

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Este exemplar corresponde a redação final
da tese defendida por Nilo de

Moura Jorge e aprovada
pela comissão julgadora em 11 / 12 / 1992


ORIENTADOR

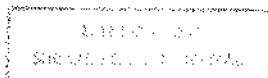
Dissertação Apresentada à
Faculdade de Engenharia Mecânica
Como Requisito Parcial à Obtenção do
Título de Mestre em Engenharia de Petróleo

PRESSÕES GERADAS PELO MOVIMENTO
DE COLUNAS NOS POÇOS HORIZONTAIS
EM CONTATO COM RESERVATÓRIOS DE GÁS

Autor : Nilo de Moura Jorge
Orientador : Otto Luiz Alcântara Santos ^{OK}

52/92

dezembro de 1992



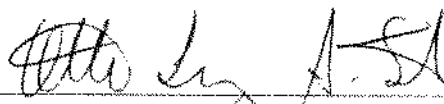
52/92

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO

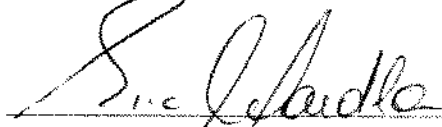
A dissertação "Pressões Geradas pelo Movimento de Colunas nos Poços Horizontais em contato com Reservatórios de Gás", elaborada por Nilo de Moura Jorge e aprovada por todos os membros da Banca Examinadora foi aceita pela Sub-Comissão de Pós- Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 11 de dezembro de 1992.

Banca Examinadora



Otto Luiz Alcântara Santos, Ph.D



Eric Edgar Maidla, Ph.D



Edson Yoshihito Nakagawa, Ph.D

A memória dos meus avós,
aos meus pais,
à Patricia, Pedro e Lucas

AGRADECIMENTOS

À Petrobrás pela oportunidade e condições oferecidas a realização desse mestrado.

Ao colega Shiniti pelos estímulos em fazer o mestrado e voltar a estudar.

Aos colegas da Unicamp e Petrobrás pelo convívio, durante o curso.

Aos funcionários do Departamento de Petróleo e da Reitoria V pelos auxílios prestados e convivência.

Aos Professores da Unicamp pela dedicação e profissionalismo em suas atividades.

À Profa. Maria Cristina pelos auxílios em Cálculo Numérico.

Ao Prof. Otto pelo bom relacionamento e dedicação durante a realização deste trabalho.

Aos colegas da Petrobrás/DPSE, Marivaldo e Lúcio, pela presteza em nos conseguir dados de perfuração.

À Patrícia pelos inúmeros erros de português apontados.

Ao tio Zeca, amigo Sérgio(ex. Vale), Carlos Alberto(ex. SC-79) e meus 6 irmãos(ã), por algumas “quebras” passadas.

A Deus por essa vida.

Conteúdo

1	INTRODUÇÃO	1
2	CONSIDERAÇÕES GERAIS	4
3	FUNDAMENTAÇÕES	7
3.1	EQUAÇÕES BÁSICAS	7
3.1.1	EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO	7
3.1.2	EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE	7
3.1.3	EQUAÇÕES CARACTERÍSTICAS	7
3.1.4	EQUAÇÕES DAS DIFERENÇAS FINITAS	8
3.2	REOLOGIA	10
3.2.1	MODELOS REOLÓGICOS	10
3.2.2	DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES EFETIVAS	12
3.2.3	PARÂMETROS REOLÓGICOS DA MISTURA GÁS E LAMA	13
3.3	PARÂMETROS DO FLUXO HOMOGÊNEO	15
3.3.1	PESO ESPECÍFICO DA MISTURA(ρ_m)	15
3.3.2	FRAÇÃO DE VAZIOS(α)	15
3.3.3	PESO ESPECÍFICO DO GÁS(ρ_g)	15
3.3.4	FATOR DE COMPRESSIBILIDADE DO GÁS(z)	16
3.3.5	VELOCIDADE DO SOM NO FLUIDO DE PERFURAÇÃO(v_s)	16
3.3.6	VELOCIDADE DO SOM NO GÁS(v_{sg})	16
3.3.7	VELOCIDADE DO SOM NA MISTURA(v_{sm})	16
3.3.8	COMPRESSIBILIDADE DA MISTURA(C_m)	17
4	RESOLUÇÃO DO PROBLEMA	18
4.1	VISÃO GLOBAL	18
4.2	RESOLUÇÕES LOCALIZADAS	19
4.2.1	PONTO NA SUPERFÍCIE DO ESPAÇO ANULAR	19
4.2.2	PONTO NA SUPERFÍCIE DO ESPAÇO INTERNO	19
4.2.3	BROCA	20

4.2.4	PONTOS ENTRE PARTES COM DIÂMETROS DIFERENTES	21
4.2.5	ELEMENTOS ONDE OCORRE INVASÃO DE GÁS	23
4.2.6	MOVIMENTO DA COLUNA NAS RESOLUÇÕES LOCALIZADAS	25
5	MODELO DE RESERVATÓRIO	29
5.1	CONSIDERAÇÕES E COMENTÁRIOS	29
5.2	FORMULAÇÃO	30
6	PESO ESPECÍFICO DA MISTURA	32
6.1	PROCEDIMENTO E FORMULAÇÃO POR ELEMENTO	32
6.1.1	ENTRE VELOCIDADES DE MESMO SENTIDO	32
6.1.2	ENTRE VELOCIDADES DE SENTIDO OPOSTO ENTRANDO	34
6.1.3	ENTRE VELOCIDADES DE SENTIDO OPOSTO SAINDO	35
7	IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL	36
7.1	COMENTÁRIOS GERAIS E FLUXOGRAMA	36
8	VALIDAÇÃO DO MODELO	39
8.1	ESTABILIDADE E OUTROS MODELOS	39
8.1.1	ESTABILIDADE NO DESENVOLVIMENTO DOS CÁLCULOS	39
8.1.2	COMPARAÇÕES COM OUTROS MODELOS TEÓRICOS	41
8.2	COMPARATIVO COM RESULTADOS DE CAMPO	43
9	SIMULAÇÕES E ANÁLISES	48
9.1	POÇO E PARÂMETROS DE REFERÊNCIA	48
9.2	SIMULAÇÕES SEM INVASÕES DE GÁS	51
9.2.1	GEOMETRIA DA COLUNA DE PERFURAÇÃO	51
9.2.2	GEOMETRIA DO POÇO	52
9.2.3	MODELOS E PARÂMETROS REOLÓGICOS EM ÚNICO FLUIDO	54
9.2.4	PARÂMETROS REOLÓGICOS DO MODELO DE POTÊNCIA	56
9.2.5	ACELERAÇÕES E VELOCIDADES DA COLUNA	57
9.2.6	ÁREAS DOS JATOS	59

9.2.7	RETIRADA DA COLUNA COM CIRCULAÇÃO	60
9.2.8	COMPRIMENTOS DO TRECHO HORIZONTAL DO POÇO	61
9.2.9	DESCIDA DE COLUNA NO POÇO - SURGIMENTO DE PRESSÕES	62
9.3	SIMULAÇÕES COM INVASÕES DE GÁS	63
9.3.1	NO POÇO DO ITEM 9.1	63
9.3.2	VELOCIDADES DE RETIRADA DA COLUNA	65
9.3.3	COMPRIMENTO DO TRECHO HORIZONTAL DO POÇO	68
9.3.4	CARACTERÍSTICAS DO RESERVATÓRIO	70
9.3.5	INVASÕES DE GÁS OCASIONAIS	73
9.3.6	DIFERENÇAS ENTRE PRESSÕES E GÁS PRODUZIDO	74
10	CONCLUSÕES	76
A	APÊNDICE	85
A.1	OBTENÇÃO DAS EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS	85
A.1.1	EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO	85
A.1.2	EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE(BALANÇO DE MASSAS)	87
B	APÊNDICE	90
B.1	MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS	90
B.1.1	EQUAÇÕES CARACTERÍSTICAS	90
B.1.2	EQUAÇÕES DAS DIFERENÇAS FINITAS	93
C	APÊNDICE	96
C.1	RESOLUÇÃO NA BROCA	96
D	APÊNDICE	102
D.1	PONTOS ENTRE PARTES COM DIÂMETROS DIFERENTES	102
D.1.1	DIFERENÇA ENTRE DIÂMETROS EM MOVIMENTO	102
D.1.2	DIFERENÇA ENTRE DIÂMETROS ESTÁTICA	104

Lista de Tabelas

8.1	Dados de Campo - 1	45
8.2	Comparativo de pressões - 1	45
8.3	Dados de Campo - 2	46
8.4	Comparativo de pressões - 2	47
9.1	Dados do fluido de perfuração	49
9.2	Dados do reservatório	49
9.3	Parâmetros de um fluido para os modelos de Bingham e potência	54
9.4	Diferenças entre pressões e tempo das curvas de pressões	74
9.5	Volumes de gás produzidos em relação ao produto tempo e pressão	74

Lista de Figuras

4.1	Malha de cálculo composta pelos elementos de cálculo(interores ou anulares)	18
4.2	Diagrama de interpolação de parâmetros entre pontos consecutivos	24
4.3	Diagrama de interpolação de parâmetros para o cálculo na broca	26
4.4	Diagrama de interpolação nos pontos onde ocorre mudança de diâmetros	28
6.1	Diagrama de fluxo no elemento em único sentido	32
6.2	Diagrama de fluxo em sentido oposto entrando no elemento	34
6.3	Diagrama de fluxo em sentido saindo entrando no elemento	35
7.1	Fluxograma de cálculo	38
8.1	Diagrama do poço horizontal com coluna de tubos("lisa")	39
8.2	Pressões no fundo para diferentes comprimentos dos elementos de cálculo	40
8.3	Idem a figura 8.2 com ampliação(eixo das pressões) entre 19 e 60 s	41
8.4	Comparativo entre modelos de cálculo	42
8.5	Pressões de circulação na superfície	43
8.6	Pressões de circulação no fundo	44
8.7	Comparativo de Pressões - 1	46
8.8	Comparativo de Pressões - 2	47
9.1	Diagrama do poço horizontal com coluna mista	48
9.2	Perfil de movimentação da coluna	50
9.3	Comparativo entre diferentes geometrias da coluna de perfuração	51
9.4	Diagrama do poço vertical	52
9.5	Comparativo entre diferentes geometrias de poço	53
9.6	Comparativo entre parâmetros e modelos reológicos para um mesmo fluido	55
9.7	Comparativo entre parâmetros reológicos do modelo de potência	56
9.8	Comparativo entre acelerações da coluna para mesma velocidade final	57
9.9	Comparativo entre diferentes velocidades de retirada da coluna	58
9.10	Comparativo entre áreas de jatos diferentes	59
9.11	Retirada da coluna com circulação	60
9.12	Retirada da coluna para diferentes comprimentos do trecho horizontal	61
9.13	Pressões no fundo ocorridas durante a descida de coluna	62

9.14	Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -1.5$ pés/s	64
9.15	Comportamento das pressões no fundo no decorrer da retirada da coluna	64
9.16	Volume de gás acumulado no poço no decorrer da retirada da coluna	65
9.17	Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -2.0$ pés/s	66
9.18	Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -2.5$ pés/s	66
9.19	Volumes de gás acumulado até 10 ^a seção, para diferentes velocidades da coluna	67
9.20	Pressões para extensão horizontal=6000 pés, com e sem influxos de gás	68
9.21	Volumes de gás até 10 ^a seção, para diferentes comprimentos horizontais	69
9.22	Volumes de gás até 10 ^a seção, para diferentes condições de reservatório	70
9.23	Volumes de gás até 10 ^a seção, para diferentes pressões de poros	71
9.24	Pressões de fundo, durante a retirada de coluna($v_{cl} = -1.5$ pés/s), em reservatórios com pressões de poros de 3385 e 3300psia(com e sem gás)	72
9.25	Volume de gás acumulado durante as primeiras 5 seções, com a aceleração da coluna reduzida para 5 s e, o reservatório com pressão de poros de 3300 psia ($2.07 \cdot 10^7$ Pa)	73
9.26	Correlação entre diferenças de pressão e de tempo, obtidas das curvas de pistoneio, com e sem interferência do reservatório, para com o volume de gás produzido durante a retirada da 1 ^a seção	75
A.1	Diagrama das forças que agem no elemento de fluido em um duto tubular	85
A.2	Diagrama do balanço de massas no elemento de fluido em um duto tubular	87
B.1	Retas características no plano xt	92
B.2	Diagrama da malha de aplicação das diferenças finitas	93
C.1	Diagrama da coluna com broca no fundo do poço	96
D.1	Diagrama do ponto entre duas partes de diâmetros diferentes	102

Sumário

O objetivo deste trabalho é analisar os efeitos causados pelo movimento de colunas de perfuração em poços horizontais, em relação às pressões geradas, bem como, os possíveis influxos de gás produzidos para o interior do poço, provenientes de um reservatório exposto. Desenvolve-se um modelo de cálculo com base nos princípios fundamentais de conservação das massas e da quantidade de movimento. Considera-se o fluido compressível, a coluna rígida, o poço inexpandível e o processo isotérmico. A equação diferencial parcial hiperbólica resultante é resolvida pelo método numérico das características. Substitui-se as derivadas de pressão e velocidade pelas diferenças finitas e o poço é subdividido em pequenos elementos de cálculo. Agrega-se ao cálculo principal uma modelagem representativa de um reservatório de gás, que produz sob os efeitos das variações das pressões no interior do poço, causadas pelo movimento da coluna. O fluido de perfuração contaminado por gás é considerado homogêneo e, todos os parâmetros são corrigidos com base nessa consideração. Para o cálculo das perdas de carga por fricção, utiliza-se o modelo reológico de potência, mas, em alguns exemplos aplica-se o modelo de Bingham para efeito de análises. Feita a devida validação do modelo, com base em outros modelos teóricos e em dados de campo, parte-se para as simulações, envolvendo diversas situações para poços de geometrias horizontais, nas quais os efeitos de pistoneio são mais exaustivamente analisados. A partir dessas análises, chega-se a conclusões, que poderão ser úteis na prevenção de acidentes de pistoneio, em operações de perfuração de poços horizontais.

1 INTRODUÇÃO

No cenário mundial da indústria petrolífera observa-se o crescente emprego de poços horizontais na medida em que se vai conhecendo e dominando melhor essa tecnologia, bem como, suas aplicações para solucionar determinados problemas de ordem técnica e/ou econômica. No Brasil, algumas experiências isoladas foram realizadas a contento e, em futuro próximo, está prevista uma maior aplicação dos poços horizontais no desenvolvimento das nossas reservas de petróleo.

Conforme apontam Sada D. Joshi [12], L. R. B. Hammons e W. C. Barnett [9] e S. K. Schueler [14], uma das alternativas de aplicação dos poços horizontais é para o desenvolvimento de reservatórios de gás e/ou condensado, uma vez que, havendo baixa permeabilidade no reservatório, o poço horizontal permite um maior contato com as zonas produtoras e, conseqüentemente, uma maior produção; já em reservatórios com alta permeabilidade, uma área maior de contato com o reservatório proporciona menores velocidades de produção nas paredes do poço reduzindo assim, os efeitos de turbulência. Outra vantagem do poço horizontal em reservatórios de gás, é de se evitar com maior eficácia a formação de cone de água.

Os campos produtores de gás dissociado no Brasil não apresentam até o momento o mesmo nível de importância dos campos produtores de óleo e, provavelmente, estejam ainda por vir seus principais desenvolvimentos, como no campo de Juruá-Amazonas ou possíveis descobertas na bacia do Paraná, que voltou a ser explorada. Entretanto, percebe-se, a crescente importância do gás como fonte alternativa de energia, que proporciona níveis de poluição muito menores do que o diesel, carvão, gasolina, etc..

No que diz respeito aos aspectos de segurança de poço durante as operações de perfuração, a circulação de gás ("kick") para fora do poço, sem que haja novos influxos, tende a ser uma situação de mais difícil solução do que uma envolvendo um "kick" de somente óleo e/ou água.

Levantamentos estatísticos de W. W. Wylie e A. S. Visran [19], realizados com dados de perfuração, apontam, que nos acidentes provocados por "kicks", 48.5% ocorrem durante a operação de manobras de retirada e descida de colunas nos interiores dos poços e, no conjunto global levantado, poços exploratórios e explotatórios, esta operação se constitui na maior das causas desses tipos de acidentes.

Analizando a operação de manobra a grosso modo, pode-se dizer que, o movimento da coluna no interior de um poço cheio de fluido, causa um fluxo efetivo em sentido oposto ao da coluna, gerando perda de carga por fricção ao longo da mesma. Isto provocaria variações das pressões no interior do poço, que são denominadas pistoneio("swab"), para o caso da retirada da coluna e surgimento de pressões("surge"), para a descida da coluna.

Esse problema tende a se agravar no poço horizontal, uma vez que, se for comparado com um poço vertical, que apresente semelhança nos parâmetros correlatos ao fenômeno e, que esteja na mesma cota final ou mesma pressão de poros da formação, verificar-se-á, que o comprimento de coluna em movimento será maior para o caso do poço horizontal e portanto, resultará em maiores variações de pressão no seu interior, tanto para a situação de pistoneio como a de surgimento de pressões.

Assim, na medida em que o trecho horizontal de um poço é aumentado, deve-se incrementar o peso do fluido de perfuração, como forma de impedir possíveis "kicks", visto que, o pistoneio decorrente da retirada da coluna poderá gerar pressões no fundo do poço abaixo da pressão de poros da formação; por outro lado, as pressões geradas durante a circulação e na descida da coluna, serão também acrescidas em função da maior perda de carga por fricção ao longo de uma coluna mais extensa, motivo que poderá levar as pressões no fundo a se aproximarem da pressão de fratura da formação.

Pode-se concluir com isso, que os ranges de peso de lama para poços horizontais vão se reduzindo com o aumento dos trechos horizontais desses poços, podendo haver situações de difícil execução, caso não sejam ajustados outros parâmetros pertinentes, que proporcionem diminuição das pressões de fundo decorrentes das manobras e circulação, tais como, reologia do fluido de perfuração e aceleração e velocidade da coluna durante as manobras.

O limite superior imposto, pressão de fratura da formação, pode ser conhecido durante a perfuração pelo teste de injetividade ("teste de absorção"). Com a depleção do reservatório, esse pode diminuir e, geralmente, torna-se crítico em uma fase mais adiantada de desenvolvimento do reservatório. Normalmente nessa fase, a perfuração já se encontra otimizada em função do aprendizado proporcionado durante o próprio desenvolvimento do campo e, as medidas de segurança tendem a ser mais precisas.

Quando se trata de adotar medidas de prevenção em relação ao pistoneio em um poço horizontal diante de um reservatório qualquer, mesmo que este não seja exclusivamente de gás, deve-se considerar a alta produtividade desses poços e, não se pode descartar a hipótese de haver uma "capa" de gás, que durante o avanço da perfuração, por motivo qualquer, ocorra um desvio da trajetória do poço para dentro dessa "capa" e, assim, irá configurar-se numa situação similar a de um reservatório de gás.

Dessa forma, analisando com relação ao pistoneio e surgimento de pressões, as potencialidades mencionadas que abordam o gás, dissociado ou não, seus reservatórios, uma forma de desenvolvê-los por intermédio de poços horizontais e, as medidas de prevenção a serem adotadas durante as etapas de perfuração, fica justificada a realização do presente trabalho, que se propõe a estudar detalhadamente as pressões decorrentes do movimento de colunas de perfuração em manobras nos poços horizontais diante de um reservatório de gás.

Uma característica marcante em quase todos os acidentes graves de poços, é a

ocorrência de uma sequência de falhas e, quando o fator surpresa se faz presente, as ações a serem adotadas de imediato, são realizadas com maiores dificuldades e dão margem a novas possíveis falhas.

Um exemplo que se pode enquadrar no que foi dito acima, seria o aparecimento de gás na superfície, durante a circulação no fundo, após uma manobra completa. Em um poço horizontal, essa hipótese pode ocorrer com maior facilidade, pois, admite-se, que em condição estática o peso de lama exerceria pressão suficiente para conter os fluidos da formação, mas durante a retirada da coluna os efeitos de pistoneio provocariam "kicks" de gás para o interior do trecho horizontal do poço. Dessa forma, a cada parada da coluna a pressão no fundo se restabeleceria e cessariam os influxos de gás. O gás invasor permaneceria no trecho horizontal e, desde que esta irregularidade não fosse detectada, a situação se apresentaria normal, até que se reiniciasse a circulação do poço, quando então o gás se expandiria na subida para a superfície.

Tendo em vista a interação entre o comportamento do reservatório e os efeitos do pistoneio, agrega-se ao cálculo principal, uma modelagem simplificada que representa o reservatório e, que para um exemplo qualquer, possa se estimar o volume de gás produzido sob efeito de determinada pressão. A partir disso, esse gás misturado com lama do poço apresentaria características diferentes em relação as do início, tais como, peso específico, compressibilidade e velocidade do som.

Já a modelagem matemática principal de cálculo, tem como bases fundamentais as equações de conservação da quantidade de movimento e de continuidade, que levam em conta as compressibilidades dos fluidos em fluxo e demais características pertinentes, discretizadas em elementos de cálculo formados por pequenas extensões do poço, em sequência. Após o desenvolvimento dessas equações, chega-se em outra de forma diferencial parcial hiperbólica com duas variáveis dependentes, que são as pressões e velocidades em cada ponto ou elemento de cálculo, e, duas variáveis independentes, que são o tempo e a posição ao longo do poço. A resolução final se dá, a partir de condições iniciais e de contorno conhecidas, pelo método numérico das características.

2 CONSIDERAÇÕES GERAIS

As equações para fluxos transientes apresentadas no trabalho de E. B. Wylie e V. L. Streeter [18], baseadas em duas leis fundamentais da física, a da conservação da quantidade de movimento e a da massa (continuidade), foram utilizadas por W. Campos [5] em trabalho similar, a que este se propõe, que considerou, basicamente, um poço vertical com fluido de perfuração compressível, formado por duas seções anulares expansíveis de áreas diferentes, uma revestida e outra poço aberto. Dentro do poço, se tem uma coluna de revestimento em movimento de descida, considerada expansível sob os efeitos das pressões internas e anulares exercidas pelo fluido, porém, rígida sob os efeitos das cargas axiais impostas pelo movimento e peso próprio. Não há fluxo de fluido para o interior da coluna em movimento devido à existência de sapata flutuante. O processo como um todo é considerado isotérmico.

Já o presente trabalho, mantém, praticamente, o mesmo embasamento mencionado acima e, acrescenta as possibilidades de solucionar um problema generalizado, no qual se pode ter um poço horizontal de diferentes diâmetros, com coluna de perfuração de diferentes comprimentos, seções internas e/ou anulares, representando-se assim, os comandos ("drill collars") e os tubos de perfuração, normais ("drill pipes") e pesados ("heavy weight"). Permite também, fluxos entre o espaço anular e o interior da coluna por intermédio dos jatos da broca, movimentos tanto de descida como de retirada da coluna e, também, agrega ao cálculo principal, uma modelagem representativa do reservatório exposto.

As expansibilidades do poço aberto e das colunas de revestimento e/ou de perfuração, não são aqui consideradas, visto que, suas influências são pequenas, como já mostra o trabalho de W. Campos [5], e, os efeitos de expansibilidade que o gás invasor pode apresentar, é muito maior do que os efeitos que resultariam destas expansibilidades, aqui desconsideradas.

O cálculo é efetuado passo a passo em relação ao tempo, ao longo de todo o poço, que é dividido em pequenos elementos, cujo comprimento, corresponde a distância percorrida pela velocidade do som no fluido fase líquida, durante o tempo correspondente a um passo. Dessa forma, este intervalo de tempo resulta, normalmente, em valores da ordem de milésimos de segundo.

Os elementos de cálculo do trecho horizontal do poço e, portanto, em contato com o reservatório, podem possuir em seus interiores, fluidos com características diferentes entre si, uma vez que, os volumes dos possíveis influxos de gás poderão ser diferentes em função das pressões, a que cada elemento fica submetido, assim como, do fluxo existente entre os elementos, no decorrer do processo.

As equações fundamentais são ajustadas para representar cada elemento e,

havendo invasão de gás proveniente da formação, admite-se, que este mistura-se com a lama devido aos movimentos da própria coluna no interior do poço formando um fluido homogêneo.

Na resolução matemática dessas equações, novas considerações são necessárias, pois, para representar o volume de gás invasor, atribuí-se um valor constante e calculado no passo anterior. Assume-se, que o gás em invasão, fica contido no interior do elemento e, só possa fluir em direção aos elementos vizinhos, no passo seguinte, já em mistura, que é formada a partir do balanço, envolvendo o fluido que havia anteriormente e que permaneceu no elemento, o volume de gás invasor e os possíveis volumes de fluidos vindo ou saindo dos elementos vizinhos.

O método das características é utilizado nas duas equações fundamentais (na forma de equações diferenciais parciais), dando origem a duas novas equações, válidas para suas respectivas características. As derivadas de pressão e velocidade em relação ao tempo, são substituídas pelas diferenças finitas dessas variáveis. Assim, tem-se duas equações para duas incógnitas, pressão e velocidade, que serão determinadas no passo de cálculo seguinte. O problema é resolvido numericamente, juntamente com outros recursos físicos e matemáticos, que representem as condições dos elementos de cálculo, os pontos de mudança de diâmetros, os fluxos entre anular e interior por intermédio dos jatos da broca, o movimento da coluna em relação ao poço, etc..

O poço possui geometria que prevê um trecho vertical, que vai da superfície até o início do trecho de ganho de ângulo, com raio constante, que, por sua vez, termina onde se inicia o trecho final, horizontal e de contato com o reservatório de gás.

Na formulação do reservatório, o comprimento de cada elemento de cálculo, corresponde a altura exposta de um reservatório infinito para um poço vertical, no qual, o fluxo transiente de gás para o poço, se dá em função das pressões do interior do poço. Admite-se, que após cada intervalo de produção, correspondente no máximo ao tempo de retirada de uma seção do poço, o reservatório se recompõe integralmente, durante o tempo de desenroscamento da seção, quando as pressões no fundo voltam ao normal. Na situação em estudo, essas considerações são embasadas nos pequenos tempos de produção e seus respectivos volumes, e, embora, os limites (superior e inferior) do reservatório estejam próximos ao poço, a produção acumulada, possivelmente, não seria suficiente para provocar alterações nas pressões originais do reservatório até estes limites.

O principal modelo reológico utilizado para o cálculo das perdas de carga por fricção é o de potência, mas, o modelo de Bingham é aplicado em alguns casos para análise de sensibilidade. O fluxo no anular é considerado concêntrico, tendo em vista que, neste caso, há interesse da perda de carga média e global da seção anular, onde um perfil de velocidade diferenciado, possivelmente, não surtiria mudanças significativas no processo como um todo. Também no anular, é feita adaptação para fluxo entre placas paralelas ("slot") e, as constantes de Burkhardt [3], são utilizadas para a obtenção das velocidades efetivas.

O perfil adotado para representar a velocidade de movimentação da coluna em relação ao tempo e durante as manobras, é o modelo clássico, já utilizado em diversos outros trabalhos, que separa o tempo em três intervalos, o de aceleração constante, a partir da velocidade zero em tempo zero, o intervalo de velocidade constante e, finalmente, o de desaceleração constante até a velocidade zero.

A implementação do cálculo é feita pelo computador, que se utiliza de um programa em FORTRAN, desenvolvido especificamente para representar as condições mencionadas acima, durante a retirada de coluna de poço horizontal em reservatório de gás, para análises e conclusões dos efeitos do pistoneio("swab"). Além disso, foram feitas adaptações a esse programa para representar o pistoneio no poço vertical, assim como, para a descida da coluna em poço horizontal, proporcionando análises também, do efeito de surgimento de pressões("surge").

Pode-se dizer que, com as considerações feitas na abordagem do problema em questão, o presente estudo assume caráter inovador ao acrescentar em um método já utilizado, as possibilidades de representar um poço com geometria horizontal, seções diferentes, os movimentos da coluna, os jatos da broca e as contribuições do reservatório de gás exposto em todo processo.

3 FUNDAMENTAÇÕES

3.1 EQUAÇÕES BÁSICAS

3.1.1 EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO

Conforme dedução desenvolvida no Apêndice - A, item - A.1.1, aplicada a um elemento de fluido homogêneo em duto cilíndrico, submetido a um balanço de forças com base na 2ª lei de Newton, $\sum F = ma$, chega-se na seguinte equação:

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial x} - g \cos \theta + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (3.1)$$

3.1.2 EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE

Efetuando-se o balanço de massas para fluido de compressibilidade constante e, em processo isotérmico, conforme dedução desenvolvida no Apêndice - A, item - A.1.2, chega-se a seguinte equação:

$$\rho_m v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial t} + v \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} = 0 \quad (3.2)$$

3.1.3 EQUAÇÕES CARACTERÍSTICAS

Aplicando o método numérico das características nas equações 3.1 e 3.2, conforme dedução feita no Apêndice - B, item - B.1.1, chega-se nas equações:
, para:

$$\frac{dx}{dt} = +v_s \quad (3.3)$$

, tem-se:

$$\frac{dv}{dt} + \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{dp}{dt} - g \cos \theta - \frac{1}{\rho_m} \frac{\rho_g V_g v_s}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (3.4)$$

e, para:

$$\frac{dx}{dt} = -v_s \quad (3.5)$$

, tem-se:

$$\frac{dv}{dt} - \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{dp}{dt} - g \cos \theta + \frac{1}{\rho_m} \frac{\rho_g V_g v_s}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (3.6)$$

3.1.4 EQUAÇÕES DAS DIFERENÇAS FINITAS

Substituindo-se as derivadas parciais em relação ao tempo nas equações 3.4 e 3.6, em t e $t + \delta_t$, pelas suas diferenças finitas, e discretizando os demais termos, para os elementos i e $i + 1$ e os pontos $k - 1$, k e $k + 1$, vide dedução do Apêndice - B, item - B.1.2, chega-se:

$$\frac{v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k-1}}{\delta_t} + \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i} \delta_t} - g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{\rho_{m,i} \delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_{m,i}} \frac{dp_{f,k-1}}{dx} = 0 \quad (3.7)$$

$$\frac{v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k+1}}{\delta_t} - \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1} \delta_t} - g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{\rho_{m,i+1} \delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_{m,i+1}} \frac{dp_{f,k+1}}{dx} = 0 \quad (3.8)$$

, que dá origem ao sistema:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ x + cy + d = 0 \end{cases} \quad (3.9)$$

, de solução, para unidades de campo:

$$x = \frac{bc - ad}{a - c} \quad (3.10)$$

$$y = \frac{d - b}{a - c} \quad (3.11)$$

, onde:

$$x = v_{t+\delta_t,k} \quad (3.12)$$

$$y = p_{t+\delta_t,k} \quad (3.13)$$

$$a = \frac{FU_1}{\rho_{m,i} v_{s,i}} \quad (3.14)$$

$$b = -v_{t,k-1} - \frac{FU_1 p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i}} - \delta_t g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{FU_2 \rho_{m,i} \delta_x A} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f,k-1}}{\rho_{m,i} dx} \quad (3.15)$$

$$c = -\frac{FU_1}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} \quad (3.16)$$

$$d = -v_{t,k+1} + \frac{FU_1 p_{t,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} - \delta_t g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{FU_2 \rho_{m,i+1} \delta_x A} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f,k+1}}{\rho_{m,i+1} dx} \quad (3.17)$$

$$FU_1 = 619.3511 \quad (3.18)$$

$$FU_2 = 7.4805 \quad (3.19)$$

3.2 REOLOGIA

3.2.1 MODELOS REOLÓGICOS

Dos modelos mais conhecidos, foi escolhido o de potência, tendo em vista, a possibilidade de se efetuar todos os cálculos de maneira explícita e imediata, assim como, na maioria dos casos, este apresenta um fator de correlação próximo a unidade. Entretanto, o modelo de Bingham, também é utilizado para análise de sensibilidade.

Os cálculos das perdas de carga por fricção nos espaços anulares são efetuados a partir das formulações obtidas para fluxo entre placas planas paralelas, "slot", tendo em vista, o trabalho realizado pela Exlog [7], que aponta para a maioria das composições de colunas de perfuração e respectivos diâmetros dos poços, uma diferença insignificante entre a solução exata e a aproximada, "slot". Nessa aproximação, o anular é considerado concêntrico, no qual para a velocidade de fluxo assume-se um valor médio representativo de toda a seção.

A principal referência para a obtenção das relações entre os parâmetros reológicos, é o trabalho de A. T. Bourgoyne et alii [2], uma vez que, as fórmulas já estão desenvolvidas para unidades de campo(sistema inglês).

MODELO DE POTÊNCIA

- Definição:

$$\tau = K |\dot{\gamma}|^{n-1} \dot{\gamma} \quad (3.20)$$

- Perda de carga por fricção em regime laminar para fluxo em tubulações:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{K_m \bar{v}^n \left(\frac{3+1/n}{0.0416}\right)^n}{144000 d_i^{1+n}} \quad (3.21)$$

- Perda de carga por fricção em regime laminar para fluxo em anulares:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{K_m \bar{v}^n \left(\frac{2+1/n}{0.0208}\right)^n}{144000 (d_{ae} - d_{ai})^{1+n}} \quad (3.22)$$

- Perda de carga por fricção em regime turbulento para fluxo em tubulações:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{f \rho_m \bar{v}^2}{25.8 d_i} \quad (3.23)$$

- Perda de carga por fricção em regime turbulento para fluxo em anulares:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{f \rho_m \bar{v}^2}{21.1 (d_{ae} - d_{ai})} \quad (3.24)$$

- Número de Reynolds para fluxo em tubulações:

$$N_{Re} = \frac{89100 \rho_m \bar{v}^{(2-n)}}{K_m} \left(\frac{0.0416 d_i}{3 + 1/n} \right)^n \quad (3.25)$$

- Número de Reynolds para fluxo em anulares:

$$N_{Re} = \frac{109000 \rho_m \bar{v}^{(2-n)}}{K_m} \left[\frac{0.0208 (d_{ae} - d_{ai})}{2 + 1/n} \right]^n \quad (3.26)$$

- Número de Reynolds crítico para fluxo em tubulações e anulares:
(será adotado o limite inferior apresentado no trabalho da Exlog [7], proposto por Schuh)

$$N_{Rec} = (3470 - 1370 n) \quad (3.27)$$

- Fator de fricção para fluxos turbulentos (função de Dodge&Metzner):

$$\sqrt{1/f} = \frac{4.0}{n^{0.75}} \log (N_{Re} f^{1-n/2}) - \frac{0.395}{n^{1.2}} \quad (3.28)$$

MODELO DE BINGHAM

- Definição:

$$\tau = \tau_y + \mu_p \dot{\gamma} \quad (3.29)$$

- Perda de carga por fricção em regime laminar para fluxo em tubulações:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{\mu_p \bar{v}}{1500 d_i^2} + \frac{\tau_y}{225 d_i} \quad (3.30)$$

- Perda de carga por fricção em regime laminar para fluxo em anulares:

$$\frac{dp_f}{dx} = \frac{\mu_p \bar{v}}{1000 (d_{ae} - d_{ai})^2} + \frac{\tau_y}{200 (d_{ae} - d_{ai})} \quad (3.31)$$

Para as perdas de carga por fricção em regime turbulento são aplicadas as mesmas fórmulas do modelo de potência, equações 3.23 e 3.24, para fluxos em tubulações e anulares, respectivamente.

- Número de Reynolds para fluxo em tubulações:

$$N_{Re} = \frac{928 \rho_m \bar{v} d_i}{\mu_p} \quad (3.32)$$

- Número de Reynolds para fluxo em anulares:

$$N_{Re} = \frac{757 \rho_m \bar{v} (d_{ae} - d_{ai})}{\mu_p} \quad (3.33)$$

Na determinação do número de Reynolds crítico, utiliza-se o critério proposto por Hedstron, cujo gráfico da relação entre o números de Reynolds crítico e de Hedstron é aplicado a este trabalho e consta, também, do livro de A. T. Bourgoyne et alii [2].

- Número de Hedstron para fluxo em tubulações:

$$N_{He} = \frac{37100 \rho_m \tau_y d_i^2}{\mu_p^2} \quad (3.34)$$

- Número de Hedstron para fluxo em anulares:

$$N_{He} = \frac{24700 \rho_m \tau_y (d_{ae} - d_{ai})^2}{\mu_p^2} \quad (3.35)$$

- Fator de fricção para fluxos turbulentos(função de Colebrook):

$$\sqrt{1/f} = 4 \log(N_{Re} \sqrt{f}) - 0.395 \quad (3.36)$$

3.2.2 DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES EFETIVAS

No cálculo das perdas de carga por fricção, consta a velocidade efetiva, \bar{v} , decorrente da superposição das velocidades de movimentação da coluna de perfuração, v_{cl} , e da velocidade média do fluido, v , uma vez que, essa fricção resulta do atrito entre o fluido e a coluna.

Para o interior das tubulações, a velocidade efetiva resulta da subtração algébrica das velocidades da coluna e fluido, levando-se em conta seus respectivos sinais:

$$\bar{v} = v - v_{cl} \quad (3.37)$$

No anular, a situação torna-se diferente, visto que, tanto a coluna, como o fluido, estão em movimento, mas, a parede do poço encontra-se estática. Para resolução desse problema, J. A. Burkhardt [3], propõe gráficos, já consagrados em diversas outras publicações, que relacionam um fator de multiplicação para a velocidade da coluna, k , com a geometria do anular, d_{ai}/d_{ae} , de forma a quantificar a velocidade média efetiva na seção anular.

W. Campos [5], apresenta equações de ajuste dessas curvas, a quais serão utilizadas neste trabalho, a seguir;

, em regime laminar:

$$k_l = -0.38 \left(\frac{d_{ai}}{d_{ae}}\right)^2 + 0.765 \left(\frac{d_{ai}}{d_{ae}}\right) + 0.091 \quad (3.38)$$

, em regime turbulento:

$$k_t = -0.152 \left(\frac{d_{ai}}{d_{ae}}\right)^2 + 0.316 \left(\frac{d_{ai}}{d_{ae}}\right) + 0.336 \quad (3.39)$$

e, assim:

$$\begin{cases} \bar{v} = v - v_{cl} k_l & \text{ou} \\ \bar{v} = v - v_{cl} k_t \end{cases} \quad (3.40)$$

3.2.3 PARÂMETROS REOLÓGICOS DA MISTURA GÁS E LAMA

Tendo em vista a possibilidade de haver contaminação de gás em alguns elementos de cálculo, descreve-se neste item, a forma como são efetuadas as correções dos parâmetros reológicos, como função dos volumes de cada fase presente na mistura de gás e de fluido de perfuração.

Os parâmetros pertencentes ao modelo de Bingham, não serão corrigidos, haja vista, sua utilização limitada a poucos exemplos de comparação com o modelo principal, o de potência.

Já no modelo de potência, o índice de comportamento, n , não sofre correções, pois, como aponta P. C. Harris e V. G. Reidenbach [10], em estudo experimental para espumas de fraturamento, quando a temperatura mantém-se constante, o valor de n não se altera, mesmo que haja variação na fração de vazios, α .

Todavia, esse mesmo estudo, aponta as correções do índice de consistência da mistura gás e fluido fase líquida, K_m , em função do índice de consistência da fase líquida, K , do índice de comportamento, n , e da fração de vazios, α , na forma:

$$K_m = K \exp^{[(4 n^{1.8}) \alpha + 0.75 \alpha^2]} \quad (3.41)$$

Cabe lembrar, que a correção acima considerada, apresentou bons resultados, em relação aos dados obtidos em ensaios de laboratório, exclusivamente, para as espumas de fraturamento utilizadas nesses ensaios. E, dentro das pesquisas bibliográficas feitas, não foi encontrada outra formulação, para que se pudesse elaborar essas correções. Assim sendo, não se pode estender essa forma de correção, para todos os tipos de fluido de perfuração, uma vez que, existem outros fatores, como a composição química do fluido, que também, exerce influência no comportamento dos parâmetros reológicos do fluido, quando este sofre contaminação de gás.

Acrescenta-se ainda, que tendo em vista os elementos sujeitos a contaminação com gás, restringirem-se, normalmente, ao espaço anular do trecho horizontal do poço, quaisquer possíveis distorções relacionadas a essa forma de correção, teriam pouca relevância no cálculo global, que envolve o conjunto de todos elementos do espaço interno e do espaço anular.

3.3 PARÂMETROS DO FLUXO HOMOGÊNEO

Estão descritos nesta seção, os procedimentos e fundamentos aplicados na determinação dos parâmetros pertencentes a cada elemento de cálculo, que dependem dos dados de entrada ou sofrem variações no decorrer do processo, em função das condições a que estão submetidos, tais como, a pressão, p , e a fração de vazios (correspondente ao volume de gás invasor), α .

3.3.1 PESO ESPECÍFICO DA MISTURA (ρ_m)

É determinado a partir de uma média ponderada envolvendo os volumes de gás, V_g , e lama, V , presentes no interior de cada elemento, bem como, seus respectivos pesos específicos, ρ_g e ρ . O volume de gás é determinado em função das pressões no interior do poço associadas ao comportamento do reservatório exposto.

Maiores detalhes de como é efetuado o cálculo em série, envolvendo as velocidades de fluxo entre os elementos e os seus vizinhos, podem ser vistos na seção nº 6.

$$\rho_m = \frac{\rho_g V_g + \rho V}{V_g + V} \quad (3.42)$$

3.3.2 FRAÇÃO DE VAZIOS (α)

Utiliza-se a relação válida para misturas homogêneas ($\rho_m = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho$), na qual consta os pesos específicos da mistura, ρ_m , do gás, ρ_g , e do fluido de perfuração, ρ .

$$\alpha = \frac{\rho - \rho_m}{\rho - \rho_g} \quad (3.43)$$

3.3.3 PESO ESPECÍFICO DO GÁS (ρ_g)

A equação dos gases reais, $pV_g = z(m_g/M_g)RT$, é aplicada de forma similar a A. T. Bourgoyne et alii [2], e, chega-se a relação envolvendo a temperatura em graus

Fahrenheit, T , a pressão em psia, p , o peso molecular do gás, M_g e, por último, o fator de compressibilidade do gás, z , em unidades de campo, na forma:

$$\rho_g = \frac{p M_g}{80.27 z (T + 459.67)} \quad (3.44)$$

3.3.4 FATOR DE COMPRESSIBILIDADE DO GÁS(z)

Trata-se de um fator introduzido na relação que é aplicada a um gás ideal, com a finalidade de corrigi-la para um gás real. Este fator é função da temperatura e pressão críticas do gás, assim como, da sua densidade e também, da temperatura e pressão, que esse gás está sujeito. Utiliza-se a subrotina ZFACHY, publicada no trabalho de D. J. Brill e H. D. Beggs [4], que calcula o fator z por meio da correlação de Hall & Yarboroug para o gráfico de Standing & Katz, que é largamente utilizado na obtenção desse fator.

3.3.5 VELOCIDADE DO SOM NO FLUIDO DE PERFURAÇÃO(v_s)

É obtida a partir da relação da propagação de uma onda de compressão em fluido, com a da definição de compressibilidade, C , conforme desenvolvida por J. K. Vennard e R. L. Street [16] e, já ajustada para unidades de campo, fica:

$$v_s = 24.887 \sqrt{\frac{1}{\rho C}} \quad (3.45)$$

3.3.6 VELOCIDADE DO SOM NO GÁS(v_{sg})

Aplica-se a relação válida para processos isotérmicos, $v_{sg}^2 = R (T + 459.57)$, proposta por G. B. Wallis [17], que, já convertida para unidades de campo e, em relação a temperatura em graus Fahrenheit, T , e a densidade do gás em relação ao ar, γ_g , fica:

$$v_{sg} = 41.403 \sqrt{(T + 459.57)/\gamma_g} \quad (3.46)$$

3.3.7 VELOCIDADE DO SOM NA MISTURA(v_{sm})

Utiliza-se a equação de Wood, apresentada por G. B. Wallis [17], aplicável na determinação da velocidade do som para fluxo em regime de bolhas, como função dos pesos específicos e das velocidades do som do gás e do fluido de perfuração, assim como, da fração de vazios, na forma:

$$v_{sm}^2 = \frac{1}{[\alpha\rho_g + (1 - \alpha)\rho][\alpha/(\rho_g v_{sg}^2) + (1 - \alpha)/(\rho v_s^2)]} \quad (3.47)$$

3.3.8 COMPRESSIBILIDADE DA MISTURA (C_m)

Como será visto nas seções seguintes, praticamente, todos os cálculos estão em função da velocidade do som na mistura, exceto na resolução localizada na broca, que aparece a compressibilidade na mistura. Nesse caso, calcula-se a velocidade do som na mistura pela equação 3.47 e, posteriormente, sua compressibilidade pela equação 3.45, na forma:

$$C_m = \frac{619.351}{\rho_m v_{sm}^2} \quad (3.48)$$

4 RESOLUÇÃO DO PROBLEMA

Apresenta-se, nesta seção, a forma como se aplica as condições de contorno, bem como, os fundamentos utilizados na resolução do problema.

4.1 VISÃO GLOBAL

O poço é subdividido em pequenos elementos de cálculo, tanto pelo interior da coluna como pelo anular, em seguida, determina-se as condições iniciais, em t , das pressões e das velocidades, em cada ponto de interface entre esses elementos. Para isso, considera-se, que o fluido está em repouso, a cada início ou reinício de movimentação da coluna, durante a manobra, e, portanto, nessas condições, as velocidades serão nulas e as pressões serão estáticas. No cálculo das pressões, leva-se em conta a geometria do poço.

De posse das equações 3.9 à 3.19, o cálculo para a obtenção de v e p , em $t + \delta_t$, pode ser efetuado de forma direta, nos elementos onde o fluido de perfuração encontra-se sem gás, onde não há mudança de diâmetros, e, fora das interfaces com a broca ou com a superfície. Uma das duas malhas de cálculo(interior ou anular), pode ser vista na figura 4.1, para se visualizar melhor o processo de cálculo como um todo.

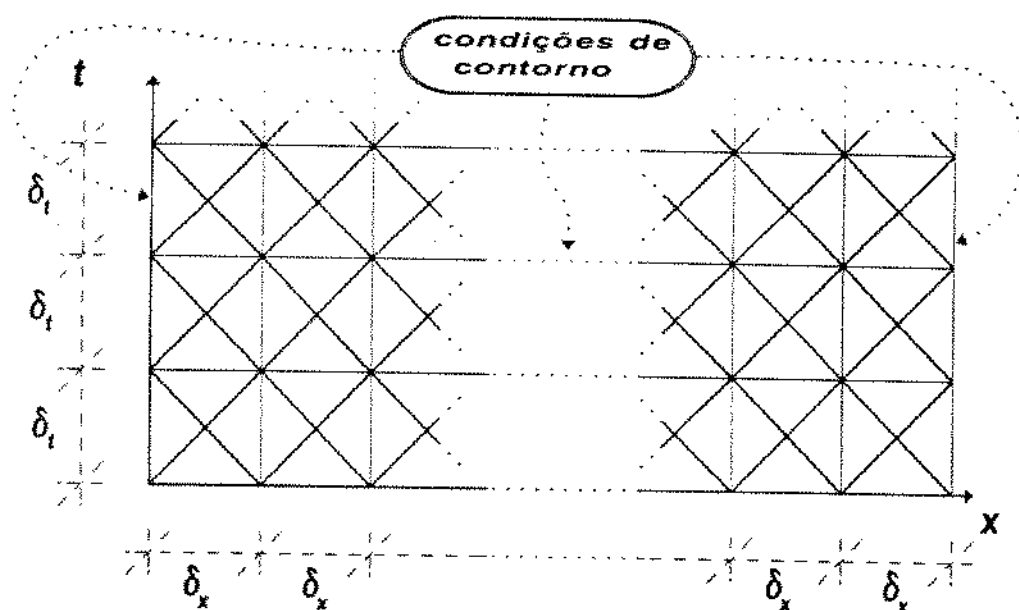


Figura 4.1: Malha de cálculo composta pelos elementos de cálculo(inteiros ou anulares)

4.2 RESOLUÇÕES LOCALIZADAS

4.2.1 PONTO NA SUPERFÍCIE DO ESPAÇO ANULAR

Considera-se, que o poço possui um sistema de abastecimento automático e, portanto, a pressão no ponto de cota zero, mantém-se constante e igual a pressão atmosférica, tanto para o caso de descida de coluna no poço, como no de retirada.

Assim, fazendo-se; $i = 0$, $k = 0$ e $p_{t+\delta_t,0} = 14.7 \text{ psia}$ e, como na superfície, $\theta_1 = 0$ e $V_g = 0$, colocando-se essas informações na equação 3.8 e adicionando-se o fator para conversão em unidades de campo (FU_1 vide equação 3.18), pode-se calcular $v_{t+\delta_t,0}$, na forma:

$$v_{t+\delta_t,0} = v_{t,1} + FU_1 \frac{14.7 - p_{t,1}}{\rho v_s} + \delta_t g - FU_1 \frac{\delta_t}{\rho} \frac{dp_{f,1}}{dx} \quad (4.1)$$

4.2.2 PONTO NA SUPERFÍCIE DO ESPAÇO INTERNO

Verifica-se, que, normalmente, na retirada da coluna do poço, ocorre em relação a superfície, uma velocidade de fluxo ascendente, pelo interior da coluna, que resulta numa altura de fluido acima da cota zero, cuja pressão correspondente, deve ser acrescentada na pressão atmosférica, de forma a representar com maior precisão, a pressão atuante nesse ponto. Já o contrário, normalmente, ocorre na descida da coluna no poço.

Levando-se em conta, que o eixo de referência ao longo do poço inicia-se na superfície e é positivo para baixo, o cálculo da altura dessa coluna de fluido, H , em relação a velocidade de fluxo no ponto de cota zero ($k = 0$), em t , fica:

$$H = v_{t,0} \delta_t \quad (4.2)$$

assim, o valor assumido para a pressão no ponto zero, em $t + \delta_t$, cuja defasagem em relação ao valor exato corresponde ao incremento, δ_t , que é desprezível, fica:

$$p_{t+\delta_t,0} = 14.7 - 0.052 H \rho \quad (4.3)$$

e, de forma similar ao procedimento aplicado para superfície anular, tem-se a correspondente velocidade:

$$v_{t+\delta_t,0} = v_{t,1} + FU_1 \frac{p_{t+\delta_t,0} - p_{t,1}}{\rho v_s} + \delta_t g - FU_1 \frac{\delta_t dp_{f,1}}{\rho dx} \quad (4.4)$$

4.2.3 BROCA

A partir da dedução desenvolvida no Apêndice - C, item C.1, que baseou-se; na equação da continuidade aplicada no fundo do poço, na equação das diferenças finitas 3.7, aplicada duas vezes, nos últimos elementos, interno e anular, e, na perda de pressão localizada nos jatos da broca, chega-se no seguinte sistema de equações:

$$\begin{cases} a x + b y + c z + d = 0 \\ y + e z + f = 0 \\ x + n w + h = 0 \\ i x^2 + j x - z + w + k = 0 \end{cases} \quad (4.5)$$

onde, as incógnitas, são:

$$x = v_{t+\delta_t,in} \quad (4.6)$$

$$y = v_{t+\delta_t,aa} \quad (4.7)$$

$$z = p_{t+\delta_t,aa} \quad (4.8)$$

$$w = p_{t+\delta_t,in} \quad (4.9)$$

e, os valores das constantes, são:

$$a = A_{in} \quad (4.10)$$

$$b = A_{aa} \quad (4.11)$$

$$c = -\frac{144 V_{pa} C_m}{\delta_t} \quad (4.12)$$

$$d = (v_{t+\delta_t,cl}) A_{ss} + 144 C_m V_{pa} \frac{p_{t,aa}}{\delta_t} + \frac{144 V_{g,pa}}{\delta_t} \quad (4.13)$$

$$e = \frac{FU_1}{\rho_{m,ea} v_{s,ea}} \quad (4.14)$$

$$f = -v_{t,aa-1} - \frac{FU_1 p_{t,aa-1}}{\rho_{m,ea} v_{s,ea}} - \delta_t g \cos \theta_{eu} - \frac{\rho_{g,ea} V_{g,ea} v_{s,ea}}{FU_2 \rho_{m,ea} \delta_x A_{aa}} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f,aa-1}}{\rho_{m,ea} dx} \quad (4.15)$$

$$n = \frac{FU_1}{\rho_{m,ei} v_{s,ei}} \quad (4.16)$$

$$h = -v_{t,in-1} - \frac{FU_1 p_{t,in-1}}{\rho_{m,ei} v_{s,ei}} - \delta_t g \cos \theta_{ei} + \frac{FU_1 \delta t dp_{f,in-1}}{\rho_{m,ei} dx} \quad (4.17)$$

$$i = -0.00089 \rho_{m,in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}}\right)^2 \quad (4.18)$$

$$j = 0.00089 \rho_{m,in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}}\right)^2 (2 v_{t+\delta t,cl}) \quad (4.19)$$

$$k = -0.00089 \rho_{m,in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}}\right)^2 (v_{t+\delta t,cl})^2 \quad (4.20)$$

O sistema 4.5, resulta em:

$$i x^2 + l x + m = 0 \quad (4.21)$$

, onde:

$$l = j - \left(\frac{1}{n}\right) - \left(\frac{a}{-c + b e}\right) \quad (4.22)$$

$$m = -\left(\frac{h}{n}\right) + \left(\frac{d - f b}{c - b e}\right) + k \quad (4.23)$$

A solução final, inicia-se com uma das raízes da equação 4.21, a que se apresenta compatível com o fenômeno físico, e, em seguida, as demais incógnitas são também, determinadas, com base nas equações do sistema 4.5.

Finalmente, é feito um teste de verificação, uma vez que, no equacionamento da perda de pressão localizada nos jatos da broca, foi considerado, que o fluxo efetivo nos jatos, ocorre no sentido de dentro para fora da coluna. Caso, o resultado do teste seja falho, se faz as devidas correções para se representar um sentido contrário de fluxo, e, se repete os cálculos.

4.2.4 PONTOS ENTRE PARTES COM DIÂMETROS DIFERENTES

Conforme dedução do Apêndice D, item D.1, quando a diferença entre os diâmetros encontra-se na coluna de perfuração em movimento, para a determinação das as três incógnitas, que são as diferentes velocidades em cada parte do elemento e, uma pressão, utiliza-se das seguintes três equações:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ z + cy + d = 0 \\ z + e x + f = 0 \end{cases} \quad (4.24)$$

, que, em unidades de campo(FU_1 e FU_2 vide equações 3.18 e 3.19), tem-se:

$$x = v_{t+\delta t, k-} \quad (4.25)$$

$$y = p_{t+\delta t, k} \quad (4.26)$$

$$z = v_{t+\delta t, k+} \quad (4.27)$$

$$a = \frac{FU_1}{\rho_{m,i} v_{s,i}} \quad (4.28)$$

$$b = -v_{t, k-1} - \frac{FU_1 p_{t, k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i}} - \delta_t g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{FU_2 \rho_{m,i} \delta_x A_i} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f, k-1}}{\rho_{m,i} dx} \quad (4.29)$$

$$c = -\frac{FU_1}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} \quad (4.30)$$

$$d = -v_{t, k+1} + \frac{FU_1 p_{t, k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} - \delta_t g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{FU_2 \rho_{m,i+1} \delta_x A_{i+1}} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f, k+1}}{\rho_{m,i+1} dx} \quad (4.31)$$

$$e = -\frac{A_i}{A_{i+1}} \quad (4.32)$$

$$f = v_{t+\delta t, cl} \frac{A_i - A_{i+1}}{A_{i+1}} \quad (4.33)$$

e, a solução do sistema 4.24, é:

$$x = \frac{a d - a f - b c}{a e + c} \quad (4.34)$$

$$z = \frac{e b c - e a d - c f}{a e + c} \quad (4.35)$$

$$y = \frac{-b e - d + f}{a e + c} \quad (4.36)$$

Para os pontos em que a diferença entre os diâmetros(vide Apêndice D, item D.1), encontra-se estática, a terceira equação do sistema 4.24, sofre alteração e, assim, fica:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ z + cy + d = 0 \\ ix + hz = 0 \end{cases} \quad (4.37)$$

, onde, os novos termos, são:

$$i = A_i \quad (4.38)$$

$$h = -A_{i+1} \quad (4.39)$$

e, a solução do sistema 4.37, é:

$$x = \frac{a d h - b c h}{a i + h c} \quad (4.40)$$

$$z = \frac{i b c - a i d}{a i + h c} \quad (4.41)$$

$$y = \frac{-b i - d h}{a i + h c} \quad (4.42)$$

4.2.5 ELEMENTOS ONDE OCORRE INVASÃO DE GÁS

Nos elementos de cálculo pertencentes ao espaço anular do trecho horizontal do poço, existe sempre a possibilidade de haver invasão de gás, uma vez que, o reservatório faz contato com esses elementos. Assim, todos os parâmetros a serem colocados nas duas equações das diferenças finitas, 3.7 e 3.8, terão de passar pelos ajustes mencionados nos itens 3.2.3 e 3.3.

Além disso, cabe lembrar, que a divisão do poço em elementos de cálculo, dá-se no início do processo e, a malha constituída por esses elementos, mantém-se inalterada. Assim, a velocidade do som no fluido de perfuração, v_s , é utilizada para se determinar o passo de tempo, δ_t , em função também do comprimento dos elementos, δ_x , tendo em vista que, $v_s = (\delta_x/\delta_t)$.

Todavia, com a entrada do gás, a velocidade do som diminui, e, as retas características, que no início, ajustavam-se perfeitamente entre dois pontos consecutivos, não mais se ajustam. Dessa forma, o valores da pressão e velocidade, em t , que serão colocados nas equações 3.7 ou 3.8, terão de ser interpolados entre os dois pontos consecutivos, cujo elemento considerado tem interface, e, em função também, da nova característica e, conseqüentemente, da nova velocidade do som na mistura existente no elemento. Vide esquema gráfico na figura 4.2.

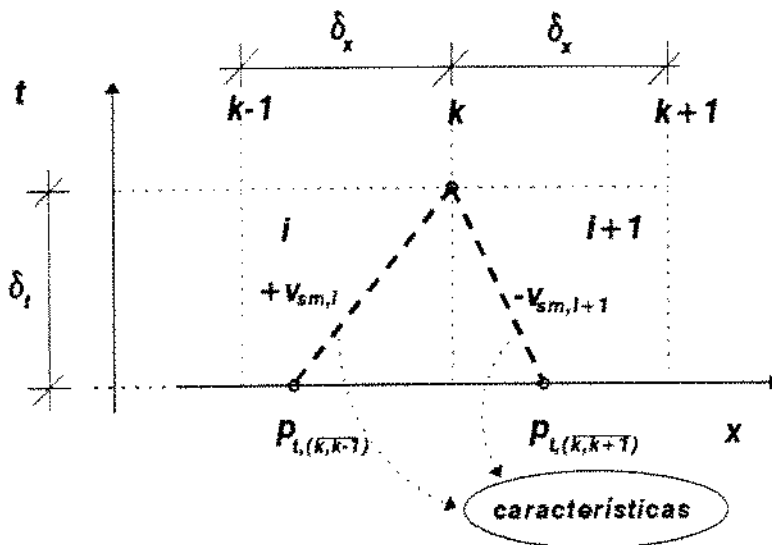


Figura 4.2: Diagrama de interpolação de parâmetros entre pontos consecutivos

A interpolação é feita linearmente, a partir da distância existente entre o ponto, que se deseja interpolar, e os dois pontos consecutivos, pertencentes a malha. Calculada a velocidade do som na mistura, pela equação 3.47, essa distância vem como função dessa velocidade, v_{sm} , e do passo de tempo, δ_t . Assim, por exemplo, a pressão interpolada no elemento i , entre as pressões dos pontos $k - 1$ e k , fica:

$$p_{t,(k,k-1)} = p_{t,k} - \frac{v_{sm,i} \delta_t}{\delta_x} (p_{t,k} - p_{t,k-1}) \quad (4.43)$$

já, a pressão interpolada entre k e $k + 1$, no elemento $i + 1$, fica:

$$p_{t,(k,k+1)} = p_{t,k} + \frac{v_{sm,i+1} \delta_t}{\delta_x} (p_{t,k+1} - p_{t,k}) \quad (4.44)$$

No cálculo dos elementos internos do trecho horizontal, essa metodologia, também, é utilizada, pois, dependendo do sentido do fluxo pelo interior da coluna, poderá haver entrada de gás no interior, proveniente do anular.

4.2.6 MOVIMENTO DA COLUNA NAS RESOLUÇÕES LOCALIZADAS

Levando-se em conta, que a malha de cálculo mantém-se fixa no decorrer do processo, e, que a coluna de perfuração se movimenta, uma metodologia é elaborada, visando-se representar os deslocamentos de pontos onde ocorre mudanças de diâmetros, bem como, o deslocamento da extremidade da coluna.

MOVIMENTO DA EXTREMIDADE DA COLUNA (BROCA)

O cálculo na broca propriamente dito, é apresentado no item 4.2.3, entretanto, os parâmetros, em t , que constam das equações desenvolvidas naquele item, devem ser adequadamente determinados, levando-se em conta, a influência do movimento da coluna.

Na retirada da coluna, por exemplo, estabelecida a malha e os pontos de cálculo ao longo do poço, inicialmente, o último elemento, interno ou anular, possui comprimento igual aos demais, e assim, todos os parâmetros utilizados no cálculo, pertencem a esse elemento.

Porém, ao longo do tempo, o seu comprimento vai diminuindo, e a característica, normalmente, se estende para dentro do penúltimo elemento. Com isso, os parâmetros considerados no cálculo, devem ter a parcela de influência exercida por parte desse elemento, representando de forma hipotética um novo elemento formado pelo último e parte do penúltimo.

Assim sendo, em função do movimento da coluna, é calculado passo a passo, o comprimento do último elemento. Em seguida, verifica-se se o comprimento percorrido pela velocidade do som, nesse elemento, durante δt , é menor do que o seu comprimento. Se for, significa que a reta característica encontra-se integralmente dentro desse único elemento, e assim, os parâmetros devem representar somente o fluido nele existente.

Entretanto, ocorrendo o contrário, calcula-se a projeção do segmento de reta restante da característica no penúltimo elemento, já como base na sua velocidade do som, e, faz-se uma ponderação linear e proporcional aos comprimentos do último elemento, bem como, o dessa projeção, para obtenção de parâmetros físicos representativos dos dois elementos envolvidos.

Desse modo, na medida em que o último elemento diminui, diminui também, a influência de seus parâmetros no cálculo da broca, até uma situação limite, quando o seu comprimento atinge zero. A partir disso, o penúltimo elemento passa a ser o último e, o cálculo prossegue de forma similar, já descrita acima.

Vide figura 4.3, a fim de visualizar melhor as descrições feitas.

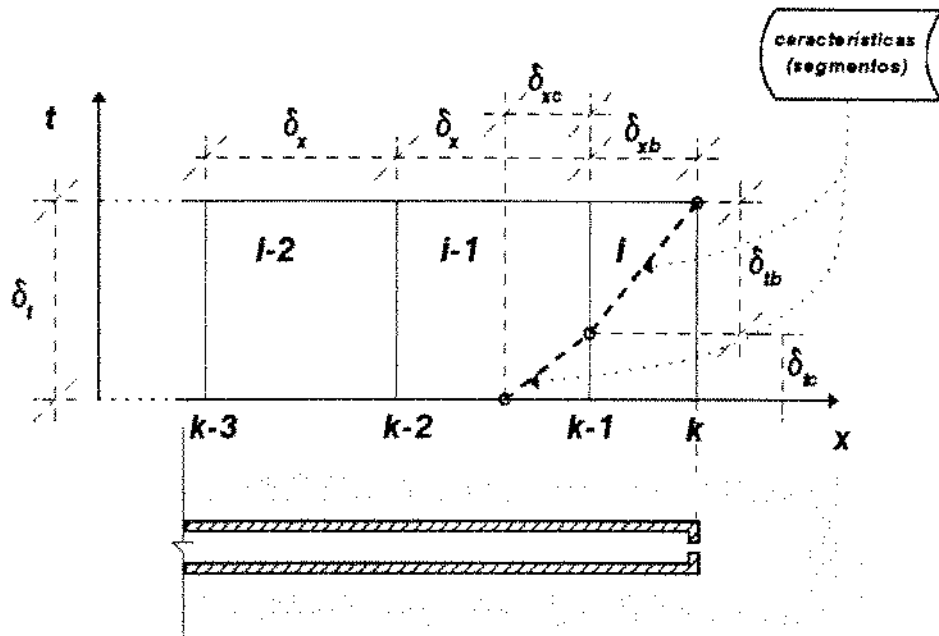


Figura 4.3: Diagrama de interpolação de parâmetros para o cálculo na broca

Exemplificando com base na figura acima, o cálculo do peso específico, representativo do fluido contido no elemento i (broca) e, em parte do $i - 1$, $\rho_{m,i,i-1}$, fica: , a parcela de tempo em i , δ_{tb} :

$$\delta_{tb} = \frac{\delta_{xb}}{v_{sm,i}} \quad (4.45)$$

, a parcela de tempo complementar em $i - 1$, δ_{tc} :

$$\delta_{tc} = \delta_t - \delta_{tb} \quad (4.46)$$

, a projeção da característica complementar em $i - 1$, δ_{xc} :

$$\delta_{xc} = \delta_{tc} v_{sm,i-1} \quad (4.47)$$

e, o peso específico:

$$\rho_{m,i,i-1} = \frac{\rho_{m,i} \delta_{xb} + \rho_{m,i-1} \delta_{xc}}{\delta_{xb} + \delta_{xc}} \quad (4.48)$$

Para os demais parâmetros o cálculo é efetuado de forma similar, mas, a velocidade do som, que melhor representa o dois elementos, $v_{sm,i,i-1}$, é:

$$v_{sm,i,i-1} = \frac{\delta_{xb} + \delta_{xc}}{\delta_i} \quad (4.49)$$

Uma consequência dessa abordagem, está no cálculo da pressão e velocidade no penúltimo ponto, em $t + \delta_i$. Pois, com a diminuição do último elemento, uma das características desse ponto, tenderia a ficar, em parte, além da broca, fora da coluna. Assim, é feita uma interpolação linear, das pressões e velocidades dos pontos vizinhos, proporcional as correspondentes distâncias entre esse ponto e seus vizinhos, de forma a se determinar sua pressão e sua velocidade.

Por exemplo, a pressão no ponto $k - 1$, apresentado na figura 4.3, fica:

$$p_{t+\delta_i,k-1} = p_{t+\delta_i,k-2} + \frac{\delta_x}{\delta_x + \delta_{xb}} (p_{t+\delta_i,k} - p_{t+\delta_i,k-2}) \quad (4.50)$$

Para a situação de descida no poço, o procedimento aplicado segue a mesma lógica apresentada na de retirada e, os cálculos são efetuados de forma análoga.

MOVIMENTO DOS PONTOS COM MUDANÇA DE DIÂMETROS

O cálculo, propriamente, dos pontos onde ocorre mudanças de diâmetros, foi apresentado no item 4.2.4, todavia, como esses pontos podem se movimentar e a malha de cálculo é fixa, apresenta-se a seguir o procedimento adotado para representar essa situação.

O cálculo dos parâmetros, a serem colocados nas equações desenvolvidas no item 4.2.4 e, que, normalmente, correspondem as parcelas de dois elementos, tendo em vista, a característica pertencer a esses dois elementos, é efetuado de forma análoga ao desenvolvido para a broca, no item anterior.

Por intermédio de um controlador de comprimentos, pode-se obter, passo a passo, a posição de cada ponto onde ocorre as mudanças de diâmetros. Um outro controlador, dos comprimentos referentes aos pontos da malha, se permite saber a distância entre os pontos da malha e os de mudança de diâmetros.

Com isso, antes de se efetuar os cálculos nos pontos da malha vizinhos ao ponto de mudança de diâmetro, calcula-se a pressão e a velocidade no ponto de mudança. Posteriormente, esses pontos da malha são determinados, efetuando-se interpolações lineares, referentes aos comprimentos correspondentes, envolvendo os valores calculados no ponto de mudança de diâmetro e dos pontos da malha imediatamente anterior e posterior, aos pontos interpolados.

Vide figura 4.4, com esquema representativo de uma dessas situações.

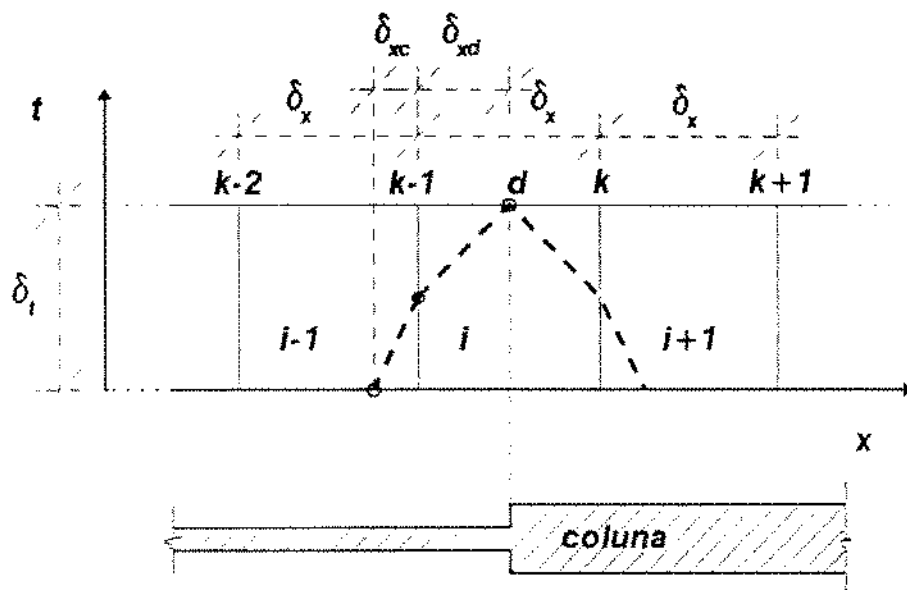


Figura 4.4: Diagrama de interpolação nos pontos onde ocorre mudança de diâmetros

Com base na figura acima, um exemplo para obtenção de um parâmetro ($V_{g,i-1,i}$), utilizado no cálculo do ponto de mudança de diâmetro, que seja representativo dos elementos $i-1$ e i , em função das projeções da característica sobre esses elementos, na forma: considerando-se, que já foi determinado os valores das projeções em $i-1$, δ_{xc} , e em i , δ_{xd} , vem:

$$V_{g,i-1,i} = \frac{\delta_{xc} V_{g,i-1} + \delta_{xd} V_{g,i}}{\delta_{xc} + \delta_{xd}} \quad (4.51)$$

Um outro exemplo, agora de interpolação, para cálculo da velocidade do ponto $k-1$, $v_{t+\delta_t,k-1}$, em função da velocidade no ponto de mudança de diâmetro d (ligeiramente voltada para $k-1$), $v_{t+\delta_t,d^-}$, e da velocidade no ponto $k-2$, $v_{t+\delta_t,k-2}$:

$$v_{t+\delta_t,k-1} = (-v_{t+\delta_t,k-2} + v_{t+\delta_t,d^-}) \frac{\delta_x}{\delta_{xd} + \delta_x} + v_{t+\delta_t,k-2} \quad (4.52)$$

5 MODELO DE RESERVATÓRIO

5.1 CONSIDERAÇÕES E COMENTÁRIOS

Trata-se de um reservatório de gás dissociado, que possui contato com todo o trecho horizontal do poço.

A pressão estática exercida pelo fluido de perfuração é considerada suficiente para impedir qualquer invasão de gás para o interior do poço.

A coluna de fluido do espaço anular, mantém-se completa durante a retirada da coluna do poço, tendo em vista, a existência de um sistema de abastecimento automático (“trip tank”). Assim, as possíveis invasões de gás, só ocorrerão quando a coluna estiver em movimento e, cujo pistoneio reduza a pressão no fundo do poço para valores abaixo da pressão de poros da formação.

O gás que invade o poço, permanecerá no espaço horizontal do mesmo, até haver uma circulação, que leve esse gás para a superfície.

O tempo máximo de produção sem interrupção, corresponde ao tempo de retirada de uma seção do poço e, é pequeno, se comparado com tempos usuais de produção ou de testes de formação. Assim, a depleção causada no reservatório é muito pequena, e este se recompõe integralmente, durante o tempo de desenroscamento da seção, não havendo, portanto, superposição de produção de uma seção para outra.

O comprimento de cada elemento de cálculo do espaço anular e horizontal do poço é igual a altura exposta de um poço vertical em um reservatório de gás de extensão infinita. Assim, os efeitos das pequenas produções não são suficientes para causar uma interferência dentro do reservatório até os seus limites (superior ou inferior), apesar de, normalmente, no poço horizontal, esse limite encontrar-se mais próximo do poço.

Os volumes produzidos são calculados passo a passo para cada elemento do espaço anular horizontal do poço, em função da pressão média atuante no elemento, assim como, das demais características do reservatório.

O cálculo transiente leva em conta as variações das propriedades do fluido em função da pressão, os efeitos de dano no poço (“skin factor”), e os efeitos de turbulência no fluxo em produção (“non-Darcy effect”).

5.2 FORMULAÇÃO

Para o cálculo do volume de gás produzido, adota-se o procedimento de cálculo utilizado por O. L. A. Santos [13], já em unidades de campo, que foi desenvolvido com base em outras publicações do gênero.

A relação entre o termo que representa a pseudo-pressão (“real gas pseudo-pressure”) do reservatório, $m_{(p_{res})}$, o da pseudo-pressão no poço, $m_{(p_{po})}$, e envolve, o fator de dano, S , e vazão de gás, Q , proposta por Al-Hussainy&Ramey [1], já rearranjada, é:

$$m_{(p_{res})} - m_{(p_{po})} = \frac{1}{Q_{FAC}} Q [\log t_D + 0.87 S + 0.87 D_{FAC} Q] \quad (5.1)$$

A definição da pseudo-pressão, consta de uma integral, que é resolvida numericamente, em função da pressão, p , que se pretende determinar sua correspondente pseudo-pressão, do fator de compressibilidade do gás, z , e da viscosidade do gás, μ_g , na forma:

$$m_{(p)} = 2 \int_0^p \frac{p}{z \mu_g} dp \quad (5.2)$$

O termo da equação 5.1, Q_{FAC} , vem como função da pressão de base(14.7psia), p_b , da temperatura absoluta do reservatório, T_r , da permeabilidade do reservatório, k_r , da temperatura base(520°R), T_b , e, da altura exposta do reservatório(correspondente ao comprimento de cada elemento de cálculo), H_r , fica:

$$Q_{FAC} = \frac{k_r H_r T_b}{5.792 \cdot 10^7 p_b T_r} \quad (5.3)$$

e, t_D , função do tempo de produção do reservatório(elemento), t_p , da porosidade do reservatório, ϕ_r , do raio do poço, r_p , de k_r , da viscosidade do gás na pressão inicial, $(\mu_g)_i$, que é calculada pela subrotina GASVIS baseada na correlação de Lee et alii e apresentada no trabalho de D. J. Brill e H. D. Beggs [4], e da compressibilidade total do gás na pressão inicial do reservatório, $(C_t)_i$, que é determinada pela relação apresentada por B. C. Craft e M. F. Hawkins [6], $(C_t)_i = 1/p_{res} - 1/z (\Delta z/\Delta p_{res})$, assim:

$$t_D = 1.6466 \cdot 10^{-7} \frac{k_r t_p}{\phi_r (C_t \mu_g)_i r_p^2} \quad (5.4)$$

O termo que representa o efeito de turbulência, D_{FAC} , e é definido em função do peso molecular do gás, M_g , de B , p_b , T_b , $(\mu_g)_i$, r_p , H_r , e k_r , fica:

$$D_{FAC} = \frac{2.715 \cdot 10^{-12} B M_g p_b k_r}{\mu_g H_r r_p T_b} \quad (5.5)$$

, onde B , é o coeficiente de velocidade para arenitos e carbonatos consolidados, definido por:

$$B = \frac{2.33 \cdot 10^{10}}{k_r^{1.201}} \quad (5.6)$$

Rearranjando-se, a equação 5.1, esta produz em uma equação do 2º grau, na forma:

$$Q^2 + a Q + b = 0 \quad (5.7)$$

, onde:

$$a = \frac{\log t_D + 0.87 S}{D_{FAC} 0.87} \quad (5.8)$$

$$b = -\frac{Q_{FAC} [m_{(pre)} - m_{(ppo)}]}{D_{FAC} 0.87} \quad (5.9)$$

A solução para vazão de gás, Q , em milhões de pés cúbicos padrão (“standart”) por dia, fica:

$$Q = \frac{-a + \sqrt{a^2 - 4b}}{2} \quad (5.10)$$

Convertido o valor de Q , para as condições de reservatório e multiplicado por δ_t , em segundos, resulta no volume de gás produzido em um elemento, em pés cúbicos, V_g , durante o intervalo de tempo correspondente a um passo. Assim:

$$V_g = Q \delta_t \frac{3.2719 \cdot 10^{-1} T_r z}{p_{po}} \quad (5.11)$$

6 PESO ESPECÍFICO DA MISTURA

Apresenta-se nesta seção, o procedimento adotado para se estimar os pesos específicos da mistura homogênea, dos elementos do trecho horizontal do poço, em decorrência das considerações em relação ao volume de gás invasor, que é discretizado no passo de tempo anterior.

6.1 PROCEDIMENTO E FORMULAÇÃO POR ELEMENTO

É apresentado para elementos com área transversal constante. Entretanto, para os casos em que houver áreas diferentes, entre partes do elemento ou, em função do movimento da coluna ocorrer alterações nos seus volumes, devido as diferenças de diâmetros, aplica-se o mesmo procedimento com a devida ajustagem, que represente essas diferentes áreas e/ou volumes.

6.1.1 ENTRE VELOCIDADES DE MESMO SENTIDO

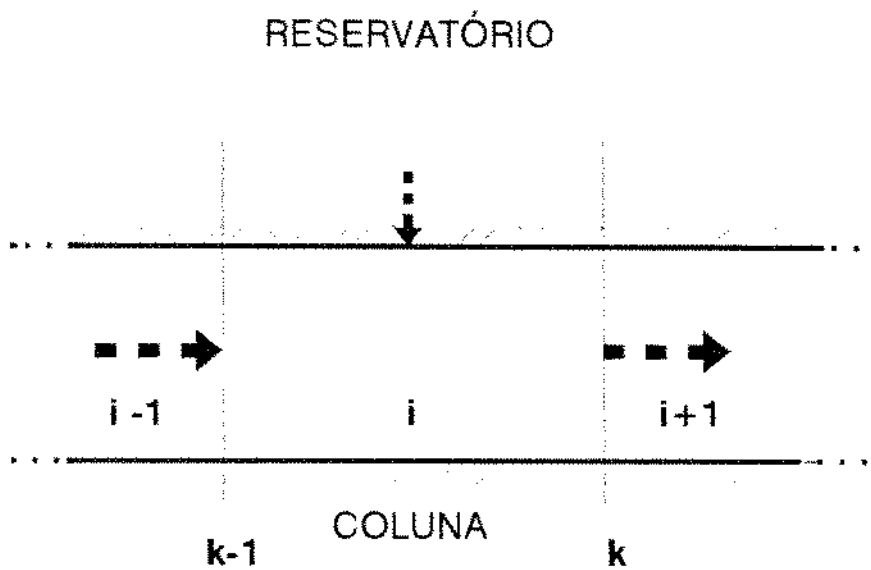


Figura 6.1: Diagrama de fluxo no elemento em único sentido

Para esta situação, mais comum entre as demais, apresentada na figura 6.1, como são pequenas as variações das velocidades entre pontos e passos(δ_t) consecutivos, são pequenas também, as distorções em relação a um cálculo exato, no qual o volume de gás invasor seria calculado simultaneamente com as pressões de forma iterativa.

É feito um balanço de massas no elemento na forma:

“massa em $t + \delta_t =$ massa em $t +$ (massa que entrou - massa que saiu) durante δ_t ”
ou em forma algébrica:

$$m_{i,t+\delta_t} = m_{i,t} + m_{ent} - m_{sai} \quad (6.1)$$

, onde, em unidades de campo:

$$m_{i,t+\delta_t} = (\rho_{m,i})_{t+\delta_t} \frac{A}{144} \delta_x \quad (6.2)$$

$$m_{i,t} = (\rho_{m,i})_t \frac{A}{144} \delta_x \quad (6.3)$$

$$m_{ent} = v_{t,k-1} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i-1})_t + (V_{g,i})_t (\rho_{g,i})_t \quad (6.4)$$

$$m_{sai} = v_{t,k} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i})_t \quad (6.5)$$

, substituindo-se as equações 6.2, 6.3, 6.4 e 6.5 em 6.1 e expandindo-a, fica:

$$(\rho_{m,i})_{t+\delta_t} = (\rho_{m,i})_t + \frac{a + b + c}{(A/144) \delta_x} \quad (6.6)$$

, onde:

$$a = (V_{g,i})_t (\rho_{g,i})_t \quad (6.7)$$

$$b = v_{t,k-1} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i-1})_t \quad (6.8)$$

$$c = - v_{t,k} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i})_t \quad (6.9)$$

6.1.2 ENTRE VELOCIDADES DE SENTIDO OPOSTO ENTRANDO

Situação muito rara, cuja ocorrência dá-se em função da compressibilidade do fluido e, normalmente, faz parte do início do processo, quando a coluna empreende um sentido de fluxo, contrário ao de completar o poço (função do volume de aço em deslocamento), ou mesmo, ocorre no final, em função dos efeitos inerciais. Vide figura 6.2

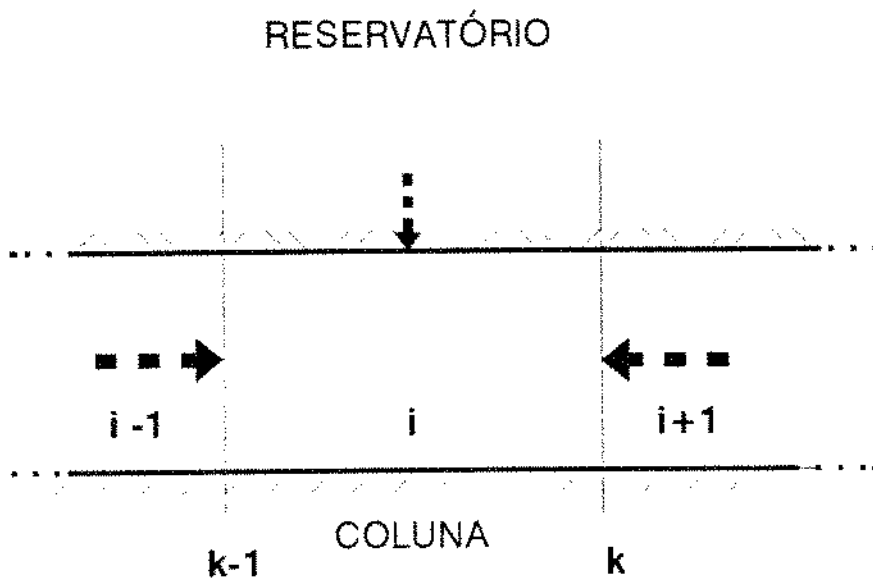


Figura 6.2: Diagrama de fluxo em sentido oposto entrando no elemento

Utiliza-se a equação 6.6, do caso anterior, na qual o valor de c é alterado para:

$$c = -v_{t,k} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i+1})_t \quad (6.10)$$

6.1.3 ENTRE VELOCIDADES DE SENTIDO OPOSTO SAINDO

Situação com características similares a do item anterior, também de difícil ocorrência. Vide figura 6.3.

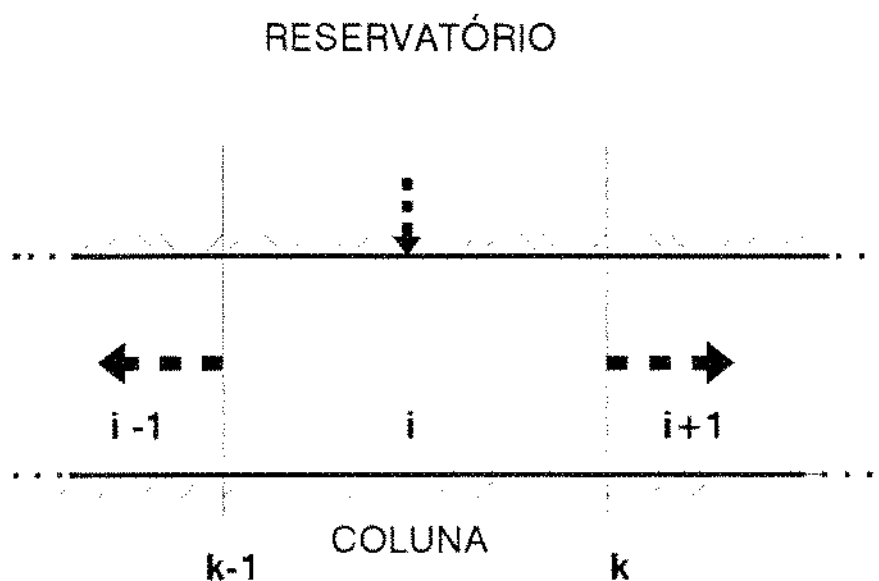


Figura 6.3: Diagrama de fluxo em sentido saindo do elemento

Aplica-se também, a equação 6.6, desenvolvida no item 6.1.1, onde o valor de b é alterado para:

$$b = v_{t,k-1} \delta_t \frac{A}{144} (\rho_{m,i})_t \quad (6.11)$$

7 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL

Apresenta-se a seguir, um resumo contendo informações gerais sobre o programa de computador desenvolvido.

7.1 COMENTÁRIOS GERAIS E FLUXOGRAMA

O programa principal foi escrito para calcular um poço horizontal de geometria simples, na qual se tem um trecho vertical seguido de um trecho de ganho de ângulo com raio constante e, finalmente, um trecho horizontal.

Pode-se dividir esse poço, interno ou anular, em até 400 elementos de cálculo, e o trecho horizontal, que necessita de uma formulação específica, pode possuir até 200 elementos. Internamente e no anular, pode-se possuir 7 diferentes seções. Esses números podem ser alterados, desde que o acréscimo de um, seja compensado pelo decréscimo do outro, devido as limitações do compilador FORTRAN utilizado (*Microsoft 5.0*).

Para os pontos de uma das malhas de cálculo, no interior da coluna ou espaço anular, são definidos dois vetores para pressão e dois para velocidade, em t e $t + \delta_t$. Um outro vetor, representa os ângulos médios dos elementos do interior da coluna e do espaço anular e, outros seis, de menor dimensão, representam os comprimentos e diâmetros das seções internas e anulares.

Em uma das malhas do trecho horizontal, acrescentam-se ainda os seguintes vetores: dois para peso específico da mistura, em t e $t + \delta_t$, um para fração de vazios, um para volume de gás invasor no elemento durante δ_t e um para tempo de produção do reservatório exposto ao elemento, sendo que esses dois últimos, são apenas para os elementos da malha anular.

Entre comandos de programação e comentários, a listagem do programa possui 2629 linhas, sendo que, aproximadamente 60 %, faz parte da rotina principal. Isto acontece devido a forma como o cálculo é desenvolvido.

O método de cálculo inicia-se com a determinação das condições iniciais, em seguida, parte-se para o cálculo no passo de tempo seguinte. Inicialmente, calcula-se os elementos internos do trecho vertical e de ganho de ângulo, posteriormente, os elementos internos do trecho horizontal. Esse procedimento é repetido para o anular. O cálculo na broca e na superfície, completa os novos valores das pressões e velocidades em todos os pontos das malhas (interna e anular).

Na seqüência, parte-se para calcular os volumes de gás que invadem cada

elemento do espaço anular horizontal. Posteriormente, estima-se os valores dos novos pesos específicos das misturas e respectivas frações de vazios. Os comprimentos das seções são corrigidos em função do movimento da coluna e os vetores em t assumem os valores em $t + \delta_t$. A partir daí, tem-se todos os dados necessários para repetir o processo em um novo passo de tempo.

Em cada etapa, anteriormente mencionada, existem controladores para se efetuar, se for o caso, um cálculo diferenciado, prevendo situações onde ocorre mudança de diâmetro e presença de gás.

Nas subrotinas encontram-se, principalmente, os cálculos de reservatório, dos pontos na broca, reológico, para determinação e interpolação de parâmetros, dos pesos específicos das misturas, velocidade de movimentação da coluna, etc..

O incremento de tempo é definido pelo comprimento dos elementos, que permanece constante durante o decorrer do processo, exceto nos de interface com a broca.

Assim, por exemplo, um poço de 232 elementos de 50 pés(15.24 m), no qual a velocidade do som no fluido de perfuração é de 6000 pés/s(1829 m/s), apresenta um incremento de tempo(δ_t) de 0.008333 s e, são necessários 9800 passos(incrementos) para se completar um cálculo durante 80 s, que corresponde ao tempo de retirada de uma seção de coluna do poço de 90 pés(27.43 m).

No exemplo, acima mencionado, quando implementado em um computador do tipo estação SUN, teve duração de aproximadamente 50 minutos. Esse tempo sofre um ligeiro acréscimo, se for rodado em um computador do tipo PC 486 Turbo de 33 MHz. Todavia, se, nesse exemplo, o elemento passar para 100 pés(30.48 m) o tempo de execução reduz para aproximadamente 16 minutos.

Praticamente, todo o cálculo é efetuado de forma direta, exceto nas determinações do fator de fricção, f , para fluxo turbulento e do fator z , para gases reais. Assim, não existem iterações demoradas e, o tempo de processamento decorre do número de passos multiplicado pelo número de pontos duas vezes, malha interna e anular.

Além disso, no cálculo de um ponto do trecho anular horizontal, por exemplo, são acionadas subrotinas para os cálculos do fator z , do índice de consistência da mistura, K_m , da velocidade do som na mistura, v_{sm} , do termo que representa a massa de gás invasora, de interpolação da velocidade e da pressão entre pontos consecutivos e, do cálculo da perda de carga por fricção.

Com relação aos dados de entrada, além dos cuidados normais necessários para que não ocorra a troca ou falta de qualquer parâmetro, deve-se evitar que uma determinada seção possua menos do que três elementos, tendo em vista, que no cálculo nos locais de mudança de diâmetro são envolvidos três pontos consecutivos, simultaneamente. Recomenda-se também, que no início, as seções possuam um número inteiro de elementos.

Na figura 7.1, o fluxograma de cálculo mostra uma seqüência global do pro-

cessamento.

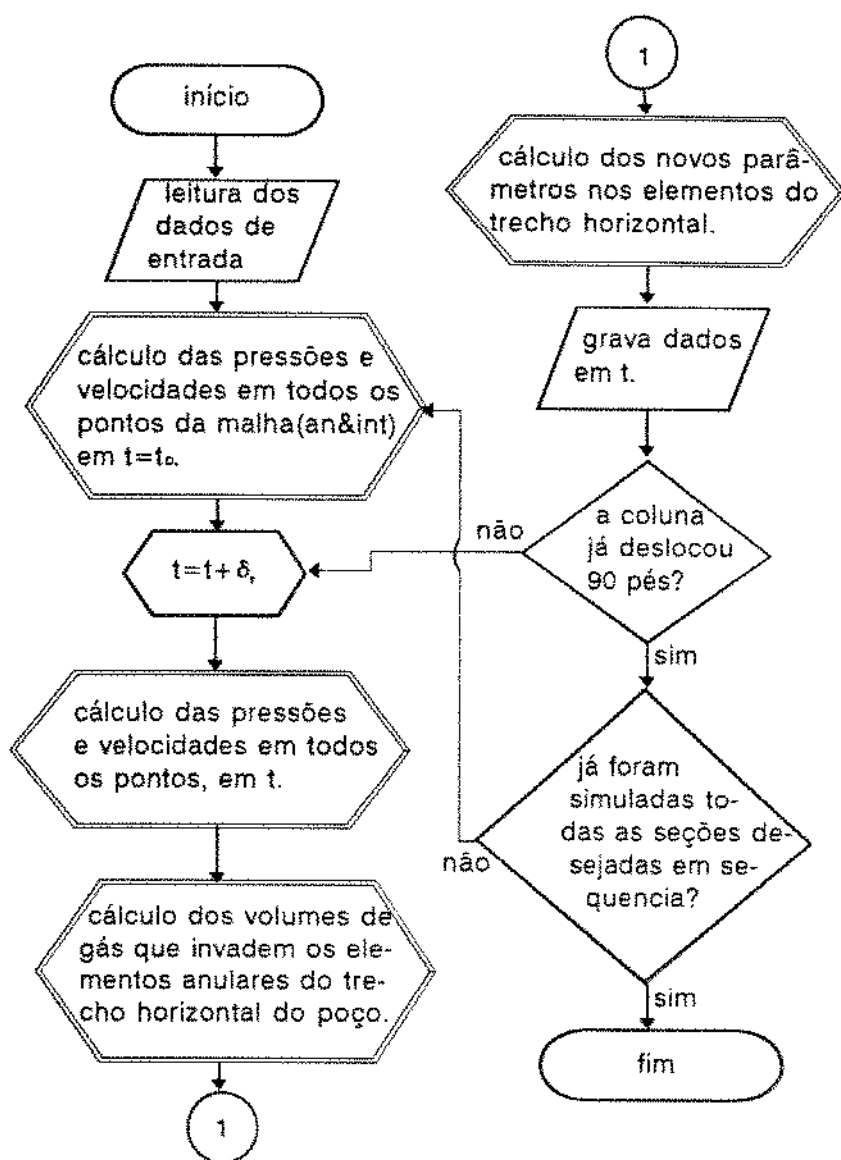


Figura 7.1: Fluxograma de cálculo

8 VALIDAÇÃO DO MODELO

Demonstra-se nesta seção, através de resultados e comparações, que o modelo proposto apresenta-se coerente, em relação as pressões obtidas sem os efeitos do reservatório, com outros modelos teóricos já divulgados, assim como, com resultados práticos de campo.

8.1 ESTABILIDADE E OUTROS MODELOS

8.1.1 ESTABILIDADE NO DESENVOLVIMENTO DOS CÁLCULOS

Foram feitas três simulações de retirada da coluna de um poço horizontal com coluna composta somente de tubos de perfuração, como mostra a figura 8.1

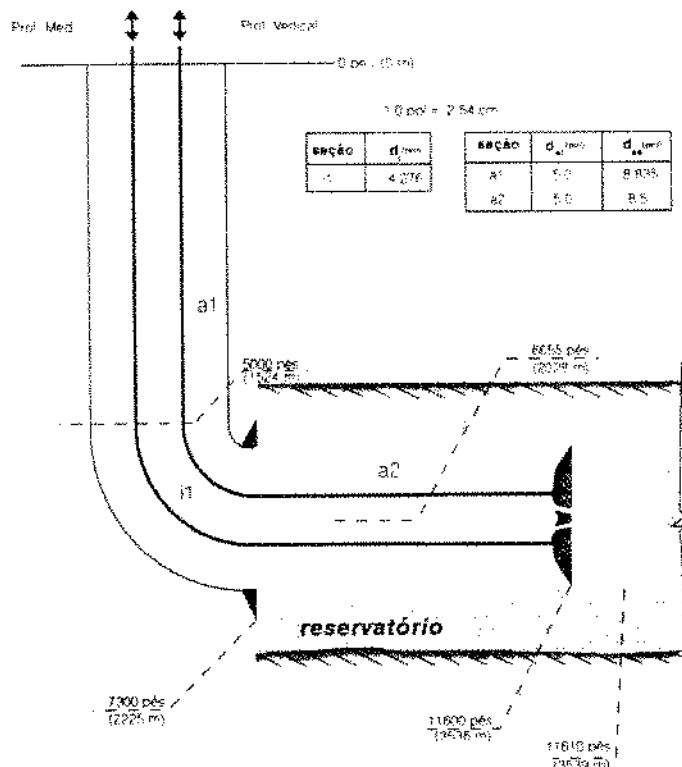


Figura 8.1: Diagrama do poço horizontal com coluna de tubos("lisa")

O perfil de movimentação da coluna, assim como, os demais dados de entrada são os mesmos utilizados no poço, que será apresentado no item 9.1. As variações das pressões no fundo, decorrentes do pistoneio são apresentados nos gráficos das figuras 8.2 e 8.3.

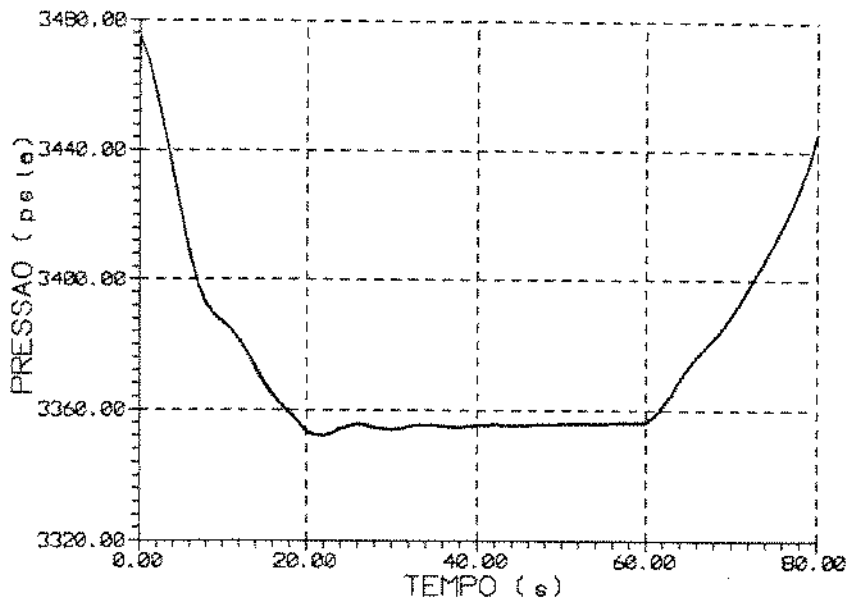


Figura 8.2: Pressões no fundo para diferentes comprimentos dos elementos de cálculo

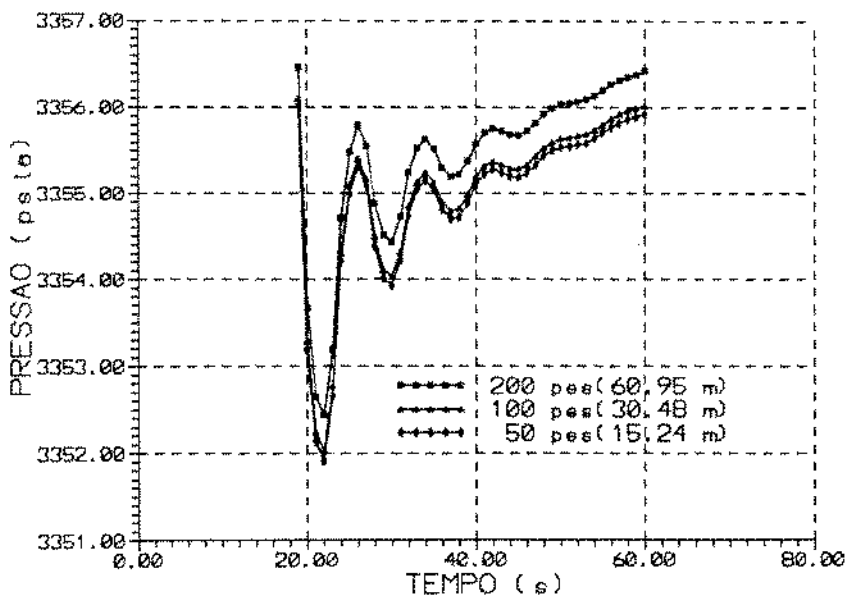


Figura 8.3: Idem a figura 8.2 com ampliação(eixo das pressões) entre 19 e 60 s

No gráfico da figura 8.2 não se percebe diferença entre as três curvas plotadas. Na ampliação vista no gráfico da figura 8.3, nota-se que a curva referente aos elementos de 50 e 100 pés, encontram-se muito próximas e, a de 200 pés, embora apresente-se com um afastamento pouco maior, segue a mesma tendência das outras duas.

Com isso, pode-se constatar a estabilidade no desenvolvimento do cálculo pelo modelo proposto.

8.1.2 COMPARAÇÕES COM OUTROS MODELOS TEÓRICOS

Utilizando-se dos dados do poço horizontal do item 9.1, foram comparados os resultados, para situação de retirada da coluna, do modelo proposto com o modelo modificado do CENPES, apresentado no trabalho de N. M. Jorge e O. L. A. Santos [11].

Esse modelo de comparação, assume o fluido como incompressível e, as demais considerações são compatíveis com o modelo em estudo. Sua resolução dá-se pelo método numérico de Runge-Kutta de quarta ordem. Nesse trabalho, apresenta-se também, bons resultados de comparação, com outros procedimentos de cálculo, utilizados a mais tempo, como o que é proposto por A. T. Bourgoyne et alii [2]. Vide resultados obtidos pelos modelos no gráfico da figura 8.4.

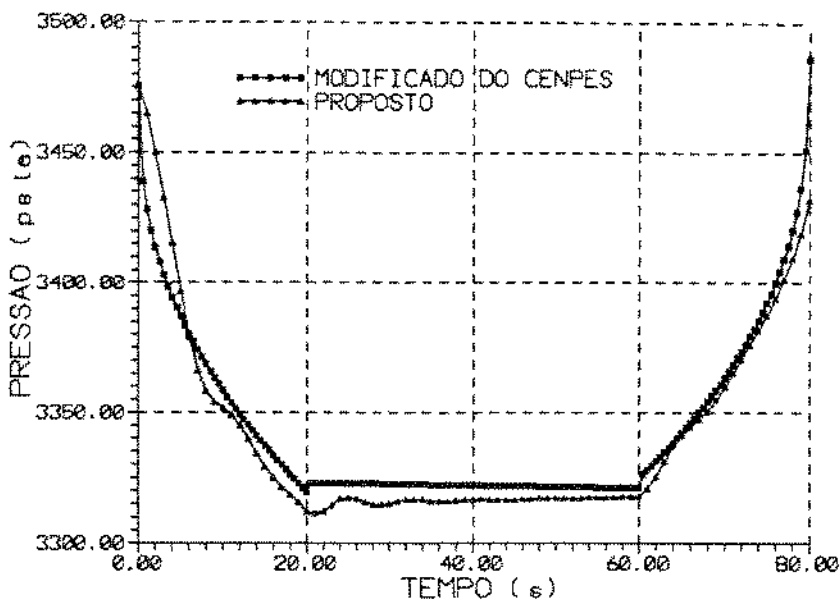


Figura 8.4: Comparativo entre modelos de cálculo

Observa-se na figura 8.4, boa compatibilidade entre os modelos comparados. O fato de se considerar fluido incompressível para o modelo modificado do CENPES e, compressível para o proposto, permite algumas análises, a seguir.

Até os 6 primeiros segundos, do início da movimentação da coluna, as reduções de pressões no modelo modificado do CENPES, são maiores. Pois, com fluido incompressível, o fluxo descendente inicia-se em toda extensão do poço, imediatamente após o início de movimentação da coluna, causando uma perda por fricção maior. Isto não ocorre com fluido compressível, visto que, todos distúrbios causados, são propagados pelo interior do poço com a velocidade do som no fluido, fazendo com que seja necessário algum tempo, para se que se chegue a um fluxo descendente em toda a extensão do poço.

Por outro lado, a situação se inverte a partir de 6 segundos, tendo em vista, que o balanço de massas, que relaciona volume de aço saindo e volume de fluido entrando, é feito na broca. Assim, o fluido sendo compressível, na medida em que se vai aumentando a pressão, o seu volume tende a reduzir, pois, para completar um vazão correspondente ao volume de aço retirado do fundo do poço igual a 10, por exemplo, seriam necessários deslocar um volume de fluido na superfície igual a um valor maior do que 10. Dessa forma, o fluxo descendente ao longo do trecho vertical e de ganho de ângulo do poço, no modelo proposto, tende a ser maior, causando uma maior perda de carga por fricção e, conseqüentemente, um maior pistoneio.

8.2 COMPARATIVO COM RESULTADOS DE CAMPO

Inicialmente, a equação 4.4, foi rearranjada para se obter a pressão na superfície, $p_{t+\delta t,0}$, como função da velocidade, $v_{t+\delta t,0}$, na forma:

$$p_{t+\delta t,0} = p_{t,1} + (v_{t+\delta t,0} - v_{t,1}) \frac{\rho v_s}{FU_1} - \delta_t g \frac{\rho v_s}{FU_1} + \delta_t v_s \frac{dp_{f,1}}{dx} \quad (8.1)$$

Assim, quando o poço estiver em circulação, a velocidade na superfície é obtida a partir da vazão fornecida pela bomba de lama, juntamente com a geometria da coluna. Dessa forma, calcula-se a pressão e esta pode ser comparada com a pressão de circulação registrada no campo.

Para se evitar divisões por zero no início desse cálculo, a coluna de perfuração assume uma velocidade constante de -0.0006 pés/s (0.00018 m/s), que é desprezível. Considera-se também, que a velocidade da bomba de lama é acelerada gradativamente até os 10 primeiros segundos, e os 20 segundos restantes são suficientes para haver uma estabilização da pressão, como mostra o gráfico da figura 8.5, apresentado a título de exemplificação.

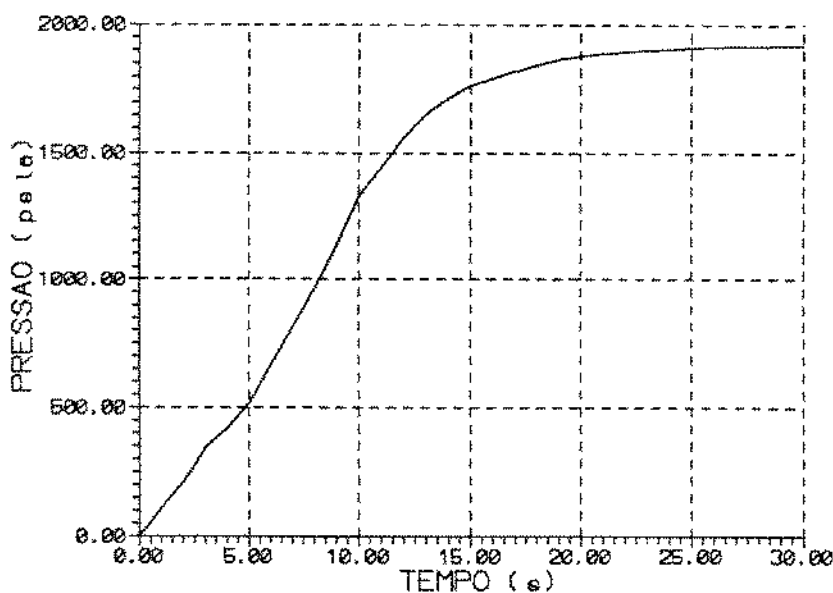


Figura 8.5: Pressões de circulação na superfície

O gráfico da figura 8.6, corresponde as pressões desenvolvidas no fundo do poço, para o mesmo exemplo do gráfico anterior. É apresentado, mais pela curiosidade de se observar as variações das pressões no fundo, com tendência também, de se estabilizar, após o início da circulação.

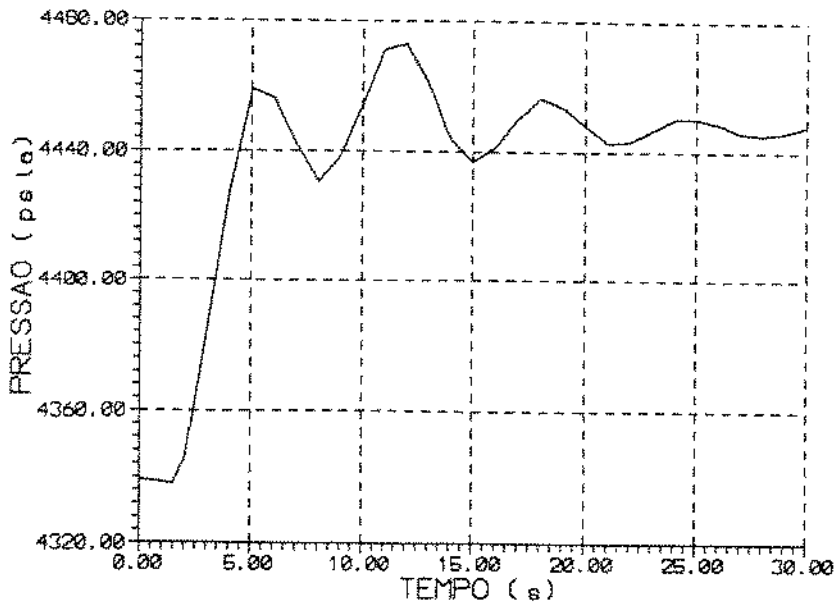


Figura 8.6: Pressões de circulação no fundo

As variações das pressões apresentadas na figura acima, são decorrentes dos efeitos da compressibilidade do fluido, bem como, a forma como os distúrbios causados, se propagam no poço com a velocidade do som no fluido. O fluxo inicia-se na superfície e demora cerca de 1.5 s para que seus efeitos cheguem ao fundo do poço, esse valor é compatível com a velocidade do som no fluido (6000 pés/s) e com a profundidade do poço (9311 pés).

Os dados da 1ª série, apresentados na tabela 8.1, são de um poço vertical de revestimento de 9 5/8 pol (24.45 cm) a 10289 pés (3136 m), com coluna de tubos de 5 pol (12.7 cm), comandos de 5 pol (12.7 cm) com extensão de 600 pés (183 m), comandos de 6 1/2 pol (16.51 cm) com extensão de 700 pés (213 m) e broca de 8 1/2 pol (21.59 cm). Vide os demais dados na tabela a seguir.

n°	Prof.(pés)	Vaz.(GPM)	Jatos(1/32 pol)	P.E.(lb/gal)	$\theta_{300}/\theta_{600}$	n	K(ecp)
1	9311	400	3x12	10.5	31/46	0.57	454
2	7796	400	2x12 1x13	9.9	28/41	0.55	462
3	8819	400	2x12 1x13	10.1	30/44	0.55	487
4	8940	400	2x12 1x13	10.1	28/41	0.55	461
5	9147	385	3x12	10.6	34/50	0.56	540
6	9311	400	3x12	10.5	31/45	0.54	553

Tabela 8.1: Dados de Campo - 1

Na tabela 8.2, apresenta-se os valores das pressões obtidas após estabilização.

n°	P. Calculada (psia) - A	P. Medida (psia) - B	A/B
1	2275	2114.7	1.076
2	1919	1914.7	1.002
3	2017	2114.7	0.954
4	2005	2014.7	0.995
5	2168	2114.7	1.025
6	2262	2114.7	1.070

Tabela 8.2: Comparativo de pressões - 1

Os resultados da tabela acima, foram plotados no gráfico da figura 8.7.

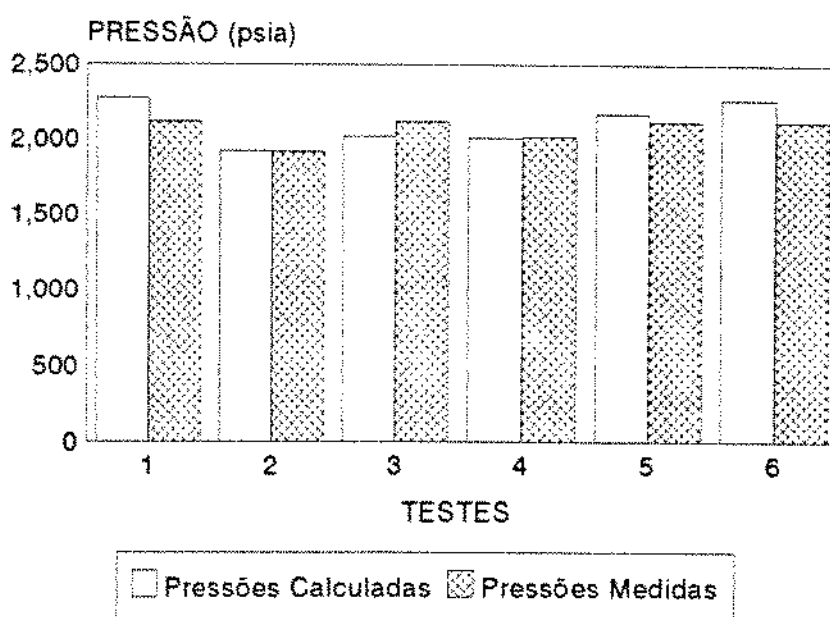


Figura 8.7: Comparativo de Pressões - 1

O comparativo de pressões - 1, apresenta ótima compatibilidade entre as pressões decorrentes das perdas de carga por fricção medidas e calculadas.

Leva-se em conta também, que essas perdas são as responsáveis pelos efeitos de pistoneio e de surgimento de pressões. Com isso, indiretamente, o modelo de cálculo proposto fica validado em relação ao cálculo das pressões desenvolvidas durante as manobras. Além disso, acrescenta-se, que a geometria dos poços que serão analisados, posteriormente, coincidem em seus diâmetros com esse caso, acima apresentado.

A 2ª série de dados, vem de um poço vertical de 12 1/4 pol(31.12 cm), com revestimento de 13 3/8 pol(33.97 cm) a 4999 pés(1524 m), no qual, além dos tubos de perfuração de 5 pol(12.7 cm), se tem, os comandos de 8 pol(20.32 cm) com extensão de 400 pés(122 m), 800 pés(244 m) de tubos pesados e, demais dados constam da tabela 8.3.

n°	Prof.(pés)	Vaz.(GPM)	Jatos(1/32 pol)	P.E.(lb/gal)	$\theta_{300}/\theta_{600}$	n	K(ecp)
1	7274	538	3x15	10.2	20/34	0.76	86
2	7281	538	3x15	10.2	31/49	0.66	257
3	7451	538	3x15	10.2	41/57	0.48	1078

Tabela 8.3: Dados de Campo - 2

Os resultados da tabela acima, foram plotados no gráfico da figura 8.8.

n°	P. Calculada (psia) - A	P. Medida (psia) - B	A/B
1	2049	2231.7	0.918
2	2117	2233.7	0.948
3	2094	2285.7	0.916

Tabela 8.4: Comparativo de pressões - 2

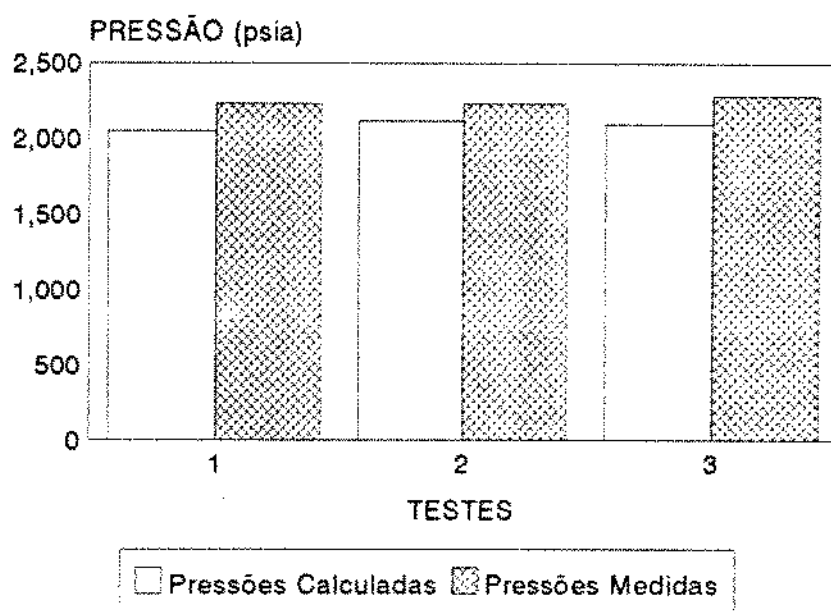


Figura 8.8: Comparativo de Pressões - 2

O comparativo de pressões - 2, não apresentou resultados tão bons quanto o comparativo - 1, todavia, as diferenças entre as pressões ficam em menos de 10 %, que é aceitável.

Acrescenta-se, que nesse último comparativo, outras leituras do reômetro estavam disponíveis. Porém, os resultados obtidos para o índice de consistência e de comportamento a partir de uma curva ajustada com todas as leituras, apresentaram resultados piores do que os obtidos a partir das leituras 300 e 600 apresentados na tabela 8.3.

Sobre esse aspecto, cabe lembrar, que entre os pontos dessas leituras, não foi possível obter interpolações com bons ajustes. Além disso, levando-se em conta, que os regimes de fluxo nessas condições de circulação são turbulentos e, entre as leituras disponíveis do reômetro, os fluxos correspondentes as leituras 300 e 600, são os que estão mais próximos de um regime turbulento, aos seus valores pode-se atribuir uma importância maior.

9 SIMULAÇÕES E ANÁLISES

9.1 POÇO E PARÂMETROS DE REFERÊNCIA

Trata-se do poço, no qual serão feitos estudos mais exaustivos, e também, que servirá de referência para as análises de sensibilidade.

Foi escolhido um poço horizontal com uma coluna "mista", composta por tubos de perfuração e comandos no trecho vertical, seguido de tubos pesados de perfuração no trecho de ganho de ângulo e horizontal, na extremidade dessa coluna se tem uma broca de $8\ 1/2\ \text{pol}$ ($21.6\ \text{cm}$), cuja área dos jatos é $0.2784\ \text{pol}^2$ ($1.8\ \text{cm}^2$). A geometria desse poço pode ser melhor visualizada na figura 9.1, abaixo.

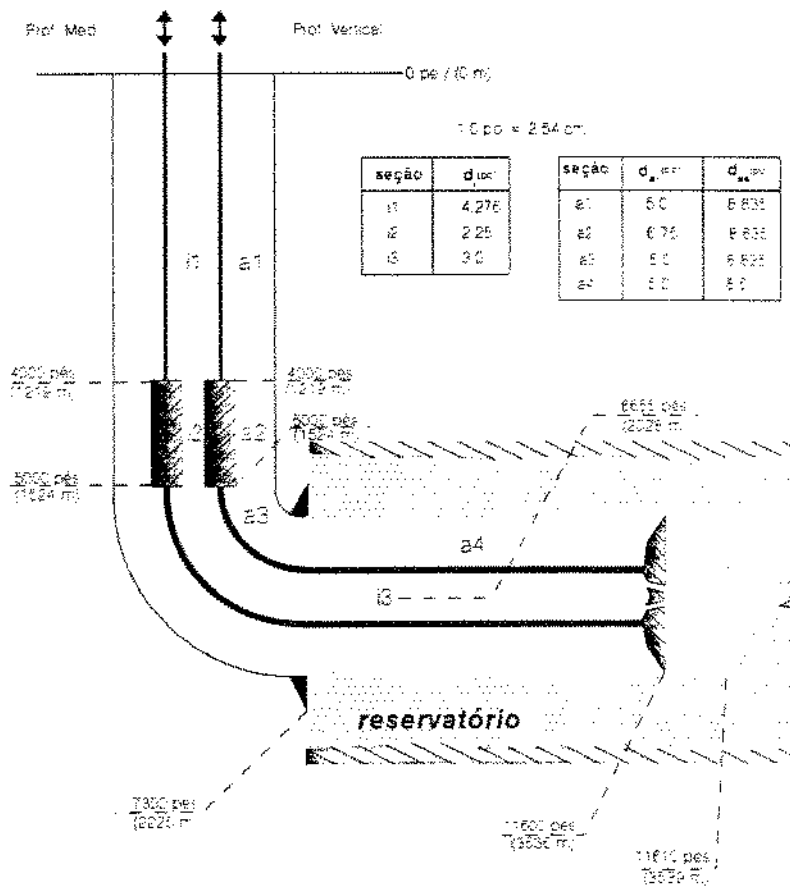


Figura 9.1: Diagrama do poço horizontal com coluna mista

Na escolha dos parâmetros reológicos do fluido de perfuração, levou-se em conta o trabalho de M. G. P. Silva, A. L. Martins e A. A. J. Oliveira [15], no qual esses parâmetros foram determinados para diversos modelos, com seus respectivos índices de correlação. Na tabela 9.1, abaixo, encontram-se os dados para o principal modelo reológico utilizado, o de potência.

<i>Peso Específico - ρ</i>	10.0 lb/gal(1.19 g/cm ³)
<i>Índice de Comportamento - n</i>	0.41
<i>Índice de Consistência - K</i>	1116 ecp
<i>Temperatura - T</i>	130° F(54.4° C)
<i>F. Correlação p/ n e K</i>	0.99283
<i>Compressibilidade - C</i>	1.72 10 ⁻⁶ psia ⁻¹ (2.5 10 ⁻¹⁰ Pa ⁻¹)

Tabela 9.1: Dados do fluido de perfuração

Os dados do reservatório constam da tabela 9.2, abaixo

<i>Permeabilidade - k_r</i>	50 md
<i>Temperatura Média - T</i>	135° F(57.2° C)
<i>Fator de Dano - S</i>	0.0
<i>Peso Molecular do Gás - M_g</i>	16
<i>Pressão de Poros - p_{res}</i>	3335 psia(2.3 10 ⁷ Pa)
<i>Porosidade - ϕ_r</i>	0.31
<i>Saturação de água - S_w</i>	0.21

Tabela 9.2: Dados do reservatório

Para realização dos cálculos, esse poço foi subdividido em 232 elementos de 50 pés(15.24 m).

O raio de curvatura do poço é de 1655 pés(504.4 m).

A movimentação da coluna no interior do poço ocorre tal qual mostra a figura 9.2, sendo que, os casos principais a serem analisados, são os de retirada da coluna do poço.

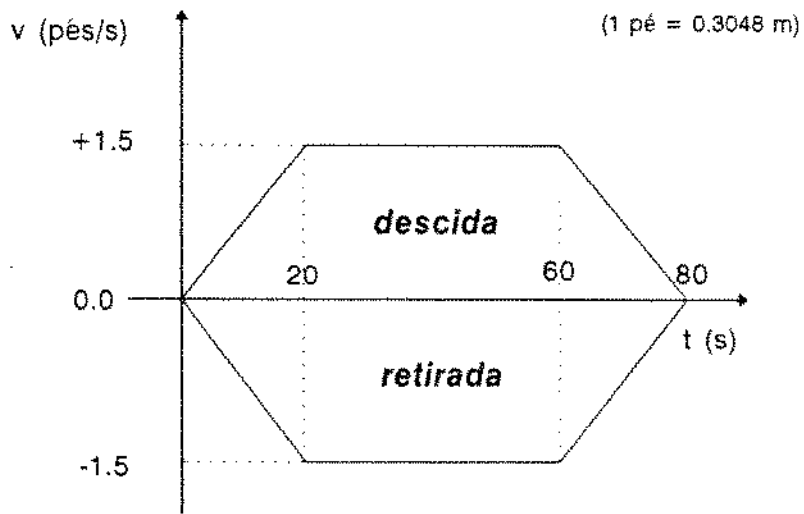


Figura 9.2: Perfil de movimentação da coluna

9.2 SIMULAÇÕES SEM INVASÕES DE GÁS

Com objetivo de mostrar apenas os efeitos nas pressões de fundo, causadas pelos fatores que fazem parte das operações realizadas, durante a perfuração, apresenta-se neste item, situações onde não ocorrem invasões de gás. Supostamente, nesses casos, a pressão de poros do reservatório, apresenta-se abaixo das respectivas pressões obtidas no fundo poço, para cada situação.

9.2.1 GEOMETRIA DA COLUNA DE PERFURAÇÃO

Compara-se o pistoneio causado por uma coluna composta somente de tubos de perfuração ("lisa"), apresentada na figura 8.1, com o causado pela coluna apresentada na figura 9.1. Demais parâmetros constam do item 9.1.

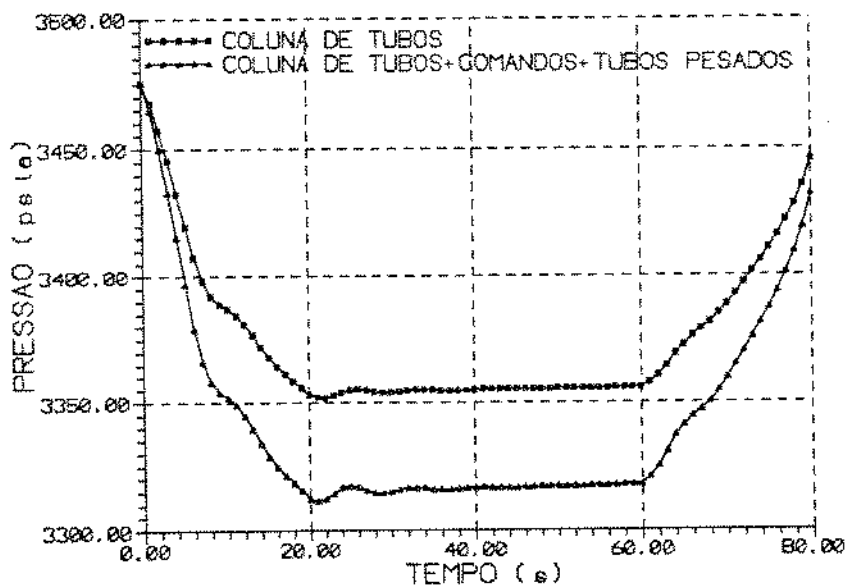


Figura 9.3: Comparativo entre diferentes geometrias da coluna de perfuração

9.2.2 GEOMETRIA DO POÇO

Compara-se o pistoneio em um poço horizontal da figura 9.1, com em um poço de mesma profundidade vertical, de geometria apresentada na figura 9.4. O comportamento da curva para o poço vertical, decresce também, em função das medidas de pressão, serem tomadas em um ponto do anular, localizado junto a broca.

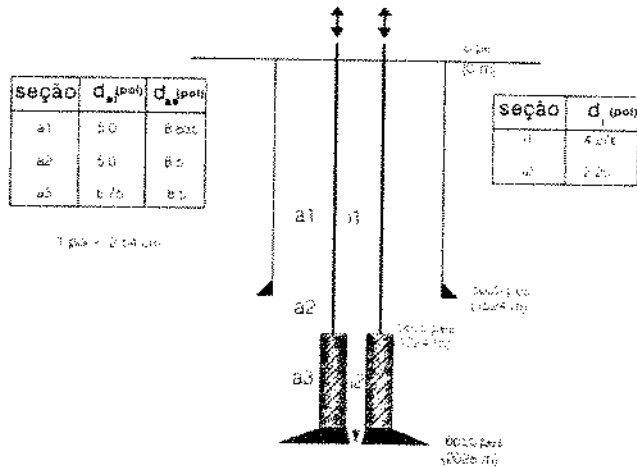


Figura 9.4: Diagrama do poço vertical

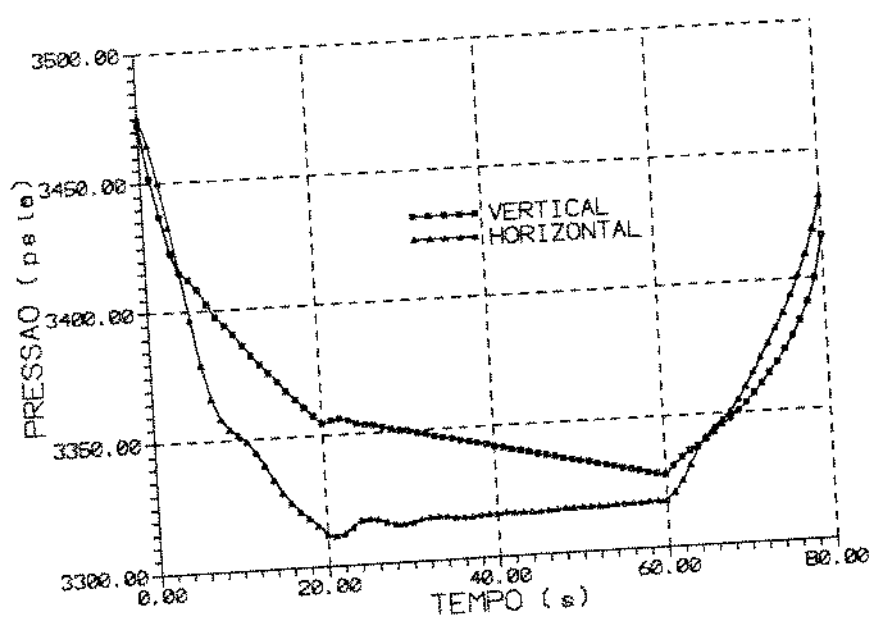


Figura 9.5: Comparativo entre diferentes geometrias de poço

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO
INSTITUTO DE CIÊNCIAS EXATAS

9.2.3 MODELOS E PARÂMETROS REOLÓGICOS EM ÚNICO FLUIDO

Com dados do trabalho de M. G. P. Silva, A. L. Martins e A. A. J. Oliveira [15], obteve-se dois conjuntos dos parâmetros reológicos para o modelo de Bingham e potência. Em um, a temperatura esteve a $130^{\circ} F$ ($54.4^{\circ} C$), utilizou-se um sistema hidráulico de superfície e, chegou-se a um fator de correlação de 0.99093, na obtenção dos parâmetros para Bingham e, 0.99283 para os de potência.

No segundo conjunto, a temperatura do fluido esteve em $100^{\circ} F$ ($37,8^{\circ} C$) e, utilizou-se as leituras θ_{100} e θ_{200} do viscosímetro rotacional Fann. Na escolha das leituras, considera-se a proximidade das taxas de deformação dos fluxos, com a que ocorre no viscosímetro para a velocidade 100. Vide dados na tabela 9.3.

DADOS	1 ^o conjunto ($130^{\circ} F$)	2 ^o conjunto ($100^{\circ} F$)
Bingham	Correlação = 0.99093	$\theta_{100}/\theta_{200}$
Viscosidade Plástica - μ_p	6 cp	15 cp
Limite de Escoamento - τ_y	31 lbf/100pe ² (14.8 Pa)	16 lbf/100pe ² (7.6 Pa)
Potência	Correlação = 0.99283	$\theta_{100}/\theta_{200}$
Índice de Comportamento - n	0.41	0.31
Índice de Consistência - K	1116 ecp	2199 ecp

Tabela 9.3: Parâmetros de um fluido para os modelos de Bingham e potência

Vide na figura 9.6, as simulações com os dados da tabela acima.

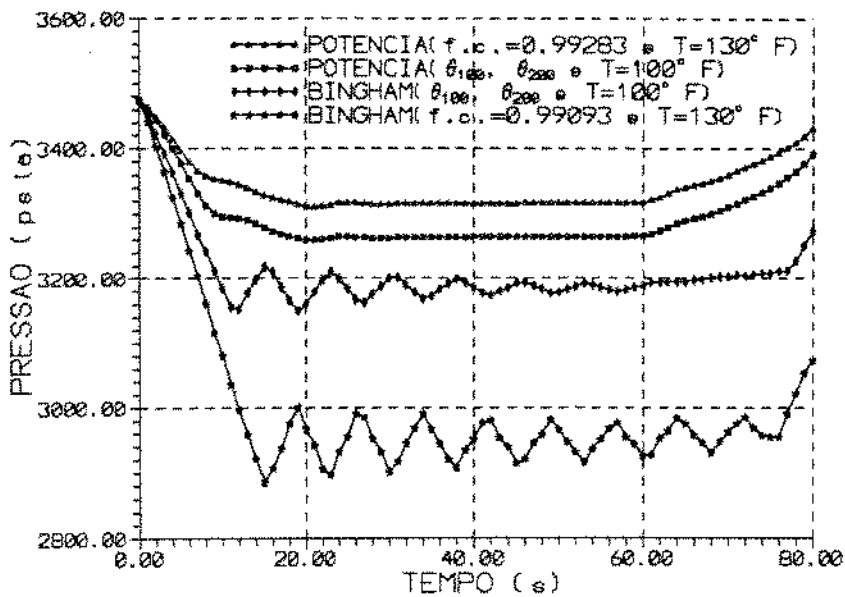


Figura 9.6: Comparativo entre parâmetros e modelos reológicos para um mesmo fluido

As curvas de pressões geradas, aplicando-se o modelo reológico de Bingham, vide figura 9.6, apresentam-se oscilantes. Isto decorre em função do alto valor para o limite de escoamento associado a formulação aplicada, que provoca efeitos transientes também altos. No cálculo das perdas por fricção do modelo de Bingham, a parcela correspondente ao limite de escoamento atua sob quaisquer circunstâncias, independente de haver maior ou menor velocidade de fluxo. Assim, esse efeito, associado a forma periódica das progações dos distúrbios em um fluido compressível, resulta em curvas de pressões oscilantes, como mostra a figura acima mencionada.

A escolha do modelo e correspondentes parâmetros reológicos, demonstraram exercer grande influência em relação aos resultados obtidos. O modelo de potência apresentou-se menos suscetível a forma como seus parâmetros foram obtidos, já o mesmo não ocorreu com o modelo de Bingham.

Embora os parâmetros correspondentes ao 1º conjunto de dados apresentem um índice de correlação muito próximo de 1, tanto para o modelo Bingham como para o de potência, os resultados das pressões de pistoneio obtidos, estão muito defasados entre si. Essa defasagem diminui, consideravelmente, para o 2º conjunto de dados, baseado nas leituras 100 e 200 do reômetro rotativo.

9.2.4 PARÂMETROS REOLÓGICOS DO MODELO DE POTÊNCIA

Utilizou-se os dados do item 9.1, variando-se para duas curvas os valores do índice de comportamento, n , e do índice de consistência, K , obtendo-se o gráfico da figura 9.7.

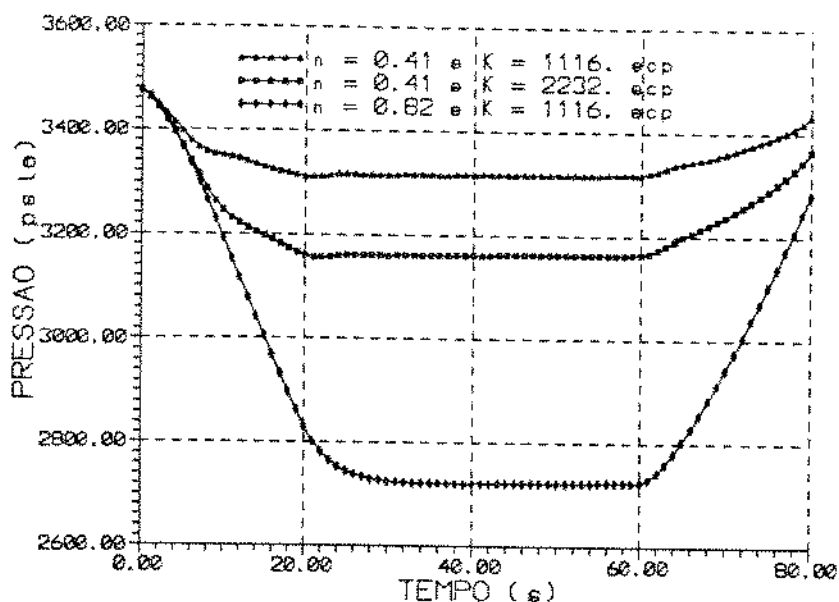


Figura 9.7: Comparativo entre parâmetros reológicos do modelo de potência

Na figura 9.7, observa-se que, quando é dobrado o valor do índice de comportamento, os efeitos no pistoneio são muito mais acentuados do que, quando é dobrado o valor do índice de consistência do fluido.

9.2.5 ACELERAÇÕES E VELOCIDADES DA COLUNA

Uma das simulações, é feita com os dados do item 9.1, onde altera-se o perfil de movimentação da coluna, na figura 9.2, em relação ao intervalo necessário para acelerar e desacelerar a coluna, de 20 para 5 segundos, em situação de retirada da coluna.

Em seguida, com esses dados, os efeitos de pistoneio são comparados para diferentes velocidades com alguns ajustes nos intervalos de acelerações e desacelerações da coluna.

Para a velocidade de -2.5 pés/s (0.7620 m/s), esse intervalo ficou em 15 s, para -2.0 pés/s (0.6076 m/s), em 16 s e, para as velocidades -1.5 pés/s (0.4572 m/s) e -1.0 pés/s (0.3038 m/s), o intervalo ficou em 20 s.

Vide nas figuras 9.8 e 9.9 os resultados dessas simulações.

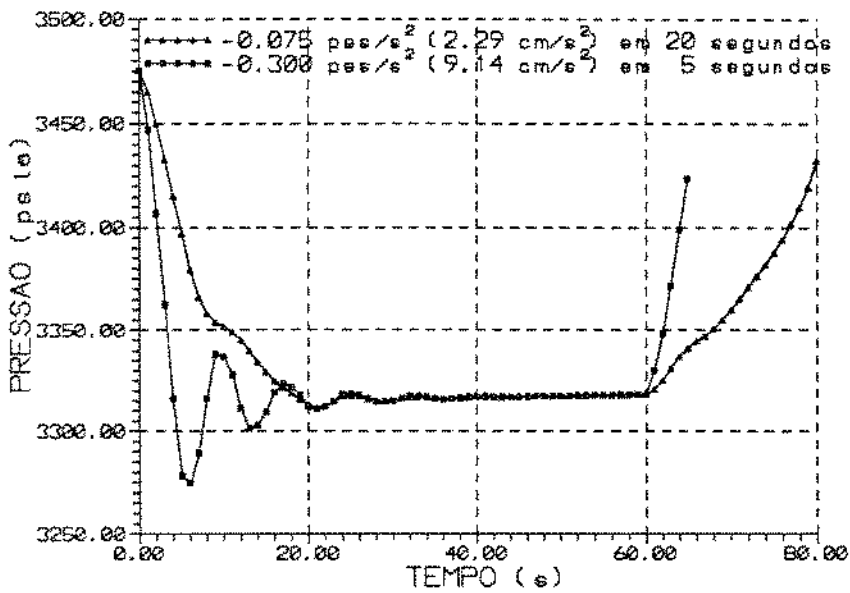


Figura 9.8: Comparativo entre acelerações da coluna para mesma velocidade final

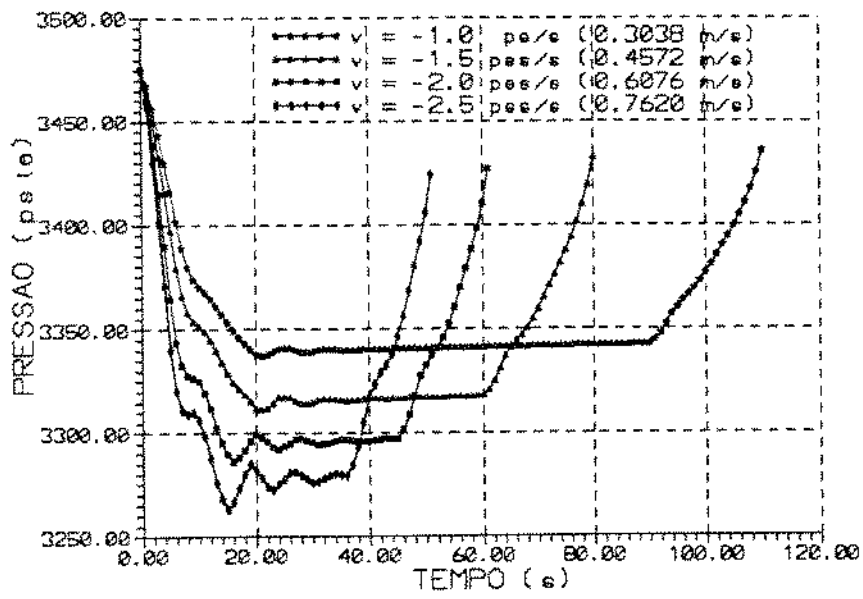


Figura 9.9: Comparativo entre diferentes velocidades de retirada da coluna

9.2.6 ÁREAS DOS JATOS

Considera-se uma área de $0.003 \text{ pol}^2 (0.02 / \text{cm}^2)$, praticamente, zero, de modo a representar uma situação em que os jatos encontram-se obstruídos. O programa não prevê valor zero para os jatos, visto que, para esse valor, ocorre indeterminação do tipo divisão por zero.

Acrescenta-se, para essa simulação, que o valor da cota de fluido pelo interior da coluna, calculada como mostra o item 4.2.2, ficou em $-87.67 \text{ pés} (26.7 \text{ m})$, significando que, aproximadamente, o correspondente a $2 \text{ pés} (0.6 \text{ m})$ de fluido escoou para fora da coluna, na retirada de uma seção de $90 \text{ pés} (27.4 \text{ m})$.

Vide as pressões geradas no fundo no gráfico da figura 9.10.

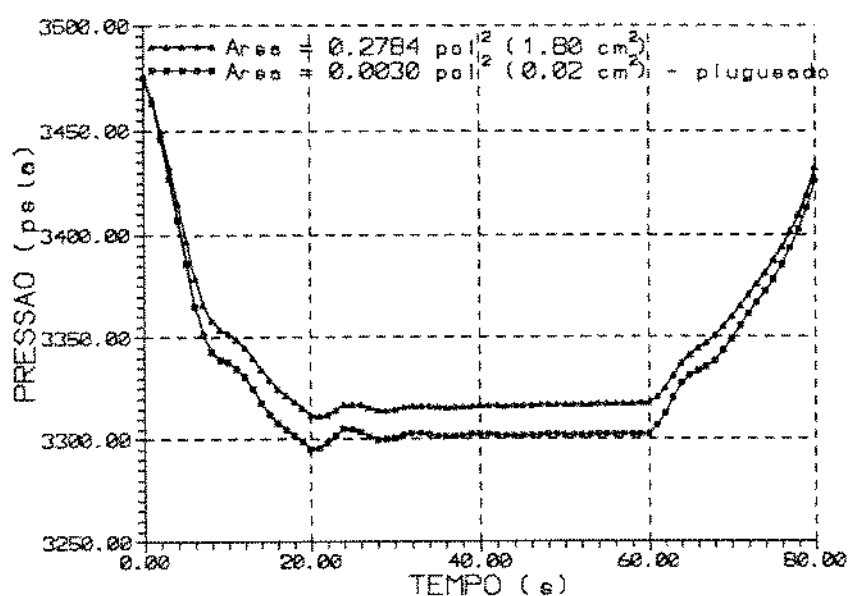


Figura 9.10: Comparativo entre áreas de jatos diferentes

9.2.7 RETIRADA DA COLUNA COM CIRCULAÇÃO

Apresenta-se o perfil das pressões ocorridas no fundo do poço, com superposição dos efeitos de pistoneio e perdas de carga por fricção, geradas no anular em função da circulação durante a retirada.

Isto ocorre, normalmente, quando a sonda é dotada de um sistema de circulação durante as manobras do tipo "top drive". No caso, a bomba de lama é acelerada gradativamente até os 8 primeiros segundos e, a coluna inicia sua movimentação a partir de 15 segundos. Vide resultados na figura 9.11

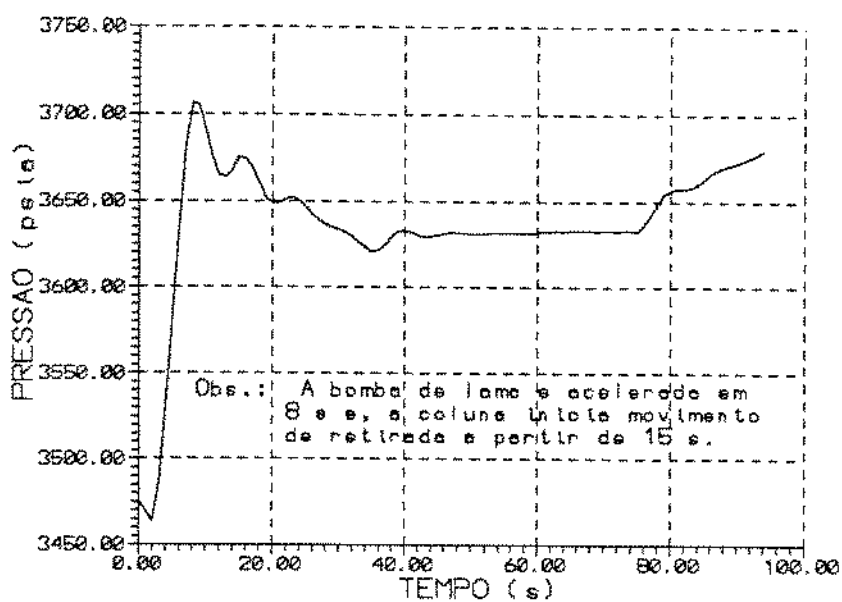


Figura 9.11: Retirada da coluna com circulação

9.2.8 COMPRIMENTOS DO TRECHO HORIZONTAL DO POÇO

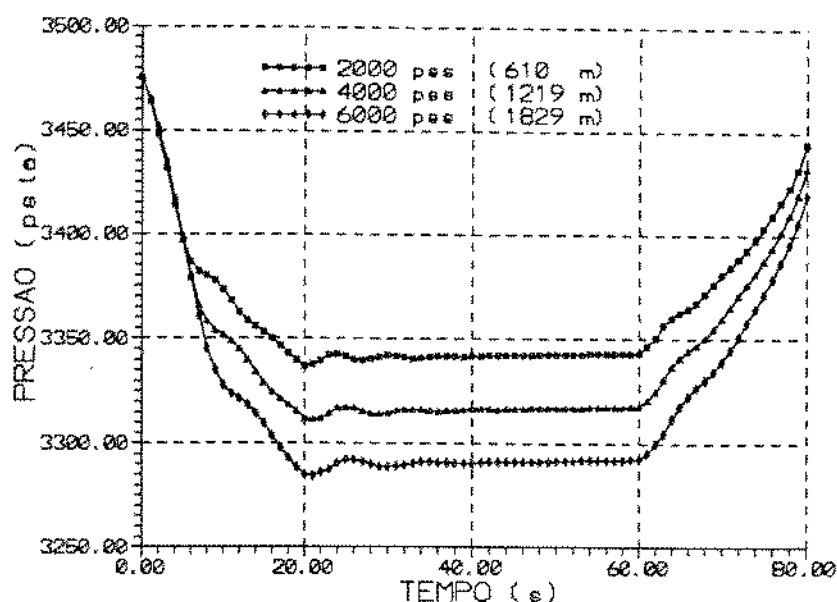


Figura 9.12: Retirada da coluna para diferentes comprimentos do trecho horizontal

Observa-se, que devido aos efeitos da compressibilidade do fluido e a forma dos distúrbios se propagarem no poço, até os primeiros 6 s, as curvas da figura acima, estão muito próximas. Isto ocorre, em função das composições geométricas das suas colunas serem as mesmas e apresentarem diferenças apenas em seus comprimentos, pois, durante algum tempo, a partir do início da retirada da coluna, as perdas de carga por fricção atuam em trechos iguais desses poços e geram, praticamente, as mesmas pressões de pistoneio. O mesmo já não ocorre na figura 9.3, uma vez que, os comprimentos das colunas comparadas nessa figura, são iguais, mas, suas composições diferem geometricamente em, praticamente, toda extensão do poço.

Um outro aspecto observado nas figuras 9.12 e 9.9, relacionado com a compressibilidade do fluido, assim como a propagação dos efeitos transientes, diz respeito ao tempo onde ocorre uma mudança de tendência do crescimento das pressões de pistoneio, pertencente ao intervalo de aceleração da coluna em movimento. Na figura acima, o poço de menor comprimento apresenta essa mudança próximo dos 6 s e o de maior, próximo dos 10 s. Na figura 9.9, como as composições e comprimentos das colunas são iguais, e as curvas diferem apenas relação as velocidades de manobras, todas as mudanças de tendência ocorrem próximos dos 7 s e, para as velocidades maiores, observa-se essas mudanças de tendências de forma mais acentuadas.

9.2.9 DESCIDA DE COLUNA NO POÇO - SURGIMENTO DE PRESSÕES

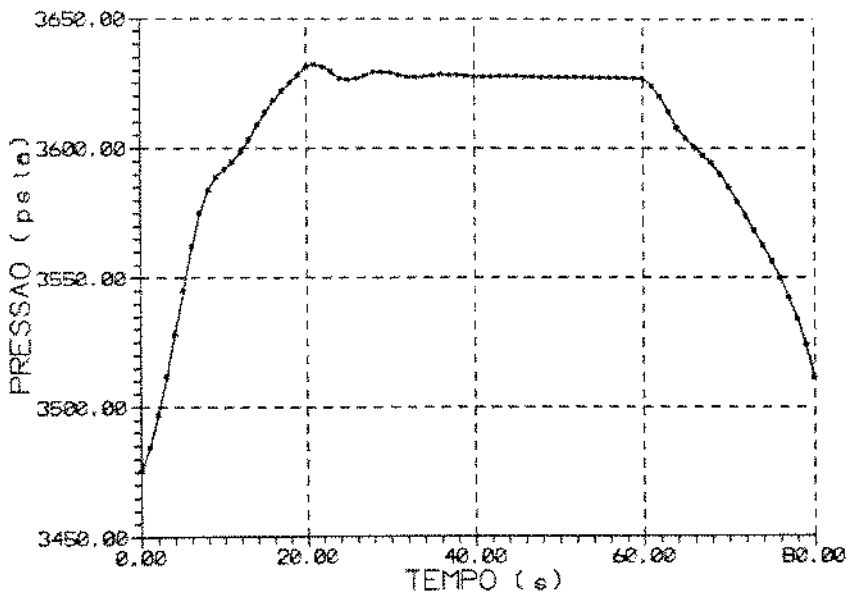


Figura 9.13: Pressões no fundo ocorridas durante a descida de coluna

Observa-se, que o comprimento de poço aberto situado abaixo da broca teve de ser ajustado para um valor superior a 90 pés (27.4 m), para possibilitar a descida de uma seção no poço.

A curva de pressões, acima, apresenta-se com as mesmas tendências da curva pistoneio para a mesma coluna e na mesma velocidade absoluta (vide figura 9.3 curva para coluna "mista"), só que, ao inverso, enquanto que em uma as pressões crescem, em outra as pressões decrescem. Entende-se, a partir daí, que se tratam de resultados positivos com relação a estabilidade e coerência do método aplicado.

Observando-se as curvas 9.11 e 9.13, acima, pode-se concluir, que em uma situação de descida de coluna com circulação haveria acréscimos das pressões no fundo decorrentes desses dois efeitos, simultaneamente. As pressões resultantes no fundo, para essa suposta situação, tenderiam a valores maiores do que o simples somatório das pressões resultantes de cada um desses efeitos, tendo em vista as maiores velocidades efetivas de fluxo obtidas no anular, devido ao sentido ascendente do fluxo da circulação do fluido e ao sentido descendente de movimentação da coluna.

9.3 SIMULAÇÕES COM INVASÕES DE GÁS

Serão apresentadas as curvas de pressão no fundo poço e os correspondentes volumes de gás, que invadem e permanecem no trecho horizontal do poço, para algumas das situações apresentadas no item 9.2.

9.3.1 NO POÇO DO ITEM 9.1

Avaliam-se três principais aspectos. Inicialmente, analisa-se a influência do reservatório, na curva de pressão no fundo. Simulam-se duas situações, onde uma apresenta-se da mesma forma já vista no item 9.2, na qual o reservatório não atua, em confronto com outra, onde ocorrem invasões de gás quando as pressões de fundo atingem valores abaixo de 3335 *psia* ($2.3 \cdot 10^7$ *Pa*).

Posteriormente, apresentam-se as variações no perfil das pressões de fundo, no decorrer da manobra, que envolve o trecho horizontal do poço. Foram selecionadas as curvas correspondentes a 1^a, 15^a e 30^a seção.

Finalmente, o volume de gás acumulado no poço, durante a retirada de todas as seções do trecho horizontal (total de 40), é apresentado pelo terceiro gráfico. Observa-se, que a partir da 25^a seção, cessam os influxos de gás para o interior do poço.

Vide respectivas curvas, nos gráficos das figuras 9.14, 9.15 e 9.16.

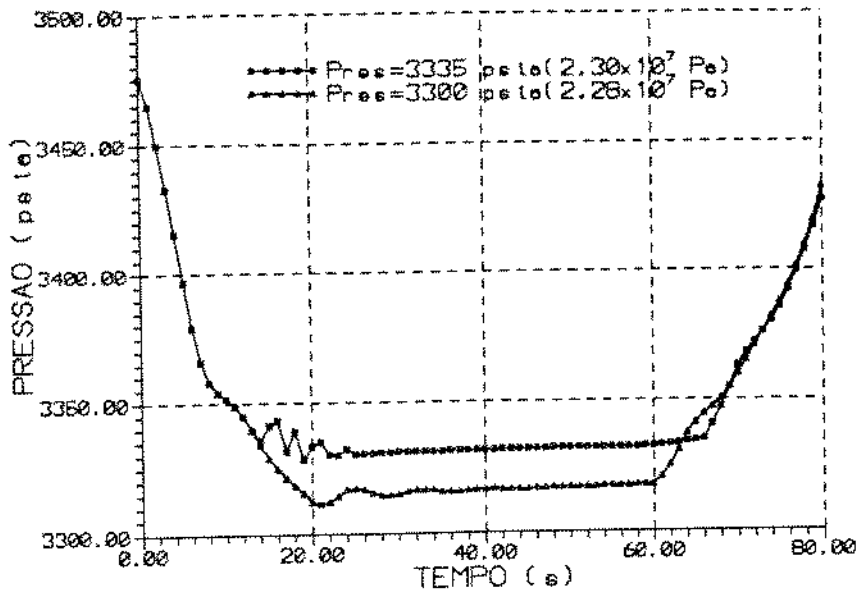


Figura 9.14: Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -1.5 \text{ pés/s}$

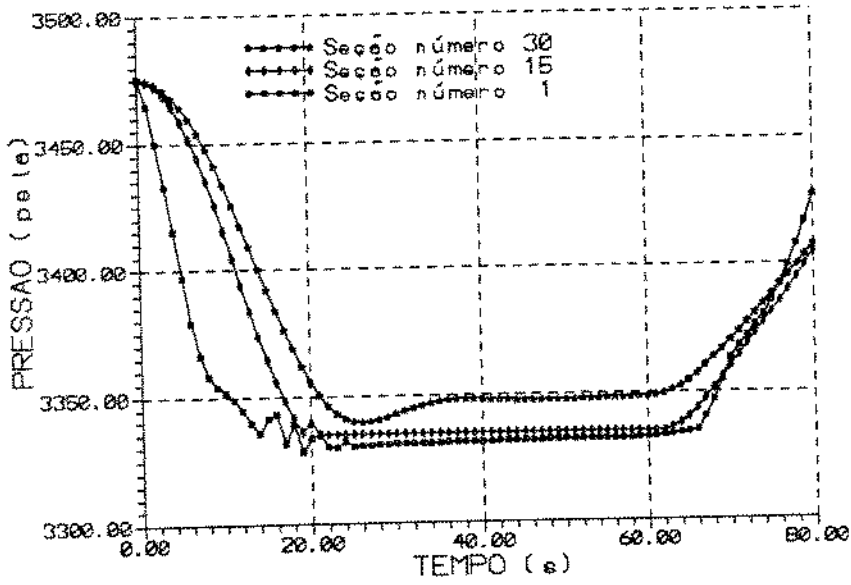


Figura 9.15: Comportamento das pressões no fundo no decorrer da retirada da coluna

A medida em que se aumenta o volume de gás no poço, observa-se um retardamento nos decréscimos das pressões, nos primeiros segundos a partir do início da movimentação da coluna, que pode ser visto no gráfico da figura 9.15. Isto decorre, tendo em vista que, a velocidade do som em uma mistura de fluido e gás é menor do que essa velocidade em fluido puro, tal qual mostra o gráfico para a equação 3.47, que pode ser visto no trabalho de G. B. Wallis [17].

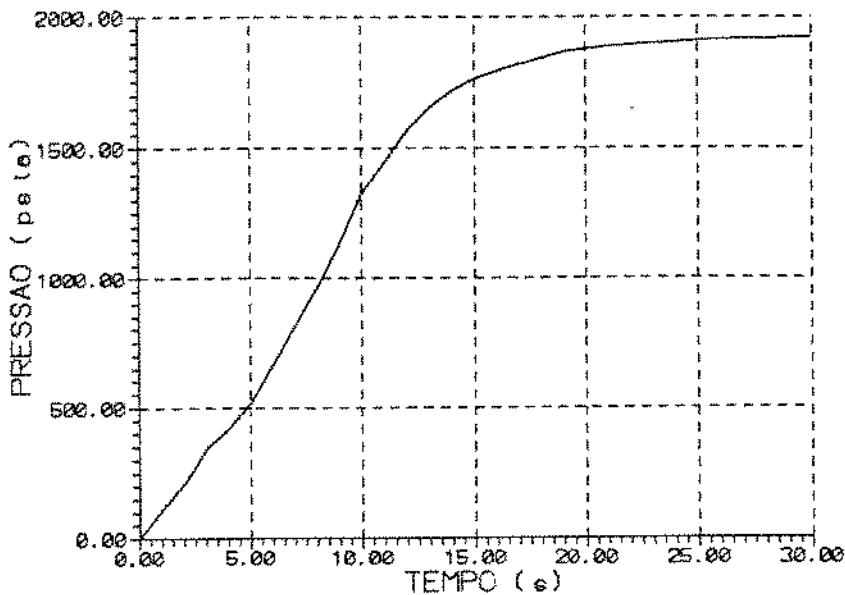


Figura 9.16: Volume de gás acumulado no poço no decorrer da retirada da coluna

Observa-se, na figura 9.16, que o volume de gás invasor por seção, decresce na medida em que se vai retirando a coluna. O principal fator que contribui para isso, são as menores pressões de pistoneio, que vão se reduzindo, na medida em que se vai diminuindo o comprimento da coluna e, conseqüentemente, causando menores perdas de carga por fricção.

9.3.2 VELOCIDADES DE RETIRADA DA COLUNA

Variando-se as velocidades de forma similar a descrita no item 9.2.5, obteve-se os seguintes gráficos de pressões em função do tempo:

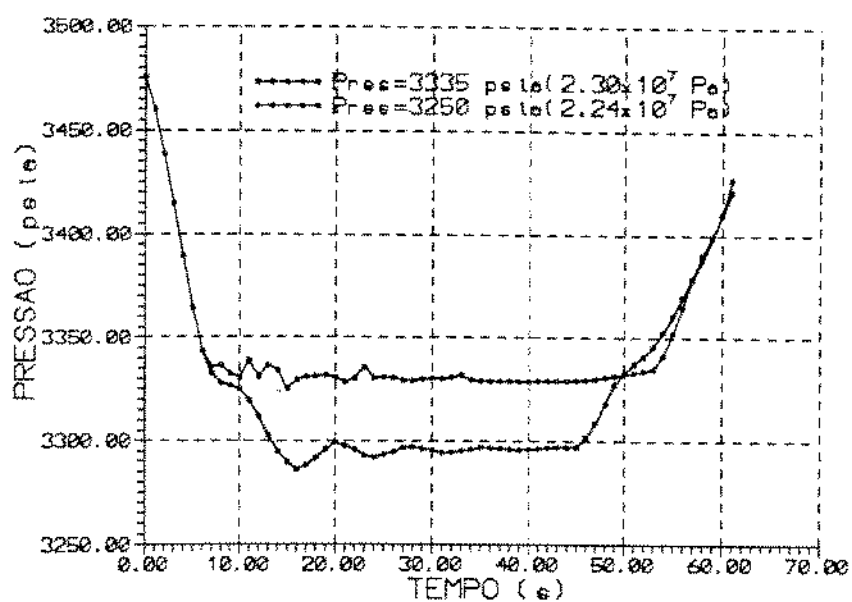


Figura 9.17: Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -2.0$ pés/s

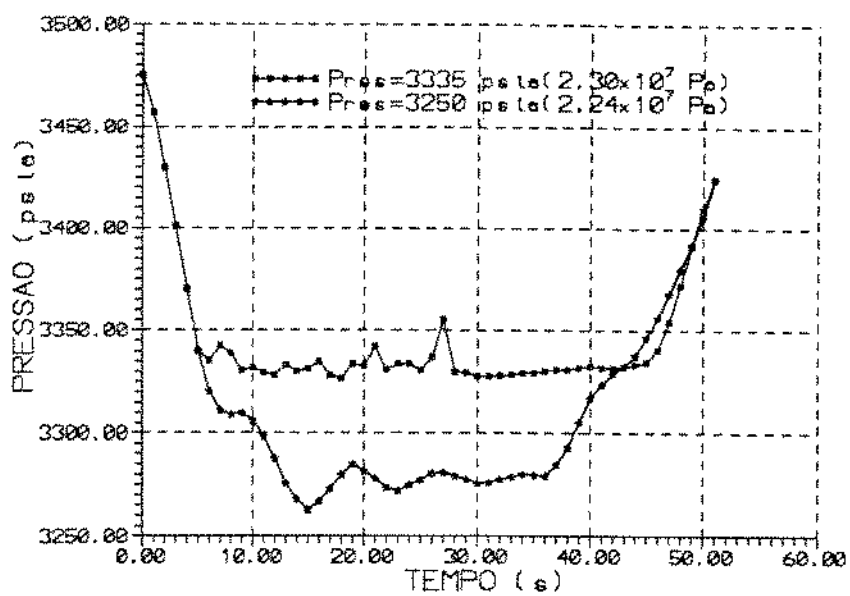


Figura 9.18: Comparativo de pressões, com e sem influxos de gás, para $v_{cl} = -2.5$ pés/s

Outra informação obtida, diz respeito aos volumes de gás acumulados no interior do poço por seção, durante a retirada da coluna com diferentes velocidades.

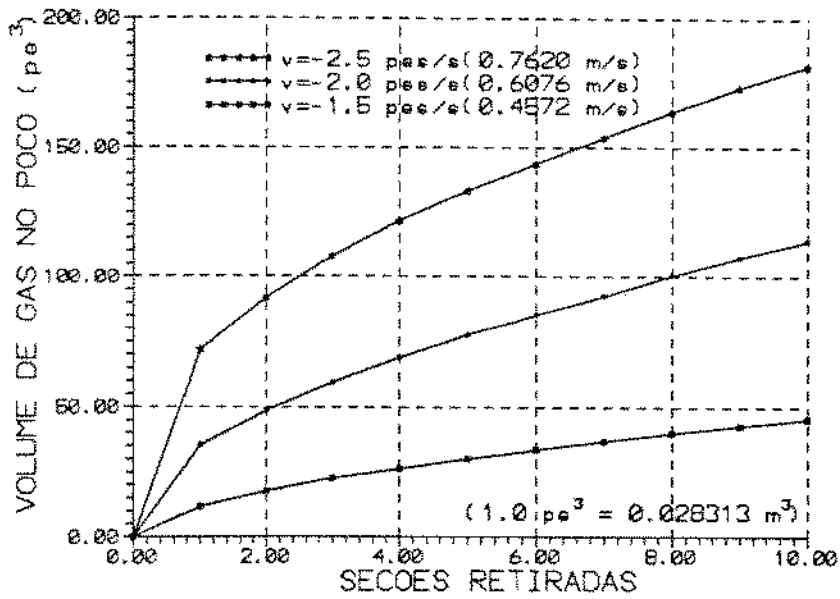


Figura 9.19: Volumes de gás acumulado até 10^a seção, para diferentes velocidades da coluna

Para a velocidade da coluna igual a -1.0 pés/s (0.3048 m/s), as curvas não foram apresentadas, tendo em vista, que as correspondentes pressões obtidas, não são suficientes para haver influxos de gás para o interior do poço.

9.3.3 COMPRIMENTO DO TRECHO HORIZONTAL DO POÇO

Em relação ao que foi apresentado no item 9.2.8, substituiu-se o poço de comprimento horizontal de 2000 *pés* (610 *m*), por outro de comprimento horizontal de 3000 *pés* (914 *m*), visto que, as pressões de fundo obtidas no primeiro, durante a retirada da coluna, não são suficientes para haver influxos de gás para o interior do poço.

Vide resultados dessas simulações na figuras 9.20 e 9.21.

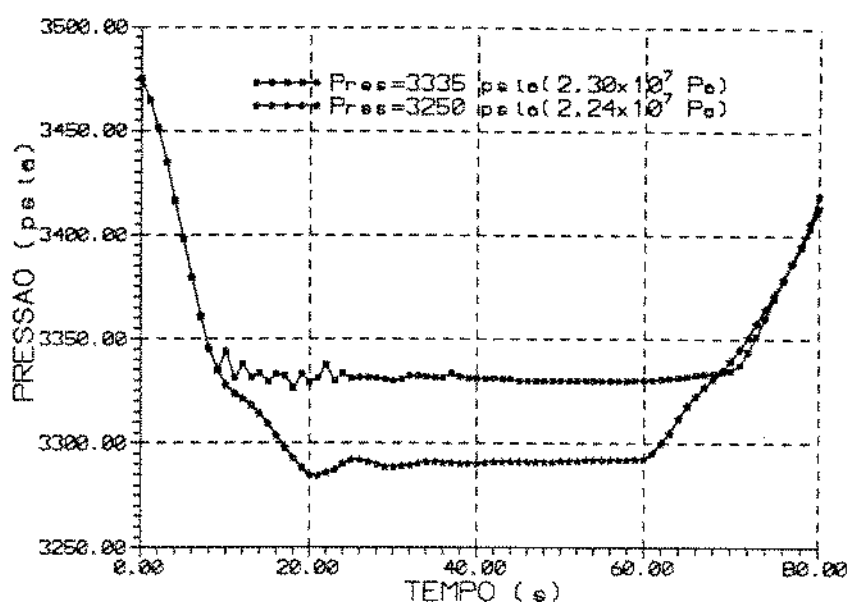


Figura 9.20: Pressões para extensão horizontal=6000 *pés*, com e sem influxos de gás

Observa-se no gráfico acima, assim como no das figuras 9.14, 9.17, 9.18 e 9.24(a seguir no item 9.34), todos de comparações entre curvas de pressões com e sem os efeitos do reservatório, que as curvas com os efeitos do reservatório, tendem a estabilizar em valores de pressões pouco abaixo do valor da pressão de poros do reservatório.

Observa-se também, na maioria desses gráficos, que no intervalo em que as curvas de pressões sem os efeitos do reservatório, apresentam tendência de aumentar os valores de pistoneio, devido a aceleração da coluna, as curvas com os efeitos do reservatório apresentam-se oscilantes, devido as ações em sentidos opostos atuantes. Enquanto que os efeitos do pistoneio tendem a diminuir os valores das pressões, nesse intervalo, os fluxos de gás que invadem o poço, subitamente, tendem a diminuir o fluxo descendente de fluido, fazendo com que diminua também, as perdas de carga por fricção e, conseqüentemente, seus respectivos pistoneios.

Uma outra característica observada nessas curvas, diz respeito a recuperação das pressões de fundo. Normalmente, nas curvas onde o reservatório não atua, essa recuperação inicia-se, quando inicia-se, também, a desaceleração da velocidade de movimentação da coluna. Porém, nas curvas com os efeitos do reservatório, essa recuperação, inicia-se logo após o ponto em que os valores das pressões de fundo, em situação normal, hipoteticamente, se apresentariam com pressões ligeiramente superiores as pressões de poros desse reservatório.

De certo modo, esses comportamentos das curvas de pressões, acima mencionados, indicam que os efeitos da produtividade do reservatório, se sobrepõem aos efeitos dos respectivos pistoneios, fazendo com que essas curvas, fiquem com valores de pressões mais próximos aos das pressões de poros, do que aos valores das pressões de poros desenvolvidas, caso o reservatório não atuasse.

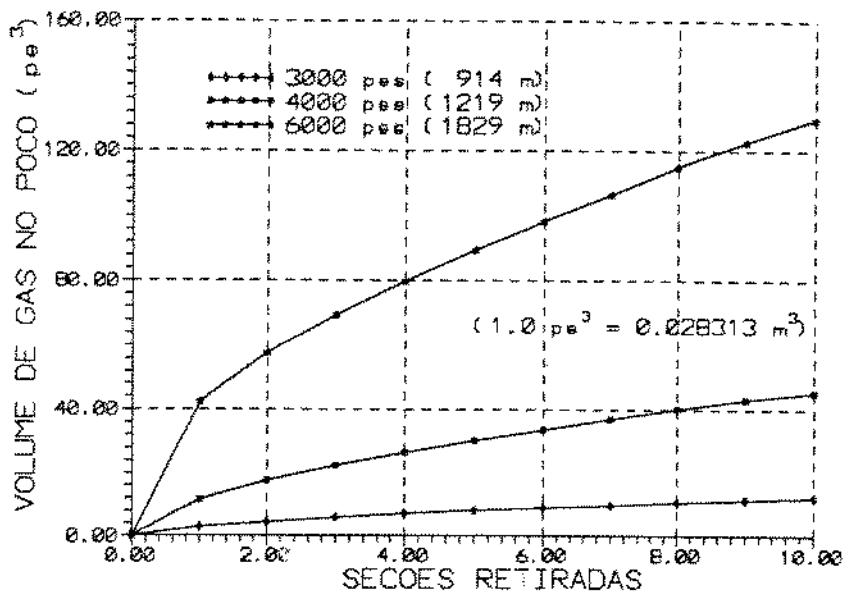


Figura 9.21: Volumes de gás até 10^a seção, para diferentes comprimentos horizontais

9.3.4 CARACTERÍSTICAS DO RESERVATÓRIO

Para se investigar os efeitos das características do reservatório em relação aos volumes gás produzidos, além da simulação com dados de referência, item 9.1, foram feitas outras quatro, variando-se os seus parâmetros, um de cada vez, obtendo-se:

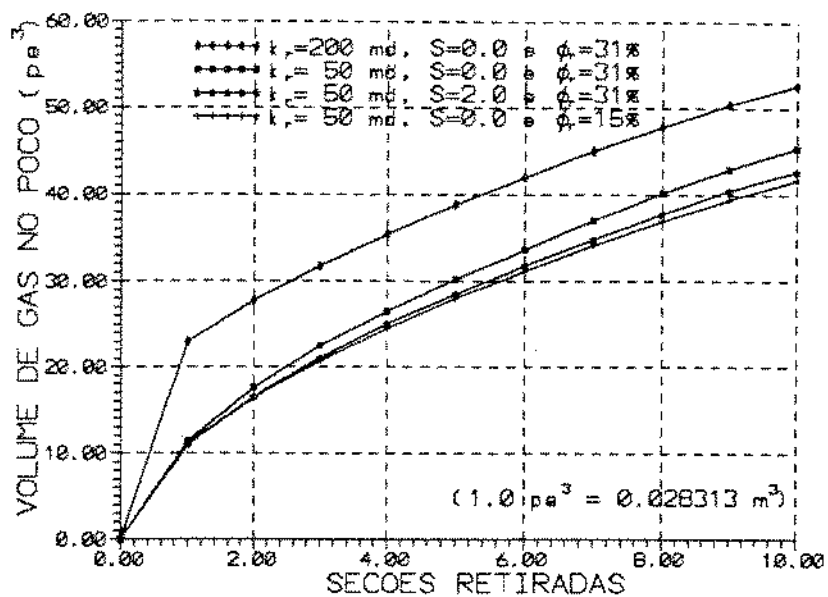


Figura 9.22: Volumes de gás até 10^a seção, para diferentes condições de reservatório

Obteve-se também, os volumes acumulados no interior do poço, para diferentes pressões de poros do reservatório, apresentados no gráfico a seguir.

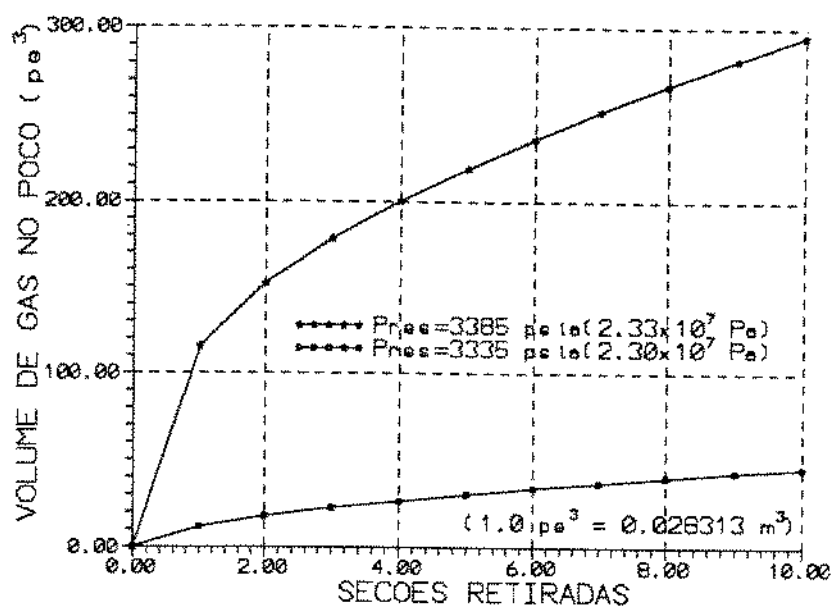


Figura 9.23: Volumes de gás até 10ª seção, para diferentes pressões de poros

Observa-se, nas figuras 9.23, 9.22, 9.21, 9.19 e 9.16, que o volume de gás invasor por seção, correspondente a 1ª seção, apresenta um maior valor (significativo) que as demais. Na 1ª seção, ocorre um maior pistoneio devido a maior perda de carga por fricção em uma coluna mais extensa, assim como, pelo fato do fluido encontrar-se totalmente isento de gás e, com seus parâmetros inalterados.

As curvas de pressões no fundo correspondentes as retiradas das primeiras seções, com e sem a interferência do reservatório, podem ser vistas na figura a seguir.

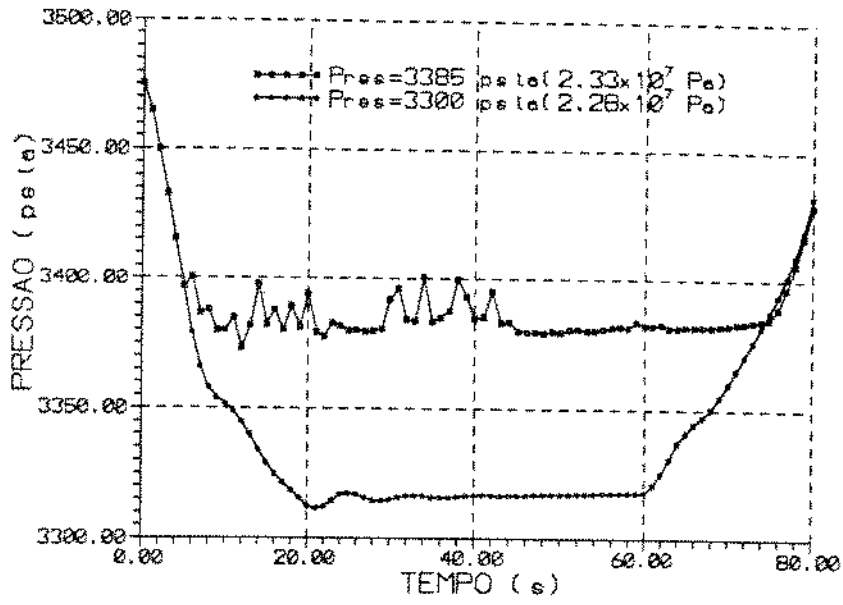


Figura 9.24: Pressões de fundo, durante a retirada de coluna ($v_{cl} = -1.5$ pés/s), em reservatórios com pressões de poros de 3385 e 3300 psia (com e sem gás)

9.3.5 INVASÕES DE GÁS OCASIONAIS

Na exemplificação de uma situação desse tipo, teve-se como base, o gráfico da figura 9.8, na qual, pelo fato de se reduzir o intervalo de aceleração da coluna, de 20 para 5 segundos, a pressão de fundo atinge valores inferiores a 3300 psia ($2.28 \cdot 10^7 \text{ Pa}$).

Com a pressão de poros do reservatório a 3300 psia ($2.28 \cdot 10^7 \text{ Pa}$), a margem de segurança do fluido de perfuração seria de 0.51 lb/gal (0.06 g/cm^3), valor próximo daquele muitas vezes utilizado no campo.

Todavia, durante a manobra, ocasionalmente, essa aceleração mais acentuada poderia ocorrer e assim, as invasões de gás também ocorreriam.

Cabe lembrar ainda, que a perda do controle desse poço poderia ocorrer com a expansão de gás na superfície, de forma descontrolada, com menos do que o correspondente a 1 pés^3 (0.028 m^3) de gás nas pressões de fundo.

Vide na figura 9.25, uma simulação representando o volume de gás acumulado nas 5 primeiras seções retiradas nessas condições.

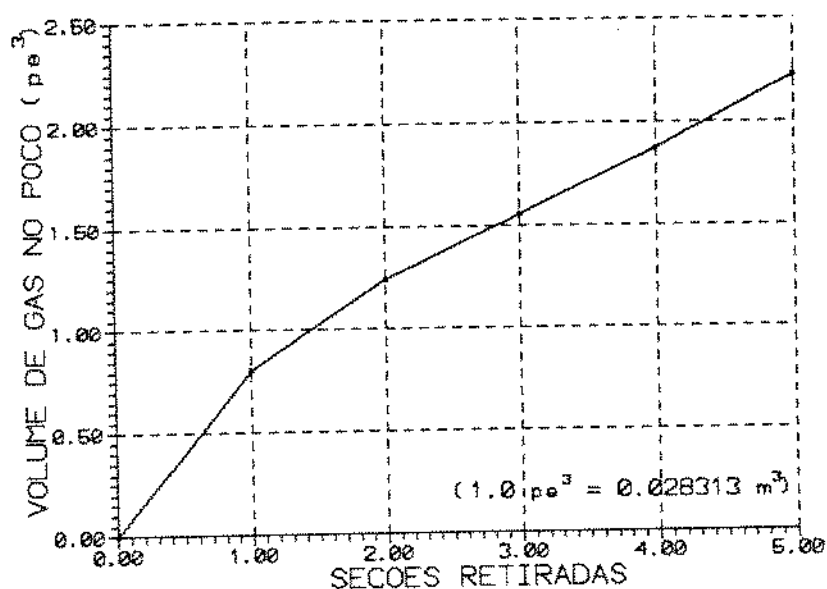


Figura 9.25: Volume de gás acumulado durante as primeiras 5 seções, com a aceleração da coluna reduzida para 5 s e, o reservatório com pressão de poros de 3300 psia ($2.07 \cdot 10^7 \text{ Pa}$)

9.3.6 DIFERENÇAS ENTRE PRESSÕES E GÁS PRODUZIDO

Em relação aos volumes de gás produzidos, para as situações apresentadas, verifica-se, que os fatores mais influentes nesses volumes, são as diferenças entre as pressões de pistoneio, que ocorreriam sem interferência do reservatório, com as respectivas pressões de pistoneio, com interferência do mesmo (valor próximo da pressão de poros do reservatório).

A título de enfatizar esse aspecto, verificou-se, que entre essas duas curvas existe uma área composta por diferenças de pressões e de tempos. Mediu-se graficamente, o valor médio de cada uma dessas diferenças nas curvas das figuras 9.14, 9.17 e 9.18, visto que, os poços desses exemplos, de simulações de retirada da 1^a(s) seções, apresentam as mesmas geometria e pressão de poros do reservatório. Vide na tabela 9.4 essas medições.

	$\Delta t (s)$	$\Delta p(\text{psia})$
<i>Fig. 9.14</i>	46	15
<i>Fig. 9.17</i>	35	35
<i>Fig. 9.18</i>	29	62

Tabela 9.4: Diferenças entre pressões e tempo das curvas de pressões

Os volumes de gás produzidos durante a retirada da 1^a, para cada um desses casos, são apresentados, na tabela 9.5 juntamente com os produtos resultantes das diferenças de tempo pelas respectivas diferenças de pressões ao quadrado.

	$V_g (pc^3)$	$\Delta t (\Delta p)^2$
<i>Fig. 9.14</i>	11.4	10350.
<i>Fig. 9.17</i>	35.2	42875.
<i>Fig. 9.18</i>	72.0	111476.

Tabela 9.5: Volumes de gás produzidos em relação ao produto tempo e pressão

Plotando-se, esses valores em um gráfico, obtém-se a figura 9.26.

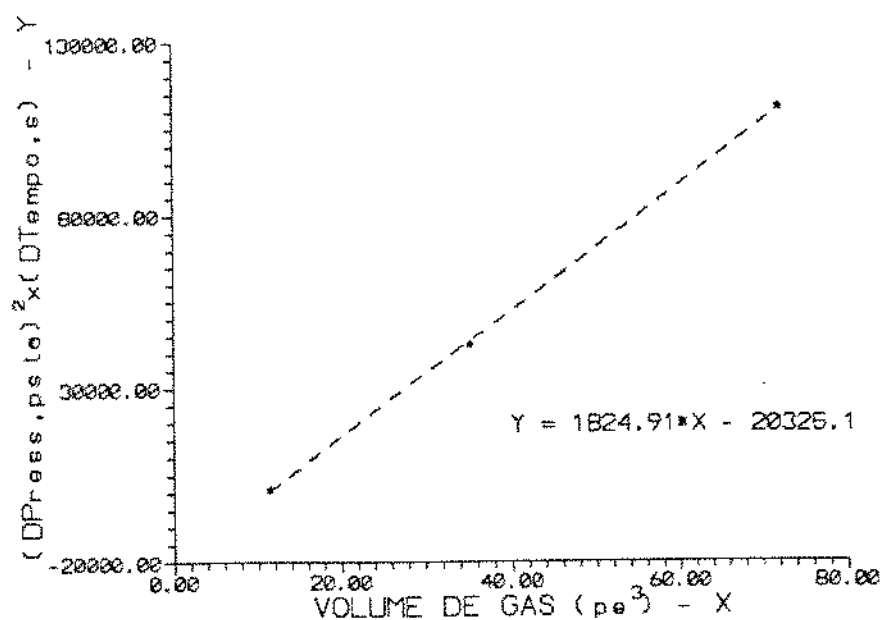


Figura 9.26: Correlação entre diferenças de pressão e de tempo, obtidas das curvas de pistoneio, com e sem interferência do reservatório, para com o volume de gás produzido durante a retirada da 1^a seção

Como mostra o gráfico acima, existe uma boa correlação entre os volumes de gás produzidos e as respectivas diferenças de pressões e tempo, sendo que a influência das diferenças das pressões, assume um maior significado.

10 CONCLUSÕES

1. O modelo de cálculo proposto, se mostrou coerente e eficaz na obtenção dos valores das pressões decorrentes do movimento de coluna e/ou de circulação, para diversas situações de geometria, de retirada e descida de coluna no poço, assim como, para os demais parâmetros envolvidos.
2. Pode-se avaliar a importância diferenciada de cada uma das variáveis, que fazem parte do poço e do reservatório, em relação as pressões de fundo obtidas durante as manobras, assim como, os volumes de gás produzidos. E, de maneira geral, pode-se dizer que todos os parâmetros que contribuem para acrescer as perdas de carga por fricção, contribuem também para acrescer os respectivos valores das pressões de pistoneio.
3. Em relação a geometria do poço, fica evidente, que um poço horizontal deve receber um tratamento apropriado, com relação a escolha do fluido, bem como os cuidados durante as manobras e demais operações, prevendo-se, as possíveis pressões de pistoneio, de surgimento e de circulação, a fim de evitar problemas com "kicks" e/ou perdas de circulação.
4. Dentre os parâmetros de perfuração analisados para poços horizontais e, em relação as correspondentes pressões de pistoneio obtidas, destacam-se, os do fluido de perfuração e os de aceleração e velocidade da coluna.
5. Observou-se, também, que uma súbita aceleração e/ou acréscimo na velocidade da coluna, como mostram as figuras 9.24 e 9.25, podem ocasionar picos de pressões de pistoneio e, dada a produtividade do reservatório exposto, os prováveis influxos de gás poderiam comprometer a segurança do poço, se circulados de forma descontrolada.
6. A retirada da coluna com circulação, diminui e/ou elimina as reduções das pressões de fundo, tendo em vista, que havendo fluxo efetivo ascendente pelo anular, obrigatoriamente, os valores das pressões no fundo serão superiores a essas pressões em condições estáticas. Todavia, a descida de coluna com circulação, implica em maiores acréscimos das pressões de fundo.
7. Observou-se, uma relação envolvendo o produto do tempo e as correspondentes diferenças médias ao quadrado, das pressões de fundo, decorrentes unicamente do pistoneio, sem os efeitos do reservatório, e, desse mesmo pistoneio, com os efeitos do reservatório, para com os volumes de gás produzidos. Essa relação, enfatiza a importância diferenciada das pressões de fundo, frente aos outros fatores, para com os volumes de gás produzidos.

8. Observou-se, que dada a produtividade do reservatório, quando ocorre pistoneio e a pressão de poros é atingida, a influência do gás produzido pelo reservatório, de certa forma, se sobrepõe aos efeitos do pistoneio, fazendo com que as pressões de fundo permaneçam em valores próximos da pressão de poros e, muito acima das pressões que poderiam ser atingidas, caso o reservatório não atuasse.
9. Em todas as simulações de retirada da coluna realizadas, envolvendo o reservatório, não foi observado entrada de gás para o interior da coluna, tendo em vista, a predominância de fluxos efetivos no sentido de dentro para fora da coluna.
10. Os influxos de gás invasores correspondentes as primeiras seções, apresentam-se com seus respectivos valores superiores, substancialmente, aos correspondes as demais seções subsequentes. De maneira geral, também, o volume de gás invasor por seção tende a diminuir, consideravelmente, no decorrer da retirada da coluna.
11. A escolha do modelo reológico e seus correspondentes parâmetros, se mostrou muito influente em relação aos resultados de pressões de fundo obtidos, as quais por sua vez, tem relações diretas com os volumes de gás produzidos durante as manobras.
12. O regime de fluxo laminar predominou em todas as simulações de movimentação da coluna realizadas, sem as participações das parcelas de fluxo provenientes das circulações simultâneas(caso de retirada da coluna com circulação, por exemplo).
13. O modelo reológico de potência foi aplicado para diversas situações, cujos resultados foram satisfatórios, entre os quais, pode-se destacar, os testes de validação com dados de campo, apesar de, nessas condições, os regimes de fluxos serem turbulentos.
14. O modelo reológico de Bingham foi aplicado em apenas uma situação(vide figura 9.6) e, apresentou-se com resultados excessivamente dependentes da forma como os seus parâmetros foram obtidos.

NOMENCLATURA

- a = aceleração, pe/s^2 , ou constante
 $b, c, d..$ = constantes
 A = área, pol^2
 A_{aa} = área transversal do elemento anular, pol^2
 A_{in} = área transversal do elemento interno, pol^2
 A_{jt} = área dos jatos da broca, pol^2
 A_{ss} = área transversal de aço, pol^2
 $A_{i\ ou\ i+1\ ou..}$ = área transversal do elemento i ou $i+1$ ou ...
 C = compressibilidade do fluido, $1/psia$
 C_m = compressibilidade da mistura, $1/psia$
 C_t = compressibilidade total do gás, $1/psia$
 d = derivada
 d_i = diâmetro interno, pol
 d_{ai} = diâmetro anular interno, pol
 d_{ae} = diâmetro anular externo, pol
 dp_f/dx = perda de carga por fricção, $psi/pé$
 $dp_{f,k}/dx$ = perda de carga por fricção no ponto k , $psi/pé$
 f = fator de fricção, *adimensional*, ou constante
 F = força, lbf
 FU_1 = constante de transformação de unidades, de $\frac{psi}{lb/gal\ pe/s}$ para pe/s
 FU_2 = idem acima, de $\frac{lb/gal\ pe^3\ pe/s}{lb/gal\ pe\ pol^2}$ para pe/s
 g = aceleração da gravidade, pe/s^2
 H_r = altura exposta do reservatório, $pé$
 k = ponto da malha, *inteiro*, ou constante
 k_l = constante de correção para fluxo anular efetivo laminar, *adimensional*
 k_t = constante de correção para fluxo anular efetivo turbulento, *adimensional*
 k_r = permeabilidade do reservatório, md
 K = índice de consistência do fluido, *ecp*
 K_m = índice de consistência da mistura, *ecp*
 m = massa, lbm
 M_g = peso molecular do gás, lb
 n = índice de comportamento, *adimensional*
 N_{Re} = número de Reynolds, *adimensional*
 N_{Rec} = número de Reynolds crítico, *adimensional*
 N_{He} = número de Hedstron, *adimensional*
 p = pressão, $psia$
 $p_{t,k}$ = pressão no tempo t e no ponto k , $psia$
 $p_{t+\delta_t,k}$ = pressão no tempo $t + \delta_t$ e no ponto k , $psia$

- p_{po} = pressão no poço, *psia*
 p_{res} = pressão de poros do reservatório, *psia*
 p_b = pressão base, 14.7 *psia*
 r_p = raio do poço, *pés*
 S = fator de dano do reservatório, *adimensional*
 S_w = saturação de água do reservatório, *adimensional*
 T = temperatura do reservatório, *F*
 T_r = temperatura absoluta do reservatório, *R*
 T_b = temperatura absoluta de base, 520° *R*
 v = velocidade, *pés/s*
 $v_{t,k}$ = velocidade no tempo t e no ponto k , *pés/s*
 $v_{t+\delta_t,k}$ = velocidade no tempo $t + \delta_t$ e no ponto k , *pés/s*
 v_s = velocidade do som no fluido, *pés/s*
 v_{sg} = velocidade do som no gás, *pés/s*
 $v_{sm,i}$ = velocidade do som na mistura do elemento i , *pés/s*
 V = volume, *pe³*
 V_{aa} = volume do espaço anular, *pe³*
 V_{ex} = volume de expansão do fluido, *pe³*
 V_g = volume de gás, *pe³*
 $V_{g,i}$ = volume de gás que invade o elemento i , *pe³*
 V_{in} = volume do interior da coluna, *pe³*
 V_{pa} = volume do poço aberto, *pe³*
 V_{ss} = volume de aço, *pe³*
 t = tempo, *s*
 x = eixo longitudinal ao longo da coluna, *pés*, ou incógnita
 $y, w, ..$ = incógnitas
 z = fator de compressibilidade para gás real, *adimensional*, ou incógnita
 α = fração de vazios, *adimensional*
 γ_g = densidade do gás em relação ao ar, *adimensional*
 δ_t = incremento de tempo, *s*
 δ_x = comprimento de elemento de cálculo, *pés*
 θ = ângulo, *rad*
 θ_i = ângulo do elemento i , *rad*
 $\theta_{100,200,...}$ = leituras do reômetro rotativo correspondentes a 100, 200, ... *RPM*
 λ = fator de multiplicação
 μ_g = viscosidade do gás, *cp*
 μ_p = viscosidade plástica, *cp*
 ρ = peso específico do fluido de perfuração, *lb/gal*
 ρ_g = peso específico do gás, *lb/gal*
 ρ_m = peso específico da mistura gás e fluido de perfuração, *lb/gal*
 $\rho_{m,i}$ = peso específico da mistura gás e fluido de perfuração no elemento i , *lb/gal*
 τ_y = limite de escoamento, *lb/100pe²*

τ_w = tensão de cisalhamento na parede, *psi*

ϕ_r = porosidade do reservatório, *adimensional*

∂ = derivada parcial

Δp = diferença de pressões, *psia*

Δt = diferença de tempo, *s*

SUBSCRITOS

aa = relativo ao ponto ou espaço no anular
 ae = relativo ao espaço anular ou ao diâmetro anular externo
 ai = relativo ao diâmetro anular interno
 ea = relativo a elemento do espaço anular
 cl = relativo a coluna
 ei = relativo ao elemento interno a coluna
 k = relativo ao ponto k
 $\overline{k-1, k}$ = relativo a interpolação entre os pontos $k-1$ e k
 k^- = relativo ao ponto ligeiramente anterior ao ponto k
 i = relativo ao elemento i ou ao diâmetro interno a coluna
 in = relativo ao ponto ou ao espaço interno a coluna
 f = relativo a fricção
 g = relativo a gás
 jt = relativo aos jatos da broca
 l = relativo a laminar
 m = relativo a mistura de gás e fluido de perfuração
 pa = relativo a poço aberto
 r = relativo ao reservatório
 s = relativo ao som
 sg = relativo ao som no gás
 sm = relativo ao som na mistura
 t = relativo ao tempo ou regime turbulento
 x = relativo ao eixo x
 δ_t = relativo ao incremento de tempo
 δ_x = relativo ao incremento de comprimento

CONVERSÃO DE UNIDADES PARA SI

$$pé \times 0.3048 = m$$

$$pol \times 0.0254 = m$$

$$pe^2 \times 0.0929 = m^2$$

$$pe^3 \times 0.02832 = m^3$$

$$bbl \times 0.15898 = m^3$$

$$gal \times 0.00378 = m^3$$

$$GPM \times 6.3090 \text{ E-}5 = (m^3)/s$$

$$lbf \times 4.4482 = N$$

$$lb \times 0.4536 = Kg$$

$$lb/gal \times 119.82 = Kg/m^3$$

$$cp \times 0.001 = Pa \cdot s$$

$$(lbf \cdot s)/pe^2 \times 47.8803 = Pa \cdot s$$

$$psi \times 6.8947 = kPa$$

$$F + 459.7 = R$$

$$(C + 32) \times 1.8 = F$$

Referências

- [1] Al-Hussainy, R. and Ramey Jr., H. J.: Application of Real Gas Flow Theory to Well Testing and Delivery Forecasting. *Journal of Petroleum Technology*, (May 1986).
- [2] Bourgoyne Jr., A. T. et alii.: Applied Drilling Engineering. SPE Textbook Series, Vol. 2, cap. 4, Richardson, Texas, (1986).
- [3] Burkhardt, J. A.: Wellbore pressure Surges Produced by Pipe Movement. *Journal of Petroleum Technology*, (June 1961).
- [4] Beggs, H. D. and Brill, J. P.: Two-Phase Flow in Pipes. Dr. James P. Brill and Dr. H. Dale Beggs (1978).
- [5] Campos, W.: Variação de Pressão em Poços de Petróleo Devido a Movimento de Coluna. Escola de Minas - UFOP, Ouro Preto, (Março 1986).
- [6] Craft, B. C. and Hawkins, M. F.: Applied Petroleum Reservoir Engineering. Prentice-Hall, Inc., New Jersey (1959).
- [7] Exlog Staff.: Theory and Application of Drilling Fluid Hydraulics. D. Reidel Publishing Company, Boston (1985).
- [8] Greenspan, D. and Casulli, V.: Numerical Analysis for Applied Mathematics, Science, and Engineering. Addison-Wesley Publishing Company, Inc., (1988).
- [9] Hammons, L. R. B. and Barnett, W. C.: Stratigraphic Control and Formation Evaluation of Horizontal Wells Using MWD. SPE 22538, Dallas (1991).
- [10] Harris, P. C. and Reidenbach, V. G.: High-Temperature Rheological Study of Foam Fracturing Fluids. *Journal of Petroleum Technology* (May 1987).
- [11] Jorge, N. M. e Santos, O. L. A.: Pressões Geradas pelo Movimento de Colunas em Poços Horizontais. VII COLAPER - Rio de Janeiro, (1992).
- [12] Joshi, S. D.: Horizontal Well Technology. Penn Well Publishing Company, (1991).
- [13] Santos, O. L. A.: A Dynamic Model of Diverter Operations for Handling Shallow Gas Hazards in Oil and Gas Exploratory Drilling. LSU (1989).
- [14] Schueler, S. K.: Horizontal Well Improves Recovery in Deep Sour Gas Field. *Oil & Gas Journal* (March 1992).
- [15] Silva, M. G. P., Martins, A. L. e Oliveira, A. A. J.: Avaliação do Comportamento Reológico de Fluidos de Perfuração no escoamento Anular. 1ª Mesa Redonda sobre Fluidos de Perfuração - Petrobrás/Cenpes - Rio de Janeiro, (1988).

- [16] Vennard, J. K. e Street, R. L.:Elementos de Mecânica dos Fluidos. Guanabara Dois S. A., Rio de Janeiro (1978).
- [17] Wallis, G. B.:One-dimensional Two-phase Flow. McGraw-Hill Book Company (1969).
- [18] Wylie, E. B. and Streeter, V. L.:Fluid Transients. British Library Cataloging in Publication Data, McGraw-Hill (1978).
- [19] Wylie, W. W. and Visram, A. S.:Drilling Kick Statistics. IADC/SPE 19914, Houston (1990).

A APÊNDICE

A.1 OBTENÇÃO DAS EQUAÇÕES FUNDAMENTAIS

Neste apêndice serão deduzidas as duas equações fundamentais com base nos princípios de quantidade de movimento e de continuidade ou conservação de massa, nas quais, posteriormente, será aplicado o método das características. Dedução similar a esta poderá ser encontrada nos trabalhos de W. Campos [5] e de E. B. Wylie e V. L. Streeter [18].

A.1.1 EQUAÇÃO DA QUANTIDADE DE MOVIMENTO

Considere o fluxo através de um elemento formado por um duto tubular de área transversal constante e igual a A , como mostra a figura A.1.

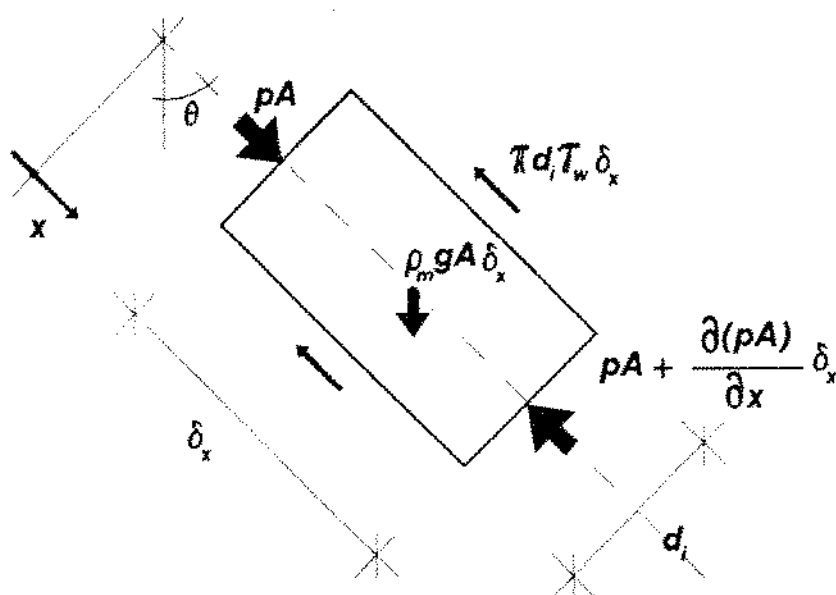


Figura A.1: Diagrama das forças que agem no elemento de fluido em um duto tubular

Aplicando a 2ª lei de Newton, $\sum F = ma$, na direção longitudinal do elemento, tem-se:

$$pA - [pA + \frac{\partial(pA)}{\partial x} \delta_x] - \pi d_i \tau_w \delta_x + \rho_m A \delta_x g \cos \theta = \rho_m A \delta_x \frac{dv}{dt} \quad (\text{A.1})$$

, dividindo a equação A.1 por $A \delta_x \rho_m$ e expandindo-a, vem:

$$-\frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{4 \tau_w}{\rho_m d_i} + g \cos \theta - \frac{dv}{dt} = 0 \quad (\text{A.2})$$

, substituindo-se os termos, τ_w e dv/dt , por:

$$\tau_w = \frac{d_i}{4} \frac{dp_f}{dx} \quad (\text{A.3})$$

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} \quad (\text{A.4})$$

e, expandindo-a, fica:

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial x} - g \cos \theta + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{A.5})$$

Caso, o desenvolvimento acima realizado, fosse para fluxo entre placas planas paralelas, a equação final resultaria idêntica a que foi encontrada. Assim, a equação A.5, é também, aplicável para fluxo anular, que é aproximado para fluxo entre placas planas paralelas ("slot").

A.1.2 EQUAÇÃO DA CONTINUIDADE(BALANÇO DE MASSAS)

Objetivando desenvolver equações gerais e válidas, também, para os trechos horizontais do poço, que estão em contato com o reservatório, considera-se, que o elemento está sujeito a invasão lateral de gás, como mostra a figura A.2. O volume de gás invasor, ocorrido durante o passo(incremento) de tempo, δt , será denominado por, V_g .

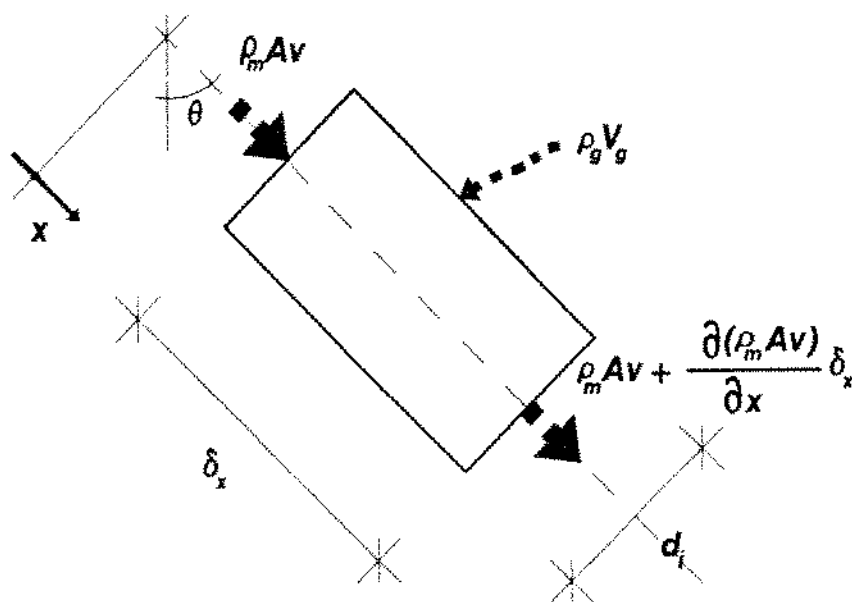


Figura A.2: Diagrama do balanço de massas no elemento de fluido em um duto tubular

Os valores de V_g , que farão parte das equações desenvolvidas a seguir, serão valores constantes, uma vez que, na implementação numérica, os mesmos são calculados a partir de dados conhecidos no passo de tempo anterior, que precede ao passo de cálculo em execução.

Admite-se também, que durante o decorrer do passo em cálculo, o gás invasor permaneça no interior do elemento, misturando-se com fluido que havia anteriormente e, dando origem a um novo fluido homogêneo, que poderá fluir em direção ao elemento vizinho, a partir do passo de tempo seguinte.

A expressão que representa o princípio de conservação de massa em um ele-

mento, é:

“massa que entra-massa que sai+massa de gás vinda do reservatório = massa acumulada”

Assim, colocando-se em forma matemática, tem-se:

$$(\rho_m Av)\delta_t - [\rho_m Av + \frac{\partial(\rho_m Av)}{\partial x}\delta_x]\delta_t + \rho_g V_g = [\rho_m A\delta_x + \frac{\partial(\rho_m A)}{\partial t}\delta_t\delta_x] - \rho_m A\delta_x \quad (A.6)$$

, dividindo-se a expressão acima por δ_t e δ_x e expandindo-a, vem:

$$\frac{\partial(\rho_m Av)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho_m A)}{\partial t} - \frac{\rho_g V_g}{\delta_t\delta_x} = 0 \quad (A.7)$$

, dividindo-a por A , que é constante, vem:

$$\frac{\partial(\rho_m v)}{\partial x} + \frac{\partial\rho_m}{\partial t} - \frac{\rho_g V_g}{\delta_t\delta_x A} = 0 \quad (A.8)$$

, dividindo-a por ρ_m e, expandindo-a, vem:

$$\frac{v}{\rho_m} \frac{\partial\rho_m}{\partial x} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial\rho_m}{\partial t} + \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\rho_g V_g}{\rho_m \delta_t\delta_x A} = 0 \quad (A.9)$$

, fazendo:

$$\frac{1}{\rho_m} \left(\frac{\partial\rho_m}{\partial t} + v \frac{\partial\rho_m}{\partial x} \right) = \frac{1}{\rho_m} \frac{d\rho_m}{dt} \quad (A.10)$$

, fica:

$$\frac{1}{\rho_m} \frac{d\rho_m}{dt} + \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\rho_g V_g}{\rho_m \delta_t\delta_x A} = 0 \quad (A.11)$$

COMPRESSIBILIDADE

Levando-se em conta, que o poço será subdividido em pequenos elementos de cálculo e, ocorrendo invasão de gás, passa-se a ter um fluido homogêneo, pode-se admitir, que a compressibilidade, assim como, o peso específico do novo fluido, sejam considerados constantes em cada elemento.

A mecânica dos fluidos dispõe de relações envolvendo a compressibilidade de um fluido, C , como aponta J. K. Vennard e R. L. Street [16], que serão úteis no desenvolvimento a seguir:

$$C = \frac{1}{\rho_m} \frac{d\rho_m}{dp} \quad (\text{A.12})$$

, pode-se escrever A.12, na forma:

$$\frac{d\rho_m}{dt} = C \rho_m \frac{dp}{dt} \quad (\text{A.13})$$

, relacionando C com a velocidade do som no meio fluido, v_s , tem-se:

$$C = \frac{1}{\rho_m v_s^2} \quad (\text{A.14})$$

, como:

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\partial p}{\partial t} + v \frac{\partial p}{\partial x} \quad (\text{A.15})$$

, substituindo-se as equações A.13, A.14 e A.15 na equação A.11 e, expandindo-a, fica:

$$\rho_m v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial t} + v \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} = 0 \quad (\text{A.16})$$

B APÊNDICE

B.1 MÉTODO DAS CARACTERÍSTICAS

A forma como o método numérico será desenvolvida, neste apêndice, assemelha-se a de W. Campos [5] e de E. B. Wylie e V. L. Streeter [18], pois, esses apresentam solução menos trabalhosa do que, a forma como D. Greenspan e V. Casulli [8] desenvolve, uma vez que, o resultado final é o mesmo em qualquer caso.

B.1.1 EQUAÇÕES CARACTERÍSTICAS

Combinando-se linearmente as equações A.5 e A.16, por um fator desconhecido, λ , temos:

$$\left[\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{\rho_m} \frac{\partial p}{\partial x} - g \cos \theta + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} \right] + \lambda \left[\rho_m v_s^2 \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial t} + v \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} \right] = 0 \quad (\text{B.1})$$

, rearranjando-se a equação acima, vem:

$$\left[\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial v}{\partial x} (v + \lambda \rho_m v_s^2) \right] + \lambda \left[\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} (v + \frac{1}{\rho_m \lambda}) \right] - g \cos \theta - \lambda \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{B.2})$$

, igualando-se as expressões entre parênteses a: dx/dt , fica:

$$\left[\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{dx}{dt} \right] + \lambda \left[\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial x} \frac{dx}{dt} \right] - g \cos \theta - \lambda \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{B.3})$$

e, monta-se o seguinte sistema:

$$\begin{cases} (dx/dt) = (v + \lambda \rho_m v_s^2) \\ (dx/dt) = (v + 1/(\rho_m \lambda)) \end{cases} \quad (\text{B.4})$$

, que resolvido, obtém-se:

$$\lambda = \pm \frac{1}{\rho_m v_s} \quad (\text{B.5})$$

, logo:

$$\frac{dx}{dt} = v \pm v_s \quad (\text{B.6})$$

, como: $v_s \gg v$, pode-se aproximar dx/dt para:

$$\frac{dx}{dt} = \pm v_s \quad (\text{B.7})$$

, fazendo:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{dx}{dt} \frac{\partial v}{\partial x} \quad (\text{B.8})$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{dx}{dt} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (\text{B.9})$$

e, substituindo-se as equações B.8 e B.9 na B.3, vem:

$$\frac{dv}{dt} + \lambda \frac{dp}{dt} - g \cos \theta - \lambda \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{B.10})$$

, associando-se as equações B.5 e B.7 com a B.10, para:

$$\begin{cases} (dx/dt) = +v_s \\ \lambda = 1/(\rho_m v_s) \end{cases} \quad (\text{B.11})$$

, fica:

$$\frac{dv}{dt} + \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{dp}{dt} - g \cos \theta - \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{B.12})$$

e, para:

$$\begin{cases} (dx/dt) = -v_s \\ \lambda = -1/(\rho_m v_s) \end{cases} \quad (\text{B.13})$$

, fica:

$$\frac{dv}{dt} - \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{dp}{dt} - g \cos \theta + \frac{1}{\rho_m v_s} \frac{\rho_g V_g v_s^2}{\delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_m} \frac{dp_f}{dx} = 0 \quad (\text{B.14})$$

Visto que, a equação B.12 é válida para $dx/dt = +v_s$ e a equação B.14 para $dx/dt = -v_s$, se plotado em um gráfico x t , admitindo-se, que v_s é constante para um pequeno intervalo de tempo, como mostra a figura B.1, obtém-se duas retas, que são denominadas de características, uma vez que, a solução da primeira equação; B.12, pertence a reta ascendente e da segunda, B.14, pertence a reta descendente. Além disso, nessa mesma figura, pode-se observar a existência de um ponto comum e de encontro entre as duas retas características, que está avançado em relação ao tempo e, no qual, encontra-se a solução válida para as duas equações, B.12 e B.14, simultaneamente.

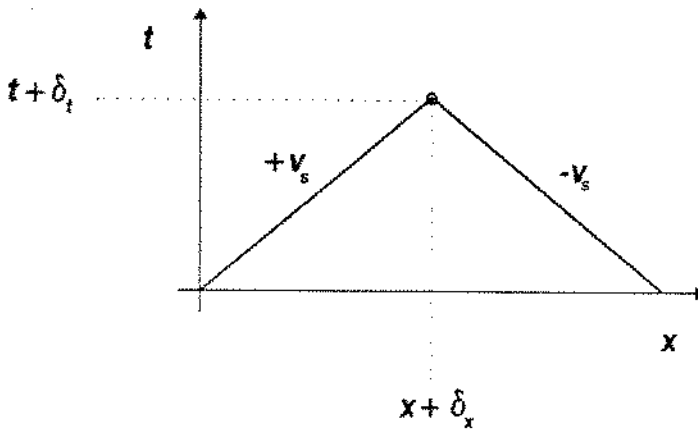


Figura B.1: Retas características no plano xt

Com isso, dispõe-se de duas equações e duas incógnitas dependentes, v e p , em $t + \delta_t$, visto que, os demais termos das equações estão em t e são conhecidos, dadas as condições iniciais.

B.1.2 EQUAÇÕES DAS DIFERENÇAS FINITAS

No plano xt , considera-se, que a reta característica ascendente ($dx/dt = +v_s$) encontra-se em um elemento denominado i , e a descendente ($dx/dt = -v_s$) em $i + 1$. O ponto comum as duas retas, pertence a $t + \delta_t$, em relação ao eixo t (tempo), e pertence a k , em relação ao eixo x (comprimento). Onde a reta ascendente intercepta o eixo x , tem-se o ponto $k - 1$, e onde a descendente o intercepta, o ponto $k + 1$, ambos pertencentes a t . Na figura B.2, pode-se melhor visualizar essa descrição.

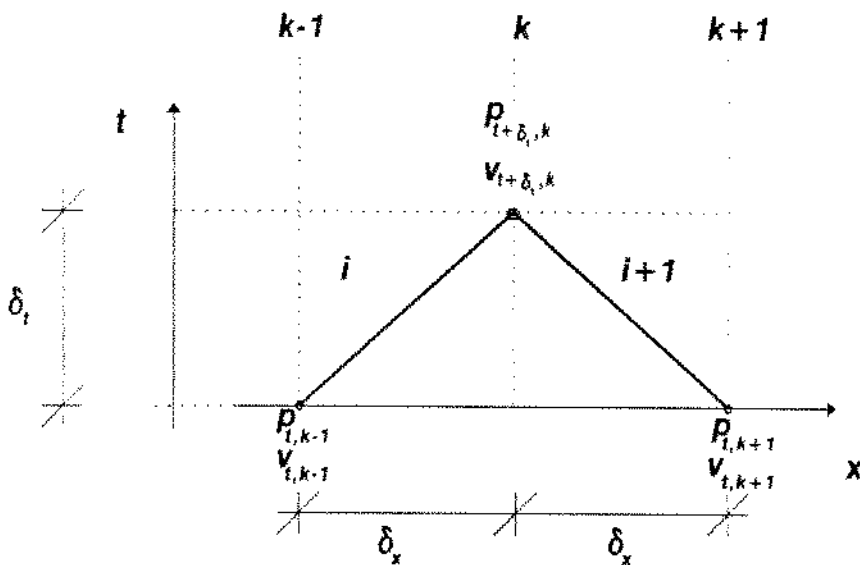


Figura B.2: Diagrama da malha de aplicação das diferenças finitas

As derivadas em relação ao tempo, das equações B.12 e B.14, dv/dt e dp/dt , podem ser substituídas pelas diferenças finitas de suas variáveis, em concordância com o diagrama das retas características, apresentado na figura B.2, na forma:

$$\frac{dx}{dt} = +v_s \rightarrow \begin{cases} (dv/dt) = (v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k-1})/(\delta_t) \\ (dp/dt) = (p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k-1})/(\delta_t) \end{cases} \quad (\text{B.15})$$

$$\frac{dx}{dt} = -v_s \rightarrow \begin{cases} (dv/dt) = (v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k+1})/(\delta_t) \\ (dp/dt) = (p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k+1})/(\delta_t) \end{cases} \quad (\text{B.16})$$

, substituindo-se B.15 na equação B.12 e, B.16 na B.14, com os termos descritizados em cada elemento, fica:

$$\frac{v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k-1}}{\delta_t} + \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i} \delta_t} - g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{\rho_{m,i} \delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_{m,i}} \frac{dp_{f,k-1}}{dx} = 0 \quad (\text{B.17})$$

$$\frac{v_{t+\delta_t,k} - v_{t,k+1}}{\delta_t} - \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1} \delta_t} - g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{\rho_{m,i+1} \delta_t \delta_x A} + \frac{1}{\rho_{m,i+1}} \frac{dp_{f,k+1}}{dx} = 0 \quad (\text{B.18})$$

Sendo FU_1 e FU_2 , constantes para transformação em unidades de campo, multiplicando-se as equações B.17 e B.18 por δ_t e, rearranjando-as, pode-se montar um sistema de duas equações, cujas incógnitas são v e p , em $t + \delta_t$, na forma:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ x + cy + d = 0 \end{cases} \quad (\text{B.19})$$

, cuja solução:

$$x = \frac{bc - ad}{a - c} \quad (\text{B.20})$$

$$y = \frac{d - b}{a - c} \quad (\text{B.21})$$

, onde:

$$x = v_{t+\delta_t,k} \quad (\text{B.22})$$

$$y = p_{t+\delta_t,k} \quad (\text{B.23})$$

$$a = \frac{FU_1}{\rho_{m,i} v_{s,i}} \quad (\text{B.24})$$

$$b = -v_{t,k-1} - \frac{FU_1 p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i}} - \delta_t g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{FU_2 \rho_{m,i} \delta_x A} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{f,k-1}}{\rho_{m,i} dx} \quad (\text{B.25})$$

$$c = -\frac{FU_1}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} \quad (\text{B.26})$$

$$d = -v_{i,k+1} + \frac{FU_1 p_{i,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} - \delta_t g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{FU_2 \rho_{m,i+1} \delta_x A} + \frac{FU_1 \delta_t dp_{j,k+1}}{\rho_{m,i+1} dx} \quad (\text{B.27})$$

$$FU_1 = 619.3511 \quad (\text{B.28})$$

$$FU_2 = 7.4805 \quad (\text{B.29})$$

C APÊNDICE

C.1 RESOLUÇÃO NA BROCA

Na broca encontra-se o ponto de contato entre o interior da coluna e o anular e, portanto, é também, o ponto onde as malhas de cálculo interna e anular se encontram. Dessa forma, tem-se quatro incógnitas, que são duas pressões e duas velocidades, internas e anulares, a serem determinadas, em $t + \delta_t$.

A primeira equação, resulta do princípio de conservação das massas, continuidade, aplicada em um volume de controle formado pelo trecho do fundo do poço, com reservatório de gás exposto, que envolve também, a extremidade da coluna com broca e jatos, dotada de movimento de retirada ou entrada no poço. Na figura C.1, pode-se visualizar melhor essa situação.

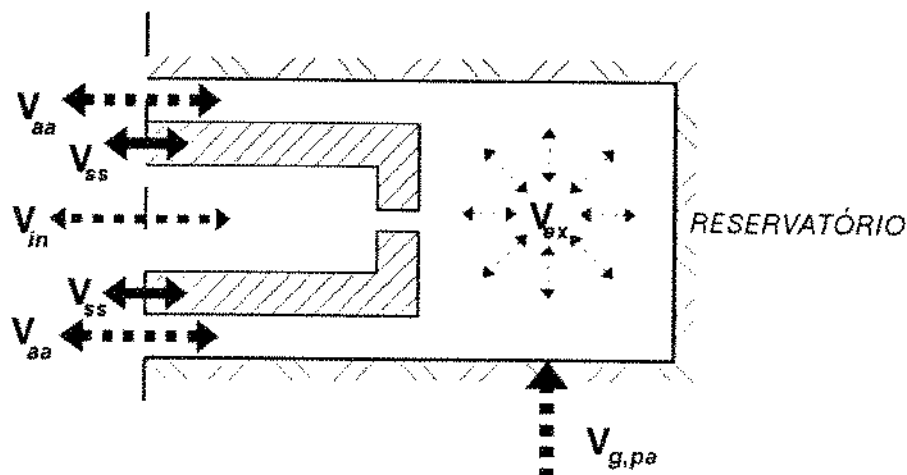


Figura C.1: Diagrama da coluna com broca no fundo do poço

O volume de aço, V_{ss} , que está saindo ou entrando no volume de controle, em função da área de aço, A_{ss} , e da velocidade de movimentação da coluna (em $t + \delta_t$), $v_{t+\delta_t,cl}$, na qual, já está embutido o sinal correspondente, e, em unidades de campo, é:

$$V_{ss} = (v_{t+\delta_t,cl}) \frac{A_{ss}}{144} \delta_t \quad (C.1)$$

O volume de fluido do interior da coluna, V_{in} , que está entrando ou saindo do volume de controle, em função da área interna, A_{in} , e da velocidade de fluxo interna (em $t+\delta_t$), correspondente ao ponto situado imediatamente anterior aos jatos da broca ($k = in$), $v_{t+\delta_t,in}$, em unidades de campo, é:

$$V_{in} = (v_{t+\delta_t,in}) \frac{A_{in}}{144} \delta_t \quad (C.2)$$

De forma similar, pelo anular, é:

$$V_{aa} = (v_{t+\delta_t,aa}) \frac{A_{aa}}{144} \delta_t \quad (C.3)$$

O volume ocupado pela expansibilidade do fluido, V_{ex} , no interior do volume de controle, em função da compressibilidade do fluido contido no poço aberto, C_m , do volume desse fluido, V_{pa} , e, da variação de pressão, Δp , é:

$$V_{ex} = -C_m \Delta p V_{pa} \quad (C.4)$$

Denomina-se, $V_{g,pa}$, o volume de gás, que invade o volume de controle, durante o intervalo de tempo, δ_t , com uma vazão, Q_g .

Aplicando-se o princípio da continuidade, em relação as vazões, $Q_{aa,in,ex, \dots}$, correspondentes aos volumes equacionados acima, fica:

$$Q_{ss} + Q_{in} + Q_{aa} + Q_{ex} + Q_g = 0 \quad (C.5)$$

Multiplicando-se, a equação acima por δ_t , obtém-se, os respectivos volumes, que substituídos pelas correspondentes equações, de C.1 a C.4, vem:

$$(v_{t+\delta_t,cl}) \frac{A_{ss}}{144} \delta_t + (v_{t+\delta_t,in}) \frac{A_{in}}{144} \delta_t + (v_{t+\delta_t,aa}) \frac{A_{aa}}{144} \delta_t - C_m \Delta p V_{pa} + V_{g,pa} = 0 \quad (C.6)$$

A equação C.6, dividida por δ_t e multiplicada por 144, fica:

$$(v_{t+\delta_t,cl}) A_{ss} + (v_{t+\delta_t,in}) A_{in} + (v_{t+\delta_t,aa}) A_{aa} - 144 C_m \frac{\Delta p}{\delta_t} V_{pa} + \frac{144 V_{g,pa}}{\delta_t} = 0 \quad (C.7)$$

Sendo, (Δp) , a variação de pressão ocorrida no poço aberto durante δt , esta pode ser substituída, pela diferença finita das pressões anulares (em t e $t + \delta t$), situadas imediatamente após os jatos da broca, $(p_{t+\delta t,aa} - p_{t,aa})$, assim, vem:

$$(v_{t+\delta t,cl}) A_{ss} + (v_{t+\delta t,in}) A_{in} + (v_{t+\delta t,aa}) A_{aa} - 144 C_m \frac{p_{t+\delta t,aa} - p_{t,aa}}{\delta t} V_{pa} + \frac{144 V_{g,pa}}{\delta t} = 0 \quad (C.8)$$

Rearranjando-se a equação C.8, obtém-se uma equação na forma:

$$a x + b y + c z + d = 0 \quad (C.9)$$

, onde:

$$x = v_{t+\delta t,in} \quad (C.10)$$

$$y = v_{t+\delta t,aa} \quad (C.11)$$

$$z = p_{t+\delta t,aa} \quad (C.12)$$

$$a = A_{in} \quad (C.13)$$

$$b = A_{aa} \quad (C.14)$$

$$c = -\frac{144 V_{pa} C_m}{\delta t} \quad (C.15)$$

$$d = (v_{t+\delta t,cl}) A_{ss} + 144 C_m V_{pa} \frac{p_{t,aa}}{\delta t} + \frac{144 V_{g,pa}}{\delta t} \quad (C.16)$$

A segunda equação, baseia-se na equação das diferenças finitas, 3.7, aplicada no último elemento anular, onde, $v_{t+\delta t,k}$ corresponde a $v_{t+\delta t,aa}$. $p_{t+\delta t,k}$ corresponde a $p_{t+\delta t,aa}$, e, para os demais termos dessa equação, tem-se também, os correspondentes em t , situados no ponto da malha anular de cálculo, anterior ao ponto da broca, assim como, os parâmetros correspondentes ao fluido contido nesse elemento, denominado de ea . Assim, fazendo-se as devidas substituições, fica:

$$\frac{v_{t+\delta t,aa} - v_{t,aa-1}}{\delta t} + \frac{p_{t+\delta t,aa} - p_{t,aa-1}}{\rho_{m,ea} v_{s,ea} \delta t} - g \cos \theta_{ea} - \frac{\rho_{g,ea} V_{g,ea} v_{s,ea}}{\rho_{m,ea} \delta t \delta x A_{aa}} + \frac{1}{\rho_{m,ea}} \frac{dp_{f,aa-1}}{dx} = 0 \quad (C.17)$$

, rearranjando-se a equação acima, obtém-se uma equação, na forma:

$$y + e z + f = 0 \quad (C.18)$$

, onde os novos termos, além de y e z , já definidos, e, em unidades de campo (para FU_1 vide equação 3.18 e, para FU_2 vide 3.19), são:

$$e = \frac{FU_1}{\rho_{m,ea} v_{s,ea}} \quad (C.19)$$

$$f = -v_{t,aa-1} - \frac{FU_1 p_{t,aa-1}}{\rho_{m,ea} v_{s,ea}} - \delta_t g \cos \theta_{ea} - \frac{\rho_{g,ea} V_{g,ea} v_{s,ea}}{FU_2 \rho_{m,ea} \delta_x A_{aa}} + \frac{FU_1 \delta t dp_{f,aa-1}}{\rho_{m,ea} dx} \quad (C.20)$$

A terceira equação, é obtida de forma similar a segunda, aplicada para o interior da coluna, onde a parcela de gás que invade o último elemento interno (ei) é nula, pois, os elementos internos não possuem contato com o reservatório, assim, fica:

$$\frac{v_{t+\delta_t,in} - v_{t,in-1}}{\delta_t} + \frac{p_{t+\delta_t,in} - p_{t,in-1}}{\rho_{m,ei} v_{s,ei} \delta_t} - g \cos \theta_{ei} + \frac{1}{\rho_{m,ei}} \frac{dp_{f,in-1}}{dx} = 0 \quad (C.21)$$

, rearranjando-se a equação acima, obtém-se uma equação, na forma:

$$x + n w + h = 0 \quad (C.22)$$

, onde os novos termos, são:

$$w = p_{t+\delta_t,in} \quad (C.23)$$

$$n = \frac{FU_1}{\rho_{m,ei} v_{s,ei}} \quad (C.24)$$

$$h = -v_{t,in-1} - \frac{FU_1 p_{t,in-1}}{\rho_{m,ei} v_{s,ei}} - \delta_t g \cos \theta_{ei} + \frac{FU_1 \delta t dp_{f,in-1}}{\rho_{m,ei} dx} \quad (C.25)$$

A quarta e última equação, baseia-se na relação existente para a diferença entre as pressões, interna e anular, situadas no ponto de interface com a broca. Essa diferença, corresponde a perda de carga localizada nos jatos da broca, p_{jt} . Inicialmente, parte-se da hipótese, que existe um fluxo efetivo de dentro para fora da coluna, assim:

$$p_{t+\delta_t,in} - p_{t+\delta_t,aa} - p_{jt} = 0 \quad (C.26)$$

O trabalho de A. T. Bourgoyne et alii [2], apresenta o desenvolvimento de cálculo dessa perda, baseado no princípio de conservação de energia e, para fluido incompressível, que é admissível, visto, tratar-se de um ponto localizado.

Adptando-se, essa relação, em função da velocidade efetiva no jato da broca (em $t + \delta_t$), $v_{t+\delta_t,in} - v_{t+\delta_t,ei}$, das áreas, interna a coluna (A_{in}) e dos jatos da broca (A_{jt}), em unidades de campo, e, já substituída na equação C.26, tem-se:

$$p_{t+\delta_t, in} - p_{t+\delta_t, aa} - 0.00089 \rho_{m, in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}} \right)^2 (v_{t+\delta_t, in} - v_{t+\delta_t, cl})^2 = 0 \quad (C.27)$$

, rearranjando-se, obtém-se uma equação, na forma:

$$i x^2 + j x - z + w + k = 0 \quad (C.28)$$

onde, os novos termos, são:

$$i = -0.00089 \rho_{m, in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}} \right)^2 \quad (C.29)$$

$$j = 0.00089 \rho_{m, in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}} \right)^2 (2 v_{t+\delta_t, cl}) \quad (C.30)$$

$$k = -0.00089 \rho_{m, in} \left(\frac{A_{in}}{A_{jt}} \right)^2 (v_{t+\delta_t, cl})^2 \quad (C.31)$$

Na sequência, monta-se um sistema de 4 equações e 4 incógnitas, com base nas equações C.9, C.18, C.22 e C.28, na forma:

$$\begin{cases} a x + b y + c z + d = 0 \\ y + e z + f = 0 \\ x + n w + h = 0 \\ i x^2 + j x - z + w + k = 0 \end{cases} \quad (C.32)$$

, na resolução desse sistema, obtém-se, uma equação do segundo grau, na forma:

$$i x^2 + l x + m = 0 \quad (C.33)$$

, onde os novos termos, são:

$$l = j - \left(\frac{1}{n} \right) - \left(\frac{a}{-c + b e} \right) \quad (C.34)$$

$$m = -\left(\frac{h}{n} \right) + \left(\frac{d - f b}{c - b e} \right) + k \quad (C.35)$$

Resolvida a equação C.33, obtém-se duas raízes, sendo uma consistente e outra não. De posse, de um valor consistente para x , volta-se as relações existentes entre x e as demais incógnitas, y , z , e w , apresentadas no sistema C.32, e assim, essas incógnitas restantes, são também determinadas.

Finalmente, é feito um teste, para se verificar a hipótese assumida em relação ao sentido do fluxo efetivo nos jatos da broca e, por consequência, na relação entre as pressões situadas na interface da broca, interna e anular. Caso, a hipótese assumida não seja verdadeira, faz-se as devidas correções de sinal na equação C.26 e, repete-se os novos cálculos a partir dessa correção, apresentada a seguir:

$$p_{t+\delta t, in} - p_{t+\delta t, aa} + p_{jt} = 0 \quad (C.36)$$

D APÊNDICE

D.1 PONTOS ENTRE PARTES COM DIÂMETROS DIFERENTES

São duas, as situações de maior relevância; aquela em que a diferença entre os diâmetros está em movimento, pois, resulta da diferença entre duas seções da coluna de perfuração, e outra, em que a diferença encontra-se estática, pois, decorre da diferença entre duas seções do poço. Uma terceira possibilidade, de muito difícil ocorrência, seria a junção das duas primeiras, cujo encaminhamento para resolução também, pode advir dessa junção.

D.1.1 DIFERENÇA ENTRE DIÂMETROS EM MOVIMENTO

O equacionamento que será visto a seguir, aplica-se, internamente a coluna, assim como, no anular, nos quais a diferença de diâmetros faz parte da coluna em movimento. Na figura D.1, vê-se um esquema dessa situação.

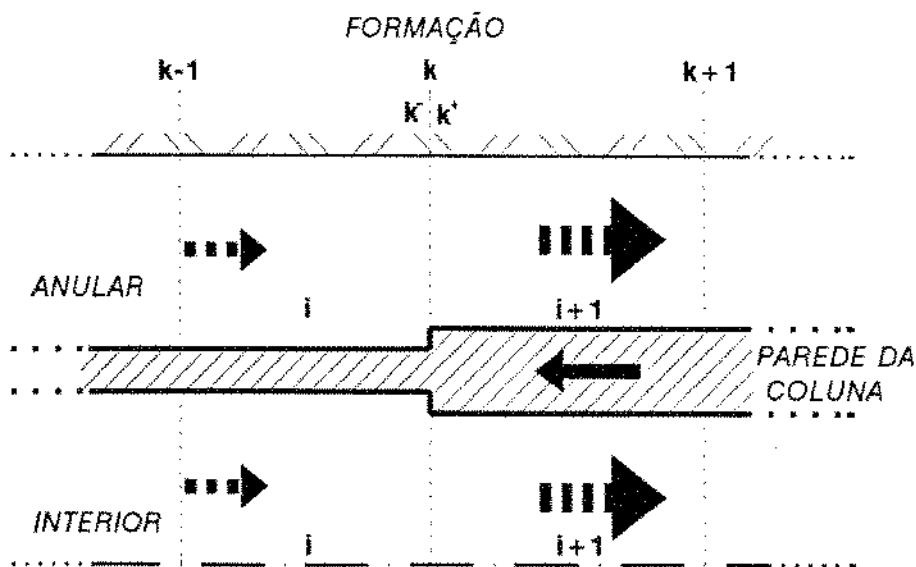


Figura D.1: Diagrama do ponto entre duas partes de diâmetros diferentes

Neste caso, são três as incógnitas, a serem determinadas, em $t + \delta_t$, que estão

situadas na interface entre as partes i e $i + 1$; a pressão, que é comum as duas, $p_{t+\delta_t,k}$, uma velocidade voltada ligeiramente para a parte i , $v_{t+\delta_t,k-}$, e, uma velocidade voltada ligeiramente para a parte $i + 1$, $v_{t+\delta_t,k+}$.

A primeira relação é obtida a partir da equação das diferenças finitas, 3.7, que resultou da característica ascendente, $(dx/dt) = +v_s$. Assim, vem:

$$\frac{(v_{t+\delta_t,k-}) - v_{t,k-1}}{\delta_t} + \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i} \delta_t} - g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{\rho_{m,i} \delta_t \delta_x A_i} + \frac{1}{\rho_{m,i}} \frac{dp_{f,k-1}}{dx} = 0 \quad (D.1)$$

, rearranjando-se e, em unidades de campo (FU_1 e FU_2 vide equações 3.18 e 3.19), fica:

$$x + ay + b = 0 \quad (D.2)$$

, onde:

$$x = v_{t+\delta_t,k-} \quad (D.3)$$

$$y = p_{t+\delta_t,k} \quad (D.4)$$

$$a = \frac{FU_1}{\rho_{m,i} v_{s,i}} \quad (D.5)$$

$$b = -v_{t,k-1} - \frac{FU_1 p_{t,k-1}}{\rho_{m,i} v_{s,i}} - \delta_t g \cos \theta_i - \frac{\rho_{g,i} V_{g,i} v_{s,i}}{FU_2 \rho_{m,i} \delta_x A_i} + \frac{FU_1 \delta_t}{\rho_{m,i}} \frac{dp_{f,k-1}}{dx} \quad (D.6)$$

De forma similar, nova relação, resulta da segunda equação das diferenças finitas, 3.8. Assim, vem:

$$\frac{(v_{t+\delta_t,k+}) - v_{t,k+1}}{\delta_t} - \frac{p_{t+\delta_t,k} - p_{t,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1} \delta_t} - g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{\rho_{m,i+1} \delta_t \delta_x A_{i+1}} + \frac{1}{\rho_{m,i+1}} \frac{dp_{f,k+1}}{dx} = 0 \quad (D.7)$$

, rearranjando-se, fica:

$$z + cy + d = 0 \quad (D.8)$$

, onde:

$$z = v_{t+\delta_t,k+} \quad (D.9)$$

$$c = -\frac{FU_1}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} \quad (D.10)$$

$$d = -v_{t,k+1} + \frac{FU_1 p_{t,k+1}}{\rho_{m,i+1} v_{s,i+1}} - \delta_t g \cos \theta_{i+1} + \frac{\rho_{g,i+1} V_{g,i+1} v_{s,i+1}}{FU_2 \rho_{m,i+1} \delta_x A_{i+1}} + \frac{FU_1 \delta_t}{\rho_{m,i+1}} \frac{dp_{f,k+1}}{dx} \quad (D.11)$$

A terceira relação, resulta do princípio da continuidade, aplicada na interface das duas partes, envolvendo além das duas velocidades, em $t + \delta_t$, as duas áreas, A_i e A_{i+1} ,

assim como, a velocidade de movimentação da coluna, com seu respectivo sinal, $v_{t+\delta_t,cl}$, na forma:

$$v_{t+\delta_t,k+} = (v_{t+\delta_t,k-}) \frac{A_i}{A_{i+1}} - v_{t+\delta_t,cl} \frac{A_i - A_{i+1}}{A_{i+1}} \quad (D.12)$$

, rearranjando-se, fica:

$$z + \epsilon x + f = 0 \quad (D.13)$$

, onde:

$$\epsilon = -\frac{A_i}{A_{i+1}} \quad (D.14)$$

$$f = v_{t+\delta_t,cl} \frac{A_i - A_{i+1}}{A_{i+1}} \quad (D.15)$$

Assim, chega-se no sistema formado pelas equações D.2, D.8 e D.13:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ z + cy + d = 0 \\ z + \epsilon x + f = 0 \end{cases} \quad (D.16)$$

, que apresenta as seguintes soluções:

$$x = \frac{a d - a f - b c}{a e + c} \quad (D.17)$$

$$z = \frac{\epsilon b c - \epsilon a d - c f}{a e + c} \quad (D.18)$$

$$y = \frac{-b \epsilon - d + f}{a e + c} \quad (D.19)$$

D.1.2 DIFERENÇA ENTRE DIÂMETROS ESTÁTICA

Comparando-se, com a resolução anterior, a única diferença, está na obtenção da terceira equação, pois, a velocidade de movimentação da coluna não aparece, tendo em vista, que esta não exerce influência no balanço de massas(continuidade), entre as duas partes. Assim, vem:

$$(v_{t+\delta_t,k-}) A_i - (v_{t+\delta_t,k+}) A_{i+1} = 0 \quad (D.20)$$

, fazendo-se as adaptações de notações, fica:

$$i x + h z = 0 \quad (D.21)$$

, onde:

$$i = A_i \tag{D.22}$$

$$h = -A_{i+1} \tag{D.23}$$

O novo sistema é formado pelas equações D.2, D.8 e D.21:

$$\begin{cases} x + ay + b = 0 \\ z + cy + d = 0 \\ ix + hz = 0 \end{cases} \tag{D.24}$$

, que apresenta as seguintes soluções:

$$x = \frac{a d h - b c h}{a i + h c} \tag{D.25}$$

$$z = \frac{i b c - a i d}{a i + h c} \tag{D.26}$$

$$y = \frac{-b i - d h}{a i + h c} \tag{D.27}$$