



Victoria Cristina Cheade Jacob

**Simulação do escoamento durante controle de kick em um
poço de petróleo pelo método das características, com
diferenças finitas**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para
obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Arthur Martins Barbosa Braga
Co-Orientador: Prof. Wellington Campos

Rio de Janeiro
Junho de 2018



Victória Cristina Cheade Jacob

**Simulação do escoamento durante controle de kick
em um poço de petróleo pelo método das
características, com diferenças finitas**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica do Centro Técnico Científico da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof. Arthur Martins Barbosa Braga

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Prof. Wellington Campos

Coorientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Eduardo dos Santos Radespiel

PETROBRAS

Profa. Mônica Feijó Naccache

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Prof. Márcio da Silveira Carvalho

Coordenador Setorial do Centro

Técnico Científico – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 29 de Junho de 2018

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, da autora e do orientador.

Victoria Cristina Cheade Jacob

Graduou-se em Engenharia de Petróleo e Gás na Universidade Veiga de Almeida (UVA), no Rio de Janeiro - RJ - Brasil, em 2014. Estagiou na Petrobras na área de completção de poços (2013 – 2015). Atualmente, trabalha como consultora na Bureau Veritas do Brasil.

Ficha Catalográfica

Jacob, Victória Cristina Cheade

Simulação do escoamento durante controle de kick em um poço de petróleo pelo método das características, com diferenças finitas / Victória Cristina Cheade Jacob ; orientador: Arthur Martins Barbosa Braga ; co-orientador: Wellington Campos. – 2018.

129 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2018.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Mecânica – Teses. 2. Método de diferenças finitas. 3. Método das características. 4. Controle de poço. 5. Modelo de kick. 6. Simulação numérica. I. Braga, Arthur Martins Barbosa. II. Campos, Wellington. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. IV. Título.

CDD: 621

Aos meus anjos da guarda (*in memoriam*):
minha mãe Cristina e minha tia Elizabeth.

Agradecimentos

Agradeço à Deus por iluminar meu caminho até conseguir alcançar esta etapa e por ter me dado forças, diante de duas grandes perdas, e assim permitido seguir em frente.

Agradeço à CAPES e à PUC pela concessão de bolsa, sem a qual não seria possível o programa de mestrado.

Agradeço aos meus orientadores, Arthur e Wellington, pela generosa orientação, pela paciência, dedicação e toda atenção que sempre foi dada, sem as quais não conseguiria estar concluindo mais um ciclo na minha vida. Um agradecimento especial ao Wellington, além de ser um engenheiro e professor brilhante, é uma pessoa extraordinária. Muito me ensinou e me apoiou durante todo projeto, e acreditou no meu potencial desde o início. Não poderia ter escolhido melhor.

Agradeço à minha querida mãe, Cristina (*in memoriam*), que sempre me proporcionou todo suporte e incentivo para todas as etapas da minha vida e foi fundamental para todo sucesso alcançado. Seu desejo sempre foi minha intensa dedicação aos estudos e, infelizmente, só pode acompanhar metade da minha caminhada no mestrado. Agradeço à minha avó, Antonieta, que é minha base,

peçoal fundamental nos meus dias, sempre me escutando e me dando forças em todos os momentos. Ao meu pai e meu irmão, os Alfredos, que suportaram todos os meus momentos, meus nervosismos e minha ansiedade dia após dia. Agradeço também à Elizabeth Aguiar, que sempre me aconselha e me incentiva como uma verdadeira mãe.

Um agradecimento especial ao meu amado companheiro Bernardo que sempre me apoiou em todos os meus passos e me deu forças para sempre seguir em frente, com todo amor e carinho.

Por fim agradeço a todos os colegas e amigos que estiveram presentes no decorrer de todo o mestrado. Em especial, ao Juliano Xavier e Phillippe Netto, que dividiram comigo os desafios encontrados, sempre me ajudando e tranquilizando os dias. Os amigos da “favelinha”, Giovanny e Julián, que sempre estavam dispostos a me ajudar e a tornar as dificuldades mais leves. Além dos colegas Leonardo Fernandes e Mariana Heringer.

Resumo

Jacob, Victoria Cristina Cheade; Braga, Arthur Martins Barbosa; Campos, Wellington. **Simulação do escoamento durante controle de kick em um poço de petróleo pelo método das características, com diferenças finitas.** Rio de Janeiro, 2018. 129p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O estudo de controle de poço é fundamental para determinar as principais variáveis envolvidas nas operações de perfuração e construção de um poço. A análise dessas operações visa estabelecer parâmetros importantes que devem ser acompanhados, a fim de evitar um influxo de fluidos da formação para o poço (“kick”). Para que as operações de perfuração sejam sempre seguras, é necessário que a pressão hidrostática no fundo do poço seja superior a pressão de poros da formação. Este trabalho apresenta uma modelagem matemática, desenvolvida para simular um *kick* de água e óleo da formação que adentra um poço terrestre vertical e, assim, prever o comportamento da pressão dentro da coluna de produção e no espaço anular durante uma situação de controle de poço. A operação de controle é composta pelo influxo do *kick*, fechamento do poço e expulsão do fluido invasor. O caso de *kick* de gás não foi abordado devido à sua complexidade. O modelo estudado foi simulado no Visual Basic do Excel com emprego de uma formulação do método das características com diferenças finitas. Foram implementadas considerações sobre o efeito da geometria do poço, perdas de carga por fricção, expansão do influxo e modelo de escoamento bifásico.

Palavras chave

Escoamento bifásico; poços de petróleo; controle de poço; modelo de *kick*; simulação numérica; métodos das características, método de diferenças finitas.

Abstract

Jacob, Victoria Cristina Cheade; Braga, Arthur Martins Barbosa (Advisor); Campos, Wellington (Co-Advisor). **Simulation of the flow during kick control in an oil well using the characteristics method, with finite differences.** Rio de Janeiro, 2018. 129p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The study of well control is critical to determine the main variables involved in well drilling and construction operations. The analysis of these operations aims to establish important parameters that must be followed in order to avoid an influx of fluids from the formation into the well (“kick”). In order to guarantee safety during drilling operations, the hydrostatic pressure at the bottom of the well must be greater than the formation pore pressure. This work presents a mathematical modeling, developed to simulate a water and oil kick from the formation that enters a vertical onshore well and, thus, predict the pressure behavior inside the production string and the annular space during a well control situation. The control operation is composed of the kick inflow, well closure and expulsion of the invading fluid. The gas kick case was not assessed because of its complexity. The studied model has been simulated in Visual Basics, in Excel, using the characteristics method with finite difference formulation. Considerations were taken about the effect of well geometry, friction loss, influx expansion and two phase flow model.

Keywords

Two phase flow; oil well; well control; kick models; numerical simulation; characteristics method; finite difference method.

Sumário

1. Introdução	17
1.1 Motivação	17
1.2 Objetivo	19
1.3 Contextualização	19
1.4 Organização da Dissertação	23
2. Revisão bibliográfica	24
3. Formulação do Modelo Matemático	36
3.1 Descrição do Problema	36
3.2 Equação da Conservação de massa	38
3.3 Equação de Conservação da Quantidade de Movimento	42
4. Perda de carga no escoamento para fluido de Bingham	45
5. Método das Características	50
5.1 Aplicação do método das características	50
5.2 Utilização da derivada total no método das características	51
6. Método das Diferenças Finitas	54
6.1 Condição Inicial	56
6.2 Condição de Contorno para $i=0$ (região da entrada do poço)	56
6.3 Condição de contorno para os jatos de broca	59
6.4 Cálculo da pressão e velocidade para sapata do revestimento	66
6.5 Cálculo da pressão e velocidade para região anular (abaixo e acima da região do <i>kick</i>)	69
6.6 Cálculo da pressão e velocidade para $i=N$ (região da saída do poço)	70
7. Modelagem	72
7.1 Cenário de Estudo	72

7.2 Hipóteses e Simplificações Adotadas	76
7.3 Condições Iniciais	77
7.4 Modelo computacional	77
8. Análise de Resultados	79
8.1 Influência da viscosidade	83
8.2 Influência da massa específica	87
8.3 Influência do controle do <i>choke</i>	91
9. Conclusão	95
9.1 Recomendações para trabalhos futuros	96
10. Referências Bibliográficas	97
Apendice A Dados de entrada do Programa	101
Apendice B Modelagem para <i>kick</i> de gás	103
Apendice C Código Computacional desenvolvido em VBA	113

Lista de figuras

Figura 1: Esquemático de um poço vertical em situação de kick (Santos, 2006).....	20
Figura 2: Blowout no campo de Macondo (Galdino, 2014).	22
Figura 3: Comparação entre o modelo de LeBlanc e Lewis e dados de campo (Nunes, 2002).....	25
Figura 4: a) Pressão <i>drillpipe</i> pelo controlador novato e b) Pressão do fundo do poço pelo controlador novato (Nickens, 1987).	26
Figura 5: a) Pressão <i>drillpipe</i> por bom controlador e b) Pressão do fundo do poço por um bom controlador (Nickens, 1987).....	27
Figura 6: Geometria do poço e posição dos sensores (Hovland e Rommetveit, 1992)	29
Figura 7: Quantidade de gás dissolvida na lama (Hovland e Rommetveit, 1992).....	30
Figura 8: Cenário do poço para análise de fechamento e eliminação do kick (Lage, 1994).....	32
Figura 9: Circulando para fora do poço um kick com e sem perda de fluido: (a) pressão do choke, e (b) ganho de poço (Rezmer-Cooper <i>et al.</i> , 1996)	33
Figura 10: a)Esquema do poço de perfuração durante kick e b)seção transversal do espaço anular.	37
Figura 11: Balanço de Massa no Volume de Controle	38
Figura 12: Balanço de Massa no Volume de Controle em detalhes.....	39
Figura 13: Fluxo Laminar de plástico de Bingham (Bourgoyne <i>et al.</i> , 1986)	45
Figura 14: Retas Características do Sistema de Equações Diferenciais Hiperbólico.	52
Figura 15: Esquema de Diferenças Finitas para malha de nós (Adaptado de Campos, 1986).	54
Figura 16: Esquema simplificado da entrada até a saída do poço	57
Figura 17: Esquema de diferença finita para superfície e para o fundo	

do poço (Fonte: Adaptado de Campos, 1986).....	58
Figura 18: Representação da localização dos ejetores em uma broca (Maneira, 2013).	59
Figura 19: Representação esquemática do escoamento no ejetor (Adaptado de Bourgoyne <i>et al.</i> , 1986).....	60
Figura 20: Caso dos jatos de broca.....	62
Figura 21: Esquema para Cálculo do Nó dos Jatos de Broca	62
Figura 22: Esquema para Cálculo do Nó da Sapata do Revestimento	66
Figura 23: Esquema para Cálculo do Nó da Sapata do Revestimento	68
Figura 24: Esquemático do poço estudado	72
Figura 25: Esquemático do poço, da entrada até a saída, para a malha de nós.....	74
Figura 26: Pressão no fundo do poço (caso inicial).....	80
Figura 27: Diâmetro do choke (caso inicial)	80
Figura 28: Pressão no choke (caso inicial).....	81
Figura 29: Pressão na sapata do revestimento (caso inicial)	82
Figura 30: Pressão na superfície (caso inicial).....	82
Figura 31: a) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 20 cP	84
Figura 32: a) Pressão no choke para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão no choke para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão no choke para viscosidade sendo 20 cP	85
Figura 33: a) Pressão na superfície para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão na superfície para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão na superfície para viscosidade sendo 20 cP	86
Figura 34: a) Pressão no fundo do poço usando água doce na região do kick, b) Pressão no fundo do poço usando óleo na região do kick e c) Pressão no fundo do poço usando água salgada na região do kick	88
Figura 35: a) Pressão no choke usando água doce na região do kick, b) Pressão no choke usando óleo na região do kick e c) Pressão no choke usando água salgada na região do kick.....	89
Figura 36: a) Pressão na superfície usando água doce na região do	

kick, b) Pressão na superfície usando óleo na região do kick e	
c) Pressão na superfície usando água salgada na região do kick.....	90
Figura 37: a) Pressão no fundo do poço para controle sendo 0,005, b)	
Pressão no fundo do poço para controle sendo 0,003 e c) Pressão no	
fundo do poço para controle sendo 0,001	92
Figura 38: a) Pressão no choke para controle sendo 0,005,	
b) Pressão no choke para controle sendo 0,003 e c) Pressão	
no choke para controle sendo 0,001	93
Figura 39: a) Pressão na superfície para controle sendo 0,005,	
b) Pressão na superfície para controle sendo 0,003 e c) Pressão	
na superfície para controle sendo 0,001	94
Figura 40: Esquemático do poço para modelagem de kick de gás	103
Figura 41: Esquema para Cálculo do Nó para a base da bolha	107
Figura 42: Esquema para base da bolha	108
Figura 43: Esquema para dentro da bolha	109
Figura 44: Esquema para topo da bolha	111

Lista de tabelas

Tabela 1: Dados de entrada de Programa 101

Lista de variáveis

Letras latinas

A_{an} – área do anular
 A_{choke} – área do *choke*
 A_{DPi} – área interna do drillpipe
 A_j – área dos jatos
 A_L – área lateral do tubo
 A_t – área do tubo
 A_1 – área no ponto 1 (área do *drillpipe*)
 A_2 – área no ponto 2 (área do *drillcollar*)
 A_{1a} – área anular entre o revestimento e o drillpipe
 A_{2a} – área anular entre o poço e o drillpipe
 c – compressibilidade do fluido
 c_g – compressibilidade do gás
 c_{ka} – compressibilidade do fluido na região do kick
 c_l – compressibilidade de um líquido
 c_m – compressibilidade da mistura
 C_D – coeficiente de descarga
 d_i – diâmetro interno do tubo
 d_{eDP} – diâmetro externo dos *drillpipes*
 d_{iDP} – diâmetro interno dos *drillpipes*
 d_p – diâmetro do poço
 d_j – diâmetro dos jatos
 d_o – diâmetro externo do tubo
 d_t – diâmetro do tubo
 d_1 – diâmetro interno do espaço anular
 d_2 – diâmetro externo do espaço anular
 f – fator de fricção
 g – aceleração da gravidade
 g_n – gradiente normal da pressão de poros
 g_p – gradiente da pressão de poros
 gg – gravidade específica do gás
 H – profundidade do poço
 L – comprimento do tubo
 L_{an} – comprimento do anular entre a região de kick e a saída do poço
 L_{bo} – comprimento da região de gás
 L_{cf} – comprimento do colchão de fluido
 L_{DC} – comprimento dos comandos (*drillcollars*)
 L_{DP} – comprimento dos tubos de perfuração (*drillpipes*)
 L_{ka} – comprimento da região do kick
 k – número de iterações
 m – massa do fluido
 M – massa molecular
 M – massa molecular
 N_{an} – número total de divisões (nós) no anular acima da região de gás
 N_{bo} – número total de divisões (nós) na região de gás

N_{dp} – numero total de divisões (nós) no tubo de perfuração
 N_{cf} – numero total de divisões (nós) no colchão de fluido
 N_{He} – numero de Hedstrom
 N_{ka} – numero total de divisões (nós) na região de kick
 N_{Re} – numero de Reynolds
 p – pressão
 p_a – pressão no ponto A (localizado no drillpipe)
 p_{atm} – pressão atmosférica
 p_b – pressão no ponto B (localizado no drillcollar)
 p_{b1} – pressão na entrada dos jatos
 p_{b2} – pressão na saída dos jatos
 p_f – pressão da formação
 p_{fn} – pressão normal da formação
 p_0 – pressão no ponto 0 (ponto inicial)
 p_{0a} – pressão no penúltimo ponto antes dos jatos (no ponto A, tempo j)
 p_{0f} – pressão no drillpipe (no ponto F, tempo j)
 p_{0r} – pressão no penúltimo ponto antes da saída do poço (no ponto R, tempo j)
 p_1 – pressão no ponto 1
 p_{1b} – pressão no ultimo ponto antes dos jatos (no ponto B, tempo j+1)
 p_{1c} – pressão no primeiro ponto depois dos jatos (no ponto C, tempo j+1)
 p_{0d} – pressão no segundo ponto depois dos jatos (no ponto D, tempo j)
 p_{0l} – pressão no segundo ponto acima da sapata (no ponto L, tempo j)
 p_{0o} – pressão no segundo ponto abaixo da sapata (no ponto O, tempo j)
 p_{1e} – pressão na entrada do poço (no ponto E, tempo j+1)
 p_{1s} – pressão na saída do poço (no ponto S, tempo j+1)
 p_{1m} – pressão no ponto acima da sapata (ponto M, tempo j+1)
 p_{1n} – pressão no ponto abaixo da sapata (ponto N, tempo j+1)
 p_2 – pressão no ponto 2 (no drillcollar)
 p_{wf} - pressão de fundo do poço
 p_{SIDPP} - pressão de fechamento no interior da coluna de perfuração
 p_{SICP} - pressão de fechamento no revestimento
 q – vazão local
 q_B – vazão local no ponto B
 Q – vazão injetada no poço
 R – constante universal do gases
 t_A – tempo da partícula na posição A
 t_B – tempo da partícula na posição B
 t_P – tempo da partícula na posição P
 T - temperatura
 v – velocidade de fluxo
 v_a – velocidade do ponto A (localizado no drillpipe)
 v_b – velocidade do ponto b (localizado no drillcollar)
 v_{b1} – velocidade na entrada dos jatos
 v_{b2} – velocidade na saída dos jatos
 v_s – velocidade do som no fluido de perfuração
 v_{sb} – velocidade do som na bolha de gás
 v_{slip} – velocidade de escorregamento
 v_{sk} – velocidade do som na região do kick

v_{s1} – velocidade do som no fluido de perfuração dentro da coluna de perfuração

v_{s2} – velocidade do som no fluido de perfuração na região anular abaixo da região do *kick*

v_{s3} – velocidade do som no fluido de perfuração na região anular acima da região do *kick*

v_0 – velocidade no ponto 0 (ponto inicial)

v_{0a} – velocidade no penúltimo ponto antes dos jatos (no ponto A, tempo j)

v_{0d} – velocidade no segundo ponto depois dos jatos (no ponto D, tempo j)

v_{0f} – velocidade no drillpipe (no ponto F, tempo j)

v_{0l} – velocidade no segundo ponto acima da sapata (no ponto L, tempo j)

v_{0o} – velocidade no segundo ponto abaixo da sapata (no ponto O, tempo j)

v_{0r} – velocidade no penúltimo ponto antes da saída do poço (no ponto R, tempo j)

v_1 – velocidade no ponto 1

v_{1b} – velocidade no ultimo ponto antes dos jatos (no ponto B, tempo j+1)

v_{1c} – velocidade no primeiro ponto depois dos jatos (no ponto C, tempo j+1)

v_{1e} – velocidade na entrada do poço (no ponto E, tempo j+1)

v_{1m} – velocidade no ponto acima da sapata (no ponto M, tempo j+1)

v_{1n} – velocidade no ponto abaixo da sapata (no ponto N, tempo j+1)

v_{1s} – velocidade na saída do poço (no ponto S, tempo j+1)

v_2 – velocidade no ponto 2 (no drillcollar)

V – volume do fluido

x_A – posição da partícula na posição A

x_B – posição da partícula na posição B

x_P – posição da partícula na posição P

z – fator de compressibilidade do gás

z_{b1} – distância até a entrada dos jatos da broca

z_{b2} – distância até a saída dos jatos da broca

$\frac{dp_{fric}}{dL}$ – perda de carga devido à fricção no tubo

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_A$ – perda de carga devido à fricção no ponto A

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_B$ – perda de carga devido à fricção no ponto B

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_D$ – perda de carga devido à fricção no ponto D

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_F$ – perda de carga devido à fricção no ponto F

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_L$ – perda de carga devido à fricção no ponto L

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_N$ – perda de carga devido à fricção no ponto N

$\left(\frac{dp_{fric}}{dL}\right)_R$ – perda de carga devido à fricção no ponto R

Letras gregas

α - fração de vazios

ε - rugosidade do tubo

λ - escalar
 ρ - massa específica
 ρ_{fn} - massa específica normal da formação
 ρ_g - massa específica do gás
 ρ_l - massa específica de um líquido
 ρ_{ka} - massa específica do fluido na região de kick
 σ - tensão superficial
 τ - tensão cisalhante
 μ - viscosidade do fluido de perfuração
 μ_a - viscosidade aparente
 μ_p - viscosidade plástica
 $\dot{\gamma}$ - taxa de deformação

Siglas

BHP – bottom hole pressure
EDP – equação diferencial parcial
SIDPP – shut in drillpipe pressure
SICP – shut in casing pressure
BOP – blowout preventer stack
MDF – método de diferenças finitas
VBA- visual basic for applications

1. Introdução

1.1 Motivação

O petróleo é encontrado na natureza preenchendo os espaços vazios de rochas porosas, que são denominadas reservatórios. Estas acumulações petrolíferas estão localizadas normalmente sob espesso pacote de rochas sedimentares e são drenadas para a superfície através de poços, perfurados com esta finalidade.

Em operações de perfuração em águas profundas, deve-se fazer um rigoroso controle de todos os parâmetros de perfuração, o que é de extrema importância quando somados a um projeto e um programa de perfuração bem detalhados, devido serem fatores de importância elevada, nos aspectos ambientais, econômicos e de segurança. Uma constante preocupação nessas operações é o controle de *kicks* e prevenção de *blowouts*.

Quando a pressão de confinamento dos fluidos contidos nas rochas permo-porosas atravessadas é superior à pressão exercida pela coluna hidrostática do fluido de perfuração, ocorre a invasão do poço, situação conhecida por erupção, ou comumente chamada por *kick* (Lage, 1990). É importante salientar que o influxo pode ser de gás ou líquido. Um *kick* de gás representa uma das situações mais perigosas na perfuração de um poço de petróleo.

Um *kick* de gás é um influxo indesejado de gás proveniente do reservatório ou da formação acima do reservatório. O influxo é direcionado pelo diferencial de pressão entre o poço e a formação que contém o gás. Se nenhuma ação é tomada para mitigar e lidar com o influxo, o gás irá se expandir e reduzir a hidrostática na cabeça do poço, o que irá provocar a entrada de mais gás no poço. Essa situação poderá causar um *blowout* (fluxo descontrolado dos fluidos da formação para o poço e do poço para o meio ambiente) ou consequências desastrosas (E Hauge *et al*, 2013).

O tempo a partir do começo de um influxo para um *kick* ser detectado é de grande importância. Se o *kick* for logo detectado, a quantidade de gás que entra no poço pode ser reduzida e assim a pressão máxima que irá ocorrer em uma dada localização no poço também poderá ser reduzida. Isto é, portanto, de tamanha importância para avaliar os parâmetros de *kick* de gás existentes e então desenvolver novos métodos que possam ser usados no lugar (Hovland e Rommetveit, 1992).

Ao perfurar poços em águas ultraprofundas, há uma chance bem pequena de que uma certa quantidade de influxo passe pelo *blowout preventer* (BOP – equipamento de segurança utilizado na cabeça do poço durante a perfuração do mesmo) e entre no *riser* antes de ser detectado e o BOP estiver fechado. O volume de gás confinado no *riser* após o fechamento do BOP pode ser pequeno, mas de acordo com a lei de Boyle ($P_1V_1 = P_2V_2$) a regra fundamental é que o volume de gás aumente com um fator correspondente à relação entre a pressão inicial e final (Aarsnes, Hauge e Godhavn, 2016). A invasão de gás natural é a situação mais perigosa, pois o poço fica submetido a condições mais severas.

As chances de sucesso no combate a um influxo dependem da rapidez da detecção, tornando indispensável uma rigorosa observação do comportamento do fluido circulante. O monitoramento das vazões permite constatar a ocorrência de uma invasão, que é identificada quando a taxa de retorno excede a de injeção. Contudo, o aumento do volume total do fluido de perfuração no sistema de circulação da sonda é o indício de mais fácil constatação (Lage, 1990).

A partir do final da década de 1960, e especialmente no final dos anos 80 e início dos anos 90, foram feitos esforços para simular e medir melhor o comportamento dos *kicks* de gás nos poços. Todos os projetos de controle de poço atestam a suposição de que o gás que entra no poço não se acumulará como uma grande fração vazia. Dependendo de diferentes fatores como geologia, reologia de lama e diferencial de pressão entre a formação e o poço, pode-se supor que o gás, uma vez que entrou no poço permanece disperso na forma de pequenas bolhas percolando lentamente para cima.

Um simulador foi desenvolvido para representar *kicks* de líquido em lamas de perfuração baseadas em água. O simulador pretende ser uma ferramenta de pesquisa, facilitando o estudo quantitativo detalhado do processo. Isto terá

influência significativa no desenvolvimento de métodos e procedimentos para a detecção precoce de *kicks* de água ou óleo da formação.

1.2 Objetivo

O objetivo deste trabalho é analisar o comportamento da pressão e da velocidade do fluido no interior do poço e do espaço anular durante uma situação de *kick* de óleo ou água da formação, auxiliando em uma mais rápida detecção de um influxo da formação.

Será realizada a modelagem do *kick* percorrendo o poço. O modelo baseia-se na existência de uma região de líquido que ocupa inicialmente parte do espaço anular (esse fluido é diferente do fluido de perfuração).

Um simulador de *kick* será desenvolvido de modo a tratar situações de controle de poço com fluidos de perfuração base água.

E, por fim, será feito um estudo da influência dos parâmetros mais importantes no controle de poço nos perfis de pressões, utilizando o modelo desenvolvido. O modelo é válido para perfuração convencional em um poço de petróleo terrestre e vertical.

1.3 Contextualização

As causas de *kicks* estão frequentemente relacionadas com a redução do nível de fluido no interior do poço e/ou com a redução da massa específica do fluido de perfuração. Qualquer medida ou acontecimento que implique a redução dos valores desses parâmetros que determinam a pressão hidrostática constitui-se em um forte causador de influxos (Santos, 2014).

Assim que a invasão do poço for detectada, é necessário que as válvulas do conjunto do BOP sejam acionadas impedindo o fluxo dos fluidos para fora do poço. Após o fechamento do poço, a pressão no interior da coluna de perfuração (*shut in drillpipe pressure* ou SIDPP), a pressão no revestimento (*shut in casing pressure* ou 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 (Nunes, 2002). A Figura 1 ilustra o esquemático de poço para situação de *kick*.

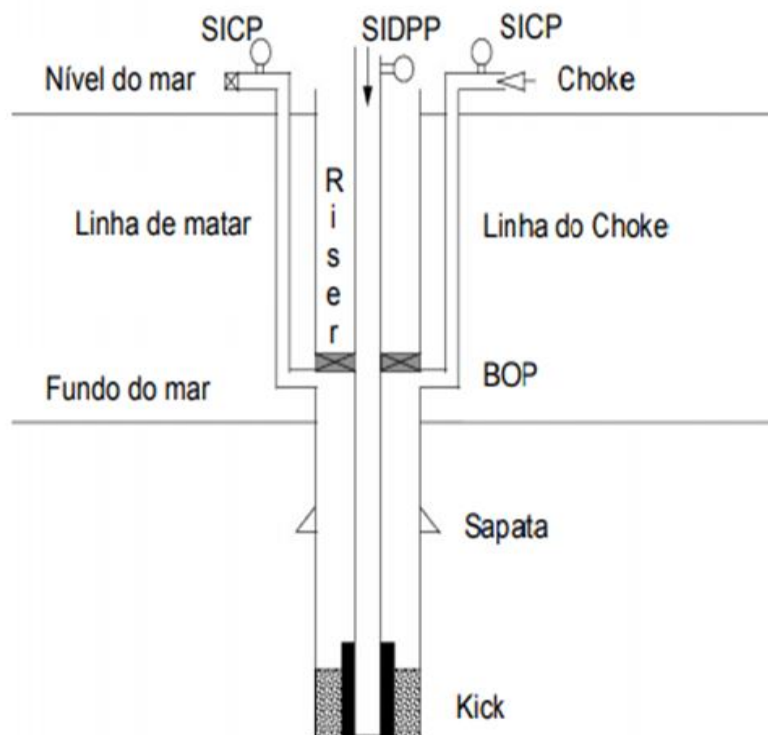


Figura 1: Esquemático de um poço vertical em situação de kick (Santos, 2006).

O poço não pode ficar fechado, pois pode causar fraturas das formações, danificar o revestimento e equipamentos de cabeça de poço; como também não pode ser mantido aberto devido à expansão do gás, perigos de incêndio, avarias na sonda e impossibilidade de acesso ao poço após o fluido chegar à superfície.

O princípio de expulsão do fluido invasor é manter a pressão no fundo do poço constante e igual à pressão de poros do reservatório (que foi medida através do manômetro da coluna e acrescida de uma margem de segurança). Como solução encontrada para esta situação, permite-se que o fluido invasor chegue até a superfície, com expansão controlada por meio de uma das válvulas de estrangulamento do conjunto de válvulas de controle (*choke manifold*), cuja função é opor resistência ao escoamento. Este fato somado às hidrostáticas do fluido invasor e do fluido de perfuração irá contrabalancear a pressão da formação que deu origem ao *kick* (Bezerra, 2006).

Os principais métodos de controle de *kick*, como podem ser vistos na obra de Pereira e Ribeiro (2007):

- Método do Engenheiro (*Driller's Method*): a circulação do influxo é feita com uma nova lama de perfuração;
- Método do Sondador (*Wait and Weight Method*): o influxo é primeiramente expulso com a lama original e, posteriormente, é bombeada uma nova lama de perfuração até o preenchimento total do poço.

Pontos importantes para comparação desses métodos são: cargas de pressão, tempo operacional requerido por cada método e facilidade de execução.

O método do sondador é o mais utilizado devido sua simplicidade. O método do engenheiro requer a disponibilidade de tanques de grande capacidade para que seja feito o adensamento imediato do fluido de perfuração, o que torna o processo mais complexo e demorado.

O tempo gasto no controle e a magnitude da pressão gerada durante uma operação de controle de poço são funções do volume de *kick* tomado. Assim, esse volume deve ser o menor possível, principalmente em perfurações em águas profundas em que existem altas taxas diárias de sonda e baixos gradientes de pressão de fratura. O volume de um *kick* é reduzido quando a sonda possui equipamentos de detecção precisos e a equipe está treinada para detectar prontamente o *kick* e fechar o poço o mais rápido possível. Fica evidenciada assim a importância da rápida detecção do *kick* para minimizar os riscos de *blowouts* com todas as suas possíveis consequências (Santos, 2014). A Figura 2 ilustra um dos acidentes de maior repercussão que foi o *blowout* de Macondo, México, em Abril de 2010. Um *blowout* pode representar grande prejuízo socioeconômico e ambiental. No caso de Macondo, uma das causas foi a não identificação desse incidente antes que ele atingisse o *riser*, sendo este um fator que agravou a situação, dificultando a retomada do controle primário.



Figura 2: Blowout no campo de Macondo (Galdino, 2014).

A Situação de Consciência precisa do Sondador é de extrema importância para monitorar e compreender constantemente o estado do poço e suas atividades do andar de perfuração para poder ser capaz de tomar as melhores decisões e manter o risco de acidentes ao mínimo. Consequentemente, a segurança da equipe de perfuração e do resto da sonda, como o desempenho eficaz da operação, necessitam do sondador ter alto nível de situação de consciência (do inglês, *situation awareness*).

No presente trabalho, é proposto um modelo matemático e numérico para o influxo e para a propagação de pressão ao longo do tempo no interior do poço.

O Método de Diferenças Finitas (MDF) explícito é muitas vezes utilizado para encontrar uma solução numérica. A aproximação dos operadores de diferenças finitas e a discretização da malha são fatores que influenciam na precisão deste método. Uma malha bem refinada aumenta a precisão da solução numérica, além de aumentar de forma significativa a dimensão do problema a ser resolvido (Antunes *et al.*, 2014).

A modelagem consiste nas equações de balanço de massa e da quantidade de movimento, as quais são discretizadas pelo método das características. Considera-se a região de líquido presente no anular e que o fluido de perfuração retorna pelo espaço anular.

1.4

Organização da Dissertação

O presente trabalho é estruturado em dez capítulos.

O segundo capítulo trata da revisão da literatura com respeito aos temas relevantes ao trabalho.

O capítulo três enfatiza a formulação do Método Matemático, mostrando as equações que governam o fluxo no poço: um sistema de duas equações diferenciais parciais de primeira ordem, do tipo hiperbólico.

No capítulo quatro, são mostradas as equações para a perda de carga no escoamento usando fluido de Bingham.

No capítulo cinco, é mostrada a aplicação do Método das Características. Este método é usado para simplificar o sistema de equações, onde o mesmo será resolvido numericamente pelo método das diferenças finitas.

No capítulo seis, é desenvolvido o método das Diferenças Finitas para o problema proposto. Neste capítulo, será detalhada cada condição de contorno utilizada no problema.

No capítulo sete, são mostradas como foi feita a modelagem do problema, as simplificações adotadas e condições iniciais.

No capítulo oito, são mostrados os resultados numéricos obtidos através de um programa de computador. Além disso, são analisadas as influências de parâmetros envolvidos no fenômeno.

As conclusões e recomendações para trabalhos futuros encontram-se no capítulo nove e, por fim, são apresentadas as referências bibliográficas.

2. Revisão bibliográfica

Os simuladores de *kick* permitem a previsão do comportamento das pressões durante o controle de poço, tornando possível a prevenção de acidentes durante operações de perfuração, que podem causar sérias perdas materiais, danos ambientais e principalmente a perda de vidas.

Antigos modelos computacionais de simulação de *kick* eram limitados em suas aplicações e validade pela suposição da distribuição arbitrária de gás no poço, ou seja, o gás entra no poço como uma bolha de forma irregular e se mantém como uma bolha contínua por todo o espaço anular até a superfície. Essa é uma suposição conservativa em que as pressões calculadas a partir de uma única bolha são sempre maiores do que aquelas realmente encontradas, mas podem resultar em um projeto de alto custo para o poço.

Um dos primeiros modelos para a análise do *kick* foi proposto por LeBlanc e Lewis (1968). O modelo desconsiderava perdas de pressão devido à fricção no espaço anular e a velocidade de escorregamento entre o gás e a lama. Considerava apenas que o gás era insolúvel na lama de perfuração e a capacidade do anular uniforme. A Figura 3 compara o resultado desse modelo com os resultados obtidos em campo.

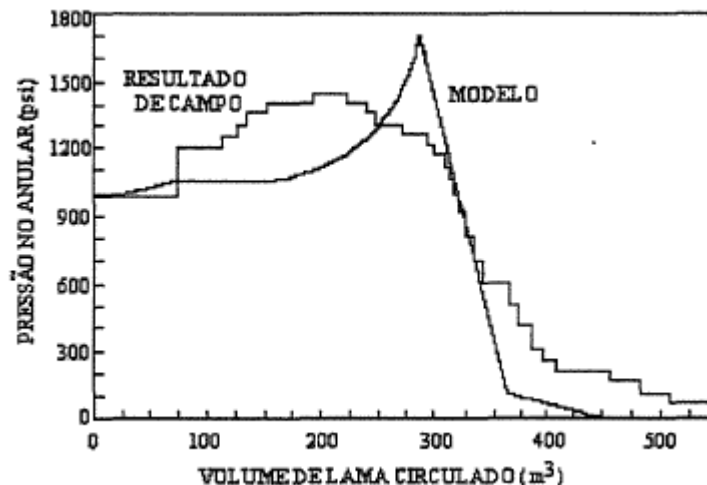


Figura 3: Comparação entre o modelo de LeBlanc e Lewis e dados de campo (Nunes, 2002).

Records (1972) incorporou à modelagem de LeBlanc e Lewis (1968) o efeito da perda de pressão por fricção no escoamento no anular. Apesar de apresentar melhorias em relação à modelagem anterior, o modelo apresentou resultados bem afastados dos resultados de campo, pois o modelo desconsiderava a velocidade de escorregamento entre as fases.

Um modelo robusto que considera o fluido de perfuração como um plástico de Bingham e o gás disperso no fluido foi desenvolvido por Stanbery (1976). Não foi considerada variação de temperatura e foi escolhido para circulação o método do sondador. Além disso, o modelo considerou a diferença de velocidade entre o líquido e o gás e a perda de carga dentro da região bifásica.

Nickens (1987) apresenta um modelo limitado para uma única bolha em um poço vertical com lama base água e a broca no fundo. O modelo conta com a vazão de influxo de gás como função das propriedades da formação e condições de fundo do poço. Na região gás/líquido, as equações de balanço de massa são resolvidas para gás e líquido separadamente, mas a equação de momento é resolvida para mistura. É usada uma correlação empírica relacionando a velocidade do gás com a velocidade média da mistura acrescentando o deslizamento entre as fases, além das equações de estado para a lama e para o gás. A correlação usada para calcular o gradiente de pressão friccional na região bifásica foi a de Beggs e Brill. Além disso, o modelo considera vários

componentes geométricos do poço e considera também que a pressão no fundo do poço (BHP) pode variar.

Nickens realizou várias simulações em que foi comparado o método de fechamento do poço por um controlador “novato”, por um controlador mais experiente e por um controlador perfeito.

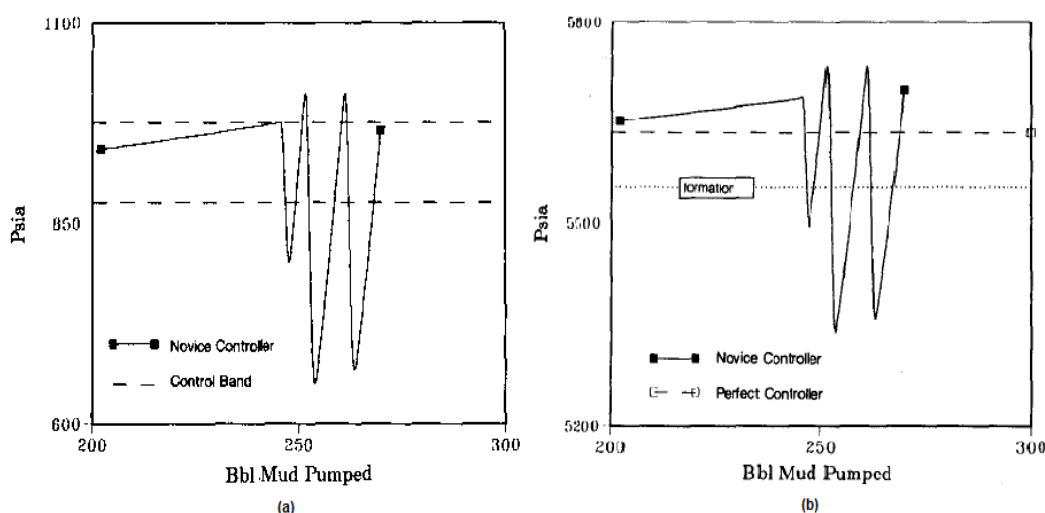


Figura 4: a) Pressão *drillpipe* pelo controlador novato e b) Pressão do fundo do poço pelo controlador novato (Nickens, 1987).

Observam-se, na Figura 4 a, picos de pressão, pois um controlador novato começa a fechar o *choke* quando a pressão do tubo de perfuração (também conhecido como *drillpipe*) ultrapassa o limite superior. O mesmo continua a abrir e fechar o *choke* até a pressão retornar à faixa de pressão desejada. Já com relação à Figura 4 b, é mostrada que a pressão do fundo do poço (BHP – *bottom hole pressure*) é grande o suficiente para causar a queda da pressão abaixo da pressão da formação, permitindo assim um influxo de gás adicional e situação de *kick* múltiplo.

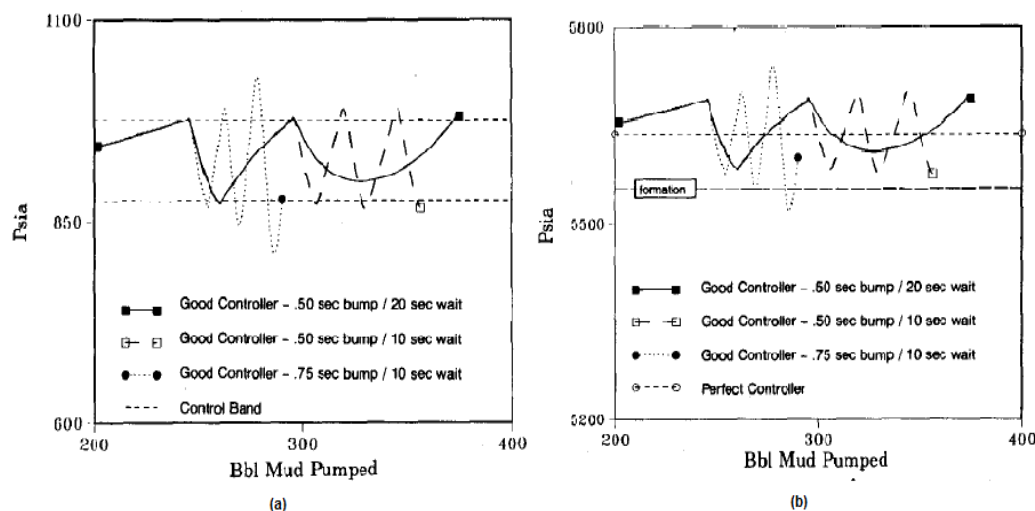


Figura 5: a) Pressão *drillpipe* por bom controlador e b) Pressão do fundo do poço por um bom controlador (Nickens, 1987).

Já a Figura 5 mostra o perfil de pressão na coluna manipulado por um bom controlador. Quando a pressão ultrapassa a faixa de controle, o controlador mais experiente ajusta continuamente o *choke* e espera um tempo específico. Se a pressão não retornar à uma faixa aceitável, o *choke* é ajustado novamente até que a pressão volte a seu patamar.

No caso do controlador perfeito, os ajustes de *choke* requeridos são relativamente pequenos. A rápida expansão de gás, quando o mesmo se aproxima da superfície, requer três ajustes sucessivos, mas o controlador responde bem e acompanha a posição do *choke* desejada. A pressão *drillpipe* fica bem dentro da faixa aceitável e a pressão de fundo acompanha muito bem o valor desejado.

Lage (1990) foi o primeiro a apresentar um modelo de escoamento bifásico disperso, para simular o escoamento transiente durante as operações de controle de poços de petróleo em erupção de gás. Foi utilizado um operador de média nas equações de conservação para simplificar o sistema de equações de conservação, resultando-se um modelo unidimensional. Neste trabalho, foi usada formulação implícita do método de diferenças finitas.

Para o cálculo da perda de carga na região gás/líquido, foi usada a correlação de Hagerdorn e Brown (1965). Os resultados obtidos pelo modelo foram comparados com dados experimentais obtidos em um poço escola localizado em Taquipe, Bahia, fornecendo bom entendimento entre os resultados.

Tarvin *et al.* (1991) estudaram *kick* de gás em poço profundo perfurado com lama base óleo e lama base água. Foi simulado um modelo usando lama base óleo e os resultados foram comparados com lama base água. O *kick* simulado mostrou pequenos aumentos na pressão anular e nível de ganho quando o gás é circulado para superfície. Os dados e simulações obtidos nesse estudo mostraram que o comportamento de um *kick* pode ser muito diferente para lama base óleo e lama base água.

Sensibilidade de parâmetros de detecção de *kick* precoce em experimentos de *kick* de gás em escala completa com fluidos de perfuração base óleo e base água foi o tema do trabalho de Anfinson e Rommetveit (1992). O poço testado tinha 2.020 metros de comprimento e inclinação máxima de 63°. Entre os parâmetros variados estavam: tipo de lama, tipo de gás, concentração de gás, vazão de lama e profundidade de injeção.

Ganho de poço é o detector de *kick* mais amplamente usado. O ganho de poço mostrou um aumento instável na medida que o gás foi injetado, em ambos os *kicks*. Em lama base água, observou-se que o volume continuou a aumentar depois de terminada a injeção de gás. O gás permaneceu livre e expandiu gradualmente na medida que era transportado pelo poço. Em lama base óleo, mais gás dissolvido e por um longo período de tempo, nenhum aumento de volume foi observado.

Foi concluído que *kick* em lama base óleo é difícil de detectar devido a dissolução de gás. Experimentos mostraram que é essencial ter um medidor de vazão sensível e confiável instalado para alcançar a detecção precoce de *kicks* de gás em lama base óleo. Com um medidor de vazão instalado, o tempo do começo do influxo de gás para o *kick* ser detectado pode ser grandemente reduzido. Outra conclusão tirada foi que o ganho de poço e a pressão *stand pipe* são detectores de *kick* em lama base água. E, por fim, foi concluído que o montante de gás no poço é muito maior em lama base óleo do que em lama base água, no mesmo nível de detecção.

No estudo feito por Hovland e Rommetveit (1992), foram analisadas as velocidades de ascensão do gás a partir de *kick* em escala completa. O trabalho representa uma extensão significativa para correlações existentes para fluxos de gás e líquido em anulares inclinados com lamas de perfuração reais. As correlações de velocidade de ascensão obtidas a partir de experimentos em *kicks*

de gás de alta concentração não foram significativamente dependentes da fração de vazio de gás, da densidade da lama, da inclinação, da reologia da lama e da tensão superficial.

O poço testado tinha o mesmo comprimento e inclinação (Figura 6) estudado por Anfinsen e Rommetveit (1992). Um dos principais objetivos foi estudar o processo de *kick* e como o gás é transportado para a superfície. Dados a partir de sensores de fundo de poço e de superfície, propriedades do gás e da lama, geometria do fluxo e condições de fluxo foram sistematizados na base de dados para estudar como esses parâmetros afetam as velocidades de ascensão do gás. As propriedades do gás e da lama usadas foram: três diferentes lamas utilizadas (lama base água de densidade 1030 kg/m^3 , lama base óleo de densidade 1300 kg/m^3 e de 1700 kg/m^3), a vazão de circulação variou de 0 à 100 l/min , escoamento em regime laminar, a quantidade de gás injetado variou de 20 kg à quase 500 kg, pressão do poço variou de 240 bar para aproximadamente à pressão atmosférica, a solubilidade do gás na lama foi medida em Laboratório PVT (Figura 7), pequena variação de temperatura do poço (4°C) e foram desprezados a variação nos parâmetros causados pela temperatura.

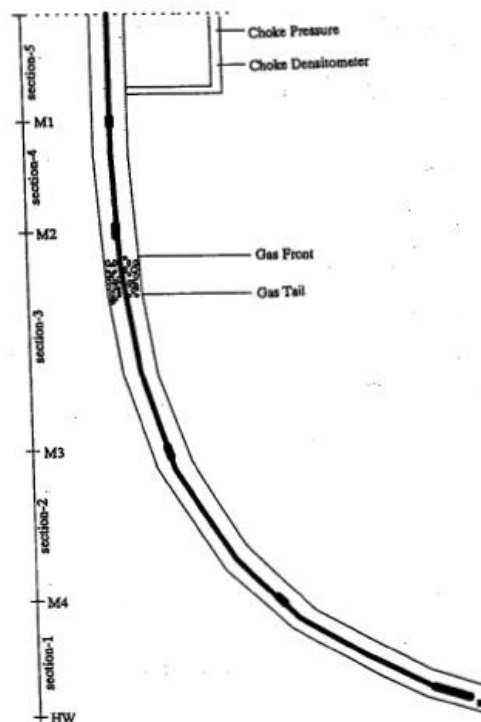


Figura 6: Geometria do poço e posição dos sensores (Hovland e Rommetveit, 1992)

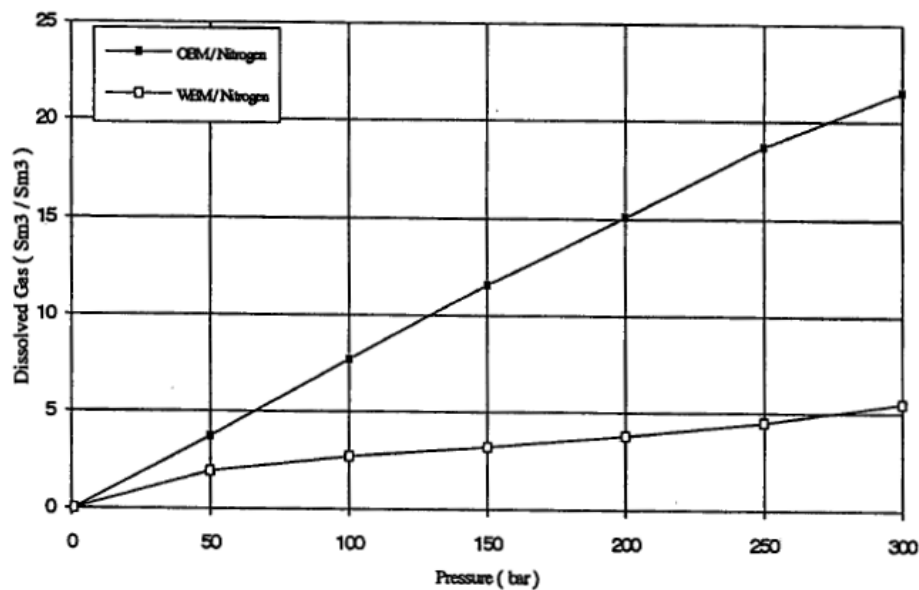


Figura 7: Quantidade de gás dissolvida na lama (Hovland e Rommetveit, 1992).

Neste trabalho, foram mostradas as velocidades de ascensão de bolhas obtidas por Harmthy (1960), Davies e Taylor (1950) e Hassan e Kabir (1991).

A correlação obtida por Harmathy (1960) descreve a velocidade de ascensão vertical de bolhas simples como função da densidade da lama/gás e da tensão superficial:

A velocidade de escorregamento da bolha em tubos circulares verticais foi descrita por Davies e Taylor (1950).

Já a velocidade de escorregamento da bolha de Taylor encontrada por Hassan e Kabir (1991) foi dependente da geometria do anular.

Os dados foram apresentados em duas diferentes classes: velocidade de ascensão de alta concentração de gás e velocidade de ascensão de média e baixa concentração de gás. Nos *kicks* de alta concentração, foi observado que o efeito de solubilidade é desprezível em lama base água e a maior parte do gás é livre. Já em lama base óleo, a maior parte do gás injetado se dissolverá na lama e a quantidade de gás livre é reduzida. Nos *kicks* de concentração baixa e média, a quantidade de gás livre subindo no poço é menor no *kick* de alta concentração. Em lama base óleo, a maioria do gás se dissolve na lama e a quantidade de gás livre é reduzida.

Os experimentos realizados levaram a conclusão que a velocidade da frente do gás livre não tem que ser significativamente dependente da fração de

vazio (Johnson e White observaram que bolhas largas eram formadas em frações de vazios muito baixas quando usados fluidos de perfuração não-newtonianos e o mesmo aconteceu nesses experimentos), da inclinação do poço, da densidade da lama, da viscosidade e da tensão superficial (uma vez que o gás é assumido para crescer como bolhas de Taylor, qualquer contribuição da velocidade de escorregamento a partir da tensão superficial pode ser negligenciada).

Em Lage *et al.* (1994), foram feitos experimentos de migração de *kick* de gás a fim de analisar o comportamento do *kick* em duas situações: poço aberto e poço fechado. O objetivo era obter taxas de migração e dispersão do gás durante períodos estáticos de procedimentos de controle de poço. Os resultados de velocidade de migração são similares tanto para a condição de poço aberto quanto fechado, onde a porção da frente de gás viaja muito mais rápido dentro do poço do que a cauda da bolha. A velocidade do volume centrado é pouco mais rápida que a velocidade da cauda e significativamente menor que a velocidade da frente da bolha.

De acordo com Lage e Nakagawa (1994), a velocidade de ascensão do gás é grande fonte de debate. Particularmente em um ambiente de perfuração, onde a geometria do poço, inclinação e propriedade da lama são parâmetros para modificar o comportamento do gás, a lacuna de informação é notável.

O completo entendimento do comportamento do gás envolve velocidade de escorregamento do gás com bombas de perfuração ligadas ou desligadas e taxa de migração do gás no fechamento do poço.

Este mesmo trabalho também pode ser usado como exemplo de controle de poço. A tolerância de *kick* foi considerada um aspecto crucial, e o cálculo foi realizado em duas etapas: antes e depois da perfuração. As hipóteses de planejamento adotadas antes da perfuração de um poço exploratório em águas profundas são apresentadas na Figura 8. Devido à lacuna de informação, diferenças significativas são notadas entre dados assumidos e dados medidos (gradiente de fratura na sapata do revestimento = 11,5 lbm/gal e pressão de poros = 10,2 lbm/gal à 2.000m). Problemas de estabilidade do poço conduziram a um aumento de densidade da lama para 10,9 lbm/gal enquanto perfurava-se à 2.000 metros.

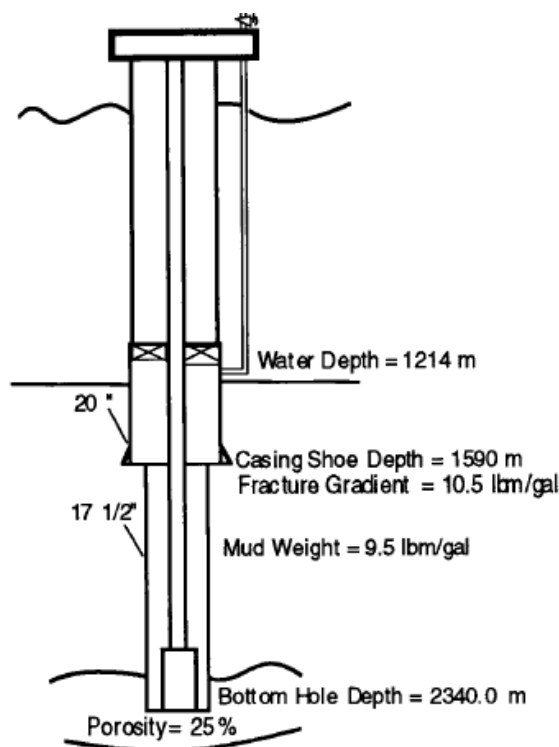


Figura 8: Cenário do poço para análise de fechamento e eliminação do kick (Lage, 1994)

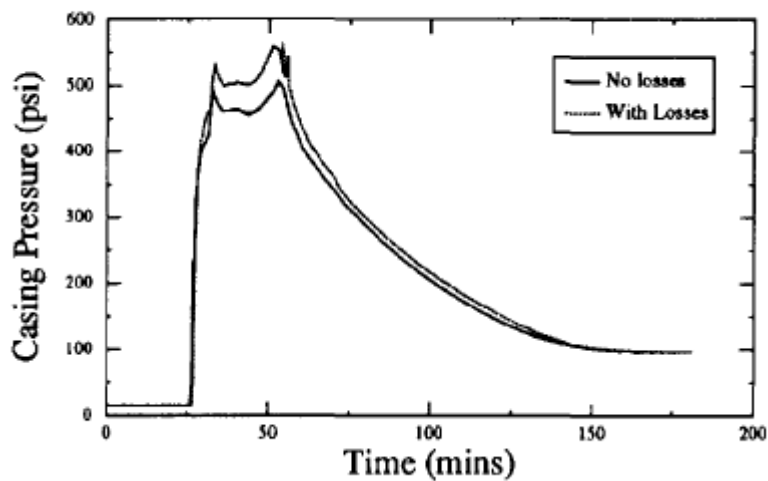
O estudo apresentou o cálculo de tolerância ao *kick* para alcançar a profundidade final. Considerando que foi possível tomar e controlar 30 barris de *kick* de gás a partir de uma formação de pressão de poros de 11 lbm/gal, isso não pareceu ser uma tarefa difícil a ser finalizada. Contudo, o máximo permitido de pressão de superfície foi 230 psi e perda de pressão friccional através da linha de *choke* foi de 180 psi para 150 galões por minuto de vazão de lama, trazendo alguns problemas para controlar a operação. A única aproximação possível para resolver esse problema foi reduzir a vazão para 100 galões por minuto e linha de “matar” (também conhecida como *kill line*) em um arranjo paralelo, reduzindo a perda por fricção para 85 psi.

No trabalho de Rezmer-Cooper *et al.*(1996), a inclusão de modelos para conformidade de poço, características de perda de fluido e suspensão de gás possibilitam uma representação mais realística da pressão de fechamento do poço. Também são discutidas diferenças importantes entre *kicks* de gás e *kicks* de gás/óleo misturados em termos de parâmetros de controle do poço, tais como

picos de pressão do *choke*, tempos de chegada do gás na superfície e detectores precoces de *kick*.

O pico de pressão do *choke*, quando o *kick* é circulado para fora, pode ser maior no caso com perda de fluido, devido ao grande influxo que é tomado. Foram considerados efeitos de circulação de *kick* de 20 barris em um poço com 7.500 pés. Foi comparado um caso com perdas para um *kick* equivalente em um poço estreito e rígido. Figura 9 (a) mostra a pressão do revestimento e Figura 9(b) mostra o ganho de poço correspondente.

(a)



(b)

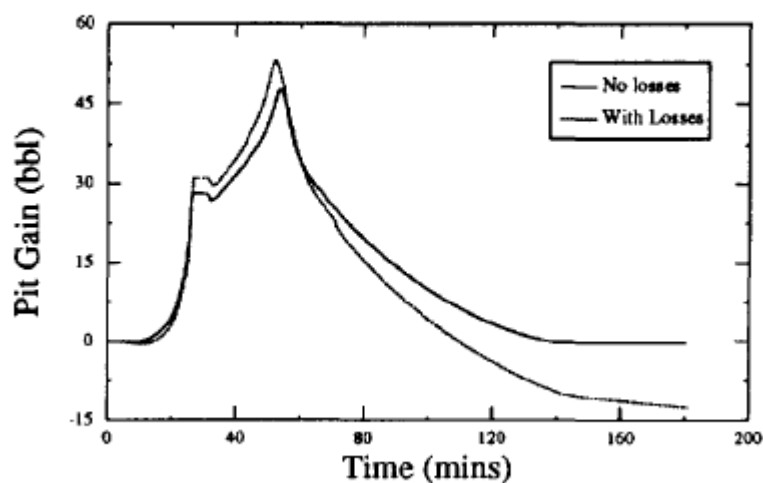


Figura 9: Circulando para fora do poço um kick com e sem perda de fluido: (a) pressão do choke, e (b) ganho de poço (Rezmer-Cooper *et al.*, 1996)

Neste mesmo trabalho, a grande parte da controvérsia da indústria sobre migração de gás é devido à má interpretação dos efeitos de migração, suspensão e solubilidade do gás. Migração do gás é uma questão difícil que não pode ser descrita por uma simples regra ou velocidade de escorregamento simples. Em grandes concentrações, o gás se move rápido. Essa nuvem de gás que se move rapidamente pode deixar uma trilha de bolhas, que pode parar e tornar-se suspensa no poço pela tensão de escoamento da lama. Em condições de campo, uma estimativa precisa da migração de gás durante um incidente de controle de poço é difícil.

Um trabalho realizado por Nunes (2002) contempla várias seções na região anular e a inclinação do poço. O modelo prevê a variação da pressão na linha do *choke* e no espaço anular durante uma situação de controle de poço e apresenta também comparação entre diferentes modelos matemáticos de *kick*. O modelo desenvolvido por Nunes é simples (analítico, com processo iterativo), conservador (em termos de pressões e tempo de deslocamento do *kick*) e apresenta resultados muito satisfatórios.

De acordo com Solis (2014), diz-se que um fluido dependente do tempo é tixotrópico se sua viscosidade cai/sobe com o tempo durante um aumento/diminuição da taxa de cisalhamento, e se, além disso, estas mudanças de viscosidade são reversíveis. Por outro lado, diz-se que um fluido dependente do tempo é anti-tixotrópico se sua viscosidade sobe/cai com o tempo durante um aumento/diminuição da taxa de cisalhamento, e se, além disso, estas mudanças de viscosidade são reversíveis.

Galdino *et al.* (2015) apresentou um modelo matemático de escoamento transiente e compressível para prever a propagação de pressão ao longo do poço durante a ocorrência de um *kick* de gás. Um modelo de tixotropia é considerado para descrever o comportamento do fluido de perfuração. O influxo de gás é definido como função da permeabilidade do reservatório e da diferença de pressão entre o reservatório e o poço. Os resultados indicam que o ganho de pressão na superfície é inferior ao ganho de pressão no fundo e depende das propriedades tixotrópicas do fluido.

Este trabalho foi o primeiro modelo a considerar fluido de perfuração como fluido tixotrópico para estudo de *kick*. Apresentou-se uma análise

comparando o comportamento do fluido tixotrópico com o fluido de Bingham. Um fluido tixotrópico com um pequeno tempo de equilíbrio possui comportamento similar ao fluido de Bingham durante um *kick* de gás. Quando o tempo de equilíbrio é maior, há um pico de pressão no fundo do poço no início do kick devido ao acúmulo da pressão enquanto a microestrutura não quebra.

3. Formulação do Modelo Matemático

3.1 Descrição do Problema

A Figura 10 mostra uma representação esquemática do processo de perfuração. No processo, é injetado o fluido de perfuração através da coluna de perfuração. O fluido retorna carregando os cascalhos pelo espaço anular formado entre o poço e a coluna devido à passagem da broca. Entretanto, em alguns momentos pode ocorrer a parada do processo, no qual não há a circulação do fluido de perfuração. Logo, a pressão ao longo do poço é reduzida, aumentando a probabilidade da ocorrência de um *kick*. Durante a ocorrência do *kick*, há retorno do fluido de perfuração somente pelo espaço anular. Será desconsiderada a presença de cascalhos na modelagem, essa mesma consideração pode ser vista no trabalho de Galdino *et al* (2015). O comprimento total do espaço anular é identificado como L e os diâmetros interno e externo são identificados como, respectivamente, d_1 e d_2 .

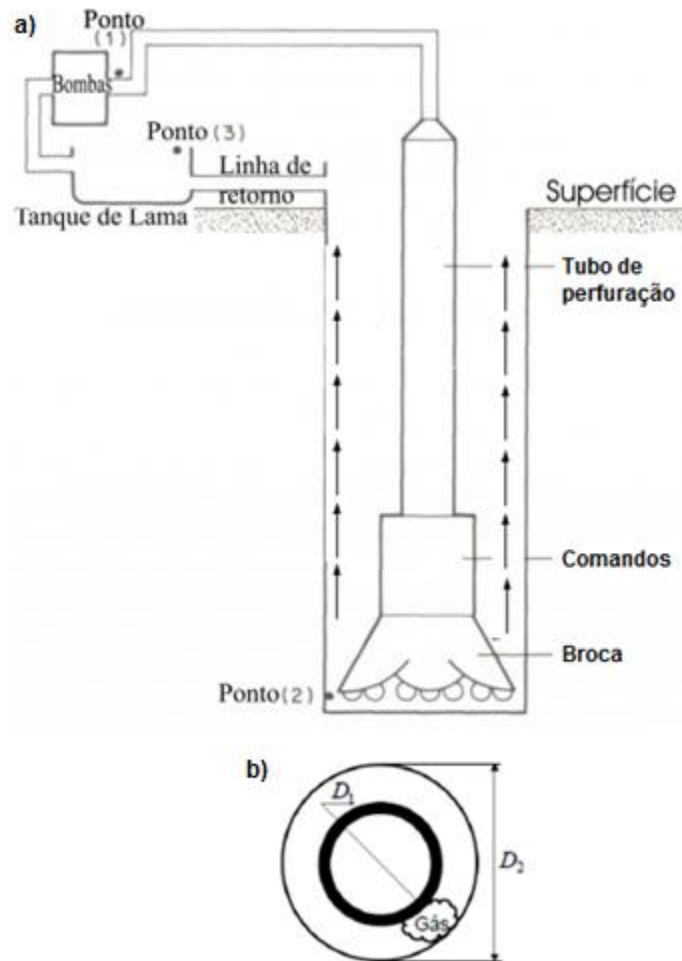


Figura 10: a) Esquema do poço de perfuração durante kick e b) seção transversal do espaço anular.

Devido às forças friccionais, o sistema de circulação irá perder energia quando o fluido é bombeado do ponto 1 para o ponto 2 e depois de volta para o ponto 3 que é o tanque da lama de perfuração. Portanto, o objetivo principal da hidráulica de perfuração é calcular as perdas de pressão resultantes das forças friccionais em cada parte do sistema de circulação.

Existem quatro regiões com perdas de carga ao longo do sistema mostrado na Figura 10: nas conexões de superfície, nos tubos, na broca e no espaço anular. Estas perdas dependem do tipo do fluido utilizado e do tipo de fluxo no sistema de circulação.

3.2

Equação da Conservação de massa

Considerando um dado volume de controle do tubo, a equação da conservação de massa é dada pela Eq.(1). São consideradas as seguintes hipóteses: escoamento unidimensional, tubos de paredes rígidas, escoamento isotérmico, fluido de perfuração sendo fluido de Bingham (equações deduzidas no Capítulo 4).

$$\left(\rho \pi \frac{d_t^2}{4} v dt\right)_x - \left(\rho \pi \frac{d_t^2}{4} v dt\right)_{x+dx} = \left(\rho \pi \frac{d_t^2}{4} dx\right)_{t+dt} - \left(\rho \pi \frac{d_t^2}{4} dx\right)_t \quad (1)$$

onde v é a velocidade média do escoamento; ρ é a massa específica do fluido; d_t é o diâmetro do tubo; conforme é ilustrado na Figura 11 e na Figura 12.

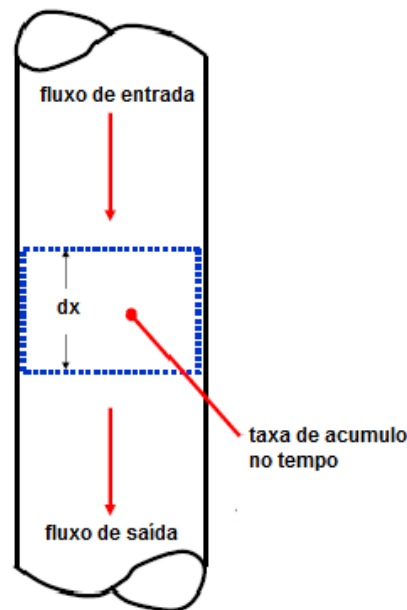


Figura 11: Balanço de Massa no Volume de Controle

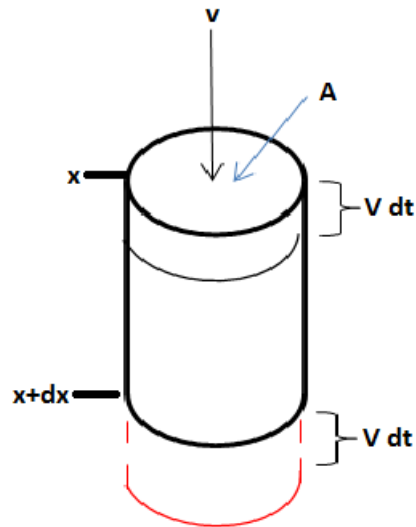


Figura 12: Balanço de Massa no Volume de Controle em detalhes

Aplicando as hipóteses na Eq.(1), obtemos:

$$\frac{-(\rho v)_{x+dx} - (\rho v)_x}{dx} = \frac{(\rho)_{t+dt} - (\rho)_t}{dt} \quad (2)$$

Fazendo dx tender a zero e dt também tender a zero, chega-se a forma simplificada da Equação da Continuidade ou Equação de Conservação de massa.

$$\frac{-\partial(\rho v)}{\partial x} = \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (3)$$

Será desenvolvida agora a Equação da Continuidade para caso de fluido de perfuração.

Definindo a compressibilidade do fluido, tem-se que:

$$c = -\frac{1}{V} \frac{\partial V}{\partial p} \quad (4)$$

onde V é o volume, p é a pressão, c é a compressibilidade.

Pela definição de massa específica:

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (5)$$

onde m é a massa do fluido e V é o volume do fluido.

De acordo com a Lei de Lavoisier, a massa é conservada quaisquer que sejam as modificações químicas e/ou físicas que a matéria sofra. Sendo assim:

$$\frac{\partial \rho}{\partial V} = -\frac{m}{V^2} \quad (6)$$

Rearrmando a Eq (6):

$$\partial \rho = -\frac{m}{V^2} \partial V \quad (7)$$

Diferenciando a Eq.(6) em relação à pressão, obtem-se:

$$\frac{\partial \rho}{\partial p} = -\frac{m}{V^2} \frac{\partial V}{\partial p} \quad (8)$$

Desta forma, chega-se na equação da compressibilidade c em termos da massa específica:

$$c = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial p} \quad (9)$$

Rearrmando a Eq (9), chega-se à

$$\partial \rho = c \rho \partial p \quad (10)$$

Diferenciando em relação à t :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = c \rho \frac{\partial p}{\partial t} \quad (11)$$

Diferenciando em relação à x :

$$\frac{\partial \rho}{\partial x} = c \rho \frac{\partial p}{\partial x} \quad (12)$$

Substituindo Eq (3) na Eq (11), obtém-se:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\rho \frac{\partial v}{\partial x} - v \frac{\partial \rho}{\partial x} \quad (13)$$

Usando a Eq.(11) e a Eq.(12) dentro da Eq.(13):

$$c\rho \frac{\partial \rho}{\partial t} = -\rho \frac{\partial v}{\partial x} - v c \rho \frac{\partial p}{\partial x} \quad (14)$$

Arrumando a Eq.(14):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{c} \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial p}{\partial x} = 0 \quad (15)$$

Como a velocidade do som possui a seguinte fórmula (válida para gases ideais e líquidos):

$$v_s = \sqrt{\frac{1}{\rho c}} \quad (16)$$

onde v_s é a velocidade do som em

Dessa forma, obtém-se:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial p}{\partial x} = 0 \quad (17)$$

Foi obtida na Eq.(17) a Equação da Continuidade em termos da velocidade e da pressão (ambos funções da posição x e do tempo t). Esta equação será resolvida simultaneamente com a equação da quantidade de movimento.

3.3

Equação de Conservação da Quantidade de Movimento

Considerando um dado volume de controle do tubo, a equação da quantidade de movimento do fluido é dada pela Eq.(18). São consideradas as seguintes hipóteses: escoamento unidimensional, tubos de paredes rígidas, escoamento isotérmico, fluido de perfuração sendo fluido de Bingham (equações deduzidas no Capítulo 4).

$$(\rho A v dt v)_x - (\rho A v dt v)_{x+dx} + (pA dt)_x - (pA dt)_{x+dx} - (\tau_w A_L dt) + (mg dt) = (\rho A dx v)_{t+dt} - (\rho A dx v)_t \quad (18)$$

onde τ_w é a tensão cisalhante na parede do tubo, A é a área do tubo, A_L é a área lateral do tubo e g é a aceleração da gravidade.

Fazendo Δx e Δt tender a zero, tem-se então:

$$-\frac{\left(\rho \frac{\pi d_t^2}{4} v^2\right)_{x+\Delta x} - \left(\rho \frac{\pi d_t^2}{4} v^2\right)_x}{\Delta x} + \frac{\left(p \frac{\pi d_t^2}{4}\right)_{x+\Delta x} - \left(p \frac{\pi d_t^2}{4}\right)_x}{\Delta x} - \frac{\tau (\pi d_t \Delta x) \Delta t}{\Delta x \Delta t} + \frac{\rho \frac{\pi d_t^2}{4} \Delta x g \Delta t}{\Delta x \Delta t} = \frac{\left(\rho \frac{\pi d_t^2}{4}\right)_{t+\Delta t} - \left(\rho \frac{\pi d_t^2}{4}\right)_t}{\Delta t} \quad (19)$$

onde τ_w é a tensão cisalhante na parede do tubo e g é a aceleração da gravidade.

Fazendo dx tender a zero e também dt tendendo a zero, é obtida a Eq.(19) de forma simplificada:

$$-\frac{\partial(\rho v^2)}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{4\tau_w}{d_t} + \rho g = \frac{\partial(\rho v)}{\partial t} \quad (20)$$

onde a terceira parcela é devido a perda de carga friccional por unidade de comprimento. O que equivale dizer que:

$$\frac{4\tau_w}{dt} = \frac{\partial p_{fric}}{dL} \quad (21)$$

onde p_{fric} é a pressão friccional e L é o comprimento do tubo.

Desenvolvendo as derivadas da Eq.(20) e usando a Eq.(21):

$$-\rho \frac{\partial v^2}{\partial x} - v^2 \frac{\partial \rho}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p_{fric}}{dx} + \rho g = \rho \frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (22)$$

onde $\frac{\partial p_{fric}}{dx}$ é a perda de carga friccional no tubo (mais detalhes são dados no próximo capítulo).

Então chega-se à:

$$-2\rho v \frac{\partial v}{\partial x} - v^2 \frac{\partial \rho}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p_{fric}}{dx} + \rho g = \rho \frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial \rho}{\partial t} \quad (23)$$

Substituindo as derivadas em termos de compressibilidade, ou seja, usando a Eq.(11) e a Eq.(12) na Eq.(23):

$$-2\rho v \frac{\partial v}{\partial x} - v^2 c \rho \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p_{fric}}{dx} + \rho g = \rho \frac{\partial v}{\partial t} + v c \rho \frac{\partial p}{\partial t} \quad (24)$$

Rearrmando a Eq.(24) e usando a Eq.(16) tem-se:

$$\rho v c \left(-\frac{1}{c} \frac{\partial v}{\partial x} - v \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial t} \right) - \rho v \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p_{fric}}{dx} + \rho g = \rho \frac{\partial v}{\partial t} \quad (25)$$

Fazendo aparecer a v_s no primeiro termo:

$$-\rho v c \left(-\rho v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} - v \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial t} \right) - \rho v \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial p_{fric}}{dx} + \rho g = \rho \frac{\partial v}{\partial t} \quad (26)$$

Dessa forma, pode-se verificar que a Equação de Continuidade aparece dentro da Equação da quantidade de movimento, ou seja, a Eq.(17) aparece na Eq.(25). Assim, chega-se à forma simplificada:

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial p_{fric}}{\partial x} - g = 0 \quad (27)$$

As Eqs. (17) e (27) formam um sistema de equações diferenciais, sendo as incógnitas, a pressão e a velocidade de fluxo. Como ficará evidente no desenvolvimento subsequente, este sistema de equações é hiperbólico. Sua solução será feita juntamente com condições iniciais e de contorno convenientes. A solução do problema será encontrada de forma numérica, no qual será aplicado o método das características, transformando equações parciais hiperbólicas em equações diferenciais totais. Cada curva característica estabelece uma relação entre o espaçamento da malha e o incremento de tempo, permitindo que o sistema seja resolvido pelo método das diferenças finitas explícitas.

4.

Perda de carga no escoamento para fluido de Bingham

As perdas de carga são definidas como as perdas de energia envolvidas no escoamento e podem ser divididas em duas classes, perdas de carga localizadas ou distribuídas. As perdas de carga distribuídas são geradas pelo atrito interno do fluido e/ou rugosidade das paredes da tubulação. O segundo tipo são as perdas de carga localizadas, causadas por peças e acessórios, mudanças de direção, entre outros (Fox *et al.*, 2006). As perdas de carga localizadas não serão discutidas neste trabalho.

As perdas distribuídas são causadas devido ao atrito do fluido com a tubulação durante o escoamento. É possível determiná-las para escoamento laminar e turbulento.

Neste trabalho, o fluido não newtoniano adotado é o modelo plástico de Bingham.

Consideram-se duas placas paralelas, conforme mostra Figura 13, onde a placa superior possui velocidade v e a placa inferior possui velocidade igual à zero.

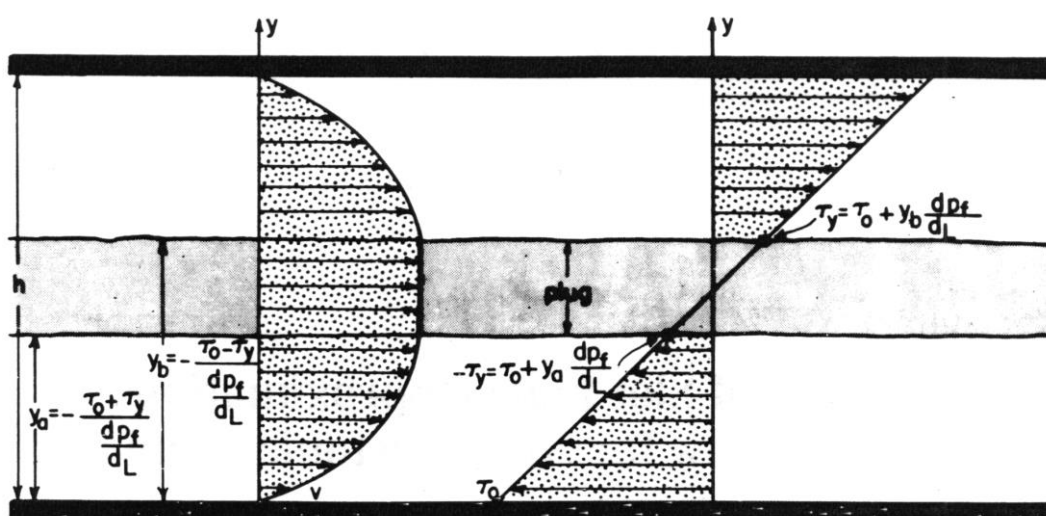


Figura 13: Fluxo Laminar de plástico de Bingham (Bourgoyne *et al.*, 1986)

O escoamento para fluido de Bingham será, no primeiro trecho, igual a uma rolha, pois não há deformação, ou seja, a tensão de cisalhamento é menor que o limite de escoamento ($\tau < \tau_y$, $\gamma = 0$). Mais adiante, o escoamento será uma parábola, isto é, ocorrerá deformação pois o limite de escoamento terá sido atingido ($\tau > \tau_y$). Para a região da parábola, a taxa de deformação $\dot{\gamma}$ será:

$$\dot{\gamma} = \frac{\tau - \tau_y}{\mu_p} \quad (28)$$

onde $\dot{\gamma}$ é a taxa de deformação, τ_y é o limite de escoamento, τ é a tensão cisalhante e μ_p é a viscosidade plástica de Bingham.

A tensão τ é proporcional ao raio. Se o raio for igual à zero, logo a tensão τ é zero. Isto quer dizer que no eixo do fluxo a tensão será zero (para $r=0$) e na parede do tubo a tensão será máxima.

Será assumido que $\tau > \tau_y$. A tensão cisalhante na região do fluido é dada por:

$$\tau_y - \mu_p \frac{dv}{dr} = \frac{r}{2} \frac{dp_f}{dL} \quad (29)$$

onde μ_p é a viscosidade plástica, $\frac{dv}{dr}$ é o gradiente de velocidade, r é o raio do tubo e $\frac{dp_f}{dL}$ é a perda de carga ao longo do tubo.

Depois de separar as variáveis e integrando, obtém-se as seguintes expressões para velocidade do fluido:

$$v(r) = \frac{1}{4\mu_p} \frac{dp_f}{dL} (R^2 - r^2) - \frac{\tau_y}{\mu_p} (R - r) \quad (30)$$

A vazão total através do tubo é definida por:

$$q = \int v \, dA = 2\pi \int_0^R v \, r \, dr \quad (31)$$

Substituindo r pela Eq.(30) e integrando, obtem-se que:

$$\frac{q}{2\pi} = \frac{1}{4\mu_p} \frac{dp_f}{dL} \left(\frac{R^4}{4} \right) - \frac{\tau_y}{\mu_p} \left(\frac{R^3}{6} \right) \quad (32)$$

Expressando a vazão em termos da velocidade de fluxo v :

$$v = \frac{1}{2\mu_p} \frac{dp_f}{dL} \left(\frac{R^2}{4} \right) - \frac{\tau_y R}{3\mu_p} \quad (33)$$

E agora resolvendo para o gradiente de pressão friccional $\frac{dp_f}{dL}$:

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{8\mu_p v}{R^2} + \frac{8\tau_y}{3R} \quad (34)$$

Fazendo $d=2R$ e $d^2=4R^2$, obtemos:

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{32\mu_p v}{d^2} + \frac{16\tau_y}{3d} \quad (35)$$

Convertendo a Eq. (35) para unidades de campo mais consistentes, chega-se à equação da perda de carga friccional no tubo para modelo plástico de Bingham para regime laminar:

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{\mu_p v}{1,5 d^2} + \frac{\tau_y}{225d} \quad (36)$$

Expressando a equação acima para fluxo no anular:

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{\mu_p v}{1,0 (d_2 - d_1)^2} + \frac{\tau_y}{200 (d_2 - d_1)} \quad (37)$$

A perda de pressão friccional associada com o fluxo turbulento do fluido plástico de Bingham é afetada primeiramente pela densidade e pela viscosidade plástica.

A perda de pressão friccional associada com o fluxo turbulento do fluido plástico de Bingham pode ser prevista usando equações desenvolvidas para fluidos Newtonianos se a viscosidade plástica é substituída pela viscosidade Newtoniana. Essa substituição pode ser feita no numero de Reynolds usado na função de Colebrook ou na equação de fluxo turbulento simplificada.

O critério de turbulência mais usado envolve o cálculo de uma viscosidade aparente representativa que pode ser usada no critério do numero de Reynolds desenvolvido para fluidos Newtonianos. A viscosidade aparente é dada por:

$$\mu_a = \mu_p + \frac{\tau_y d}{v} \quad (38)$$

onde μ_a é a viscosidade aparente.

Essa viscosidade aparente pode ser usada no lugar da viscosidade Newtoniana na fórmula do numero de Reynolds.

Desta forma, o numero de Reynolds para viscosidade aparente é dado por:

$$N_{Re} = \frac{\rho v d}{\mu_a} \quad (39)$$

onde μ_a é a viscosidade aparente.

Uma vez que N_{Re} for maior que 2.100, ou seja, indicará fluxo turbulento. Assim, a viscosidade plástica é substituída pela viscosidade Newtoniana.

O numero de Hedstrom, dado pela Eq.(40), pode ser correlacionado com o numero de Reynolds crítico, em outras palavras, o numero de Reynolds acima do padrão de fluxo é turbulento.

$$N_{He} = \frac{\rho \tau_y d^2}{\mu_p^2} \quad (40)$$

onde N_{He} é o numero de Hedstrom.

Sendo o padrão de fluxo turbulento, o numero de Reynolds pode ser usado na função de Colebrook, dada pela Eq.(41), para determinar o fator de fricção, conforme explicado acima.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log\left(0,269 \frac{\varepsilon}{d} + \frac{1,255}{N_{Re}\sqrt{f}}\right) \quad (41)$$

onde f é o fator de fricção, ε é a rugosidade do tubo.

Então, a perda de carga friccional para fluido plástico de Bingham devido fluxo turbulento será dada pela equação de Fanning (em unidades de campo):

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{f \rho v^2}{25,8 d} \quad (42)$$

Expressando a equação acima para fluxo no anular:

$$\frac{dp_f}{dL} = \frac{f \rho v^2}{21,1 (d_2 - d_1)} \quad (43)$$

5. Método das Características

5.1 Aplicação do método das características

Para solução do sistema de equações formado pela Eq.(17) e pela Eq.(27) é preciso aplicar o método das características.

Seja a combinação linear das Eq.(17) e (27) dada por:

$$\left(\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{dp_{fric}}{dx} - g \right) + \lambda \left(\frac{\partial p}{\partial t} v \frac{\partial p}{\partial x} + \rho v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} \right) = 0 \quad (44)$$

onde λ é um escalar.

Reorganizando a Eq. (44):

$$\left[\frac{\partial v}{\partial t} + (v + \lambda \rho v_s^2) \frac{\partial v}{\partial x} \right] + \lambda \left[\frac{\partial p}{\partial t} + \left(v + \frac{1}{\lambda \rho} \right) \frac{\partial p}{\partial x} \right] + \frac{1}{\rho} \frac{dp_{fric}}{dx} - g = 0 \quad (45)$$

Considerando que:

$$\frac{\partial x}{\partial t} = (v + \lambda \rho v_s^2) \quad (46)$$

e

$$\frac{\partial x}{\partial t} = v + \frac{1}{\lambda \rho} \quad (47)$$

é obtido a partir das Eq.(46) e Eq.(47) que:

$$\lambda = \pm \frac{1}{\rho v_s} \quad (48)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial x}{\partial t} \frac{\partial v}{\partial x} \right) \pm \frac{1}{\rho v_s} \left(\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial x}{\partial t} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p_{fric}}{\partial x} - g = 0 \quad (49)$$

5.2

Utilização da derivada total no método das características

Será usada a derivada total dentro do método das características. Os dois termos entre parênteses na Eq.(49) permitem o uso de derivada total.

Usando:

$$\frac{Dv}{Dt} \equiv \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (50)$$

e

$$\frac{Dp}{Dt} \equiv \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (51)$$

Obtem-se:

$$\frac{dv}{dt} \pm \frac{1}{\rho v_s} \frac{dp}{dt} + \frac{1}{\rho} \frac{dp_{fric}}{dx} - g = 0 \quad (52)$$

Substituindo a Eq.(48) na Eq.(46):

$$\frac{\partial x}{\partial t} = v \pm v_s \quad (53)$$

A velocidade do som é muito maior que a velocidade do escoamento, uma vez que o som é uma onda de pressão e não envolve transferência de massa. Logo:

$$\frac{\partial x}{\partial t} = \pm v_s \quad (54)$$

A Eq.(50) representa as retas características do sistema de equações no plano tempo *versus* espaço (Figura 14). Por elas existirem e serem reais, é mostrado que o sistema de equações diferenciais parciais é hiperbólico. A solução do sistema é calculada na interseção destas duas retas.

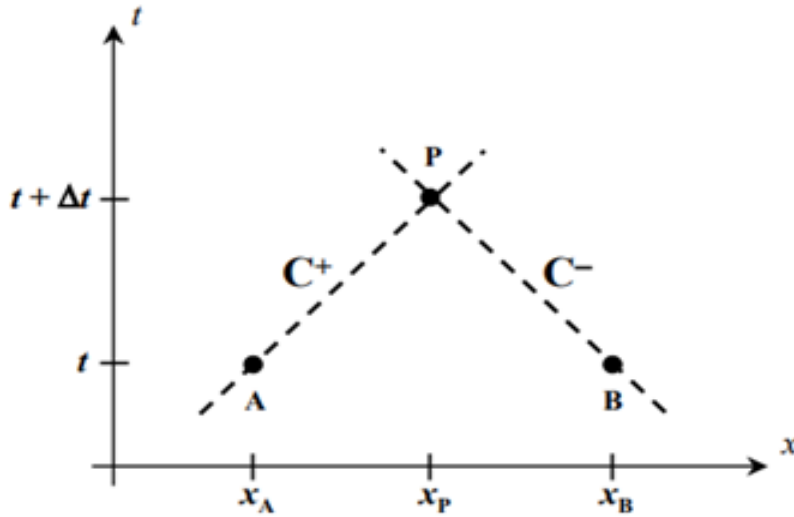


Figura 14: Retas Características do Sistema de Equações Diferenciais Hiperbólico.

Integrando C^+ entre A e P:

$$\int_{C^+} \left(dv + \frac{1}{\rho v_s} dp \right) - gt + \frac{1}{\rho} \int_{C^+} \frac{dp_{fric}}{dx} dt = 0 \quad (55)$$

válida para:

$$x_p - x_A = a(t_p - t_A) \quad (56)$$

Integrando C^- entre B e P:

$$\int_{C^-} \left(dv - \frac{1}{\rho v_s} dp \right) - gt + \frac{1}{\rho} \int_{C^-} \frac{dp_{fric}}{dx} dt = 0 \quad (57)$$

válida para:

$$x_p - x_B = a(t_p - t_B) \quad (58)$$

Caso fosse possível avaliar as integrais de linha para o termo referente à perda de carga, esta forma forneceria uma solução algébrica. Contudo, tornou-se necessário adotar um método numérico que permita uma resolução prática do sistema. Diante disso, será adotado o método das diferenças finitas, cujo desenvolvimento será apresentado no próximo capítulo.

6. Método das Diferenças Finitas

Para se obter um esquema de diferenças finitas para o sistema de equações formado pela Eq.(52), o poço é dividido em células do mesmo comprimento, no sentido de cima para baixo Figura 15. Em seguida, são feitos os cálculos de pressão e velocidade para cada célula em cada incremento de tempo. A partir das equações das retas características de forma finita, é fornecido que:

$$v_s = \frac{\Delta x}{\Delta t} \quad (59)$$

onde será adotado o valor positivo para o segundo termo, pois deseja-se apenas soluções para $t > 0$.

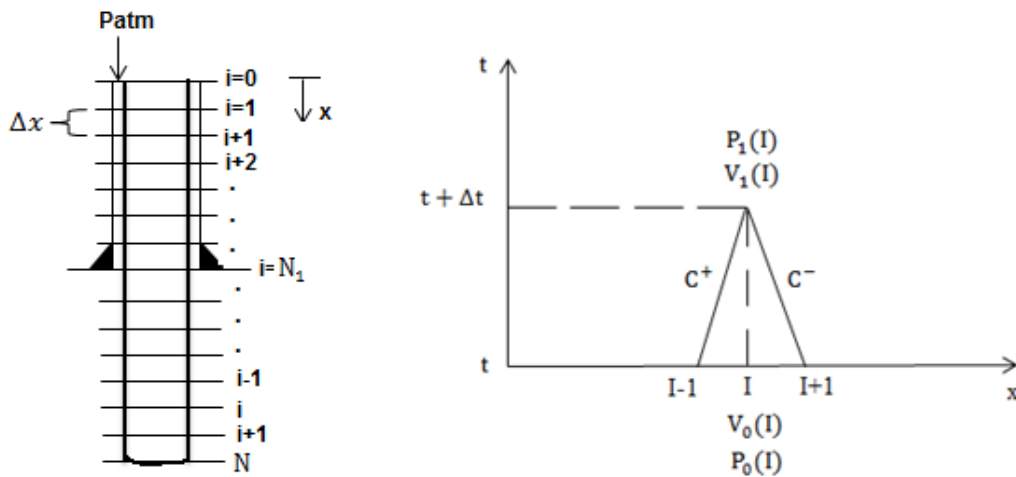


Figura 15: Esquema de Diferenças Finitas para malha de nós (Adaptado de Campos, 1986).

Usando diferenças finitas na Eq.(52), obtém-se:

$$\frac{v_1(i) - v_0(i-1)}{\Delta t} + \frac{1}{\rho v_s} \frac{p_1(i) - p_0(i-1)}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \frac{dp_{fric}}{dx}_{i-1} - g = 0 \quad (60)$$

$$\frac{v_1(i) - v_0(i+1)}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_s} \frac{p_1(i) - p_0(i+1)}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \frac{dp_{fric}}{dx}_{i+1} - g = 0 \quad (61)$$

Subtraindo as Eqs. (60) e (61):

$$\begin{aligned} \frac{v_0(i+1) - v_0(i-1)}{\Delta t} + \frac{2}{\rho v_s} \frac{p_1(i)}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_s} \frac{p_0(i-1) + p_0(i+1)}{\Delta t} \\ + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx}_{i-1} - \frac{dp_{fric}}{dx}_{i+1} \right) = 0 \end{aligned} \quad (62)$$

Chega-se desta forma à fórmula de $p_1(i)$:

$$p_1(i) = \frac{p_0(i-1) + p_0(i+1)}{2} - \frac{\rho v_s}{g_c f} \left[\frac{v_0(i+1) - v_0(i-1)}{2} \right] - \frac{v_s \Delta t}{2} \left(\frac{dp_{fric}}{dx}_{i-1} - \frac{dp_{fric}}{dx}_{i+1} \right) \quad (63)$$

com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo.

Interpretando o efeito da perda de carga na Eq.(63), o ponto $i-1$ tende a segurar a pressão. Já no ponto $i+1$, o efeito oposto pode ser observado (alivia a pressão).

Já $v_1(i)$ é obtido a partir da Eq.(60):

$$v_1(i) = v_0(i-1) - \frac{g_c f}{\rho v_s} [p_1(i) - p_0(i-1)] - \frac{\Delta t g_c f}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx}_{i-1} \right) + g \Delta t \quad (64)$$

com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo.

Após a discretização das equações diferenciais parciais (EDPs), obtém-se um conjunto de equações de diferenças finitas que aproximam a equação diferencial em todos os pontos da malha. Cada equação de diferença finita em

volta de um ponto da malha é escrita como uma expressão algébrica que envolve todos os pontos vizinhos para substituir as derivadas especiais (Moreira, 2012).

As Eqs. (63) e (64) permitem calcular todos os pontos no interior da malha de diferenças finitas. É feito o cálculo de cada célula separadamente. Serão calculadas a pressão e a velocidade para cada célula. Nas regiões com descontinuidades (regiões com mudança de diâmetro dentro da coluna), será necessário um cálculo especial a ser adotado para velocidade e pressão. Além disso, será necessário cálculo especial para condição de superfície, fundo de poço e jatos de broca.

6.1 Condição Inicial

Para iniciar o estudo numérico, devemos conhecer os valores de pressão e velocidade no início do processo. Supõe-se uma velocidade inicial constante em todo sistema e pressão inicial hidrostática.

Parte-se do princípio que a velocidade do escoamento é dada por:

$$v = \frac{Q}{A_t} \quad (65)$$

onde v é a velocidade do escoamento dentro do poço, Q é a vazão e A_t é a área do tubo.

A área do tubo é dada por:

$$A_t = \frac{\pi d_t^2}{4} \quad (66)$$

Posteriormente, será gerado um conjunto de equações que irão tornar possível resolver todo o sistema de equações para o esquema do poço dado.

6.2 Condição de Contorno para $i=0$ (região da entrada do poço)

A Figura 16 mostra um esquema simplificado do poço desde a entrada até a saída. O poço é considerado sendo tubo em U. O ponto E corresponde à entrada

do poço $i = 0$, o ponto F corresponde à $i = 1$ localizado na região dos tubos de perfuração (*drillpipes*), o ponto B corresponde ao ultimo nó antes da região da broca (ou seja, localizado na região dos comandos), ponto A corresponde ao nó imediatamente acima do ponto B. O ponto C é o primeiro ponto após a região da broca (ou seja, o primeiro ponto localizado no espaço anular). O ponto D corresponde ao ponto imediatamente acima do ponto C (na região do anular), o ponto R corresponde ao ponto $N - 1$ do poço (penúltimo nó antes da saída do poço) e, por fim, o ponto S corresponde à saída do poço ($i = N$).

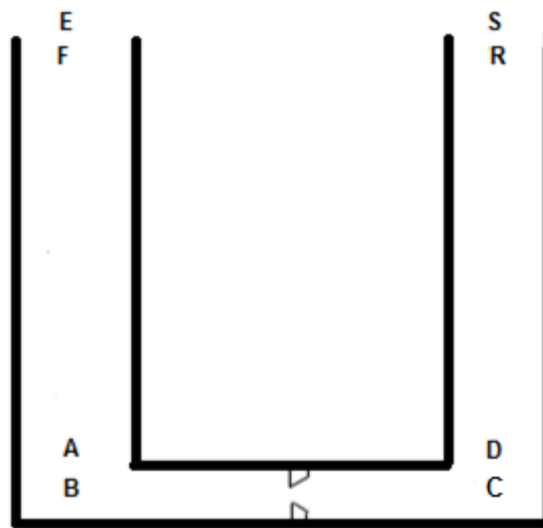


Figura 16: Esquema simplificado da entrada até a saída do poço

Como condição de contorno para superfície (correspondente ao nó de índice zero, conforme demonstrado na Figura 17), serão necessárias duas equações.

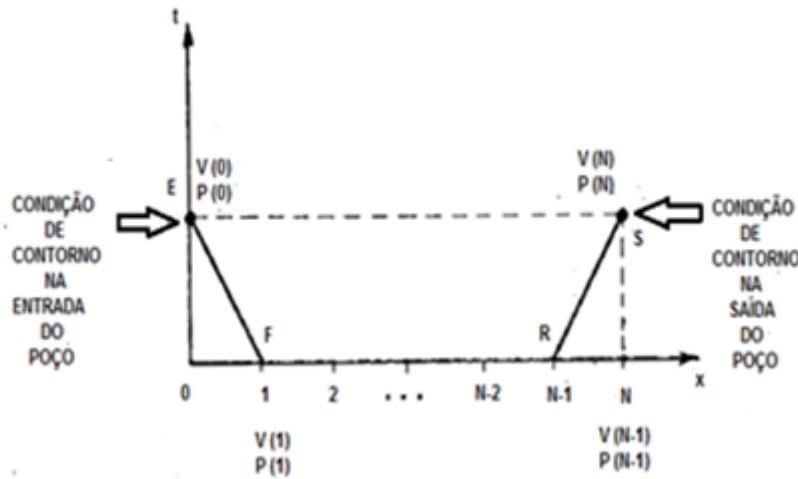


Figura 17: Esquema de diferença finita para superfície e para o fundo do poço
(Fonte: Adaptado de Campos, 1986).

A velocidade v_1e é conhecida e obtida através da Eq. (67):

$$v_1e = \frac{Q}{A_{DPI}} \quad (67)$$

onde A_{DPI} é a área interna do *drillpipe*.

A equação característica permite calcular a pressão, que é a segunda equação necessária para esta condição de contorno. Usando a Eq.(52), obtem-se que:

$$\frac{v_1e - v_0f}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_{s1}} \frac{p_1e - p_0f}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_F - g = 0 \quad (68)$$

onde v_1e e p_1e são, respectivamente, a velocidade e a pressão na entrada do poço (no ponto E, tempo $j+1$); v_0f e p_0f são, respectivamente, a velocidade e a pressão no ponto $i=1$ (ponto F, tempo j), localizados na região dos tubos de perfuração (*drillpipes*), v_{s1} é a velocidade do som no fluido dentro da coluna de perfuração, ρ é a massa específica do fluido de perfuração e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_F$ é a perda de carga devido à fricção no ponto F.

A Eq.(68) será usada para achar o valor da pressão p_1e :

$$p_1 e = p_0 f + \frac{\rho v_s}{g_c f} (v_1 e - v_0 f) + \Delta t v_{s1} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_F - \frac{g \rho v_{s1} \Delta t}{g_c f} = 0 \quad (69)$$

com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo. Desta forma, serão calculados v_1 e p_1 para todos os outros nós no tempo seguinte, ou seja, no tempo $j+1$.

6.3

Condição de contorno para os jatos de broca

Nesta subseção, será analisada a condição de contorno referente aos jatos de broca.

Durante o processo de perfuração, o fluido de perfuração percorre um circuito, conforme mostrado na Figura 10. Uma etapa desse circuito é a transição do interior da coluna de perfuração para a região anular, que ocorre através de jatos na broca chamados de ejetores, conforme mostrado na Figura 18 e Figura 19.

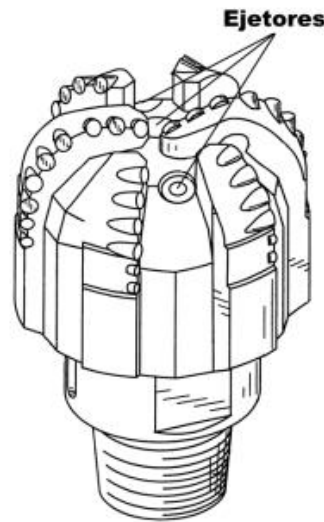


Figura 18: Representação da localização dos ejetores em uma broca (Maneira, 2013).

A perda de pressão na broca será largamente influenciada pelos tamanhos de jato que irão influenciar na quantidade de potência hidráulica disponível na broca. Quanto menor o jato, maior a perda de pressão e maior a velocidade do jato.

Na região dos jatos de broca, ocorre transformação de energia elástica em energia cinética e depois essa energia cinética se dissipa em forma de calor.

Usa-se a equação de Bernoulli para representar o escoamento nesta região:

$$\frac{p_{b1}}{\rho} + \frac{v_{b1}^2}{2} + gz_{b1} = \frac{p_{b2}}{\rho} + \frac{v_{b2}^2}{2} + gz_{b2} \quad (70)$$

onde p_{b1} , v_{b1} são, respectivamente, a pressão e a velocidade na entrada dos jatos. p_{b2} e v_{b2} são, respectivamente, a pressão e a velocidade na saída dos jatos. z_{b1} e z_{b2} são, respectivamente, as distâncias até a entrada e até a saída dos jatos. As perdas de carga serão mencionadas mais adiante na Eq.(72).

Considerando-se que a diferença de elevação é desprezível, a velocidade na entrada do jato, v_{b1} , é muito pequena quando comparada com a velocidade na saída do jato, v_{b2} , que não há perda de carga no jato, e que o regime de escoamento é permanente, tem-se que (Bourgoyne *et al.*, 1986):

$$v_{b2} = \sqrt{\frac{2(p_{b1} - p_{b2})}{\rho}} \quad (71)$$

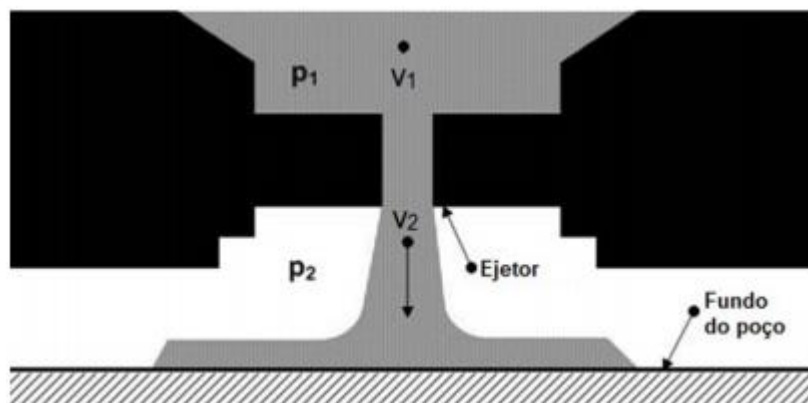


Figura 19: Representação esquemática do escoamento no ejedor (Adaptado de Bourgoyne *et al.*, 1986).

Porém, a hipótese de escoamento sem perda de carga nos jatos não é aceitável. De fato, a velocidade real na saída do jato será sempre menor que a velocidade predita por essa equação. Para compensar esse fato, introduz-se uma constante chamada de coeficiente de descarga, C_D , que irá corrigir o valor da velocidade considerando a perda de carga.

$$v_{b2} = C_D \sqrt{\frac{2(p_{b1} - p_{b2})}{\rho}} \quad (72)$$

Segundo Eckel e Bielstein (apud Bourgoyne *et al.*, 1986) o valor de C_D pode atingir valores tão altos quanto 0,98, mas 0,95 deve ser usado como um limite prático.

Como a velocidade do bocal é dada por:

$$v_{b2} = \frac{q}{A_j} \quad (73)$$

onde q é a vazão local e A_j é a área dos jatos dada pela Eq.(74).

$$A_j = \frac{\pi d_j^2}{4} \quad (74)$$

Combinando a Eq. (72) e Eq.(73) e resolvendo para diferença de pressão através da broca Δp_b :

$$\Delta p_b = \frac{\rho q^2}{2 C_D^2 A_j^2} \quad (75)$$

Serão definidas abaixo as equações que serão usadas pelo método das características, usando diferenças finitas, para o caso dos jatos de broca. A Figura 20 mostra de forma simplificada a região na broca (à esquerda) e a distribuição dos pontos nesta região (à direita).

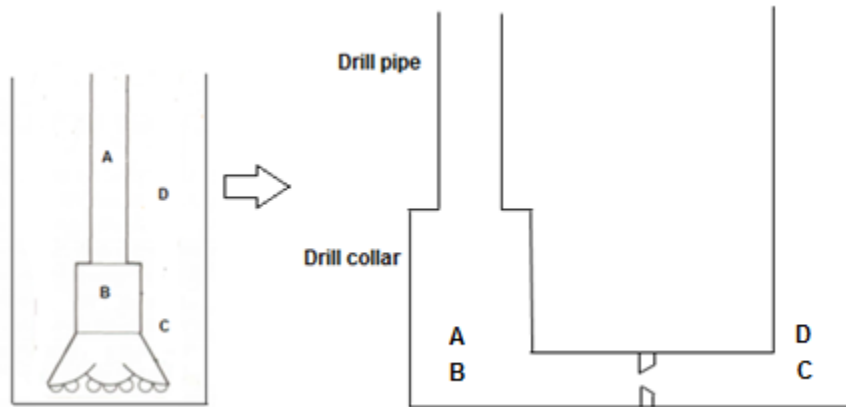


Figura 20: Caso dos jatos de broca

A Figura 21 ilustra o esquema de diferenças finitas para a região dos jatos de broca.

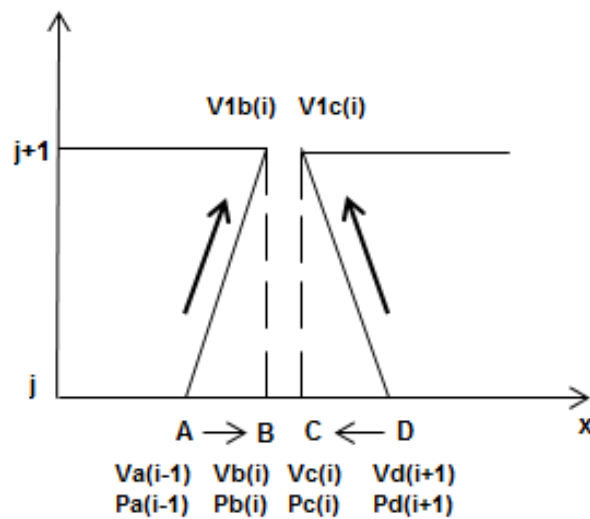


Figura 21: Esquema para Cálculo do Nó dos Jatos de Broca

Usando diferenças finitas ao longo da característica entre o ponto A e ponto B, a partir da Eq. (52), obtem-se:

$$\frac{v_{1b} - v_{0a}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho v_{s1}} \frac{p_{1b} - p_{0a}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_A - g = 0 \quad (76)$$

onde v_1b e p_1b são, respectivamente, a velocidade e a pressão no ultimo ponto antes dos jatos de broca (no ponto B, tempo $j+1$); v_0a e p_0a são, respectivamente, a velocidade e a pressão no penúltimo ponto antes dos jatos de broca (ponto A, tempo j), v_{s1} é a velocidade do som no fluido dentro do *drillpipe* e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx}\right)_A$ é a perda de carga devido à fricção no ponto A.

Aplicando a Eq.(76) da Lei de Conservação de massa, chega-se à:

$$v_1b A_{DPi} = v_1c A_{an} \quad (77)$$

onde A_{DPi} é a área interna do *drillpipe* e A_{an} é a área anular após os jatos de broca (diferença do diâmetro do poço e do diâmetro externo do *drillcollar*).

A Eq.(77) também pode ser escrita da seguinte forma:

$$v_1b \left(\frac{\pi di_{DP}^2}{4} \right) = v_1c \frac{\pi}{4} (d_p^2 - de_{DP}^2) \quad (78)$$

onde di_{DP} e de_{DP} são, respectivamente, os diâmetros interno e externo dos *drillpipes*, e d_p é o diâmetro do poço.

Usando a Eq.(75) para o diferencial de pressão entre o ponto b e o ponto c, tem-se que:

$$p_1b - p_1c = \frac{\rho q_B^2}{2 C_D^2 A_j^2} \quad (79)$$

onde q_B a vazão local no ponto B. A vazão na equação acima não é a vazão injetada no poço (vazão total) e sim a vazão local. Isto ocorre porque existe um tempo para a informação se propagar no poço. Não existe informação que se propague em uma velocidade infinita. Por este motivo, o problema é chamado de hiperbólico. Logo, qualquer alteração que seja feita na cabeça do poço, é levado um determinado tempo para a mudança ser percebida no fundo do poço, e outro tempo para ser percebida na região dos jatos de broca.

Usando diferenças finitas ao longo da característica entre o ponto C e ponto D, a partir da Eq. (52), obtem-se:

$$\frac{v_1 c - v_0 d}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_{s2}} \frac{p_1 c - p_0 d}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D + g = 0 \quad (80)$$

onde $v_1 c$ e $p_1 c$ são, respectivamente, a velocidade e a pressão no primeiro ponto após os jatos de broca (no ponto C, tempo $j+1$); $v_0 d$ e $p_0 d$ são, respectivamente, a velocidade e a pressão no segundo ponto localizado no espaço anular (ponto D, tempo j); v_{s2} é a velocidade do som no fluido dentro do anular e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D$ é a perda de carga devido à fricção no ponto D. A gravidade tem valor positivo pois está agindo contra o escoamento na região anular.

Desta forma, tem-se um sistema de quatro equações composto pela Eq.(60), Eq.(77), Eq. (79) e Eq.(80), onde as incógnitas são $v_1 b$, $p_1 b$, $v_1 c$, $p_1 c$.

Multiplicando a Eq.(76) por $v_{s1} \rho \Delta t$ e multiplicando a Eq.(75) por $v_{s2} \rho \Delta t$, as mesmas tornam-se, respectivamente:

$$\rho v_{s1} (v_1 b - v_0 a) + (p_1 b - p_0 a) + v_{s1} \Delta t \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_A - \rho g v_{s1} \Delta t \quad (81)$$

$$\rho v_{s2} (v_1 c - v_0 d) - (p_1 c - p_0 d) + v_{s2} \Delta t \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D + \rho g v_{s2} \Delta t \quad (82)$$

Somando as Eqs. (81) e (82), usando a Eq.(79) e substituindo $v_1 c$ pela Eq.(77), tem-se:

$$\begin{aligned} & \rho v_{s1} v_1 b + \rho v_{s2} \left(v_1 b \frac{A_{DPi}}{A_{an}} \right) + \left(\frac{\rho |v_1 b| A_{DPi}^2}{2 C_D^2 A_j^2} \right) v_1 b - \rho v_{s1} v_0 a - \\ & \rho v_{s2} v_0 d - (p_0 a - p_0 d) + \Delta t \left[v_{s1} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_A + v_{s2} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D \right] - \\ & \rho g \Delta t (v_{s1} - v_{s2}) = 0 \end{aligned} \quad (83)$$

De forma a simplificar um pouco mais o sistema, assumiremos que:

$$a = \left(\frac{\rho A_{DPi}^2}{2 C_D^2 A_j^2 g_c f} \right) \quad (84)$$

$$b = \frac{\rho}{g_c f} \left(v_{s1} + v_{s2} \frac{A_{DPi}}{A_{an}} \right) \quad (85)$$

$$c = -\frac{\rho}{g_c f} (v_{s1} v_0 a + v_{s2} v_0 d) - (p_0 a - p_0 d) + \Delta t \left[v_{s1} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_A + v_{s2} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D \right] - \frac{\rho g \Delta t}{g_c f} (v_{s1} - v_{s2}) \quad (86)$$

com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar as equações acima para unidades de campo.

Assim, o sistema final é reduzido à Eq.(87):

$$a |v_1 b| v_1 b + b (v_1 b) + c = 0 \quad (87)$$

O sistema acima tem três possíveis soluções.

a) Assumindo $v_1 b$ positivo, logo:

$$v_1 b = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (88)$$

b) Assumindo $v_1 b$ igual a zero, c também será igual a zero.

c) Assumindo $v_1 b$ negativo, logo:

$$v_1 b = \frac{b \pm \sqrt{b^2 + 4ac}}{-2a} \quad (89)$$

Para solução do sistema, será assumido $v_1 b$ positivo.

Já $p_1 b$ é obtido a partir da Eq.(76):

$$p_1 b = p_0 a - \frac{\rho v_{s1}}{g_c f} (v_1 b - v_0 a) - v_{s1} \Delta t \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_A + \frac{\rho v_{s1} g \Delta t}{g_c f} \quad (90)$$

e obtido $p_1 c$ a partir da Eq.(80):

$$p_1 c = p_0 d + \frac{\rho v_{s2}}{g_c f} (v_1 c - v_0 d) + v_{s2} \Delta t \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_D + \frac{\rho v_{s2} g \Delta t}{g_c f} \quad (91)$$

Com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar as equações acima para unidades de campo, tanto para p_1b e p_1c .

6.4 Cálculo da pressão e velocidade para sapata do revestimento

Como condição de contorno para sapata do revestimento (Figura 22), serão necessárias quatro equações, que serão explicadas a seguir.

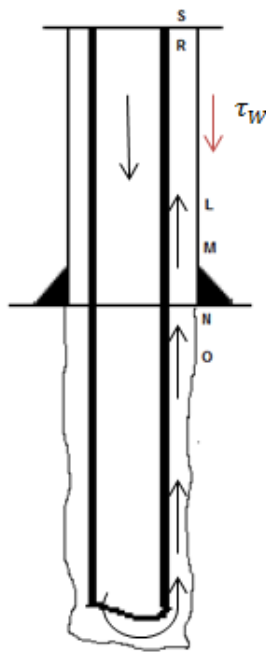


Figura 22: Esquema para Cálculo do Nó da Sapata do Revestimento

Sabe-se que a pressão é a mesma antes e depois da sapata, logo:

$$p_1 m = p_1 n \quad (92)$$

onde p_1m e p_1n são, respectivamente, a pressão no ponto imediatamente acima da sapata (ponto M, no tempo $j+1$) e no ponto imediatamente abaixo da sapata (ponto N, no tempo $j+1$).

De acordo com a equação da continuidade, é possível obter o valor da velocidade v_1m :

$$v_1m A_{2a} = v_1n A_{1a} \quad (93)$$

onde v_1m e v_1n são, respectivamente, a velocidade no ponto imediatamente acima da sapata (ponto M, no tempo $j+1$) e no ponto imediatamente abaixo da sapata (ponto N, no tempo $j+1$); A_{1a} é a área anular entre o revestimento e o *drillpipe* e A_{2a} é a área anular entre o poço e o *drillpipe*.

As outras duas equações são fornecidas pela Equação da Característica:

$$\frac{v_1n - v_{0o}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho v_{s3}} \frac{p_1n - p_{0o}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_N + g = 0 \quad (94)$$

onde v_1n e p_1n são, respectivamente, a velocidade e a pressão no ponto imediatamente abaixo da sapata (ponto N, no tempo $j+1$); v_{0o} e p_{0o} são, respectivamente, a velocidade e a pressão no segundo ponto imediatamente abaixo da sapata (ponto O, no tempo j); v_{s3} é a velocidade do som no fluido no anular acima da região do kick (considera-se que a sapata está localizada acima do kick) e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_N$ é a perda de carga devido à fricção no ponto N.

$$\frac{v_1m - v_{0l}}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_{s3}} \frac{p_1m - p_{0l}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_L + g = 0 \quad (95)$$

onde v_1m e p_1m são, respectivamente, a velocidade e a pressão no ponto imediatamente acima da sapata (ponto M, no tempo $j+1$); v_{0l} e p_{0l} são, respectivamente, a velocidade e a pressão no segundo ponto imediatamente acima

da sapata (ponto L, no tempo j); e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx}\right)_L$ é a perda de carga devido à fricção no ponto L.

As quatro equações acima, Eq.(92) à Eq.(95), formam um sistema com quatro incógnitas: p_1m , p_1n , v_1m e v_1n .

A Figura 23 ilustra o esquema de diferenças finitas para a região dos jatos de broca.

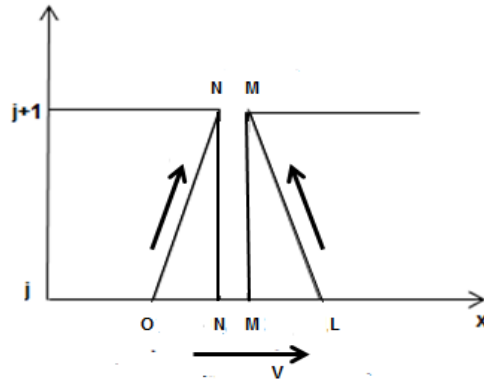


Figura 23: Esquema para Cálculo do Nó da Sapata do Revestimento

Substituindo Eq.(76) na Eq.(79), tem-se que:

$$\frac{v_1m - v_0l}{\Delta t} - \frac{1}{\rho v_{s3}} \frac{p_1n - p_0l}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_L + g = 0 \quad (96)$$

Somando a Eq.(76) e Eq.(79) e, posteriormente, substituindo v_1m pelo valor fornecido na Eq.(93), obtemos a expressão para v_1n :

$$v_1n = \left(\frac{A_{2a}}{A_{1a} + A_{2a}} \right) \left[(v_0l + v_0o) + \frac{g_c f}{\rho v_{s3}} (p_0o - p_0l) - \frac{\Delta t g_c f}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_L + \right. \quad (97)$$

$$\left. \frac{dp_{fric}}{dx} \right)_N - 2g\Delta t \Big]$$

e a expressão para p_1n pode ser obtida a partir da Eq.(94):

$$p_1 n = p_0 o + \frac{\rho v_{s3}}{g_c f} (v_0 o - v_1 n) - v_{s3} \Delta t \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_N - \frac{g \rho v_{s3} \Delta t}{g_c f} \quad (98)$$

Com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo, tanto para $v_1 n$ e $p_1 n$.

Para a condição de contorno da sapata do revestimento, percebe-se que quanto maior a força gravitacional, maior será a pressão no ponto N, pois a força gravitacional está aumentando a pressão hidrostática. A tensão cisalhante τ_w também está “apertando” o ponto N. Logo, $p_1 n$ tem sinal oposto à força gravitacional e à perda de carga.

6.5

Cálculo da pressão e velocidade para região anular (abaixo e acima da região do *kick*)

A equação da pressão e da velocidade para a região anular, tanto para o colchão de fluido abaixo da região de *kick* quanto para o colchão de fluido acima do *kick*, é obtida da mesma forma que são obtidas para o interior do tubo de perfuração, mudando apenas o sinal da gravidade (uma vez que o sentido do escoamento agora é oposto ao sinal da gravidade).

Abaixo a equação da pressão para região anular:

$$p_1(i) = \frac{p_0(i-1) + p_0(i+1)}{2} + \frac{\rho v_s}{g_c f} \left[\frac{v_0(i-1) - v_0(i+1)}{2} \right] - \frac{v_s \Delta t}{2} \left(\frac{dp_{fric}}{dx}_{i-1} - \frac{dp_{fric}}{dx}_{i+1} \right) \quad (99)$$

onde v_s vale v_{s2} para anular abaixo do *kick* e vale v_{s3} para anular acima da região do *kick*.

Já a velocidade para região do anular é:

$$v_1(i) = v_0(i-1) - \frac{g_c f}{\rho v_s} [p_1(i) - p_0(i-1)] - \frac{\Delta t g_c f}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - g \Delta t \quad (100)$$

onde v_s vale v_{s2} para anular abaixo do *kick* e vale v_{s3} para anular acima da região do *kick*.

Com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo.

6.6

Cálculo da pressão e velocidade para $i=N$ (região da saída do poço)

Como condição de contorno para saída do poço (correspondente ao nó de índice N, conforme mostrado na Figura 14), serão necessárias duas equações. Essas equações serão as equações correspondentes à região do *choke*.

A pressão na saída do poço (p_{1s}) é conhecida e usando a Eq. (75):

$$p_{1s} = p_{atm} + \frac{\rho Q^2}{2 C_D^2 A_{choke}^2 g_c f} \quad (101)$$

onde p_{1s} é a pressão no ponto S no tempo $j+1$, p_{atm} é a pressão atmosférica (que equivale à 14,7 psi) e Q é a vazão injetada no poço. Com a introdução de g_c e f na equação acima fica mais fácil usar unidades de campo.

A Eq.(101) pode ser interpretada de modo que se o *choke* for totalmente fechado, ocorrerá o bloqueio da saída do fluido. Neste caso, a injeção de fluido na entrada do poço não poderá continuar, pois causará fraturamento na sapata do poço. Logo, a área do *choke* nunca poderá tender à zero, pois se o bombeio de fluido continuar ocorrendo no poço, a formação será fraturada, causando assim um *underground blowout* (quando o influxo migra da formação para uma outra mais superficial). Um *underground blowout* pode ser especialmente o caso que é altamente indesejável.

A segunda equação necessária para esta condição de contorno é fornecida pela equação característica, que permite calcular a velocidade no ponto N. Usando a Eq.(52), obtem-se:

$$\frac{v_{1s} - v_{0r}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho v_{s3}} \frac{p_{1s} - p_{0r}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_R + g = 0 \quad (102)$$

onde v_1s e p_1s são, respectivamente, a velocidade e a pressão na saída do poço (ponto S, tempo $j+1$); v_0r e p_0r são, respectivamente, a velocidade e a pressão no ponto N-1 do poço (ou seja, no ponto R, tempo j), localizado no final da região anular, v_{s3} é a velocidade do som no fluido no anular acima da região do *kick* e $\left(\frac{dp_{fric}}{dx}\right)_R$ é a perda de carga devido à fricção no ponto R.

Usando a Eq.(101) na Eq.(102), obtém-se uma equação do segundo grau em termos em função de v_1s . Para isto, será usada a vazão conforme a Eq.(103).

$$Q = (v_1s)^2 (A_{an})^2 \quad (103)$$

$$A (v_1s)^2 + v_1s + C = 0 \quad (104)$$

onde:

$$A = \frac{A_{an}^2}{2 v_{s3} C_D^2 A_{choke}^2} \quad (105)$$

$$C = \left(\frac{g_c f}{\rho v_{s3}}\right) p_{atm} - v_0r - \left(\frac{g_c f}{\rho v_{s3}}\right) p_0r + \left(\frac{\Delta t g_c f}{\rho}\right) \left(\frac{dp_{fric}}{dx}\right)_R + g\Delta t = 0 \quad (106)$$

Com a introdução de g_c e f torna-se possível utilizar a equação acima para unidades de campo.

Dessa forma, é obtido v_1s a partir da equação abaixo:

$$v_1s = \frac{-1 \pm \sqrt{1 - 4AC}}{2A} \quad (107)$$

Será desprezada a variação de diâmetro dentro da coluna. Dessa forma, uma simplificação adotada para este problema será considerar o diâmetro do poço igual ao diâmetro do revestimento, ou seja, a coluna composta apenas por *drillpipes*.

Será considerada também a região dos jatos de broca e da sapata do revestimento. No espaço anular, tem-se o escoamento monofásico (representado por um líquido, podendo ser água ou óleo, por exemplo) subindo em direção à superfície, sem nenhuma variação de diâmetro. Essa simplificação ajudará a visualizar os efeitos desejados no simulador.

A região do *kick* encontra-se à 466 *ft* do fundo do poço e possui cerca de 410 *ft* de extensão (L_{ka}). O trecho abaixo da região de água é denominado colchão de fluido e de comprimento L_{cf} . A região do anular compreendida entre a região do *kick* e a saída do poço possui 9.124 *ft* de comprimento (L_{an}) e é preenchida somente com fluido de perfuração.

A pressão no interior da coluna de perfuração é dada por P_{SIDPP} e a pressão no revestimento é dada por P_{SICP} . Na altura da sapata do revestimento, será investigada a pressão, pois é uma região onde pode ocorrer fratura. Se a pressão na sapata for maior que o gradiente de fraturamento, irá fraturar a sapata.

O esquema da malha de nós desde a entrada do poço até a saída é representado na Figura 25. O ponto E corresponde à entrada do poço ($i = 0$), o ponto F corresponde à $i = 1$ localizado na região dos tubos de perfuração (*drillpipes*), o ponto B corresponde ao último nó antes da região da broca (ou seja, $i = N_{dp}$ onde N_{dp} corresponde ao número total de divisões na região dos *drillpipes*). O ponto A corresponde ao nó imediatamente acima do ponto B ($i = N_{dp} - 1$). Logo no início da região anular, existe um colchão de fluido. O ponto C é o primeiro ponto após a região da broca (ou seja, o primeiro ponto localizado no espaço anular) correspondente a $i = N_{dp} + 1$, o ponto D corresponde ao ponto imediatamente acima do ponto E ($i = N_{dp} + 2$). O número de divisões do colchão de fluido é dado por N_{cf} . A base da região do *kick* corresponde à $i = N_{dp} + 1 + N_{cf}$ e o número total de divisões da região de *kick* é dado por N_{ka} . O topo da região monofásica corresponde a $i = N_{dp} + 1 + N_{cf} + N_{ka}$. O ponto R corresponde ao ponto N-1 do poço e, por fim, o ponto S corresponde à saída do poço ($i = N_{dp} + 1 + N_{cf} + N_{ka} + N_{an}$).

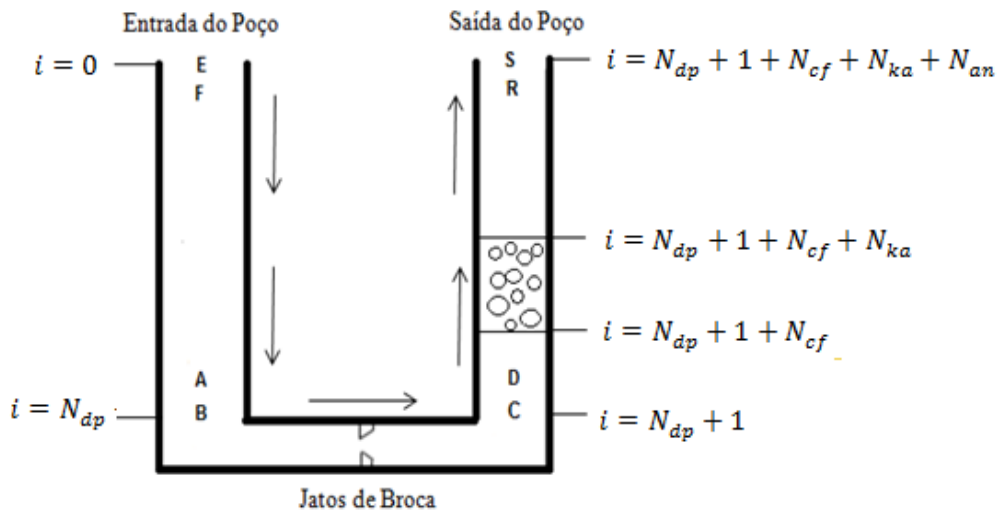


Figura 25: Esquemático do poço, da entrada até a saída, para a malha de nós

A situação apresentada acima será a condição inicial para o problema, cuja solução será a circulação da região do *kick* até a superfície, ou seja, até a altura do *choke*.

No início, a vazão Q é igual à zero, ou seja, não está ocorrendo injeção de fluido no poço e a região do *kick* encontra-se na região anular (pouco acima do fundo do poço).

Do lado de fora do poço, tem-se a pressão atmosférica p_{atm} e do lado de dentro, tem-se a pressão da formação (pressão do reservatório) que é 5.800 psi (p_f).

Assumindo o gradiente normal da pressão de poros como g_n sendo 0.58 psi/ft, este valor corresponde a uma coluna de fluido de massa específica de 9,5 lbm/gal da superfície até o fundo do poço:

$$p_{fn} = g_n H = 0,052 \rho_{fn} H \quad (108)$$

onde p_{fn} é a pressão normal da formação, g_n é o gradiente normal de poros, H é a altura da coluna de perfuração.

Como g_n vale 0,58 psi/ft, então a massa específica correspondente é de:

$$\rho_{fn} = \frac{g_n}{0,052} = 11,15 \text{ lbm/gal} \quad (109)$$

O caso em análise possui uma formação com pressão anormalmente alta.

Como p_{wf} (pressão no fundo do poço) é menor do que p_f , tem-se um influxo dentro do poço, ou seja, ocorre um *kick*. Devido à esta situação é necessário o fechamento do poço para evitar a ocorrência de um *blowout*.

Quando o poço é fechado, a pressão no fundo do poço se iguala a pressão da formação. Desta forma, a pressão na cabeça do poço (P_{SIDPP}) será dada por:

$$P_{SIDPP} = p_f - 0,052 \rho_f H \quad (110)$$

Então, o poço foi fechado com uma pressão na cabeça, isto é, este fluido não consegue manter o poço em equilíbrio.

Primeiramente, o *kick* é circulado, sob controle, até a superfície, de modo que não ocorra entrada de mais fluido invasor no fundo do poço. Durante operações de controle de poço, a pressão de fundo deve ser mantida em um valor levemente acima da pressão da formação. Quando a pressão de fundo não é conhecida, a mesma é inferida a partir de medidas de pressão de superfície (P_{SIDPP}), uma vez que o fluido de perfuração na coluna geralmente não é contaminado com fluidos da formação. Esta forma é a mais precisa para controle do valor da pressão de fundo do poço. As perdas de pressão por fricção não são negligenciáveis.

A determinação da pressão de superfície (P_{SIDPP}) apropriada pode ser alcançada considerando um balanço de pressão do poço, conforme mostrado na Eq. (110).

Uma pressão de *choke* maior é requerida quando é circulado o *kick*, no momento em que o *kick* atinge a superfície, a fim de manter a pressão de fundo constante. A partir desse momento, o fluido invasor começará a ser drenado.

Com fluido invasor na superfície e sendo circulado para fora, é alcançada a máxima pressão do choke. Posteriormente, a pressão do choke começará a ser reduzida à medida que o fluido invasor for sendo drenado.

Depois que o fluido invasor estiver completamente fora do poço, o sondador começa a injetar um fluido de modo a trocar o fluido de densidade de

11,15 lbm/gal que encontra-se presente dentro do poço. O intuito é trocar o fluido de densidade 9,5 lbm/gal pelo fluido de densidade 11,15 lbm/gal. Desta forma, o poço estará com fluido pesado, estando assim em equilíbrio, sendo possível então a abertura do poço, pois a formação encontra-se sob controle.

O presente trabalho visa a circulação do *kick* de líquido até atingir o choke. A modelagem numérica não contemplará a expulsão do fluido invasor para fora do poço e a injeção de novo fluido. O foco do trabalho é apenas a circulação do *kick* até a superfície e, posteriormente, análise do histórico de pressão na sapata do revestimento. O processo de circulação do *kick* começará a 466 *ft* acima do fundo do poço.

No Apendice B, é apresentada a modelagem para *kick* de gás e suas respectivas equações necessárias para seu desenvolvimento em trabalhos futuros.

7.2

Hipóteses e Simplificações Adotadas

O escopo da modelagem considera:

- Poço terrestre e vertical;
- Poço sem linha de *choke*, ou seja, escoamento direto para o poço;
- *Kick* de líquido, presente na região anular;
- Diâmetro do poço constante (ou seja, diâmetro do poço igual ao diâmetro do revestimento);
- Tubo liso, isto é, sem rugosidades;
- Método do sondador;
- Fluido de perfuração base água;
- Modelo reológico: fluido de Bingham
- Fluido de perfuração compressível dentro da coluna;
- Compressibilidade do líquido da região do *kick*;
- Não ocorre reação química entre o líquido do *kick* e o fluido de perfuração;
- Não ocorre mudança de fase durante a circulação;
- Durante a remoção do *kick*, a pressão no fundo do poço é mantida constante e igual à pressão da formação e são contabilizadas as

perdas de carga devido à fricção no espaço anular calculadas na vazão reduzida de circulação;

- O escoamento é isotérmico, ou seja, o fluido de perfuração está em equilíbrio térmico com a formação;
- Tubo de paredes rígidas, isto é, não há expansibilidade do poço;

7.3

Condições Iniciais

Na condição inicial para simulação do problema, o *kick* não está sendo circulado. Será considerado que a região monofásica de líquido que encontra-se cerca de 466 ft (L_{cf}) acima do fundo do poço. No instante inicial, o comprimento da região de *kick* é de 410 ft (L_{ka}), e o poço é considerado estático.

A circulação do *kick* pelo espaço anular ocorre depois de iniciada a injeção no poço e só termina depois que toda região do *kick* alcança a superfície.

Uma tabela com todos os dados de entrada encontra-se no Apendice A.

Depois de iniciada a injeção no poço, a região do *kick* irá se mover em direção à superfície. Desta forma, o colchão de fluido abaixo dessa região aumentará de tamanho e o comprimento da região anular acima da região do *kick* irá diminuir de tamanho.

A velocidade do som na região do *kick* será dada de forma similar a velocidade do som no fluido de perfuração, conforme mostra a Eq.(111).

$$v_{sk} = \sqrt{\frac{g_c f}{\rho_{ka} c_{ka}}} \quad (111)$$

Com a introdução de g_c e f na equação acima fica mais fácil usar unidades de campo.

7.4

Modelo computacional

Primeiramente foram desenvolvidas funções no Visual Basic do Excel (VBA) com as equações explicitadas no capítulo 6, para o cálculo de cada condição de contorno do poço. Em seguida foi desenvolvida uma rotina principal

que faz uso dessas funções para o cálculo das propriedades. O programa lê os dados de entrada da planilha em Excel, como mostrado no Apendice A, para prosseguir com os cálculos.

O Visual Basic (VB) é uma linguagem de programação baseada na linguagem BASIC, uma linguagem bastante simples de usar. Trata-se de uma linguagem de programação visual, que utiliza o paradigma de orientação a objetos e é voltada para eventos.

As funções desenvolvidas são baseadas nas equações mostradas na memória de cálculo e o nome da função é de escolha do programador, que determina também, ao criar a função, quais serão os parâmetros utilizados no cálculo. Esses parâmetros aparecem entre parênteses ao lado do nome da função.

O código computacional desenvolvido em VBA é mostrado no Apêndice C.

8. Análise de Resultados

Nesse capítulo são apresentados os resultados obtidos a partir de simulações realizadas com o modelo proposto para *kick* de líquido. São apresentadas as evoluções do modelo, mostrando os efeitos de perda de carga, ascensão do influxo, e do modelo de escoamento monofásico. Posteriormente, é mostrada a influência de alguns parâmetros em relação ao caso base.

O desenvolvimento do simulador de *kick* passou por duas etapas, etapa do poço estático (sem velocidade) e etapa do poço dinâmico (momento onde inicia-se a injeção de fluido no poço). A simulação foi feita para as condições mostradas no Apêndice A.

Admitir que toda seção da região de *kick* encontra-se sobre a mesma condição de pressão não é muito representativo. A fim de obter uma melhor representação desta seção e conseguir estimativas mais refinadas, foi realizada uma divisão dessa região em células do mesmo comprimento.

Ao invés de efetuar os cálculos para uma seção única, é feito o cálculo de cada célula separadamente. Para cada célula é calculada a pressão, velocidade e a perda de carga devido à fricção.

Os resultados mostrados abaixo são obtidos para as seguintes regiões: fundo do poço, região do choke, sapata de revestimento e superfície.

A Figura 26 mostra o comportamento da pressão no fundo do poço. Para tentar manter a pressão de fundo constante, a mesma deve ficar levemente acima da pressão da formação enquanto fluidos da formação são circulados para fora do poço. Isso é acompanhado por uma contrapressão no anular através do controle do *choke*. Para isso, o *choke* é controlado de forma automática no simulador para tentar manter a pressão de fundo nos limites especificados, conforme mostra a Figura 27.

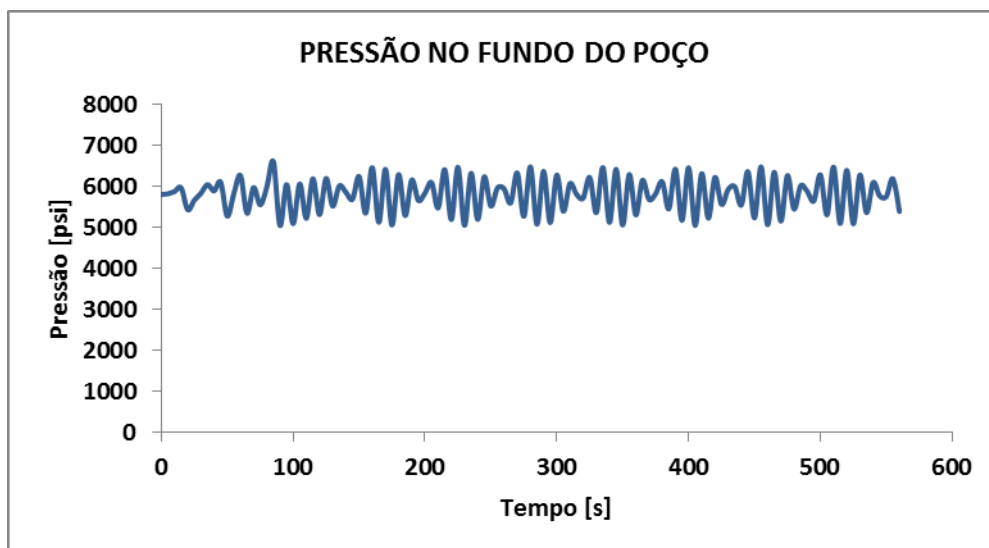


Figura 26: Pressão no fundo do poço (caso inicial)

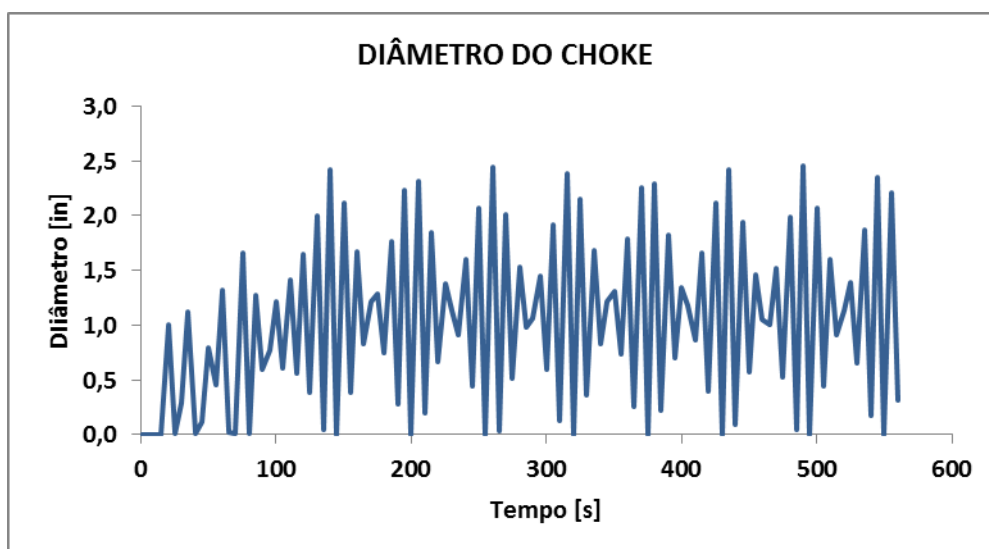


Figura 27: Diâmetro do choke (caso inicial)

No presente trabalho, é possível a medição direta da pressão de fundo de poço. O controle da abertura do *choke* é feito em função da pressão de fundo. Quando a pressão de fundo não é conhecida, é necessário inferi-la a partir de medidas da pressão de superfície enquanto o poço está sendo circulado.

A Figura 28 mostra a análise de pressão na região do *choke*. Nesta região, é possível controlar o poço, de forma a manter cuidado para não fraturar a sapata do revestimento e nem provocar a entrada de outros influxos da formação.

No início, pode existir dificuldade de controlar a pressão dentro da faixa desejada. Nota-se que a pressão de fundo é mantida constante pelo controle do *choke*, ou seja, se a pressão começar a aumentar acima da média, é necessário fechar o *choke* para aliviar a pressão no fundo do poço e não fraturar a sapata de revestimento. À medida que se reduz o diâmetro do *choke* ocorre um aumento da perda de carga por fricção. Caso a pressão comece a ter um comportamento de declínio, será necessário abrir o *choke*, de forma que a queda de pressão não seja suficiente para gerar outro *kick*.

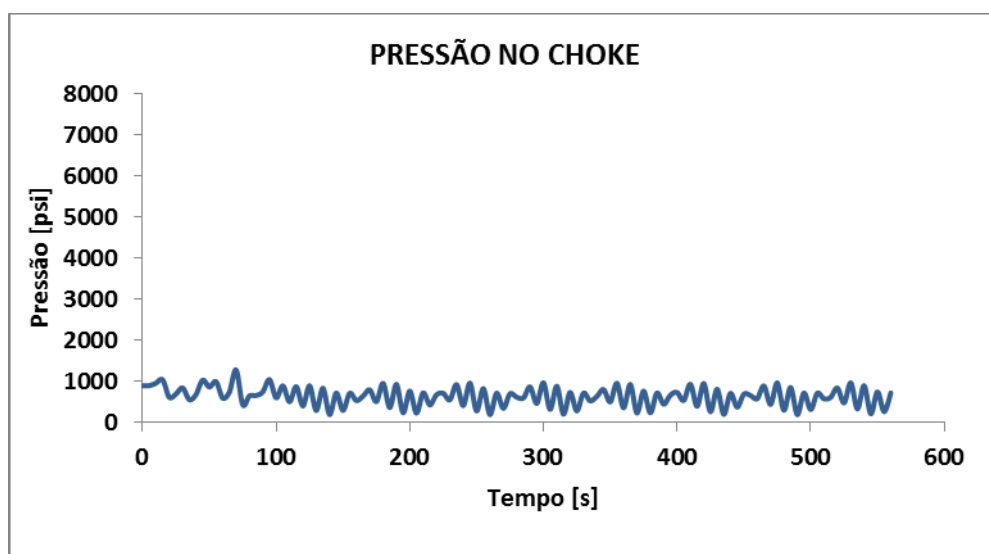


Figura 28: Pressão no choke (caso inicial)

A Figura 29 mostra o comportamento da pressão na sapata do revestimento. Como pode ser observado, o controle da pressão é mantido constante de forma a não fraturar a sapata (que encontra-se à 5.000 *ft*). Essa análise é um ponto importante da análise de resultados.

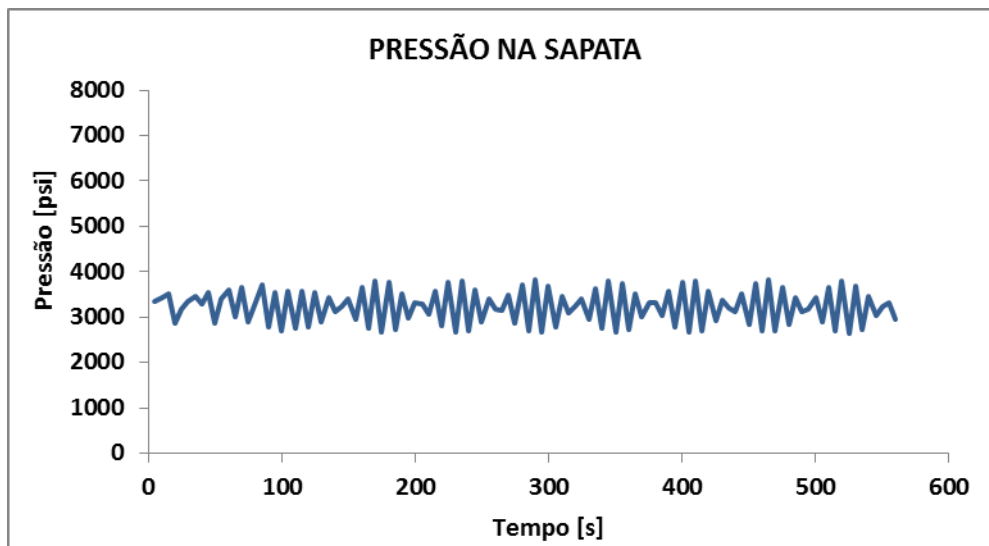


Figura 29: Pressão na sapata do revestimento (caso inicial)

A ultima condição de contorno a ser analisada é a pressão na superfície. A Figura 30 mostra o comportamento da pressão em $i=0$. Como pode ser observado na figura, a pressão aumenta à medida que a vazão de injeção aumenta. Quando é atingido o valor da pressão da formação (5.800 psi), a pressão na superfície é mantida constante deste ponto em diante.

Os gráficos apresentam oscilações devido o sistema ser hiperbólico e compressível. Por este motivo, os gráficos possuem caráter oscilatório.

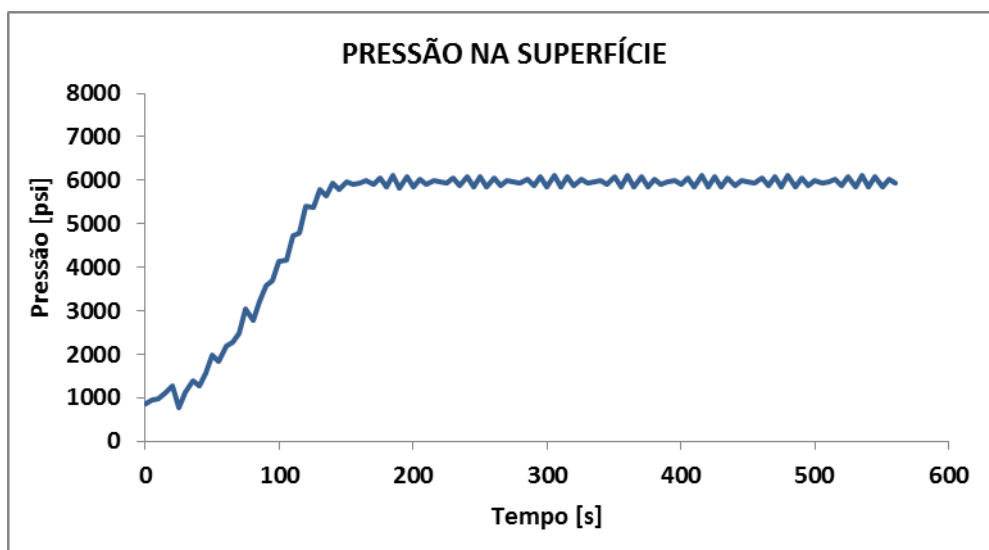


Figura 30: Pressão na superfície (caso inicial)

Uma das formas de obter controle do *kick* no poço, ocorre quando a pressão no fundo do poço é controlada pela superfície. Isto deve-se ao fato de só existir fluido de perfuração na região do *drillpipe*, o mesmo é bem comportado e sua massa específica é conhecida. A pressão é controlada pela superfície quando não há meios de medir a pressão no fundo do poço. No problema presente, o controle da pressão é feito pelo fundo do poço.

8.1

Influência da viscosidade

Nesta seção, será comparado o caso base com casos variando apenas a viscosidade plástica do fluido de perfuração. Os gráficos desta seção são para viscosidade sendo: 5 cP (caso inicial), 10 cP, 20 cP. Esses valores de viscosidade são comumente usados na indústria do petróleo.

Com o aumento da viscosidade, haverá um aumento da perda de carga, que é devido ao atrito. Com isso, as energias poderão ser dissipadas, produzindo gráficos com curvas menos oscilatórias devido amortecimento das propagações de onda no poço.

A oscilação do gráfico tende a diminuir de forma lenta e gradual à medida que a viscosidade aumenta, resultando assim em um amortecimento mais fraco. Essa é uma característica de comportamento subcrítico.

As Figuras abaixo mostram o comportamento da pressão para cada valor de viscosidade variado em relação ao caso inicial. A Figura 31 mostra o comportamento da pressão de fundo do poço, a Figura 32 mostra o comportamento da pressão no *choke* e a Figura 33 mostra o comportamento da pressão na superfície.

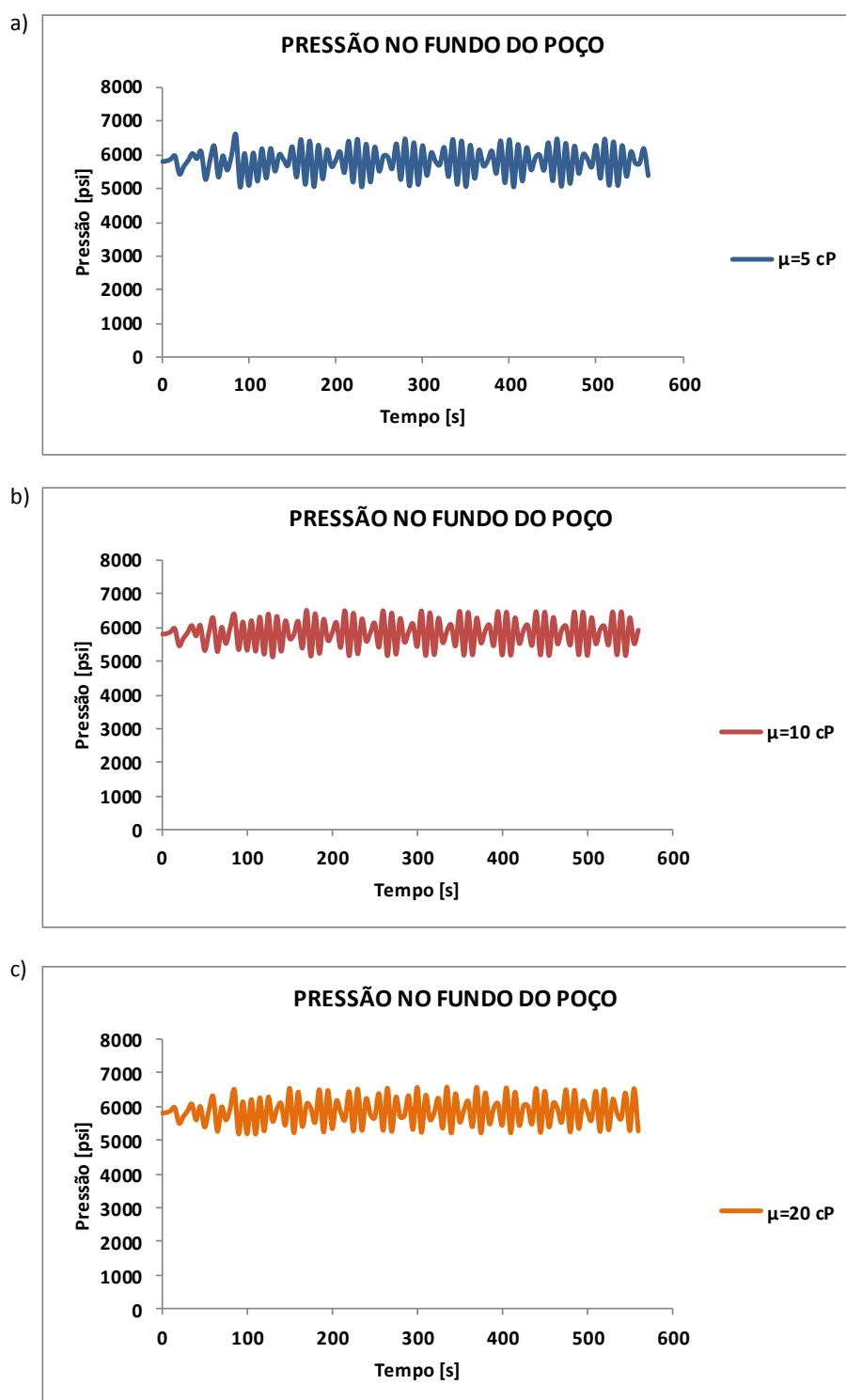


Figura 31: a) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão no fundo do poço para viscosidade sendo 20 cP

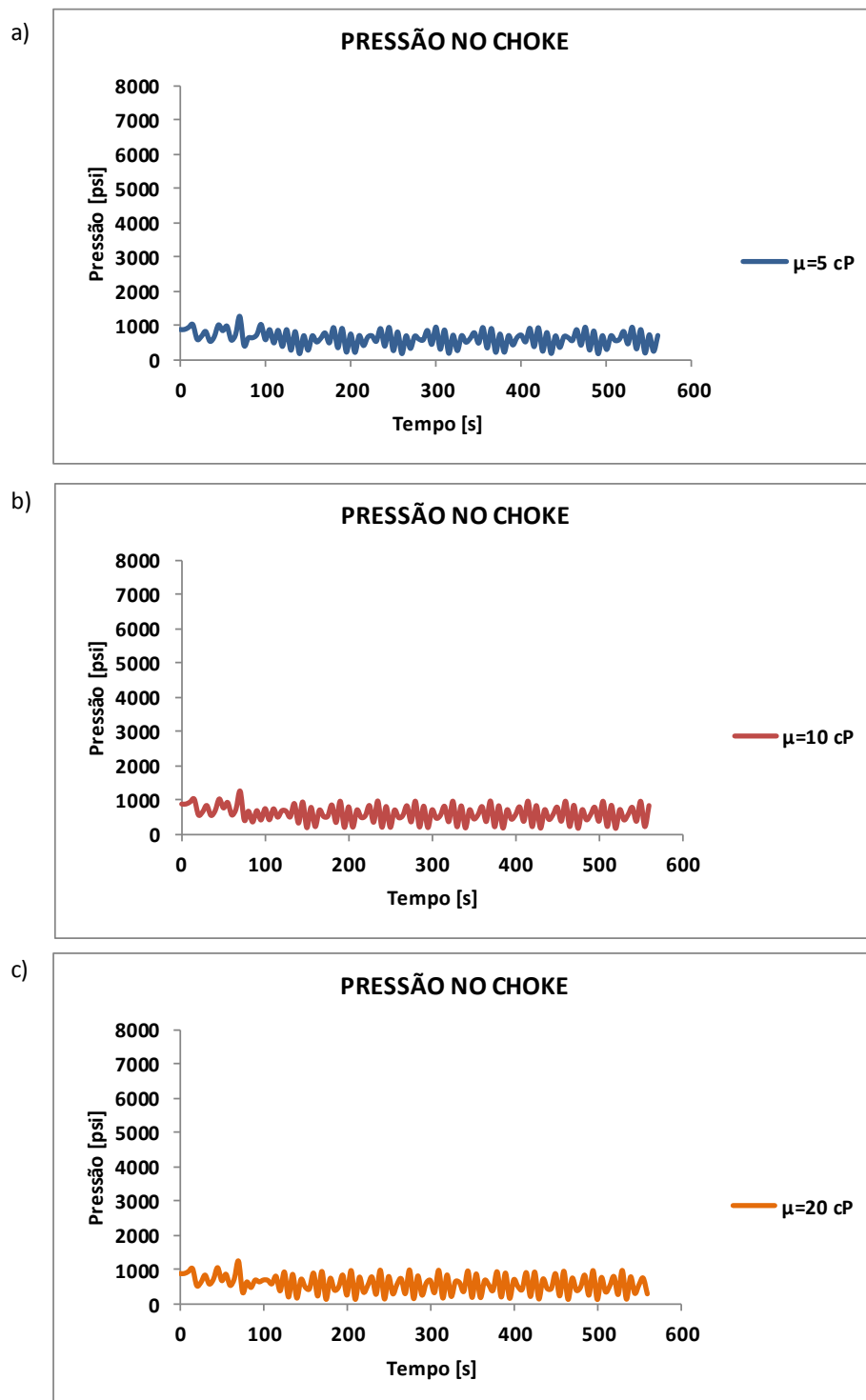


Figura 32: a) Pressão no choke para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão no choke para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão no choke para viscosidade sendo 20 cP

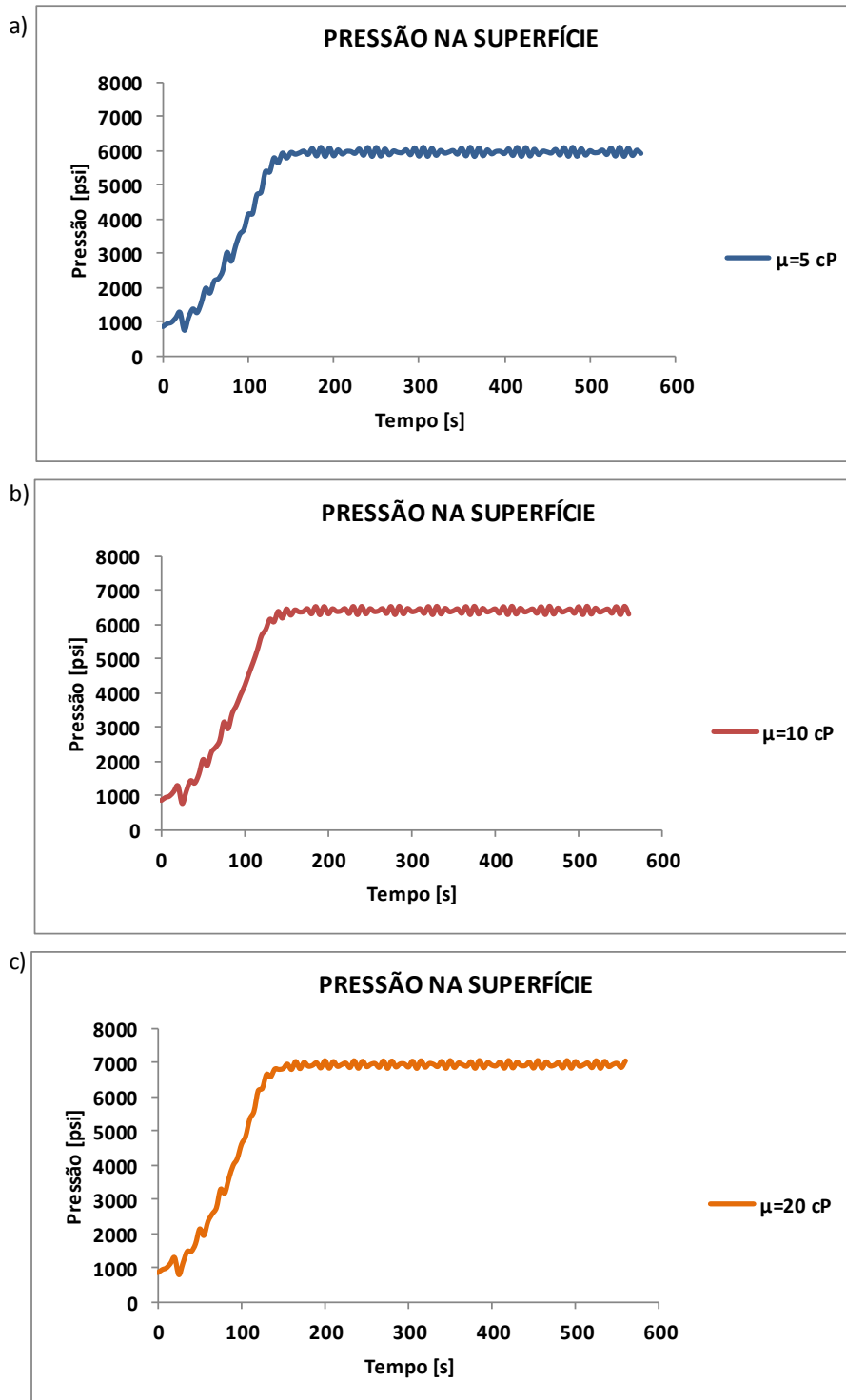


Figura 33: a) Pressão na superfície para viscosidade sendo 5 cP, b) Pressão na superfície para viscosidade sendo 10 cP e c) Pressão na superfície para viscosidade sendo 20 cP

8.2

Influência da massa específica

Nesta seção, será usado o caso base variando apenas a massa específica do líquido na região do *kick*. Os gráficos desta seção são para massa específica sendo: 8,34 lbm/gal (água doce - caso inicial), 7 lbm/gal (óleo), 8,6 lbm/gal (água salgada).

Quando a massa específica é reduzida para a massa específica do óleo ou é aumentada para a massa específica da água salgada, não é tão perceptível a diferença. Com o aumento da massa específica, ocorre um leve aumento das pressões e com a redução da massa específica ocorre uma leve queda das pressões.

As Figuras abaixo mostram o comportamento da pressão para cada valor variado de massa específica da região do *kick* em relação ao caso inicial. A Figura 34 mostra o comportamento da pressão de fundo do poço; a Figura 35 mostra o comportamento da pressão no *choke* e a Figura 36 mostra o comportamento da pressão na superfície.

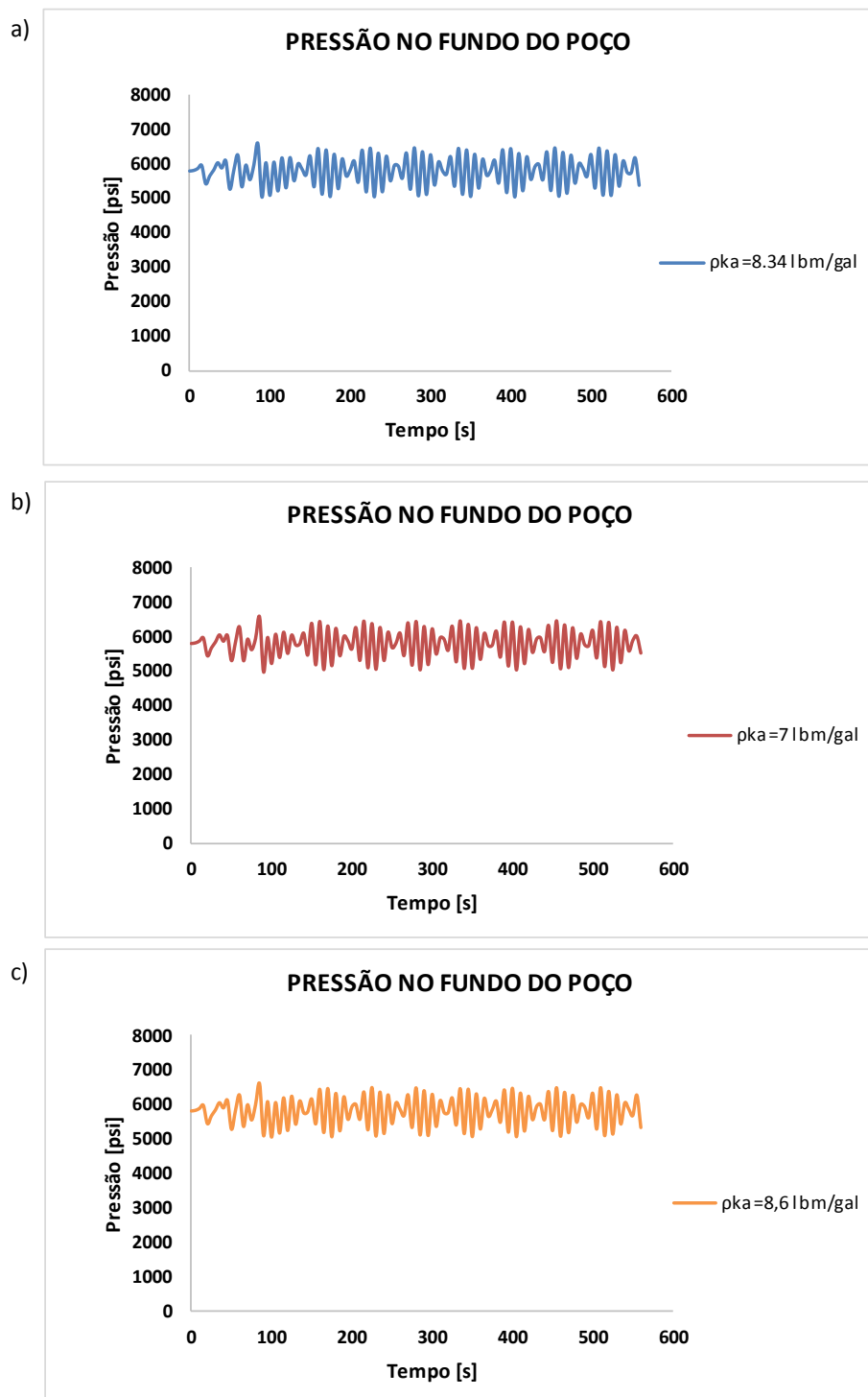


Figura 34: a) Pressão no fundo do poço usando água doce na região do kick, b) Pressão no fundo do poço usando óleo na região do kick e c) Pressão no fundo do poço usando água salgada na região do kick

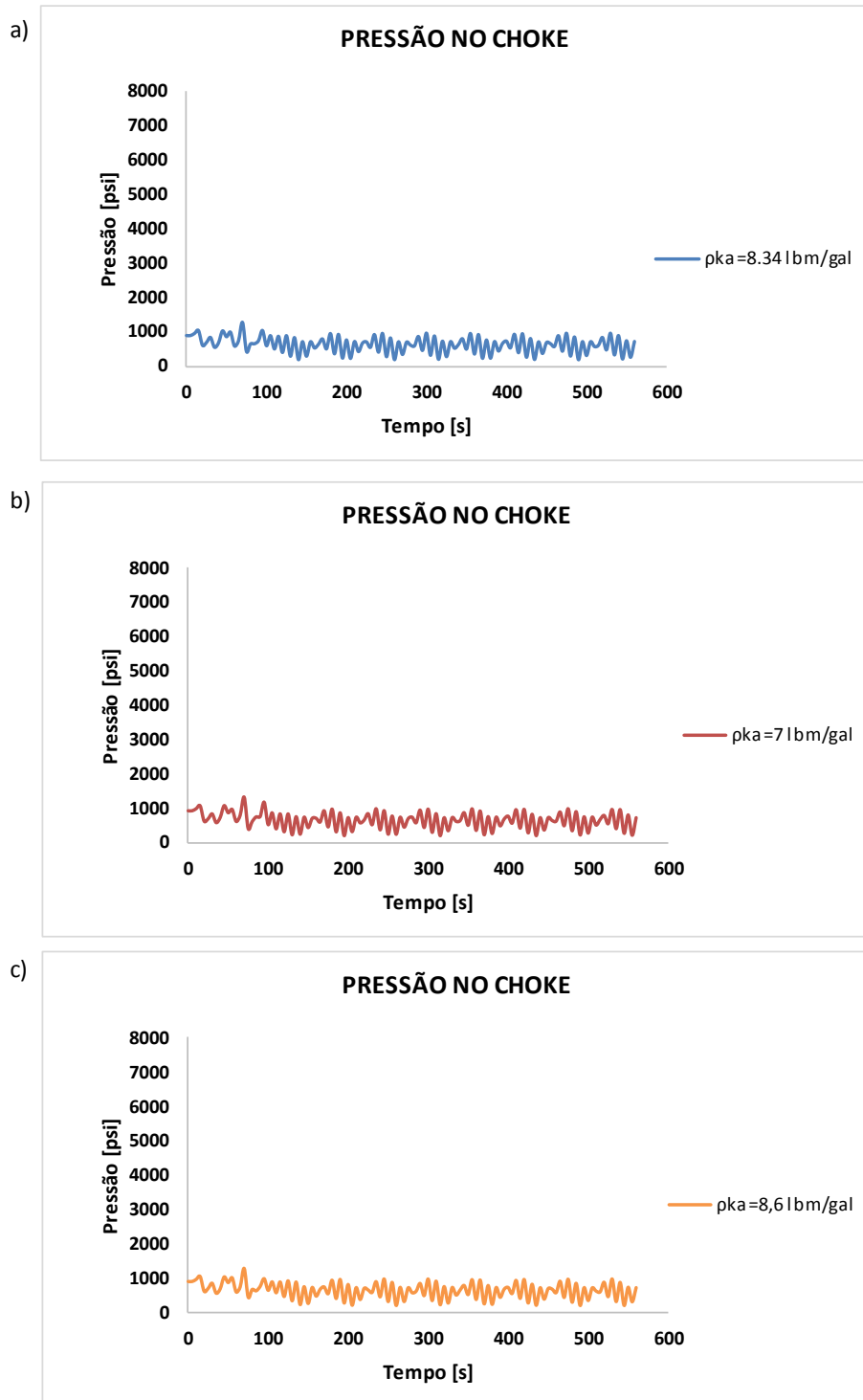


Figura 35: a) Pressão no choke usando água doce na região do kick, b) Pressão no choke usando óleo na região do kick e c) Pressão no choke usando água salgada na região do kick

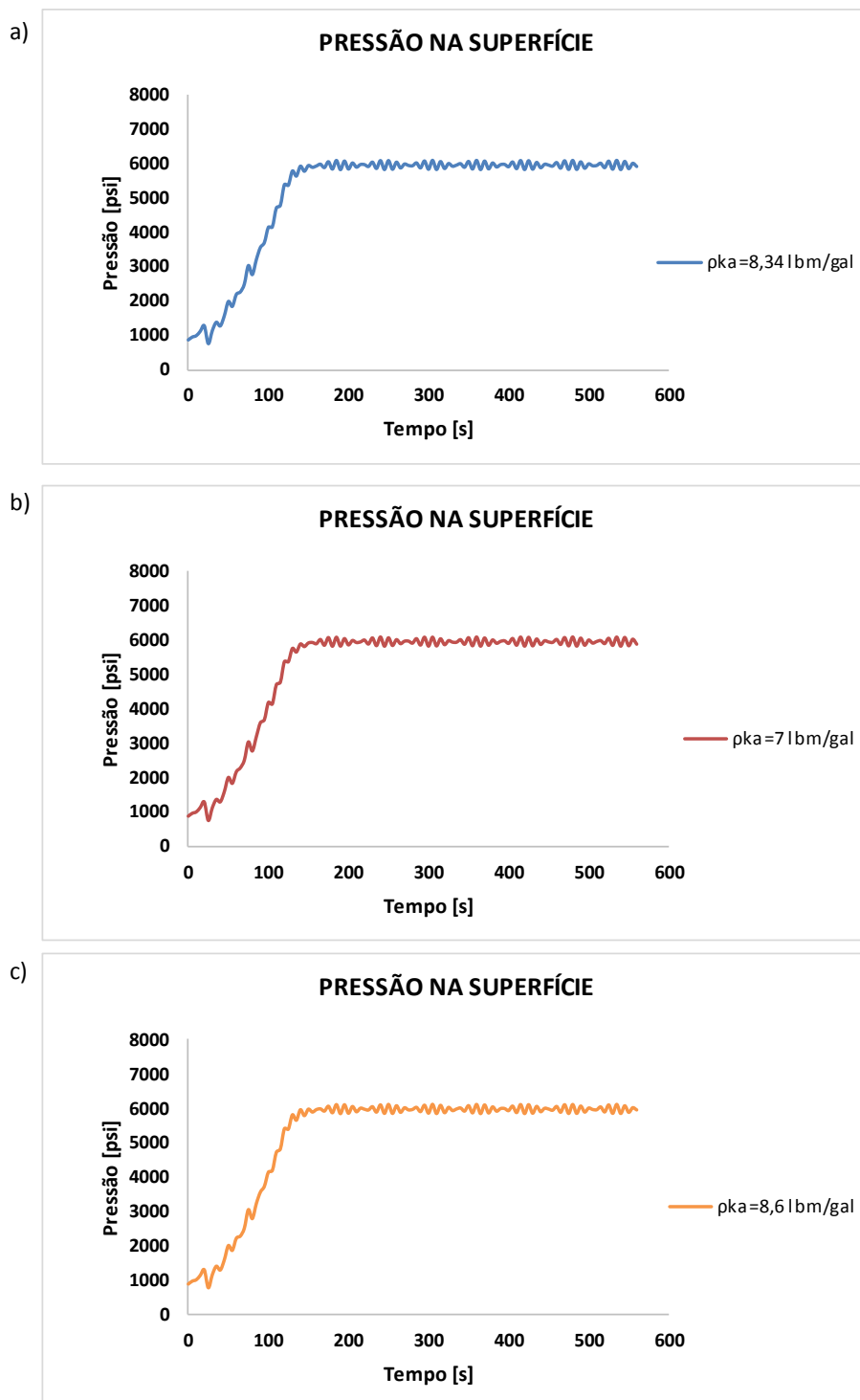


Figura 36: a) Pressão na superfície usando água doce na região do kick, b) Pressão na superfície usando óleo na região do kick e c) Pressão na superfície usando água salgada na região do kick

Como a pressão na superfície é função da pressão no fundo do poço, é previsível que, com um aumento da massa específica da região do kick, a pressão na superfície aumente, pois há um aumento da pressão no fundo do poço, apesar de não ser tão perceptível. E o inverso também ocorre com a redução da massa específica.

8.3 Influência do controle do *choke*

O controle da abertura do *choke* é feito em função da pressão de fundo. Na prática, o controle da pressão de fundo é feito pelo controle da pressão de injeção na superfície (em $i=0$) enquanto o poço está sendo circulado (isto ocorre quando não é possível inferir a pressão de fundo).

Quando a pressão de fundo for maior que a pressão da formação acrescida da tolerância máxima, é somado um valor de controle ao diâmetro do *choke*.

Quando a pressão de fundo for menor que a pressão da formação acrescida da tolerância mínima, é subtraído um valor de controle do diâmetro do *choke*.

Nesta seção, será usado o caso inicial variando apenas o valor de controle do *choke*. Os gráficos desta seção são para controle sendo: 0,005 (caso inicial); 0,003; 0,001.

Os resultados obtidos permitem observar que a circulação de um *kick* no poço é um problema de controle, pois à medida que o valor do controle é reduzido, mais estáveis ficam as pressões, ou seja, observam-se curvas menos oscilatórias devido ao controle mais estreito do *choke*.

As Figuras abaixo mostram o comportamento da pressão para cada valor de controle do *choke* variado em relação ao caso inicial. A Figura 37 mostra o comportamento da pressão de fundo do poço; a Figura 38 mostra o comportamento da pressão no *choke* e a Figura 39 mostra o comportamento da pressão na superfície.

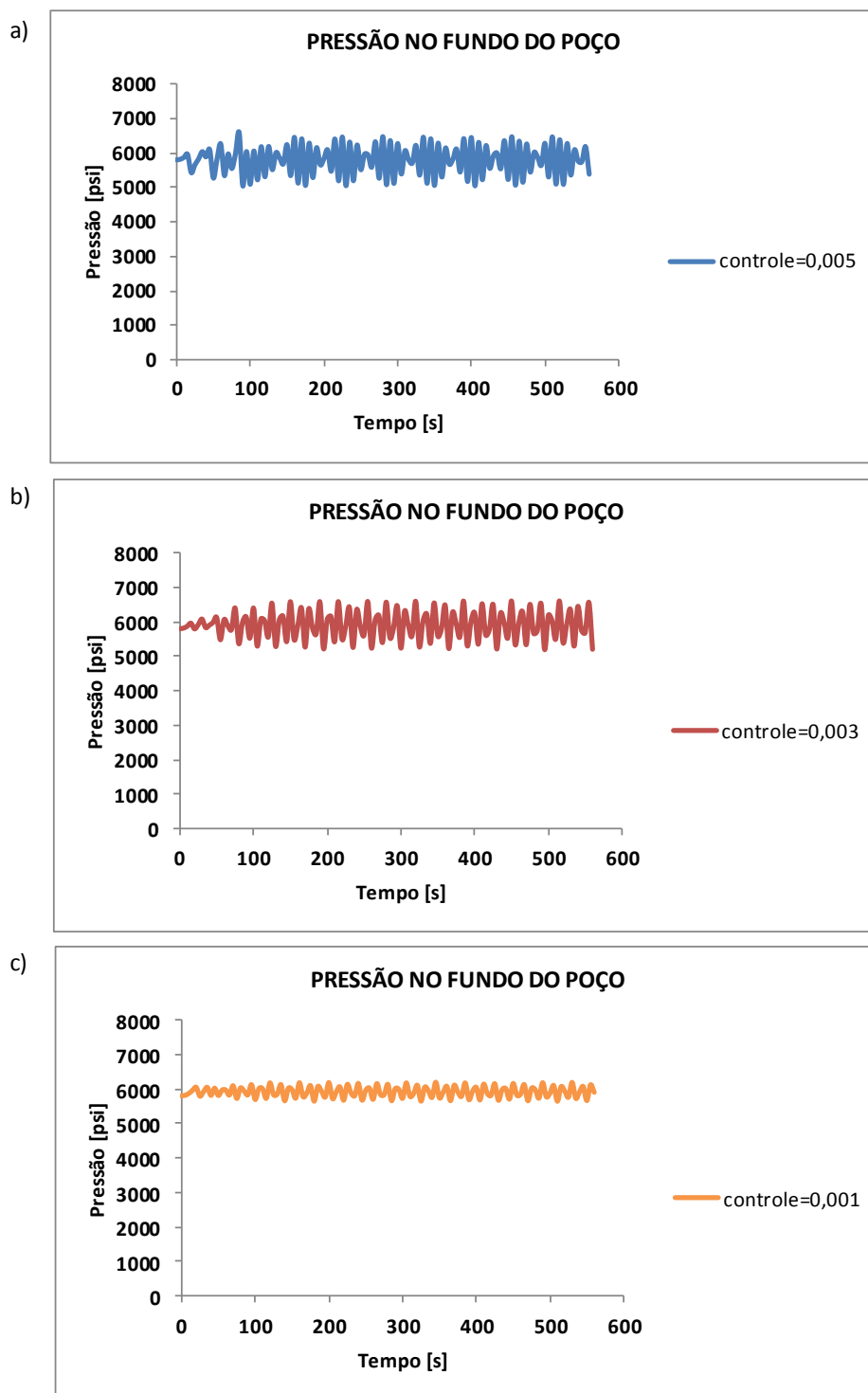


Figura 37: a) Pressão no fundo do poço para controle sendo 0,005, b) Pressão no fundo do poço para controle sendo 0,003 e c) Pressão no fundo do poço para controle sendo 0,001

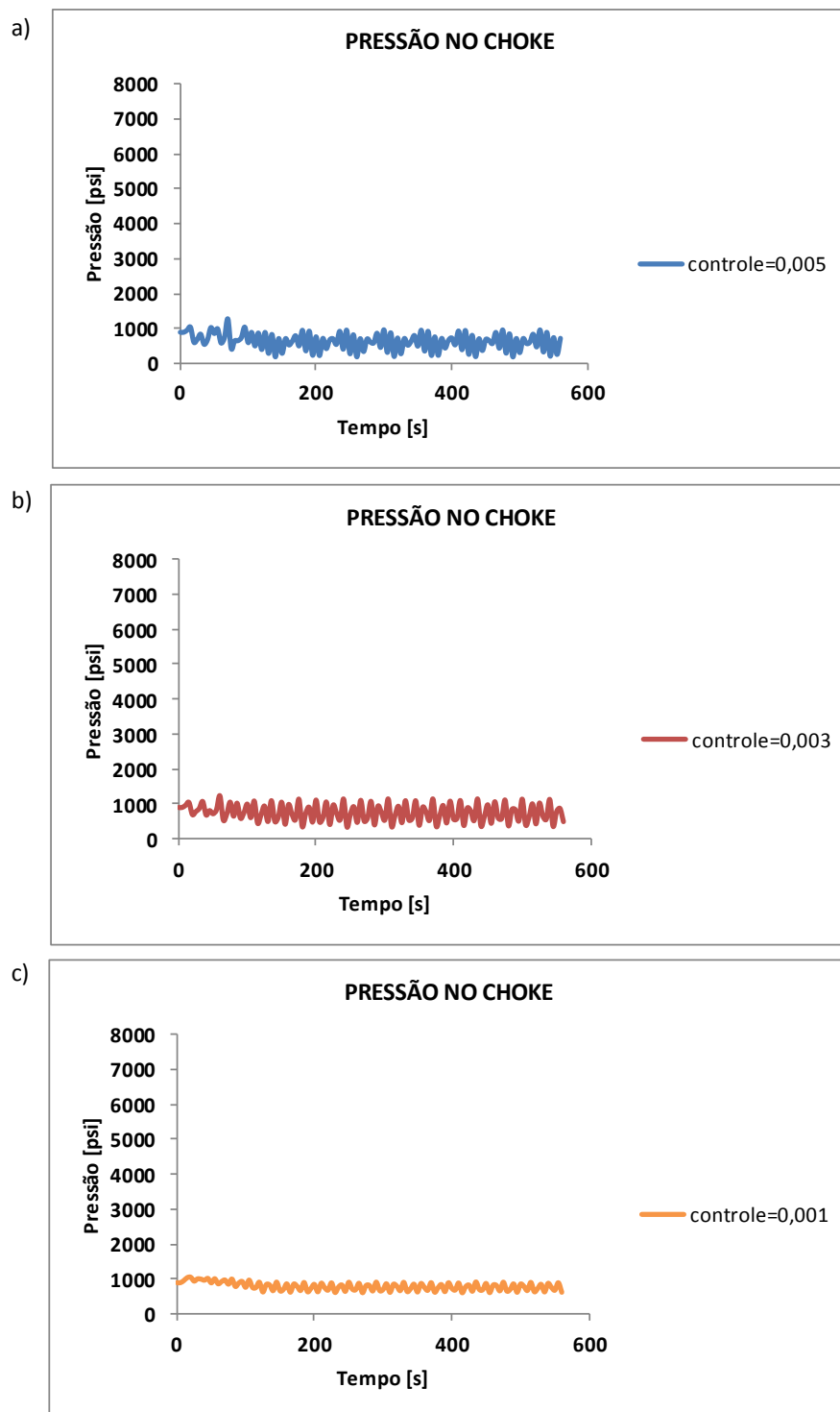


Figura 38: a) Pressão no choke para controle sendo 0,005, b) Pressão no choke para controle sendo 0,003 e c) Pressão no choke para controle sendo 0,001

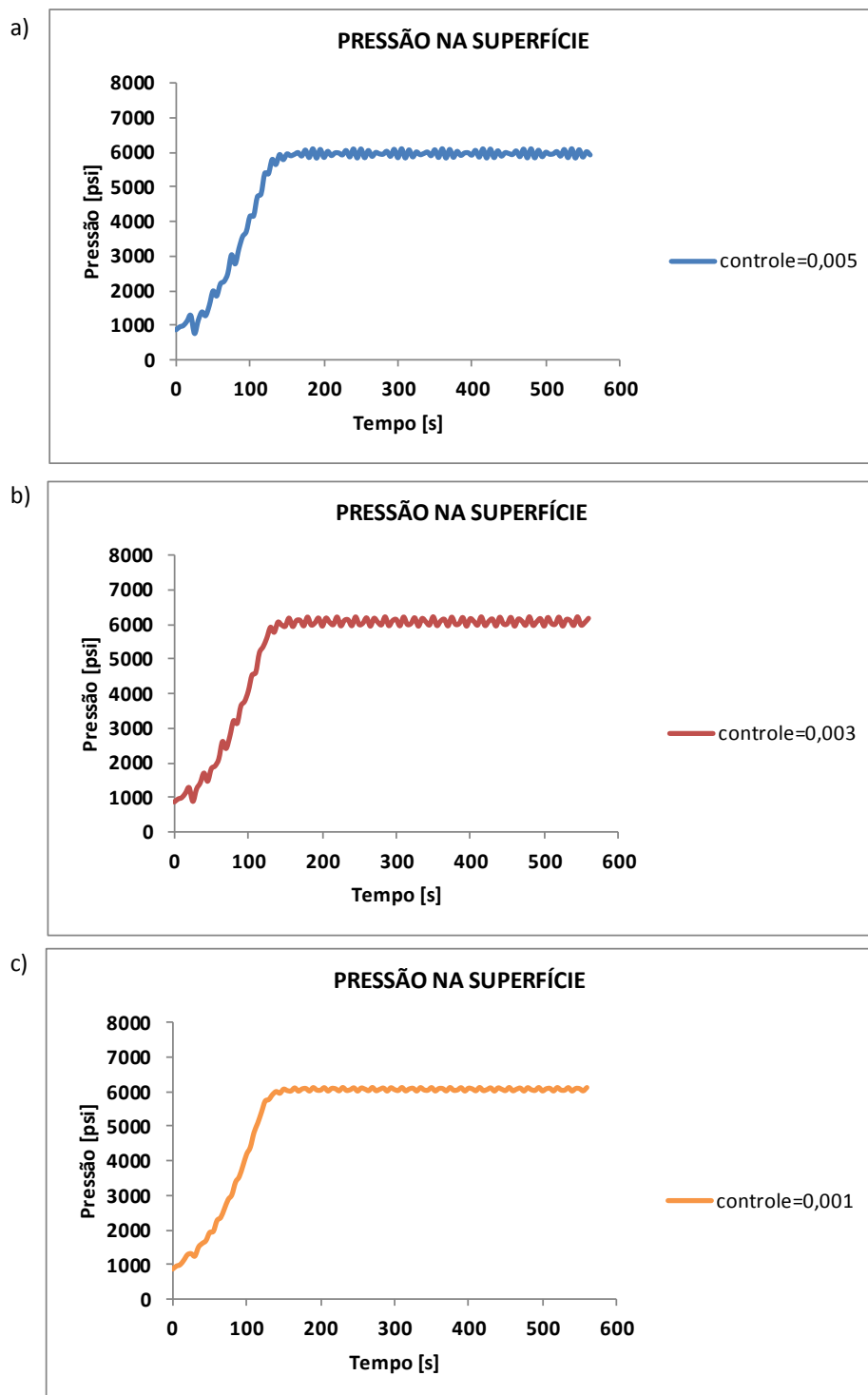


Figura 39: a) Pressão na superfície para controle sendo 0,005, b) Pressão na superfície para controle sendo 0,003 e c) Pressão na superfície para controle sendo 0,001

9. Conclusão

Os simuladores de kick permitem 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*.

Nesta pesquisa é apresentado o desenvolvimento de um modelo matemático e numérico para simular a propagação da pressão em um poço de perfuração durante a ocorrência de um influxo da formação para o poço.

A análise de sensibilidade permitiu identificar que a circulação de um *kick* é um problema de controle do *choke*. É necessário controlar a abertura do *choke* para manter a pressão no fundo do poço entre limites aceitáveis, de modo a não causar uma fratura e, também, não permitir a entrada de mais *kick* no poço. Além disso, o controle deve levar em conta a tendência de haver faturamento na sapata do revestimento.

Um problema de controle gera uma inércia, pois a resposta é retardada. Assim, quando a pressão fica mais alta, o *choke* é aberto para tentar baixar a pressão. O problema é que a resposta é retardada pelo transporte de informação do *choke* até o fundo do poço. Dessa forma, no caso do controle automático, que é o caso deste programa, o *choke* é aberto em excesso, gerando uma curva oscilatória no tempo.

O método das características permite simplificar o problema e a derivada é calculada ao longo da reta característica, por este motivo a diferença finita é feita de forma explícita. Desta forma, o método das diferenças finitas é estável e convergente.

O modelo apresentado é simples e apresentou resultados satisfatórios, podendo ser útil na indústria petrolífera. Durante a perfuração de poços, é considerável a probabilidade da ocorrência de um *kick*. Se ocorrer um influxo, o modelo pode auxiliar a equipe de engenheiros na segurança do poço. O modelo

prevê a propagação da pressão ao longo do poço, sendo importante para verificar a fratura na sapata do revestimento.

9.1

Recomendações para trabalhos futuros

Como sugestão de trabalho futuro, o mesmo tipo de problema pode ser usado para modelagem em *kick* de gás, cujas equações para região do *kick* encontram-se deduzidas no Apêndice C.

Também pode-se ainda ser estudado o fenômeno de expulsão do fluido invasor, uma vez que a modelagem aqui proposta só contempla a chegada do fluido invasor na altura do *choke*.

Outra sugestão de trabalho futuro seria avaliar o efeito da perda de um jato da broca.

10. Referências Bibliográficas

AARSNES, U.J.F.; HAUGE, E.; GODHAVN, J.M. (2016). Mathematical Modeling Of Gas in Riser. SPE Deepwater Drilling & Completion Conference, Texas.

ANFINSEN, B.T.; ROMMETVEIT, R. (1992). Sensitivity of Early Kick Detection Parameters in Full-Scale Gas Kick Experiments With Oil and Water Based Drilling Muds. IADC/SPE Drilling Conference, New Orleans, Louisiana.

ANTUNES, A.J.M. *et al.* (2014). Método de diferenças finitas para a equação de onda acustica utilizando passos de tempo ajustados localmente. SIMMEC/EMMCOMP 2014, Minas Gerais.

BEZERRA, E. M. (2006). Estudo do Controle de Poço Considerando-se o Comportamento de Fases da Mistura Gás-Líquido. Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), São Paulo.

BOURGOYNE JR *et al* (1991). Applied Drilling Engineering. Society of Petroleum Engineers.

CARMO, F.P. (2008). A Equação de Poisson e a decomposição de Helmholtz-Hodge com operadores SPH. Dissertação de mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

CAMPOS, W. (1986). Variação de pressão em poços de petróleo devida a movimento de colunas. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Ouro Preto, Minas Gerais.

CAMPOS, W.; LAGE, A.C.V.M.; JR.POGGLO,A. (1993). Free-Fall-Effect Calculation Ensures Better Cement-Operation Design. SPE Drilling & Completion.

DAS, A.K.; SMITH, J.R.; FRINK, P.J. (2008). Simulations Comparing Different Initial Responses to Kicks Taken During Managed Pressure Drilling. IADC/SPE Drilling Conference, Florida.

ECONOMIDES, M. J.; HILL, A. D.; ECONOMIDES, C. E. (1994). Petroleum Production Systems. Ed. Prentice Hall.

FARLOW, S.J. (1993). Partial Differential Equations for Scientists and Engineers. Dover Publications, INC.

GALDINO, J.F. *et al* (2015). Análise da Propagação de Pressão em Fluidos de Perfuração durante Kick de Gás. VI Encontro Nacional de Hidráulica de Poços de Petróleo e Gás, Curitiba.

HAUGE, E. *et al*. (2012). A Dynamic Model of Percolating Gas in a Wellbore. SPE Drilling & Completion.

HOVLAND, F.; ROMMETVEIT, R. (1992). Analysis of Gas-Rise Velocities From Full-Scale Kick Experiments. 67th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, Washington.

ILFREY, W.T. *et al*. (1977). Circulating Out Gas Kicks in Deepwater Floating Drilling Operations. 52nd Annual Fall Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers of AIME, Colorado.

LAGE, A.C.V.M. (1990). Simulação do Controle de Poços de Petróleo em Erupção. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE), Rio de Janeiro.

LAGE, A.C.V.M. e NAKAGAWA, E.Y. (1994) Kick and Blowout Control Developments for Deepwater Operations. IADC/SPE Drilling Conference, Dallas.

LAGE, A.C.V.M. *et al* (1994) Experimental Tests for Gas Kick Migration Analysis. III Latin American/Caribbean Petroleum Engineering Conference, Buenos Aires, Argentina.

LEBLANC, J.L. e LEWIS, R.L. (1968). A Mathematical Model of a Gas Kick, Journal of Petroleum Technology, Vol. 103, p. 888 – 898.

MOREIRA, B.C. (2012). Usando Diferenças Finitas e Equação de Onda em uma Abordagem em GPU para Áudio em Games. Dissertação de mestrado, Universidade Federal Fluminense (UFF), Rio de Janeiro.

NUNES, J. O. L. (2002). Estudo do Controle de Poços em Operações de Perfuração em Águas Profundas e Ultra Profundas. Dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), São Paulo.

PEREIRA, R.F.M.; RIBEIRO, P.R. (2007). Simulação do Controle de Poços de Gás. 4º PDPETRO, Campinas, São Paulo.

RECORDS, L.R., (1972). Mud system and well control, Petroleum Engineering, Vol. 44, p.97-108.

REZMER-COOPER *et al* (1996). Complex Well Control Events Accurately Represented by an Advanced Kick Simulator. SPE European Petroleum Conference, Milão, Itália.

ROBERTS *et al* (2013). Drillers' Situation Awareness, SPE Offshore Europe Oil and Gas Conference and Exhibition, Aberdeen, UK.

SOLIS (2014). Caracterização reológica de fluido tixotrópico, Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica (PUC), Rio de Janeiro.

TANNEHILL *et al* (1997). Computacional Fluid Dynamics and Heat Transfer. 2a edição. Ed. Taylor & Francis.

TARVIN *et al* (1991). Analysis of a Gas Kick Taken in a Deep Well Drilled With Oil-Based Mud. 66th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, Dallas, Texas.

Apendice A

Dados de entrada do Programa

Tabela 1: Dados de entrada de Programa

DADOS DE ENTRADA	VALOR	UNIDADE
Profundidade do poço	10.000	ft
Posição da sapata no anular em relação à superfície	5.000	ft
Diâmetro interno do <i>drillpipe</i>	4	in
Diâmetro externo do <i>drillpipe</i>	5	in
Diâmetro do poço	8	in
Número de jatos na broca	3	-
Diâmetro dos jatos de broca	0,4688	in
Coeficiente de descarga dos jatos de broca	0,98	-
Abertura máxima do choke	3	in
Coeficiente de descarga do choke	0.98	-
Gradiente de pressão de poros	0,58	psi/ft
Vazão reduzida de circulação	100	gpm
Velocidade de aumento da vazão reduzida de circulação	Qred/120	gpm/s
Massa específica do fluido de perfuração	9,5	lbm/gal
Viscosidade plástica do fluido de perfuração	5	cp
Limite de escoamento do fluido de perfuração	2	lbf/100 ft ²
Compressibilidade do fluido de perfuração	0,000004	psi ⁻¹

Temperatura do poço	560	°R
Passo de tempo	0,01	dt
Posição inicial do <i>kick</i> no anular	9.534	ft
Comprimento inicial da região do kick	410	ft
Massa específica da região do <i>kick</i>	8,34	lbm/gal
Viscosidade da região do <i>kick</i>	1	cp
Limite de escoamento da região do <i>kick</i>	0	cp
Compressibilidade da região do <i>kick</i>	0,000003	psi ⁻¹

Apendice B **Modelagem para *kick* de gás**

Neste Apêndice, são estabelecidas as premissas fundamentais para o desenvolvimento de um simulador utilizado no estudo de controle de poço. O cenário utilizado na simulação de *kick*, inicialmente será baseado no cenário usado por Bourgoyne et al. (1986), conforme mostra a Figura 40, a partir do qual serão aplicadas as equações de conservação de massa e de quantidade de movimento.

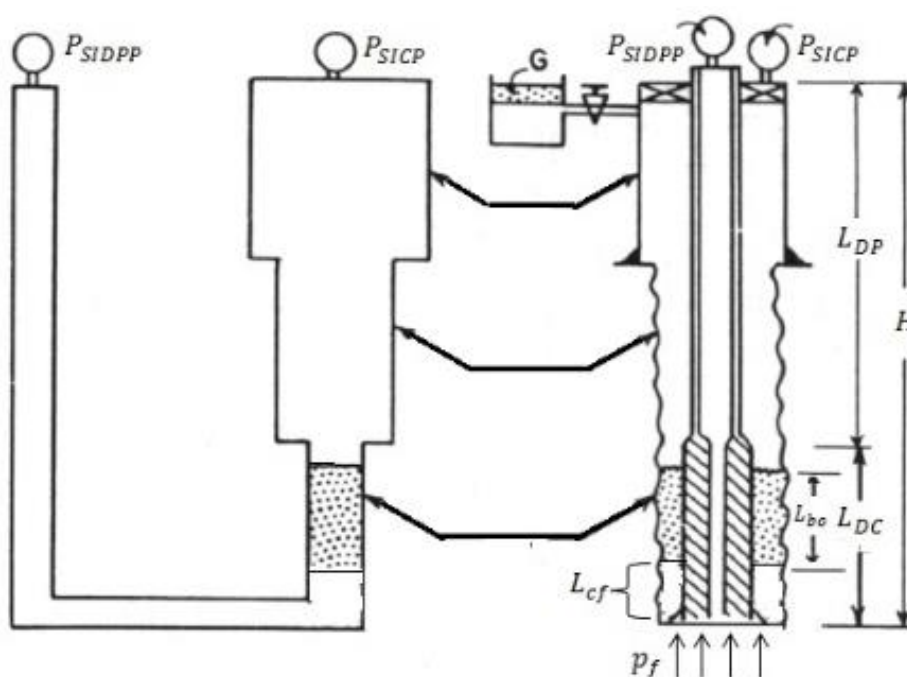


Figura 40: Esquemático do poço para modelagem de kick de gás

O poço mostrado acima é um poço terrestre (*onshore*) que possui 10.000 *ft* (*H*) de profundidade (equivale a 3.048m), onde 1.500 *ft* são dados pelos comandos (L_{DC}) e 8.500 *ft* pelos *drillpipes* (L_{DP}). Este poço será representado como tubo em U.

Será desprezada a variação de diâmetro dentro da coluna. Dessa forma, uma simplificação adotada para este problema será considerar o diâmetro do poço igual ao diâmetro do revestimento, ou seja, a coluna composta apenas por *drillpipes*.

Será considerada também a região dos jatos de broca e da sapata do revestimento. No espaço anular, tem-se o escoamento monofásico (representado somente por bolhas de gás) subindo em direção à superfície, sem nenhuma variação de diâmetro. Essa simplificação ajudará a visualizar os efeitos desejados no simulador.

A região de gás encontra-se à 466 *ft* do fundo do poço e possui cerca de 410 *ft* de extensão (L_{bo}). O trecho abaixo da região de gás é denominado colchão de fluido e de comprimento L_{cf} . A região do anular compreendida entre a região de gás e a saída do poço possui 9.124 *ft* de comprimento (L_{an}) e é preenchida somente com fluido de perfuração.

A pressão no interior da coluna de perfuração é dada por P_{SIDPP} e a pressão no revestimento é dada por P_{SICP} . Na altura da sapata do revestimento, será investigada a pressão, pois é uma região onde pode ocorrer fratura. Se a pressão na sapata for maior que o gradiente de fraturamento, irá fraturar a sapata.

O esquema da malha de nós desde a entrada do poço até a saída é o mesmo representado na Figura 23.

A situação apresentada acima será a condição inicial para o problema, cuja solução será a circulação das bolhas de gás até a superfície, ou seja, até a altura do *choke*.

No início, a vazão Q é igual à zero, ou seja, não está ocorrendo injeção de fluido no poço e as bolhas de gás encontram-se estacionárias na região anular.

Do lado de fora do poço, tem-se a pressão atmosférica p_{atm} e do lado de dentro, tem-se a pressão da formação (pressão do reservatório) que é 5.800 psig (p_f).

Hipóteses e simplificações a serem adotadas

O escopo da modelagem pode considerar:

- Poço terrestre e vertical;
- Poço sem linha de *choke*, ou seja, escoamento direto para o poço;
- *Kick* de gás, onde o gás é considerado sendo metano;
- Diâmetro do poço constante (ou seja, diâmetro do poço igual ao diâmetro do revestimento);
- Tubo liso, isto é, sem rugosidades;

- Método do sondador;
- Fluido de perfuração base água;
- Modelo reológico: fluido de Bingham
- Fluido incompressível dentro da coluna;
- Considera-se uma parte do espaço anular contendo gás;
- Compressibilidade do gás inicialmente presente na região anular;
- Não ocorre reação química entre o gás e o fluido de perfuração;
- Não ocorre mudança de fase durante a circulação;
- Escorregamento entre a fase líquida e a fase gasosa;
- Durante a remoção do *kick*, a pressão no fundo do poço é mantida constante e igual à pressão da formação e são contabilizadas as perdas de carga devido à fricção no espaço anular calculadas na vazão reduzida de circulação;
- O fluido de perfuração está em equilíbrio térmico com a formação;
- O escoamento é isotérmico, ou seja, a temperatura do sistema é considerada constante;
- Tubo de paredes rígidas, isto é, não há expansibilidade do poço;
- Aumento da velocidade do fluido de perfuração acima do trecho contendo gás devido à expansão do gás;

Condições Iniciais

Na condição inicial para simulação do problema, o *kick* não está sendo circulado. Será considerado que a região monofásica encontra-se cerca de 466 ft (L_{cf}) acima do fundo do poço. No instante inicial, o comprimento da região de gás é de 410 ft (L_{bo}), e o poço é considerado estático.

A circulação do *kick* pelo espaço anular ocorre depois de iniciada a injeção no poço e só termina depois que todo gás alcança a superfície.

Não é considerada fração de vazios (α), pois o gás é considerado como sendo gás ideal, ou seja, fator de compressibilidade (z) igual à 1. Depois de iniciada a injeção no poço, as bolhas de gás irão subir em direção à superfície e, conseqüentemente, a região monofásica aumentará de comprimento. Desta forma,

o colchão de fluido abaixo dessa região aumentará de tamanho e o comprimento da região anular acima da bolha de gás irá diminuir de tamanho.

Cálculo das propriedades para região de gás

O fator de compressibilidade do gás (z) está relacionado com a variação de volume de um determinado volume de gás devido à mudança nas condições de pressão e temperatura. O fator compressibilidade é função da gravidade específica do gás, da pressão e da temperatura, conforme mostrado abaixo:

$$z = f(gg, P, T) \quad (B-1)$$

onde gg é a gravidade específica do gás, P é a pressão e T é a temperatura.

Considerando a relação de gás ideal, logo a compressibilidade do gás será igual a um.

A densidade do gás (ρ_g) será dada por:

$$\rho_g = \frac{p M}{zRT} \quad (B-2)$$

onde p é a pressão variando ponto a ponto, M é a massa molecular do metano e R é a constante universal dos gases.

Considerando o escoamento sendo isotérmico e o gás sendo metano, a compressibilidade do gás é obtida por:

$$c_g = \frac{1}{z} \frac{dz}{dp} + \frac{1}{p} \quad (B-3)$$

onde a primeira parcela depois da igualdade é anulada, pois é considerado gás ideal. Logo, a compressibilidade do gás será dada por:

$$c_g = \frac{1}{p} \quad (B-4)$$

onde p é a pressão variando ponto a ponto.

A velocidade do som na região do kick (região composta por bolhas de gás) será dada de forma similar a velocidade do som no fluido de perfuração, conforme mostra a Eq.(B -5).

$$v_{sb} = \sqrt{\frac{g_c f}{\rho_g c_g}} \quad (B-5)$$

Com a introdução de g_c e f na equação acima fica mais fácil usar unidades de campo.

Cálculo de velocidade e pressão para a base da bolha

A Figura 41 mostra o esquema de diferenças finitas usado para o cálculo dos nós da região monofásica.

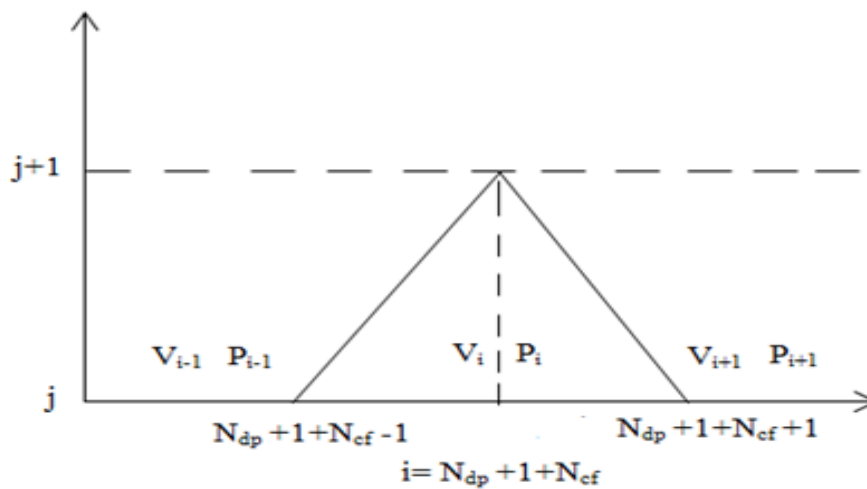


Figura 41: Esquema para Cálculo do Nó para a base da bolha

Para a condição de contorno de nó $N_{dp} + 1 + N_{cf} - 1$ (nó anterior ao nó correspondente à base da bolha) e o nó i (base da bolha), o cálculo da velocidade é feito através da equação característica entre esses dois nós, conforme ilustrado pela Figura 42.

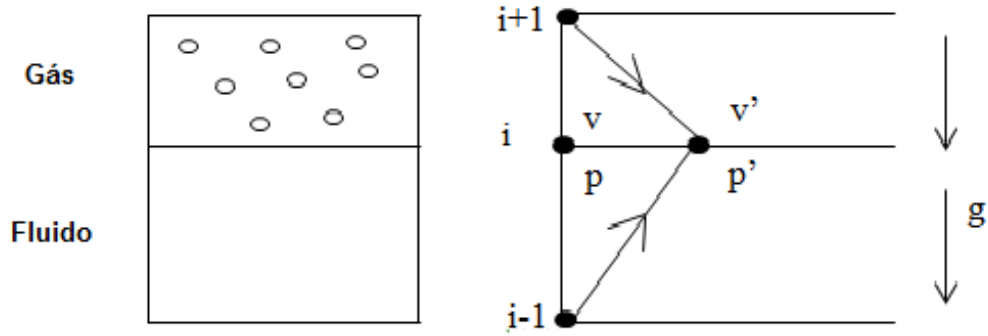


Figura 42: Esquema para base da bolha

A partir da Eq. (52), chega-se à:

$$\frac{v'_1 - v_{i-1}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho v_{s2}} \frac{p'_1 - p_{i-1}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} + g = 0 \quad (B-6)$$

Usando a outra equação característica para o nó i e o nó $N_{dp} + 1 + N_{cf} + 1$ (primeiro nó dentro da região de gás), obtém-se:

$$\frac{v'_1 - v_{i+1}}{\Delta t} - \left(\frac{1}{\rho_g v_{sb}} \right)_{i+1} \frac{p'_1 - p_{i+1}}{\Delta t} + \left(\frac{1}{\rho_g} \right)_{i+1} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1} + g = 0 \quad (B-7)$$

Assumindo:

$$c_1 = \frac{1}{\rho v_{s2}} \quad (B-8)$$

$$c_2 = \frac{1}{\rho_{g_{i+1}} v_{sb_{i+1}}} \quad (B-9)$$

Subtraindo as Eqs. (B-6) e (B-7) e simplificando, chega-se à:

$$p'_1 = \frac{p_{i-1}c_1 + p_{i+1}c_2}{c_1 + c_2} - \left[\frac{\frac{\Delta t}{\rho} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - \frac{\Delta t}{\rho g_{i+1}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1}}{c_1 + c_2} \right] - \frac{v_{i+1} - v_{i-1}}{c_1 + c_2} \left(\frac{1}{g_c f} \right) \quad (B-8)$$

A velocidade para a base da bolha é obtida por meio da Eq.(B-6):

$$v'_1 = v_{i-1} - \frac{g_c f}{\rho_f v_{s2}} [p'_1 - p_{i-1}] - \frac{\Delta t g_c f}{\rho_f} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - g \Delta t \quad (B-9)$$

Com a introdução de g_c e f nas equações acima fica mais fácil usar unidades de campo para p'_1 e v'_1 .

Cálculo de velocidade e pressão dentro da bolha

Para os nós localizados dentro da região da bolha, o cálculo da velocidade é feito através da equação característica, conforme mostrado pela Figura 43.

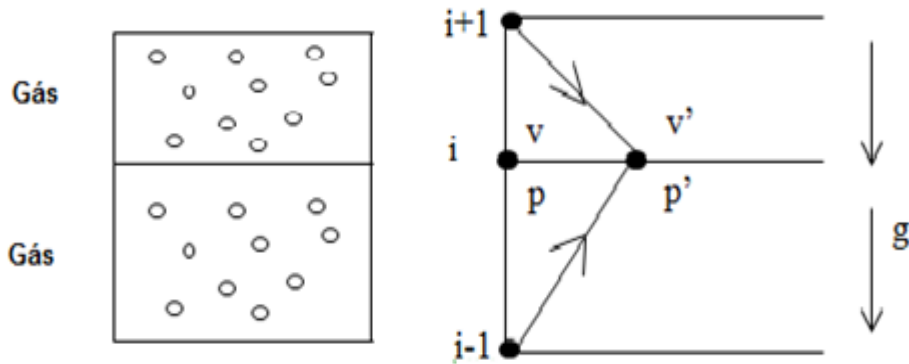


Figura 43: Esquema para dentro da bolha

A partir da Eq. (52), chega-se à:

$$\frac{v'_1 - v_{i-1}}{\Delta t} + \left(\frac{1}{\rho g_{i-1} v_{sb i-1}} \right) \frac{p'_1 - p_{i-1}}{\Delta t} + \left(\frac{1}{\rho g_{i-1}} \right) \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} + g = 0 \quad (B-10)$$

Usando agora outra equação característica, obtém-se:

$$\frac{v'_1 - v_{i+1}}{\Delta t} - \left(\frac{1}{\rho_{g_{i+1}} v_{sb_{i+1}}} \right) \frac{p'_1 - p_{i+1}}{\Delta t} + \left(\frac{1}{\rho_{g_{i+1}}} \right) \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1} + g = 0 \quad (B-11)$$

Assumindo:

$$c_3 = \frac{1}{\rho_{g_{i-1}} v_{sb_{i-1}}} \quad (B-12)$$

$$c_4 = \frac{1}{\rho_{g_{i+1}} v_{sb_{i+1}}} \quad (B-13)$$

Subtraindo as Eqs. (B-10) e (B-11) e simplificando, chega-se à:

$$p'_1 = \frac{p_{i-1}c_3 + p_{i+1}c_4}{c_3 + c_4} - \left[\frac{\frac{\Delta t}{\rho_{g_{i-1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - \frac{\Delta t}{\rho_{g_{i+1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1}}{c_3 + c_4} \right] - \frac{v_{i+1} - v_{i-1}}{c_3 + c_4} \left(\frac{1}{g_c f} \right) \quad (B-14)$$

A velocidade para a base da bolha é obtida por meio da Eq.(B-10):

$$v'_1 = v_{i-1} - \frac{g_c f}{\rho_{g_{i-1}} v_{sb_{i-1}}} [p'_1 - p_{i-1}] - \frac{\Delta t g_c f}{\rho_{g_{i-1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - g \Delta t \quad (B-15)$$

Com a introdução de g_c e f nas equações acima fica mais fácil usar unidades de campo para p'_1 e v'_1 .

Cálculo de velocidade e pressão para o topo da bolha

Para a condição de contorno de nó entre i e o nó $N_{dp} + 1 + N_{cf} + N_{bo} - 1$, o cálculo da velocidade é feito através da equação característica entre esses dois nós, conforme mostrado pela Figura 44.

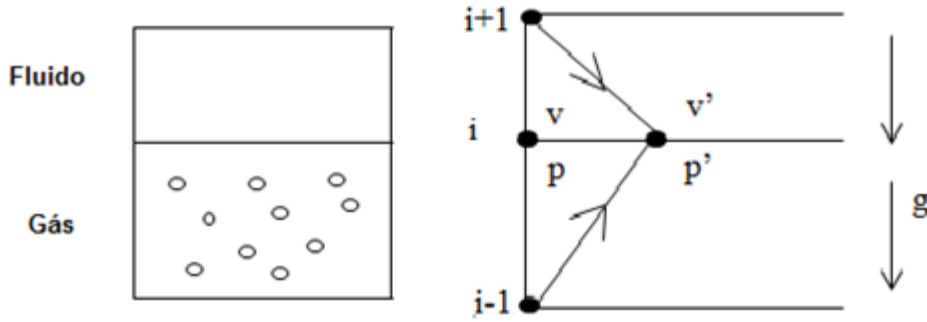


Figura 44: Esquema para topo da bolha

A partir da Eq. (52), chega-se à:

$$\frac{v'_1 - v_{i-1}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho_{g_{i-1}} v_{sb_{i-1}}} \frac{p'_1 - p_{i-1}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho_{g_{i-1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} + g = 0 \quad (B-16)$$

Usando agora outra equação característica para o nó i e o nó $N_{dp} + 1 + N_{cf} + N_{bo} + 1$, obtém-se:

$$\frac{v'_1 - v_{i+1}}{\Delta t} - \frac{1}{\rho_f v_{s2}} \frac{p'_1 - p_{i+1}}{\Delta t} + \frac{1}{\rho_f} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1} + g = 0 \quad (B-17)$$

Assumindo:

$$c_5 = \frac{1}{\rho_{g_{i-1}} v_{sb_{i-1}}} \quad (B-18)$$

$$c_6 = \frac{1}{\rho_f v_{s2}} \quad (B-19)$$

Subtraindo as Eqs. (B-16) e (B-17) e simplificando, chega-se à:

$$p'_1 = \frac{p_{i-1}c_5 + p_{i+1}c_6}{c_5 + c_6} - \left[\frac{\frac{\Delta t}{\rho_{g_{i-1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - \frac{\Delta t}{\rho_f} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i+1}}{c_5 + c_6} \right] - \frac{v_{i+1} - v_{i-1}}{c_5 + c_6} \left(\frac{1}{g_c f} \right) \quad (B-20)$$

A velocidade para a base da bolha é obtida por meio da Eq.(B-16):

$$v'_1 = v_{i-1} - \frac{g_c f}{\rho_{g_{i-1}} v_{sb_{i-1}}} [p'_1 - p_{i-1}] - \frac{\Delta t g_c f}{\rho_{g_{i-1}}} \left(\frac{dp_{fric}}{dx} \right)_{i-1} - g \Delta t \quad (B-21)$$

Com a introdução de g_c e f nas equações acima fica mais fácil usar unidades de campo para p'_1 e v'_1 .

Velocidade de escorregamento da bolha

Seguindo a Correlação de Griffith (Economides, 1994), a velocidade de escorregamento da bolha, v_{slip} , é adotada como 0,8 ft/s como hipótese *ad hoc*. É considerado o efeito *fall back*, ou seja, passagem de fluido que vai ficando para parte de trás da bolha. Parte desse fluido é devido à vazão que é injetada no poço. O efeito *fall back* está relacionado com a velocidade de escorregamento da bolha e a vazão injetada está relacionada à velocidade da bolha (esta velocidade é a velocidade referente à região dos *drillpipes* e do colchão de fluido).

Apendice C

Código Computacional desenvolvido em VBA

Neste Apêndice, é apresentado o código computacional usado no Visual Basic do Excel para simular o modelo estudado.

```
Attribute VB_Name = "Módulo1"
Sub simul()
    Dim x(5000), v(5000), p(5000), v1(5000), p1(5000)
    Dim pnovo(5000), vnovo(5000), xnovo(5000)

    posic = 4

'CONSTANTES
    Pi = 3.1415926
    g = 32.2 'ft/s^2 aceleração da gravidade
    gc = 32.2 '(lbm ft)/(lbf s^2) fator de mudança de unidades
    f = 144 'in^2 / f^2 fator de mudança de unidades
    f1 = 7.48 'gal/ft^3 fator de mudança de unidades
    R = 10.73 '(psia ft^3)/(lbmol oR) constante universal dos gases
    M = 16 'lbm/lbmol massa molecular do metano
    patm = 14.7 'psia
    'dtdado = 1 'seg
    pos = 1
    posi = 5
    colu = 36

'DADOS DE ENTRADA - NOTA: provisoriamente a partir do próprio programa
    H = 10000 'ft profundidade do poço vertical
    Hsap = 5000 'ft posição da sapata no anular em relação à superfície
    Hka = 9534 'ft posição inicial da base do kick no anular em relação à superfície
    lka = 410 'ft comprimento inicial do kick de água
    di = 4 'in diâmetro interno da coluna de perfuração
    dp = 8 'in diâmetro do poço
    de = 5 'in diâmetro externo da coluna
    nj = 3 'número de jatos na broca
    dj = 15 / 32 'in diâmetro dos jatos
    Cdj = 0.98 'coeficiente de descarga dos jatos da broca
    dchmax = 3 'in abertura máxima do choke
    Cdc = 0.98 'coeficiente de descarga do choke
    Qred = 100 'gpm vazão reduzida de circulação máxima
    dQrdt = Qred / 120 'gpm/s velocidade de aumento da vazão reduzida de
    circulação
```

$g_{form} = 0.58$ 'psi/ft gradiente de pressão de poros do reservatório
 $\rho_l = 9.5$ 'lbm/gal massa específica do fluido de perfuração
 $\rho_{ka} = 8.34$ 'lbm/gal massa específica do kick de água
 $\mu_{ip} = 5$ 'cp viscosidade plástica do fluido Binghamiano
 $LE = 2$ 'lbf/(100 ft²) limite de escoamento do fluido Binghamiano
 $cf = 0.000004$ 'psi⁻¹ compressibilidade do fluido de perfuração
 $\mu_{ka} = 1$ 'cp viscosidade do kick de água
 $LE_{ka} = 0$ 'cp limite de escoamento do kick de água
 $cf_{ka} = 0.000003$ 'psi⁻¹ compressibilidade do kick de água
 Temperatura = 560 'oR hipótese simplificadora: processo isotérmico
 $\Delta t = 0.01$ 'seg passo de tempo
 $q_r = 0$

'CÁLCULOS PRELIMINARES

$\rho_l = \rho_l * f_1$ 'lbm/ft³ transformação de unidades de lbm/gal para lbm/ft³
 $\rho_{ka} = \rho_{ka} * f_1$ 'lbm/ft³ transformação de unidades de lbm/gal para lbm/ft³
 $A_j = n_j * \pi * d_j^2 / 4$ 'in² Área total dos jatos da broca
 $v_{som} = \sqrt{gc * f / \rho_l / cf}$
 $v_{somka} = \sqrt{gc * f / \rho_{ka} / cf_{ka}}$
 $p_{form} = g_{form} * H$ 'a pressão no fundo do poço deve ser mantida "levemente" maior do que a p_{form}
 $A_i = \pi * d_i^2 / 4$ 'in² área da seção transversal do interior da coluna de perfuração
 $A_{an} = \pi * (d_p^2 - d_e^2) / 4$ 'in² área da seção transversal do espaço anular
 $A_{chokemax} = \pi * d_{chmax}^2 / 4$ 'in² área da choke valve em in²
 $x_{sap} = 2 * H - H_{sap}$
 $\Delta t_{dado} = 5$ 'seg
 '-----

'CONDIÇÃO INICIAL. MALHA INICIAL E CÁLCULO DE $v(i)$ e $p(i)$ no tempo $t=0$
 tempo = 0 'seg tempo decorrido
 $q_r = 0$ 'gpm vazão de circulação é zero no início
 $d_{choke} = 0$

'DISCRETIZAÇÃO DO INTERIOR DA COLUNA DE PERFURAÇÃO

$\Delta x = v_{som} * \Delta t$ 'ft discretização do interior da coluna. Preliminar.
 $ndp\% = \text{Int}(H / \Delta x + 0.5)$ 'número de nós no interior deve ser inteiro
 $\Delta x_1 = H / ndp\%$ 'ft correção de Δx para levar em conta que $ndp\%$ é inteiro
 $v_{som1} = \Delta x_1 / \Delta t$ 'ft/s aproximação de v_{som} para que $ndp\%$ fosse inteiro
 'pressão e velocidade no interior da coluna de perfuração
 For $i = 0$ To $ndp\%$
 $x(i) = i * \Delta x_1$
 $v(i) = 0$
 $p(ndp\% - i) = p_{form} - i * \rho_l * g * \Delta x_1 / gc / f$
 Next i

'DISCRETIZAÇÃO DO COLCHÃO DE FLUIDO ABAIXO DO KICK DE ÁGUA

$lcf = H - H_{ka}$ 'ft comprimento do colchão igual à posição do kick de água em relação ao fundo do poço.

$dx = v_{som} * dt$ 'ft discretização da região do colchão abaixo do fluido. Preliminar.

$ncf\% = \text{Int}(lcf / dx + 0.5)$ 'número de nós abaixo do kick deve ser inteiro

$dx2 = lcf / ncf\%$ 'aproximação de dx para a região do colchão de fluido

$v_{som2} = dx2 / dt$ 'ft/s aproximação de v_{som} para que $ncf\%$ fosse inteiro

$x(ndp\% + 1) = x(ndp\%)$

For $i = ndp\% + 1 + 1$ To $ndp\% + 1 + ncf\%$

$x(i) = x(i - 1) + dx2$

Next i

'pressão e velocidade ao longo do colchão de fluido abaixo do kick

For $k = 0$ To $ncf\%$

$v(ndp\% + 1 + k) = 0$

$p(ndp\% + 1 + k) = p_{form} - k * \rho_l * g * dx2 / gc / f$

Next k

'DISCRETIZAÇÃO DO INTERIOR DO KICK DE ÁGUA

$dx = v_{somka} * dt$ 'ft discretização da região do kick de água. Preliminar.

$nka\% = \text{Int}(lka / dx + 0.5)$ 'número de nós dentro o kick deve ser inteiro

$dxka = lka / nka\%$ 'aproximação de dx para a região do colchão de fluido

$v_{somka} = dxka / dt$ 'ft/s aproximação de v_{somka} para que $nka\%$ fosse inteiro

For $i = ndp\% + 1 + ncf\% + 1$ To $ndp\% + 1 + ncf\% + nka\%$

$x(i) = x(i - 1) + dxka$

Next i

'pressão e velocidade ao longo do kick de água

For $k = 1$ To $nka\%$

$v(ndp\% + 1 + ncf\% + k) = 0$

$p(ndp\% + 1 + ncf\% + k) = p(ndp\% + 1 + ncf\%) - k * \rho_{ka} * g * dxka / gc / f$

Next k

'DISCRETIZAÇÃO DO COLCHÃO DE FLUIDO ACIMA DO KICK

$lan = H - lcf - lka$ 'ft comprimento igual à profundidade do poço menos os comprimentos do colchão e do kick

$dx = v_{som} * dt$ 'ft discretização da região do colchão abaixo do fluido. Preliminar.

$nan\% = \text{Int}(lan / dx + 0.5)$ 'número de nós acima do kick deve ser inteiro

$dx3 = lan / nan\%$ 'aproximação de dx para a região do colchão de fluido

$v_{som3} = dx3 / dt$ 'ft/s aproximação de v_{som} para que $ncf\%$ fosse inteiro

For $i = ndp\% + 1 + ncf\% + nka\% + 1$ To $ndp\% + 1 + ncf\% + nka\% + nan\%$

$x(i) = x(i - 1) + dx3$

Next i

'PRESSÃO E VELOCIDADE NO ANULAR ACIMA DO KICK

For $k = 1$ To $nan\%$

$v(ndp\% + 1 + ncf\% + nka\% + k) = 0$

$p(ndp\% + 1 + ncf\% + nka\% + k) = p(ndp\% + 1 + ncf\% + nka\%) - k * \rho_l * g * dx3 / gc / f$

Next k

'Saída de dados para gráfico

```
Cells(4 + pos, 2) = tempo
Cells(4 + pos, 3) = v(0)
Cells(4 + pos, 4) = p(0)
Cells(4 + pos, 5) = v(ndp%)
Cells(4 + pos, 6) = p(ndp%)
Cells(4 + pos, 7) = v(ndp% + 1)
Cells(4 + pos, 8) = p(ndp% + 1)
Cells(4 + pos, 9) = v(ndp% + 1 + ncf%)
Cells(4 + pos, 10) = p(ndp% + 1 + ncf%)
Cells(4 + pos, 11) = v(ndp% + 1 + ncf% + nka%)
Cells(4 + pos, 12) = p(ndp% + 1 + ncf% + nka%)
Cells(4 + pos, 13) = v(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
Cells(4 + pos, 14) = p(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
Cells(4 + pos, 15) = dchoke
Cells(4 + pos, 16) = qr
Cells(4 + pos, 17) = x(ndp% + 1 + ncf%) - x(ndp% + 1)
Cells(4 + pos, 17) = psap
tdado = tdado + dtdado
pos = pos + 1
aux = 1
```

conta = 0

'POÇO DINÂMICO (v>0)

Do While (x(ndp% + 1 + ncf%) < xsap + 500)

conta = conta + 1

tempo = tempo + dt

If (tempo > 5.7) Then

aux = 30

End If

If (qr < Qred) Then qr = qr + dQrdt * dt

'qr = 0 'teste

Achoke = Pi * dchoke ^ 2 / 4

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E PRESSÃO NO INTERIOR DA COLUNA DE PERFURAÇÃO

$v1(0) = qr / Ai * 3.1167$ 'v1 em ft/s, qr em gpm, Ai em in²,
 $v=q/(2,448d^2)$ ou $v=q/(3,1167A)$

dpfricdx = dpfricdxI(rol / 7.48, v(1), di, mip, LE)

$p1(0) = p(1) + rol * vsom1 / gc / f * (v1(0) - v(1)) + vsom1 * dt * dpfricdx$
 $- rol * g * vsom1 * dt / gc / f$

For i = 1 To ndp% - 1

fricA = dpfricdxI(rol / 7.48, v(i - 1), di, mip, LE)

fricB = dpfricdxI(rol / 7.48, v(i + 1), di, mip, LE)

```

    p1(i) = (p(i - 1) + p(i + 1)) / 2 - rol * vsom1 / gc / f * (v(i + 1) - v(i - 1))
/ 2 + vsom1 * dt * (fricB - fricA) / 2
    v1(i) = v(i - 1) - gc * f / rol / vsom1 * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / rol
* fricA + g * dt
    Next i

```

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NOS JATOS DE BROCA

```

    v0a = v(ndp% - 1)
    p0a = p(ndp% - 1)
    v0d = v(ndp% + 2)
    p0d = p(ndp% + 2)

    'dpfricdxI(ro, ve, d, viscp, yield) dpfricdxA(ro, ve, d1, d2, viscp, yield)
    fricIna = dpfricdxI(rol / 7.48, v0a, di, mip, LE)
    fricAnd = dpfricdxA(rol / 7.48, v0d, de, dp, mip, LE)

    '-----
    A = rol * Ai ^ 2 / 2 / Cdj ^ 2 / Aj ^ 2 / gc / f
    b = rol * (vsom1 + vsom2 * Ai / Aan) / gc / f
    C = -rol * (vsom1 * v0a + vsom2 * v0d) / gc / f - (p0a - p0d) + dt *
(vsom1 * fricIna + vsom2 * fricAnd) - rol * g * dt * (vsom1 - vsom2) / gc / f
    '
    If (b ^ 2 - 4 * A * C) >= 0 Then
        v1b = (-b + Sqr(b ^ 2 - 4 * A * C)) / 2 / A
    ElseIf (b ^ 2 + 4 * A * C) >= 0 Then
        v1b = (-b + Sqr(b ^ 2 + 4 * A * C)) / 2 / A
    Else
        Cells(2, 2) = "Lascou-se"
        xlascado = 1 / 0
    End If

    v1c = v1b * Ai / Aan
    p1b = p0a - rol * vsom1 * (v1b - v0a) / gc / f - vsom1 * dt * fricIna + rol *
vsom1 * g * dt / gc / f
    p1c = p0d + rol * vsom2 * (v1c - v0d) / gc / f + vsom2 * dt * fricAnd +
rol * vsom2 * g * dt / gc / f
    testa = p1b - p1c - rol * v1b ^ 2 * Ai ^ 2 * f / 2 / Aj ^ 2 / Cdj ^ 2 / gc
    '-----
    v1(ndp%) = v1b
    p1(ndp%) = p1b
    v1(ndp% + 1) = v1c
    p1(ndp% + 1) = p1c

```

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NO COLCHÃO ABAIXO DO KICK (ANULAR)

'Nota: com o deslocamento do kick, este trecho varia, exigindo rediscritização

```

    If (ncf% > 1) Then

```

```

For i = ndp% + 1 + 1 To ndp% + 1 + ncf% - 1
    fricA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i - 1), de, dp, mip, LE)
    fricB = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i + 1), de, dp, mip, LE)
    p1(i) = (p(i - 1) + p(i + 1)) / 2 - rol * vsom2 / gc / f * (v(i + 1) - v(i - 1))
/ 2 + vsom2 * dt * (fricB - fricA) / 2
    v1(i) = v(i - 1) - gc * f / rol / vsom2 * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / rol
* fricA - g * dt

    If ((x(i) >= xsap) And (x(i - 1) <= xsap)) Then
        xsap1 = x(i - 1)
        xsap2 = x(i)
        psap1 = p1(i - 1)
        psap2 = p1(i)
    End If
Next i
End If

```

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NA BASE DO KICK

i = ndp% + 1 + ncf% 'i: base do kick. i-1: último antes do kick. i+1: primeiro dentro do kick

```

k = 0
dpfricA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i - 1), de, dp, mip, LE)
dpfricB = dpfricdxA(roka / 7.48, v(i + 1), de, dp, mika, LEka) 'NOTA:
mika=1 cp e LEka=0 para a água da formação
c1 = 1 / rol / vsom2
c2 = 1 / roka / vsomka
p1(i) = (c1 * p(i - 1) + c2 * p(i + 1)) / (c1 + c2) - (v(i + 1) - v(i - 1)) / gc / f /
(c1 + c2) - (dt / rol * dpfricA - dt / roka * dpfricB) / (c1 + c2)
v1(i) = v(i - 1) - gc * f / rol / vsom2 * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / rol *
dpfricA - g * dt

```

```

If ((x(i) >= xsap) And (x(i - 1) <= xsap)) Then
    xsap1 = x(i - 1)
    xsap2 = x(i)
    psap1 = p1(i - 1)
    psap2 = p1(i)
End If

```

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO DENTRO DO KICK

'Nota: o kick se movimenta sem expansão

```

k = 1
For i = ndp% + 1 + ncf% + 1 To ndp% + 1 + ncf% + nka% - 1
    dpfricA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i - 1), de, dp, mika, LEka) 'NOTA:
mika=1 cp e LEka=0 lbf / 100ft^2 para a água
    dpfricB = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i + 1), de, dp, mika, LEka)

    c1 = 1 / roka / vsomka
    c2 = 1 / roka / vsomka

```


$$p1(i) = (c1 * p(i - 1) + c2 * p(i + 1)) / (c1 + c2) - (v(i + 1) - v(i - 1)) / gc / f / (c1 + c2) - (dt / roka * dpfricA - dt / roka * dpfricB) / (c1 + c2)$$

$$v1(i) = v(i - 1) - gc * f / roka / vsomka * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / roka * dpfricA - g * dt$$

If ((x(i) >= xsap) And (x(i - 1) <= xsap)) Then

xsap1 = x(i - 1)

xsap2 = x(i)

psap1 = p1(i - 1)

psap2 = p1(i)

End If

k = k + 1

Next i

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NO TOPO DO KICK

i = ndp% + 1 + ncf% + nka%

k = nka%

dpfricdB = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i + 1), de, dp, mip, LE)

dpfricdA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i - 1), de, dp, mika, LEka)

c2 = 1 / rol / vsom3

c1 = 1 / roka / vsomka

$$p1(i) = (c1 * p(i - 1) + c2 * p(i + 1)) / (c1 + c2) - (v(i + 1) - v(i - 1)) / gc / f / (c1 + c2) - (dt / roka * dpfricA - dt / rol * dpfricB) / (c1 + c2)$$

$$v1(i) = v(i - 1) - gc * f / roka / vsomka * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / roka * dpfricA - g * dt$$

If ((x(i) >= xsap) And (x(i - 1) <= xsap)) Then

xsap1 = x(i - 1)

xsap2 = x(i)

psap1 = p1(i - 1)

psap2 = p1(i)

End If

If (tempo > 0.5) Then

aux = 1

End If

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NO ANULAR APÓS O KICK

For i = ndp% + 1 + ncf% + nka% + 1 To ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan% - 1

fricA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i - 1), de, dp, mip, LE)

fricB = dpfricdxA(rol / 7.48, v(i + 1), de, dp, mip, LE)

$$p1(i) = (p(i - 1) + p(i + 1)) / 2 + rol * vsom3 / gc / f * (v(i - 1) - v(i + 1)) / 2 + vsom3 * dt * (fricB - fricA) / 2$$

$$v1(i) = v(i - 1) - gc * f / rol / vsom3 * (p1(i) - p(i - 1)) - gc * f * dt / rol * fricA - g * dt$$

```

If ((x(i) >= xsap) And (x(i - 1) <= xsap)) Then
  xsap1 = x(i - 1)
  xsap2 = x(i)
  psap1 = p1(i - 1)
  psap2 = p1(i)
End If

```

```

Next i
aux = p1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
aux = p1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan% - 1)
aux = p1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan% - 1)
aux = v1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
aux = v1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan% - 1)
aux = v1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan% - 1)
aux = 1

```

'CÁLCULO DA PRESSÃO NA SAPATA DO REVESTIMENTO

'NOTA: após fazer a pesquisa da posição da sapata em todo o anular, é possível calcular-se a pressão neste ponto

```
psap = psap1 + (psap2 - psap1) / (xsap2 - xsap1) * (xsap - xsap1)
```

'CÁLCULO DA VELOCIDADE E DA PRESSÃO NA SAÍDA DO POÇO

'Nota: Condição de contorno na saída do poço. Pressão atmosférica.

'Nota: A pressão a montante do choke satisfaz a fórmula de orifício.

'calcular a velocidade na garganta do choke

'Se a velocidade na garganta for maior que a velocidade do som, limitar na velocidade do som

' calcular vazao atraves do choke

'se a área na formula da vazao for zero, a vazao será zero

'calcular a velocidade a montante do choke

'calcular pressao pela formula da caracteristica, já conhecendo v1(i)

'a solução tem de ser simultânea

Achoke = Pi * dchoke ^ 2 / 4 'in^2 área do choke

ich = ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%

fricA = dpfricdxA(rol / 7.48, v(ich - 1), de, dp, mip, LE)

If (Achoke > 0) Then

A = Aan ^ 2 / 2 / vsom3 / Cdc ^ 2 / Achoke ^ 2

C = gc * f * patm / rol / vsom3 - v(ich - 1) - gc * f * p(ich - 1) / rol / vsom3 + gc * f * dt * fricA / rol + g * dt

If ((1 - 4 * A * C) > 0) Then

v1(ich) = (-1 + Sqr(1 - 4 * A * C)) / 2 / A

Else

v1(ich) = (1 - Sqr(1 + 4 * A * C)) / 2 / A

End If

p1(ich) = patm + Sgn(v1(ich)) * rol * Aan ^ 2 * v1(ich) ^ 2 / 2 / gc / f / Cdc ^ 2 / Achoke ^ 2

teste0 = Sqr(9)

```

        teste1 = Sgn(p1(ich) - patm) * Cdc * Achoke / Aan * Sqr(2 * gc * f / rol)
        * Sqr(Abs(p1(ich) - patm)) - v1(ich)
        teste2 = (v1(ich) - v(ich - 1)) / dt + gc * f * (p1(ich) - p(ich - 1)) / rol /
        vsom3 / dt + gc * f / rol * fricA + g
        flag = 2
    Else
        v1(ich) = 0
        p1(ich) = p(ich - 1) + rol * vsom3 * v(ich - 1) / gc / f - vsom3 * dt *
        fricaA - rol * vsom3 * dt * g / gc / f
        teste0 = Sqr(9)
        teste1 = Cd * Achoke / Aan * Sqr(2 * gc * f / rol) * Sqr(Abs(p1(ich) -
        patm)) - v1(ich)
        teste2 = (v1(ich) - v(ich - 1)) / dt + gc * f * (p1(ich) - p(ich - 1)) / rol /
        vsom3 / dt + gc * f / rol * fricA + g
        flag = 1
    End If

```

```

aux = 1

```

'TRANSFERÊNCIA PARA O PRÓXIMO PASSO

```

For i = 0 To ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%

```

```

    p(i) = p1(i)

```

```

    v(i) = v1(i)

```

```

Next i

```

```

aux = 1

```

```

p(i - 1) = p(i - 1)

```

```

aux = 1

```

'SAÍDA DE DADOS PARA GRÁFICO

```

Cells(4, 1) = tempo

```

```

Cells(6, 1) = p(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)

```

```

Cells(8, 1) = p(0)

```

```

Cells(10, 1) = dchoke

```

```

Cells(12, 1) = p(ndp% + 1)

```

```

Cells(14, 1) = psap

```

```

Cells(16, 1) = x(ndp% + 1 + ncf% + nka%)

```

```

Cells(18, 1) = v(0)

```

```

Cells(20, 1) = v(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)

```

```

If (tempo > tdado) Then

```

```

    Cells(4 + pos, 2) = tempo

```

```

    Cells(4 + pos, 3) = v1(0)

```

```

    Cells(4 + pos, 4) = p1(0)

```

```

    Cells(4 + pos, 5) = v1(ndp%)

```

```

    Cells(4 + pos, 6) = p1(ndp%)

```

```

    Cells(4 + pos, 7) = v1(ndp% + 1)

```

```

    Cells(4 + pos, 8) = p1(ndp% + 1)

```

```

    Cells(4 + pos, 9) = v1(ndp% + 1 + ncf%)

```

```

    Cells(4 + pos, 10) = p1(ndp% + 1 + ncf%)

```

```

    Cells(4 + pos, 11) = v1(ndp% + 1 + ncf% + nka%)

```

```

    Cells(4 + pos, 12) = p1(ndp% + 1 + ncf% + nka%)

```

```

Cells(4 + pos, 13) = v1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
Cells(4 + pos, 14) = p1(ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%)
Cells(4 + pos, 15) = dchoke
Cells(4 + pos, 16) = qr
Cells(4 + pos, 17) = x(ndp% + 1 + ncf%) - x(ndp% + 1)
Cells(4 + pos, 18) = psap
Cells(4 + pos, 19) = ncf%
Cells(4 + pos, 20) = nka%
Cells(4 + pos, 21) = nan%
tdado = tdado + dtdado
pos = pos + 1
End If

```

```

'Saída de teste
'Cells(posi - 1, colu) = tempo
'For i = 0 To ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%
  'Cells(posi + i, colu) = p1(i)
'Next i

'Cells(posi - 1, colu + 6) = tempo
'For i = 0 To ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%
  'Cells(posi + i, colu + 6) = v1(i)
'Next i
'colu = colu + 1

```

=====

MOVIMENTO DO KICK DE ÁGUA E REDISCRETIZAÇÃO

```

vslip = 0 'ft/s hipótese ad hoc
vbase_ka = vslip + v(ndp% + 1 + ncf%)
xbasenovo = x(ndp% + 1 + ncf%) + vbase_ka * dt
de = vbase_ka * dt
xtonovo = xbasenovo + lka
xnovo(ndp% + 1) = x(ndp% + 1)

```

'REDISCRETIZAÇÃO DO COLCHÃO DE FLUIDO ABAIXO DO KICK

lcfnovo = xbasenovo - xnovo(ndp% + 1) 'ft comprimento do colchão igual à posição do kick em relação ao fundo do poço.

dx2novo = vsom * dt 'ft discretização da região do colchão abaixo do fluido. Preliminar.

ncfnovo% = Int(lcfnovo / dx2novo + 0.5) 'número de nós abaixo do kick deve ser inteiro

dx2novo = lcfnovo / ncfnovo% 'aproximação de dx para a região do colchão de fluido

vsom2novo = dx2novo / dt 'ft/s aproximação de vsom para que ncf% fosse inteiro

```

For i = ndp% + 1 + 1 To ndp% + 1 + ncfnovo%

```

```

  xnovo(i) = xnovo(i - 1) + dx2novo

```

```

Next i

```

'REDISCRETIZAÇÃO DO INTERIOR DO KICK DE GÁS

```

lkanovo = lka
vsomkanovo = vsomka
nkanovo% = nka%
dxkanovo = dxka
For i = ndp% + 1 + ncfnov% + 1 To ndp% + 1 + ncfnov% +
nkanovo%
    xnov(i) = xnov(i - 1) + dxkanovo
Next i

```

'DISCRETIZAÇÃO DO COLCHÃO DE FLUIDO ACIMA DO KICK

lannovo = 2 * H - xnov(ndp% + 1 + ncfnov% + nkanov%) 'ft
comprimento do colchão igual à posição do kick em relação ao fundo do poço.
dx3nov = vsom * dt 'ft discretização da região do colchão abaixo do
fluido. Preliminar.

nannov% = Int(lannovo / dx3nov + 0.5) 'número de nós abaixo do
kick deve ser inteiro

dx3nov = lannovo / nannov% 'aproximação de dx para a região do
colchão de fluido

vsom3nov = dx3nov / dt 'ft/s aproximação de vsom para que ncf%
fosse inteiro

For i = ndp% + 1 + ncfnov% + nkanov% + 1 To ndp% + 1 +
ncfnov% + nkanov% + nannov%

 xnov(i) = xnov(i - 1) + dx3nov

Next i

'.....

'PRESSÕES NOS NOVOS NÓS

pnov(ndp% + 1) = p(ndp% + 1)

pnov(ndp% + 1 + ncfnov% + nkanov% + nannov%) = p(ndp% + 1
+ ncf% + nka% + nan%)

vnov(ndp% + 1) = v(ndp% + 1)

vnov(ndp% + 1 + ncfnov% + nkanov% + nannov%) = v(ndp% + 1
+ ncf% + nka% + nan%)

For i = ndp% + 1 + 1 To ndp% + 1 + ncfnov% + nkanov% +
nannov% - 1

 k = 0

 Do While (xnov(i) >= x(ndp% + 1 + k))

 k = k + 1

 Loop

 parc1 = p(ndp% + 1 + k - 1) * (xnov(i) - x(ndp% + 1 + k)) / (x(ndp%
+ 1 + k - 1) - x(ndp% + 1 + k))

 parc2 = p(ndp% + 1 + k) * (xnov(i) - x(ndp% + 1 + k - 1)) / (x(ndp%
+ 1 + k) - x(ndp% + 1 + k - 1))

 pnov(i) = parc1 + parc2

 parc3 = v(ndp% + 1 + k - 1) * (xnov(i) - x(ndp% + 1 + k)) / (x(ndp%
+ 1 + k - 1) - x(ndp% + 1 + k))

 parc4 = v(ndp% + 1 + k) * (xnov(i) - x(ndp% + 1 + k - 1)) / (x(ndp%
+ 1 + k) - x(ndp% + 1 + k - 1))

```

    vnovo(i) = parc3 + parc4
Next i
aux = 1

```

'SAÍDA DE TESTE

```

    posic = posic + 1
    Cells(posic, 28) = tempo
    Cells(posic, 29) = x(ndp% + 1 + ncf%)
    Cells(posic, 30) = ncf%
    Cells(posic, 31) = ncfnovo%
    Cells(posic, 32) = nan%
    Cells(posic, 33) = nannovo%

```

'TRANSFERÊNCIA DE VALORES

```

    ncf% = ncfnovo%
    nka% = nkanovo%
    nan% = nannovo%

```

```

    lcf = lcfnovo
    lka = lkanovo
    lan = lannovo

```

```

    dx2 = dx2novo
    dxka = dxkanovo
    dx3 = dx3novo

```

```

    vsom2 = vsom2novo
    vsomka = vsomkanovo
    vsom3 = vsom3novo

```

```

    aux = 1
    aux = 2

```

```

For i = ndp% + 1 To ndp% + 1 + ncf% + nka% + nan%
    x(i) = xnovo(i)
    p(i) = pnovo(i)
    v(i) = vnovo(i)
Next i

```

'CONTROLE DO CHOKE

'O controle da abertura do choke é feito em função da pressão de fundo. Na prática, o controle da pressão de fundo é feito pelo controle da pressão de injeção p(0). Isto será feito também neste programa posteriormente.

```

    controle = 0.005
    toleramax = 0.03 * pform '5800+0,03*5800 = 5974 psi
    toleramin = 0.01 * pform '5800+0,01*5800 = 5858 psi

```

```

    If (p(ndp% + 1) > (pform + toleramax)) And (dchoke <= (dchmax -
controle)) Then
        dchoke = dchoke + controle
    ElseIf (p(ndp% + 1) < (pform + toleramin)) And (dchoke >= controle) Then
        dchoke = dchoke - controle
    End If

    If (dchoke < 0) Then
        dchoke = 0
    ElseIf (dchoke > dchmax) Then
        dchoke = dchmax
    End If

    'dchoke = 1 / 8 'teste
    aux = 1
    aux = 2
    Loop

End Sub

```

```

Function fsgas(M, p, T)
    fsgas = 1
End Function

```

```

Function dpfricdxI(ro, ve, d, viscp, yield)
    'perda de carga no interior de tubulação
    'ro: massa específica do fluido em lbm/gal
    've: velocidade de escoamento em ft/s
    'd: diâmetro do tubo em in
    'viscp: viscosidade plástica do fluido em cp
    'yield: limite de escoamento em lbf/(100 ft^2)
    'NOTA: cálculo conforme Bourgoyne, máximo dos valores laminar e turbulento
    If (ve < 0.000001) Then
        dpfricdxlam = 0
        dpfricdxtur = 0
    Else
        dpfricdxlam = viscp * Abs(ve) / 1500 / d / d + yield / 225 / d
        dpfricdxtur = ro ^ 0.75 * Abs(ve) ^ 1.75 * viscp ^ 0.25 / 1800 / d ^ 1.25
    End If

    If (dpfricdxlam >= dpfricdxtur) Then
        dpfricdxI = dpfricdxlam * Sgn(ve)
    Else
        dpfricdxI = dpfricdxtur * Sgn(ve)
    End If

End Function

```

```

Function dpfricdxA(ro, ve, d1, d2, viscp, yield)
'perda de carga no interior de tubulação
'ro: massa específica do fluido em lbm/gal
've: velocidade de escoamento em ft/s
'd: diâmetro do tubo em in
'viscp: viscosidade plástica do fluido em cp
'yield: limite de escoamento em lbf/(100 ft^2)
'NOTA: cálculo conforme Bourgoyne, máximo dos valores laminar e turbulento
If (ve < 0.000001) Then
    dpfricdxlam = 0
    dpfricdxtur = 0
Else
    dpfricdxlam = viscp * Abs(ve) / 1000 / (d2 - d1) / (d2 - d1) + yield / 200 / (d2
- d1)
    dpfricdxtur = ro ^ 0.75 * Abs(ve) ^ 1.75 * viscp ^ 0.25 / 1396 / (d2 - d1) ^
1.25
End If

If (dpfricdxlam >= dpfricdxtur) Then
    dpfricdxA = dpfricdxlam * Sgn(ve)
Else
    dpfricdxA = dpfricdxtur * Sgn(ve)
End If

```

End Function

```

Function viscgas(gg, p, T)
'viscgas: viscosidade do gás natural, cp
'gg: gravidade específica, ar=1
'p: pressão, psia
'T: temperatura, grau Rankine
'Lee, A. L., Gonzales, M. H., Eakin, B. E., The Viscosity of Natural Gases.
Trans. AIME,237, 1966, p.997.
Z = fZgas(gg, p, T) 'calcula a compressibilidade do gás
M = 28.964 * gg 'massa molecular do gás natural, g/mol
k = (9.4 + 0.02 * M) * T ^ 1.5 / (209 + 19 * M + T)
x = 3.5 + 986 / T + 0.01 * M
Y = 2.4 - 0.2 * x
ro1 = 1.4926 * 10 ^ (-3) * p * M / Z / T '1 / 62,4 / 10,73 = 1,49 E-3
mi = 10 ^ (-4) * k * Exp(x * (ro1) ^ Y)
viscgas = mi
End Function

```

```

Function viscgasideal(p, T, M)
'viscgasideal: viscosidade do gás ideal,cp
'p: pressão, psia
'T: temperatura, grau Rankine
'M: massa molecular do gás natural, g/mol
Z = 1 'fator de compressibilidade do ar
R = 10.73 'psia x ft3 / (lbmol x oR)

```



```

ro = p * M / Z / R / T
x = 2.57 + 1914.5 / T + 0.0095 * M
k = (0.0001 * (7.77 + 0.0063 * M)) * T ^ 1.5 / (122.4 + 12.9 * M + T)
Y = 1.11 + 0.04 * x
mi2 = k * Exp(x * ro ^ Y)
viscgasideal = mi2
End Function

```

```

Function viscoleo(gAPI, T, Rs)
'viscoleo: viscosidade do óleo, cP
A = 10 ^ (0.43 + (8.33 / gAPI))
miod = (0.32 + (1.8 * (10 ^ 7))) / (gAPI ^ 4.53) * ((360 / (T - 260)) ^ A)
A = 0.2 + (0.8 * (10 ^ ((0.00081 * Rs) * (-1))))
b = 0.43 + (0.57 * 10 ^ ((0.00072 * Rs) * (-1)))
mio = A * ((miod) ^ b)
viscoleo = mio
End Function

```

```

Function viscdeadoilBR(T, gAPI)
'Beggs and Robinson (1975)
'viscdeadoilBR: viacosidade do óleo morto segundo Beggs e Robinson, cP
'T-Temperatura em graus Fahrenheit
'gAPI massa específica do óleo morto em graus API

C = 3.0324 - 0.02023 * gAPI
b = 10 ^ C
A = b * T ^ (-1.163)
aux = 10 ^ A - 1
viscdeadoilBR = aux
End Function

```

```

Function viscliveoilVB(visod, Rs)
'Vasquez and Beggs (1980)
'viscliveoilVB: viscosidade do óleo vivo segundo Vasquez e Beggs, cP
'visod: viscosidade do óleo morto
'Rs: Razão de Solubilidade do gás no óleo scf/STB
A = 10.715 * (Rs + 100) ^ (-0.515)
b = 5.44 * (Rs + 150) ^ (-0.338)
aux = A * visod ^ b
viscliveoilVB = aux
End Function

```