johnson e White, 1991).

Segundo Johnson e Cooper (1993), a velocidade com a qual o gás livre sobe pelo poço é um fator chave para a evolução do *kick*. Usando o mesmo aparato experimental de Johnson e White (1991), localizado no *Schlumberger Cambridge Research* (SCR), Reino Unido, eles investigaram os efeitos da inclinação e da geometria do poço na velocidade de migração.

Um modelo analítico da propagação da velocidade de uma bolha de Taylor foi proposto por Couet *et al* (1987). Para tubos inclinados o modelo mostra que a velocidade da bolha de Taylor pode ser caracterizada por:

$$v_t(\theta) = 0.35 \cdot \sqrt{g \cdot d} \cdot \left(1 + \frac{\sqrt{2} - 1}{\pi} \cdot 2\theta + \frac{\sin \theta}{2} \right) \quad (2.21)$$

Sendo θ o ângulo de inclinação do tubo em relação à posição vertical.

Os autores estenderam o modelo de Couet *et al* (1987) com o objetivo de abranger os efeitos de um corpo concêntrico de raio r no escoamento:

$$v_i(\theta, ra) = v_i(\theta) \cdot \left(\frac{1 + \frac{ra}{\pi}}{1 + \frac{\sqrt{2} \cdot r \cdot (\sin \theta)}{\pi}} \right) \quad (2.22)$$

Sendo ra a razão entre os raios interno e externo do espaço anular.

Para orientação vertical ($\theta=0^\circ$), eles concluíram que as velocidades no escoamento em um tubo e no espaço anular são quase iguais (apresentam as velocidades de migração do gás muito próximas). Para orientação horizontal, o coeficiente de distribuição do gás C_o é o mesmo, enquanto que a velocidade de deslizamento v_{slip} é ligeiramente maior na geometria anular.

Em poços desviados, C_o é maior para anular e velocidade de deslizamento (v_{slip}) é, ligeiramente, maior em tubos. Para uma inclinação acima de 45° , v_{slip} se torna constante. Segundo os autores, até mesmo para a fase líquida parada, o gás migra a uma velocidade acima de 0.5 m/s.

Segundo os autores, a velocidade de migração do gás pode ser obtida, considerando-se o efeito hidrostático da migração do gás. Considerando-se que à medida que o gás migra, a pressão permanece constante, eles concluíram que:

$$\frac{dp}{dt} = \rho_m \cdot g \cdot v_{slip} \quad (2.23)$$

Sendo $\frac{dp}{dt}$ a variação de pressão no revestimento, durante a migração do gás.

Johnson e Tarvin (1993), mostraram um modelo mais completo para poço fechado:

$$\frac{dp}{dt} = \frac{X_k \cdot V_k \cdot \rho_m \cdot g \cdot v_{slip} - q_e}{X_k \cdot V_k + X_w \cdot V_w + X_m \cdot V_m} \quad (2.24)$$

Onde X_g e V_g representam a compressibilidade e o volume do fluido, respectivamente, X_w e V_w representam a elasticidade do poço e o volume e X_m e V_m representam a compressibilidade e o volume de lama, sendo q_e a perda de fluido para a formação.

Lage, Rommetveit e Time (2000) formularam um modelo para prever o comportamento de uma mistura bifásica em seções anulares concêntricas horizontais e ligeiramente inclinadas. O modelo é composto de um procedimento para a determinação do padrão de escoamento, além de um conjunto de modelos utilizados para calcular a fração de gás e a perda de carga em escoamentos em bolhas, bolhas dispersas, pistonado e anular. Resultados de experimentos em uma seção de testes com 50 m de comprimento, variando a inclinação de -4° a $+4^\circ$ (relativo à horizontal), foram utilizados para validar o modelo. Foram utilizadas misturas água-ar e óleo diesel-nitrogênio para os testes. O modelo apresentou melhor desempenho, comparado à correlação de Beggs e Brill (1973) e ao método de Aziz *et al* (1972) modificado. O modelo foi avaliado em termos dos erros médio e absoluto, além do desvio padrão, expressos em porcentagem de acordo com Lage e Time (2000).

A Tabela 2.2 mostra a comparação dos parâmetros para escoamento pistonado, indicando uma boa aproximação entre o modelo e os resultados experimentais.

Tabela 2.2 - Comparação entre os parâmetros para escoamento pistonado inclinado
(Lage, Rommtveit e Time, 2000)

	Modelo diferencial			Modelo simplificado		
	Ea	Eaa	Esd	Ea	Eaa	Esd
Global	*	10.	15.	*	13.	17.
(49 simulações)	2.0	8	0	6.9	5	7

A evolução dos modelos de escoamento bifásico gás-líquido contribuiu bastante para os estudos sobre controle de poço. O desenvolvimento de correlações para a determinação da velocidade de migração do gás, em espaços anulares verticais, horizontais e inclinados, além de estudos experimentais realizados para investigar o fenômeno da migração de gás em fluidos não newtonianos têm sido as principais contribuições nos modelos mais recentes.

Grande parte dos modelos apresentados assume o padrão pistonado para representar a migração do gás, apresentando resultados bastante satisfatórios. Baseado nesses modelos, o autor utiliza neste trabalho um modelo pistonado para representar o *kick*, que será melhor detalhado posteriormente.

2.2 Simuladores de *Kicks*

O primeiro modelo matemático de circulação de kick foi apresentado por LeBlanc e Lewis (1968). Esse modelo desprezava a perda de carga por fricção no anular, desprezava a velocidade de escorregamento entre o gás e a lama, considerava a capacidade do anular uniforme e que o gás era insolúvel na lama. A Figura 2.12 compara o resultado desse modelo com os resultados obtidos em campo.

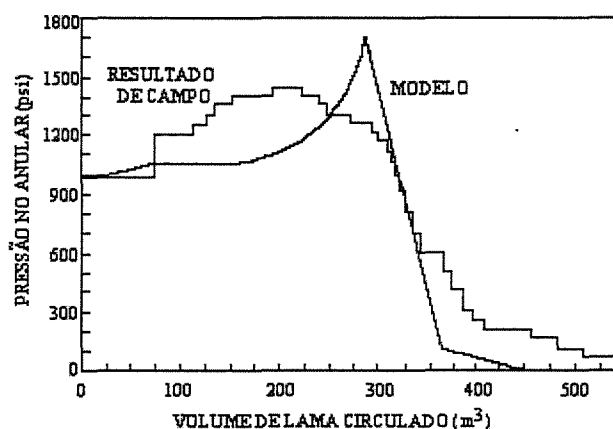


Figura 2.12 – Comparação entre o modelo de LeBlanc e Lewis e dados de Campo (LeBlanc e Lewis, 1968)

Records (1972) incorporou o efeito da perda de carga na configuração das pressões no espaço anular. Seu modelo considerava a BHP (pressão no fundo do poço) constante durante a remoção do *kick* e a expansão do gás dentro do poço. Apesar de ter havido uma melhoria em relação ao modelo de LeBlanc e Lewis (1968), o modelo de Records apresentou resultados muito distantes do observado na prática, pois esse modelo não considerava a velocidade de escorregamento entre as fases .

A Figura 2.13 mostra o efeito da perda de carga nas pressões do revestimento para poço com seção anular variável. Nota-se que a pressão na superfície tende a diminuir.

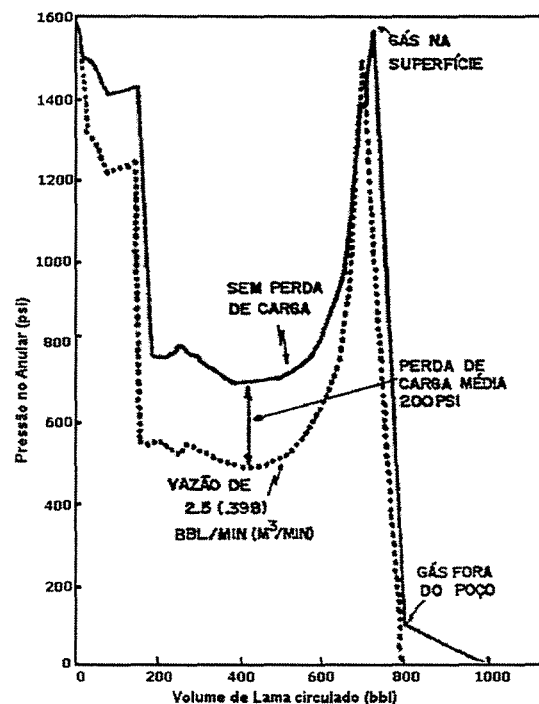


Figura 2.13 – Efeito da perda de carga por fricção (Records, 1972)

Stanbery (1976) desenvolveu um modelo que considerava as perdas de carga no espaço anular, no qual o fluido de perfuração foi assumido como sendo um fluido de Bingham. Foi assumido o gás disperso em bolhas no fluido de perfuração, formando uma região bifásica. A

temperatura foi considerada constante e o método do sondador foi adotado para a circulação. O modelo considerava, ainda, a diferença de velocidade entre o gás e o líquido e a perda de carga dentro da região bifásica. O autor obteve excelentes resultados, comparados com os dados obtidos no poço-escola da *Louisiana State University* (LSU).

Hoberock e Stanbery (1981), propuseram um modelo que simula o comportamento dinâmico, incorporando-se as equações de movimento que descrevem a pressão em um espaço anular, vertical de área seccional constante. Utilizando a teoria de modelo de escoamento homogêneo, discutida por Wallis (1969), os autores assumiram que o escoamento bifásico poderia ser representado por um escoamento monofásico. A geometria do poço utilizada para gerar dados para validar o simulador tinha seção anular constante e na coluna de perfuração não havia comandos.

A Figura 2.14 mostra a distribuição esquemática do *kick* no anular. Foi utilizada a correlação de Griffith (1964) e um regime de fluxo em bolhas para elaborar o modelo. Os resultados obtidos apresentaram boa concordância com dados experimentais como pode ser visto na Figura 2.15:

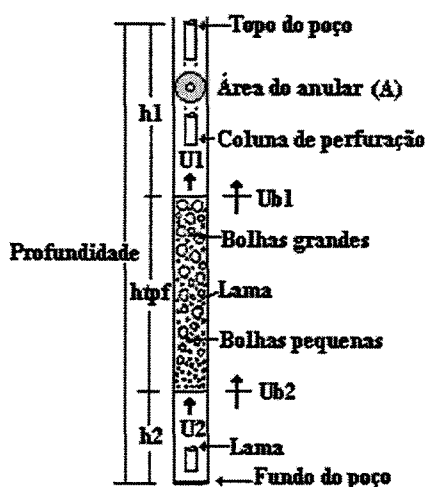


Figura 2.14 - Distribuição do *kick* no anular (Hoberock e Stanbery, 1981-Parte 2)

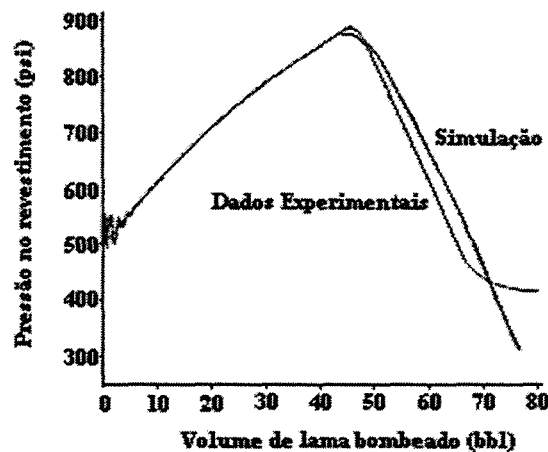


Figura 2.15 - Comparação entre o simulador e dados de campo
(Hoferock e Stanbery, 1981- Parte 2)

Os principais resultados desse estudo, segundo os autores, foram:

- Os perfis de pressão no revestimento, assumindo-se pressão no fundo do poço constante, podem ser muito sensíveis tanto à variação do volume de lama bombeado quanto a variações de pressão no tubo bengala (entrada da coluna de perfuração);
- A pressão se altera, rapidamente, assim que o gás começa a sair da linha do *choke*;
- Os efeitos de um ajuste repentino no *choke* podem ser maiores no fundo do poço, com o efeito ampliado após o gás sair da linha do *choke*.

Santos (1982) desenvolveu um modelo matemático para circulação de *kicks* em águas profundas, que considerava o deslizamento entre o gás e o fluido de perfuração, as perdas de carga na região bifásica, no fluido de perfuração e a fração de vazio. O modelo considerou um padrão de bolhas na região bifásica e uma geometria de poço constante. Foi considerado o método do sondador para a remoção do *kick*, mantendo-se a pressão no fundo do poço constante. O método de Orkiszewski (1967) foi utilizado para o cálculo das perdas de carga na região bifásica, considerando-se o modelo reológico de potência para a lama.

Os resultados obtidos pelo autor foram condensados na Tabela 2.3:

Tabela 2.3 - Efeito de cada variável na circulação do *kick* (Santos, 1982)

Variável	Efeito mínimo	Efeito moderado	Efeito Pronunciado
Fração média inicial de gás		X	
Diâmetro mínimo da bolha de gás	X		
Volume inicial do kick			X
Massa específica da "lama"			X
Geometria do anular		X	
Lâmina d'água		X	
Diâmetro interno da linha do <i>choke</i>		X	
Índice de comportamento da lama		X	
Índice de consistência da lama		X	
Vazão de deslocamento		X	
Densidade do gás	X		
Gradiente Geotérmico	X		

Nickens (1987) propôs um modelo computacional dinâmico com equações, suposições, estratégias computacionais e condições de contorno, que considerava vários parâmetros, tais como, densidade e viscosidade da lama, atrito em escoamento mono e bifásico e o deslizamento do gás.

O modelo é baseado na solução das equações de balanço de massa para a lama e para o gás, uma equação de balanço de quantidade de movimento para a mistura gás-lama, uma correlação empírica relacionando a velocidade do gás com a velocidade média da mistura mais o deslizamento entre as fases, além das equações de estado para a lama e para o gás. O modelo de Nickens considerou também os efeitos da geometria do poço, coluna de perfuração, broca, bombas de lamas, além do acoplamento com o reservatório. O modelo de Nickens considera que a pressão no fundo do poço (BHP) pode variar.

As equações utilizadas no modelo unidimensional para um poço vertical foram:

- Equação da conservação da massa de lama:

$$\frac{\partial}{\partial t}[\rho_m \cdot (1-\alpha)] + \frac{\partial}{\partial z}[\rho_m \cdot v_m \cdot (1-\alpha)] = 0 \quad (2.25)$$

- Equação da conservação de massa do gás:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_g \cdot \alpha) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_g \cdot v_g \cdot \alpha) = 0 \quad (2.26)$$

- Balanço da taxa de quantidade de movimento para a mistura gás – líquido:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}[\rho_m \cdot v_m \cdot (1-\alpha) + \rho_g \cdot v_g \cdot \alpha] + \frac{\partial}{\partial z}[\rho_m \cdot v_m^2 \cdot (1-\alpha) + \rho_g \cdot v_g^2 \cdot \alpha] + \\ & + \frac{\partial p}{\partial z} + \left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)_f + [\rho_m \cdot (1-\alpha) + \rho_g \cdot \alpha] \cdot g = 0 \end{aligned} \quad (2.27)$$

- A equação empírica relacionando a velocidade do gás com a velocidade média de mistura mais a velocidade de deslizamento relativa é dada por:

$$v_g = K_g[v_m \cdot (1-\alpha) + v_g \cdot \alpha] + v_{gs}(\rho_g, \rho_m, \alpha, \sigma, d_e, d_i) \quad (2.28)$$

- As equações de estado são dadas por:

$$\rho_m = \rho_m(T, p) \quad (2.29)$$

$$\rho_g = \rho_g(T, p) \quad (2.30)$$

Nickens realizou várias simulações, comparando o método de fechamento lento (*Soft Shut – in*) realizados por sondadores “novatos”, mais experientes e com um “Controlador Perfeito”. A Figura 2.16 mostra o perfil de pressão na coluna de perfuração para um controlador “novato”. Nota-se que ocorrem picos de pressão na coluna de perfuração, pois quando esta pressão ultrapassa a faixa de pressão desejada, o sondador começa a fechar o *choke*, continuando a abrir e fechar o *choke* até que a pressão retorne para a faixa desejada.

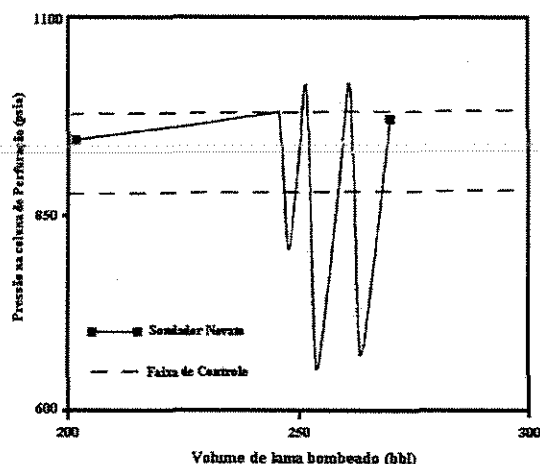


Figura 2.16 - Perfil de pressão na coluna de perfuração para um controlador “novato”
(Nickens, 1985)

A Figura 2.17 mostra o perfil de pressão na coluna de perfuração para um sondador mais experiente. Nota-se que os picos de pressão são menores, pois quando a pressão ultrapassa a faixa desejada, ele ajusta o *choke* e então espera um determinado tempo até a estabilização da pressão.

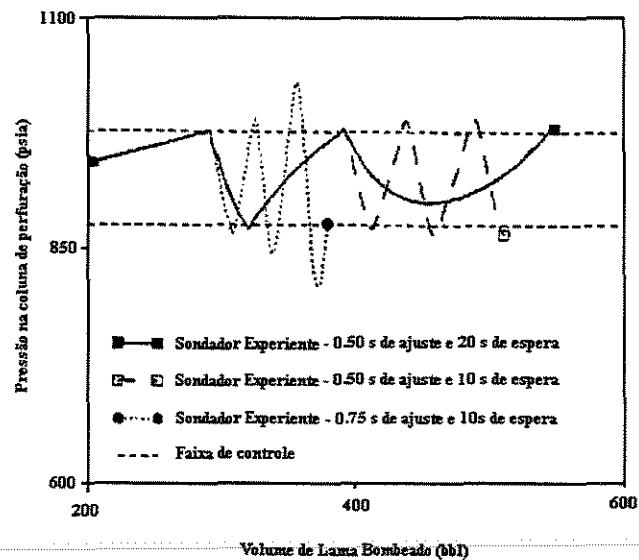


Figura 2.17 - Perfil de pressão na coluna de perfuração para um controlador “experiente”
(Nickens, 1985)

Baseados no modelo de Nickens, Podio e Yang (1986) propuseram um simulador de controle de poço para PCs . A principal diferença entre os dois modelos é relacionada ao método de solução das equações diferenciais. Enquanto Nickens utilizou uma malha fixa, Podio e Yang utilizaram uma solução com contorno móvel. Outras diferenças estão nos cálculos da vazão do influxo, velocidade de deslizamento e no fator de atrito. O modelo de Podio e Yang permitiu uma resposta mais realista que outros simuladores, gerando um resultado evidenciado pela ausência de um perfil de pressão no revestimento do tipo “*Dunce Cap*”(o perfil apresenta picos de pressão), o qual é típico em simuladores simplificados, além de permitir a simulação de múltiplos kicks num mesmo poço .

A Figura 2.18 mostra a pressão no revestimento e o perfil de *pit gain* quando o *kick* é circulado, utilizando-se o método do sondador.

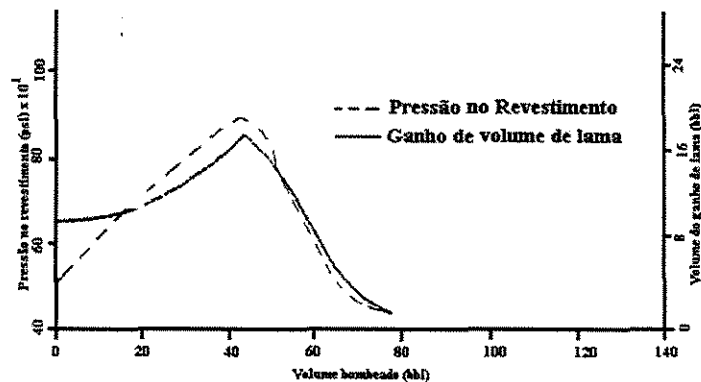


Figura 2.18 - Reprodução da Pressão no Revestimento e o Perfil de *Pit Gain*
(Podio e Yang, 1986)

O simulador foi rodado tanto em um PC, quanto em estações de trabalho. Embora em estações de trabalho a velocidade de processamento tenha sido maior do que utilizando PCs, os resultados não tiveram muitas diferenças, o que indica que o simulador pode ser utilizado em computadores pessoais. O desempenho do modelo proposto por Podio e Yang é mostrado na Tabela 2.4:

Tabela 2.4 – Desempenho computacional do modelo (Podio e Yang, 1986)

Computador	Tempo de simulação (min)	$P_{\text{revestimento}}$ Máxima (psi)	<i>Pit Gain</i> máximo (bbl)
Cyber 170	6	1415,0	52,8
IBM-XT	25	1415,4	52,9
IBM-AT	20	1415,4	52,9

Negrão (1989) fez uma modelagem de circulação de *kick* de gás em sonda flutuante localizada em águas profundas, utilizando-se correlações para fluxo bifásico gás-líquido vertical. Para a região monofásica, ele utilizou um modelo reológico de Bingham para caracterizar a lama. O modelo prevê a variação de pressão na linha do *choke* e na região do anular durante o controle de *kick*. Foi utilizada a correlação de Beggs-Brill (1973) para o cálculo da perda de carga na

região bifásica. A temperatura no modelo permanece constante durante a circulação do *kick* numa lama à base de água e considerando-se o deslizamento entre as fases.

O modelo de distribuição de bolhas adotado foi o modelo proposto por Stanbery (1976). Para o cálculo da velocidade em um determinado ponto na região bifásica utilizou - se a correlação de Griffith (1964), que assume que a variação do tamanho das bolhas na região bifásica é linear .

Negrão comparou seu modelo com o proposto por Santos (1982), sendo a principal diferença no cálculo das perdas de carga, pois Santos utiliza a correlação de Orkiszewski para cálculo da perda de carga. A Figura 2.19 é apresentada por Negrão para a comparação entre os dois modelos.

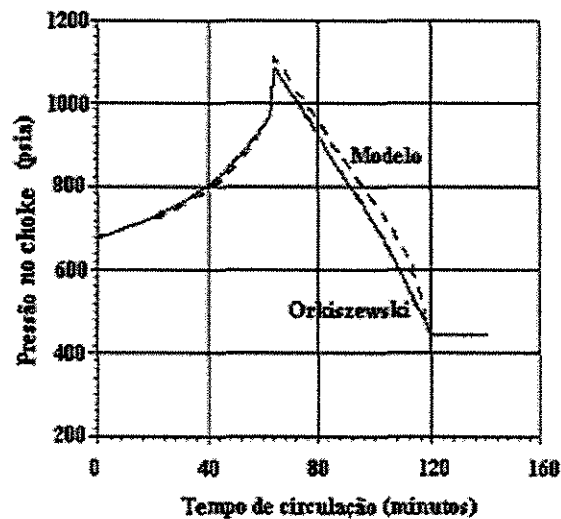


Figura 2.19 – Comparação entre os modelos de Santos e Negrão: poços normais
(Negrão, 1989)

A Figura 2.20 mostra o efeito do poço delgado na correlação de Orkiszewski. Nota-se uma perda de carga muito maior, ocasionando previsão de pressões no revestimento muito menores que a do modelo proposto por Negrão. Nota-se também que a simulação não foi completada, devido à discrepância dos resultados calculados a partir do momento em que a região bifásica

começa a sair na superfície. Segundo o autor, este fato indica o motivo pelo qual o modelo de Santos (1982) apresentou pressões máximas no anular inferiores a outros modelos, pois normalmente estas pressões ocorrem quando a região bifásica ocupa toda a linha do *choke*, e devido à correlação de Orkiszewski, as perdas de carga calculadas diminuem o valor da pressão prevista no anular em comparação com outras correlações.

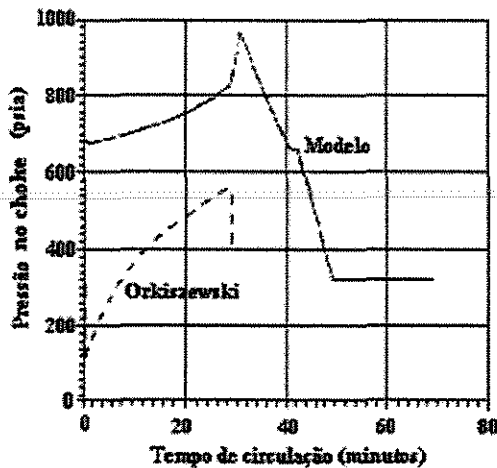


Figura 2.20 – Comparação entre os modelos de Santos e Negrão: poços delgados
(Negrão, 1989)

Lage (1990) desenvolveu um modelo matemático de *kicks* transiente, baseado num escoamento bifásico disperso. Foi utilizado um operador de média nas equações de conservação para simplificar o sistema de equações de conservação, resultando-se um modelo unidimensional.

Foi utilizada a correlação de Hagedorn e Brown (1965) para o cálculo da perda de carga na região bifásica. Os resultados obtidos pelo modelo foram comparados com dados experimentais obtidos no poço escola 9-PE-2-TQ-BA, em Taquipe, Bahia, fornecendo boa concordância entre os resultados.

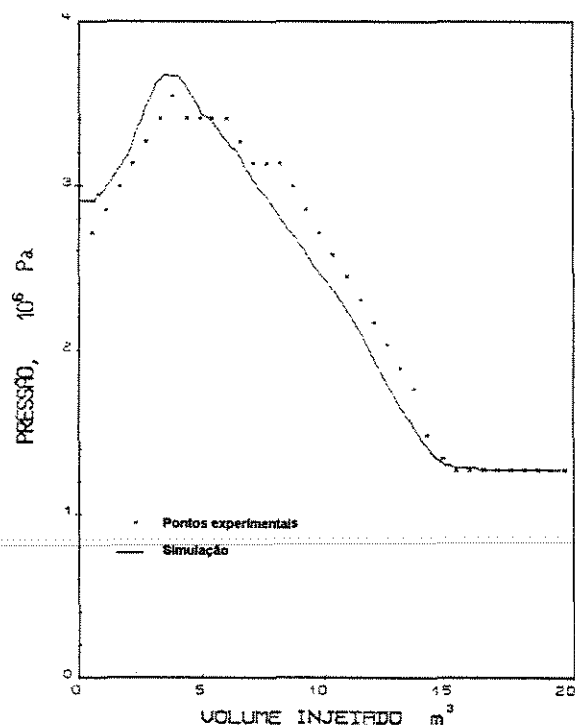


Figura 2.21 – Resultados obtidos por Lage (1990)

Santos (1991) propôs um modelo matemático para controle de poços horizontais, baseado no modelo de Nickens (1987).

Do ponto de vista operacional, o código gera uma planilha de pressões na coluna durante a circulação do influxo.

Santos também apresenta uma teoria simplificada para o efeito do pistoneio durante a manobra de retirada da coluna do poço e demonstra os riscos de se tomar um kick durante esse tipo de operação. A simulação tem sido útil na determinação das principais diferenças entre as operações de controle em poços horizontais e verticais, bem como no estudo dos efeitos das variáveis de perfuração no comportamento da pressão.

O autor comparou o comportamento das pressões dentro de um poço horizontal com dois poços verticais. Um dos poços verticais tem a mesma TVD (profundidade vertical real) do poço

horizontal 989.4 m (3246 ft) e uma SICP (pressão inicial de fechamento no revestimento) de 2275.3 kPa (330 psi). O outro poço vertical tem a mesma MD (profundidade medida) do poço horizontal 1645.9 m (5400 ft) e uma SICP de 2206.3 kPa (320 psi) de acordo com a Figura 2.22.

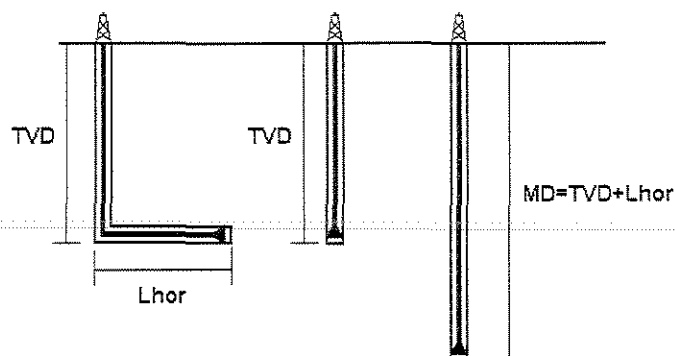


Figura 2.22 – Esquema dos poços no exemplo de Santos (1991)

A Figura 2.23 compara a pressão no *choke* para os três casos. Nota-se que para poços horizontais, a SIDPP (pressão inicial de fechamento na coluna de perfuração) é igual a SICP, se o gás permanece na seção horizontal durante a leitura das pressões.

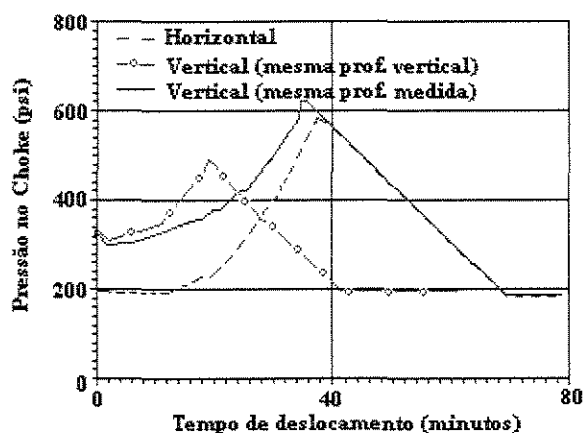


Figura 2.23 – Pressão no *choke* para poços verticais e horizontais (Santos, 1991)

A Figura 2.24 mostra as curvas de pressão na sapata do revestimento para os três tipos de poços. Para as condições simuladas, pode-se concluir que para um fraturamento na sapata do revestimento, as condições no poço horizontal são menos severas.

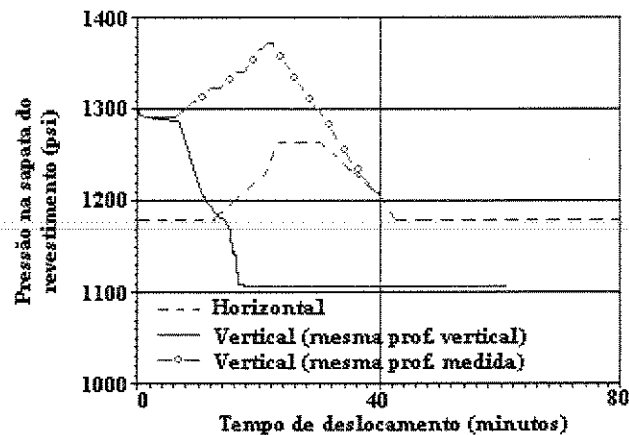


Figura 2.24— Pressão na sapata para poços verticais e horizontais (Santos, 1991)

Rommetveit e Vefring (1991) realizaram testes de desempenho do modelo utilizado no simulador *RF Kick Simulator* da *Rogaland Research* (Noruega). Esse simulador considera os efeitos físicos mais importantes, relacionados ao *kick* tanto para lamas à base de óleo quanto à base de água. Eles simularam kicks reais em lamas à base de água e à base de óleo. Os dados de superfície e dados de fundo do poço foram obtidos através de um experimento em escala real, realizado no *Rogaland Research Institute*, no poço *Ullandhaug 2*; Esse poço tem 2000 m de profundidade real e inclinado em 60 °, cujos resultados foram utilizados para verificar o simulador.

As Figuras 2.25 e 2.26 mostram o *pit gain* simulado e o experimental, bem como a pressão medida no poço para uma profundidade de aproximadamente dois terços da profundidade total, respectivamente. Nota-se nessas curvas que o modelo apresenta resultados muito próximos do real.

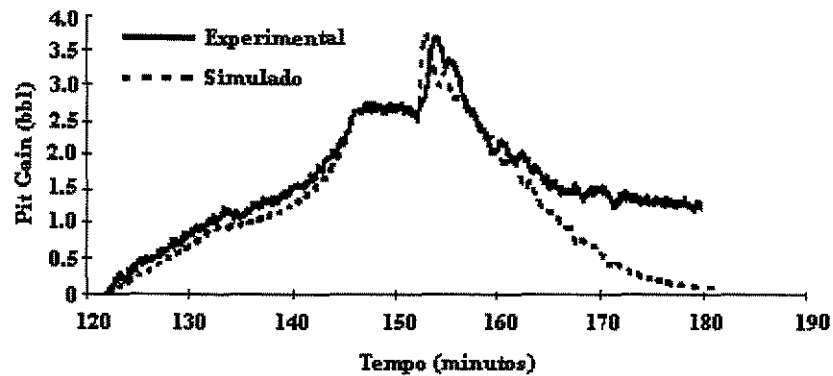


Figura 2.25 – *Pit Gain* (Rommetveit e Vefring, 1991)

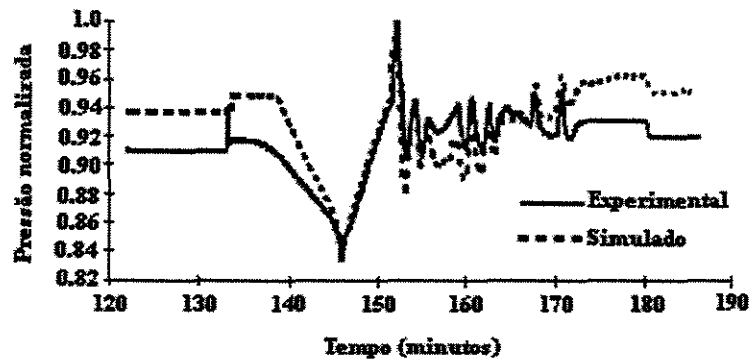


Figura 2.26 - Pressão no poço normalizada (Rommetveit e Vefring, 1991)

Ohara (1995), desenvolveu um simulador de *kick* para determinação de tolerância ao *kick* (tópico será abordado em detalhes na próxima seção do capítulo) para poços perfurados em águas profundas. O modelo matemático utilizado baseado nos estudos de Nickens (1987), que foi dividido em vários submodelos: poço, reservatório de gás, *choke* e velocidade de elevação do gás através do poço. Esse modelo assume que o influxo de gás entra como uma golfada e permanece como uma golfada durante a circulação.

Para elaborar o modelo de velocidade do gás através do poço, foi realizado um trabalho experimental em um poço em escala real existente na *Louisiana State University*, utilizando-se

gás natural como fase gasosa. Durante esse projeto, 37 ensaios foram realizados, sendo 8 utilizando água e 29 utilizando fluido de perfuração.

Baseado nas observações dos dados obtidas nesses experimentos, o autor propôs um modelo simplificado na forma de um perfil triangular de distribuição de gás ao longo do poço, mostrado na Figura 2.27, que foi implementado no modelo de tolerância ao *kick*, cujos resultados foram comparados com os resultados de um simulador comercial (*RF Kick Simulator*), obtendo uma boa concordância entre eles.

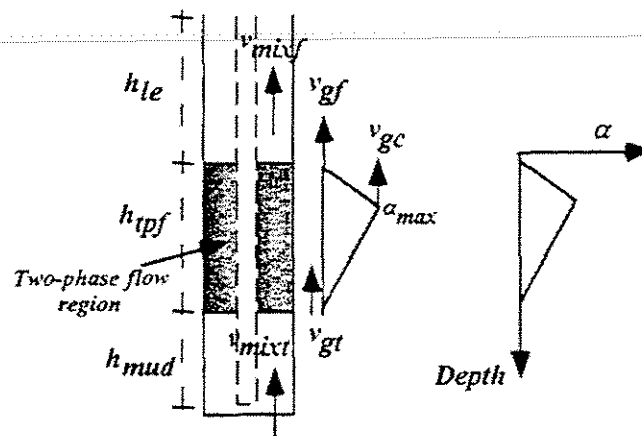


Figura 2.27 – Perfil Triangular de Distribuição de Gás ao Longo do Poço (Ohara, 1995)

2.2.1 Comentários Finais

A evolução dos simuladores foi uma consequência de principalmente da:

- Modernização computacional;
- Desenvolvimento de experimentos em escala de laboratório e real para determinação de modelos de escoamento bifásico;

Atualmente, os simuladores podem reproduzir os mais diversos cenários de *kicks*, tanto com fluidos de perfuração à base de óleo quanto à base de água, *kicks* em poço inclinados e verticais, em águas profundas, fornecendo resultados satisfatórios.

A Tabela 2.5 mostra as principais características dos principais modelos de *kick*:

Tabela 2.5- Principais características dos modelos de *kick*

Modelo	LeBlanc 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 c/ 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 da lama 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

2.3 Evolução do Conceito de Tolerância ao *Kick*

O conceito de tolerância ao *kick* é utilizado durante o projeto do poço, juntamente com os gradientes de pressão de poros e de fratura para determinação da profundidade de assentamento das sapatas do revestimento. Além do mais, a tolerância ao *kick* pode ser usada durante a perfuração, caso um *kick* seja tomado e necessite ser circulado, para calcular o risco de fratura da formação mais fraca, que ocorre normalmente abaixo da última sapata do revestimento. A

dedução da equação de tolerância ao *kick* para poço fechado é mostrada no apêndice C, considerando-se a Figura 2.28.

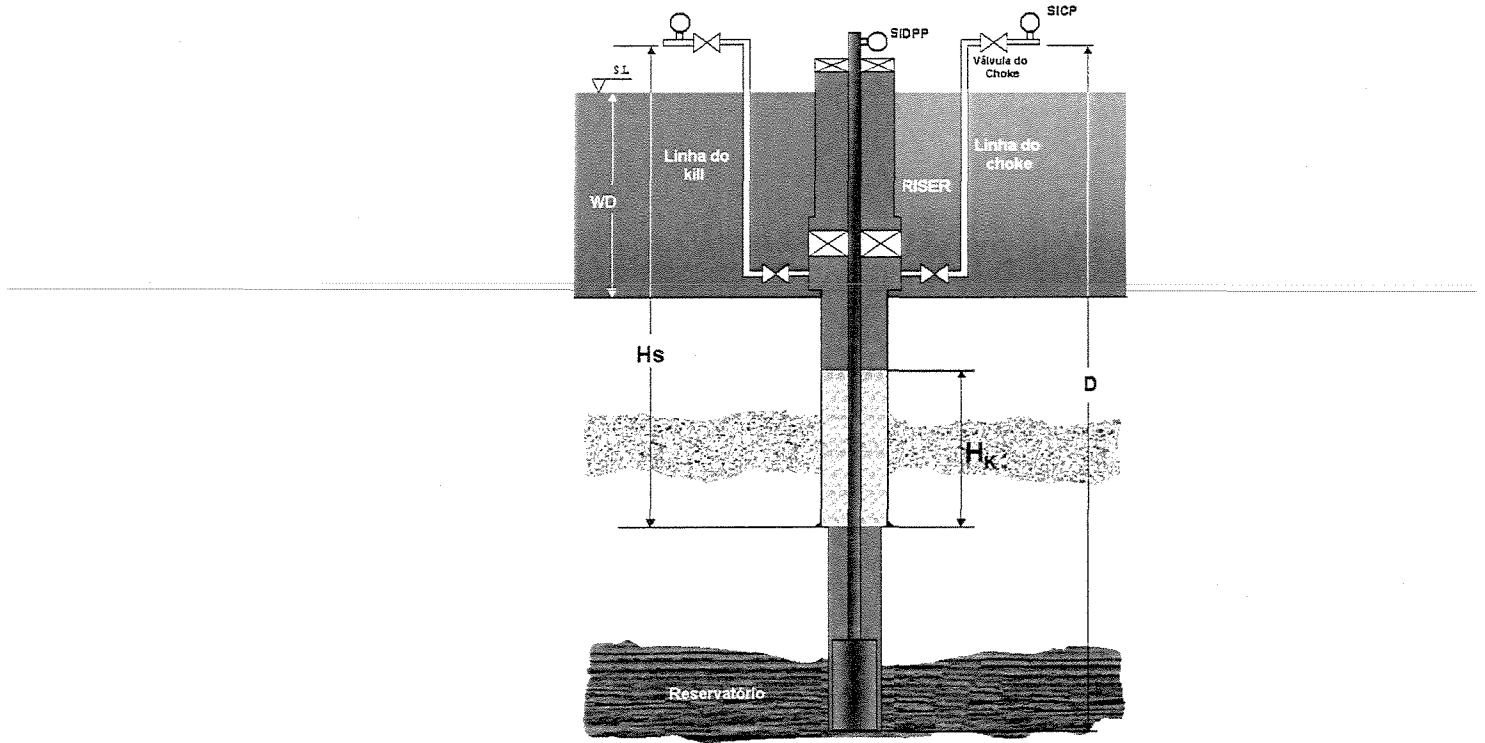


Figura 2.28 – Esquema detalhado de um poço em situação de *kick*

Pilkington e Niehaus (1975), compararam os efeitos da margem de segurança (MS), margem de manobra (ρ_t) e efeito do influxo na tolerância ao *kick* utilizando a seguinte expressão:

$$K_t = \frac{(\rho_f - MS - \rho_m) \cdot D_f}{D} - \frac{H_k}{D} (\rho_m - \rho_g) - \rho_t \quad (2.31)$$

Onde a margem de segurança e de manobra, as densidades da lama e são dadas em lbm/gal e as profundidades e a altura do *kick* são dados em ft.

Os efeitos da margem de manobra, segurança e influxo na tolerância ao *kick* são mostrados na tabela 2.6:

Tabela 2.6 – Efeito da Manobra e Margem de Segurança na Tolerância ao *kick*
(Pilkington e Niehaus, 1975)

Ignorando-se margem de manobra e influxo		Considerando-se a margem de manobra mas não o influxo		Considerando -se a margem de manobra e influxo	
Margem de segurança		Margem de segurança		Margem de segurança	
(0.5 lbm/gal)	sem	(0.5 lbm/gal)	sem	(0.5 lbm/gal)	sem
1.2 lbm/gal	1.3 lbm/gal	1.1 lbm/gal	1.1 lbm/gal	0.7 lbm/gal	0.8 lbm/gal

De acordo com a Equação 2.31, nota-se que apenas o primeiro termo $(\frac{\rho_f \cdot D_f}{D})$ da equação não se anula, se forem ignorados os efeitos da margem de manobra e do influxo. Os valores de tolerância ao *kick* para este caso são 143.8 kg/m³ (1.2 lbm/gal) considerando-se a margem de segurança, e 155.8 kg/m³ (1.3 lbm/gal), desprezando-se a margem de segurança. Considerando-se a margem de manobra, mas desprezando-se o efeito do influxo, a tolerância ao *kick* será dada pela Equação 2.31, menos a margem de manobra.

Como resultado, os valores de tolerância ao *kick* diminuem. Considerando-se a margem de manobra e o influxo, têm-se valores ainda menores que os anteriores. Para todos os casos citados considerou-se um poço de 3657.6 m (12000 ft), com o revestimento assentado a 4000 ft (1219.2 m), gradiente de fratura de 1617.7 kg/m³ (13.5 lbm/gal) e densidade da lama de 1198.3 kg/ m³ (10 lbm/gal).

De acordo com a Figura 2.29, pode-se observar que a tolerância ao *kick* diminui com a profundidade:

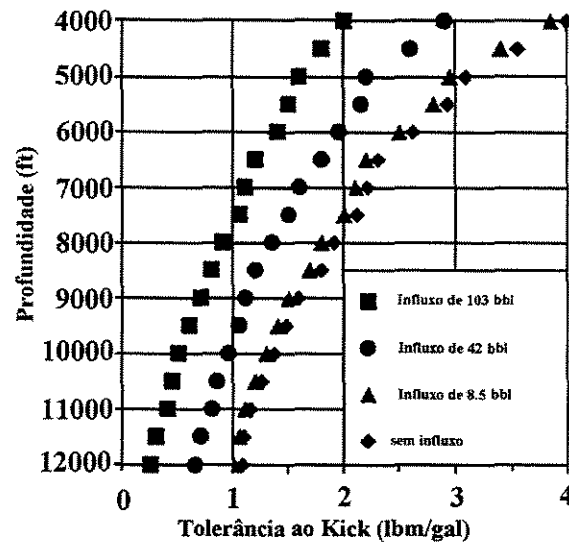


Figura 2.29 – Efeito da profundidade e do volume do *kick* na tolerância ao *kick*
(Pilkington e Niehaus, 1975)

Pilkington e Niehaus (1975) concluíram que a pressão de fratura na sapata do revestimento é um fator crítico no projeto do poço e que a pressão de fratura menos a pressão hidrostática na sapata é a máxima pressão no *choke* que pode ser tolerada.

Wilkie e Bernard (1981) apresentaram uma forma prática de cálculo da tolerância ao *kick*, que foi utilizada nas operações de perfuração na região do Mar de Beaufort, no Canadá, em formações não consolidadas, onde a existência de pressões anormalmente altas é regra. Os problemas associados com esta locação tornaram crucial um assentamento ótimo dos revestimentos.

O procedimento desenvolvido por Wilkie e Bernard para detecção de pressões anormais e controle em condições críticas de perfuração, estabelece um conceito de tolerância ao *kick* que não é novo. A principal utilidade é minimizar a possibilidade de um *underground blowout*, garantindo-se que o *kick* possa ser circulado sem causar danos na sapata do revestimento.

Eles implementaram uma fórmula para calcular a tolerância ao *kick*, adicionando-se um fator de segurança, definido como uma função da profundidade. Além disso, um gradiente de

surgimento de pressão foi introduzido no cálculo para quando a circulação for interrompida e o poço fechado, com o objetivo de se medir a SICP (pressão inicial de fechamento no revestimento) e SIDPP (pressão inicial de fechamento na coluna de perfuração).

A fórmula utilizada no Mar de Beaufort é a seguinte:

$$K_t = \frac{(\rho_f \cdot D_f - 101.94 \cdot P_{sf})}{D} - \frac{\rho_m \cdot (H_k + D_f)}{D} - \rho_{sg} \quad (2.32)$$

O gradiente de surgimento de pressão é dado por:

$$\rho_{sg} = \frac{5.33 \cdot 10^3 \cdot \tau_y \cdot D_f}{(d_e - d_i)} \cdot \frac{101.94}{D_b} \quad (2.33)$$

O fator de segurança é mostrado na Tabela 2.7:

Tabela 2.7 – Fatores de Segurança Utilizados no Mar de Beaufort
(Wilkie e Bernard, 1981)

Revestimento		Fator de Segurança	
(mm)	(pol)	(kPa)	(psi)
406	16	225	33
340	13 3/8	345	50
244	9 5/8	690	100

Chenevert (1983) desenvolveu uma expressão para o fator de segurança ao *kick*. A fórmula é similar à Equação 2.31, mas as equações envolvidas neste modelo não consideram o gradiente de manobra e gradiente de surgimento de pressão, o que o torna bastante limitado:

$$K_t = \rho_{eq} - \rho_m \quad (2.34)$$

$$\text{onde } \rho_{eq} = \frac{P_{f \max}}{0,052 \cdot D} \quad (2.35)$$

Onde ρ_{eq} e ρ_m é dado em lbm/gal e H_k , D em pés e a pressão de formação máxima ($P_{f \max}$) é dada por:

$$P_{f \max} = 0,052 \cdot \rho_m \cdot (D - H_k) \quad (2.36)$$

Considerações quanto à variação de geometria anular são feitas.

Segundo Redman Jr. (1991), o conceito de tolerância ao *kick* tem sido controverso na indústria de perfuração. Muita confusão poder ser creditada à definição original, “*Diferença entre peso de lama e pressão de formação (expressa em peso de lama equivalente) contra qual o poço poderia ser fechado, seguramente, sem fraturar a formação mais fraca*”. Isso só é verdade se nenhum influxo (aumento de volume nos tanques de lama igual a zero) acontece, mas, geralmente, um *kick* é descoberto pelo *pit gain* (aumento do volume nos tanques de lama).

Ele propôs um método iterativo para determinar a tolerância ao *kick*, que não incorpora apenas as condições de um influxo dentro do poço, mas também considera as possíveis reduções na tolerância ao *kick* causadas pela circulação desse influxo. Esse programa calcula pressão dentro do influxo, durante sua circulação pela sapata do revestimento. Conhecendo-se a pressão e o volume do influxo, nas condições iniciais de fechamento, os engenheiros de perfuração podem usar o programa para prever a pressão e o volume de influxo na profundidade da última sapata do revestimento. A densidade de lama equivalente na sapata (ρ_{eq}) é determinada por um processo iterativo e o valor de tolerância ao *kick* durante a circulação é dado por:

$$K_{ic} = \rho_f - \rho_{eq} \quad (2.37)$$

Um típico exemplo de poço vertical foi utilizado para descrever a tolerância ao *kick* e analisar a influência de parâmetros como peso de lama, profundidade e o efeito da expansão do influxo na sapata. Ele utilizou um poço vertical de 3048 m (10000 ft) de profundidade, sapata a

1219.2 m (4000 ft), peso de lama de 1198.3 kg/m^3 (10 lbm/gal) e considera um modelo de bolha única.

A Figura 2.30 mostra que a tolerância ao *kick* diminui com a profundidade, para um *pit gain* (aumento no volume dos tanques de lama) fixo, peso de lama de 1198.3 kg/m^3 (10 lbm/gal) e em condições normais de fechamento. Com o aumento do peso de lama para 1378 kg/m^3 (11.5 lbm/gal) nota-se na Figura 2.31, que a tolerância ao *kick* diminui e o máximo *pit gain* cai para 4.13 m^3 (26 bbl).

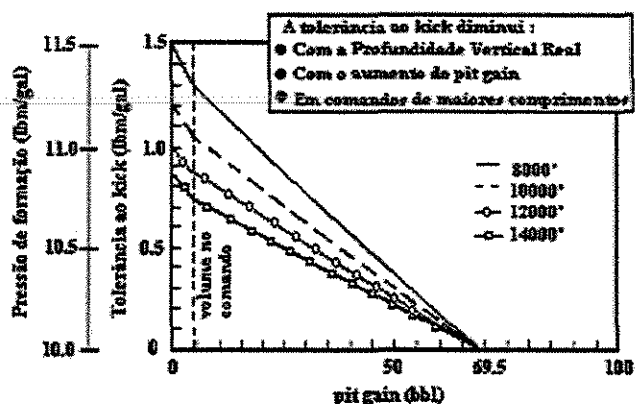


Figura 2.30 – Tolerância ao *kick* versus *Pit Gain* (Redman Jr., 1991)

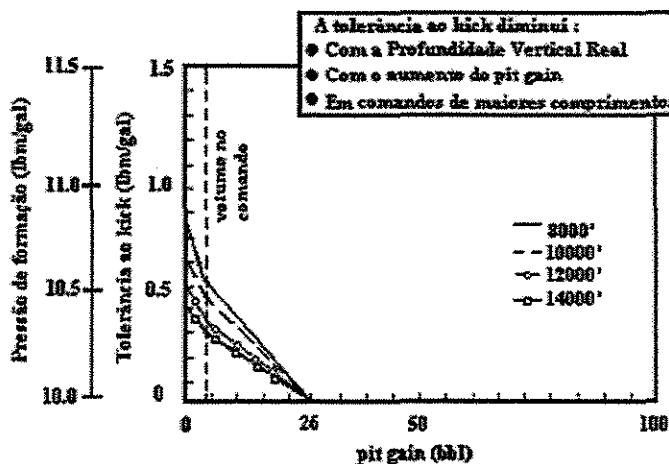


Figura 2.31 – Efeito do aumento do peso de lama na tolerância ao *kick* (Redman Jr., 1991)

A Figura 2.32 mostra a tolerância ao *kick* com influxo na sapata com a broca a 3048 m (10000 ft) e peso de lama de 1198.3 kg/m³ (10 lbm/gal). Nota-se que para um *pit gain* inicial acima de 5.9 m³ (37 bbl), uma expansão do influxo irá causar um aumento na pressão na sapata, quando este é circulado fazendo com que a tolerância ao *kick* diminua.

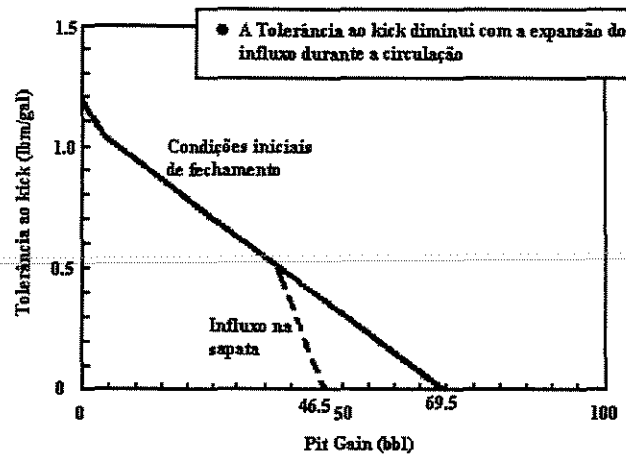


Figura 2.32 – Efeito da expansão do Influxo na tolerância ao *kick* (Redman Jr., 1991)

Segundo Nakagawa e Lage (1994), uma rápida detecção de um *kick* é um fator chave para o controle do influxo. O volume do influxo tem que ser minimizado para facilitar operações de controle de poço e evitar que o gás atinja o *riser* antes do fechamento do BOP.

Eles relataram casos de perfuração em águas profundas na costa brasileira. Cenários de *kicks* foram estudados com a ajuda de simuladores comerciais (*RF Kick Simulator*, *Rogaland Research*–Noruega) para a avaliação e definição dos procedimentos de controle de poço. Segundo esse trabalho, a tolerância ao *kick* é considerada um aspecto crucial e é calculada tanto antes (durante o projeto do poço) como durante a perfuração do poço.

Em um dos casos, um poço localizado em lâmina d'água de 1214 m (3983 ft) com revestimento de 0.508 m (20 polegadas) assentado a profundidade de 1590 m (5217 ft) e peso de lama de 1138.35 kg/m³ (9.5 lbm/gal), tinha um baixo gradiente de fratura na sapata, 1380 kg/m³ (11.5 lbm/gal) e uma pressão de poro de 1222.23 kg/m³ (10.2 lbm/gal) a 2000 m (6562 ft),

indicando-se alguns problemas de estabilidade que levaram a um aumento na densidade da lama para 1310 kg/m^3 (10.9 lbm/gal), enquanto se perfurava a 2000 m. Nesse ponto havia dúvida quanto à possibilidade de alcançar a profundidade final de 2340 m (7678 ft) de maneira segura, antes de assentar o revestimento de 0.340 m ($13^{3/8}$ polegadas).

A Figura 2.33 mostra o cálculo da tolerância ao *kick* para alcançar a profundidade final. Considerando-se que era possível tomar e controlar um *kick* de gás de 4.8 m^3 (30 bbl), de uma formação com pressão de poro (expressa em densidade de lama equivalente) de 1320 kg/m^3 (11 lbm/gal), a simulação mostrou que perfurando além do planejado também era possível, entretanto, a máxima pressão de superfície permitida era de 1586 kPa (230 psi) e a perda de carga através da linha do *choke* era de 1241 kPa (180 psi), para uma vazão de lama de $34 \text{ m}^3/\text{h}$ (150 gal/min), trazendo alguns problemas na operação de controle. Se um *kick* ocorresse, a vazão da bomba teria que ser reduzida para $22.7 \text{ m}^3/\text{h}$ (100 gal/min) e a circulação deveria ser feita nas linhas de *choke* e *kill* em paralelo reduzindo a perda de carga para 586.05 kPa (85 psi). Nesse caso o *kick* não ocorreu e o revestimento foi assentado como programado. A tolerância ao *kick* em águas profundas foi calculada com um modelo simples, que assume que o influxo entra como uma golfada e permanece como uma golfada durante a circulação, e com a ajuda de um simulador de *kicks* comercial (*RF Kick Simulator*, Rogland Reserach-Noruega). O modelo simples, se comparado ao simulador comercial, é muito conservativo.

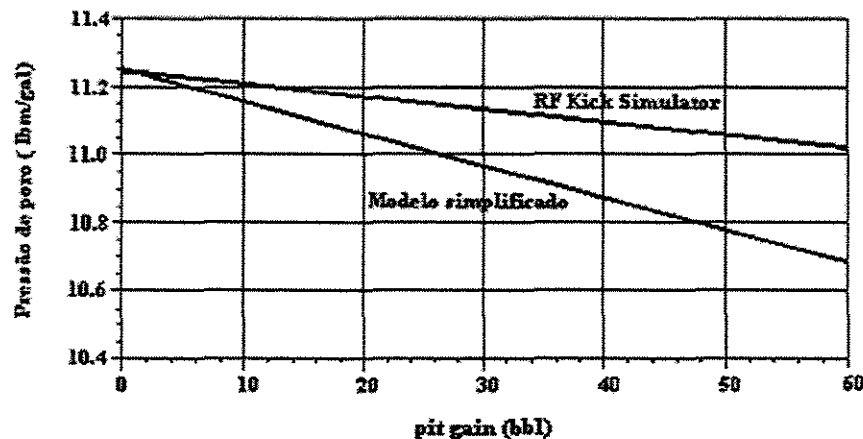
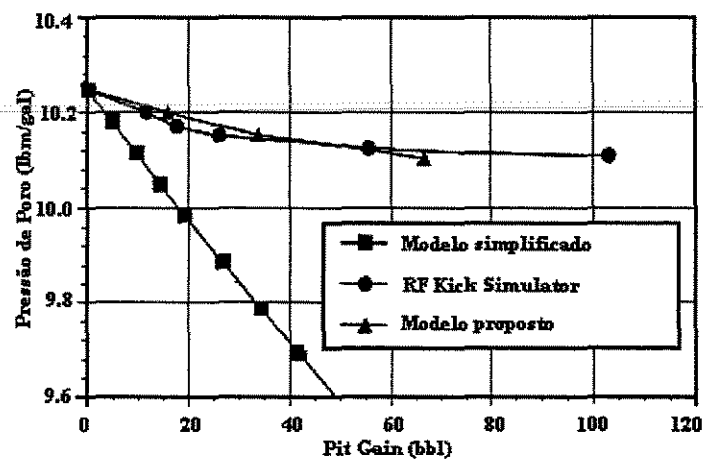


Figura 2.33 – Pressão de poros para águas profundas (Nakagawa e Lage, 1994)

Conforme a seção 2.2, Ohara (1995), desenvolveu um modelo matemático de tolerância ao *kick* durante a circulação, baseado no modelo matemático de Nickens (1987). A Figura 2.33 mostra a simulação de um caso em um poço *offshore* localizado no Ceará, perfurado em lâmina d'água de 1314 m (4311 ft). Os resultados do modelo de Ohara foram comparados com um modelo simplificado de bolha única e com os resultados obtidos por um simulador comercial. Nota-se uma boa concordância entre os resultados de Ohara e os resultados obtidos pelo *RF Kick Simulator*. Outra vantagem desse modelo é sua portabilidade em PCs.



Lâmina d'água: 4311 ft (1314 m)

Profundidade do poço: 14764 ft (4500 m)

Densidade da lama: 9,5 lbm/gal

Pressão de fratura: 10.5lbm/gal @ 12993 ft

Revestimento: 9 5/8" @ 12993 ft

Poço aberto: 8 1/2"

Figura 2.34 – Comparação dos resultados do modelo de Ohara com um simulador comercial para o poço CES-112 (Ohara, 1995).

Ele definiu também, uma equação para a tolerância ao *kick* em poço fechado, baseado no modelo de Wilkie e Bernard (1981), que incorpora os efeitos das margens de segurança e de manobra, gradiente de surgimento de pressão e o efeito da expansão do influxo durante a circulação:

$$K_t = \frac{D_f}{D}(\rho_f - \rho_m) - \frac{P_{sf}}{g_c \cdot D} - \frac{H_k}{D}(\rho_m - \rho_g) - \rho_{sg} \quad (2.38)$$

Santos e Barragan (1998) definiram tolerância ao *kick* como: “A máxima pressão de formação, tal que depois da ocorrência de um *kick* de certo volume a uma determinada profundidade, o poço pode ser fechado e circulado sem fraturar a formação mais fraca, normalmente localizada abaixo da última sapata do revestimento”.

Segundo Ohara e Bourgoyne (1998), muitos autores confundem o significado entre tolerância e margem e coeficiente de segurança. Tolerância pode ser definida como um limite para uma dada variável e margem pode ser entendida como a diferença entre uma dada variável e um determinado limite. Baseados no conceito de Santos e Barragan (1998), eles definiram tolerância ao *kick* como a máxima pressão de poro que o poço pode tolerar.

$$\rho_{kt} = \rho_m + \frac{D_f}{D}(\rho_f - \rho_m) - \frac{H_k}{D}(\rho_m - \rho_g) \quad (2.39)$$

Eles também definiram uma margem de pressão de poro como a diferença entre a máxima pressão de poro permitida a pressão de poro nova:

$$\Delta\rho_{kt} = \rho_{kt} - \rho_p \quad (2.40)$$

2.3.1 Sumário dos estudos sobre tolerância ao *kick* realizados

O conceito de tolerância ao *kick* tem evoluído bastante com o passar dos anos. Os primeiros modelos consideravam apenas como a diferença entre peso de lama e pressão de formação, expressa em densidade de lama equivalente. Pilkington e Niehaus (1975) incorporaram os efeitos da margem de segurança, margem de manobra, além do efeito do influxo a essa definição e concluíram que a tolerância ao *kick* diminui com o volume do *kick* e com a profundidade (Figura 2.28). O modelo de Wilkie e Bernard (1981) incorpora um fator de segurança, definido como função da profundidade e um gradiente de surgimento de pressão (Equação 2.33).

Redman Jr. (1991) definiu tolerância ao *kick* durante a circulação como a diferença entre a pressão de fratura e a densidade de lama equivalente, obtida através de um processo iterativo, no qual considera o efeito da expansão do influxo (Equação 2.37). Ele estudou os principais fatores que afetam a tolerância ao *kick*. Segundo ele, a tolerância ao *kick* diminui com a profundidade, com o aumento do *pit gain* e devido à expansão do influxo durante a circulação.

Nakagawa e Lage (1994) relataram casos reais em que o conceito de tolerância ao *kick* foi considerado fundamental na decisão de antecipar ou não o assentamento da sapata do revestimento.

Ohara e Bourgoyne (1998) definiram um novo valor para tolerância ao *kick*, baseado no conceito de Santos e Barragan (1998). Segundo eles, tolerância ao *kick* é máxima pressão de poro que o poço pode tolerar. Esse conceito de tolerância ao *kick* será adotado para a elaboração deste trabalho.

Capítulo 3

Desenvolvimento do modelo

Baseando-se na revisão bibliográfica realizada foram estabelecidas as premissas básicas para o desenvolvimento de um simulador para o estudo do controle de poços em águas profundas e ultraprofundas. A situação operacional básica consiste na sonda estar perfurando com a broca no fundo do poço, e no momento em que o *kick* é detectado, o poço é fechado.

Após o fechamento do poço, a pressão no interior da coluna de perfuração (*SIDPP*), a pressão no revestimento (*SICP*), o ganho de volume nos tanques de lama (*Pit Gain*) são registrados, bem como as dimensões do poço e as propriedades do fluido de perfuração.

O escopo da modelagem considera:

- Poço pode ser vertical ou inclinado;
- A geometria do espaço anular variável (ânulo concêntrico, com diâmetros interno e externo variáveis por seção. O esquema geométrico geral do poço é apresentado na Figura 3.1;
- *Kick* de gás;
- A seção de poço aberto tem o mesmo diâmetro da broca, ou seja, o poço está calibrado;

- O gás é removido utilizando-se um fluido de perfuração com o mesmo peso específico do fluido existente no poço (“Método do Sondador”);
- Não ocorre reação química entre o gás e o fluido de perfuração;
- Não ocorre mudança de fase durante a circulação;
- Há escorregamento entre a fase líquida e gasosa;
- Fluido de perfuração à base de água;
- A formação portadora de gás está no fundo do poço;
- Durante a remoção do *kick*, é mantida uma pressão no fundo do poço constante e igual à pressão da formação, podendo ou não ser utilizada uma margem de segurança;
- O gás está distribuído como uma bolha de Taylor, seguida de um pistão de líquido (“*Slug Flow*”);
- O modelo pode tratar até quatro seções anulares distintas;
- O fluido de perfuração está em equilíbrio térmico com a formação.

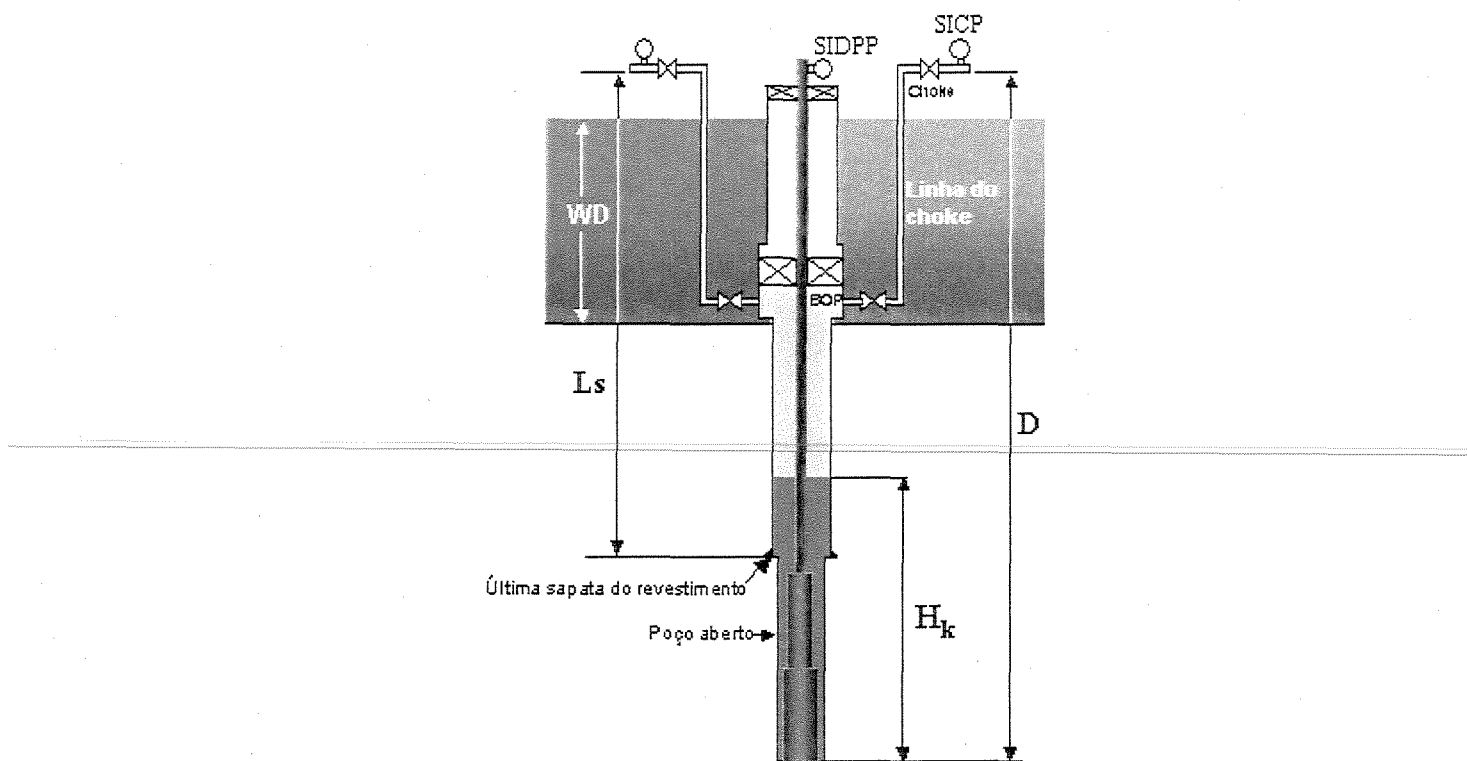


Figura 3.1 –Esquema básico de poço considerado no modelo

3.1 Cálculo da fração média inicial de gás

A fração média de gás ($\bar{\alpha}$) é definida como a razão entre os volumes de gás e da região bifásica. Nas condições iniciais a fração de gás média inicial é calculada por:

$$\bar{\alpha}(1) = \frac{Vk(1)}{V_{tpr}} \quad (3.1)$$

Onde $Vk(1)$ é o volume inicial de gás e V_{tpr} é o volume inicial da região bifásica.

O volume de gás é o próprio ganho que ocorre nos tanques de lama enquanto que o volume total da região bifásica é dado por:

$$V_{tpr} = Q \cdot t_{off} + V_k(1) \quad (3.2)$$

Onde t_{off} é o tempo decorrido entre o início do *kick* e o fechamento do poço e Q é a vazão de lama bombeada.

Com a determinação da fração de gás inicial, determina-se a fração volumétrica inicial de líquido:

$$\bar{H}(1) = 1 - \bar{\alpha}(1) \quad (3.3)$$

3.2 Determinação da pressão da formação

Conhecidos os dados do *kick* e dos parâmetros de perfuração, é possível a determinação da pressão da formação por:

$$P_f = SIDPP + \rho_m \cdot g \cdot D \quad (3.4)$$

Onde D é a profundidade real do poço (*TVD*).

3.3 Determinação do comprimento inicial do *kick*

Após a determinação a pressão da formação e a fração de gás inicial pode-se determinar o comprimento inicial da região bifásica:

$$Hk_i = \frac{V_k(1)}{Can \cdot \bar{\alpha}(1)} \quad (3.5)$$

Onde Can é a capacidade volumétrica do espaço anular. É importante observar que essa capacidade representa a possível variação da geometria do espaço anular.

3.4 Cálculo da velocidade do topo da região bifásica

Para o presente modelo, o *kick* foi considerado como um sistema consistindo de uma bolha de Taylor, seguida de um pistão de líquido (“padrão Slug Flow”).

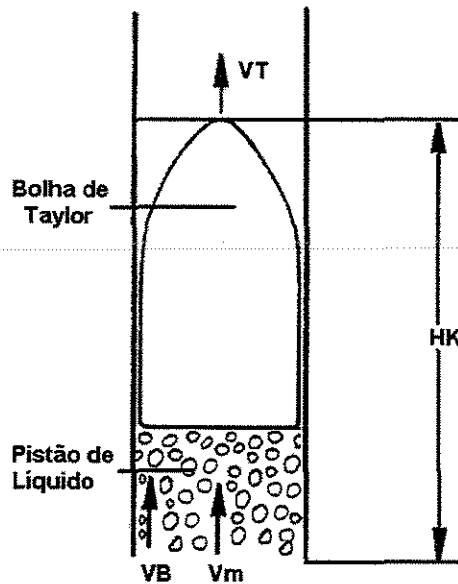


Figura 3.2 – Representação de um *kick* em um poço vertical para o modelo proposto

Para um tubo vertical, a velocidade de ascensão do gás pode ser caracterizada pela correlação de Zuber e Findlay (1965):

$$v_g = C_o \cdot v_m + v_{bt} \quad (3.6)$$

Para o cálculo da velocidade do topo da região bifásica foi utilizada a modelagem de Bendiksen (1983), que considera o efeito da inclinação do tubo na velocidade da bolha, utilizando o número de Froude e de Reynolds como parâmetros principais. Lage e Time (2000) adaptaram a formulação de Bendiksen para geometria anular, obtendo-se as seguintes expressões:

$$C_o = \begin{cases} 1.05 + 0.15 \cdot \cos^2 \theta \rightarrow N_{Fr} < 3.5 \\ 1.20 \rightarrow N_{Fr} \geq 3.5 \end{cases} \quad (3.7)$$

$$v_t = \begin{cases} (0.345 \cdot \cos \theta + 0.54 \cdot \sin \theta) \cdot \sqrt{g \cdot (\Delta \rho / \rho_m) \cdot d_{ep}} \rightarrow N_{Fr} < 3.5 \\ 0.345 \cdot \cos \theta \cdot \sqrt{g \cdot (\Delta \rho / \rho_m) \cdot d_{ep}} \rightarrow N_{Fr} \geq 3.5 \end{cases} \quad (3.8)$$

Onde θ é o ângulo de inclinação do escoamento em relação à posição vertical e N_{Fr} é o número de Froude.

A expressão acima é utilizada para a determinação da velocidade do topo da região bifásica, durante sua ascensão num eventual trecho inclinado do espaço anular, sendo que velocidade da mistura bifásica, v_{mixt} , é considerada apenas como a velocidade da fase líquida, já que o modelo não considera uma vazão contínua de gás no poço.

A velocidade do topo da região bifásica para a região vertical do poço é a sugerida por Sadatomi *et al* (1982):

$$v_g = 1.2 \cdot v_m + 0.345 \cdot \sqrt{g \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho_m} \cdot d_{ep}} \quad (3.9)$$

Onde d_{ep} é o diâmetro equiperiférico :

$$d_{ep} = d_e + d_i \quad (3.10)$$

Quando a região bifásica se encontra na linha do *choke*, utiliza-se a expressão 3.9, considerando-se apenas o diâmetro interno da linha do *choke*.

3.5 Cálculo da velocidade da base da região bifásica

A velocidade da base da região bifásica pode ser representada pela expressão desenvolvida por Zuber e Findlay (1965), dada por:

$$v_b = C_o \cdot v_{mixt} + v_\infty \quad (3.11)$$

Onde v_∞ é a velocidade de ascensão de uma bolha simples em um meio infinito (Harmathy, 1960). Essa expressão de velocidade considera apenas a diferença de densidade entre as fases e a tensão superficial.

$$v_\infty = 1.53 \cdot \left[\frac{g \cdot (\rho_m - \rho_g) \cdot \sigma}{\rho_m^2} \right]^{1/4} \quad (3.12)$$

Zuber e Hench (1962), estudaram o efeito de “enxame” na velocidade de ascensão da bolha:

$$v_\infty = 1.53 \cdot \left[\frac{g \cdot (\rho_m - \rho_g) \cdot \sigma}{\rho_m^2} \right]^{1/4} \cdot (H_{slug})^{ne} \quad (3.13)$$

Onde H_{slug} é o holdup no pistão de líquido e ne é o índice de enxame. Resultados mostraram que, para espaços anulares concêntricos, considera-se $H_{slug}=0.8$ e $ne=0.5$, (Caetano, 1986). Considerando o modelo proposto por Zuber e Findlay (1965), os resultados de Caetano (1986) e os resultados de Petalas e Aziz (1998), a velocidade da base da região bifásica considerada no modelo é dada por:

$$v_b = C_o \cdot v_m + 1.3685 \cdot \left[\frac{g \cdot (\rho_m - \rho_g) \cdot \sigma}{\rho_m^2} \right]^{1/4} \cdot \cos \theta \quad (3.14)$$

3.6 Determinação das pressões no espaço anular

O modelo faz uma simulação da circulação de um *kick* de gás, utilizando o *método do sondador* e a hipótese de pressão no fundo do poço sempre constante. O desenvolvimento do programa é realizado em quatro etapas

1. Condição inicial, ou seja, o *kick* não está sendo circulado.
2. Circulação do *kick* pelo anular, até o momento em que a região bifásica atinge a linha do *choke*.
3. Influxo atinge a superfície, havendo a produção de gás para a superfície.
4. O *kick* se encontra totalmente na linha do *choke*.

3.6.1 Determinação das pressões no espaço anular em condições iniciais

Para a previsão de pressões no espaço anular, adota-se a pressão média como um valor de referência para a pressão na região bifásica na qual são calculadas as propriedades da região bifásica (Santos, 1982). Em condições estáticas, calcula-se, iterativamente, a pressão média e a seguir, a pressão no topo da região bifásica a partir da base da região bifásica. Nessa etapa a pressão na base da região bifásica é estimada como sendo a pressão da formação, desconsiderando-se as perdas de carga por fricção.

A pressão média inicial, deduzida no Anexo I é definida por:

$$\begin{aligned} \bar{P}(l) = & \left(\frac{1}{\bar{\alpha}(l) \cdot A_l \cdot Hk_l} \right) \cdot \left(Pb_l + \frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}(l)}{\bar{\alpha}(l) \cdot A_l} \right) \cdot \left(e^{-(\bar{\alpha}(l) \cdot A_l \cdot Hk_l)} - 1 \right) - \\ & - \left(\frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}(l)}{\bar{\alpha}(l) \cdot A_l} \right) \end{aligned} \quad (3.15)$$

$$\text{Onde: } A_l = \frac{0.36 \cdot \gamma_g}{T \cdot Z} \quad (3.16)$$

Sendo Pb_l a pressão na base do *kick* que, nas condições iniciais, é a pressão no fundo do poço, T é a temperatura em um dado ponto do poço, Z é o fator de compressibilidade do gás, e γ_g é a densidade do gás ($\alpha=1$). O fator de compressibilidade, Z é calculado através da correlação de Hall-Yarborough (1973), melhor detalhada no Anexo I.

A massa específica do gás (ρ_g) é dada a partir da equação de gás real:

$$\rho_g(1) = Pb_l \cdot A_l \quad (3.17)$$

Conhecendo-se as propriedades dos fluidos e a pressão média, podemos determinar o diferencial de pressão na região bifásica por:

$$\Delta p_{mixt} = g \cdot (\bar{P}(1) \cdot \bar{\alpha}(1) \cdot A_l \cdot Hk_l + \bar{\beta}(1) \cdot \rho_m \cdot Hk_l) \quad (3.18)$$

$$\text{Onde } \bar{\beta}(1) = 1 - \bar{\alpha}(1) \quad (3.19)$$

A pressão no topo da região bifásica é dada por:

$$Pt_l = Pb_l - \Delta p_{mixt} \quad (3.20)$$

A partir desses valores pode-se calcular a pressão inicial de fechamento do revestimento (SICP).

$$Pc(1) = Pt_l - \rho_m \cdot g \cdot (D - Hk_l) \quad (3.21)$$

3.6.2 Determinação das pressões durante o deslocamento do influxo pelo anular

Esta fase inicia-se no instante em que a bomba de lama começa a circular o *kick*, e termina quando a o topo da região bifásica atinge a extremidade inferior da linha do *choke*. A posição do topo da região bifásica (Ht) num dado instante de tempo, para um poço vertical é dada por:

$$Ht(i) = Ht(i-1) + vt \cdot \Delta t \quad (3.22)$$

Onde Δt é o incremento de tempo.

A posição da base da região bifásica (Hb) em um dado instante de tempo, para um poço vertical é dada por:

$$Hb(i) = Hb(i-1) + vb \cdot \Delta t \quad (3.23)$$

Portanto, o comprimento do kick em cada instante de tempo é dado por:

$$Hk = Ht - Hb \quad (3.24)$$

Para o caso de um poço inclinado, essas posições serão dadas pelas projeções em relação à vertical. A pressão na base da região bifásica nessa fase é definida por:

$$Pb = BHP - \left[(\rho_m \cdot g \cdot Hb) + \frac{dpba}{dL} \cdot Hb \right] \quad (3.25)$$

Onde $\frac{dpba}{dL}$ é o gradiente de perda de carga por fricção do fluido de perfuração escoando no anular abaixo do *kick*, com uma velocidade v_m , e BHP é a pressão no fundo do poço, que é igual a pressão da formação somada à uma margem de segurança.

As perdas de carga de carga na região monofásica podem ser calculadas, considerando modelos reológicos Newtoniano, de Bingham e de Potência.

A partir da computação da pressão na base da região bifásica e das propriedades dos fluidos, calcula-se a pressão média na região bifásica através da equação 3.26. Se a pressão calculada estiver fora da tolerância especificada, quando comparada com a pressão estimada, repete-se o processo de cálculo, colocando –se a pressão estimada como a última calculada, até se atingir a tolerância.

$$\begin{aligned} \bar{P}(i) = & \left(\frac{1}{\bar{\alpha}(i) \cdot A \cdot Hk} \right) \cdot \left(Pb + \frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}(i) + \frac{dp_{bi}}{dL}}{\bar{\alpha}(i) \cdot A} \right) \cdot \left(e^{-(\bar{\alpha}(i) \cdot A \cdot Hk)} - 1 \right) - \\ & - \left(\frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}(i) + \frac{dp_{bi}}{dL}}{\bar{\alpha}(i) \cdot A} \right) \end{aligned} \quad (3.26)$$

Onde $\frac{dp_{bi}}{dL}$ é o gradiente de perda de carga na região bifásica.

O gradiente de pressão na região bifásica foi calculado pela correlação de Beggs e Brill (1973) modificada, considerando-se características não-newtonianas dos fluidos de perfuração. Esta correlação é melhor detalhada no Apêndice A deste trabalho.

O diferencial de pressão através da região bifásica, a pressão no topo da região bifásica e as pressões no *choke*, são calculadas, respectivamente, por:

$$\Delta p_{mixt} = \left[(\bar{P}(i) \cdot \bar{\alpha}(i) \cdot A_i + \bar{H}(i) \cdot \rho_m) \cdot g \cdot Hk + \frac{dp_{bi}}{dL} \cdot Hk \right] \quad (3.27)$$

$$P_t = Pb - \Delta p_{mixt} \quad (3.28)$$

$$Pc(i) = Pt - (\rho_m \cdot g + \frac{dpta}{dL}) \cdot (Hw - Ht) - (\rho_m \cdot g + \frac{dpcl}{dL}) \cdot Wd \quad (3.29)$$

Onde $\frac{dpta}{dL}$ é o gradiente de perda de carga por fricção do fluido de perfuração escoando no anular acima do *kick* e, $\frac{dpcl}{dL}$, é o gradiente de perda de carga na linha do *choke*.

3.6.3 Determinação das pressões quando o influxo preenche a linha do *choke*

Nesta etapa em que o *kick* preenche, totalmente, a linha do *choke*, inicia-se quando o topo da região bifásica atinge a linha do *choke* e se encerra quando todo influxo é produzido. É uma etapa rápida, comparada a etapa anterior. O processo de cálculo desta etapa é semelhante à da etapa anterior, exceto que a velocidade da região bifásica na linha do *choke* é muito maior que a velocidade no espaço anular, conseqüentemente, a variação de pressão no *choke* é muito mais acentuada que na etapa anterior. O processo iterativo é o mesmo da etapa anterior, exceto que para o cálculo das velocidades e perdas de carga para a região bifásica entram expressões referentes à linha do *choke*.

A pressão na superfície é dada por:

$$Pc(i) = Pt - (\rho_m \cdot g + \frac{dpclt}{dL}) \cdot (Wd - Hkc) \quad (3.30)$$

Onde Hkc é o comprimento da parte do *kick* que se encontra na linha do *choke* e $\frac{dpclt}{dL}$ é o gradiente de perda de carga na linha do *choke*, na região acima do *kick*.

3.6.4 Produção do gás

Nessa etapa, todo o *kick* é removido da linha do choke. Ela é composta de duas fases:

1. Parte do gás se encontra no anular. O processo de cálculo para esta fase é o mesmo, pois ainda não há produção do gás.
2. Ocorre a produção do gás remanescente no interior da linha do *choke*. Esta fase é um pouco diferente das outras, pois a massa de gás não permanece mais constante.

A vazão mássica de gás produzida nesta etapa e a pressão na superfície são dadas por:

$$\dot{m}_{prod} = \rho_g(i) \cdot v_g \cdot \bar{\alpha}(i) \cdot (d_e^2 - d_i^2) \quad (3.31)$$

A pressão de superfície, nessa etapa, é dada por:

$$P_c(i) = P_t \quad (3.32)$$

Após todo gás ter sido removido do sistema, a pressão na superfície será dada pela pressão hidrostática devido à coluna de lama mais as perdas de cargas no espaço anular e na linha de choke.

3.7 Cálculo das perdas de carga na região monofásica

O modelo permite a consideração de três modelos reológicos diferentes de fluido de perfuração para o cálculo do gradiente de perda de carga por fricção, que é definido pelo usuário, utilizando-se as leituras θ_{300} e θ_{600} do reômetro FANN VG-Meter.

As expressões utilizadas para o cálculo das perdas de carga na região monofásica são detalhadas no Apêndice C.

3.8 Estudo da posição da válvula de *choke* durante a circulação de um *kick*

Durante a simulação do *kick*, o programa determina a porcentagem de abertura da válvula de *choke* para a pressão na superfície correspondente.

A perda de carga na válvula de *choke* é dada pela equação estudada por Holden e Bourgoyne (1982):

$$\Delta P_{choke} = \frac{\rho_m \cdot Q^2}{2 \cdot gc \cdot A_f^2} \quad (3.33)$$

Dada a perda de carga na válvula, que é a própria pressão na superfície, o programa determina a área friccional efetiva da válvula, A_f . Uma vez calculada a área friccional, calcula-se o coeficiente da válvula, CV através da expressão abaixo:

$$CV = 38 \cdot A_f \quad (3.34)$$

Esse coeficiente CV varia de acordo com o tipo de válvula. Para este modelo, assumiu-se um *choke* Cameron modelo CC20 de 2 polegadas.

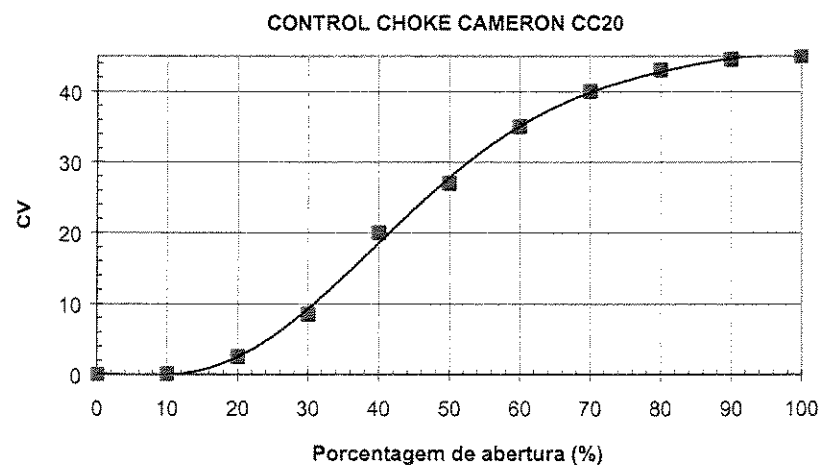


Figura 3.3- Curva CV versus porcentagem de abertura para uma válvula de *choke* Cameron CC20 (Catálogo Cooper Cameron 1998-1999)

A partir da curva da válvula, calcula-se a porcentagem de abertura da válvula. A Figura 3.4 mostra o diagrama para a determinação da porcentagem de abertura da válvula do *choke*.

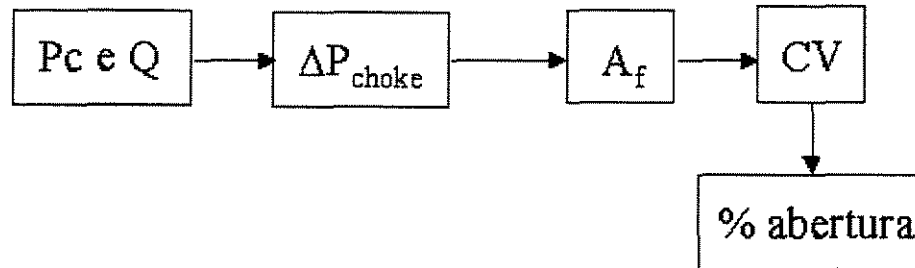


Figura 3.4 - Diagrama para a determinação da porcentagem de abertura da válvula do *choke*

Durante o controle de poço, a pressão no fundo do poço deve ser mantida a um valor acima da pressão da formação. Isto é feito mantendo uma contrapressão no espaço anular através do manuseio da válvula de *choke*. A partir da medida dessa contrapressão pode-se monitorar a pressão de fundo, entretanto o cálculo de um perfil significativo das contrapressões no espaço anular requer um conhecimento preciso da composição do fluido do *kick* e sua distribuição no espaço anular. Por isso normalmente, o controle da pressão no fundo do poço é feito manuseando-se a válvula de *choke* e observando a pressão no *drill pipe* e a *pump schedule*, desde que o fluido de perfuração na coluna não esteja contaminado com fluido da formação.

3.9 Organização básica do programa

O programa, a partir dos dados do *kick*, faz uma simulação da circulação do *kick* para fora do poço, utilizando o *Método do Sondador* e mantendo a pressão no fundo do poço constante. Basicamente o programa faz a leitura dos dados de entrada, calcula as alturas da base e do topo do influxo, pressão na superfície em cada intervalo de tempo e imprime os resultados. A Figura 3.5 mostra o diagrama de blocos básico dos componentes do programa.

Inicialmente o programa calcula a pressão no fundo do poço, a fração de vazio, a altura do topo da região bifásica e o comprimento inicial da região bifásica. Após o cálculo dessas

variáveis, o programa calcula o fator Z através da Sub-rotina Fator Z que utiliza correlação de Hall-Yarborough (1973) e a massa específica do gás.

O procedimento de cálculo na região bifásica é iterativo, começando com a estimativa da pressão média. Para o primeiro instante esta pressão é assumida como sendo a pressão do fundo do poço. A partir dos dados obtidos anteriormente, o programa calcula a pressão média na região bifásica, a partir da Equação 3.15. Se o valor calculado for próximo do valor estimado, está determinada a pressão média, senão retorna-se com a estimativa de pressão igual à última calculada, refazendo os cálculos até que o processo esteja terminado.

Para a simulação da circulação do *kick* pelo espaço anular, calculam-se inicialmente as velocidades do topo e da base da região bifásica, utilizando as Equações 3.9 e 3.13, respectivamente. A partir das velocidades de topo e base da região bifásica, o programa calcula as novas posições para o topo e para a base da região bifásica, através das Equações 3.22 e 3.23 respectivamente. A partir dos valores de altura da base e do topo da região bifásica, o programa calcula o comprimento do *kick* a cada intervalo de tempo. Com as novas posições da base e do topo do *kick* determinadas, calculam-se as perdas de carga existentes em todas as seções anulares e a pressão média, a partir do método iterativo descrito anteriormente.

A seguir o programa calcula a pressão da base do *kick* através da Equação 3.25 e em seguida a pressão no topo através da Equação 3.28. Conhecido o valor da pressão de topo, o programa calcula a pressão na superfície. A Figura 3.6 mostra um fluxograma simplificado para o cálculo das pressões na superfície em condições estáticas (SICP) e durante a circulação do *kick* pelo espaço anular.

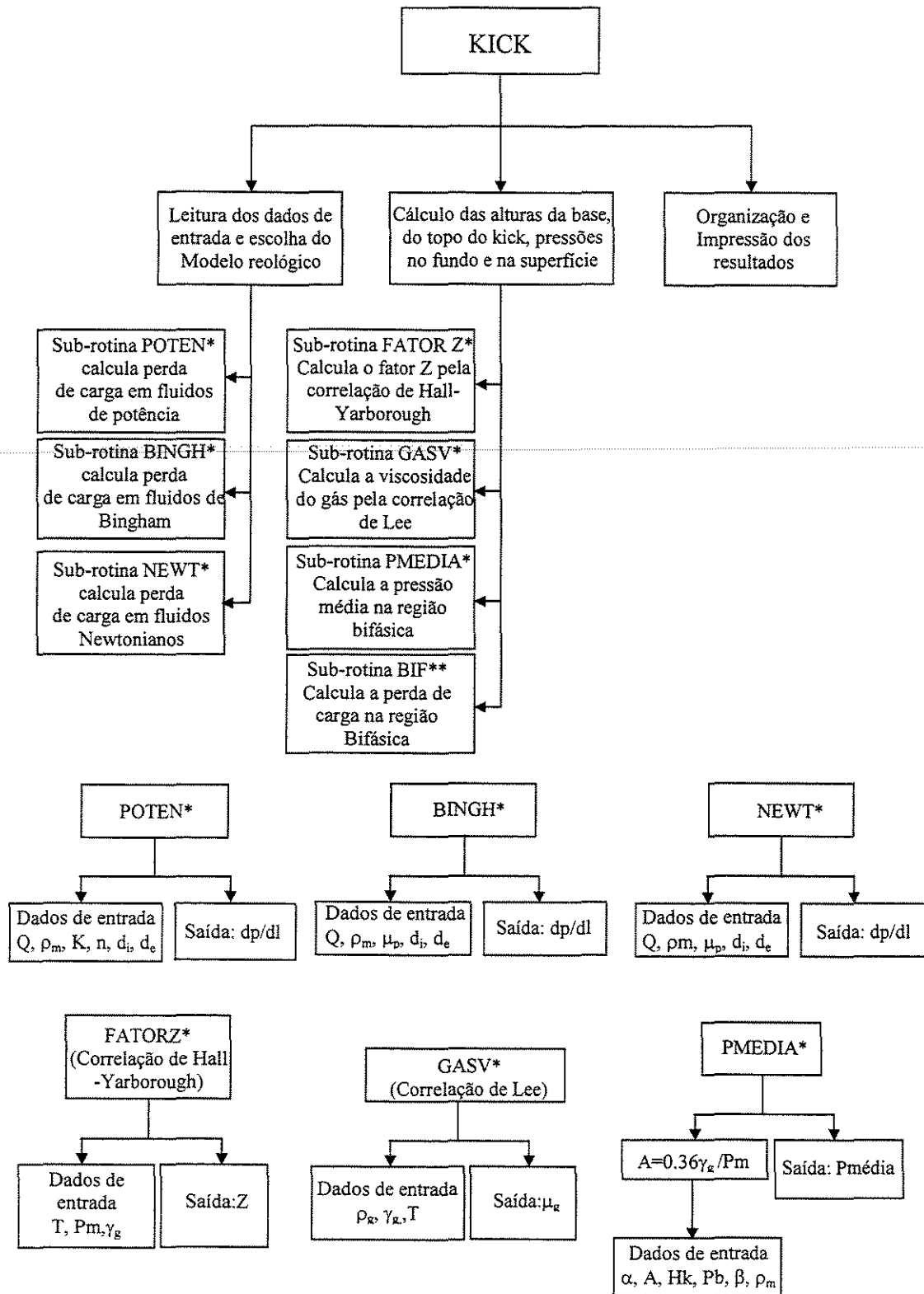


Figura 3.5 – Diagrama básico dos componentes do programa KICK

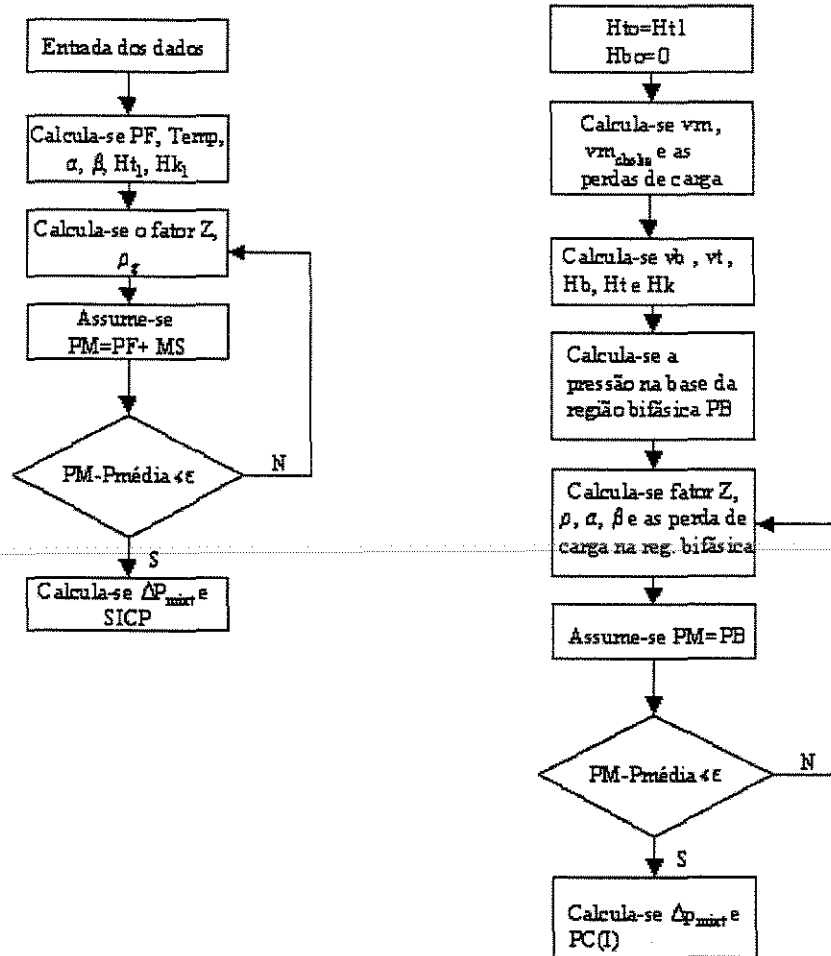


Figura 3.6 - Fluxograma simplificado para o cálculo das pressões na superfície em condições estáticas (SICP) e durante a circulação do *kick* pelo espaço anular

Capítulo 4

Resultados

Nesse capítulo são apresentados alguns resultados obtidos a partir de simulações realizadas com o modelo proposto. São apresentadas as evoluções do modelo, mostrando os efeitos de perda de carga, expansão do influxo, e do modelo de escoamento bifásico. Comparações dos resultados obtidos com outros simuladores existentes, além de uma análise da Tolerância ao *kick* são também apresentados.

4.1 Evolução do modelo proposto

A Tabela 4.1 mostra a evolução da nossa modelagem, com a incorporação dos efeitos de diversos parâmetros no modelo:

Tabela 4.1 Evolução do modelo

Efeito Modelo	Expansão do influxo	Perdas de carga monofásico	Gas real	Modelo de deslizamento	Perdas de carga bifásico	Poço inclinado	Geometria variável
Modelo 1							
Modelo 2	X						
Modelo 3	X	X					
Modelo atual	X	X	X	X	X	X	X

A Tabela 4.2 mostra os dados utilizados nas simulações, considerando um poço com geometria do espaço anular constante, mostrado na Figura 4.1.

Tabela 4.2 Dados padrão para simulação considerando geometria constante

Parâmetros	S.I.	Campo	Parâmetros	S.I.	Campo
Profundidade total	3048 m	10000 ft	SIDPP	3100 kPa	450 psi
Lâmina d'água	304.8 m	1000 ft	Volume inicial do influxo	6.36 m ³	40 bbl
Diâmetro interno do poço	250.825 mm	9.875 pol	Margem de Segurança	689.5 kPa	100 psi
Diâmetro da tubulação interna	127 mm	5 pol	Tempo de fechamento	60s	1min
Diâmetro da linha do choke	76.2 mm	3 pol	Vazão de circulação	0.0126 m ³ /s	200 gal/min
Gradiente geotérmico	0.0146 ° C /m	0.008 ° F /ft	Densidade do gás ($\alpha=1$)	0.65	0.65
Temperatura da água do mar	10 ° C	50 ° F	leitura θ_{300}		29.56
Massa específica da lama	1.2 kg/m ³	10 lbm/gal	leitura θ_{600}		48.02

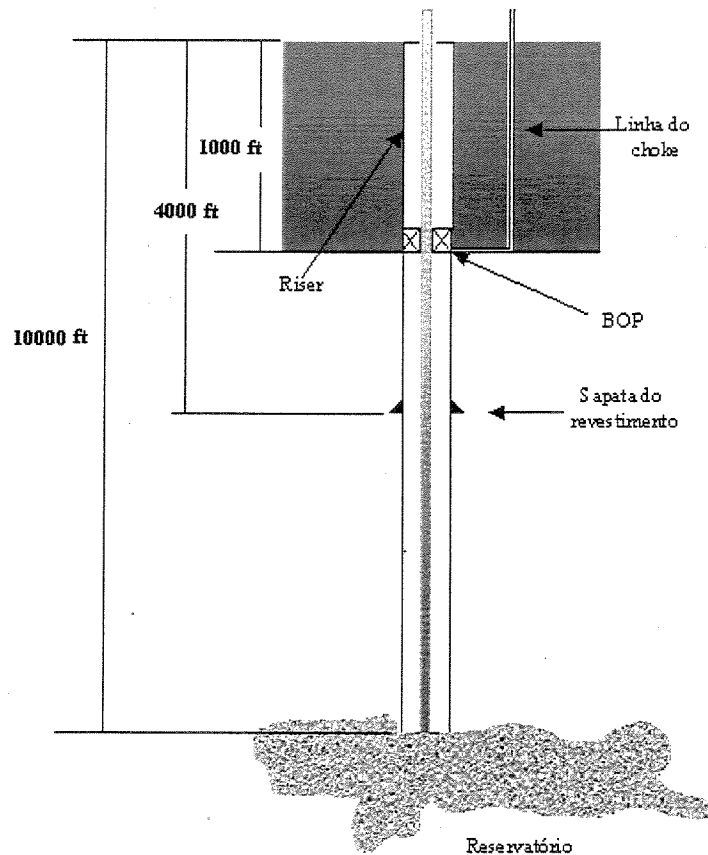


Figura 4.1 – Esquema de poço com geometria constante

A Figura 4.2 ilustra a evolução do modelo proposto, para o caso ilustrado na Figura 4.1, com os dados da Tabela 4.2. Foram incorporados os efeitos de perda de carga, da expansão do *kick*, da fração de vazio e da velocidade de deslizamento entre as fases.

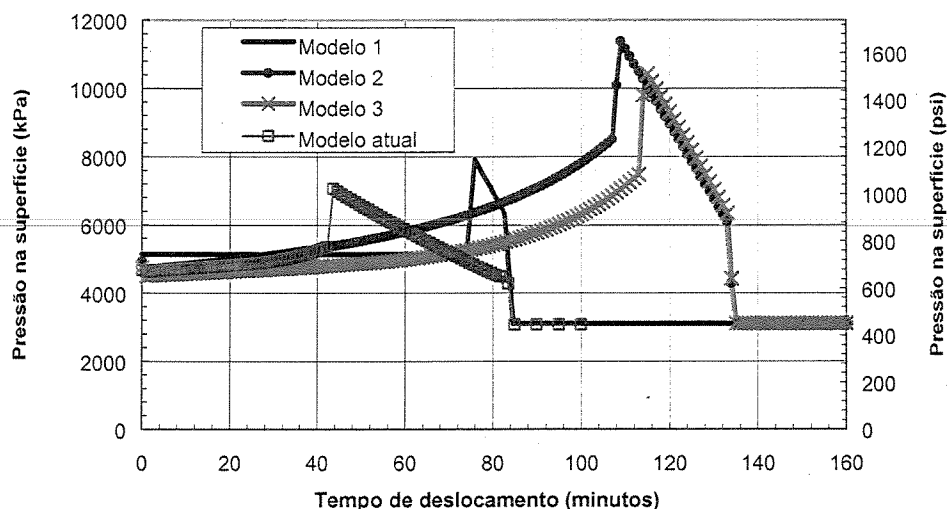


Figura 4.2 Evolução do modelo proposto

Nota-se que os modelos de bolha única apresentam pressões maiores no *choke*, como era de se esperar. O modelo atual, que considera o deslizamento entre as fases, apresenta uma maior velocidade de migração, o que justifica o deslocamento da curva para a esquerda. Pode-se notar, também, que a pressão no *choke* diminui ao incorporar-se as perdas de cargas tanto na região monofásica quanto na região bifásica.

4.2 Comparações dos resultados obtidos com outros simuladores existentes

Inicialmente foi feita uma comparação entre os resultados obtidos com o modelo proposto e os modelos desenvolvidos por Santos (1982) e Negrão (1989), mostrado na Figura 4.3. Este modelo foi utilizado para comparação, devido à existência de dados, por considerar a pressão no fundo do poço constante durante a circulação do *kick*, além de considerar os procedimentos semelhantes para os cálculos da pressão média e da pressão em um ponto qualquer da região bifásica. Para a comparação das pressões na superfície foi utilizado um poço vertical com

geometria do espaço anular constante. Os dados referentes ao exemplo estão mostrados na Tabela 4.2:

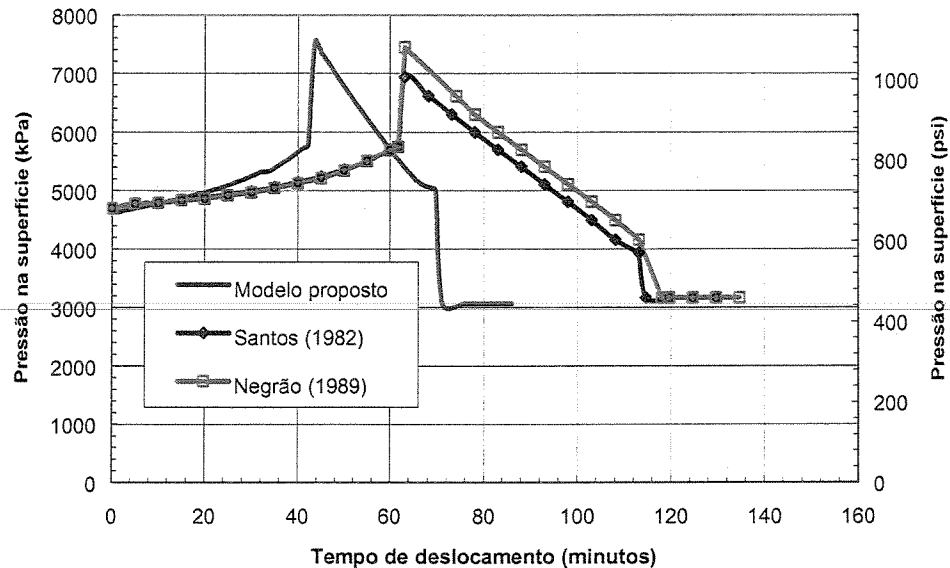


Figura 4.3 – Comparação entre o modelo proposto e o modelo de Santos (1982) e Negrão (1989)

Os resultados mostrados na Figura 4.3 indicam que o modelo proposto é mais conservativo, pois considerando o *kick* como um padrão pistonado, este leva um tempo menor para atingir à superfície. As pressões obtidas são levemente maiores para o modelo proposto, o que era de se esperar, considerando-se um modelo pistonado para o influxo.

A seguir foi feita a comparação do modelo descrito com os resultados obtidos com o simulador *Drillbench*® *Kick* da *Petec/RF-Rogaland Research*. Esse simulador considera os efeitos físicos mais importantes, relacionados ao *kick* tanto para lamas à base de óleo quanto à base de água. As principais características desse simulador são:

- Modelo dinâmico e interativo;
- Permite a escolha do modelo reológico do fluido de perfuração (Bingham, Potência ou Robertson Stiff);

- Considera um modelo bifásico de deslizamento, verificado experimentalmente em um poço em escala real (Rommetveit e Vefring, 1991);
- Permite utilizar tanto um modelo PVT *Black Oil*, quanto um modelo PVT avançado (modelo composicional para as equações de estado);
- Permite simular múltiplos *kicks* em cenários de águas profundas em poços verticais, inclinados e horizontais, bem como em poços delgados.

Os dados de entrada padrão utilizados nas simulações são mostrados na Tabela 4.3 e o esquema do poço é mostrado na Figura 4.4.

Tabela 4.3 Dados padrão para poços com geometria variável

Parâmetros	S.I.	Campo	Parâmetros	S.I.	Campo
Profundidade total	3500 m	11483.5 ft	leitura do reômetro θ_{300}		29.56
Lâmina d'água	550 m	1804.5 ft	leitura do reômetro θ_{600}		48.02
Profundidade da sapata	2000 m	8202.5 ft	Densidade do gás ($\alpha=1$)	0.65	0.65
Comprimento do comando	500 m	1640.5 ft	Volume inicial do influxo	6.36 m ³	40 bbl
Comprimento da coluna	3500 m	11483.5 ft	Vazão de circulação	0.0126 m ³ /s	200 gal/min
Diâmetro interno do poço aberto	0.216 m	8.5 pol	SIDPP	3100 kPa	450 psi
Diâmetro do revestimento	0.251 m	9.875 pol	Margem de Segurança	689.5 kPa	100 psi
Diâmetro do comando	0.165 m	6.5 pol	Tempo de fechamento	60s	1min
Diâmetro da coluna de perfuração	0.127 m	5 pol	Gradiente geotérmico	0.0146 °C /m	0.008 °F /ft
Diâmetro da linha do <i>choke</i>	0.0762 m	3 pol	Temp. da água do mar	10 °C	50 °F
Massa específica da lama	1.2 kg/m ³	10 lbm/gal			

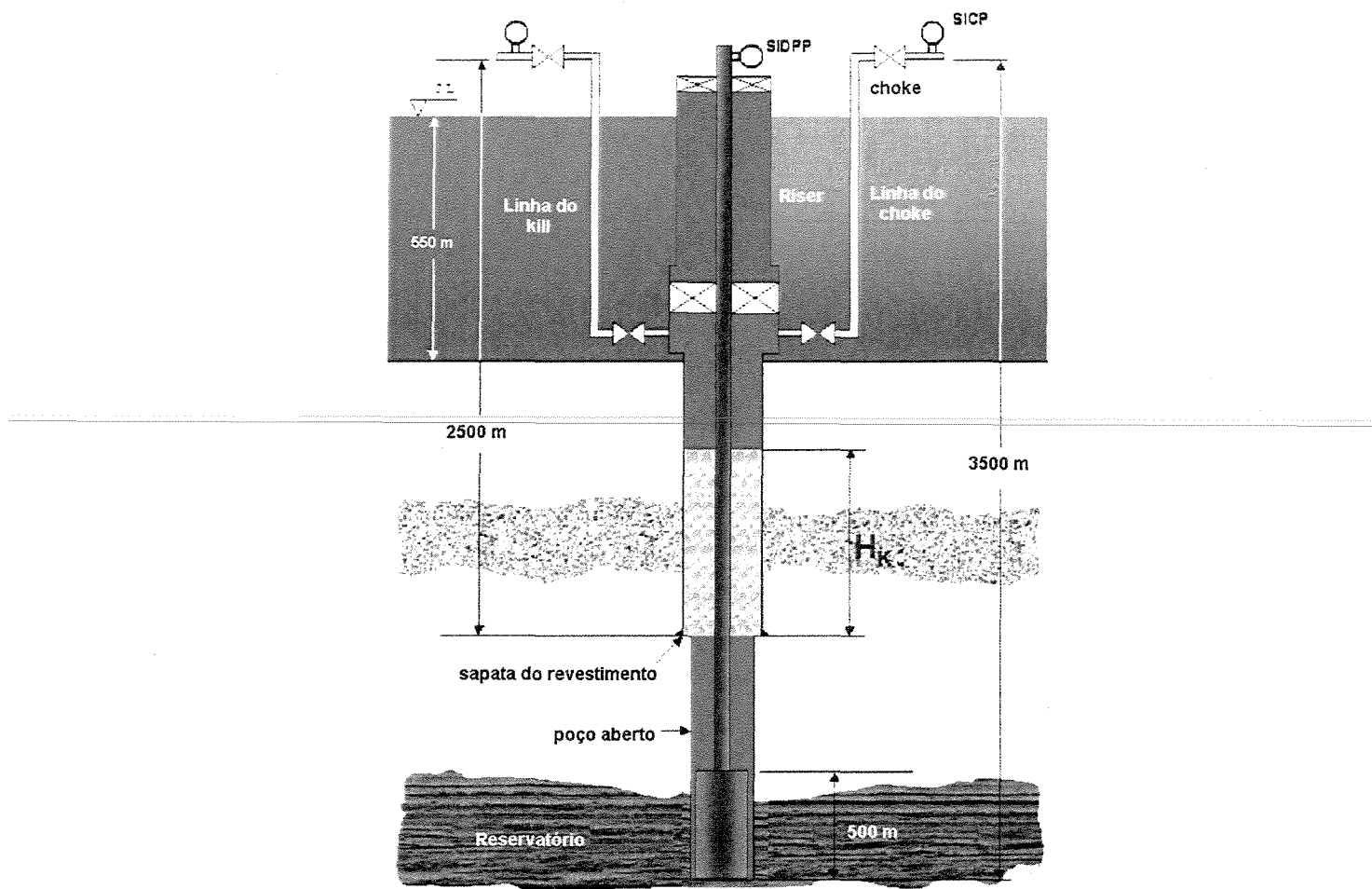


Figura 4.4 – Esquema do poço com geometria variável

Tendo em vista que o modelo proposto é mais simplificado que o *RF-Kick*, cuidados quanto à simulação foram tomados. Considerou-se um influxo constante, ao invés do modelo de reservatório, e a simulação foi realizada utilizando o Modo *Batch*, ao invés da simulação interativa.

Foram considerados para a simulação, poços em lâminas d'água de 550m (1804.5 ft), 1000 m (3280.8 ft) e 2000 m (6561.7 ft).

A Figura 4.5 mostra a pressão no *choke* ao longo do tempo, para uma lâmina d'água de 550 m (1804.5 ft). Pode-se observar uma diferença entre os resultados, quando o topo do influxo atinge a superfície. Essa diferença é devido a diferenças entre os modelos de velocidade do influxo e ao modelo de fração de vazio. Enquanto o modelo proposto apresenta uma fração de vazio média ao longo do influxo, o modelo comercial apresenta um modelo de distribuição de gás.

A velocidade da base do influxo, assumida no modelo é considerada como sendo o modelo proposto por Zuber e Findlay (1965):

$$v_b = C_o \cdot v_m + v_\infty \quad (6.1)$$

Onde a velocidade terminal v_∞ é dada pela equação de Harmathy (1960), modificada por Zuber e Hench (1962), e C_o é o coeficiente de distribuição, que leva em conta o perfil de velocidade da fase líquida. De acordo com Zuber e Findlay (1965), o parâmetro de distribuição pode variar entre 1.0 e 1.5. À medida que o regime de escoamento se aproxima do regime laminar, o perfil de velocidade do líquido tende a um perfil parabólico, aumentando o valor de C_o (Wallis, 1969).

A Figura 4.5 mostra que os resultados do modelo proposto se aproximam do modelo comercial, ao variar-se o valor do coeficiente de distribuição. Para este modelo, tem-se um regime de escoamento próximo ao regime laminar na linha do *choke*, portanto um valor razoável para o coeficiente de distribuição fica em torno de 1.4.

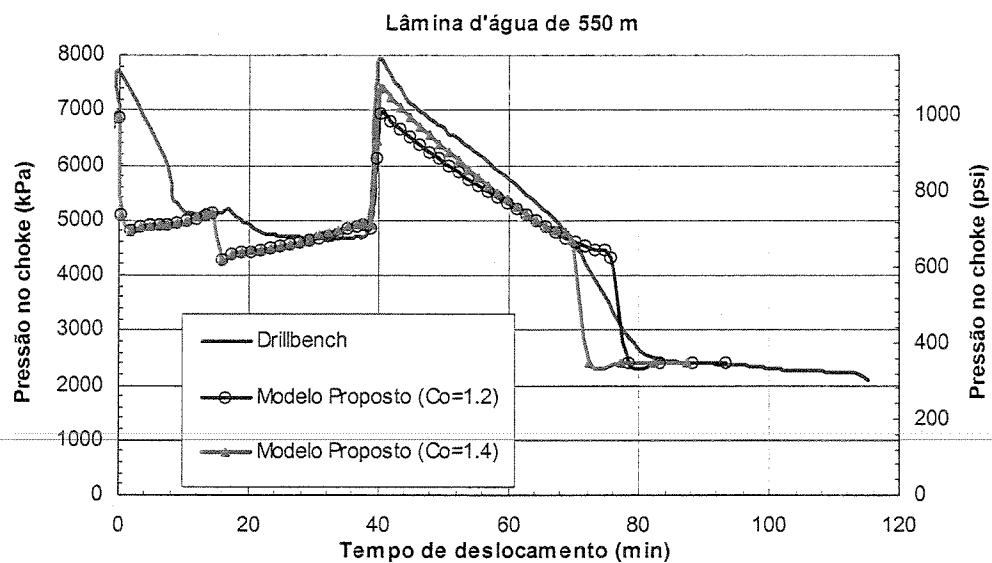


Figura 4.5 Comparação entre os modelos – pressão no *choke* (lâmina d'água de 550 m)

A Figura 4.6 mostra o *pit gain* ao longo do tempo, para uma lâmina d'água de 550 m (1804.5 ft). Nota-se que os resultados se apresentam próximos, mostrando que o modelo de expansão do gás proposto é bastante satisfatório.

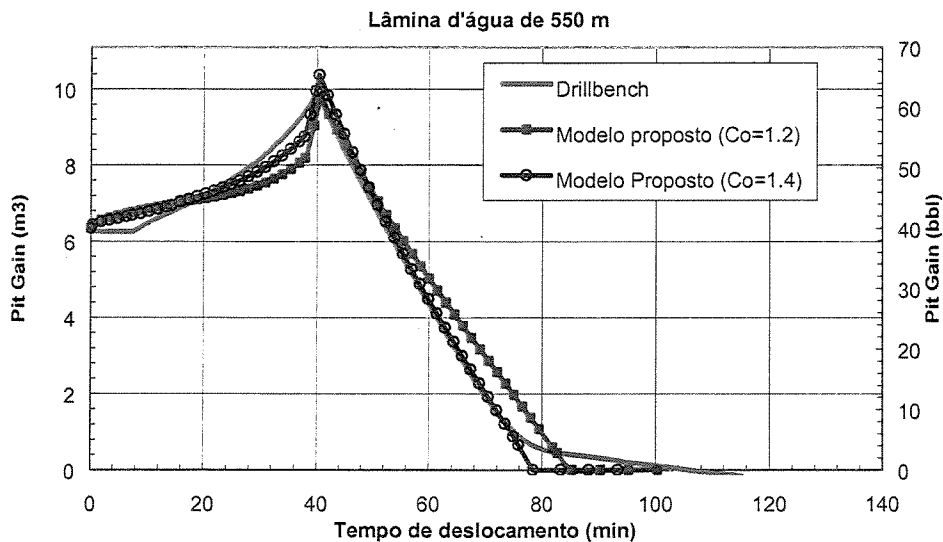


Figura 4.6 Comparação entre os modelos– *pit gain* (lâmina d'água de 550 m)

As Figuras 4.7 a 4.10 mostram a pressão no *choke* e o *pit gain* ao longo do tempo, para lâminas d'água de 1000 m (3280.8 ft) e 2000 m (65617 ft). Pode-se notar que os resultados obtidos pelo modelo proposto apresentam-se próximos dos resultados obtidos pelo simulador comercial, confirmando a tendência observada no caso anterior.

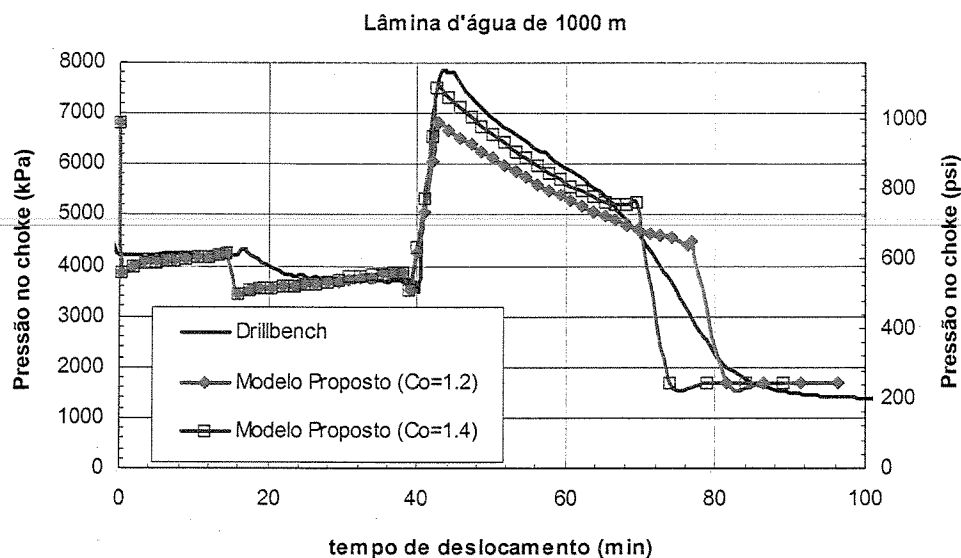


Figura 4.7 Comparação entre os modelos—pressão no *choke* (lâmina d'água de 1000 m)

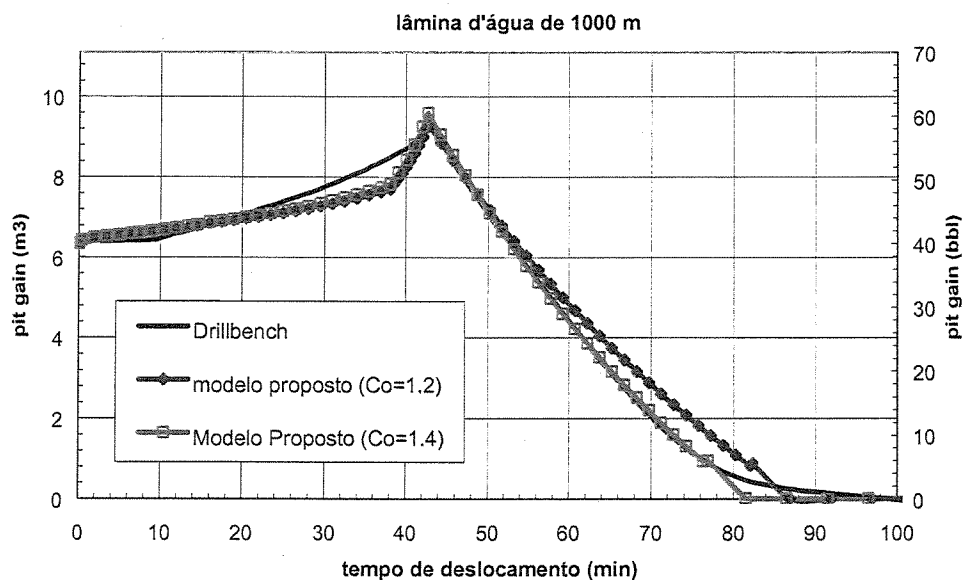


Figura 4.8 Comparação entre os modelos—*pit gain* (lâmina d'água de 1000 m)

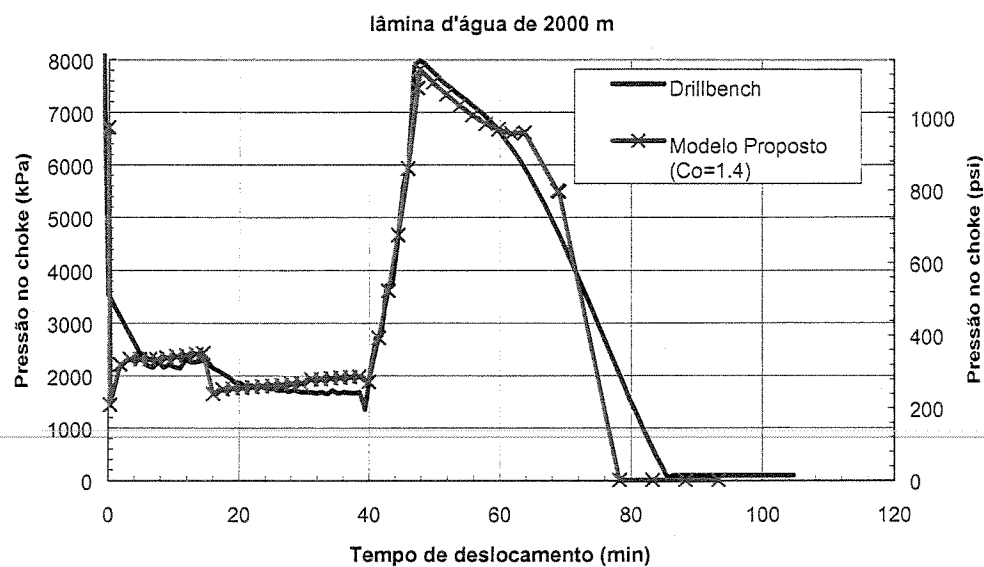


Figura 4.9 Comparação entre os modelos-pressão no *choke* (lâmina d'água de 2000 m)

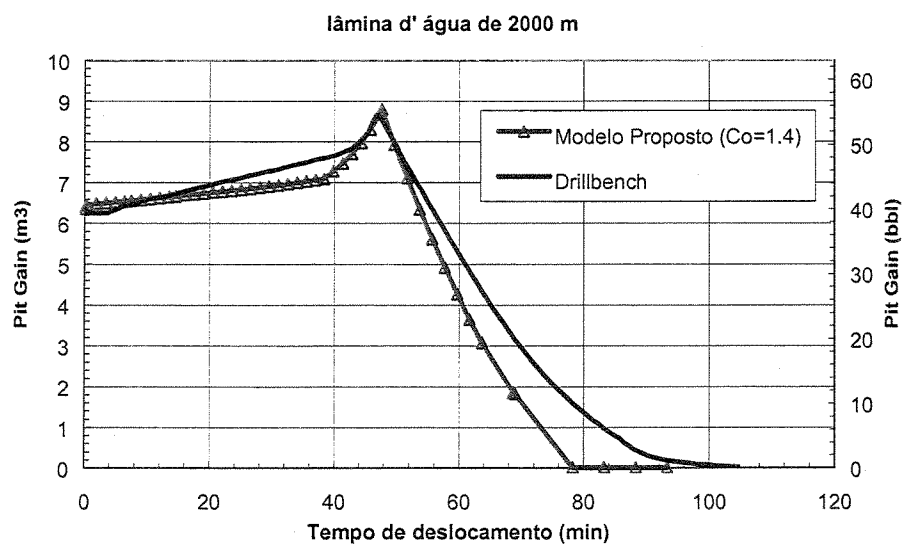
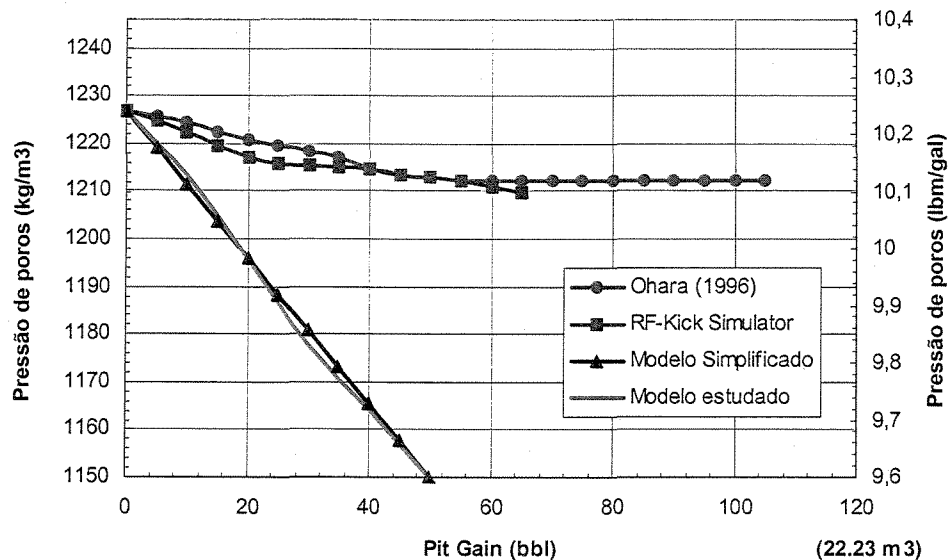


Figura 4.10 Comparação entre os modelos-pit *gain* (lâmina d'água de 2000 m)

4.3 Análise da tolerância ao *kick*

A tolerância ao *kick* pode ser usada durante o projeto do poço, juntamente com a pressão de poros e gradiente de fratura para determinar a profundidade de assentamento da sapata do revestimento, e durante a perfuração, para estimar o risco de fratura da formação mais fraca, durante a circulação do *kick*. Para o cálculo de tolerância ao *kick* no presente modelo, utilizou-se a definição Ohara e Bourgoyne (1998), baseada no conceito de Santos e Barragan (1998), que é a “Pressão de poros máxima que o poço aberto pode tolerar”. Esta definição está representada pela Equação 2.39, onde os valores de Hk e p_g são computados no instante inicial pelo simulador.



Lâmina d'água: 4311 ft (1314 m)
 Profundidade do poço: 14764 ft (4500 m)
 Densidade da lama: 9,5 lbm/gal

Pressão de fratura: 10,5 lbm/gal @ 12993 ft
 Revestimento: 9 5/8" @ 12993 ft
 Poço aberto: 8 1/2"

Figura 4.11 – Comparação dos resultados do modelo proposto com o modelo de Ohara e com um simulador comercial para o poço CES-112 (Ohara, 1995).

A Figura 4.11 mostra a tolerância ao *kick* para o poço CES-112 localizado no Ceará, Brasil (Ohara, 1995). Tanto o modelo proposto por Ohara (1995), quanto o modelo obtido pelo *RF-Kick Simulator* consideram a tolerância ao *kick* durante a circulação (calculada quando o topo do influxo atinge a sapata do revestimento), ao passo que o modelo simplificado e o modelo proposto consideram a tolerância ao *kick* no momento do fechamento do poço (o *kick* está no

proposto consideram a tolerância ao *kick* no momento do fechamento do poço (o *kick* está no fundo do poço). Nota-se que o cálculo de tolerância ao *kick* utilizando o modelo proposto aproxima-se bastante do modelo simplificado, porém bastante conservativo em relação ao modelo de Ohara (1995) e em relação ao simulador *RF-Kick*.

4.4 Considerações finais

Os resultados obtidos com o modelo proposto mostraram-se próximos dos resultados obtidos com o simulador *Drillbench*® *Kick* da *Petec/RF-Rogaland Research*. Os perfis de pressão obtido, considerando um coeficiente de distribuição de 1.4 na velocidade da base do *kick*, apresentaram-se mais próximos dos resultados do simulador comercial. O modelo de expansão do gás proposto forneceu resultados satisfatórios em todos os casos simulados.

Quando comparado com os resultados obtidos por Santos (1982) e Negrão (1989), o modelo proposto mostrou-se mais conservativo, tanto na velocidade do *kick*, quanto na variação da pressão no *choke*, devido à consideração do padrão pistonado como o modelo de *kick*.

O modelo de tolerância ao *kick* apresentou-se próximo ao modelo simplificado apresentado por Ohara (1995). Ele mostrou-se muito conservativo em relação ao simulador comercial, devido ao fato deste considerar um perfil de distribuição de gás ao longo do influxo à medida que migra para a superfície.

Capítulo 5

Análise de influência de parâmetros do modelo

O capítulo em questão mostra uma análise dos principais parâmetros que afetam perfil de pressões no anular. De forma a entender a influência dos vários parâmetros que compõem o modelo, foram analisados os seguintes aspectos:

- Volume inicial do *kick*;
- Lâmina d'água;
- Vazão de circulação;
- Densidade do fluido de perfuração;
- Diâmetro da linha do *choke*;
- Parâmetros reológicos do fluido, como índices de comportamento e de consistência;
- Temperatura
- Inclinação do poço;

Para esta análise, foi considerado um poço de referência mostrado na Figura 5.1 sobre o qual será analisada a influência de cada parâmetro. O exemplo foi calculado utilizando os dados da Tabela 4.3.

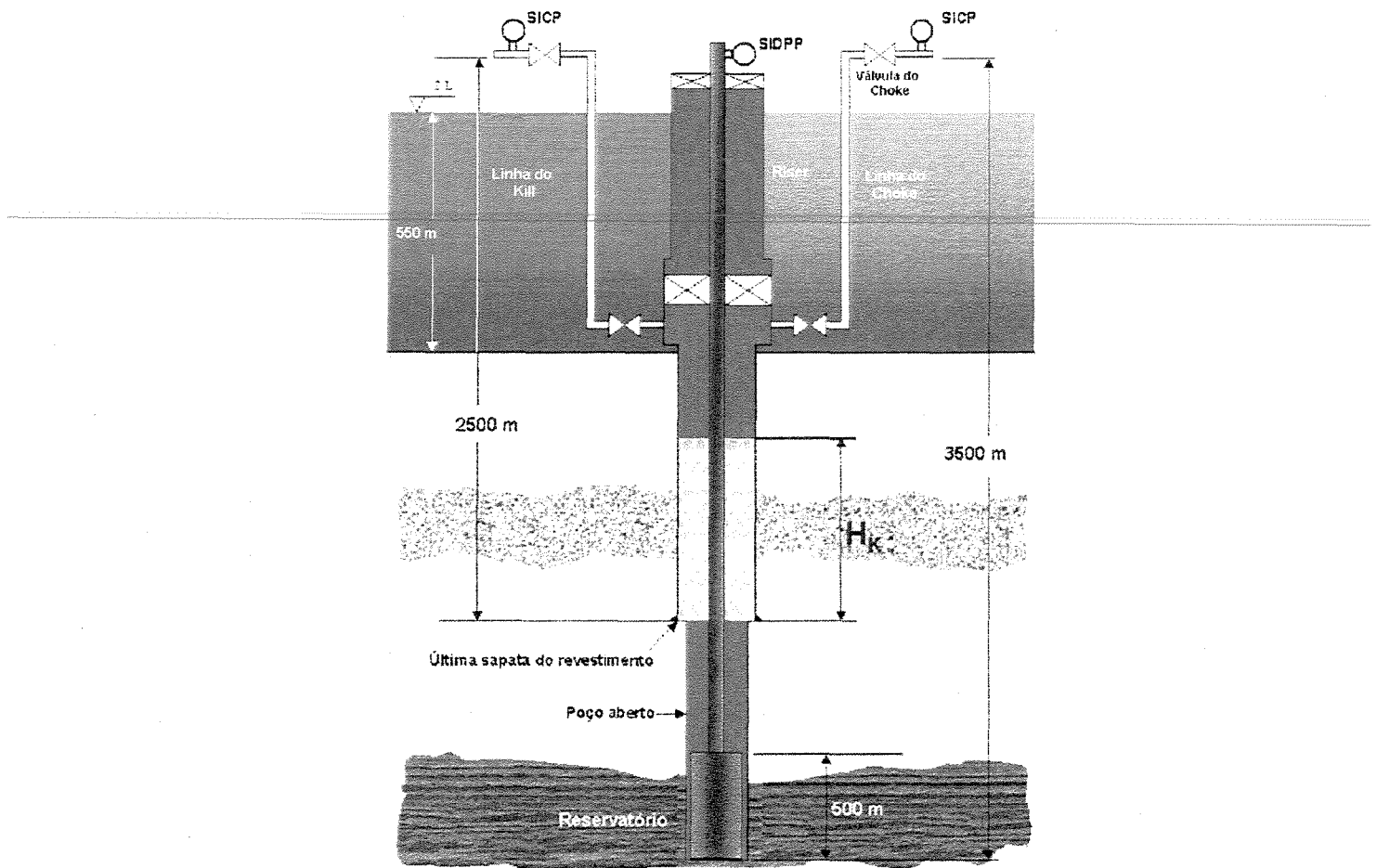


Figura 5.1 – Esquema do poço utilizado nas simulações

Algumas variáveis foram estudadas isoladamente com o objetivo de analisar seus efeitos no comportamento da pressão na superfície durante a circulação de um *kick*. Para este estudo, apenas a variável de interesse foi alterada, enquanto que as outras permaneceram constantes.

5.1 Efeito do volume inicial do *kick*

A Figura 5.2 mostra o efeito do volume inicial do *kick*. Nota-se um perfil de pressões bem maiores no *kick* de maior volume, necessitando de uma maior variação de pressão no anular. Esse efeito expressivo no perfil de pressões indica um ponto fundamental no controle de poço, que é a detecção do *kick* no menor tempo possível.

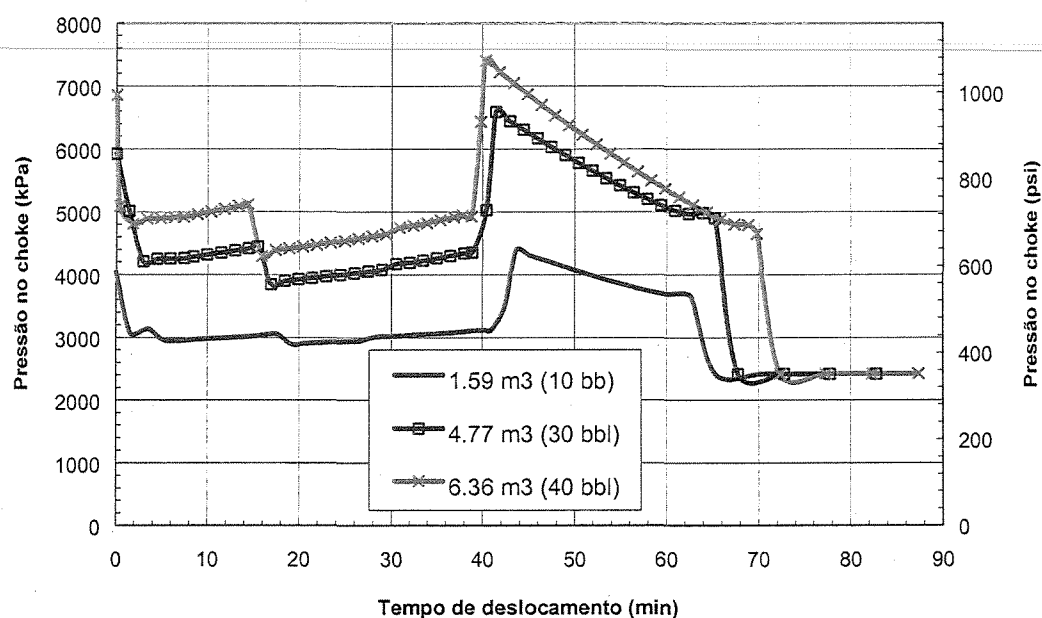


Figura 5.2 – Efeito do volume inicial do *kick*

5.2 Efeito da lâmina d'água

A influência da lâmina d'água fica evidenciada pela Figura 5.3. Pode-se notar que a pressão no *choke*, durante a circulação pelo espaço anular é reduzida com o aumento da lâmina d'água, devido ao acréscimo das perdas de carga por fricção na linha do *choke*. Nota-se também que para lâmina d'água de 2000 m a pressão no *choke*, quando todo o *kick* está na linha do *choke* é maior, pois a ocorre uma queda significativa da pressão hidrostática, necessitando uma maior contrapressão no espaço anular para manter a pressão no fundo constante.

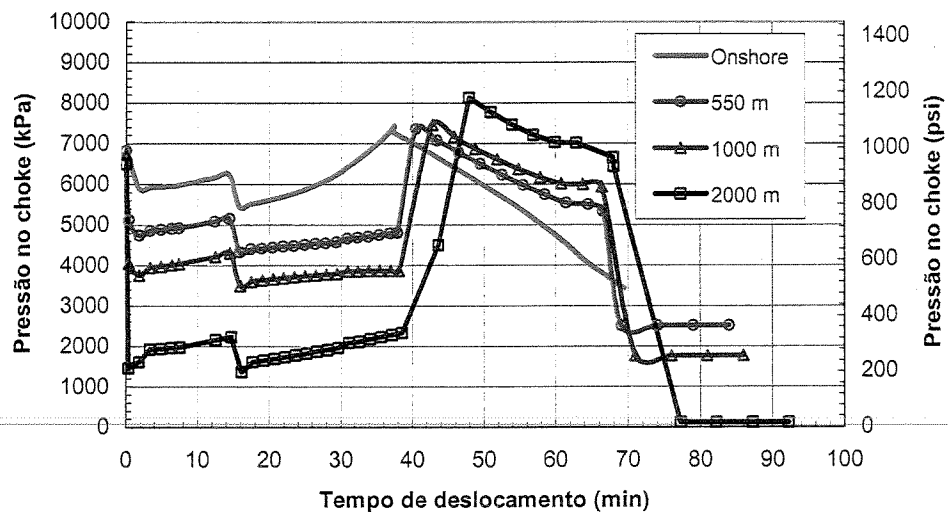


Figura 5.3 – Efeito da lâmina d'água

A Figura 5.4 mostra o caso particular de um poço com lâminas d'água ultra profundas de 2500 m e 3000 m. Para estes casos utilizou-se uma vazão de circulação de $0.00631 \text{ m}^3/\text{s}$ (100 gpm) e uma densidade de lama 1078 kg/m^3 (9 ppg), pois a simulação não foi completada utilizando-se os dados padrões.

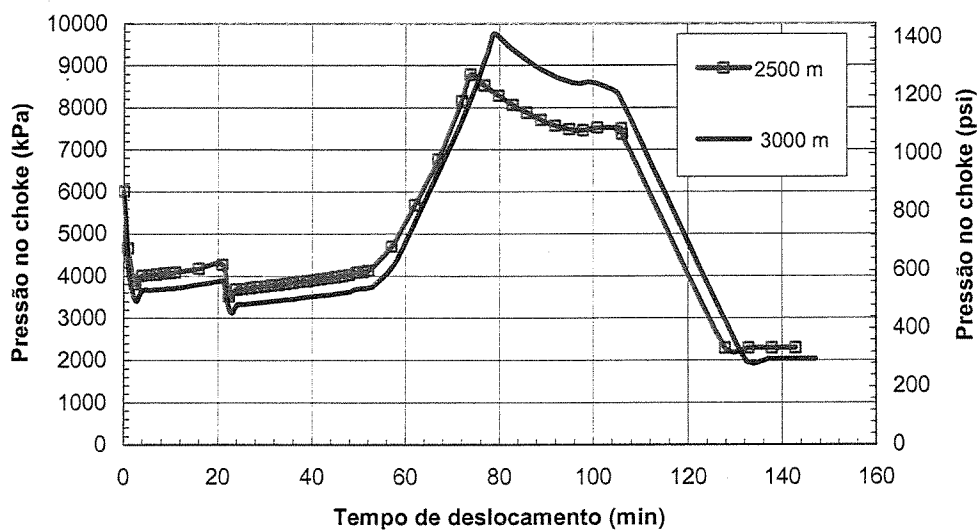


Figura 5.4 – Pressão no *choke* para o caso de lâmina d'água ultraprofunda

5.3 Efeito da vazão de circulação

A Figura 5.5 mostra o efeito da vazão de circulação do *kick* no perfil das pressões na superfície. Nota-se que para vazões maiores, o *kick* é removido mais rapidamente do poço. No caso de vazões maiores, o perfil de pressões é menor, devido ao aumento da perda de carga, já que a velocidade do fluido de perfuração é diretamente proporcional à vazão de circulação.

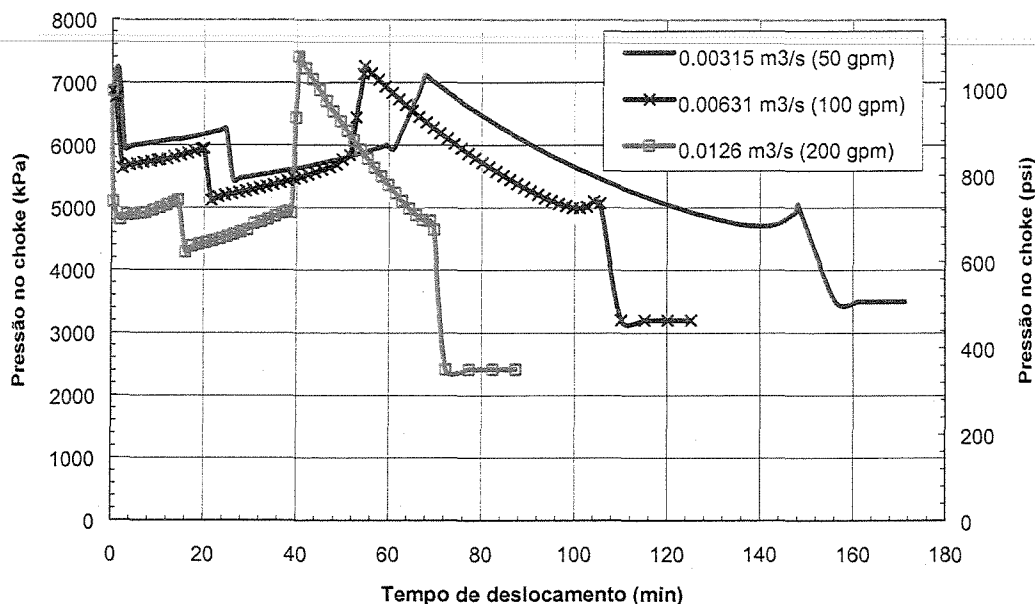


Figura 5.5 – Efeito da vazão de circulação

5.4 Efeito da massa específica do fluido de perfuração

Esta variável é de extrema importância, pois ela determina o diferencial entre a pressão do fluido de perfuração e a pressão de formação, além de estar diretamente relacionada com a pressão hidrostática e com as perdas de carga por fricção durante a circulação do *kick*. Nota-se pela Figura 5.6 que uma pequena variação na massa específica do fluido de perfuração resulta numa mudança significativa no perfil das pressões.

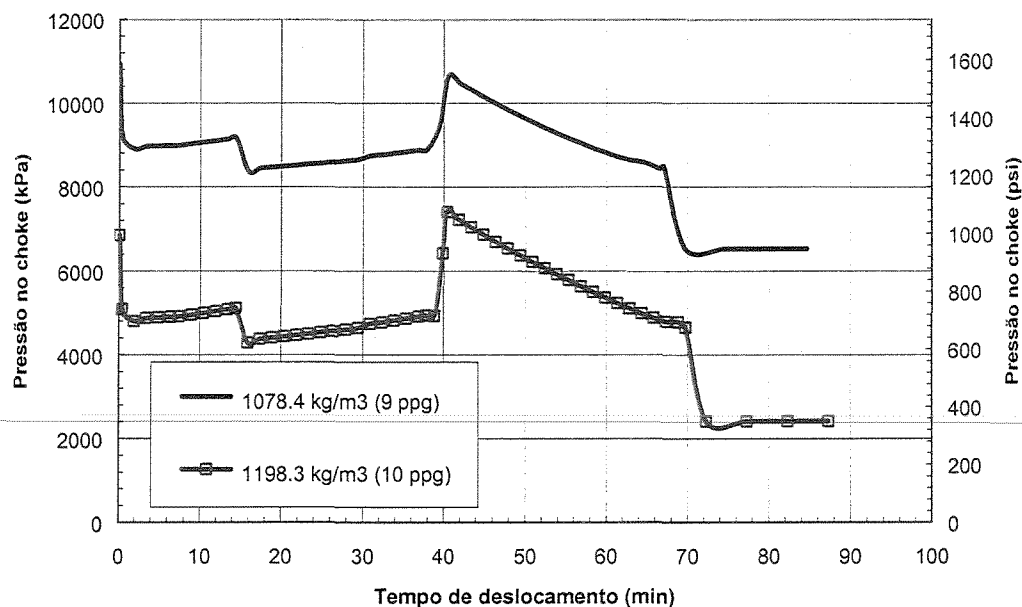


Figura 5.6 – Efeito massa específica do fluido de perfuração

5.5 Efeito das propriedades reológicas do fluido de perfuração

O modelo proposto permite a escolha do modelo reológico a ser considerado. Foi considerado o modelo de potência para o estudo dos efeitos das propriedades reológicas.

5.5.1 Efeito dos Índices de Consistência e de Comportamento

As figuras 5.7 e 5.8 mostram os efeitos do índice consistência (K) e de comportamento de fluxo (n) no perfil de pressões, considerando um fluido de potência. Para o caso padrão assumiu-se uma lama à base água, com índices de consistência e de comportamento de 191.6 eq cp e 0.7, respectivamente (θ_{300} de 29.56 e θ_{600} de 48.02).

Nota-se que para os casos estudados, o perfil de pressões diminui com o aumento dos índices de consistência e de comportamento.

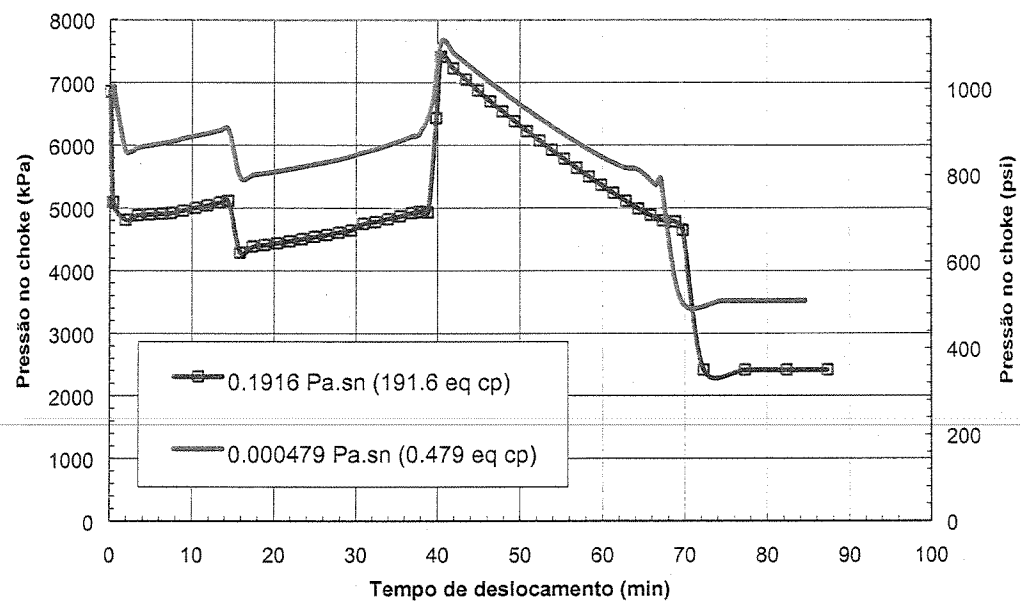


Figura 5.7 – Efeito do índice de consistência

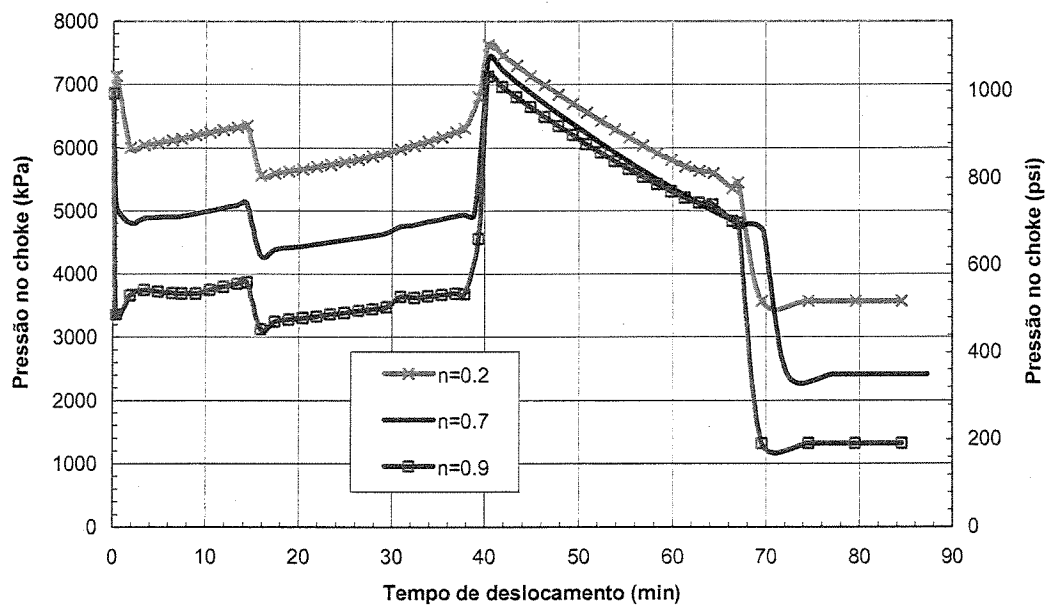


Figura 5.8 – Efeito do índice de comportamento

5.6 Efeito do diâmetro da linha do *choke*

A Figura 5.9 mostra que à medida que se reduz o diâmetro da linha do *choke* ocorre um aumento da perda de carga por fricção, explicando um deslocamento da curva de pressão para baixo quando o diâmetro da linha do *choke* é reduzido.

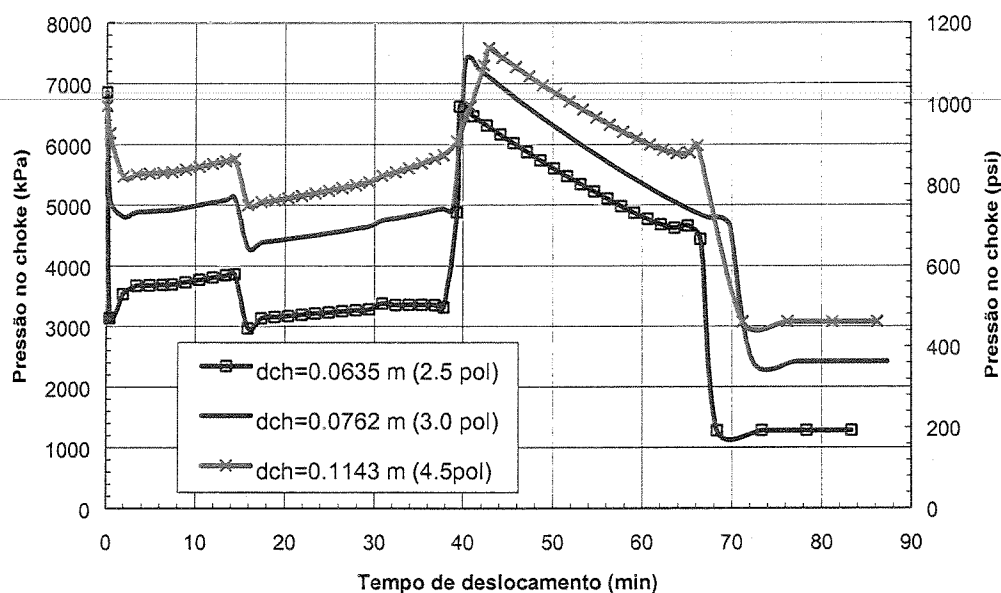


Figura 5.9 – Efeito do diâmetro da linha do *choke*

5.7 Efeito do diâmetro do gradiente geotérmico

A Figura 5.10 mostra que o gradiente geotérmico quase não exerce efeitos no perfil de pressões. Um gradiente geotérmico de $0.01458^{\circ}\text{C/m}$ corresponde a uma temperatura de fundo do poço de aproximadamente 45°C , para as condições dadas e um gradiente geotérmico de $0.01853^{\circ}\text{C/m}$ corresponde a uma temperatura de fundo de aproximadamente 53°C .

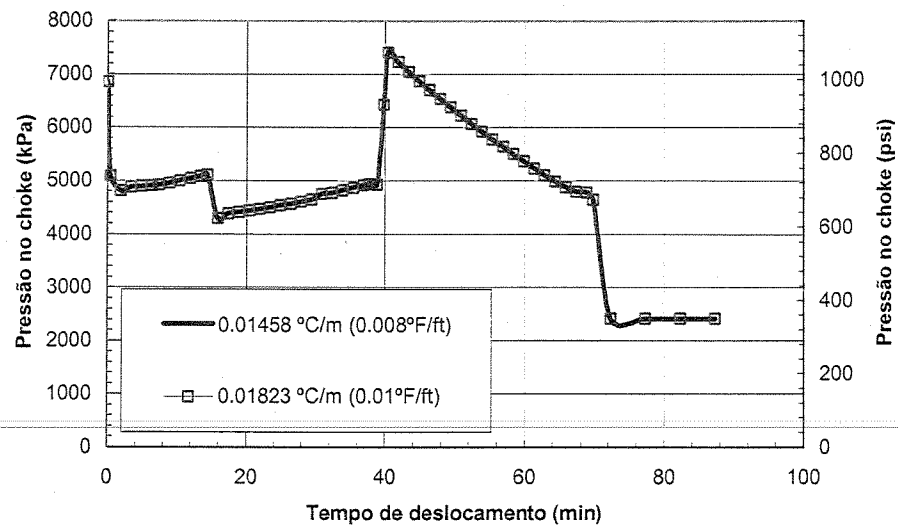


Figura 5.10 – Efeito do gradiente geotérmico

5.8 Efeito da inclinação do poço

Para estudar este efeito, consideraram-se poços com inclinação de 0° a 90° , com a mesma profundidade medida (MD) do poço padrão. A Figura 5.11 mostra um esquema do poço considerado.

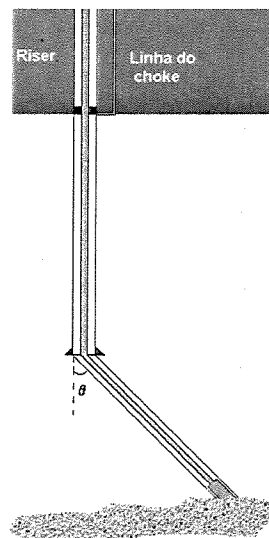


Figura 5.11- Esquema do poço inclinado.

A Figura 5.12 mostra os perfis de pressão de um poço vertical e de poços inclinados de 10° a 80°, com a mesma profundidade medida (MD) do poço vertical. Nota-se que o *kick* migra mais rapidamente à medida que se aumenta a inclinação. Nota-se também que os perfis pressões no *choke*, diminuem à medida que se aumenta a inclinação do poço.

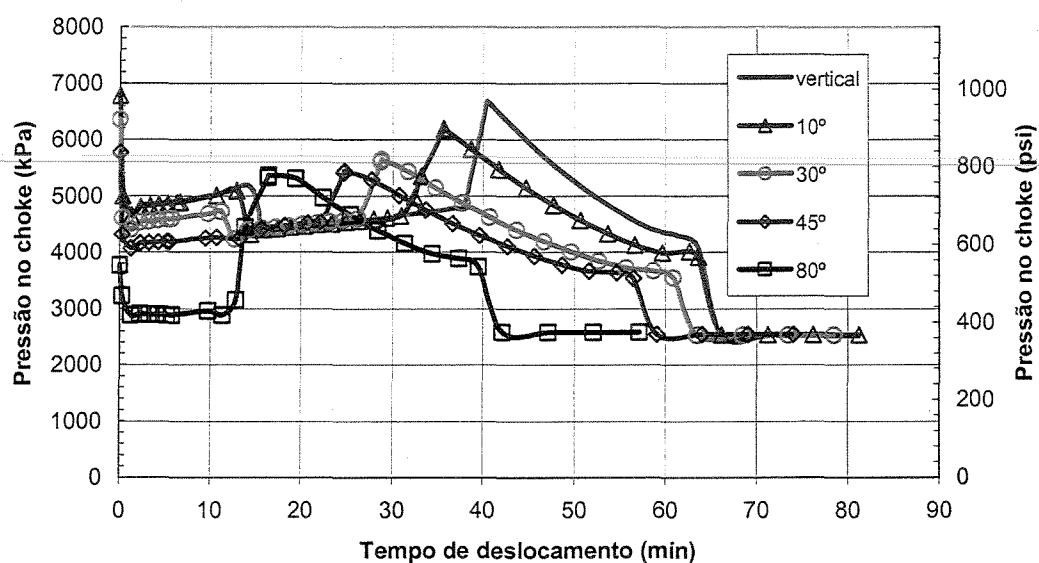


Figura 5.12 – Comparação entre poços vertical e inclinado

A Figura 5.13 mostra os perfis de pressão no espaço anular em um poço vertical e em um poço horizontal, com a mesma profundidade medida (MD). Pode-se notar que no poço horizontal, a SICP é igual a SIDPP. Nota-se também que a pressão no *choke* permanece praticamente constante no trecho horizontal. No poço horizontal, pode-se notar que o *kick* chega mais rapidamente à superfície, além do perfil de pressão no poço horizontal ser menor que no poço vertical.

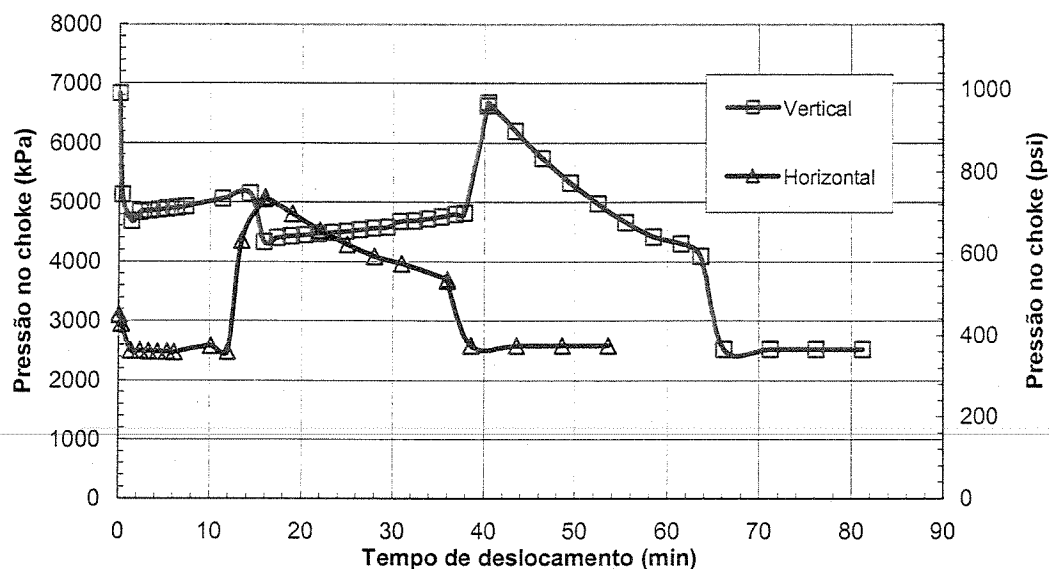


Figura 5.13 Comparação entre poços vertical e horizontal

5.9 Considerações finais

De acordo com os resultados obtidos pela simulação podemos afirmar o volume inicial de *kick* é uma variável de extrema importância no controle de poço, já que a detecção do *kick* no mínimo tempo possível é vital para que as pressões no espaço anular sejam as menores possíveis.

A lâmina d'água é um fator fundamental no controle de poço, pois, em lâminas d'água profundas, a perda de carga na linha do *choke* é bastante alta, tornando crítico o controle de poço.

A massa específica do fluido de perfuração é uma variável de extrema importância, pois ela determina o diferencial entre a pressão do fluido de perfuração e a pressão de formação, além de estar diretamente relacionada com a pressão hidrostática e com as perdas de carga por fricção durante a circulação do *kick*.

Os outros parâmetros estudados exercem efeitos moderados, com exceção do gradiente geotérmico, que quase não exerce efeitos significativos no perfil de pressões.

Capítulo 6

Conclusões e Recomendações

Um modelo para a simulação das pressões num poço marítimo, considerando águas profundas e ultraprofundas durante a circulação de um *kick* de gás foi desenvolvido. As conclusões tiradas sobre o estudo e as recomendações para futuros trabalhos na área são apresentadas.

6.1 Conclusões

Em relação à revisão bibliográfica foi possível identificar os seguintes pontos:

- Os resultados dos estudos sobre controle de poço têm levado ao aumento da segurança nas operações de perfuração e tornaram-nas menos complexas e mais rápidas;
- Os simuladores de *kicks* permitiram a previsão do comportamento das pressões durante o controle de poço, tornando possível a prevenção de acidentes durante operações de perfuração, que poderiam ocasionar sérias perdas materiais, danos ambientais e principalmente a perda de vidas;
- Atualmente, os simuladores podem reproduzir os mais diversos cenários de *kicks*, tanto com fluidos de perfuração à base de óleo quanto à base de água, *kicks* em poço inclinados e verticais, em águas profundas, fornecendo resultados satisfatórios.

- A evolução dos simuladores deve-se, principalmente ao desenvolvimento de correlações para determinação da velocidade de migração de gás em fluidos não newtonianos.

Em relação ao desenvolvimento do modelo foi possível observar a evolução dos resultados com a implementação dos vários efeitos físicos que incorporam o presente código. A Figura 6.1 mostra um diagrama esquemático da evolução do modelo.

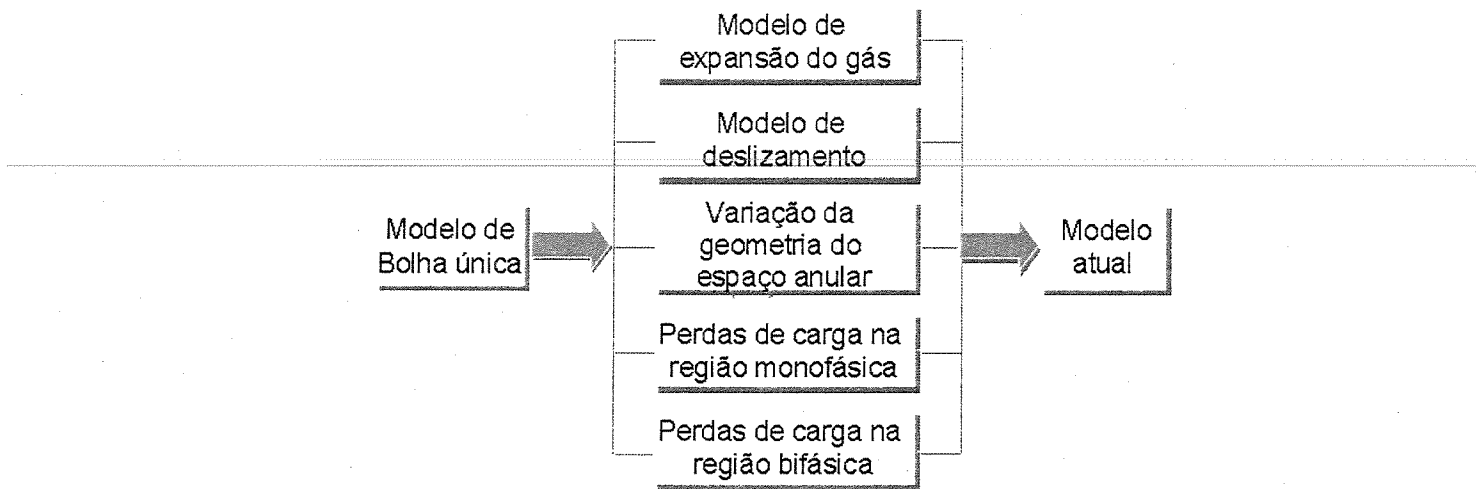


Figura 6.1-Esquema da evolução do modelo proposto

No que diz respeito à obtenção de resultados, a comparação com trabalhos relevantes disponíveis, mostrou uma concordância bastante razoável na maioria dos casos.

As diferenças encontradas, em termos valores de pressão e velocidade de ascensão da região bifásica, diz respeito à própria modelagem do escoamento bifásico (modelo pistonado versus distribuição de bolhas) e também à velocidade de ascensão da bolha de Taylor.

Quando comparado com os resultados obtidos por Santos (1982) e Negrão (1989), o modelo proposto mostrou-se mais conservativo, tanto na velocidade do *kick*, quanto na variação da pressão no *choke*, devido à consideração do padrão pistonado como o modelo de *kick*.

A implementação do cálculo de tolerância ao *kick* permitiu a aferição do modelo com trabalhos mais completos (Ohara, 1995). O modelo de tolerância ao *kick* apresentou-se próximo ao modelo simplificado apresentado por Ohara (1995), que é muito conservativo em relação ao simulador comercial, devido ao fato deste considerar um perfil de distribuição de gás ao longo do influxo à medida que migra para a superfície.

A análise de sensibilidade permitiu identificar fatores como a lâmina d'água, volume inicial do influxo e diâmetro da linha do *choke* como muito relevantes nesse tipo de simulação. Todavia, a temperatura não mostrou ser preponderante ao adotar-se o modelo desenvolvido.

Resumindo, o modelo é simples (analítico, com processo iterativo), conservador (em termos de pressões e tempo de deslocamento do *kick*) e apresenta resultados muito satisfatórios. O programa é versátil, e pode ser utilizado em PCs no campo.

6.2 Recomendações para trabalhos futuros

A seguir é apresentada uma série de recomendações para trabalhos futuros, entre as quais pode-se destacar:

- Comparação dos dados obtidos pelo modelo proposto com dados de campo;
- Implementação de um modelo de reservatório ao modelo desenvolvido;
- Desenvolvimento de um modelo que considere lama à base de óleo base sintética;
- Estudo da influência da temperatura nas propriedades reológicas do fluido de perfuração no interior da linha do *choke*;
- O desenvolvimento de uma interface amigável e o teste do programa por potenciais usuários (indústria, meio acadêmico).

Referências Bibliográficas

- ANDRADE Jr., P. H. Velocidades e Frações de Vazio em Escoamentos Ar-Água e Ar-Xantana, Padrão Pistonado, Através de Duto Anular, com Variação da Inclinação. *Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1995. 227 p. Dissertação (Mestrado).*
- AZIZ, K., GOVIER, G. W. e FOGARASI, M. Pressure Drop in Wells Producing Oil and Gas. *Canadian Journal of Petroleum Technology*, p. 11-38, July 1972.
- BEGGS, H. D. e BRILL, J. P. A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes. *Journal of Petroleum Technology*, p 607-617, May 1973.
- BENDIKSEN, K. H. On the Motion of Long Bubbles in Vertical Tubes. *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. II, nº 6, pp. 797-812, 1985.
- BOURGOYNE Jr., A. T., CHENEVERT, M. E., MILHEIM, K. K., YOUNG Jr., F. S., *Applied Drilling Engineering*, SPE textbook series, Vol 2, 1986.
- CAETANO FILHO, E. *Upward Vertical Two - Phase Flow Through an Annulus*. Tulsa: The University of Tulsa, 1986. 241 p. Tese (Doutorado).
- Catálogo Cooper Cameron, 1998-1999

CHENEVERT, M. E. Microcomputer Program Helps Determine Kick Safety Factor. *World Oil*, p.62-66, December 1983.

COUET, B. SRUMOLO, G. S. e ZIEHL, W. The Effects of Fluid Properties, Inclination and Tube Geometry on Rising Bubble. *3rd International Conference on Multiphase Flow, BHRA (G3)*, 1987.

DIMITRESCU, D. T. Strömung an Einer Luftblase im Senkrechten Rohr. *Z.angew. Math. Mech.* 23, 139-149, 1943.

DAVIS, R. M. e TAYLOR, G. I. The Mechanism of Large Bubbles Rising Through Liquids in Tubes. *Proceedings of Royal Society (London)*, 200, Ser. A, 375, 1950.

GRIFFITH, P. The Prediction of Low-Quality Boiling Void. *Journal of Heat Transfer*, v.86, p. 327-333, 1964.

GRIFFITH, P. e WALLIS, G. B. Two Phase Slug Flow. *Journal of Heat Transfer*, August 1961, pp. 307- 320. Transactions of the ASME.

HAGEDORN, A. R. e BROWN, K. E. Experimental Study of Pressure Gradients Occurring During Continuous Two-Phase Flow in Small Diameter Vertical Conduits. *Journal of Petroleum Technology*, April 1965.

HARMATHY, T. Z. Velocity of Large Drops and Bubbles in Media of Infinite or Restricted Extent. *AIChE*, 6,281, 1960.

HEWITT, G. F. *Handbook of Multiphase Systems*. Mc Graw – Hill Book Company, Section 2.3, p. 2.76-2.94, 1982.

HOBEROCK, L. L., e STANBERY, S. R. Pressure Dynamics in Wells During Gas Kicks: Part 1 – Fluid Lines Dynamics. *Journal of Petroleum Technology*, p. 1357-1366, August 1981.

HOBEROCK, L. L., e STANBERY, S. R. Pressure Dynamics in Wells During Gas Kicks: Part 2 – Component Models and Results. *Journal of Petroleum Technology*, p. 1367-1378, August 1981.

HOLDEN, W. R., e BOURGOYNE, A. T. An Experimental Study of Well Control Procedures for Deep Water Drilling Operations, *O.T.C. 4353*, 1982.

JOHNSON, A. B., e WHITE, D. B. Gas Rise Velocities During Kicks. *SPE Drilling Engineering*, December 1991.

JOHNSON, A. B., e COOPER, S. Gas Migration Velocities During Gas Kicks in Deviated Wells. *SPE 26331*, 1993.

JOHNSON, A. B. e TARVIN, J. A. Field Calculations Underestimate Gas Migration Velocities. *IADC European Well Control Conference*, 1993.

LAGE, A. C. V. M. *Simulação e Controle de Poços de Petróleo em Erupção*. Rio de Janeiro: COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1990, 205 p. Dissertação (Mestrado).

LAGE, A. C. V. M., NAKAGAWA, E. Y., e CORDOVIL, A. G. D. P. Well Control Procedures in Deep Water. *SPE 26952*, 1994.

LAGE, A. C. V. M., NAKAGAWA, E. Y., e CORDOVIL, A. G. D. P. Experimental Tests for Gas Kick Migration Analysis. *SPE 26953*, 1994.

LAGE, A. C. V. M., e TIME, R.W. Mechanistic Model for Upward Two-Phase Flow in Annuli. *Rio Oil and Gas Conference*, Rio de Janeiro, October 2000.

LAGE, A. C. V. M., ROMMETVEIT, R., e TIME, R.W. An Experimental and Theoretical Study of Two-Phase Flow in Horizontal or Slightly Deviated Fully Excentric Annuli. *Rio Oil and Gas Conference*, Rio de Janeiro, October 2000.

LEBLANC, J. L., e LEWIS, R. L. A Mathematical Model of a Gas Kick. *Journal of Petroleum Technology*, p. 888-898, August 1968.

LEE, A. L., et al. *The Viscosity of Natural Gases*, Trans. AIME (1958), 379.

LEITÃO, H. C. F., MAIDLA, E. E., BOURGOYNE JR., A. T. e NEGRÃO, A. F. General Computerized Well Control Kill Sheet for Drilling Operations With Graphical Display Capabilities. *SPE 20327*, 1990

Manual Drillbench for Windows, version 2.0: Petec Software & Services AS, 1999. Disponível no Departamento de Engenharia de Petróleo, FEM, Unicamp.

MARTINS, F.S. B., SANTOS, O. L. A. e DE PAULA, I. L. Well Control in Campos Basin – Brazil. *IADC/SPE Drilling Conference*, New Orleans, Louisiana 13-25 February 2000.

NAKAGAWA, E. Y. *Gas Kick Behavior During Well Control Operations in a Vertical Slanted Wells*. Baton Rouge: Louisiana State University, 1990. 123 p. Tese (Doutorado).

NAKAGAWA, E. Y. e BOURGOYNE Jr., A. T. Experimental Study of Gas Slip Velocity and Liquid Holdup in an Eccentric Annulus. *Multiphase Flow in Wells and Pipelines, ASME – FED*, v. 144, p.71-79, 1992.

NAKAGAWA, E. Y., e LAGE, A. C. V. M. Kick and Blowout Control Developments for Deepwater Operations. *IADC/SPE 27497*, 1994.

NEGRÃO, A. F. Controle de Poço em Águas Profundas. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1989. 102 p. Dissertação (Mestrado).

NICKENS, H. V. A Dynamic Computer Model of a Kicking Well. *SPE Drilling Engineering*, p 158-173, June 1987.

NICKLIN, D. J., WILKES, J. O. e GREGORY, G. A. Intermittent Two-Phase Flow in Vertical Tubes. *Trans. Inst. Chem. Engrs.* 40, 61-68, 1962.

OHARA, S. *Improved Method for Selecting Kick Tolerance During Deepwater Drilling Operations*. Baton Rouge: Louisiana State University, 1995. 152 p. Tese (Doutorado).

OHARA, S. e BOURGOYNE Jr., A. T. Circulating Kick Tolerance for Deepwater Drilling. *IADC Well Control Conference of the Americas*, Caracas, Venezuela, Oct. 29-30, 1998.

OHARA, S. Contato Pessoal, Unicamp, Junho 2000.

OLIVEIRA, P. C. P., ARRUDA, A. M. P., NEGRÃO, A. F., Kicks - Prevenção e Controle, Petrobrás, *publicação interna, SEDES*, 1988.

ORELL, A. e REMBRAND, R. A Model for Gas – Liquid Slug Flow in a Vertical Tube. *Ind. Eng. Chem. Fundam.* p. 198-206, 1986.

ORKIZEWSKI, J. Predicting Two-phase Pressure Drops in Vertical Pipes. *Journal of Petroleum Technology*, v.19, p. 829-838, 1967.

PETALAS, N. e AZIZ, K. A Mechanistic Model for Multiphase Flow in Pipes. *49th Annual Technical Meeting*. Petroleum Society of the Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum, Calgary, Alberta, Canada, June, 8-10, 1998.

PILKINGTON, P. E. e NIEHAUS, H. A. Exploding the Myths About Kick Tolerance. *World Oil*, p. 159-173, June 1975.

PODIO, A. L. e YANG, A. P. Well Control Simulator for IBM Personal Computer. *IADC/SPE* 14737, 1986.

RADER, D. W., BOURGOYNE Jr., A. T., e WARD, R. H. Factors Affecting Bubble – Rise Velocity of Gas Kicks. *Journal of Petroleum Technology*, p. 571- 584, May 1975.

RECORDS, L. R. Mud System and Well Control. *Petroleum Engineering*, v. 44, p. 97-108, May 1972.

REDMAN Jr., K. P. Understanding Kick Tolerance and Its Significance in Drilling Planning and Execution. *SPE Drilling Engineering*, p. 245-249, December 1991.

ROMMETVEIT, R., e VEFRING, E. H. Comparison of Results From an Advanced Gas Kick Simulator With Surface and Downhole Data From Full Scale Gas Kick Experiments in an Inclined Well. *66th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers*, Dallas, TX, October 6-9, 1991.

SADATOMI, M., SATO, Y. e SARUWATARI, S. Two Phase Flow in Vertical Noncircular Channels. *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 8, nº 6, pp. 641-655, 1982

SANTOS, O L. A. *A Mathematical Model of a Gas Kick When Drilling in Deep Waters*. Golden: Colorado School of Mines, 1982. 76 p. Dissertação (Mestrado).

SANTOS, O. L. A. Well Control Operations in Horizontal Wells. *SPE Drilling Engineering*, p. 111-117, June 1991.

SANTOS, O. L. A. e BARRAGAN, R. V. Well Control Concepts Used for Planning and Executing Deep Water Wells. *IADC*, Houston, T.X., Agosto 1998.

SANTOS, O. L. A. Contato Pessoal, Unicamp, 30/08/2000.

STANBERY, S. R. *Well Pressure Dynamics Under Impending Blowout Conditions*. Austin: University of Texas at Austin, 1976. Tese (Doutorado).

TAITEL, Y., BARNEA, D. e DUKLER, A. E. Modeling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas - Liquid Flow in Vertical Tubes. *AIChE J.* v. 26, p. 345-354, 1980.

WALLIS, G. B. One Dimensional Two Phase Flow. McGraw-Hill Book Company, 1969.

WILKIE, D. I. e BERNARD, W. F. Dome's Kick Tolerance: Formula for Safe Beaufort Sea Drilling. *Ocean Industry*, p. 33-36, March 1981.

YARBOROUGH, L. and HALL, K. R. How to Solve Equation of State for Z-Factors, *Oil and Gas Journal*, p. 86, February 1974.

ZUBER, N. e FINDLAY, J.A. Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow System. *Journal of Heat Transfer*, p. 453-468, November 1965.

ZUBER, N. e HENCH J. Steady State and Transient Void Fraction of Bubbling Systems and Their Operating Limit. Part 1: Steady State Operation. *General Electric Report*, 62GL100 (1962).

Anexo I

Dedução das equações utilizadas no modelo

I.1 Dedução da Equação 3.15

Seja o gradiente de hidrostático dentro da região bifásica dado por:

$$-\frac{dp}{dl} = \bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot \rho_g \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl} \quad (\text{I.1})$$

$$\text{onde: } \rho_g = A \cdot P \quad (\text{I.2})$$

$$\text{e: } A = \frac{\psi \cdot \gamma_g}{T \cdot Z} \quad (\text{I.3})$$

Então, tem-se:

$$-\frac{dp}{dl} = \bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot P + \frac{dp_{bi}}{dl} \quad (\text{I.4})$$

Integrando-se a equação I.4 tem-se:

$$\frac{1}{\bar{\alpha} \cdot A} \cdot \left[\ln \left(\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot P + \frac{dp_{bi}}{dl} \right) \right]_{PB}^{P(H)} = -Hk \quad (I.5)$$

Então:

$$\frac{1}{\bar{\alpha} \cdot A} \cdot \left[\ln \left(\frac{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot P(H) + \frac{dp_{bi}}{dl}}{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot PB + \frac{dp_{bi}}{dl}} \right) \right] = -Hk \quad (I.6)$$

$$\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot P(H) + \frac{dp_{bi}}{dl} = \left(\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot PB + \frac{dp_{bi}}{dl} \right) \cdot e^{\bar{\alpha} \cdot A \cdot Hk} \quad (I.7)$$

$$\bar{\alpha} \cdot A \cdot P(H) = \left(\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \bar{\alpha} \cdot A \cdot PB + \frac{dp_{bi}}{dl} \right) \cdot e^{\bar{\alpha} \cdot A \cdot Hk} - \left(\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl} \right) \quad (I.8)$$

Portanto a pressão em um ponto qualquer da região bifásica é dada por:

$$P(H) = \left(PB + \frac{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl}}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \cdot e^{\bar{\alpha} \cdot A \cdot Hk} - \left(\frac{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl}}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \quad (I.9)$$

A pressão média na região bifásica é dada por:

$$\bar{P} = \frac{1}{Hk} \cdot \int_0^{Hk} P(H) \cdot dH \quad (I.10)$$

Então:

$$\bar{P} = \frac{1}{Hk} \cdot \left[\int_0^{HK} \left(PB + \frac{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl}}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \cdot e^{\bar{\alpha} \cdot A \cdot Hk} \cdot dH - \int_0^{HK} \left(\frac{\bar{H}l \cdot \rho_m \cdot g + \frac{dp_{bi}}{dl}}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \cdot dH \right] \quad (I.11)$$

Portanto a pressão média na região bifásica será dada por:

$$\bar{P} = \left(\frac{1}{\bar{\alpha} \cdot A \cdot Hk} \right) \cdot \left(Pb_l + \frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}l}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \cdot \left(e^{-(\bar{\alpha}(1) \cdot A_l \cdot Hk_l)} - 1 \right) - \left(\frac{\rho_m \cdot g \cdot \bar{H}}{\bar{\alpha} \cdot A} \right) \quad (I.12)$$

A equação de estado para um gás real é dada por:

I.2 Dedução da equação de estado utilizada no modelo

$$P \cdot V = Z \cdot n_{mol} \cdot R \cdot T \quad (I.13)$$

A massa específica do gás é dada por:

$$\bar{\rho}_g = \frac{m_g}{V} \quad (I.14)$$

O número de moles é dado pela massa do gás dividido pelo peso molecular. O peso molecular é definido como a densidade específica do gás vezes o peso molecular médio do ar.

$$n_{mol} = \frac{M_g}{28.96 \cdot \gamma_g} \quad (I.15)$$

Substituindo as equações (I.14), (I.15) em (I.13) tem-se:

$$\bar{\rho}_g = \frac{\bar{P} \cdot 28.96 \cdot \gamma_g}{Z \cdot R \cdot T} \quad (I.16)$$

Chamando-se:

$$\psi = \frac{28.96}{R} \quad (\text{I.17})$$

$$\text{e } A = \frac{\psi \cdot \gamma_g}{T \cdot Z} \quad (\text{I.18})$$

$$\text{e } R = 80.26597 \frac{\text{psia} \cdot \text{gal}}{\text{lbmol} \cdot \text{R}^\circ} \text{ tem-se:}$$

$$\psi=0.36$$

Portanto:

$$A = \frac{0.36 \cdot \gamma_g}{T \cdot Z} \quad (\text{I.19})$$

Logo:

$$\bar{\rho}_g = A \cdot \bar{P} \quad (\text{I.20})$$

O Fator de Compressibilidade Z é calculado, utilizando-se a correlação de Hall-Yarborough (1973).

$$Z = \frac{0.06125 \cdot P_{pr} \cdot T_{pr} \cdot \exp(-1.2 \cdot (1 - T_{pr})^2)}{y} \quad (\text{I.21})$$

Onde Ppr é a pressão pseudo reduzida e Tpr é a temperatura pseudo reduzida, dadas por:

$$T_{pr} = T / T_c \quad (\text{I.22})$$

$$P_{pr} = T / P_c \quad (\text{I.23})$$

A pressão e temperatura crítica, P_c e T_c são dadas por:

$$T_c = 169.0 + 314.0 \cdot \gamma_g \quad (\text{I.24})$$

$$P_c = 708.75 - 57.5 \cdot \gamma_g \quad (\text{I.25})$$

A densidade reduzida y é obtida através da solução da equação abaixo:

$$\begin{aligned} F = & -0.06125 \cdot P_{pr} \cdot T_{pr} \cdot \exp(-1.2 \cdot (1 - T_{pr})^2) + \frac{y + y^2 + y^3 - y^4}{(1 - y)^3} - \\ & -(14.76 \cdot T_{pr} - 9.76 \cdot T_{pr}^2 + 4.58 \cdot T_{pr}^3) \cdot y^2 + \\ & + (90.7 \cdot T_{pr} - 242.2 \cdot T_{pr}^2 + 42.4 \cdot T_{pr}^3) \cdot y^{(2.18 + 2.82 \cdot T_{pr})} \end{aligned} \quad (\text{I.26})$$

A equação (I.26) pode ser resolvida utilizando o método de Newton-Raphson.

Anexo II

Cálculo das perdas de carga por fricção na região monofásica

Para o modelo newtoniano, foi considerada a correlação de Blasius para a determinação do fator de atrito em escoamento turbulento. Para todos os modelos reológicos, a velocidade média do fluido de perfuração no espaço anular e na linha do *choke* são dadas respectivamente por:

$$v_m = \frac{Q}{2.448 \cdot (d_e^2 - d_i^2)} \quad (\text{II.1})$$

$$v_{mcl} = \frac{Q}{2.448 \cdot d_{cl}^2} \quad (\text{II.2})$$

Onde a vazão Q é dada em gal/min e o diâmetro em polegadas.

II.1 Modelo Reológico Newtoniano

O gradiente de perda de carga, para um fluido newtoniano é definido por:

Para escoamento laminar em anular:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{\mu \cdot v_m}{1000 \cdot (d_e - d_i)^2} \quad (\text{II.3})$$

Para escoamento laminar em tubo:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{\mu \cdot v_m}{1500 \cdot d^2} \quad (\text{II.4})$$

$$\text{Onde } \mu = \theta_{300} \quad (\text{II.5})$$

Para escoamento turbulento em anular:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{21.1 \cdot (d_e - d_i)^2} \quad (\text{II.6})$$

Para escoamento turbulento em tubo:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{25.8 \cdot d^2} \quad (\text{II.7})$$

Onde o fator de fricção f foi calculado pela correlação de Blasius:

$$f = \frac{0.0791}{\text{Re}^{0.25}} \quad (\text{II.8})$$

Onde d_e é o diâmetro externo do revestimento e d_i é o diâmetro interno da coluna de perfuração e d é o diâmetro interno do tubo, dados em polegadas e v_m é a velocidade do fluido de perfuração, dada em ft/s e a massa específica da lama ρ_m é dada em lbm/gal.

II.2 Modelo Reológico de Bingham

Para o cálculo do gradiente de perda de carga, para um fluido de Bingham, determina-se inicialmente o regime de fluxo, entre o laminar e o turbulento. Para a determinação do regime de fluxo, determina-se o número de Headstrom, do qual se obtêm, através da Figura II.1, o número

de Reynolds Crítico. O número de Headstrom para anulares e tubos é definido respectivamente por:

$$He = \frac{37100 \cdot \rho_m \cdot \tau_y \cdot d^2}{\mu_p^2} \quad (\text{II.9})$$

$$He = \frac{37100 \cdot \rho_m \cdot \tau_y \cdot (d_e^2 - d_i^2)}{\mu_p^2} \quad (\text{II.10})$$

Onde ρ_m é a massa específica do fluido de perfuração, dada em lbm/gal μ_p é a viscosidade plástica do fluido de perfuração, dada em cP e τ_y é o limite de escoamento dado em lbf/100 ft².

A viscosidade plástica μ_p e o limite de escoamento são definidos respectivamente como:

$$\mu_p = \theta_{600} - \theta_{300} \quad (\text{II.11})$$

$$\tau_y = \theta_{300} - \mu_p \quad (\text{II.12})$$

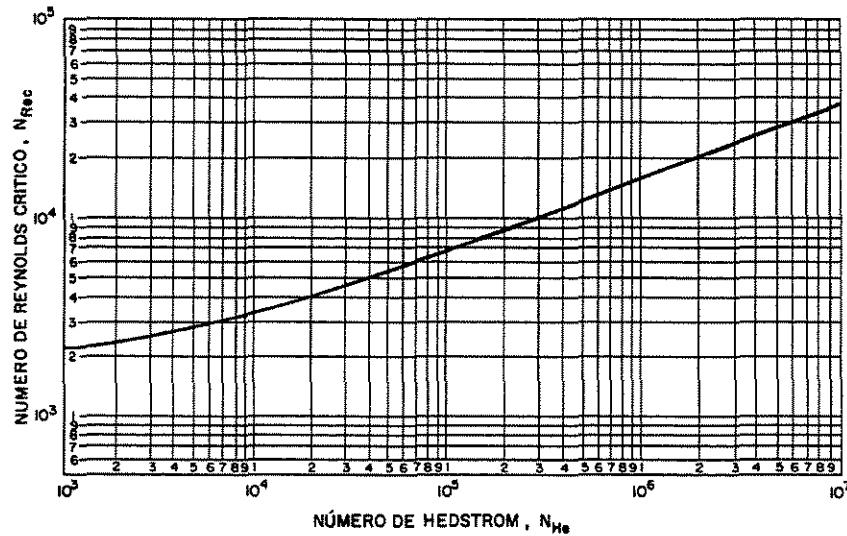


Figura II.1-Número de Reynolds Crítico para fluidos de Bingham (Bourgoyne Jr. *et al*, 1986)

Através da comparação entre o número de Reynolds crítico e o número de Reynolds determina-se o regime de fluxo. Para escoamento laminar em anular, O gradiente de perda de carga por fricção é dado por:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{\mu \cdot v_m}{1500 \cdot (d_e^2 - d_i^2)} + \frac{\tau_y}{225 \cdot (d_e^2 - d_i^2)} \quad (\text{II.12})$$

Para escoamento laminar em tubo:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{\mu \cdot v_m}{1500 \cdot d^2} + \frac{\tau_y}{225 \cdot d^2} \quad (\text{II.13})$$

Para escoamento turbulento em anular:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{21.1 \cdot (d_e - d_i)^2} \quad (\text{II.14})$$

Para escoamento turbulento em tubo:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{25.8 \cdot d^2} \quad (\text{II.15})$$

Onde o fator de fricção f foi calculado pela correlação de Colebrook.

$$\sqrt{\frac{1}{f}} = 4 \cdot \log(Re \cdot \sqrt{f}) - 0.395 \quad (\text{II.16})$$

A equação acima é resolvida iterativamente, utilizando o valor inicial de f dado pela correlação de Blasius.

C.3 Modelo Reológico de Potência (*Power Law*)

Para fluidos de potência, o número de Reynolds é calculado pela correlação de Dodge e Metzner (1959). Para escoamento em tubo e em anular o número de Reynolds é dado respectivamente por:

$$Re = \frac{89100 \cdot \rho_m \cdot v^{(2-n)}}{K} \cdot \left(\frac{0.0416 \cdot d}{3 + 1/n} \right)^n \quad (\text{II.17})$$

$$Re = \frac{109000 \cdot \rho_m \cdot v^{(2-n)}}{K} \cdot \left(\frac{0.0208 \cdot (d_e - d_i)}{2 + 1/n} \right)^n \quad (\text{II.18})$$

Onde os índices de comportamento e de consistência são definidos respectivamente por:

$$n = 3.322 \cdot \log \left(\frac{\theta_{600}}{\theta_{300}} \right) \quad (\text{II.19})$$

$$K = \frac{510 \cdot \theta_{300}}{511^n} \quad (\text{II.20})$$

O critério de turbulência geralmente é tal que quando o número de Reynolds excede um número de Reynolds crítico. O número de Reynolds crítico é função do índice de comportamento do fluido e pode ser obtido a partir da Figura II.2.

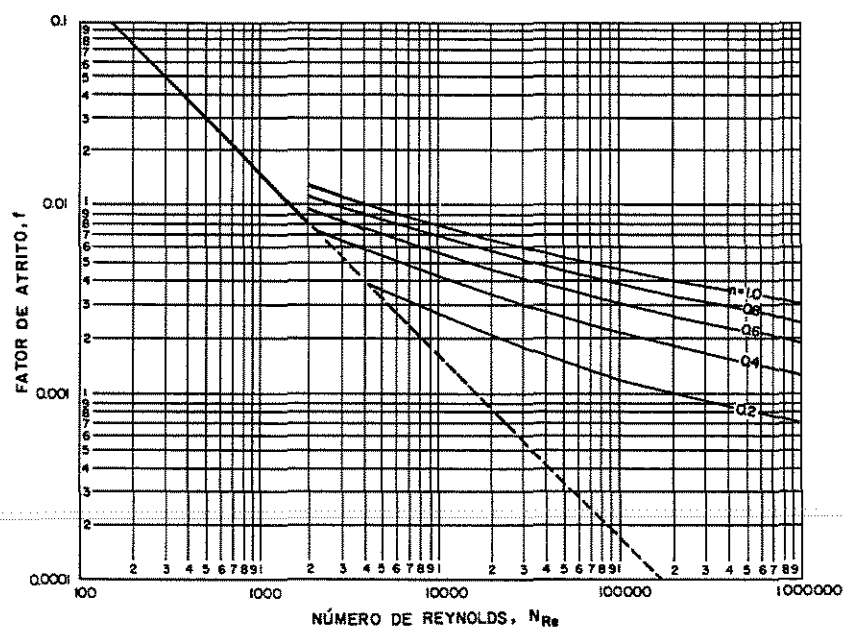


Figura II.2 - Fatores de atrito para fluidos de potência (Bourgoyne Jr. *et al*, 1986)

Leitão, Maidla e Bourgoyne (1990), aproximaram essas curvas por:

$$Re_{crit} = 4200 \text{ para } n < 0.2$$

$$Re_{crit} = 5960 - 8800 n \text{ para } 0.2 \leq n \leq 0.45 \quad (\text{II.21})$$

$$Re_{crit} = 2000 \text{ para } n > 0.45$$

Para escoamento laminar em anular, O gradiente de perda de carga por fricção é dado por:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{K \cdot v_m^n \cdot \left(\frac{2 + 1/n}{0.0208} \right)}{144000 \cdot (d_e - d_i)^{(1+n)}} \quad (\text{II.22})$$

Para escoamento laminar em tubos:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{K \cdot v_m^n \cdot \left(\frac{3 + 1/n}{0.0416} \right)}{144000 \cdot d^{(1+n)}} \quad (\text{II.23})$$

Para escoamento turbulento em anular:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{21.1 \cdot (d_e - d_i)^2} \quad (\text{II.24})$$

Para escoamento turbulento em tubos:

$$\frac{dp}{dL} = \frac{f \cdot \rho_m \cdot v_m^2}{25.8 \cdot d^2} \quad (\text{II.25})$$

Onde o fator de fricção f foi calculado pela correlação de Colebrook, modificada por Dodge e Metzner (1959) para o uso com o número de Reynolds dado pelas equações II.17 e II.18.

$$\sqrt{\frac{1}{f}} = \frac{4.0}{n^{0.75}} \cdot \log(Re \cdot f^{(1-n/2)}) - \frac{0.395}{n^{1.2}} \quad (\text{II.26})$$

A equação acima é resolvida iterativamente, utilizando o valor inicial de f dada pela correlação de Blasius.

Anexo III

Desenvolvimento dos modelos de velocidade (Ohara,1995)

Para elaborar o modelo de velocidade do gás através do poço, foi realizado um trabalho experimental em um poço em escala real utilizando gás natural como a fase gasosa. Os experimentos foram realizados no poço LSU N° 2 no PERTTL (*Petroleum Engineering Research and Technology Transfer Laboratory*) na *Louisiana State University*, mostrado na Figura III.1.

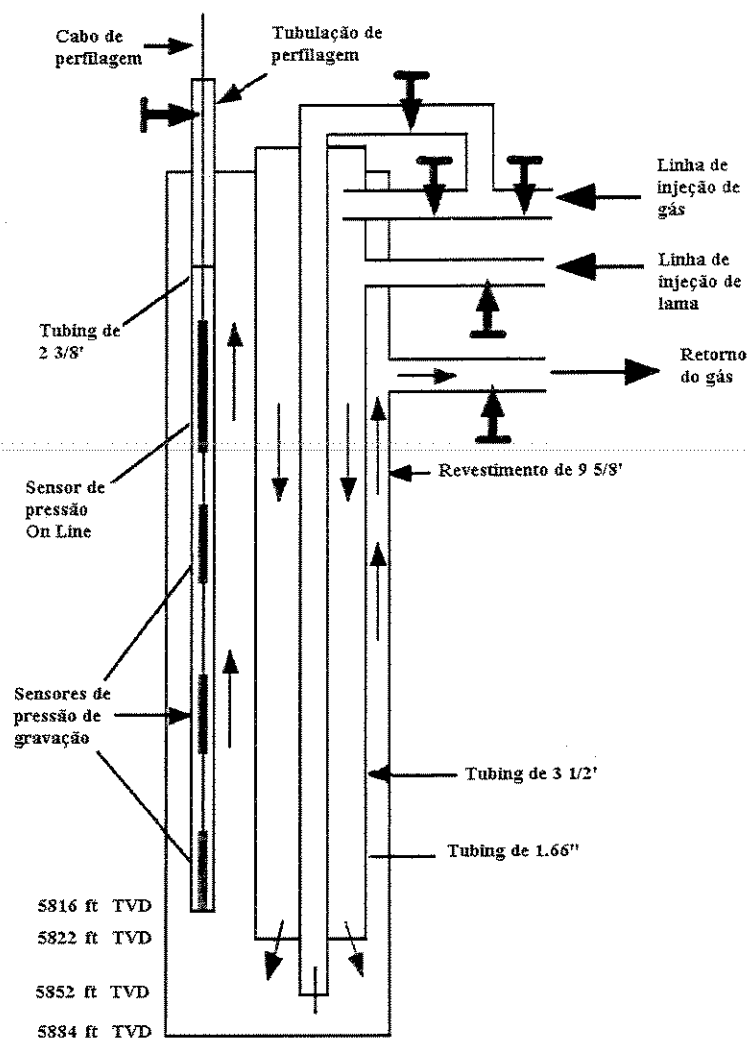


Figura III.1 – Esquema do poço LSU Nº 2 (Ohara, 1995)

A velocidade da região superior da região bifásica (frente do *kick*), o pico de concentração de gás e a velocidade da região inferior da região (cauda do *kick*) foram calculados, através da medida de pressões diferenciais, feitas através dos sensores de pressão colocados em pontos definidos do poço.

Uma correlação empírica relacionando velocidade do gás com a velocidade média da mistura mais o deslocamento entre as fases, foi determinada usando os dados do experimento em escala real e foi dada por:

$$v_g = 1.425v_{mix} + 0.2125 \quad (\text{III.1})$$

As velocidades da frente de gás, obtidas de dados experimentais são mostradas em um gráfico de Zuber – Findlay (1965), de acordo com a Figura III.2 para diferentes velocidades superficiais de líquido. A correlação acima é obtida da regressão linear dos dados experimentais. A solução dos sistemas de equações diferenciais parciais foi obtida através do método das diferenças finitas.

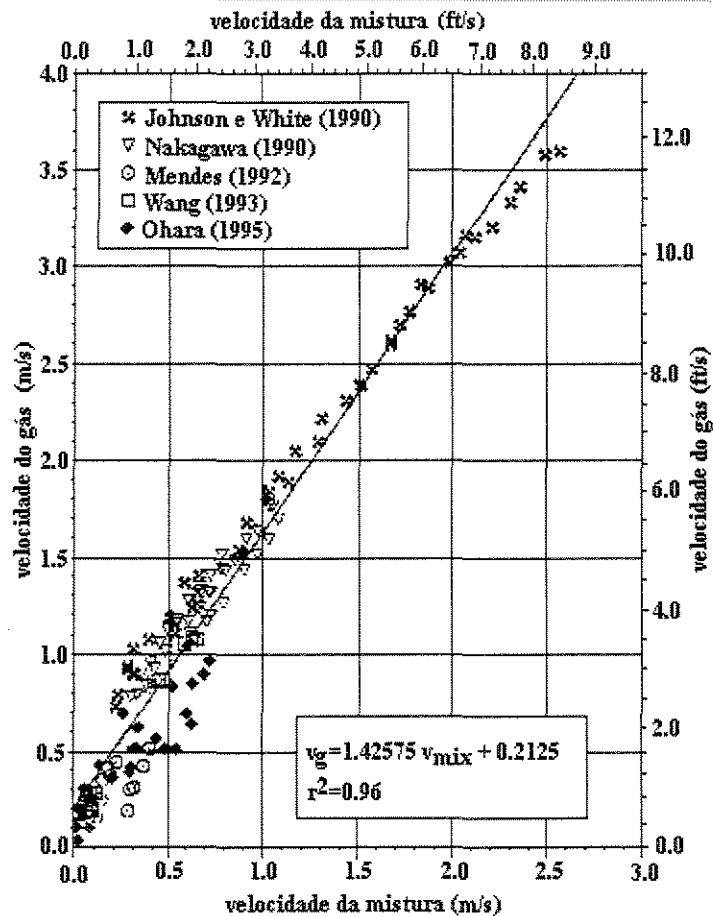


Figura III.2 – Gráfico de Zuber-Findlay para dados obtidos(Ohara, 1995)

Segundo Ohara, a tolerância ao *kick* pode ser facilmente calculada se o perfil de distribuição do gás ao longo do poço for conhecido.

A pressão diferencial entre dois sensores é a pressão hidrostática, quando a vazão é nula. Se apenas líquido escoar entre os sensores, a pressão diferencial é igual a pressão hidrostática mais a perda de carga por atrito entre os sensores. Como gás escoar entre os sensores, a pressão diferencial cai até que ele comece a deixar os sensores. Baseado nisso, chegou-se a relação entre fração de gás e tempo:

$$\alpha(t) = \frac{[pb(t) - pt(t)]}{\Delta p_i} \quad (\text{III.2})$$

Mas essa relação não era o principal interesse no trabalho, e sim como o perfil da fração de gás variava ao longo do poço. A Figura III.3 mostra que, para um tempo fixo, uma fração de gás média pôde ser levantada a partir do gráfico fração em função do tempo e plotada como uma função da profundidade do poço.

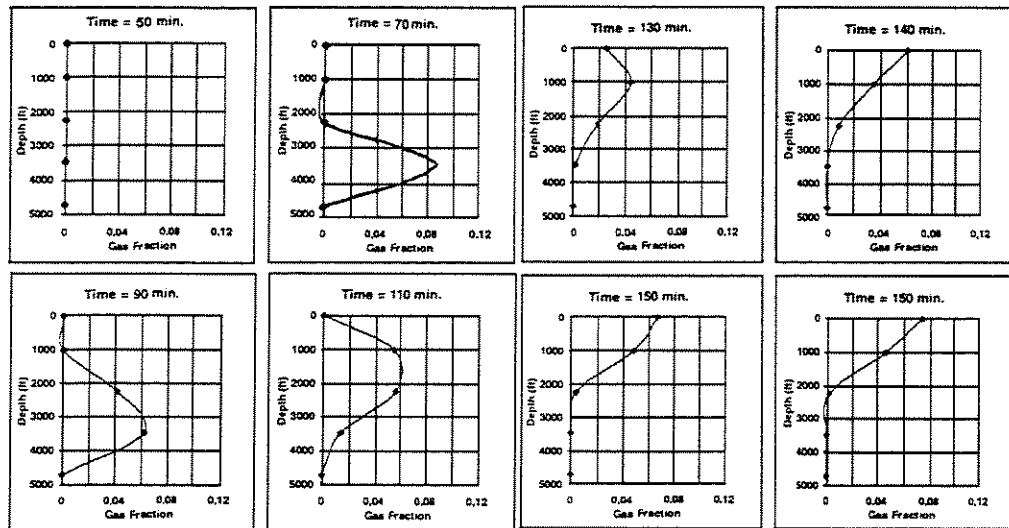


Figura III.3– Fração de gás em Função da Profundidade do Poço (Ohara, 1995)

Baseado nas observações dos dados obtidas nesses experimentos, o autor propôs um modelo simplificado do perfil triangular de distribuição de gás ao longo do poço, mostrado na Figura III.4, que foi implementado no modelo de tolerância ao kick, cujos resultados foram comparados com os resultados de um simulador comercial (*RF Kick Simulator* da *Rogaland Research* - Noruega), obtendo bons resultados entre eles.

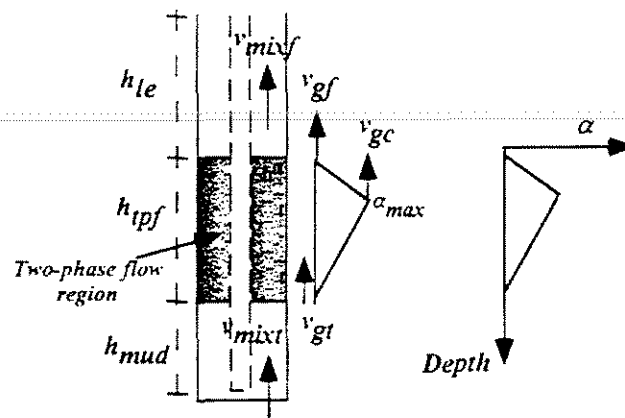


Figura III.4 – Perfil Triangular de Distribuição de Gás ao Longo do Poço
(Ohara, 1995)

Segundo Ohara, cada vértice do triângulo irá se mover com velocidades diferentes. A velocidade da frente irá se mover mais rapidamente que a velocidade do centro. As equações de velocidade como função da profundidade foram determinadas usando dados experimentais:

Caso	Velocidade da frente (ft/s)	Velocidade do centro (ft/s)
Choke aberto $v_{ls}=0$ m/s	$v_{front}(z)=\exp(1,273-3,014E-04*z)$	$v_{center}(z)=\exp(1,255-4,161E-04*z)$
Choke fechado $v_{ls}=0$ m/s	$v_{front}(z)=\exp(1,332-4,831E-04*z)$	$v_{center}(z)=\exp(1,407-6,382E-04*z)$
Circulação com $v_{ls}=0,64$ ft/s	$v_{front}(z)=\exp(1,686-2,883E-04*z)$	$v_{center}(z)=\exp(1,613-2,780E-04*z)$
Circulação com $v_{ls}=1,24$ ft/s	$v_{front}(z)=\exp(1,772-2,274E-04*z)$	$v_{center}(z)=\exp(1,767-2,953E-04*z)$

As equações de velocidade como função do tempo, bem como as posições do centro e da frente da bolha em um dado instante são dadas pelo modelo abaixo:

$$v(z) = e^{\beta - \gamma \cdot Z} \quad (\text{III.3})$$

$$v = v(z) = -\frac{dz}{dt} \quad (\text{III.4})$$

$$v(t) = v(z(t)) = e^{\beta - \gamma \cdot Z(t)} \quad (\text{III.5})$$

$$-\int_{z_0}^{z(t)} \frac{dz}{e^{\beta - \gamma \cdot Z}} = \int_0^t dt \quad (\text{III.6})$$

Resolvendo as integrais tem-se:

$$t = -\frac{1}{\gamma} \left[e^{-\beta + \gamma \cdot Z(t)} - e^{-\beta + \gamma \cdot Z_0} \right] \quad (\text{III.7})$$

$$e^{-\beta + \gamma \cdot Z_0} - \gamma t = e^{-\beta + \gamma \cdot Z(t)} \quad (\text{III.8})$$

$$-\beta + \gamma \cdot z(t) = \ln(e^{-\beta + \gamma \cdot Z_0} - \gamma \cdot t) \quad (\text{III.9})$$

$$\therefore z(t) = \frac{\beta}{\gamma} + \frac{1}{\gamma} \ln(e^{-\beta + \gamma \cdot Z_0} - \gamma \cdot t) \quad (\text{III.10})$$

Substituindo a equação (III.10) na equação (III.5) obtém-se:

$$v(t) = e^{\beta - \gamma \left[\frac{\beta}{\gamma} + \frac{1}{\gamma} \ln(e^{-\beta + \gamma \cdot Z_0} - \gamma \cdot t) \right]} \quad (\text{III.11})$$

$$\therefore v(t) = \frac{1}{e^{-\beta+\gamma \cdot Z_0} - \gamma \cdot t} \quad (\text{III.12})$$

Substituindo –se os coeficientes β e γ para cada caso temos as velocidades como função do tempo, bem como as posições do centro e da frente da bolha em um dado instante:

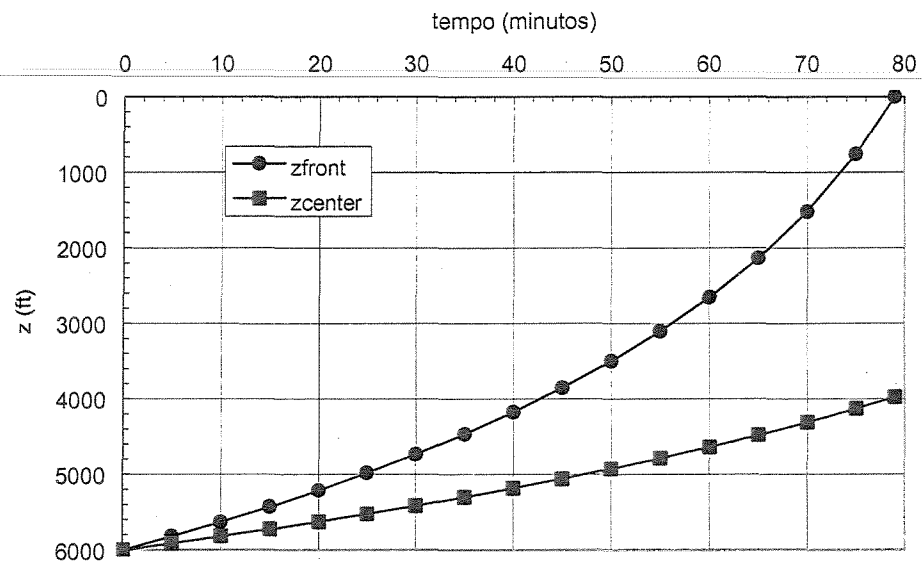


Figura III.5 – Posições da frente e do centro da bolha para o caso de choke aberto

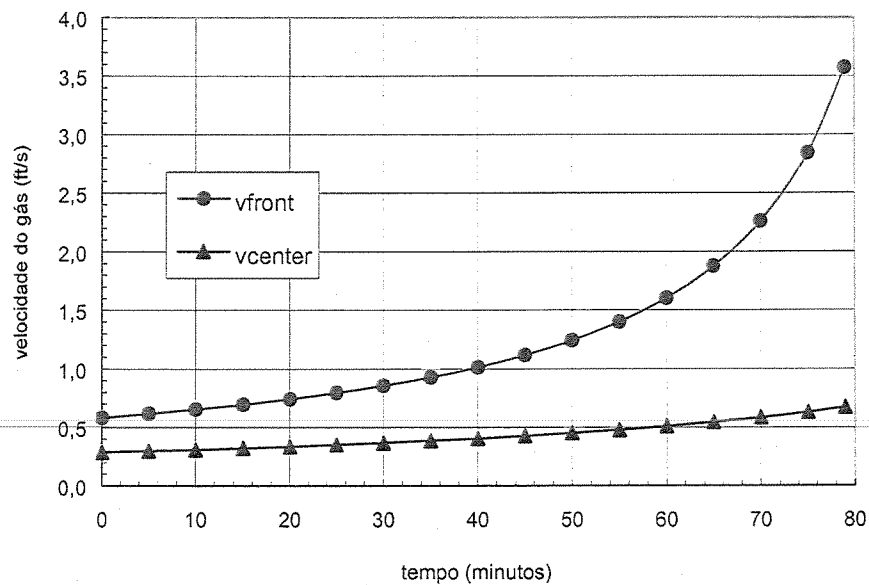


Figura III.6 – Velocidades da frente e do centro da bolha para o caso de choke aberto

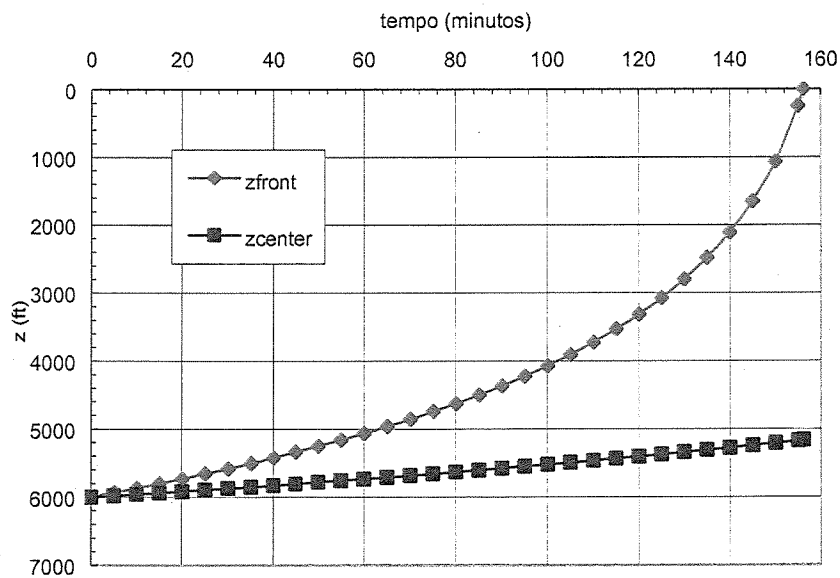


Figura III.7 – Posições da frente e do centro da bolha para o caso de choke fechado

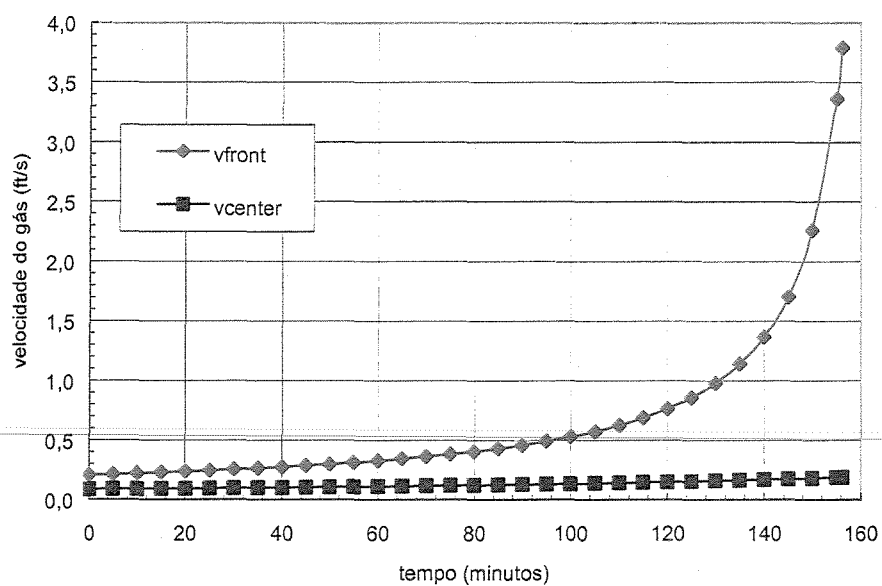


Figura III.8 – Velocidades da frente e do centro da bolha para o caso de choke fechado

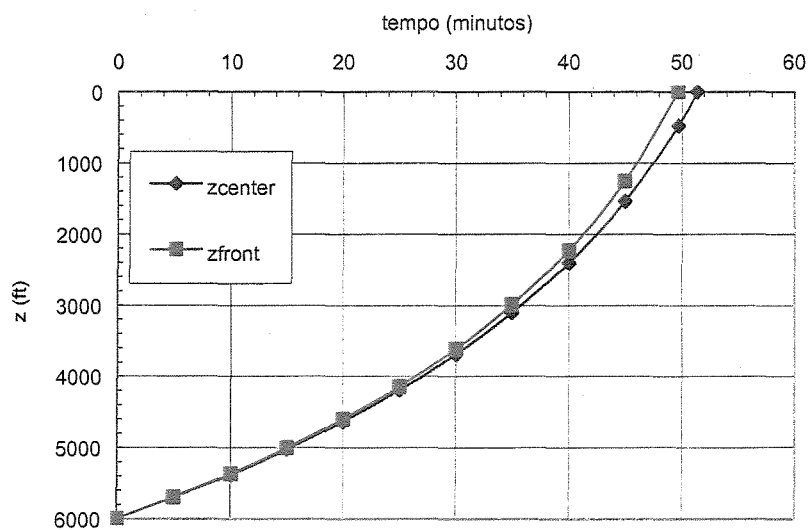


Figura III.9 – Posições da frente e do centro da bolha para velocidade de circulação de 0,64 ft/s

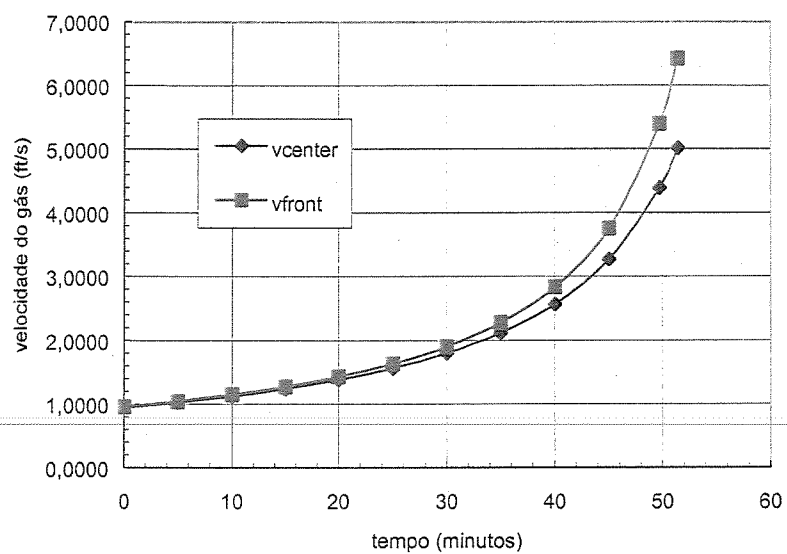


Figura III.10 – Velocidades da frente e do centro da bolha para velocidade de circulação de 0,64 ft/s

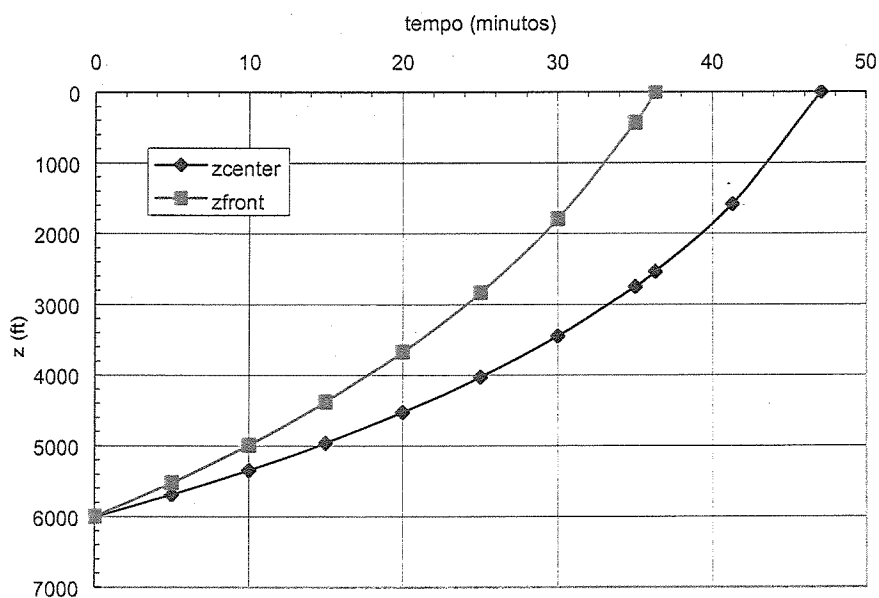


Figura III.11 – Posições da frente e do centro da bolha para velocidade de circulação de 1,24 ft/s

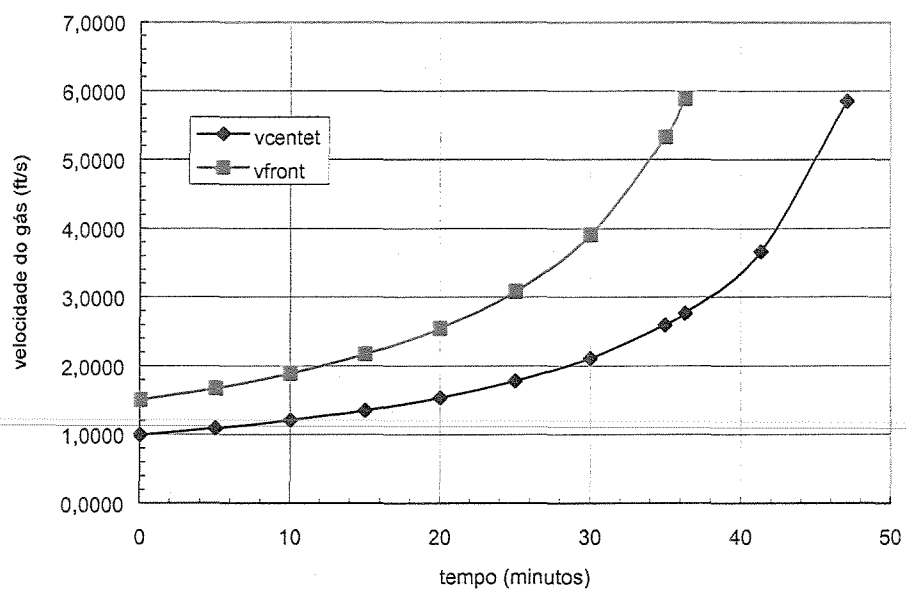


Figura III.12 – Velocidades da frente e do centro da bolha para velocidade de circulação de 1,24 ft/s

Apêndice A

Correlação de Beggs & Brill (1973)

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

$$\left(\frac{dp_{bi}}{dL} \right)_{\text{fricção}} = \frac{f_{bi} \cdot \rho_{mixt} \cdot v_{mixt}^2}{2 \cdot g_c \cdot d} \quad (\text{A.1})$$

Onde a velocidade da mistura v_{mixt} é dada por:

$$v_{mixt} = v_m \cdot H + v_g \cdot (1 - H) \quad (\text{A.2})$$

A massa específica da mistura é dada por:

$$\rho_{mixt} = \rho_m \cdot H + \rho_g \cdot (1 - H) \quad (\text{A.3})$$

O fator de atrito bifásico f_{bi} é calculado utilizando-se a correlação de Beggs & Brill (1973), modificada para considerar as características não newtonianas dos fluidos de perfuração.

A.1 Determinação do regime de fluxo

As seguintes variáveis são usadas para determinar qual regime de fluxo poderia existir, se o tubo/anular estivesse na posição horizontal.

- Número de Froude:

$$N_{Fr} = \frac{v_m^2}{g \cdot d} \quad (\text{A.4})$$

-
- Holdup do líquido (sem considerar deslizamento entre as fases):

$$H_{ns} = \frac{j_l}{v_m} \quad (\text{A.5})$$

- Critérios de transição:

$$L_1 = 316 \cdot H_{ns}^{0.302} \quad (\text{A.6})$$

$$L_2 = 0.0009252 \cdot H_{ns}^{-2.4684} \quad (\text{A.7})$$

$$L_3 = 0.10 \cdot H_{ns}^{-1.4516} \quad (\text{A.5})$$

$$L_4 = 0.5 \cdot H_{ns}^{-6.738} \quad (\text{A.8})$$

Tomando-se por base o escoamento horizontal, os limites dos padrões de escoamento são:

Segregado: $H_{ns} < 0.01$ e $N_{Fr} < L_1$ ou $H_{ns} \geq 0.01$ e $N_{Fr} < L_2$

Transição: $H_{ns} \geq 0.01$ e $L_2 \leq N_{Fr} \leq L_3$

Intermitente: $0.01 \leq H_{ns} < 0.4$ e $L_3 < N_{Fr} \leq L_4$ ou $H_{ns} \geq 0.4$ e $L_3 < N_{Fr} \leq L_4$

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

Quando o regime de escoamento é de transição, o holdup do líquido deve ser calculado através da interpolação dos resultados obtidos para os padrões segregado e intermitente.

$$H_{ns}(transição) = A \cdot H_{ns}(segregado) + B \cdot H_{ns}(intermitente) \quad (A.9)$$

Onde

$$A = \frac{L_3 - N_{Fr}}{L_3 - L_2} \quad (A.10)$$

$$B = 1 - A \quad (A.11)$$

O holdup de líquido, considerando uma inclinação qualquer é dado por:

$$HL_{(\phi)} = HL_{(0)} \cdot \psi \quad (A.12)$$

Onde $HL_{(0)}$ é o holdup no qual existiria nas mesmas condições em um tubo horizontal e é dado por:

$$HL_{(0)} = \frac{a \cdot H_{ns}^b}{N_{Fr}^c} \quad (A.13)$$

Onde a, b e c são determinados para cada padrão de fluxo a partir da tabela A.1:

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

Onde se considera $HL_{(0)} \geq H_{ns}$

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

$$\psi = 1 + C \cdot [\sin(1.8 \cdot \phi) - 0.333 \cdot \sin^3(1.8 \cdot \phi)] \quad (A.14)$$

Onde ϕ é o ângulo do tubo com a horizontal.

Para escoamentos verticais tem-se:

$$\psi = 1 + 0.3 \cdot C \quad (A.15)$$

Onde:

$$C = (1 - H_{ns}) \cdot \ln(d' \cdot H_{ns}^e \cdot N_{LV}^f \cdot N_{Fr}^g) \quad (A.16)$$

Onde d', e, f e g são dados pela tabela A.2:

Padrão de fluxo	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

O fator de fricção sem considerar deslizamento entre as fases é obtido através do diagrama de Moody, ou da seguinte equação:

$$f = \frac{1}{\left[2 \cdot \log\left(\frac{\text{Re}}{4.5223 \cdot \log(\text{Re}) - 3.8215}\right)\right]^2} \quad (\text{A.17})$$

Onde o número de Reynolds da mistura é dado por:

$$\text{Re} = \frac{\rho_{\text{mixt}} \cdot v_{\text{mixt}} \cdot d}{\mu_{\text{mixt}}} \quad (\text{A.18})$$

e μ_{mixt} é a viscosidade da mistura, dada por:

$$\mu_{\text{mixt}} = \mu_m \cdot H + \mu_g \cdot (1 - H) \quad (\text{A.19})$$

Para o modelo proposto, a viscosidade do gás (μ_g) é dada pela correlação de Lee (1958).

O fator de fricção da mistura, considerando deslizamento entre as fases é calculado por:

$$f_{bi} = f \cdot e^S \quad (\text{A.20})$$

Onde:

$$S = \frac{\ln(y)}{\{-0.0523 + 3.182 \cdot \ln(y) - 0.8725 \cdot [\ln(y)]^2 + 0.01853 \cdot [\ln(y)]^4\}} \quad (\text{A.21})$$

$$y = \frac{H_{ns}}{[HL_{(\phi)}]^2} \quad (\text{A.22})$$

Apêndice B

Cálculo da viscosidade do gás (Lee *et al*,1958)

A equação empírica para o cálculo da viscosidade do gás é dada por:

$$\mu_g = K \cdot 10^{-4} \cdot \exp(X \cdot \rho_g^y) \quad (\text{B.1.})$$

$$\text{onde } K = \frac{(9.4 + 0.02 \cdot M) \cdot T^{1.5}}{209 + 19 \cdot M + T} \quad (\text{B.2})$$

$$X = 3.5 + \frac{986}{T} + 0.01 \cdot M \quad (\text{B.3})$$

$$y = 2.4 - 0.2 \cdot X \quad (\text{B.4})$$

Apêndice C

Modelo de Tolerância ao *kick* (Ohara,1995)

Durante a ocorrência de um *kick* têm-se que a máxima pressão no revestimento irá fraturar a formação mais fraca, logo abaixo da sapata do revestimento:

$$\text{Pressão de fratura} = SICP_{max} + \text{Pressão hidrostática devido à coluna de lama} \quad (C.1)$$

$$\rho_f \cdot g \cdot D_f = SICP_{max} + \rho_m \cdot g \cdot D_f \quad (C.2)$$

Então:

$$SICP_{max} = (\rho_f - \rho_m) \cdot g \cdot D_f \quad (C.3)$$

Durante a ocorrência de um *kick*, e assumindo que o gás entra no poço como um *slug*, tem-se:

$$SICP_{max} = \text{Pressão de Poro no fundo} - \text{Pressão hidrostática devido à coluna de lama} \quad (C.4)$$

$$SICP_{max} = (\rho_p - \rho_m) \cdot g \cdot D_b \quad (C.5)$$

Substituindo (C.5) em (C.4) tem-se:

$$(\rho_p - \rho_m) \cdot g \cdot D_f = \rho_p \cdot g \cdot D_b - \rho_m \cdot g \cdot D_b \quad (C.6)$$

Sendo tolerância ao *kick* definido como a diferença entre a pressão de formação (expressa em peso de lama equivalente) e o peso de lama, tal que, durante a ocorrência de um *kick*, o poço pode ser fechado sem fraturar a formação mais fraca (normalmente abaixo da última sapata do revestimento). Tem-se que:

$$K_t = \rho_p - \rho_m \quad (C.7)$$

Substituindo (C.18) em (C.19) a tolerância ao *kick* é definida como:

$$K_t = \rho_p - \rho_m = \frac{D_f}{D} \cdot (\rho_f - \rho_m) \quad (C.8)$$

A equação acima só é válida nenhum influxo (aumento de volume nos tanques de lama igual a zero) acontece, mas, geralmente, um *kick* é descoberto pelo *pit gain* (aumento do volume nos tanques de lama), então se for considerado que o influxo entra no poço como um *slug* tem-se:

$$SICP_{max} = \text{Pressão de poro} - \left(\frac{\text{Pressão hidrostática devido à coluna de lama}}{\text{Pressão hidrostática devido à coluna de influxo}} \right) \quad (C.9)$$

$$SICP_{max} = \rho_p \cdot g \cdot D - [\rho_m \cdot g \cdot (D - H_k) + \rho_g \cdot g \cdot H_k] \quad (C.10)$$

Aplicando o conceito de tolerância ao *kick* na Equação (C.10) ela se torna:

$$K_t = \rho_p - \rho_m = \frac{D_f}{D} (\rho_f - \rho_m) - \frac{H_k}{D} (\rho_m - \rho_g) \quad (C.11)$$