

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

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

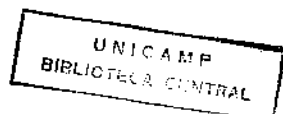
CONTROLE DE KICKS EM ÁGUAS PROFUNDAS

Esse exemplar corresponde à redação final da Tese defendida pelo Engenheiro Alvaro Felipe Negrão e aprovada pela comissão julgadora em 30/3/89.

Eric Maidla
Prof. Dr. Eric Edgar Maidla

Autor : Alvaro Felipe Negrão
Orientador : Eric Edgar Maidla

Março, 1989

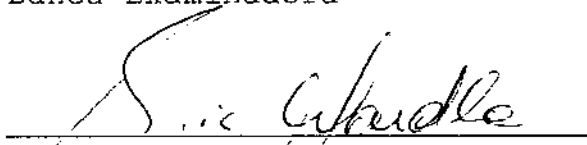


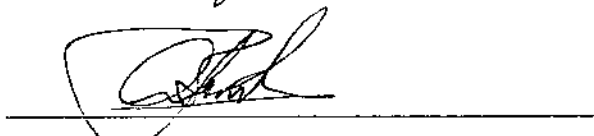
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA DE CAMPINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO

A dissertação "Controle de Kicks em Águas Profundas", elaborada por Alvaro Felipe Negrão e aprovada por todos os membros da Banca Examinadora foi aceita pela Sub-Comissão de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial à obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 30 de março de 1989

Banca Examinadora


ERIC EDGAR MAIDLA, Ph.D


ANTONIO CARLOS BANNWART, Ph.D


CÉSAR COSTAPINTO SANTANA, Ph.D

RESUMO

Um kick, por definição, é um influxo indesejável de fluido do reservatório portador de hidrocarbonetos para o interior do poço.

Este trabalho faz uma modelagem de circulação de kick de gás em plataforma flutuante localizada em águas profundas, utilizando correlações para fluxo bifásico gás-líquido vertical, e na qual as propriedades da fase gasosa são determinadas através da pressão média da região bifásica. Para a região monofásica (fluido de perfuração) são utilizados os conceitos do modelo reológico binghamiano.

A partir da variação da pressão no espaço anular do poço que está sendo perfurado, determina-se uma vazão de circulação de fluido de perfuração considerada ideal para a circulação do kick, possível de ser executada pelas bombas de perfuração disponíveis, em função da profundidade do mar na região.

O modelo prevê ainda as pressões na parte inferior do último revestimento descido, indicando se estas serão ou não superiores a resistência do solo na parte não revestida do poço, possibilitando que o controlador do poço tenha em mãos todos os problemas que afetarão o controle do poço com antecedência.

ÍNDICE

RESUMO.....	(iii)
ÍNDICE.....	(iv)
LISTA DE FIGURAS.....	(vi)
LISTA DE TABELAS.....	(viii)
AGRADECIMENTOS.....	(ix)
I - INTRODUÇÃO.....	1
II - MODELOS ANTERIORES DESENVOLVIDOS PARA CIRCULAÇÃO DE UM KICK.....	13
III - REVISÃO DA LITERATURA EM FLUXO BIFÁSICO VERTICAL ASCENDENTE	22
IV - DESENVOLVIMENTO DO MODELO PARA PREVISÃO DAS PRESSÕES NO ESPAÇO ANULAR DO POÇO.....	33
4.1 - CÁLCULO DA FRAÇÃO DE VAZIO INICIAL.....	34
4.2 - DETERMINAÇÃO DA PRESSÃO DA FORMAÇÃO.....	35
4.3 - CÁLCULO DA PRESSÃO EM QUALQUER PONTO DA REGIÃO BIFÁSICA.....	35
4.4 - CÁLCULO DA VELOCIDADE NA REGIÃO BIFÁSICA.....	39
4.5 - CÁLCULO DA PERDA DE CARGA NA REGIÃO BIFÁSICA.....	41
4.6 - CÁLCULO DA PRESSÃO EM QUALQUER PONTO DA REGIÃO MONOFÁSICA.....	45
4.7 - PROGRAMA PARA PREVISÃO DAS PRESSÕES NO ANULAR.....	50
V - ESTUDO DA POSIÇÃO DO ESTRANGULADOR DURANTE A FASE CRÍTICA DE CIRCULAÇÃO.....	58

VI	- RESULTADOS DO MODELO.....	63
6.1	- EFEITO DA LÂMINA D'ÁGUA.....	70
6.2	- EFEITO DO TAMANHO DO KICK.....	72
6.3	- EFEITO DA VISCOSIDADE NA PRESSÃO DO ANULAR.....	74
6.4	- EFEITO DO GRADIENTE GEOTÉRMICO NA PRESSÃO DO ANULAR.....	76
6.5	- EFEITO DA VAZÃO NA CIRCULAÇÃO DO KICK.....	76
6.6	- EFEITO DO LIMITE DE ESCOAMENTO NA PRESSÃO DO ANULAR.....	79
6.7	- EFEITO DO DIÂMETRO NA REGIÃO DO POÇO ABERTO.....	81
6.8	- EFEITO DO TEMPO DE FECHAMENTO NA PRESSÃO DO ANULAR.....	81
6.9	- ESTUDO DA TANGENTE AO PERFIL DE PRESSÕES DO ANULAR.....	84
VII	- CORREÇÃO DO MODELO.....	88
VIII	- COMENTÁRIOS FINAIS.....	90
	ABREVIATURAS DE UNIDADES.....	92
	NOMENCLATURA.....	93
	REFERÊNCIAS.....	97
	ANEXO I.....	100
	ANEXO II.....	102

LISTA DE FIGURAS

- Fig. 1.1 - Histórico da Perfuração Offshore - Recordes em Lâminas d' Água - pag. 01
- Fig. 1.2 - Lâmina d' Água - Gradiente de Fratura - pag. 03
- Fig. 1.3 - Situação de Kick em Unidade Flutuante - pag. 04
- Fig. 1.4 - Pressão Requerida no Anular Durante Circulação do Kick - pag. 08
- Fig. 1.5 - Estágios da Circulação do Kick em Águas Profundas Utilizando Bomba de Cimentação - pag. 09
- Fig. 1.6 - Arranjo para Controle em Unidades Flutuantes - pag. 11
- Fig. 2.1 - Comparação entre o Modelo de Lewis e Dados de Campo - pag. 14
- Fig. 2.2 - Efeito da Perda de Carga - pag. 14
- Fig. 2.3 - Forma Assumida para uma Bolha de Gás Subindo pelo Anular - pag. 16
- Fig. 2.4 - Comparação entre Pressões Utilizando Duas Vazões para Lâmina d' Água de 5000 pés - pag. 18
- Fig. 2.5 - Comparação entre o Simulador e os Dados de Campo - pag. 19
- Fig. 2.6 - Comparação entre Pressão Prevista e Observada - pag. 21
- Fig. 3.1 - Regimes de Fluxo Bifásico Vertical em Tubos - pag. 24
- Fig. 3.2 - Regimes de Fluxo Bifásico Vertical em um Anular - pag. 27
- Fig. 3.3 - Constantes k_1 e k_2 - pag. 29
- Fig. 3.4 - Distribuição do Kick no Anular - pag. 31
- Fig. 4.1 - Sistema referencial do modelo - pag. 37
- Fig. 4.2 - Perda de carga na linha do estrangulador - Modelo Binghamiano - Rugosidade = 0.0 - pag. 46
- Fig. 4.3 - Número de Reynolds Crítico para Fluido Binghamiano - pag. 48

- Fig. 5.1 - Área Friccional Efetiva para o Estrangulador Swaco 1.75 pol - pag. 59
- Fig. 5.2 - Área Friccional Efetiva para o Estrangulador Cameron 2.00 pol - pag. 60
- Fig. 6.1 - Comparação entre Modelos - Poços Normais - pag. 66
- Fig. 6.2 - Comparação entre Modelos - Poços Delgados - pag. 68
- Fig. 6.3 - Efeito da Lâmina d' Água na Pressão do Anular - pag. 71
- Fig. 6.4 - Efeito do Tamanho do Kick na Pressão do Anular - pag. 73
- Fig. 6.5 - Efeito da Viscosidade na Pressão do Anular - pag. 75
- Fig. 6.6 - Efeito do Gradiente Geotérmico no Anular - pag. 77
- Fig. 6.7 - Efeito da Vazão na Pressão do Anular - pag. 78
- Fig. 6.8 - Efeito do Limite de Escoamento na Pressão do Anular - pag. 80
- Fig. 6.9 - Efeito do Diâmetro na Região do Poço Aberto do Anular - pag. 82
- Fig. 6.10 - Efeito do Tempo de Fechamento na Pressão do Anular - pag. 83
- Fig. 6.11 - Valores da Tangente ao Perfil de Pressões - pag. 85

LISTA DE TABELAS

Tab. 3.1 - Correlações para Velocidade do Gás - pag. 30

Tab. 6.1 - Dimensões Usuais de Poços na Bacia de Campos -
pag. 64

AGRADECIMENTOS

O autor agradece ao Departamento de Perfuração da Petrobrás pela oportunidade dada para a realização deste trabalho.

O autor agradece ainda ao Prof. Dr. Eric Edgar Maidla pela orientação, sem a qual este trabalho não seria possível, ao Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart cuja orientação em fluxo bifásico foi essencial a realização do trabalho e ao Eng. MSc. Paulo Cezar Paim de Oliveira que o iniciou nos estudos de controle de kicks, a quem estende seus agradecimentos.

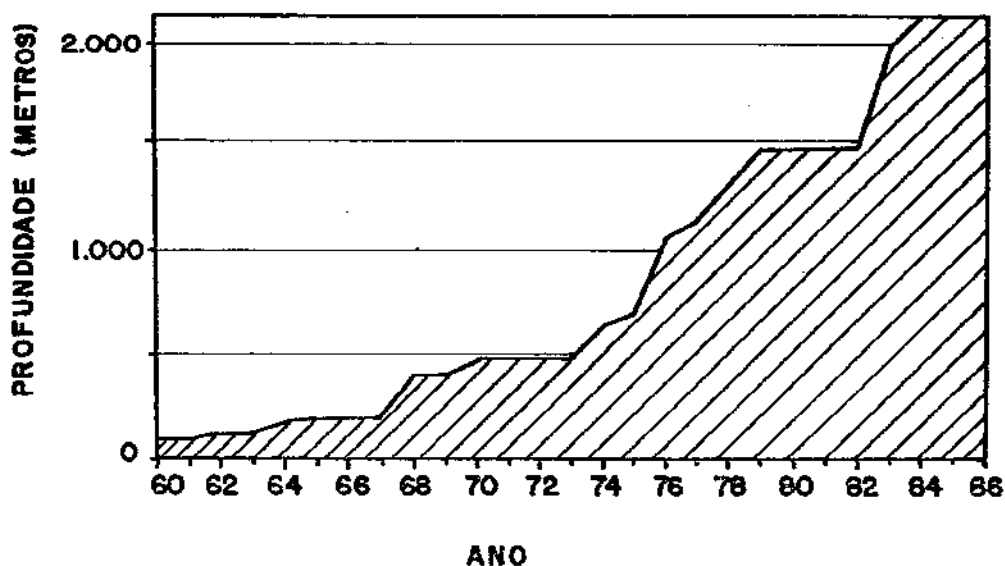
Finalmente gostaria de agradecer a minha esposa Isaura e aos meus filhos Marina e Samuel, pela compreensão demonstrada durante a realização deste trabalho, dedicando a eles este texto.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Após meados da década de 1970, com o incremento da exploração "offshore" com unidades flutuantes, o controle de kicks nestes poços teve que ser reformulado, não se permitindo mais a utilização dos métodos tradicionais até então utilizados, devido a novas dificuldades impostas pelo meio no qual se executavam os trabalhos de perfuração, dificuldades estas aumentadas em muito para lâminas d'água de profundidade superior a 300 metros.

A figura 1.1 mostra a evolução da perfuração mundial na área marítima ("offshore") evidenciando a tendência do aumento das lâminas d'água.



**FIGURA 1.1 - HISTÓRICO DA PERFURAÇÃO OFFSHORE -
RECORDES EM LÂMINA D'ÁGUA**
(FONTE: REVISTA OFFSHORE E OUTRAS)

Um kick, por definição, é um influxo de fluido do reservatório portador de hidrocarbonetos (formação) para o interior do poço, devido basicamente a uma pressão hidrostática do fluido de perfuração menor do que a pressão da formação que está sendo perfurada.

A análise deste trabalho é feita admitindo-se a operação de perfuração em uma sonda flutuante, com a broca no fundo do poço; que o fluido invasor é gás e o fluido de perfuração a base de água. Assume-se também que o reservatório portador de gás está situado no fundo do poço e que o poço é vertical (Fig. 1.3). Os demais casos poderão ser analisados em trabalhos posteriores.

O método de circulação do Kick para águas profundas é neste caso semelhante aquele em que se utiliza do mesmo fluido de perfuração para a circulação (método do sondador), pois deste modo, na sonda, se evita confusão entre a queda de pressão no tubo de perfuração, causada pela descida da lama mais pesada para a broca, e a causada pelo momento em que o fluido invasor entra pela linha do estrangulador. Tal escolha não acarreta em diferenças significativas para a determinação da vazão de circulação do kick.

Ao se constatar uma situação de kick, a perfuração é interrompida e o poço é fechado, utilizando-se ou do método suave ("soft"), no qual é fechado através do estrangulador ("choke"), causando menores sobrepressões no fundo do poço e na sapata, ou do método duro ("hard"), no qual é fechado através do preventor, causando maiores sobrepressões no poço

(Ref. 1).

Após o fechamento do poço, aguarda-se certo tempo para estabilização das pressões no tubo de perfuração (SIDPP) e no espaço anular (SICP), não se permitindo que estas ultrapassem o máximo permitido, sendo este máximo função da resistência da parte não revestida do poço a uma determinada pressão (pressão de fratura). Normalmente se trabalha com esta pressão na forma de gradiente, sendo conhecido então como gradiente de fratura. Este é um outro fator complicador para o controle de kicks em águas profundas, pois como pode ser visto na figura 1.2, o gradiente de fratura diminui a medida em que se aumenta a lâmina d'água.

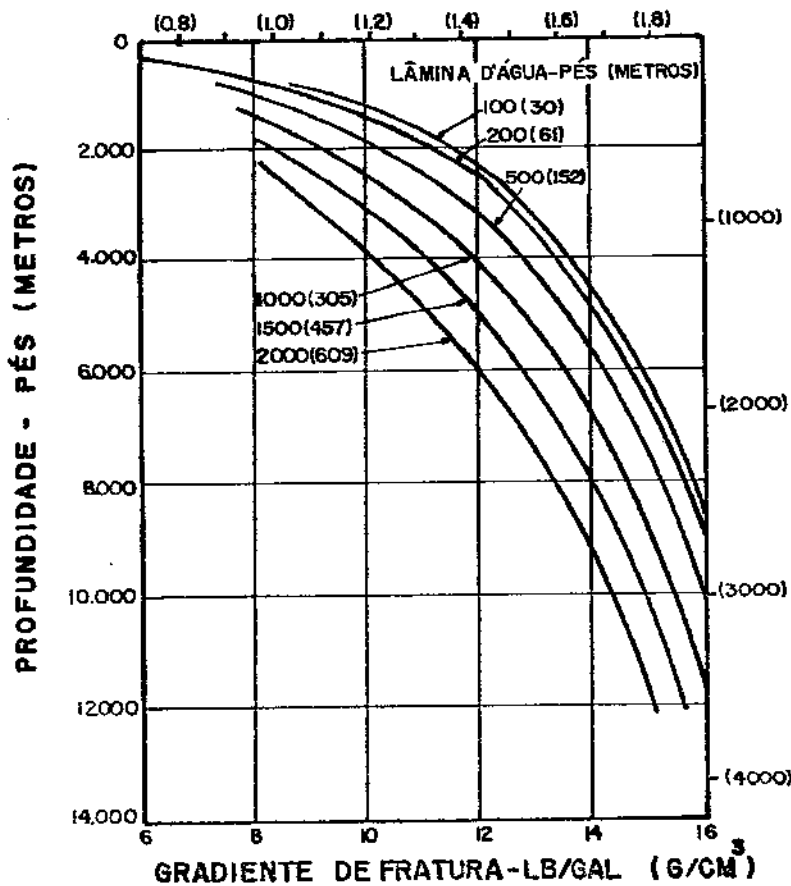


FIGURA 1.2. LÂMINA D'ÁGUA- GRADIENTE DE FRATURA
(FONTE: NEAL ADAMS - REF. 1)

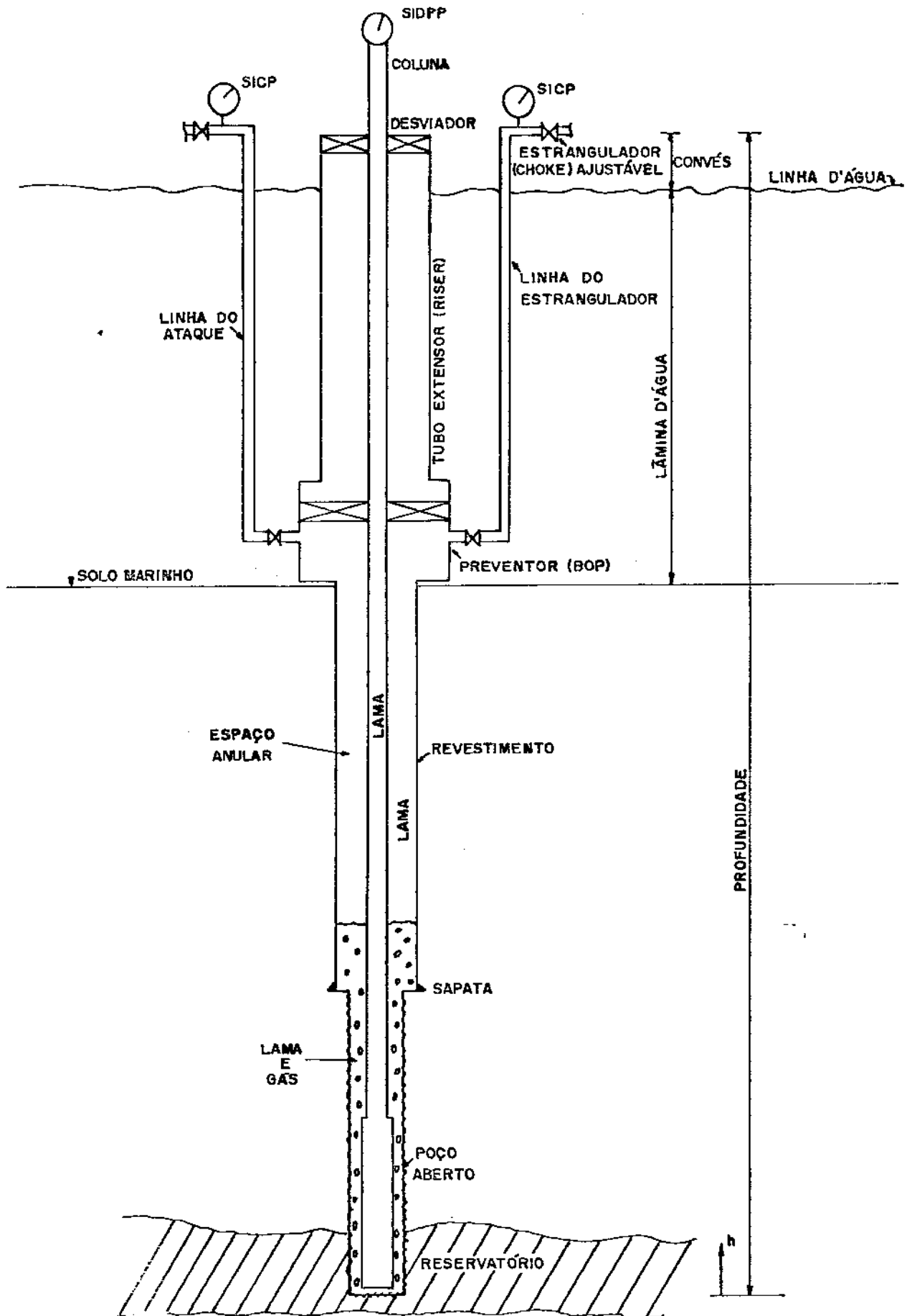


FIGURA 1.3 - SITUAÇÃO DE KICK EM UNIDADE FLUTUANTE

A figura 1.3 esquematiza um kick em unidade flutuante nas condições de operação estudadas por este modelo.

Nas sondas terrestres, escolhe-se o método de controle e, através da vazão de circulação do kick e a correspondente pressão de circulação determinada previamente na sonda (pressão reduzida de circulação), inicia-se a circulação do kick. A pressão no tubo de perfuração com a qual se inicia a circulação tem um valor igual a soma da pressão reduzida de circulação com a pressão de fechamento do tubo de perfuração (SIDPP).

Com as sondas flutuantes, devido ao comprimento da linha do estrangulador ("choke"), que acarreta maiores perdas de cargas e ao fato da pressão reduzida de circulação ser medida através do tubo extensor ("riser"), pois durante a operação de perfuração em sonda flutuante o preventor (BOP) está aberto e todo o fluido de perfuração sobe pelo tubo extensor (Fig. 1.3), ao se utilizar esta pressão reduzida automaticamente se elimina a perda de carga da linha do estrangulador, evitando-se desta maneira um aumento na pressão no fundo do poço e na sapata do último revestimento devido devido ao acréscimo desta perda de carga.

Agora, se for utilizada a pressão reduzida de circulação determinada através da linha do estrangulador (neste caso haveria a necessidade de se fechar o preventor e se fazer a circulação através da linha do estrangulador, o que acarretaria em perda de tempo na operação de perfuração), há um acréscimo no fundo do poço desta perda de carga e,

aliado a isto, o gradiente de fratura é tanto menor quanto maior a lâmina d'água do local (figura 1.2), o que mostra a importância da utilização da pressão reduzida de circulação através do tubo extensor. A utilização desta pressão só é possível para o caso em que a pressão no espaço anular é maior que esta perda de carga, e se for menor, só há compensação de parte da perda de carga da linha do estrangulador.

É de fundamental importância a lembrança deste fato para minimizar o risco de fratura na parte não revestida do poço quando trabalhando com unidades flutuantes.

Nota-se também que, devido a própria configuração dos equipamentos nas sondas flutuantes, com o preventor (BOP) no fundo do mar, ao se circular um kick com as vazões usuais de controle, no momento em que o fluido invasor alcança a entrada da linha do estrangulador (situada no preventor), há um decréscimo na pressão do fundo do poço, devido a troca rápida que ocorre na linha do estrangulador do fluido de perfuração pelo fluido invasor que tem um peso específico menor, devendo este decréscimo ser compensado pela pressão no estrangulador; conseqüentemente, este deve ter seu diâmetro de passagem reduzido para ocasionar um aumento da pressão no poço. Quanto maior a lâmina d'água, mais rápida deve ser esta redução, para um conseqüente aumento na pressão do fundo do poço e, dependendo do kick e da lâmina d'água, o operador do estrangulador não consegue esta redução em um tempo hábil, ocasionando novo influxo no poço.

Um efeito, contrário a este, acontece no momento em que a lama que vem abaixo do fluido invasor entra na linha do estrangulador, acarretando em um ganho de pressão hidrostática no fundo do poço e na sapata do último revestimento, havendo portanto a necessidade de um acréscimo rápido no diâmetro de passagem do estrangulador, para diminuição da pressão neste, sob o risco de se fraturar a parte não revestida do poço.

Atualmente algumas companhias utilizam como base para circulação de um kick um modelo que não considera a mistura entre o gás e a fase líquida, nem as perdas de carga no espaço anular. Conseqüentemente a previsão de pressões no espaço anular é maior do que no caso real .

Na figura 1.4 há uma comparação entre a previsão de pressões no revestimento, na circulação de um kick, para lâmina d'água profunda e para sondas terrestres, nas mesmas condições de fechamento e profundidade, utilizando-se deste modelo.

Nota-se pela figura 1.4 que a partir do momento em que o fluido invasor começa a entrar pela linha do estrangulador, há a necessidade de uma variação muito rápida no diâmetro de passagem do estrangulador, e dependendo da lâmina d'água, isto não é possível de se conseguir. Em razão deste fato, um dos métodos de controle sugere a utilização de uma vazão mínima de circulação a partir do momento em que o gás começa a entrar pela linha do estrangulador. Esta mínima vazão foi estipulada em torno de 0.1 a 0.25 bbl/min (Ref.2)

e a pressão de circulação do kick em 100 psi (com esta vazão, estes 100 psi são simplesmente uma margem de segurança). Como consequência desta vazão, há a necessidade da utilização de uma bomba de cimentação, pois a de perfuração não trabalha com valores tão baixos.

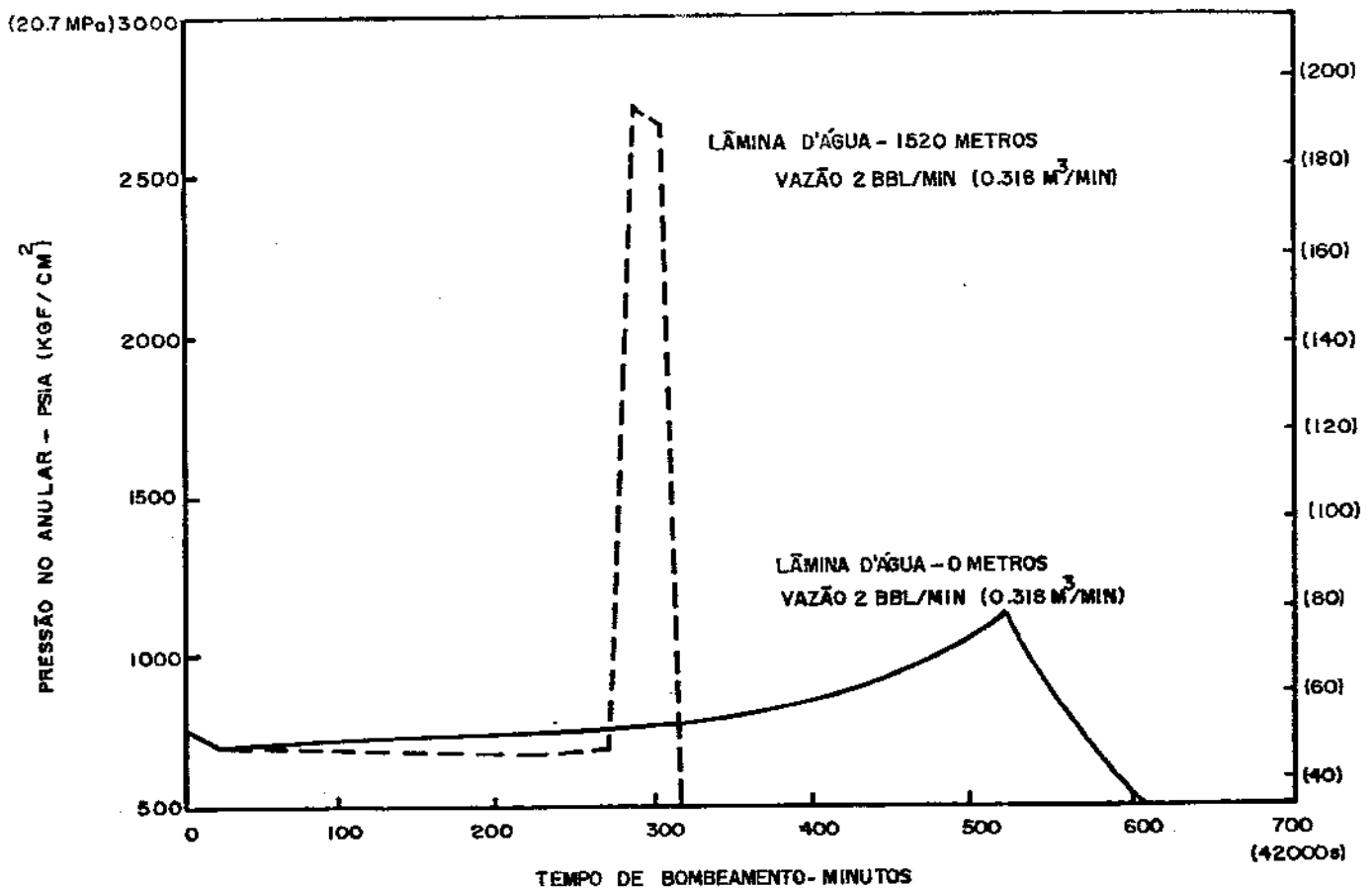
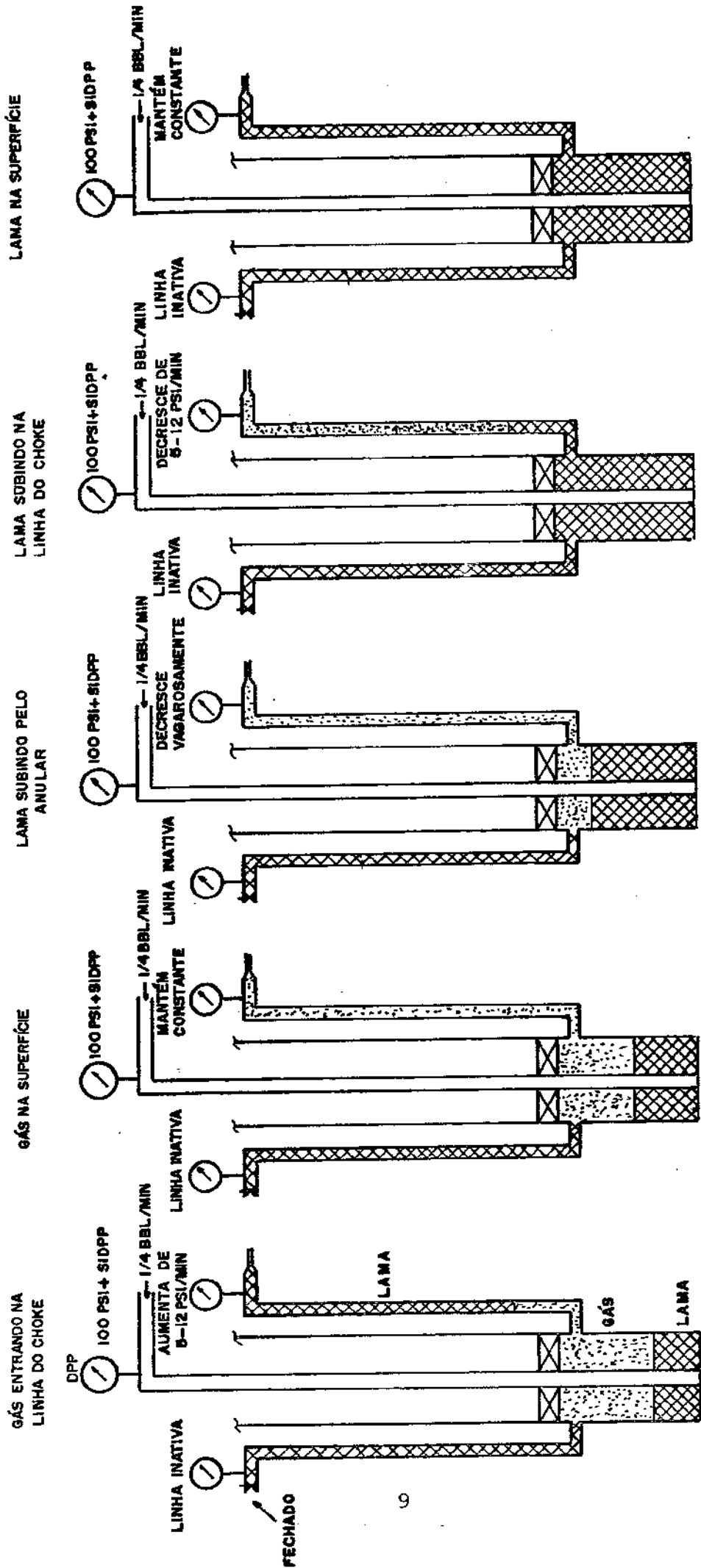


FIGURA 1.4- PRESSÃO REQUERIDA NO ANULAR DURANTE CIRCULAÇÃO DO KICK

A figura 1.5 detalha a sequência da utilização da baixa vazão na circulação do kick em águas profundas.

Obviamente, este método requer um esquema especial de monitoramento que ao se determinar o momento em que o fluido invasor está próximo da linha do estrangulador, possibilite um controle mais rigoroso da pressão atuante no



DPP tende a cair de 5-12 psi/min. A pressão no anular tem que subir de um valor idêntico, para manter a DPP constante.

O choke deve ser fechado rapidamente para manter a DPP constante. Após o fechamento, a pressão no anular é mantida constante.

DPP tende a subir vagarosamente. A pressão no anular tem que cair vagarosamente, para manter a DPP constante.

DPP tende a subir de 5-12 psi/min. A pressão no anular tem que cair de um valor idêntico, para manter a DPP constante.

O choke deve ser aberto rapidamente para manter a DPP constante. Após a abertura, a pressão no anular é mantida constante.

FIGURA 1.5- ESTÁGIOS DA CIRCULAÇÃO DE KICK EM ÁGUAS PROFUNDAS UTILIZANDO BOMBA DE CIMENTAÇÃO

fundo do poço, sendo portanto adotado o esquema da figura 1.6, proposto por Ilfrey et alii para circulação em lâminas d'água profundas (Ref.2).

Através deste esquema, tem-se dois manômetros que registram a pressão na linha do estrangulador ativa (manômetro B) e outro na linha inativa (manômetro A).

A pressão do manômetro A será então igual a pressão do manômetro B mais a perda de carga da linha do estrangulador, desde que a lama da linha inativa tenha as mesmas propriedades da lama que está sendo utilizada no poço.

Com a entrada do fluido invasor para o interior da linha do estrangulador, a pressão do manômetro A é rapidamente alterada, indicando o início da fase crítica do controle, possibilitando que as medidas necessárias para o controle sejam tomadas a tempo.

Logicamente, este método utilizado pelas companhias acarreta em um tempo bem maior de controle em lâminas d'água profundas e, até o presente momento, não se discutiu a possibilidade de modificação deste método por um outro que, valendo-se de um modelo que se aproxima mais dos resultados de campo, estipule uma vazão mais adequada a partir dos dados do próprio kick para a circulação deste. Com a determinação desta vazão pode ocorrer, inclusive, a possibilidade de se eliminar a fase que utiliza a bomba de cimentação, propiciando uma economia de tempo em uma operação desgastante como esta, dentro da mesma segurança do método anterior.

O trabalho procura justamente focalizar este ponto

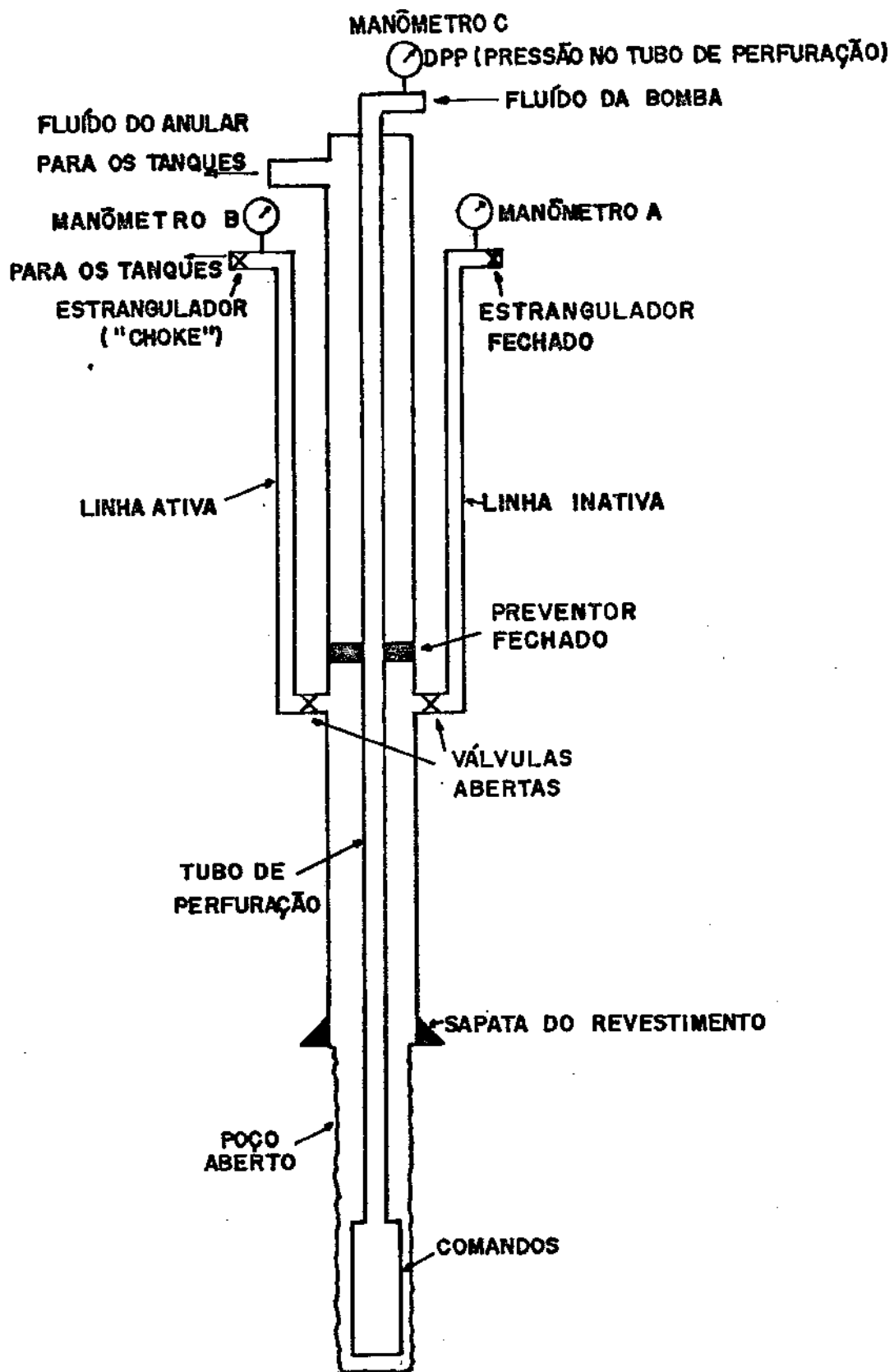


FIGURA 1.6 - ARRANJO PARA CONTROLE EM UNIDADES FLUTUANTES

no controle e através da utilização de correlações para fluxo bifásico no espaço anular e no interior de tubos, e de correlações para fluidos de perfuração, chegar em uma vazão de circulação adequada na qual seja possível o controle através do estrangulador de uma forma segura e mais rápida.

Após a determinação da vazão ideal, tem-se também um perfil das pressões previstas no espaço anular durante a circulação, e através deste pode-se acompanhar a circulação do kick, verificando-se a precisão do modelo utilizado.

CAPÍTULO II

MODELOS ANTERIORES DESENVOLVIDOS PARA CIRCULAÇÃO DE UM KICK

O primeiro modelo matemático que simulou uma circulação de kick e que serviu como base para outros modelos foi o de Lewis e Leblanc, desenvolvido em 1968, o qual previa as pressões desenvolvidas no espaço anular (Ref. 3).

Este modelo não considerava as perdas de carga no sistema durante a circulação, baseando-se na equação dos gases, na qual a temperatura e pressão utilizadas eram da parte inferior e do meio do tampão de gás respectivamente.

O modelo também considerava que a velocidade do gás e do líquido eram iguais e que a geometria do espaço anular do poço era constante.

A figura 2.1 compara o resultado deste modelo com resultados de campo, na qual a diferença entre os resultados foi atribuída à não consideração das perdas de carga e da diferença de velocidades entre o tampão gasoso e a fase líquida.

A figura 2.2 mostra o efeito das perdas de carga na configuração das pressões no anular, diminuindo-as. Este trabalho foi feito por Records (Ref.4), melhorando o modelo de Lewis e Leblanc, mas ainda ficou distante do observado na prática, devido a não consideração da diferença de velocidade entre a fase líquida e gasosa.

Rader, Bourgoyne e Ward (Ref.5) em 1975 introduziram uma correlação para calcular a velocidade de subida de uma

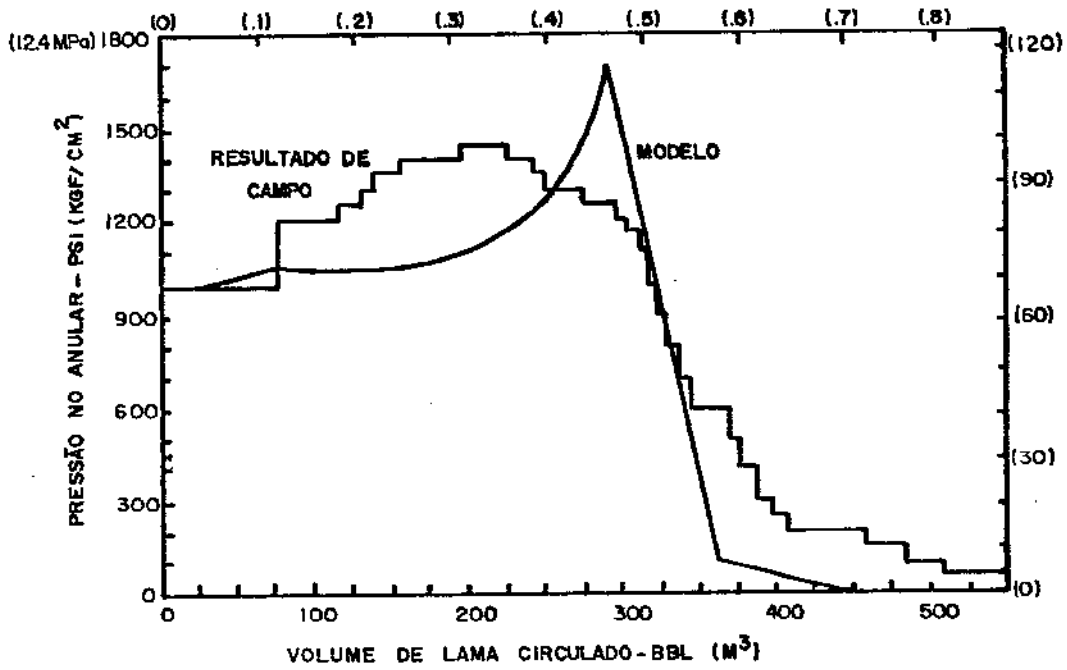


FIGURA 2.1- COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO DE LEWIS E DADOS DE CAMPO (REF. 3)

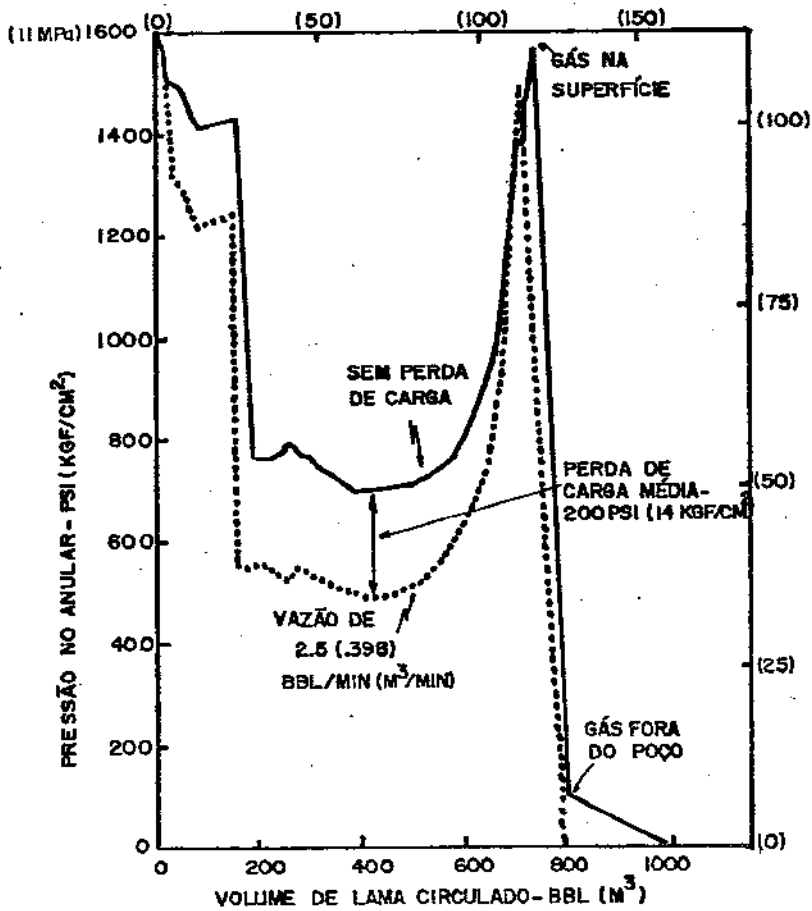


FIGURA 2.2- EFEITO DA PERDA DE CARGA (FONTE: RECORDS - REF. 4)

bolha tampão no espaço anular. Os parâmetros cujo efeito foi estudado foram a geometria do espaço anular, a viscosidade do líquido, os pesos específicos do gás e do líquido, o coeficiente de expansão do gás, a velocidade do líquido, a inclinação do poço, o comprimento da bolha, a tensão interfacial e a excentricidade no anular.

Nesse experimento se chegou às seguintes conclusões :

- Um tampão de gás sobe em um espaço anular vertical ocupando um lado deste, enquanto o oposto é ocupado por líquido em contrafluxo. A figura 2.3 mostra a forma da bolha assumida nesse trabalho, e pela qual se chegou à correlação final proposta;
- A área fracional de líquido em contrafluxo aumenta proporcionalmente à viscosidade do líquido;
- O efeito da inclinação dos poços na velocidade do tampão de gás é o de aumentá-la.

Em 1976, Stanbery (Ref.6) desenvolveu um modelo em que considerava as perdas de carga no espaço anular, no qual o fluido perfuração foi assumido como tendo o comportamento do modelo reológico binghamiano.

O gás ,neste modelo, foi assumido como disperso em bolhas individuais no fluido de perfuração, formando uma região bifásica, a temperatura foi considerada constante e o método do sondador foi o adotado para a circulação.

O modelo considerava ainda a diferença de velocidade entre o gás e o líquido, a fração volumétrica de líquido e a perda de carga dentro da região bifásica.

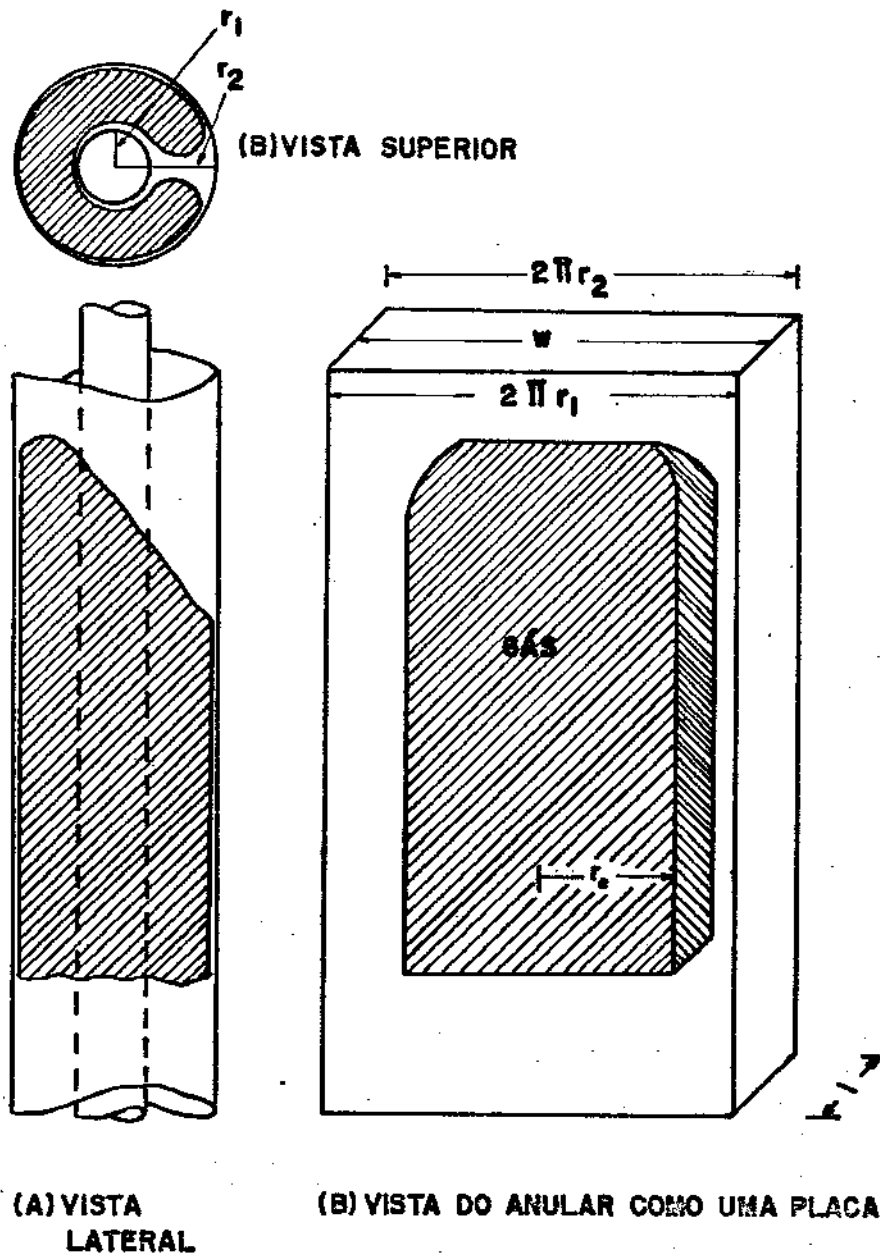


FIGURA 2.3- FORMA ASSUMIDA PARA UMA BOLHA DE GÁS
 SUBINDO PELO ANULAR
 (REF.5)

Os resultados deste modelo comparado com os dados colhidos no poço-escola da Louisiana State University (LSU) mostraram um excelente desempenho do mesmo.

Em 1977, Ilfrey, Alexander, Neath, Tannich e Eckel (Ref. 2) desenvolveram um modelo para circulação de kick em águas profundas e que, pela primeira vez, abordou o ponto crítico da expansão do gás após a entrada deste na linha do estrangulador.

Neste modelo, o conceito da pressão constante no fundo do poço durante a circulação do kick foi utilizado e bastante discutido, chegando-se à conclusão final da necessidade da utilização de uma vazão mínima para que a circulação em lâminas d'água profundas fosse possível a partir do momento em que o gás começasse a entrar pela linha do estrangulador.

A figura 2.4 faz a comparação entre a utilização de duas vazões para o mesmo kick, utilizando o simulador desenvolvido por Ilfrey et alii (Ref. 2), no qual fica evidenciado que com vazões menores o operador do estrangulador tem melhores condições de controlar o poço.

Posteriormente, em 1981, Hoberock e Stanbery (Ref. 7) desenvolveram um simulador que emprega o regime de bolhas para cálculo das pressões, e que chegou a resultados muito próximos do real, conforme pode ser verificado na figura 2.5.

Em 1982, Holden e Bourgoyne (Ref.8) publicaram um estudo experimental sobre os procedimentos operacionais a serem utilizados em lâminas d'água profundas, no qual se

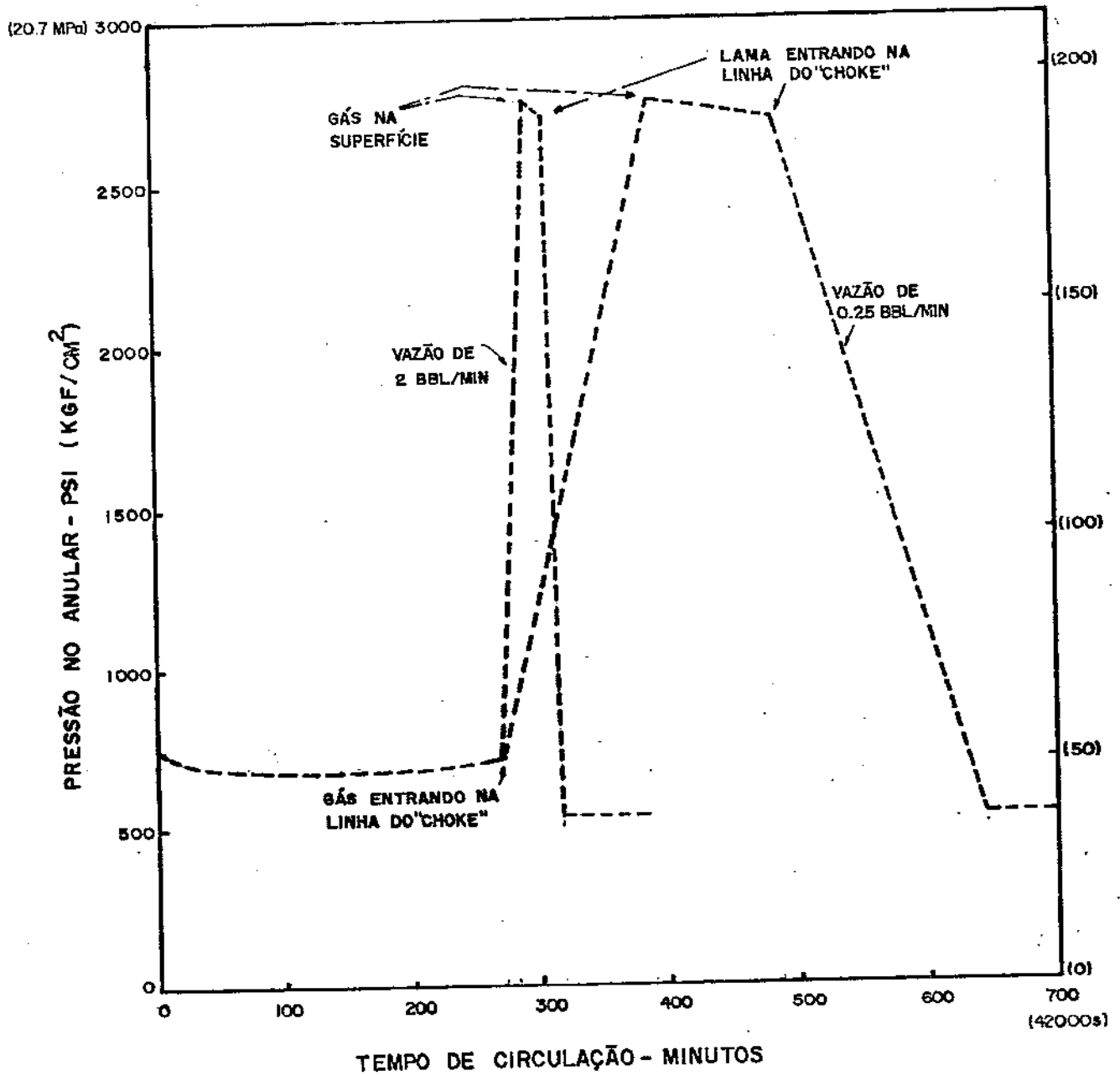


FIGURA 2.4 - COMPARAÇÃO ENTRE PRESSÕES UTILIZANDO DUAS VAZÕES PARA LÂMINA D'ÁGUA DE 5000 PÉS (1524 M) (REF.2)

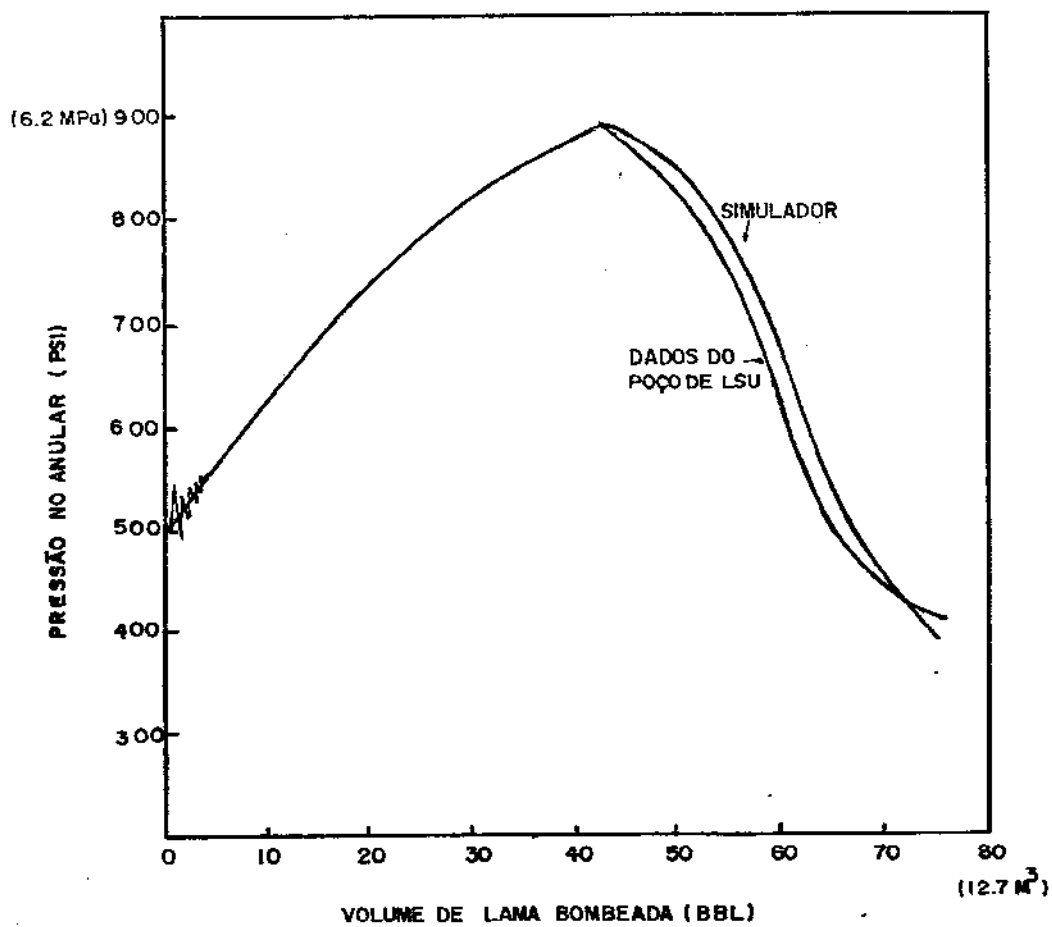


FIGURA 2.5 - COMPARAÇÃO ENTRE O SIMULADOR E OS DADOS DE CAMPO (FONTE: REF. 7)

faz um relato das diferentes fases que ocorrem durante a circulação, abordando a utilização do estrangulador e dos aspectos enfocados no modelo de Ilfrey et alii (Ref. 2).

Os principais pontos destacados nesse estudo foram as características de fluxo do estrangulador de perfuração, os procedimentos para medição da perda de carga na linha do estrangulador, os procedimentos para iniciar a circulação do kick e os procedimentos para manuseio do estrangulador durante a rápida expansão do gás na linha do estrangulador.

A figura 2.6 faz a comparação entre as pressões previstas pelo método de Ilfrey et alii, utilizando uma vazão constante, e a observada na prática.

Em 1982, Santos (Ref. 9) desenvolveu um modelo matemático para circulação de kicks em águas profundas, no qual considerava a diferença de velocidades entre o gás e o líquido, as perdas de carga tanto no tampão bifásico como no fluido de perfuração e a fração de vazio. Considerava ainda que o gás se distribuía através da lama em forma de bolhas e que a geometria do espaço anular era constante. O modelo apresentou previsão da máxima pressão no anular menor que a dos outros modelos citados no texto.

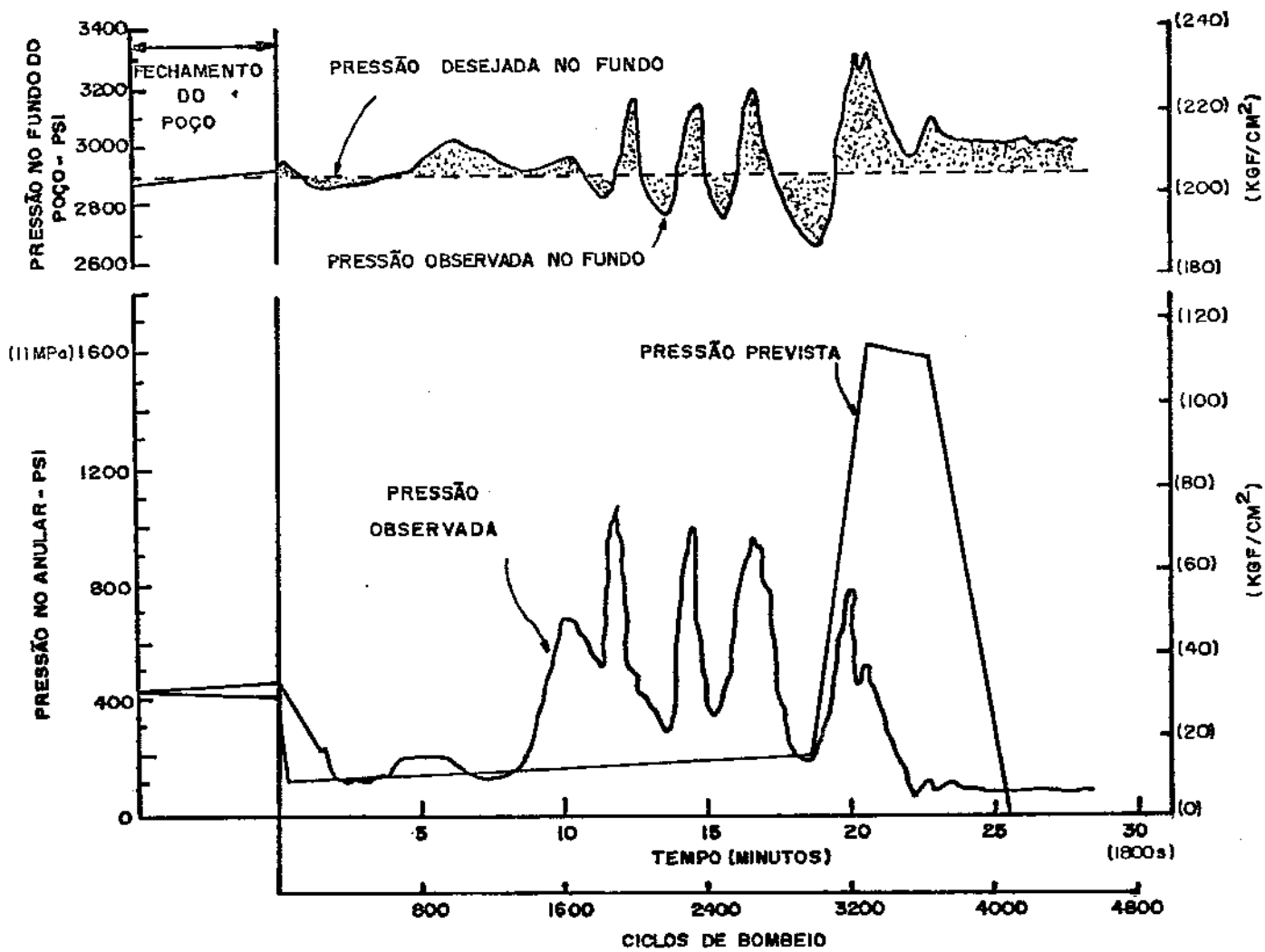


FIGURA 2.8 - COMPARAÇÃO ENTRE PRESSÃO PREVISTA E OBSERVADA (REF.8)

CAPÍTULO III

REVISÃO DA LITERATURA EM FLUXO BIFÁSICO VERTICAL ASCENDENTE

Como o kick que está sendo abordado é de gás em poço vertical, toda a revisão a seguir é baseada no fluxo bifásico vertical líquido-gás.

Basicamente em poços de petróleo, tem-se o fluxo em uma região anular ou no interior de tubos, sendo portanto descartados outros estudos que não envolvam estas geometrias.

3.1- Fluxo no interior de tubos

O fluxo no interior de tubos é de interesse neste estudo, devido à circulação que ocorre na linha do estrangulador, entre o preventor submarino (BOP) e a superfície.

Taitel, Bornea e Dukler (Ref. 10) em 1980 publicaram uma modelagem na qual classificaram os padrões de fluxo em:

- Bolhas - A fase de gás é dispersa em pequenas bolhas dentro da fase líquida contínua, formando um fluxo aproximadamente homogêneo. As bolhas de gás se movem a diferentes velocidades e exceto por seu peso específico, quase não tem influência no gradiente total.

- Tampão - O fluxo tampão é caracterizado por bolhas grandes de gás em formato de projétil, que tem o diâmetro quase igual ao do tubo, sendo mais conhecida como bolha de Taylor. A bolha de Taylor se movimenta para a parte superior, seguido por tampões de líquido, nos quais estão distribuídas pequenas

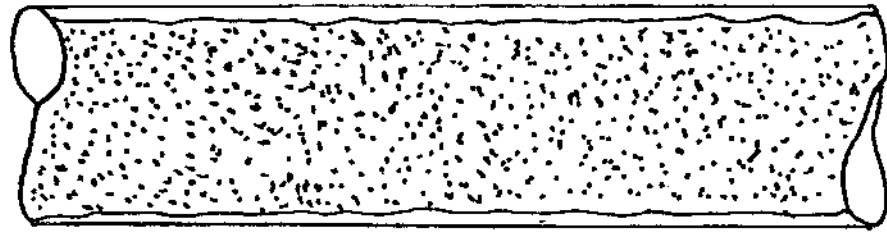
bolhas esféricas de gás. A velocidade da bolha de Taylor é maior que a do líquido. Entre as bolhas de Taylor e a parede do tubo existe líquido em contrafluxo, na forma de um fino filme. Tanto o gás quanto o líquido tem efeitos significativos no gradiente total.

- Transição - Neste regime a mudança da fase contínua líquida para a de gás ocorre em alguns pontos. Este regime é muito mais caótico que o tampão, apesar da semelhança em alguns pontos. A continuidade da fase líquida entre as bolhas de Taylor é frequentemente destruída por uma alta concentração local de gás. Quando isto acontece e o tampão líquido cai, este se acumula, formando uma ponte, sendo novamente suspenso pelo gás. Apesar dos efeitos do líquido serem significativos, a fase gasosa é predominante no gradiente total.

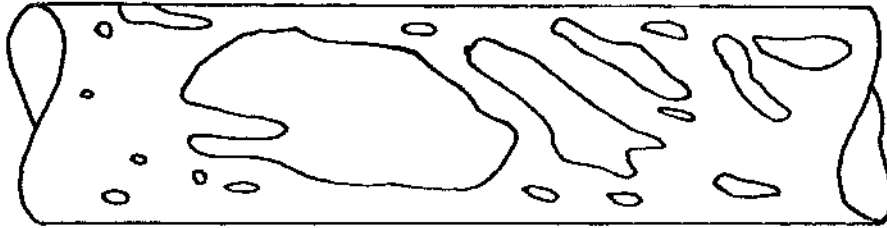
- Névoa ou Anular - A fase contínua é a de gás contendo pequenas gotas líquidas no seu interior. A parede do tubo é coberta por um filme líquido, mas a fase gasosa é predominante no gradiente de pressão.

A figura 3.1 mostra os regimes descritos para o interior de tubos, sendo que o mapeamento destes para determinação do regime varia de autor para autor.

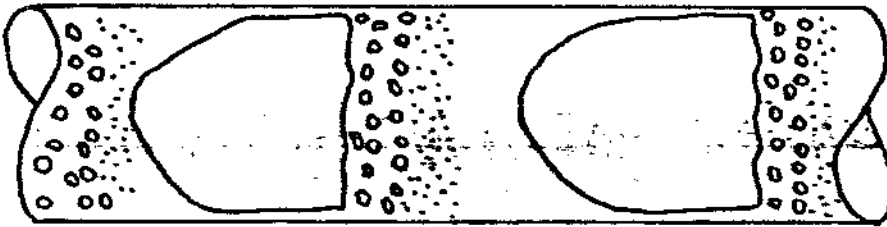
Como exemplo de mapeamento entre o regime de bolhas e o tampão, Bayley, Zmola, Taylor e Planchet (Ref. 19) através de dados experimentais, feitos para tubos de 1", limitaram que a transição de um regime de bolhas para o tampão ocorre quando a fração de vazio está em torno de 0.18. Taitel (



ANULAR



TRANSIÇÃO



TAMPÃO



BOLHA

FIGURA 3.1- REGIMES DE FLUXO BIFÁSICO VERTICAL EM TUBOS
(FONTE: REF.10)

Ref. 10) em recente publicação fez uma recomendação similar mas o limite para a fração de vazio ficou em 0.25. Outros mapeamentos não requerem conhecimento da fração de vazio, mas trabalham em função da vazão de gás, da vazão de líquido e do diâmetro do tubo.

Usualmente não há boa concordância entre os resultados obtidos utilizando-se das correlações disponíveis para os padrões de fluxo existentes. Isto não surpreende, à medida que os mapeamentos existentes foram feitos para dados específicos, como uma determinada dimensão de tubo e uma faixa limitada de propriedades de fluidos que, necessariamente, não são válidos para outras condições.

Portanto neste trabalho, as correlações utilizadas serão aquelas cujos experimentos mais se aproximam dos dados encontrados em poços de petróleo em perfuração.

3.2-Fluxo no espaço anular

Existe pouco trabalho publicado sobre fluxo bifásico em região anular e, algumas vezes, as correlações utilizadas para tubos são extendidas para a região anular, utilizando o conceito de raio hidráulico. Esta aproximação, na maioria dos casos, não apresenta bons resultados.

Caetano (Ref. 11), em 1985, propôs algumas modificações no modelo original de Taitel et alii (Ref. 10), conseguindo uma boa correlação para a previsão do regime de fluxo e do gradiente de pressão em fluxo bifásico líquido - gás no espaço anular.

Este estudo foi feito para fluido newtoniano e utilizou praticamente a mesma classificação dos regimes de fluxo feita para o interior de tubos, apenas fazendo uma divisão no regime de bolhas entre regime de bolhas e regime de bolhas dispersas.

A figura 3.2 mostra a classificação utilizada neste trabalho.

O estudo foi realizado sob certas características geométricas e propriedades de fluido, não havendo dados sobre sua aplicabilidade em outras condições, principalmente em perfuração, em que a fase líquida (fluido de perfuração) tem um comportamento distante do modelo newtoniano, além das dimensões em um poço em perfuração serem diferentes das do experimento.

Devido ao exposto, procurou-se correlações cujos experimentos foram executados com fluido de perfuração, nas dimensões próximas das utilizadas em campo.

Como já citado anteriormente, Rader, Bourgoyne e Ward (Ref. 5) fizeram um experimento no poço-escola de LSU e, através dos dados colhidos, chegaram a uma correlação que dá a velocidade do gás em uma região anular, utilizando o modelo de bolha mostrado na figura 2.3.

O trabalho chegou à seguinte correlação final, expressas em unidades de campo:

$$v_b = (0.163 + 0.092 \log N_{rb}) (d_1 + d_2)^{0.5} \left[\frac{(P_{lma} - P_{gas})}{P_{lma}} \right]^{0.5} \quad (3.1)$$

$$1 < N_{rb} < 100\,000$$

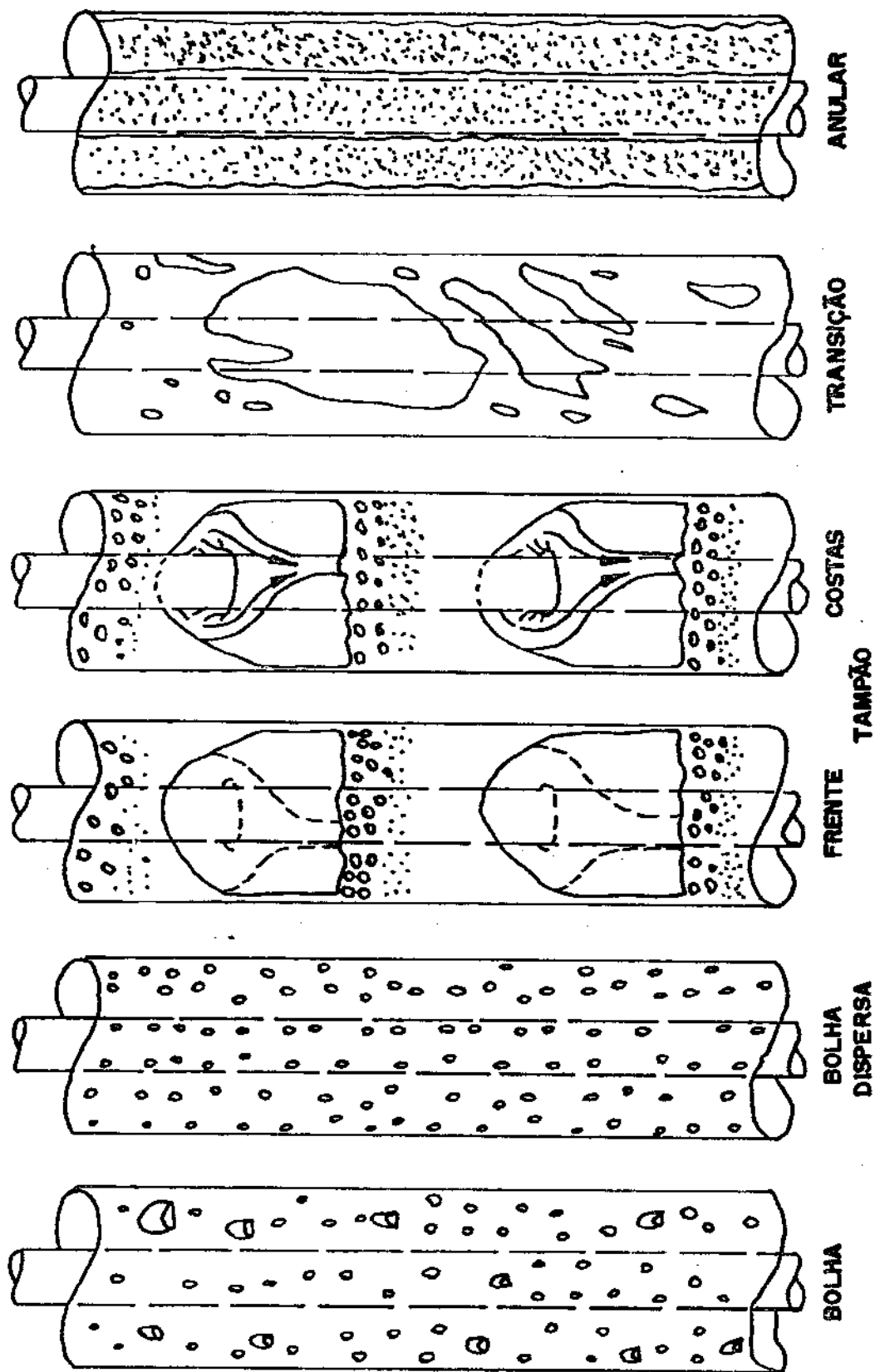


FIGURA 3.2.-REGIMES NO FLUXO BIFÁSICO VERTICAL EM UM ANULAR (REF. II)

e

$$N_{rb} = 928 \frac{\rho_{l\text{ama}} v_b (d_2 - d_1)}{\text{vis}_l} \quad (3.2)$$

onde :

v_b - velocidade do tampão de gás em relação ao tubo, pé/seg

N_{rb} - número de Reynolds da bolha

d_1 - diâmetro externo do tubo interno do anular, polegadas

d_2 - diâmetro interno do tubo externo do anular, polegadas

$\rho_{l\text{ama}}$ - peso específico do líquido, lb/gal

$\rho_{g\text{as}}$ - peso específico do gás, lb/gal

vis_l - viscosidade do líquido, cp

Stanbery (Ref. 6) propôs, em 1976, a utilização de uma distribuição uniforme de gás dentro do fluido de perfuração, os quais as bolhas maiores por terem maiores velocidades ficam na parte superior enquanto que as menores na parte inferior. Para o cálculo do gradiente de pressão foram utilizadas as equações que consideram o regime bifásico homogêneo. A correlação utilizada para cálculo da velocidade de bolha, em unidades compatíveis, foi a proposta pelo modelo de Griffith (Ref. 12):

$$v_b = k_1 \sqrt{\frac{g \text{ DO } (\rho_{l\text{ama}} - \rho_{g\text{as}})}{\rho_{l\text{ama}}}} + (1 + k_2) v_{l\text{ama}} \quad (3.3)$$

onde :

v_b - velocidade final da bolha de gás em circulação

g - aceleração da gravidade

DO - diâmetro interno do revestimento ou do poço

$v_{l\text{ama}}$ - velocidade do fluido de perfuração em circulação

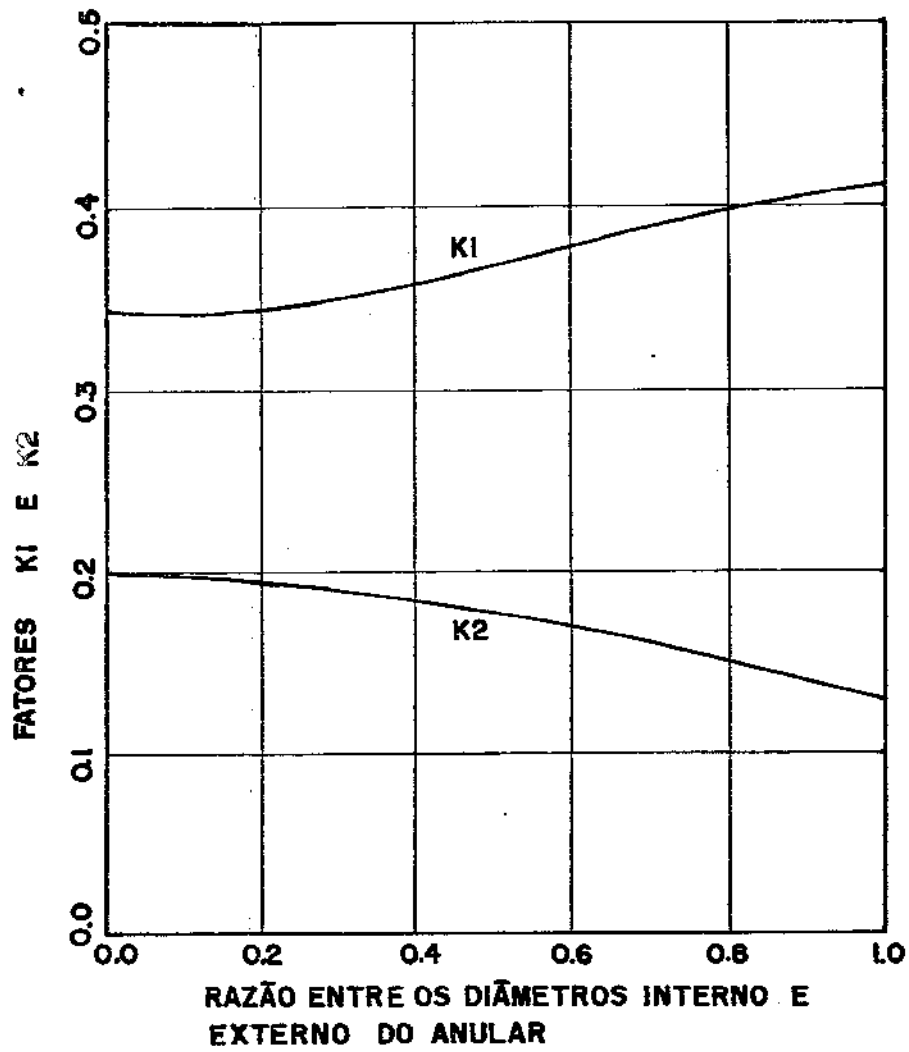


FIGURA 3.3 - CONSTANTES K1 E K2
(REF.12)

k1 - constante adimensional dependente da geometria anular

k2 - constante adimensional dependente da geometria anular

As constantes k1 e k2 são retiradas do gráfico da figura 3.3.

Santos (Ref.9) transformou estas curvas em polinômios de terceiro grau onde :

$$K_1 = 0.345 - 0.037R_d + 0.235R_d^2 - 0.134R_d^3 \quad (3.4)$$

e

$$k_2 = 0.200 - 0.041R_d + 0.010R_d^2 - 0.033R_d^3 \quad (3.5)$$

sendo Rd a razão entre os diâmetros interno e externo do anular.

Na fórmula (3.3) Stanbery (Ref. 6), substituiu DO pelo diâmetro da bolha utilizada em seu experimento, obtendo excelentes resultados com a correlação de Griffith para o regime de bolhas.

Rader (Ref.5) efetuando experimentos no poço-escola de LSU com a correlação de Griffith, substituiu DO pela diferença entre os raios interno do tubo externo do

CORRELAÇÕES	REGIME DE FLUXO	VELOCIDADE DO GÁS (M/SEG)
RADER E OUTROS	TAMPÃO	0.387
GRIFFITH	TAMPÃO	0.418
	BOLHA	0.168
VALOR MEDIDO POR RADER		0.152

TABELA 3.1- CORRELAÇÕES PARA VELOCIDADE DO GÁS (REF.9)

anular e externo do tubo interno do anular, chegando aos resultados da tabela 3.1, mostrando que a velocidade que mais se aproxima do medido por Rader é o da correlação de Griffith no regime de bolhas.

Posteriormente, em 1981, Hoberock e Stanbery (Ref. 7) utilizaram a correlação de Griffith e o regime de bolhas, considerando a distribuição de bolhas mostrada na figura 3.4, e através da montagem de um simulador que levou em

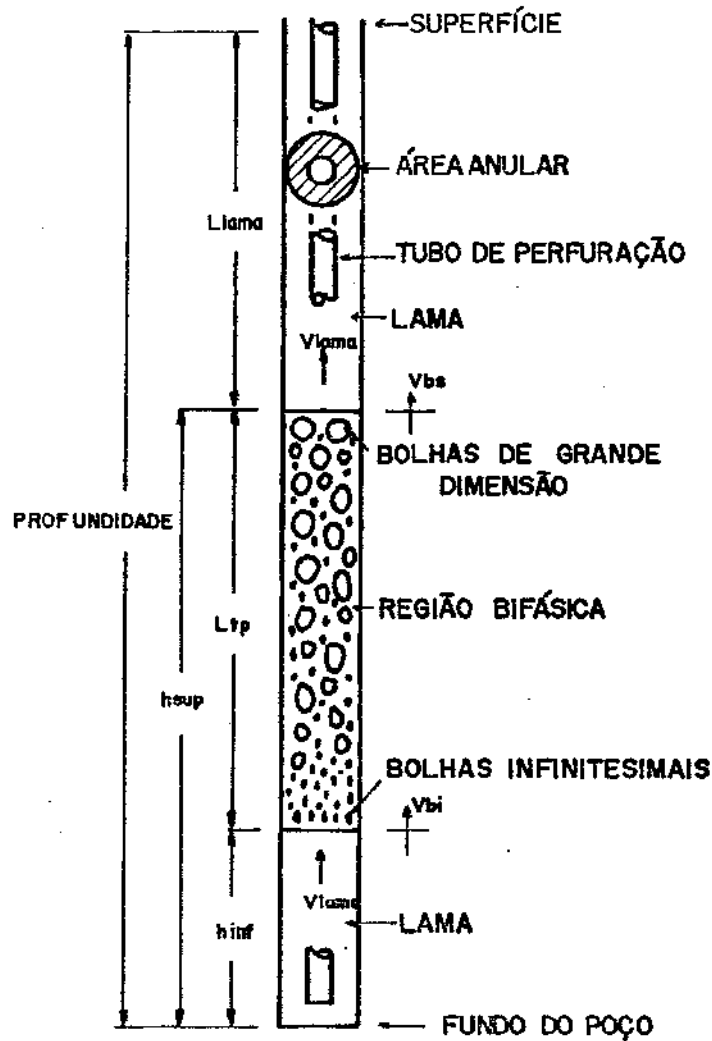


FIGURA 3.4- DISTRIBUIÇÃO DO KICK NO ANULAR (REF. 7)

consideração o tempo de transmissão de pressão pelo anular, chegaram aos resultados mostrados na figura 2.5.

Santos (Ref. 9) em seu modelo matemático também utilizou a correlação de Griffith para cálculo da velocidade da bolha, levando em consideração os resultados da tabela 3.1.

Baseado nestes modelos, e nos resultados alcançados pela correlação de Griffith no regime de bolhas, e devido à impossibilidade de desenvolvimento de uma nova correlação por não se possuir ainda no país de um poço experimental, o autor utiliza neste trabalho o modelo proposto inicialmente por Stanbery, no regime de bolhas distribuído conforme a figura 3.4, sendo a velocidade da bolha calculada pela correlação de Griffith, modificada por Rader (equação 3.3), conforme está melhor detalhado no capítulo seguinte.

CAPÍTULO IV

DESENVOLVIMENTO DO MODELO PARA PREVISÃO DAS PRESSÕES NO ESPAÇO ANULAR DO POÇO

, Para desenvolvimento do modelo foi assumido que a sonda flutuante está perfurando com a broca no fundo do poço, quando sofre o kick e o poço é fechado.

Após o fechamento são registrados, ou determinados, a pressão no interior da coluna de perfuração (SIDPP), a pressão no espaço anular (SICP), o ganho de lama nos tanques, a profundidade do poço e as propriedades do fluido de perfuração.

O modelo desenvolvido assume :

- poço vertical
- kick de gás
- diâmetro da broca para a parte não revestida do poço
- fluido utilizado para circulação do kick com as mesmas propriedades do de perfuração
- temperatura do gás igual ao do fluido de perfuração, que é considerada igual à da formação, permanecendo constante durante a circulação.
- não há reação química entre o gás e o fluido de perfuração.
- não há mudança de fase durante a circulação.
- há escorregamento entre a fase líquida e gasosa.
- coluna de perfuração concêntrica no poço.
- fluido de perfuração a base de água.
- não há formação de hidratos.

- formação portadora de gás no fundo do poço.
- a circulação do kick é feita com pressão no fundo do poço constante, podendo ou não ser utilizada uma margem de segurança.
- a seção anular pode variar por regiões.

4.1 - Cálculo da fração de vazio inicial

Como o modelo assume uma região bifásica, esta é composta por líquido e gás, cuja composição inicial é dada pela fração de vazio ou pela fração volumétrica líquida.

A fração de vazio é calculada por (Ref. 13) :

$$H_g = \frac{V_{gas}}{V_{tp}} \quad (4.1)$$

onde :

V_{gas} - volume de gás na região bifásica.

V_{tp} - volume total da região bifásica.

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

$$V_{tp} = Q_{perf} \cdot t_f + V_{gas} \quad (4.2)$$

onde :

Q_{perf} - vazão de perfuração

t_f - tempo ocorrido entre o início do kick e o fechamento do poço, determinado através de um equipamento tipo MWD.

Com a determinação da fração de vazio inicial

determina-se a fração volumétrica líquida por :

$$H_l = 1 - H_g \quad (4.3)$$

4.2 - Determinação da pressão da formação

Como são conhecidos os dados do kick e de perfuração, é possível se determinar a pressão de formação por :

$$P_{FORM} = SIDPP + \rho_{lama} \cdot PROF \quad (4.4)$$

onde :

SIDPP - pressão de fechamento no interior do tubo de perfuração

ρ_{lama} - peso específico do fluido de perfuração

PROF - profundidade do poço

4.3 - Cálculo da pressão em qualquer ponto da região bifásica

Para a previsão das pressões no espaço anular calcula-se primeiramente as pressões média e no topo da região bifásica a partir da pressão na base da região bifásica.

O modelo adota um valor principal para a pressão na região bifásica, no caso a pressão média (Ref.3, 9) , na qual são calculadas as propriedades da região bifásica como o volume de gás e a fração de vazío.

O procedimento adotado no cálculo da pressão em qualquer ponto da região bifásica é semelhante ao adotado por Santos (Ref. 9), devido às simplificações trazidas pelo

referencial escolhido por esse autor (figura 4.1).

A partir da equação básica do gradiente de pressão de um fluido bifásico em movimento vertical tem-se :

$$-\frac{dP}{dh} = \rho_{l\text{ano}} \cdot H_l + \rho_{\text{gas}} \cdot H_g + dpfr(i) \quad (4.5)$$

onde :

$\frac{dP}{dh}$: gradiente vertical de pressão em função da altura

$dpfr(i)$: perda de carga na i-ésima seção do anular por unidade de comprimento

O termo correspondente ao componente da aceleração que deveria fazer parte da equação (4.5) foi desprezado, em virtude de ter pouca influência no gradiente total (Ref. 13).

Para integração da expressão (4.5), substitui-se o peso específico do gás, em unidades compatíveis, por:

$$\rho_{\text{gas}} = \frac{28.96 \text{ sgfg}}{RTZ} P \quad (4.6)$$

Definindo:

$$c_g = \frac{28.96 \text{ sgfg}}{RTZ} \quad (4.7)$$

tem-se:

$$\rho_{\text{gas}} = c_g \cdot P \quad (4.8)$$

onde :

sgfg : densidade do gás em relação ao ar

P : pressão da região bifásica no ponto de interesse

R : constante universal dos gases

T : temperatura absoluta da região bifásica

Z : fator de compressibilidade do gás

Utilizando-se o sistema referencial mostrado na figura 4.1 e integrando (4.5), chega-se à expressão da pressão em qualquer ponto da região bifásica para a seção considerada em unidades compatíveis:

$$P(h) = \left[P(h_{inf}) + \frac{P_{lamo} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right] e^{-(h-h_{inf})c_g H_g} - \frac{P_{lamo} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \quad (4.9)$$

onde :

h - altura do ponto de interesse na região bifásica na seção considerada

h_{inf} - altura da posição inferior da região bifásica na seção considerada

P(h) - pressão no ponto de altura h na região bifásica na seção considerada

P(h_{inf}) - pressão na posição inferior da região bifásica na seção considerada

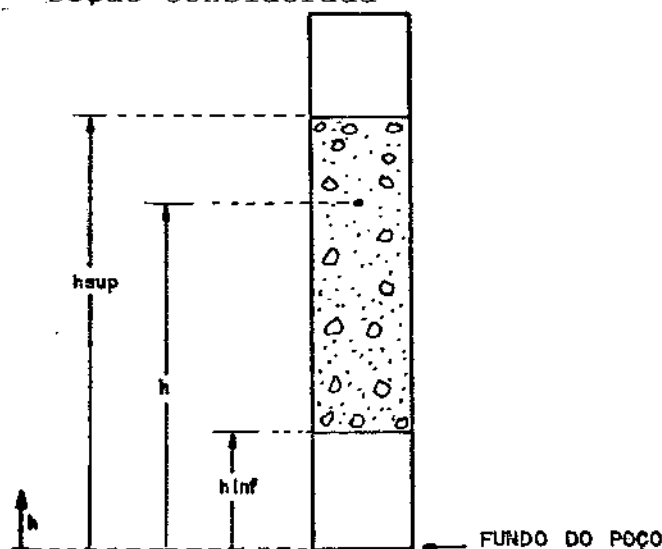


FIGURA 4.1- SISTEMA REFERENCIAL DO MODELO

É importante lembrar que a fórmula (4.9) é aplicável a apenas uma seção anular, e caso a região bifásica ocupe mais que uma seção e o ponto de interesse se encontre na parte superior desta, calcula-se a pressão neste ponto aplicando-se a fórmula consecutivamente, calculando-se a pressão na parte superior da primeira seção anular e utilizando-se esta pressão como a da posição inferior da segunda seção até se chegar ao ponto de interesse.

Como as propriedades do gás na região bifásica são calculadas através da pressão média nessa região, esta é definida como:

$$P_{med} = \frac{l}{(h_{sup} - h_{inf})} \int_{h_{inf}}^{h_{sup}} P(h) dh \quad (4.10)$$

onde :

h_{sup} - altura do topo da região bifásica

Substituindo a expressão de $P(h)$ em (4.10) e integrando tem-se :

$$P_{med} = \frac{l}{(h_{sup} - h_{inf})} \left[-\frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{inf}) + \frac{P_{loma} H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sec1} - h_{inf}) c_g H_g} - 1) - \frac{P_{loma} H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} (h_{sec1} - h_{inf}) - \right. \\ \left. - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{sec1}) + \frac{P_{loma} H_l + dpfr(2)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sec2} - h_{sec1}) c_g H_g} - 1) - \frac{P_{loma} H_l + dpfr(2)}{c_g H_g} (h_{sec2} - h_{sec1}) - \dots \right. \\ \left. \dots - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{sec\ i-1}) + \frac{P_{loma} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sup} - h_{sec\ i-1}) c_g H_g} - 1) - \frac{P_{loma} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} (h_{sup} - h_{sec\ i-1}) \right] \quad (4.11)$$

onde :

$h_{sec\ i}$ - altura da i-ésima seção anular.

O anexo I mostra todas as passagens na integração realizada, para a determinação das pressões instantânea e média da região bifásica.

4.4 - Cálculo da velocidade na região bifásica.

O modelo adotado na distribuição das bolhas de gás na fase líquida foi o proposto por Stanbery (Ref. 6), esquematizado na figura 3.4.

Para o cálculo da velocidade em um determinado ponto na região bifásica utilizou-se da correlação de Griffith (Ref. 12), assumindo-se que a variação no tamanho das bolhas na região bifásica é linear, variando do tamanho máximo na parte superior (diferença entre os raios do espaço anular) para infinitesimal na inferior.

4.4.1 - Velocidade no interior da linha do estrangulador

De acordo com a correlação de Griffith (Ref. 12), a velocidade na linha do estrangulador é dada por:

$$v_b = 0.345 \sqrt{\frac{9\ DB (P_{lama} - P_{gas})}{P_{lama}}} + 1.2 v_{lama} \quad (4.12)$$

onde :

DB - diâmetro da bolha de gás

Ao se utilizar a distribuição de Stanbery (Ref. 6), se calcula o diâmetro da bolha por :

$$DB = \frac{DI (h - h_{inf})}{(h_{sup} - h_{inf})} \quad (4.13)$$

onde :

DI - diâmetro interno da linha do estrangulador

É importante notar que após a região bifásica chegar na superfície e começar a sair, ainda se considera a variação linear da bolha, pois o modelo leva em conta o volume da região bifásica que saiu do poço para cálculo do diâmetro da bolha em qualquer ponto.

Para a determinação da velocidade da parte superior da região bifásica substituiu-se h por h_{sup} , quando esta ainda não chegou a superfície. Do mesmo modo, substituiu-se h por h_{inf} para cálculo da velocidade inferior.

4.4.2 - Velocidade no espaço anular do poço

De acordo com a correlação de Griffith (Ref.12), a velocidade no anular do poço é dada por:

$$v_b = k_1 \sqrt{\frac{g \cdot DB (P_{l\text{ama}} - P_{g\text{os}})}{P_{l\text{ama}}}} + (1+k_2) v_{l\text{ama}} \quad (4.14)$$

e o diâmetro de bolha por :

$$DB = \frac{(DCI - DPE)(h - h_{inf})}{2(h_{sup} - h_{inf})} \quad (4.15)$$

onde :

DCI - diâmetro interno do revestimento ou do poço na seção

DPE - diâmetro externo da coluna de perfuração na seção

Para determinação da velocidade da parte superior da região bifásica basta substituir h por h_{sup} , o mesmo acontecendo com a parte inferior, após substituição de h por

h_{inf}.

4.4.3 - Cálculo da velocidade média na região bifásica

Como a velocidade da bolha varia de acordo com a posição desta dentro da região bifásica, para cálculo da perda de carga, dentro de uma determinada seção, é utilizada uma velocidade média definida por:

$$v_{med} = \frac{\int_{h_{isec}}^{h_{ssec}} v_b dh}{(h_{ssec} - h_{isec})} \quad (4.16)$$

onde :

h_{ssec} - posição superior da região bifásica na seção

h_{isec} - posição inferior da região bifásica na seção

Substituindo a expressão da velocidade de bolha para seção anular em (4.16) e integrando chega-se a :

$$v_{med} = \left[0.667 k_1 \sqrt{\frac{g (P_{lamo} - P_{gas}) (DCI - DPE)}{2 (h_{sup} - h_{inf}) P_{lamo}}} \right] \left[\frac{(h_{ssec} - h_{inf})^{1.5} - (h_{isec} - h_{inf})^{1.5}}{h_{ssec} - h_{isec}} \right] + (1 + k_2) v_{lamo} \quad (4.17)$$

Da mesma forma, substituindo a expressão da velocidade de bolha para a linha do estrangulador em (4.16) e integrando chega-se a :

$$v_{med} = \left[0.230 \sqrt{\frac{g (P_{lamo} - P_{gas}) DI}{P_{lamo} (h_{sup} - h_{inf})}} \right] \left[\frac{(h_{ssec} - h_{inf})^{1.5} - (h_{isec} - h_{inf})^{1.5}}{h_{ssec} - h_{isec}} \right] + 1.2 v_{lamo} \quad (4.18)$$

4.5 - Cálculo da perda de carga na região bifásica

Como a velocidade média da região bifásica é

conhecida em cada seção anular e o regime adotado no modelo é o proposto por Stanbery (Ref. 6), a perda de carga por fricção na região bifásica é calculada como se o fluido bifásico fosse homogêneo (Ref. 11).

O cálculo da perda de carga é feito considerando-se a expressão utilizada por diversos pesquisadores, entre os quais Caetano (Ref. 11):

$$dp_{fr}(l) = \frac{f_m P_{flu} v_{med}^2}{2 g_c D} \quad (4.19)$$

onde :

f_m - fator de fricção de Moody

P_{flu} - peso específico da mistura bifásica

v_{med} - velocidade média na região bifásica

g_c - fator de conversão de unidades

D - diâmetro interno da linha do estrangulador ou o diâmetro equivalente para a região anular, que é igual a diferença entre os diâmetros externo e interno do anular

O peso específico da mistura bifásica é calculada por (Ref: 11,13) :

$$P_{flu} = H_l P_{lams} + H_g P_{gas} \quad (4.20)$$

O fator de Moody é determinado após a determinação do regime, laminar ou turbulento, sendo utilizado para o fluido de perfuração o conceito da viscosidade aparente, definido adiante.

Para a determinação do regime se calcula inicialmente o número de Reynolds, dado por

$$Re = \frac{\rho_{fl} v_{med} D}{\text{vis}_m} \quad (4.21)$$

onde :

Re - número de Reynolds

D - diâmetro interno da linha do estrangulador ou o diâmetro equivalente para a seção anular

vis_m - viscosidade da mistura bifásica

Após o cálculo do número de Reynolds, compara-se este com o valor crítico (2 100), determinando-se se o regime é turbulento ou laminar.

O fator de fricção de Moody é dado por (Ref. 11,13,15) :

$$f_m = 0.3164 Re^{0.25} \quad (4.22)$$

para o regime turbulento e

$$f_m = \frac{64}{Re} \quad (4.23)$$

para o regime laminar.

A viscosidade da mistura é calculada no regime de bolhas por (Ref. 13) :

$$\text{vis}_m = \text{vis}_{apl} \lambda_l + \text{vis}_g \lambda_g \quad (4.24)$$

onde :

vis_{apl} - viscosidade aparente do líquido

vis_g - viscosidade do gás

λ_l - fração volumétrica líquida sem escorregamento

λ_g - fração de vazio sem escorregamento

A viscosidade aparente líquida é definida por (Ref. 15) :

$$vis_{apl} = vis_l + 6.66 \lim_{esc} \frac{DI}{v_l} \quad (4.25)$$

para o interior de tubos e

$$vis_{apl} = vis_l + 5 \lim_{esc} \frac{(DCI - DPE)}{v_l} \quad (4.26)$$

para o espaço anular, onde :

vis_l - viscosidade plástica do líquido

\lim_{esc} - limite de escoamento do líquido (propriedade reológica do modelo binghamiano)

v_l - velocidade média do líquido na região bifásica

A velocidade média do líquido na região bifásica é dada por (Ref. 13) :

$$v_l = \frac{v_{sl}}{H_l} \quad (4.27)$$

onde :

v_{sl} - velocidade média superficial do líquido.

e a velocidade média superficial do gás na região bifásica por (Ref. 13) :

$$v_g = \frac{v_{sg}}{H_g} \quad (4.28)$$

onde :

v_{sg} - velocidade média superficial do gás.

Através das fórmulas convencionais para fluxo bifásico vertical é possível o cálculo da velocidade média superficial do líquido e do gás e da fração volumétrica líquida e de vazio sem escorregamento por (Ref. 13) :

$$v_{med} = v_{sl} + v_{sg} \quad (4.29)$$

$$v_s = v_g - v_l \quad (4.30)$$

$$\lambda_l = \frac{v_{sl}}{v_{med}} \quad (4.31)$$

$$\lambda_g = \frac{v_{sg}}{v_{med}} = 1 - \lambda_l \quad (4.32)$$

onde :

v_g - velocidade média do gás relativa à do líquido

A viscosidade do gás é determinada através da correlação de Lee et alii (Ref. 16).

4.6 - Cálculo da pressão em qualquer ponto da região monofásica.

Novamente partindo da expressão de cálculo do gradiente de pressões para um único fluido e desprezando-se o termo referente a aceleração, tem-se :

$$-\frac{dP}{dh} = P_{fomo} + dp_{frm}(i) \quad (4.33)$$

onde :

$dp_{frm}(i)$ - perda de carga na fase monofásica da i-ésima seção por unidade de comprimento

O cálculo das perdas de carga nesta região é feito utilizando-se do modelo reológico binghamiano, que apresenta bons resultados tanto para o anular como para a linha do estrangulador (Ref. 15).

Elfaghi, Langlinais, Bourgoyne e Holden (Ref. 17) em 1983, através de experimentos para fluidos bifásicos e monofásicos, verificaram que o modelo binghamiano se aproxima bastante do real para a linha do estrangulador, conforme pode ser verificado na figura 4.2 em dados colhidos no poço de Louisiana State University. Uma ressalva que deve ser feita em relação ao modelo é quanto ao valor determinado da viscosidade plástica no viscosímetro Fann, pois em baixas vazões esta viscosidade deve ser determinada em leituras diferentes das de 300 e 600 rpm, o mesmo valendo para o limite de escoamento do fluido de perfuração.

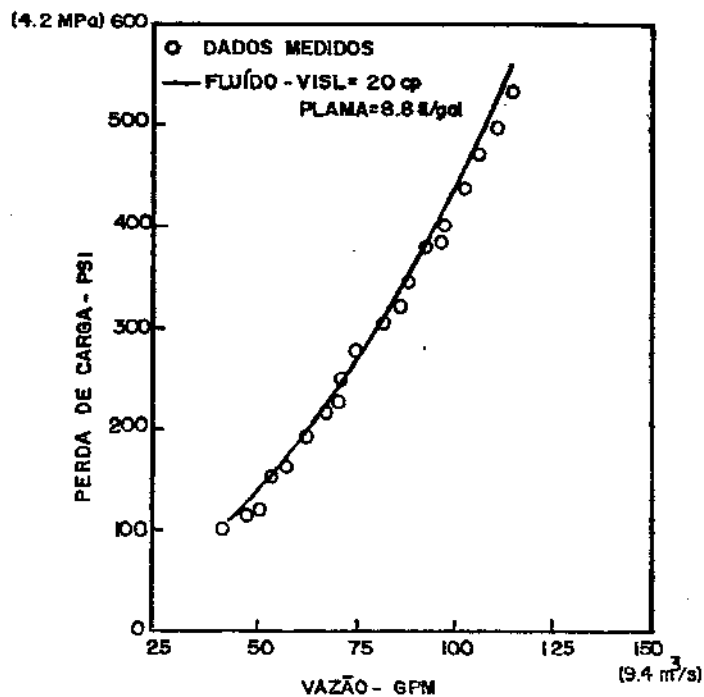


FIGURA 4.2 - PERDA DE CARGA NA LINHA DO ESTRANGULADOR
MODELO BINGHAMIANO - RUGOSIDADE = 0.00
(FONTE: REF. 17)

Para o cálculo da perda de carga na seção faz-se a determinação do regime de fluxo, entre o laminar e o turbulento, através do cálculo da velocidade na seção no qual o fluxo está sendo analisado :

$$v_{lamo} = \frac{Q_{lamo}}{Cap_{sec}} \quad (4.34)$$

onde:

Q_{lamo} - vazão de circulação do fluído

Cap_{sec} - capacidade da seção que está sendo analisada.

Se a seção que está sendo analisada é uma região anular, a capacidade é dada por:

$$Cap_{sec} = 0.7854 (DCI^2 - DPE^2) \quad (4.35)$$

e se a seção for a linha do estrangulador, a capacidade é dada por:

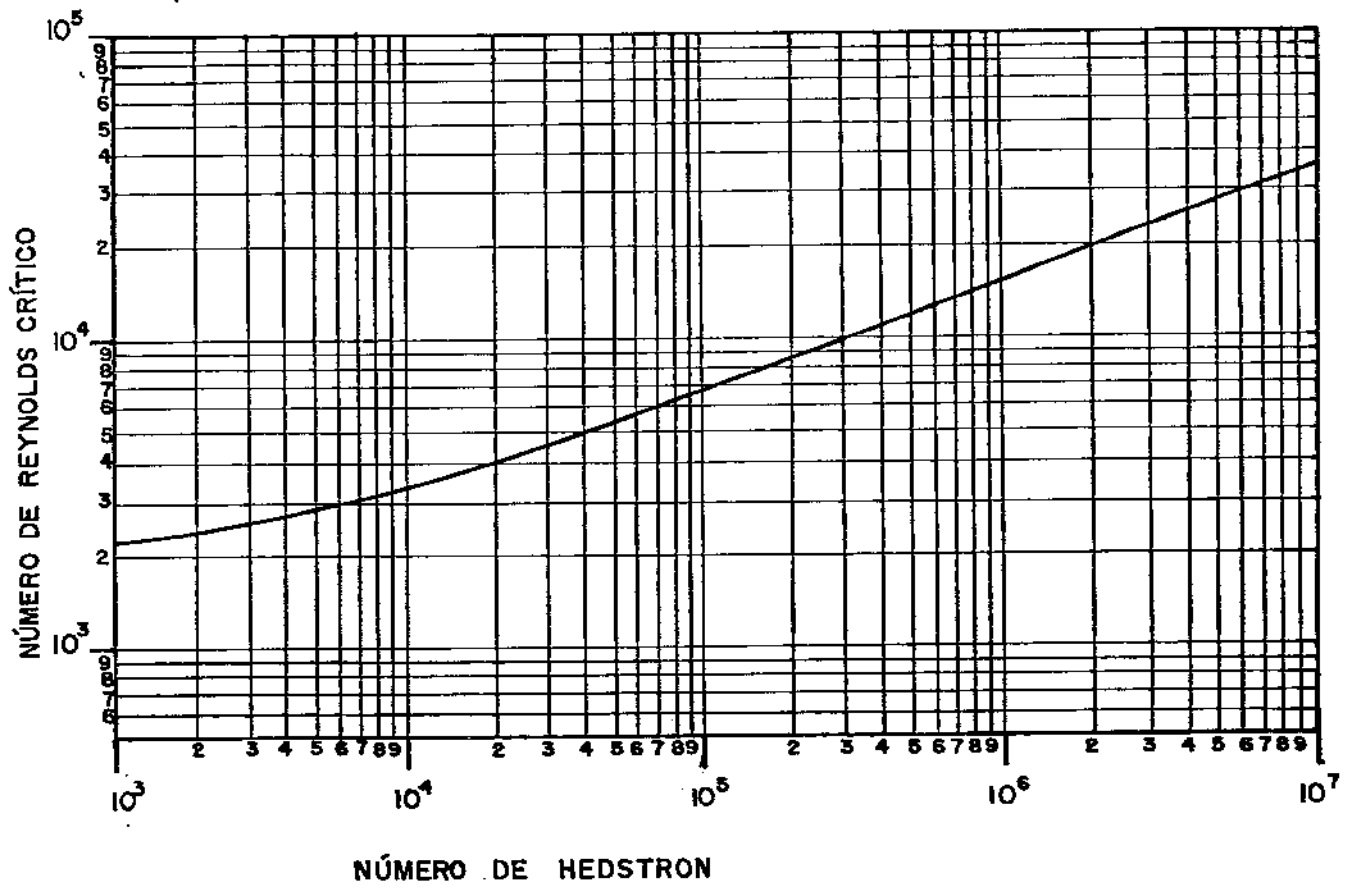
$$Cap_{sec} = 0.7854 DI^2 \quad (4.36)$$

A seguir calcula-se o número de Hedstron, adimensional, que apresenta excelentes resultados na previsão de regime de fluxo para fluidos binghamianos (Ref. 18), do qual se retira, através do gráfico da figura 4.3, o número de Reynolds crítico. O número de Hedstron é definido por:

$$He = \frac{\rho_{lamo} \lim_{sec} D_m^2}{\nu s_j^2} \quad (4.37)$$

onde :

D_m - diâmetro interno da linha do estrangulador ou o diâmetro equivalente circular para a seção anular, que é igual a



**FIGURA 4.3 - NÚMERO DE REYNOLDS CRÍTICO PARA FLUÍDO BINGHAMIANO
(FONTE : REF. 15)**

diferença entre os diâmetros externo e interno do anular multiplicada por 0.816 (Ref. 15)

Através da comparação entre o número de Reynolds crítico e o número de Reynolds dado por :

$$Re = \frac{\rho_{lamo} v_{lamo} D_m}{\mu_{l1}} \quad (4.38)$$

determina-se o regime de fluxo na região monofásica.

Para fluxo laminar a perda de carga por unidade de comprimento para o interior de tubos é dada por (Ref. 15) :

$$dp_{frm}(i) = \frac{\mu_{l1} v_{lamo}}{1500 D_i^2} + \frac{\mu_{esc}}{225 D_i} \quad (4.39)$$

e para o anular por :

$$dp_{frm}(i) = \frac{\mu_{l1} v_{lamo}}{1000 (D_{CI} - D_{PE})^2} + \frac{\mu_{esc}}{200 (D_{CI} - D_{PE})} \quad (4.40)$$

Para o fluxo turbulento a perda de carga por unidade de comprimento para o interior de tubos é dada por :

$$dp_{frm}(i) = \frac{\rho_{lamo}^{0.75} v_{lamo}^{1.75} \mu_{l1}^{0.25}}{1800 D_i^{1.25}} \quad (4.41)$$

e para o anular por :

$$dp_{frm}(i) = \frac{\rho_{lamo}^{0.75} v_{lamo}^{1.75} \mu_{l1}^{0.25}}{1396 (D_{CI} - D_{PE})^{1.25}} \quad (4.42)$$

Tendo-se as perdas de carga em todas as seções anulares ocupadas pelo fluido de perfuração, o cálculo da pressão em qualquer ponto da região monofásica é dado por:

$$P(hm) = P(hm_{inf}) - \rho_{lamo}(hm - hm_{inf}) - dp_{fr}(l)(hm_{sec1} - hm_{inf}) - \dots - dp_{fr}(n)(hm - hm_{secn-1}) \quad (4.43)$$

onde :

$P(hm)$ - pressão no ponto desejado da região monofásica

$P(hm_{inf})$ - pressão na parte inferior da região monofásica

$hm_{sec n}$ - altura superior da enésima seção da região monofásica

hm - altura do ponto de interesse da região monofásica

hm_{inf} - altura inferior da região monofásica

4.7 - Programa para previsão das pressões no anular

O programa, a partir dos dados do kick, faz uma simulação da circulação deste, utilizando a mesma lama que estava sendo utilizada na perfuração e a hipótese de pressão no fundo do poço constante.

O desenvolvimento do programa é feito em cinco fases. A primeira é a estática, ou seja, o fluido não entrou em circulação, a segunda, com o fluido já em circulação, na qual a região bifásica se encontra totalmente na seção anular, sem ter entrado na linha do estrangulador, a terceira na qual a região bifásica atingiu a linha do estrangulador mas não a superfície, a quarta em que a região bifásica atingiu a

superfície e está havendo produção de gás e por último a quinta, na qual a região bifásica se encontra apenas na linha do estrangulador.

4.7.1 - Primeira parte - Poço fechado em condições estáticas

A primeira parte do programa simula a fase de estabilização das pressões no anular e no tubo de perfuração, e a partir do qual são determinadas a densidade do gás e a massa de gás que entrou no poço. Nesta fase são lidos todos os dados referentes à geometria do poço, propriedades do fluido de perfuração, e dados sobre os equipamentos da sonda e do kick.

Os cálculos principais desta fase, como a densidade do gás e a massa de gás são feitos iterativamente, através de uma estimativa da pressão média da região bifásica. Normalmente o primeiro valor a ser utilizado para a pressão média é o da pressão da formação.

A determinação da densidade do gás é feita com o cálculo da pressão na parte superior da região bifásica utilizando-se a expressão (4.9), com o valor de $dp_{fr}(i)$ igual a zero, já que não há perda de carga devido as condições estáticas, e com a densidade do gás com um valor tal que a pressão na parte superior seja igual a :

$$P(h_{sup}) = SICP + \rho_{gama} (PROF - h_{sup}) \quad (4.44)$$

Com o valor da densidade do gás encontrado, entra-se

na expressão (4.11) com $dp_{fr}(i)$ igual a zero, e determina-se o valor da pressão média na região bifásica. Se o valor calculado for igual ou próximo do valor estimado está determinada a pressão média e a densidade do gás, se não, retorna-se com a estimativa de pressão igual a última calculada e refaz-se os cálculos, até que o processo esteja terminado.

Para o cálculo da massa de gás ou do peso de gás que entrou no poço utiliza-se a expressão :

$$W_{gas} = \text{Ganho } p_{gas} \quad (4.45)$$

onde :

Ganho - volume de lama ganho nos tanques

4.7.2- Segunda parte - Circulação na região anular

Na segunda parte é feita uma simulação da circulação do kick, através da escolha de uma velocidade de bombeio entre 30 a 40 ciclos por minuto, dependendo da bomba de perfuração da sonda.

Com esta velocidade de bombeio tem-se a velocidade inferior da região bifásica, que é calculada através da fórmula (4.14), substituindo-se h por h_{inf} .

Para a simulação da circulação escolhe-se um determinado intervalo de tempo, no caso 30 segundos, e determina-se a posição inferior da região bifásica, pela expressão :

$$h_{inf\ at} = h_{inf\ ant} + v_{bi} \cdot dt \quad (4.46)$$

onde :

$h_{inf\ at}$ - posição inferior atual

$h_{inf\ ant}$ - posição inferior anterior

v_{bi} - velocidade inferior da bolha

dt - intervalo de tempo escolhido

Com esta posição inferior, determina-se a pressão na base da região bifásica através da expressão (4.43).

Para determinação da velocidade superior da região bifásica, da posição desta, da fração de vazios, do peso específico médio do gás, da pressão média da região bifásica e da pressão superior, utiliza-se novamente de um processo iterativo, em virtude dos itens serem dependentes um do outro. Inicia-se o cálculo neste processo impondo a pressão média na região bifásica igual a pressão na base desta, calculada na primeira fase ou no intervalo de tempo anterior, e uma fração de vazios igual a calculada na primeira fase ou no intervalo anterior.

Com estes valores estimados são calculados o peso específico do gás com a expressão (4.6), a velocidade superior da bolha com a expressão (4.14), substituindo h por h_{sup} , e a posição superior da bolha pela expressão :

$$h_{sup\ at} = h_{sup\ ant} + v_{bs}.dt \quad (4.47)$$

onde :

$h_{sup\ at}$ - posição superior atual

$h_{sup\ ant}$ - posição superior anterior

v_{bs} - velocidade superior da bolha

Logicamente o programa faz testes para a determinação das mudanças de dimensões que ocorrem na seção anular, à medida em que a região bifásica vai sendo deslocada para a superfície, determinando-se os valores exatos das velocidades nas diversas dimensões, ao contrário de algumas simulações que utilizam uma capacidade média para todo o anular.

Com a posição determinada, calcula-se as perdas de carga existentes em todas as seções anulares utilizando-se a expressão (4.19) e a pressão média da região bifásica através da expressão (4.11).

Se esta pressão média estiver fora da tolerância especificada quando comparada com a pressão estimada, repete-se o processo de cálculo, colocando-se a pressão estimada igual a esta última calculada, até se atingir a tolerância.

Calcula-se então a pressão na parte superior da região bifásica, utilizando-se a expressão (4.9) e a fração de vazio com a expressão (4.1). Se esta estiver dentro de determinada tolerância quando comparada com a estimada, o processo iterativo neste intervalo de tempo simulado está terminado.

Caso contrário, volta-se ao início do processo com esta nova fração de vazio calculada.

Tendo-se a pressão superior da região bifásica, calcula-se as perdas de carga na região monofásica que está acima da bifásica pela expressão (4.40) ou (4.42) e a pressão na superfície pela expressão (4.43).

Faz-se um novo incremento igual ao intervalo de tempo

escolhido e repete-se todo o cálculo novamente, até que a posição superior atinja a linha do estrangulador.

A partir deste momento tem-se o início da terceira parte do programa.

4.7.3 - Terceira parte - Entrada na linha do estrangulador pela região bifásica.

O processo de cálculo nesta parte é semelhante a anterior, com exceção de que a velocidade da região bifásica na linha do estrangulador é muito maior que a velocidade na seção anular. Conseqüentemente a variação de pressão no estrangulador é muito mais acentuada que na parte precedente.

O processo iterativo é o mesmo da parte anterior, com exceção de que para o cálculo das velocidades e perdas de carga para a região bifásica entram as expressões referentes à linha do estrangulador, devido a mudança de geometria.

Esta parte é rápida e termina quando a região bifásica atinge a superfície, iniciando-se o processo de produção de gás.

4.7.4 - Quarta parte - Produção de gás com parte da região bifásica no anular

O processo iterativo é o mesmo, simplesmente que neste caso ocorre a produção de gás e isto deve ser levado em conta para a determinação da nova fração de vazio e para o cálculo da velocidade média da região bifásica.

Para o cálculo da nova fração de vazio assume-se que

não há acúmulo de gás na linha do estrangulador e portanto, que a massa de gás que sai da região anular é a mesma que sai para a superfície (Ref. 9).

Para cálculo do peso de gás que sai do espaço anular, calcula-se o volume bifásico que saiu do espaço anular durante o intervalo de tempo da simulação e multiplica-se este volume pela fração de vazio e pelo peso específico de gás, obtendo-se então o peso ou massa de gás que saiu do anular e conseqüentemente do poço, devido à hipótese assumida.

Subtrai-se do valor da massa de gás anterior o valor que saiu, determinando-se a nova massa de gás e portanto o novo volume de gás, dado por:

$$V_{r_{\text{gas}}} = \frac{W_{r_{\text{gas}}}}{\rho_{\text{gas}}} \quad (4.48)$$

onde:

$W_{r_{\text{gas}}}$ - peso de gás que ficou no poço

Tendo-se o novo volume de gás, calcula-se a nova fração de vazio. Nota-se que o processo iterativo neste caso é idêntico ao anterior, estimando-se uma pressão média e uma fração de vazio e prosseguindo o processo até que se atinjam as tolerâncias requeridas.

Para o cálculo da velocidade média na linha do estrangulador considera-se o volume da região bifásica que saiu do poço, já que a distribuição de bolhas é a mesma adotada por Stanbery (Ref. 6), conseqüentemente diminuindo o tamanho das bolhas na parte superior, na proporção em que a

região bifásica vai sendo retirada do poço.

Quando a parte inferior da região bifásica atinge a linha do estrangulador é iniciada a última parte da simulação.

4.7.5 - Quinta parte - Região bifásica na linha do estrangulador

Esta é muito rápida em comparação ao tempo total de simulação da circulação, podendo se desprezar os valores intermediários calculados entre o tempo em que a fase inferior da região bifásica atinge a linha do estrangulador e o de quando sai totalmente do poço. Como se tem os valores da pressão nestes dois momentos, estes são utilizados na simulação, completando desta forma o perfil de pressões previsto no anular na circulação do kick pelo modelo desenvolvido.

Em uma situação real, o poço seria novamente fechado até que um outro fluido de perfuração, com um peso específico suficiente para equilibrar a pressão da formação, fosse circulado.

CAPÍTULO V

ESTUDO DA POSIÇÃO DO ESTRANGULADOR DURANTE A FASE CRÍTICA DE CIRCULAÇÃO

Durante a simulação do kick, o programa determina as duas pressões críticas da circulação bem como os respectivos tempos de circulação em que isto ocorre, ou seja, os tempos e pressões no momento em que a região bifásica atinge a linha do estrangulador e depois quando atinge a superfície.

Logicamente, dependendo da lâmina d'água, existe uma vazão ideal para que o kick seja circulado de acordo com as características do estrangulador e isto é mostrado neste capítulo.

Existem diversas expressões que dão a perda de carga no estrangulador entre as quais a estudada por Holden e Bourgoyne em 1982 (Ref. 8) :

$$\Delta P = \frac{P_{lamo} Q_{lamo}^2}{2 g_c A_f^2} \quad (5.1)$$

onde :

ΔP - perda de carga através do estrangulador

Q_{lamo} - vazão de lama através do estrangulador

A_f - área friccional efetiva através do estrangulador

g_c - fator de conversão

A área friccional efetiva foi determinada por Holden e Bourgoyne (Ref. 8) em experimentos para dois estranguladores utilizados em sondas flutuantes, conforme

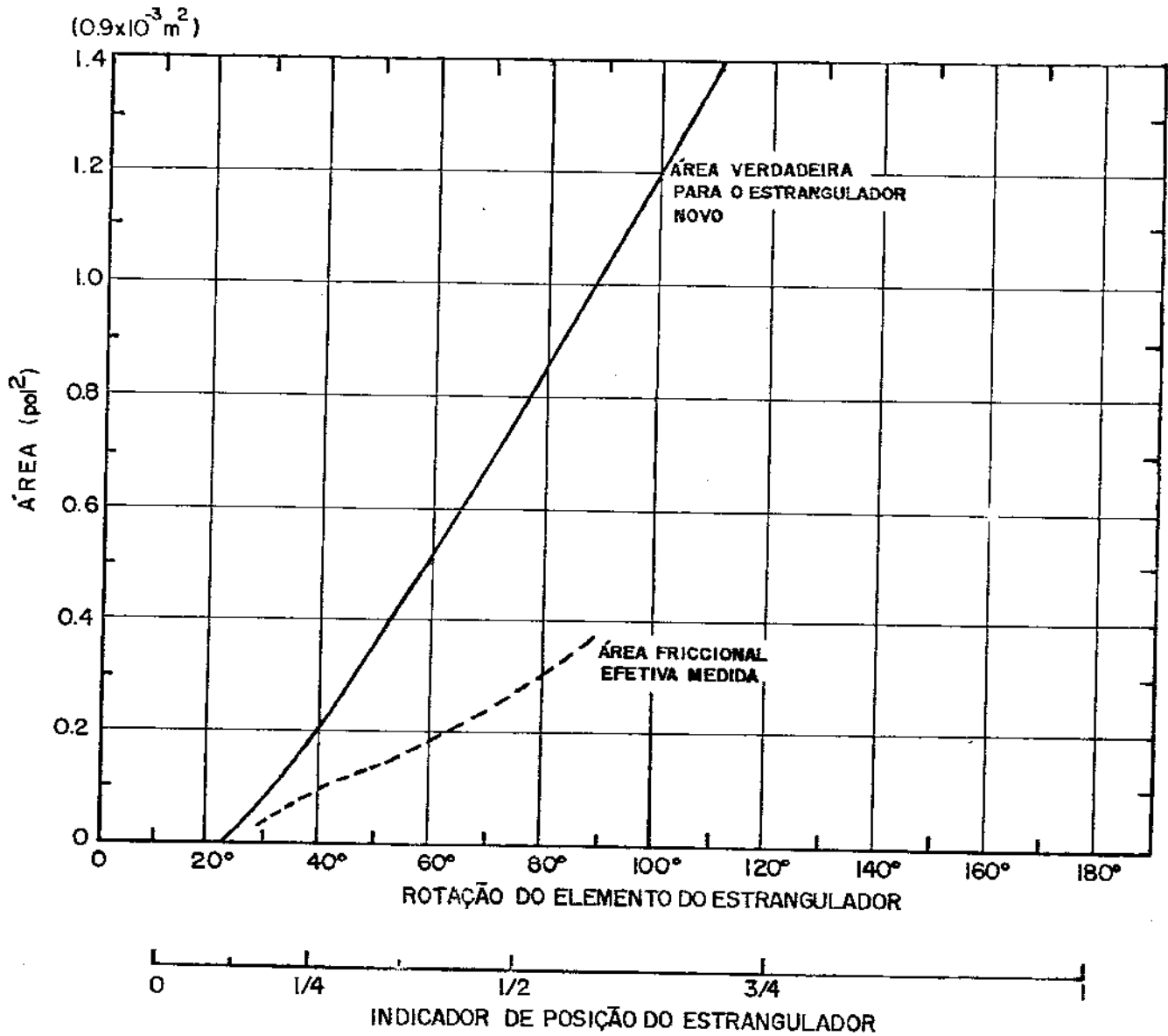


FIGURA 5.1 - ÁREA FRICCIONAL EFETIVA PARA O ESTRANGULADOR SWACO 1.75"
(FONTE: REF.8)

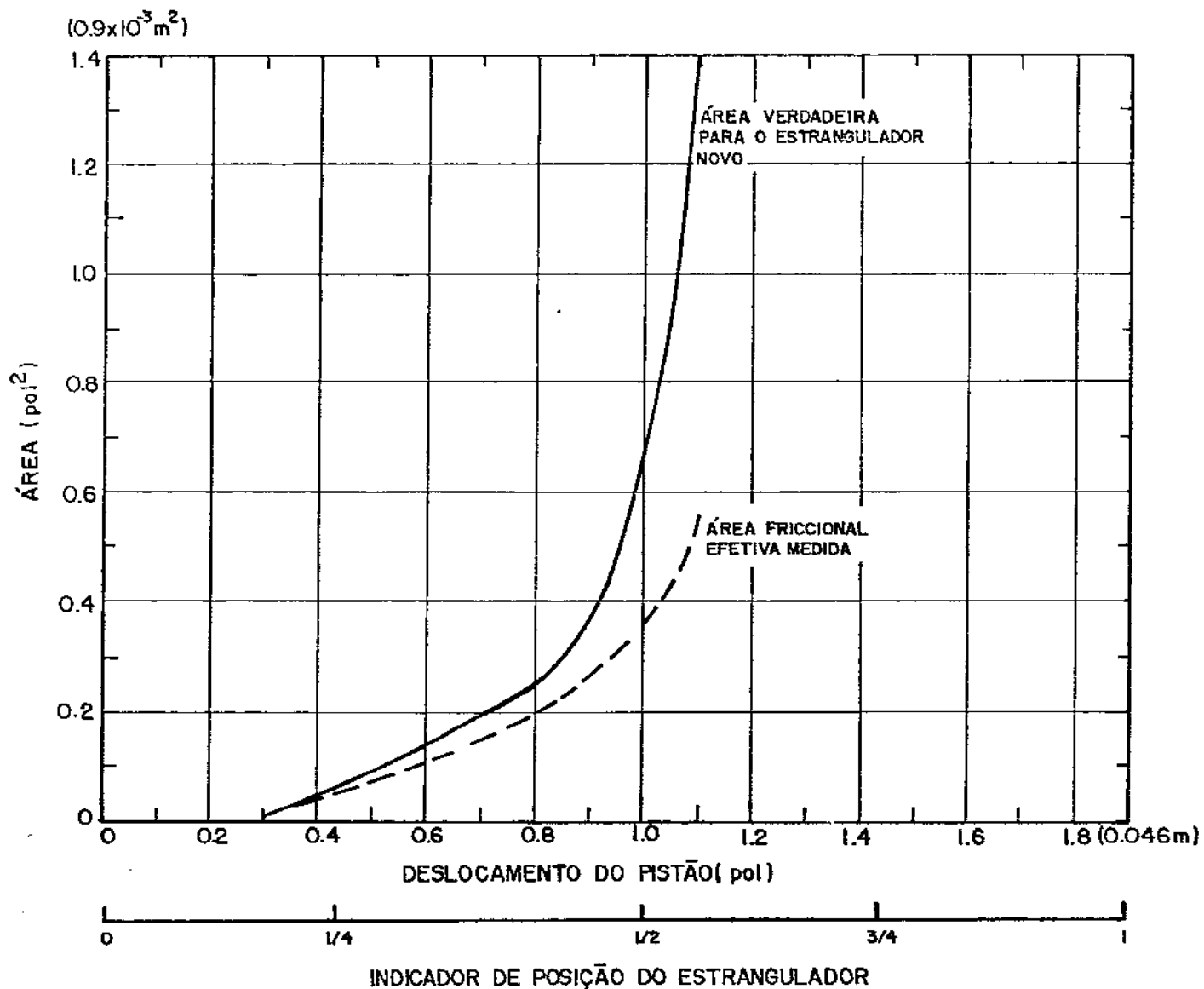


FIGURA 5.2-ÁREA FRICCIONAL EFETIVA PARA O ESTRANGULADOR CAMERON 2.00"
(FONTE: REF.8)

pode ser visto na figura 5.1 para o estrangulador de perfuração Swaco de 1.75 polegadas e na figura 5.2 para o estrangulador Cameron de 2.00 polegadas.

Algumas sondas na Bacia de Campos possuem o estrangulador Swaco de 2.00 polegadas e o Cameron de 2.00 polegadas, portanto neste estudo são utilizados os dados referentes ao do estrangulador Cameron de 2.00 polegadas.

Para o manuseio deste estrangulador pode-se regular a velocidade de fechamento conforme o desejado, existindo um ajuste menor de pressão quando tal equipamento é regulado no modo lento (ou maior no modo rápido).

A determinação da viabilidade da utilização da vazão escolhida para circulação do kick é feita determinando-se a área friccional efetiva necessária para manter a pressão no anular pela expressão (5.1) para as duas pressões críticas.

Com estas áreas e com os dados do estrangulador Cameron (figura 5.2), determina-se as posições de abertura em que o estrangulador deve ser mantido.

Com a velocidade de fechamento do estrangulador e estas posições determina-se o tempo necessário para realização desta operação.

O autor fez medidas do tempo de fechamento no modo lento e no rápido, chegando aos seguintes valores para o estrangulador Cameron de 2.00 polegadas :

- modo lento - 300 segundos
- modo rápido - 20 segundos

Como no controle de kicks nunca se trabalha com o

estrangulador no modo lento ou rápido, ficando-se sempre em uma posição intermediária, o autor adotou o tempo médio de fechamento total do estrangulador de 50 segundos, um valor em média bastante utilizado na circulação de um kick.

Como se tem a posição do estrangulador necessária para se manter a pressão na superfície, o modelo calcula o tempo necessário para a modificação do estrangulador entre as duas pressões consecutivas na superfície no intervalo de tempo simulado.

No caso deste intervalo de tempo ser menor que o intervalo de tempo simulado, pode-se utilizar a vazão escolhida inicialmente para o controle do kick.

Do contrário, escolhe-se uma vazão menor até que esta apresente condições de operacionalidade para o estrangulador.

Se a vazão determinada através deste processo for menor que a correspondente a mínima vazão especificada pela bomba de perfuração, deve-se utilizar a bomba de cimentação.

É importante notar a diferença nos dados entre a área real para o estrangulador e a área friccional medida, evidenciando a necessidade de se levantar estes dados para todos os tipos de estranguladores existentes, pois caso seja utilizada a área real do estrangulador para determinação da posição que este deve ficar, isto acarreta em erros que invalidam o estudo desenvolvido para verificação da vazão de circulação ideal para o estrangulador existente na sonda.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS DO MODELO

Para a comparação do modelo descrito neste texto foram utilizados os dados de outro modelo computacional, já que dados experimentais de kicks para lâminas d'água profundas praticamente inexistem no Brasil, e para sondas flutuantes, os que existem não servem como base, pois muitas vezes os métodos e o peso de lama são alterados de acordo com a conveniência da operação, nem sempre se seguindo o método de pressão no fundo do poço constante.

Dados experimentais também não foram coletados, devido a inexistência de um poço para estes estudos até o presente momento, servindo como base apenas as correlações utilizadas neste trabalho e que mostraram bom desempenho nas medições feitas pelos autores destas correlações, para poços de petróleo com dimensões próximas das utilizadas pela Petrobrás na área marítima.

Foi escolhido para comparação com o modelo desenvolvido neste texto o modelo de Santos (Ref. 9), devido a existência de dados deste modelo e que tal modelo se baseia na circulação do kick com a pressão do fundo do poço constante e no modelo de bolhas de Stanbery (Ref. 6), e que mostrou bom desempenho, com a pressão máxima do revestimento um pouco menor que os outros modelos.

A diferença fundamental entre este modelo e o de Santos (Ref. 9) é no cálculo das perdas de carga, pois este

último utiliza a correlação de Orkiszewski (Ref. 30) para a perda de carga, em que a velocidade utilizada na fórmula (4.19) para cálculo é a do fluido de perfuração dividido pela fração volumétrica do líquido e o peso específico é o do próprio fluido de perfuração. Isto causa diferenças significativas na pressão do anular quando utilizando poços de pequenas dimensões, como será visto adiante.

Para comparação das pressões no anular entre este modelo e o de Santos foi utilizado dois poços de seção anular constante, sendo um com as dimensões próximas dos poços da Bacia de Campos (tabela 6.1) e outro com as dimensões de um poço delgado.

BROCA	REVESTIMENTO
pol (m)	pol (m)
36 (0.914)	30 (0.762)
26 (0.660)	20 (0.508)
17 1/2 (0.445)	13 3/8 (0.340)
12 1/4 (0.311)	9 5/8 (0.244)
8 1/2 (0.216)	7 (0.178)
6 3/4 (0.171)	5 1/2 (0.140)

TABELA 6.1 - DIMENSÕES USUAIS DOS POÇOS NA BACIA DE CAMPOS

Os dados referentes ao primeiro exemplo foram:

Profundidade : 3047.85 m (10000 pés)

Lâmina d' água : 304.79 m (1000 pés)

Diâmetro interno do poço : 0.251 m (9.875 pol)

Diâmetro da tubulação interna : 0.127 m (5.000 pol)

Diâmetro da linha do estrangulador : 0.076 m (3.000 pol)

Gradiente geotérmico : 0.0146 C/m (0.008 F/pé)
Peso específico : 1.2 g/cm³ (10.0 lb/gal)
Viscosidade plástica : 15.0 mPa.s (15.0 cp)
Limite de escoamento : 4.788 Pa (10.0 lbf/100 pé²)
SIDPP : 3.103 MPa (450 psig)
SICP : 4.688 MPa (680 psig)
Ganho : 6.360 m³ (40 bbls)
Tempo de fechamento : 60 seg (1 min)
Vazão de perfuração : 2.216 m³/min (13.936 bbl/min)
Vazão de circulação : 0.753 m³/min (4.738 bbl/min)
Margem de segurança na circulação : 1.034 MPa (150 psi)

A figura 6.1 mostra os resultados dos dois modelos, indicando que, apesar da utilização de correlações diferentes para cálculo das perdas de carga na região bifásica, os dois modelos apresentam previsão de pressões semelhantes quando utilizados nas dimensões próximas dos poços comumente perfurados na Bacia de Campos. Nota-se que a diferença entre os dois modelos não ultrapassa 50 psi, o que em termos de precisão em uma sonda é desprezível.

Convém notar que o maior afastamento das pressões entre os dois modelos ocorre na linha do estrangulador, devido a menor dimensão desta e, quando se utiliza a correlação de Orkiszewski (Ref. 30), esta apresenta perdas de carga maiores em relação ao modelo do autor. Este fato está melhor acentuado no próximo exemplo quando se compara os modelos para poços delgados.

Os dados referentes ao segundo exemplo são idênticos

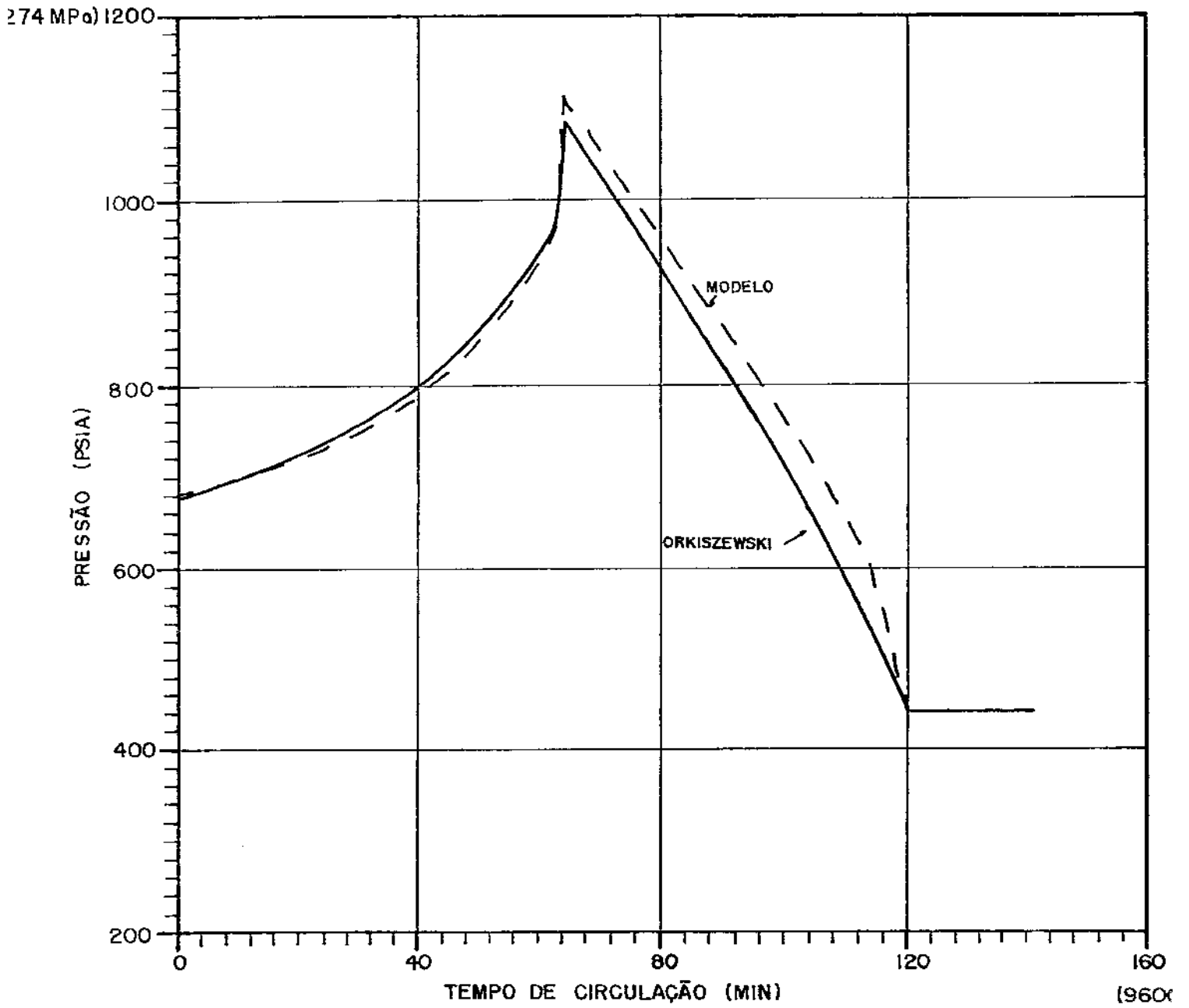


FIGURA 6.1 - COMPARAÇÃO ENTRE MODELOS - POÇOS NORMAIS

ao do primeiro, com exceção dos diâmetros do anular que foram alterados para :

Diâmetro interno do poço : 0.159 m (6.250 pol)

Diâmetro da tubulação interna : 0.089 m (3.500 pol)

A figura 6.2 mostra o efeito do poço delgado sobre a correlação de Orkiszewski (Ref. 30), indicando uma perda de carga muito maior que a do modelo do autor e conseqüentemente uma previsão de pressões menores do que a deste último. Isto explica a razão da diferença de pressões entre os dois modelos se tornar maior na linha do estrangulador, conforme se verificou no exemplo anterior. Nota-se também que a simulação não foi completada , devido a discrepância dos resultados calculados a partir do momento em que a região bifásica começa a sair na superfície.

Este fato verificado na figura 6.2 indica também o motivo pelo qual o modelo de Santos (Ref. 9) apresentou pressões máximas no anular inferiores a de outros modelos, pois normalmente estas máximas pressões ocorrem quando a região bifásica ocupa toda a linha do estrangulador, e devido a correlação de Orkiszewski (Ref. 30), as perdas de carga calculadas diminuem o valor da pressão prevista no anular em comparação-ao de outras correlações.

Obviamente para os poços delgados a correlação de Orkiszewski (Ref. 30) não deve ser utilizada quando se utilizando do modelo de distribuição de bolhas proposto por Stanbery (Ref. 6), e portanto para tais poços é melhor a utilização do modelo proposto pelo autor.

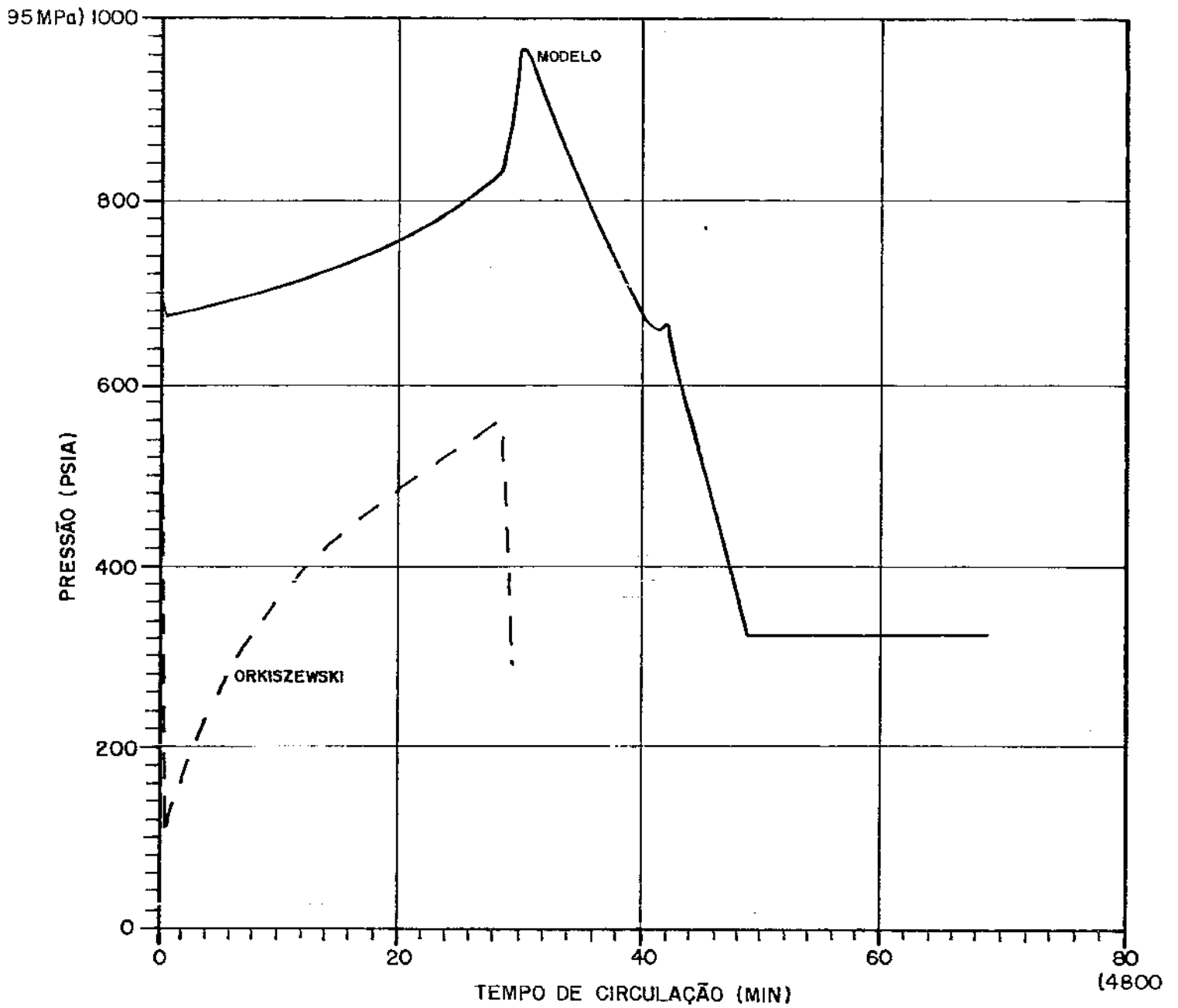


FIGURA 6.2- COMPARAÇÃO ENTRE MODELOS - POÇOS DELGADOS

Para os outros poços pode-se utilizar quaisquer dos modelos, pois a diferença não é significativa em termos de previsão de pressões no anular.

A seguir é feita uma análise dos parâmetros que mais influenciam na previsão de pressões no anular, através de um exemplo com as dimensões usuais de poços da Bacia de Campos e sobre o qual será analisado a influência de tais parâmetros.

O exemplo foi calculado com os seguintes valores :

Dimensões físicas do poço:

- Profundidade - 3500 metros (11483.5 pés)
- Profundidade da sapata - 2500 metros (8202.5 pés)
- Lâmina d'água - 550 metros (1804.5 pés)
- Diâmetro da linha do estrangulador - 0.073 m (2.875 pol)
- Seções anulares:

DPE	DCI	Comprimento
m (pol)	m (pol)	m (pés)
0.165 (6.5)	0.216 (8.5)	500 (1640.5)
0.127 (5.0)	0.216 (8.5)	1000 (3281.0)
0.127 (5.0)	0.244 (9.625)	1450 (4757.5)

Propriedades reológicas do fluido de perfuração

- Peso específico - 1.15 g/cm³ (9.6 lb/gal)
- Viscosidade plástica - 10.0 mPa.s (10.0 cp)
- Limite de escoamento - 7.182 Pa (15.0 lb/100 pe²)

Características das bombas de perfuração

- Tipo de bomba - triplex

- Comprimento da camisa - 0.356 m (14 pol)
- Diâmetro da camisa - 0.165 m (6.5 pol)
- Eficiência volumétrica - 0.97
- Fator de bombeamento - 0.022 m³/ciclo (0.139 bbl/ciclo)

Dados do kick

- SIDPP - 3.241 MPa (470 psig)
- SICP - 4.619 MPa (670 psig)
- Ganho - 6.360 m³ (40 bbls)

Outros Dados

- Pressão de fratura na sapata - 43.437 MPa (6300 psig)
- Velocidade de circulação do kick - 34 cpm
- Velocidade de perfuração - 100 cpm
- Tempo de fechamento - 60 segundos (1 min)
- Sobrepressão utilizada - 0.689 MPa (100 psig)
- Gradiente geotérmico - 0.0146 C/m (0.008 F/pe)
- Tipo de estrangulador - Cameron 2.00 pol

O programa com o modelo do autor foi rodado com os dados acima e construída a curva de pressões do anular. Em seguida foram sendo alterados os parâmetros sobre os quais se desejava conhecer a influência na pressão do anular.

6.1 - Efeito da lâmina d'água

A influência da lâmina d'água fica evidenciada observando-se a previsão de pressões para uma lâmina d'água de 550 metros e a outra de 1000 metros na figura 6.3, com os

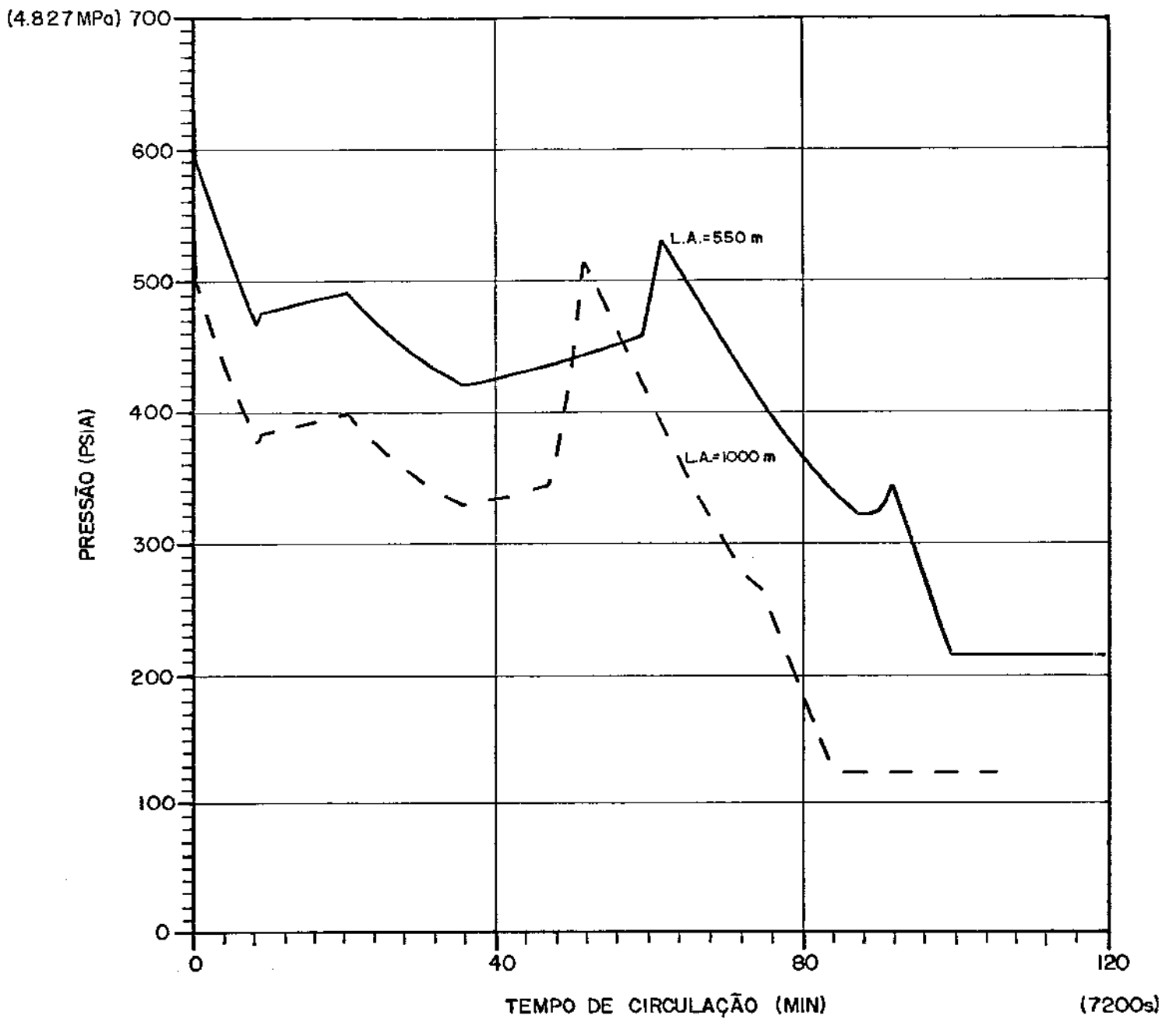


FIGURA 6.3-EFEITO DA LÂMINA D'ÁGUA NA PRESSÃO DO ANULAR

outros dados mantidos constantes.

Nota-se pela figura que a variação de pressão no anular é muito mais rápida na lâmina d'água maior, não sendo entretanto tão grande quanto ao previsto pelo método de Ilfrey e alli (Ref. 2). Neste kick é possível se fazer o controle sem a utilização da bomba de cimentação, pois a variação de pressão no anular é bem menor que a variação máxima de pressão permitida pelo estrangulador Cameron de 2.00 pol no intervalo de tempo considerado.

Isto também vai de encontro ao descrito por Holden e Bourgoyne (Ref. 8) em que, através de experimentos no poço de Louisiana, se chegou a conclusão de que é possível o controle de poços em lâminas d'águas profundas pelos métodos tradicionais utilizados nas sondas flutuantes, devido as pressões reais serem menores que os previstos pelos modelos conservativos.

6.2 - Efeito do tamanho do kick

A figura 6.4 mostra o que pode acontecer se ocorresse um kick de proporção maior que no caso anterior. Obviamente para se manter a mesma composição no anular, entre a fase líquida e gasosa, houve a necessidade de se alterar o tempo de fechamento para 2 minutos.

Nota-se um perfil de pressões maiores no kick de maior dimensão e inclusive uma maior necessidade de variação de pressão no anular, mas que mesmo assim não impediria que o kick fosse circulado com a bomba de perfuração. A dimensão

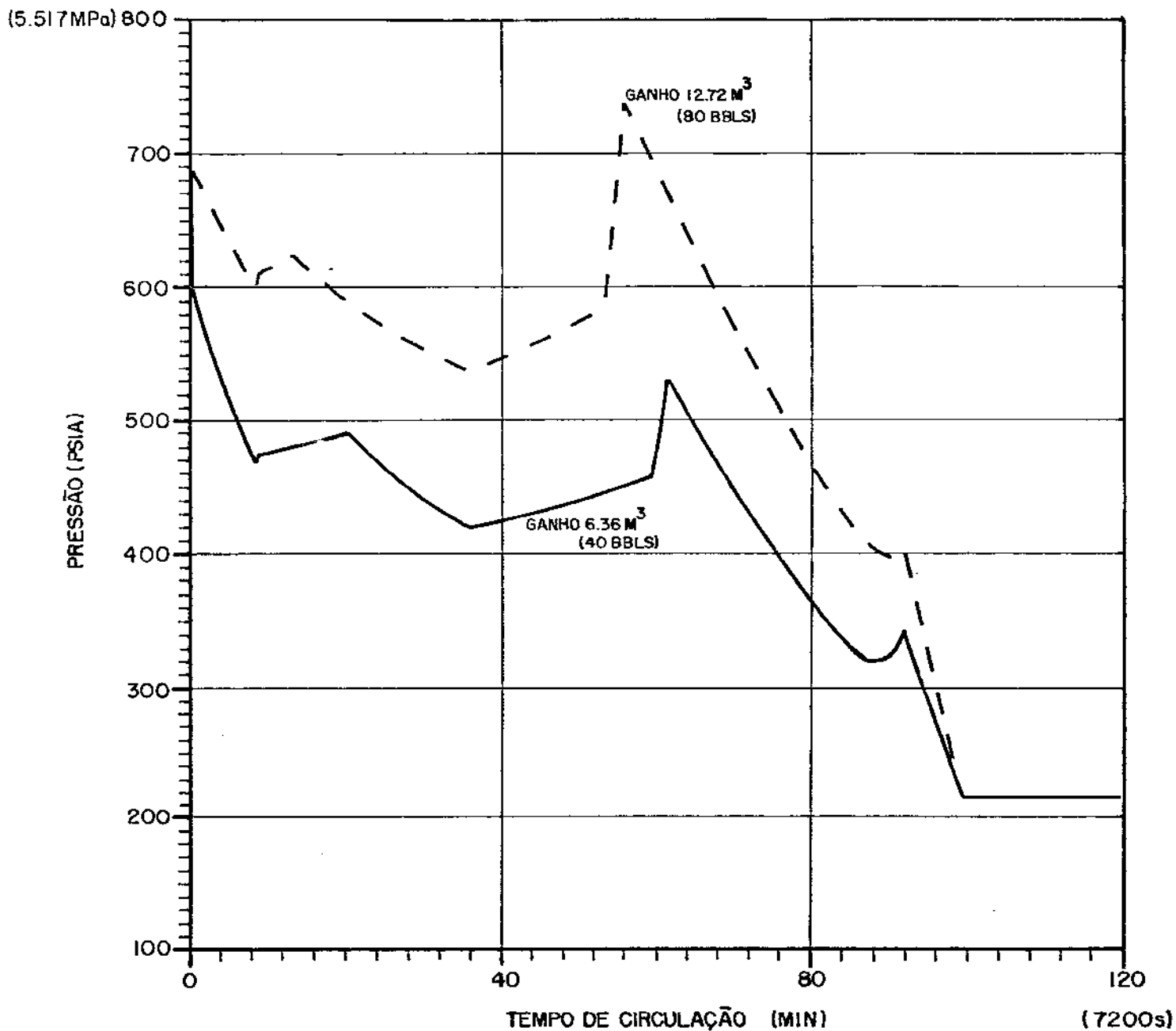


FIGURA 6.4 - EFEITO DO TAMANHO DO KICK NA PRESSÃO DO ANULAR

deste kick em uma sonda evidenciaria uma falha muito grande no controle de perfuração, pois as sondas flutuantes permitem detectar um ganho de 3,18 m³ (20 barris) facilmente, e caso a lâmina d'água fosse maior, o controle apenas pelo método de pressão no fundo do poço constante talvez não fosse possível.

A importância da análise destas duas curvas está novamente em mostrar um ponto bastante divulgado no controle de kicks, ou seja, a detecção deste no mínimo tempo possível é vital para que as pressões desenvolvidas no anular sejam as menores possíveis.

6.3 - Efeito da viscosidade na pressão do anular

A figura 6.5 mostra o efeito da mudança da viscosidade do fluido de perfuração no perfil de pressões do anular, diminuindo a pressão do anular quando se utiliza uma lama mais viscosa.

Tal fato já era esperado pois devido ao aumento das perdas de carga no anular e a compensação destas pelo método escolhido no modelo, ocorre a diminuição das pressões no anular.

Um efeito que pode prejudicar o controle do kick devido a um aumento da viscosidade é justamente o de se fraturar a formação, pois ao contrário do modelo, em uma sonda flutuante só se compensa a perda de carga da linha do estrangulador, aumentando desta forma a pressão na formação de um valor idêntico ao da perda da região anular. Como também são frequentes erros de operação, as vezes parte da

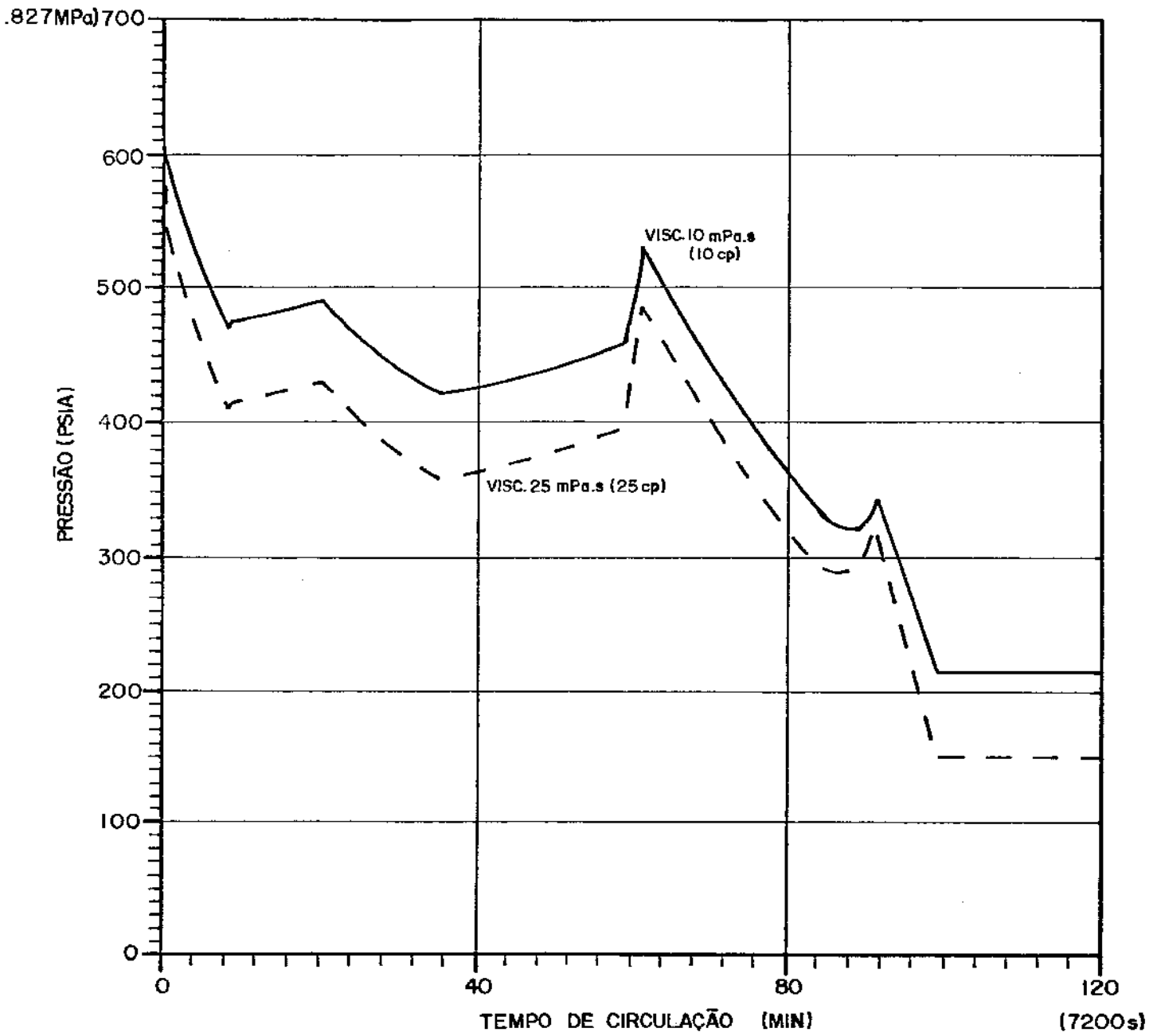


FIGURA 6.5 - EFEITO DA VISCOSIDADE NA PRESSÃO DO ANULAR

perda de carga da linha do estrangulador não é compensada, levando desta forma a uma maior probabilidade de se ocorrer uma fratura.

No modelo, mesmo trabalhando com um peso específico equivalente de fratura a 1.77 g/cm^3 (14.8 lb/gal), valor bastante encontrado na Bacia de Campos, não houve problema de fratura devido ao aumento de viscosidade.

Esta influência da viscosidade no perfil de pressões pode levar a erros na previsão do modelo, pois a hipótese assumida é a de que as propriedades do fluido de perfuração que está no poço são idênticas ao da bombeada, mas na realidade o fluido que estava sendo utilizado na perfuração sofre a contaminação de cascalhos e outros elementos que podem modificar a viscosidade do fluido de perfuração.

6.4 - Efeito do gradiente geotérmico na pressão do anular

O modelo trabalha com temperatura constante, e o que é feito na figura 6.6 é uma comparação entre a circulação do kick com a temperatura da formação correspondente a um gradiente geotérmico de 0.022 C/m (0.012 F/pé) e a outro de 0.0146 C/m (0.008 F/pé), mostrando que basicamente não há mudança significativa no perfil de pressões devido a temperatura.

Portanto o fato de se ter assumido uma temperatura constante não traz diferenças significativas para o modelo.

6.5 - Efeito da vazão na circulação do kick

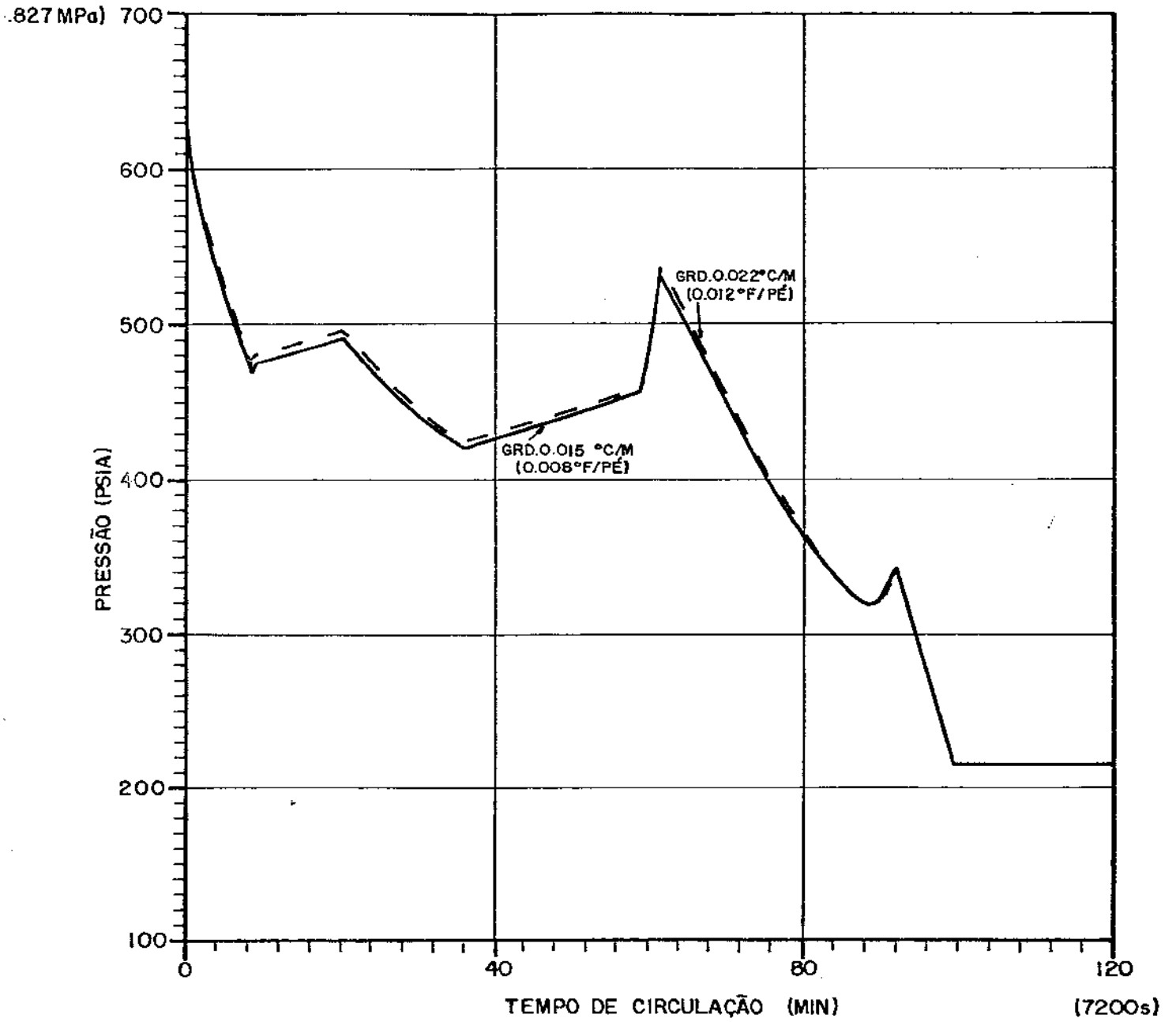


FIGURA 6.6 - EFEITO DO GRADIENTE GEOTÉRMICO NO ANULAR

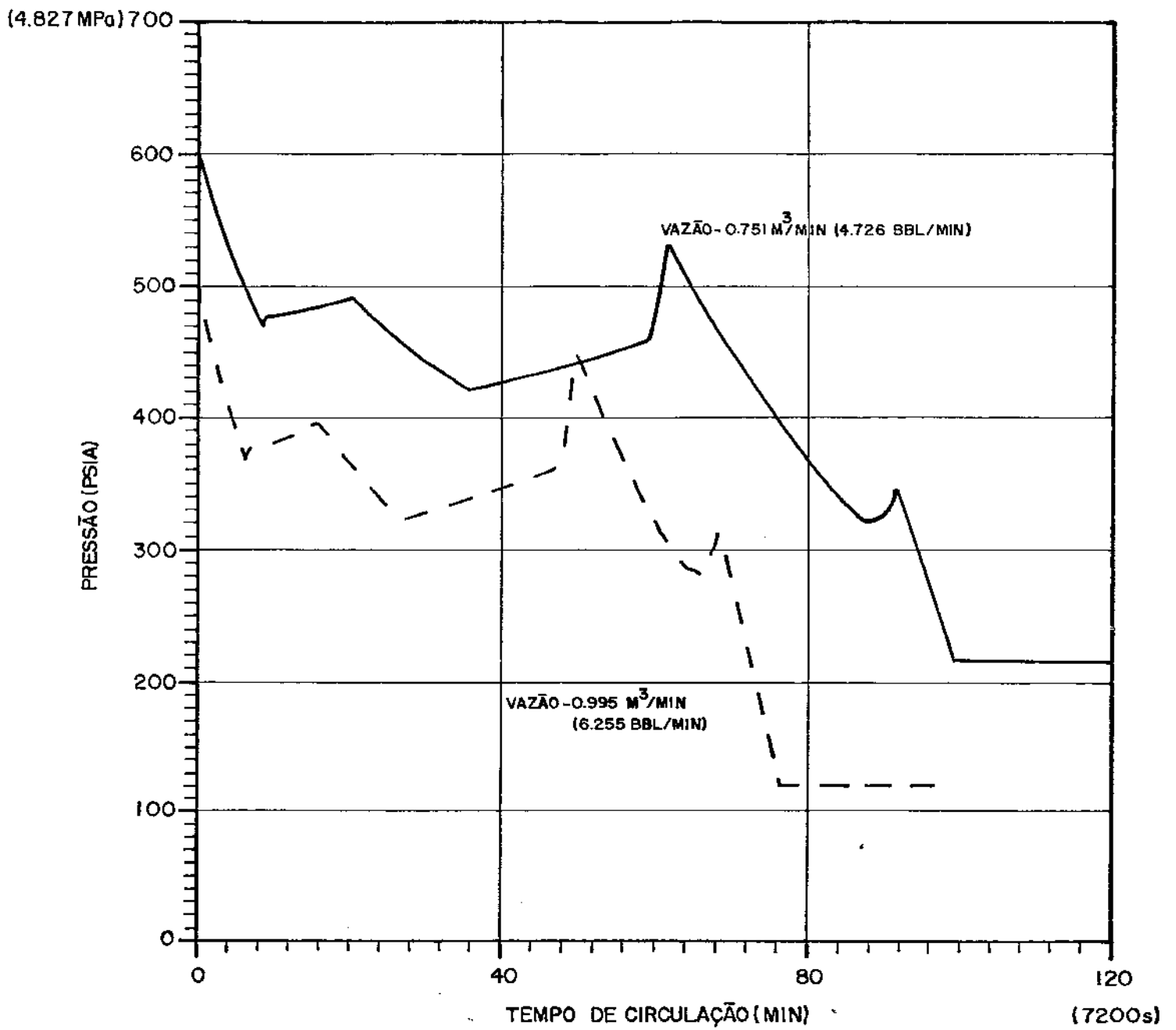


FIGURA 6.7- EFEITO DA VAZÃO NA PRESSÃO DO ANULAR.

A figura 6.7 mostra o efeito da vazão na circulação do kick, através da comparação entre uma vazão de 0.751 m³/min (4.726 bbl/min), correspondente a uma velocidade de 34 cpm da bomba do exemplo, e a vazão de 0.995 m³/min (6.255 bbl/min), correspondente a uma velocidade de 45 cpm da mesma bomba.

Nota-se que com o aumento da vazão as pressões no anular diminuem devido ao aumento da perda de carga, levando a princípio a falsa idéia de que seria mais seguro a circulação com a maior vazão possível

Ao se comparar na figura 6.7 as tangentes as curvas que indicam a subida da região bifásica pela linha do estrangulador, mesmo com estas vazões relativamente próximas, verifica-se que a correspondente a maior vazão é maior, indicando um menor tempo disponível para ajuste do estrangulador. Dependendo do kick isto não seria possível no tempo disponível para alteração de pressão, tendo portanto que se fazer o controle com uma vazão menor.

6.6 - Efeito do limite de escoamento na pressão do anular

A figura 6.8 mostra o efeito da mudança no limite de escoamento do fluido de perfuração, alterando desta forma o perfil de pressões do anular.

Nota-se que com o aumento do limite de escoamento ocorre uma diminuição no perfil de pressões do anular devido logicamente a um aumento nas perdas de carga.

Como no caso da viscosidade, isto leva a imprecisões

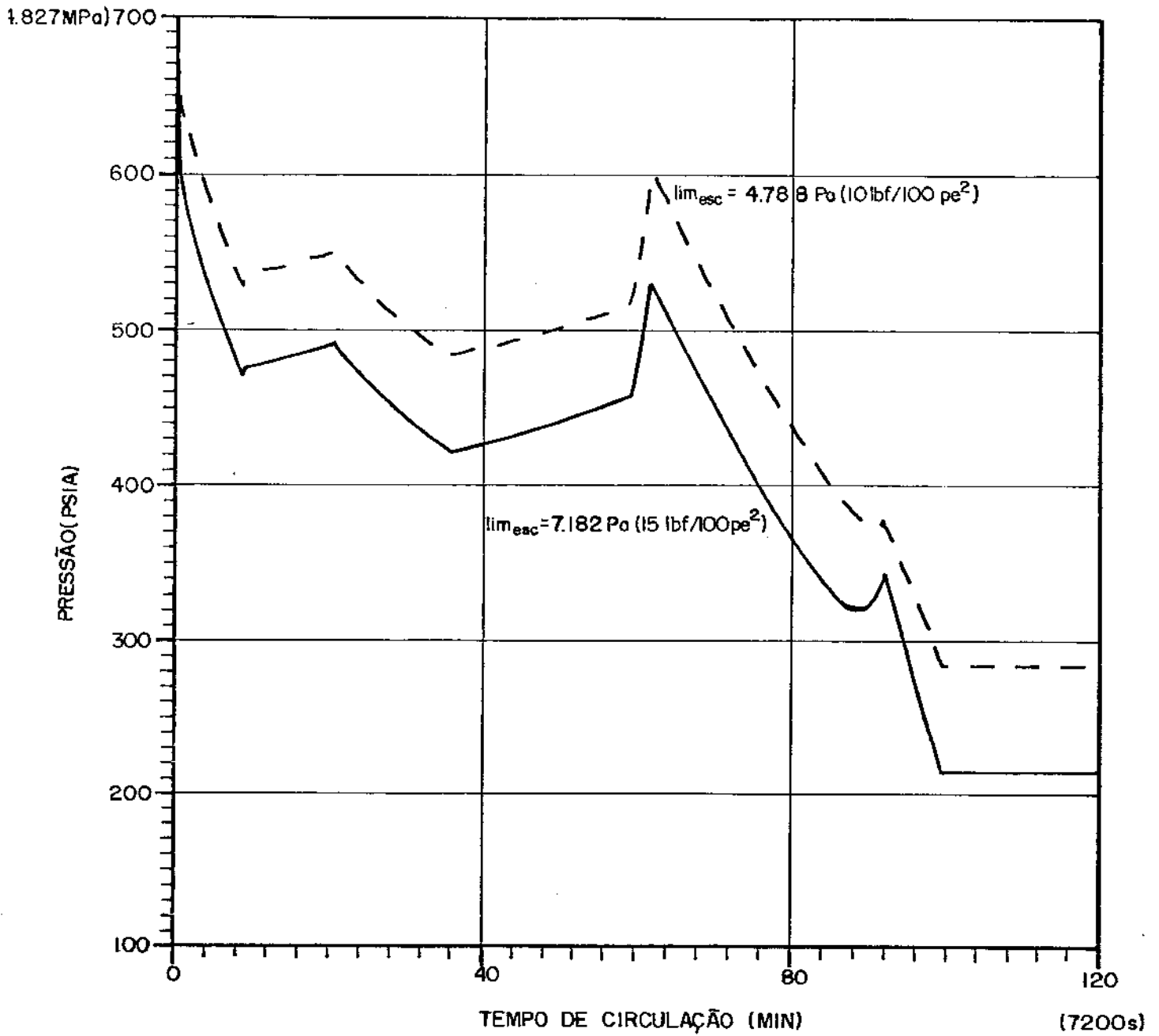


FIGURA 6.9 - EFEITO DO LIMITE DE ESCOAMENTO NA PRESSÃO DO ANULAR

do modelo, pois este supõe as mesmas propriedades para o fluido de perfuração que está no poço e o utilizado para a circulação, mas devido a presença de cascalhos e outros fluidos, isto pode ser alterado.

6.7 - Efeito do diâmetro na região do poço aberto

O modelo supõe também que os diâmetros da seção anular são conhecidos. Para um poço em perfuração isto nem sempre é verdade, pois a região em que o poço está aberto (não revestido) pode estar alargada, devido a desmoronamentos, levando portanto a erros na previsão das pressões do anular.

O conhecimento do diâmetro real desta parte do poço só é possível após a perfilagem, não estando disponível este dado durante o controle.

A figura 6.9 mostra o efeito do alargamento do poço na região aberta, quando o diâmetro do poço passa de 0.216 m (8.5 pol) para 0.234 m (9.2 pol), aumentando conseqüentemente a pressão no anular, devido as menores perdas de carga, e o tempo de circulação, devido a um maior volume no poço.

6.8 - Efeito do tempo de fechamento na pressão do anular

O efeito principal do tempo de fechamento no modelo é o de aumentar a fração volumétrica líquida no anular, conseqüentemente o efeito da expansão do gás na linha do estrangulador é tanto menor quanto maior for este tempo.

A figura 6.10 mostra o efeito da variação deste tempo

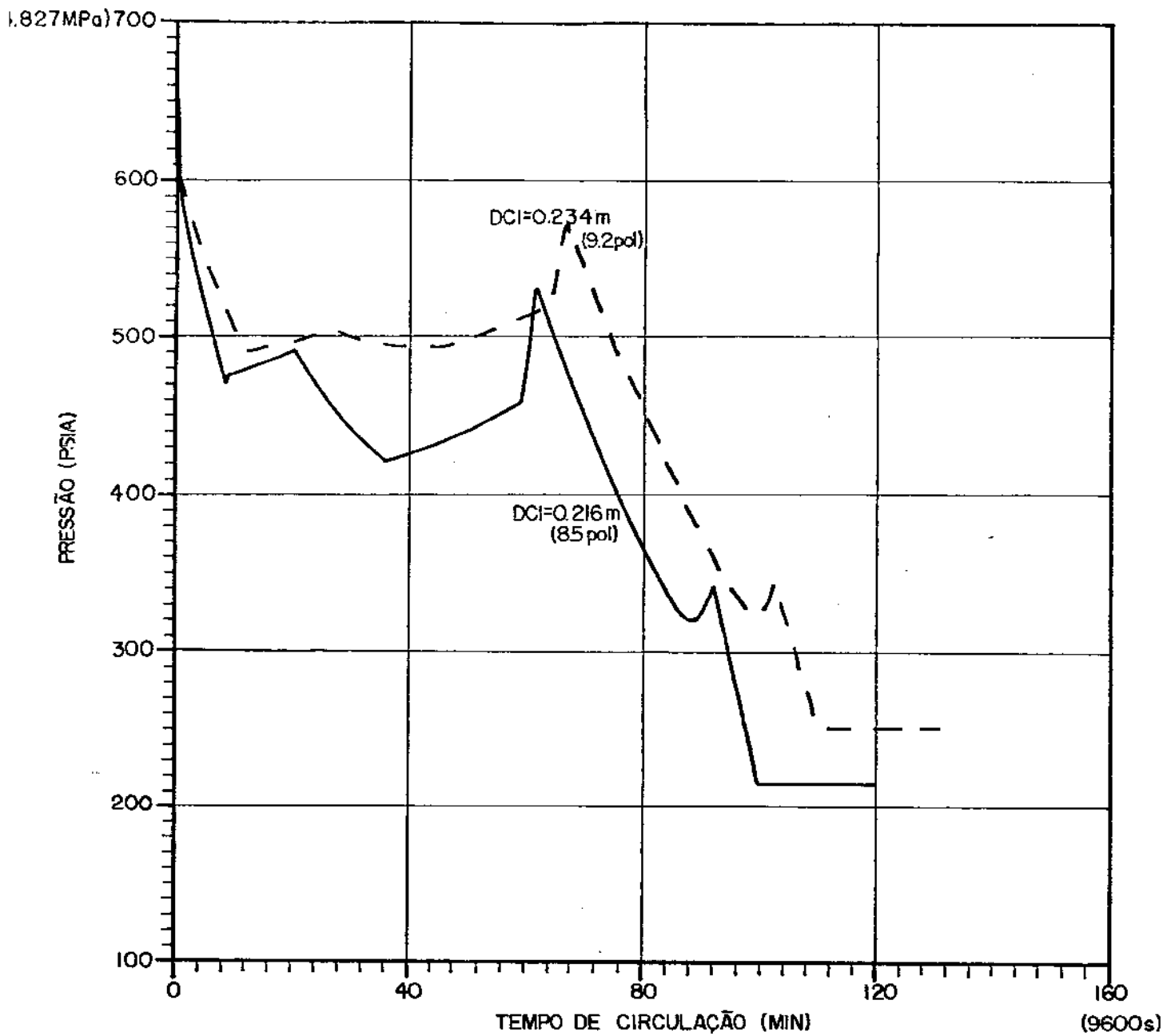


FIGURA 6.9 - EFEITO DO DIÂMETRO DO POÇO ABERTO NA PRESSÃO DO ANULAR

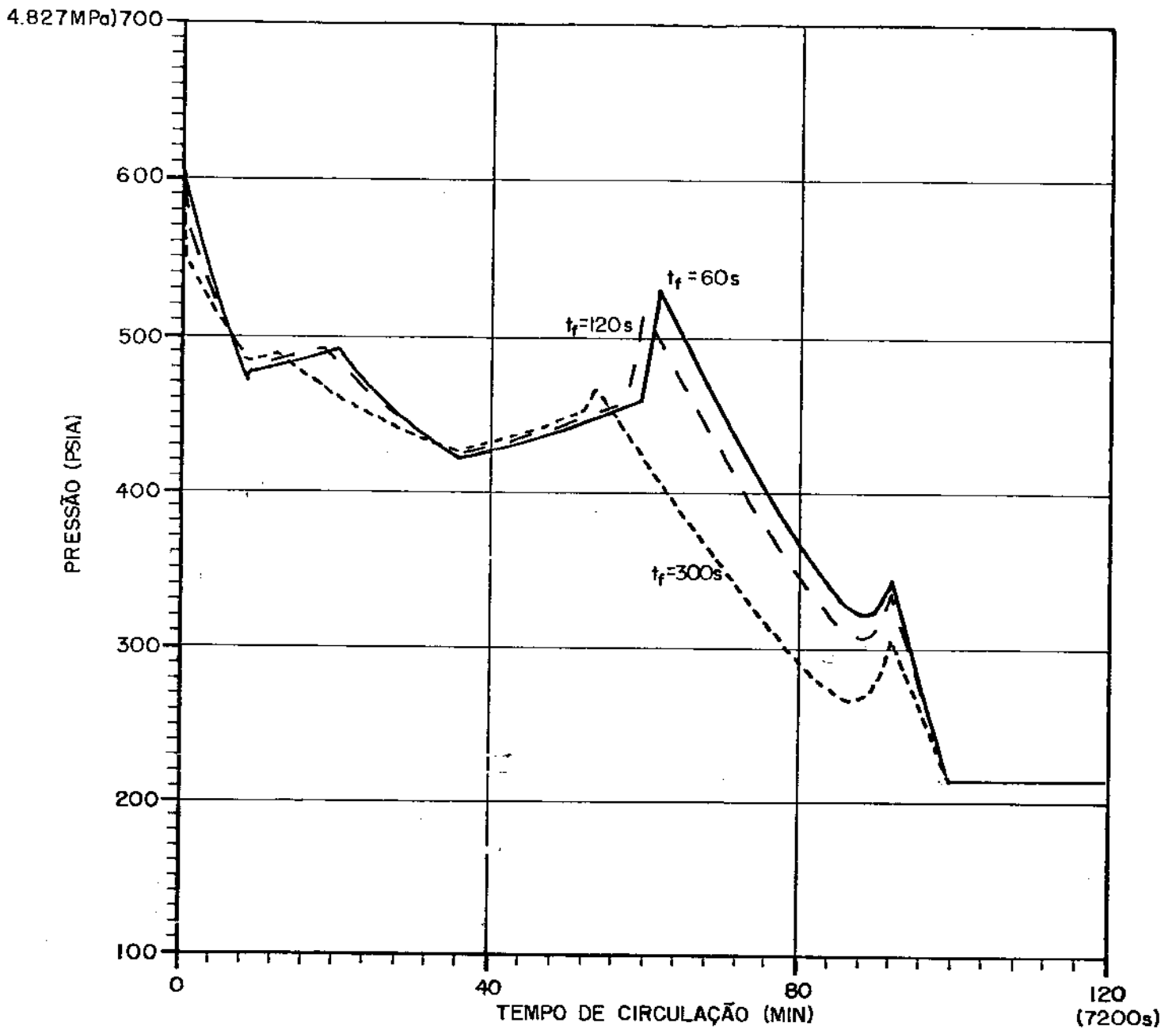


FIGURA 6.10 - EFEITO DO TEMPO DE FECHAMENTO NA PRESSÃO DO ANULAR

de fechamento, mostrando que a grande diferença ocorre justamente quando a região bifásica entra pela linha do estrangulador.

Na falta de um dado sobre este tempo de fechamento em uma sonda pode-se colocar o menor tempo possível, pois desta forma o modelo será mais conservativo, prevendo pressões maiores que no caso real.

6.9 - Estudo da tangente ao perfil de pressões do anular

O modelo desenvolvido possibilita o cálculo da tangente a curva no intervalo de tempo simulado. A figura 6.11 mostra os valores da tangente ao perfil de previsão de pressões do exemplo que está sendo analisado neste capítulo. Nota-se que este gráfico é importante para se ter uma idéia da variação que é necessária ser dada ao estrangulador durante a circulação do kick.

Ao se analisar o gráfico da figura 6.11 nota-se que a maior variação neste exemplo se dá no início da circulação, ou seja, quando se sai da parte estática para a dinâmica. Isto não significa entretanto que esta seja a fase mais crítica, pois ao se iniciar a circulação do kick, obrigatoriamente se abre o estrangulador (conseqüentemente a pressão no anular cai), e ao mesmo tempo se inicia a circulação com uma vazão menor que a estipulada para se manter a pressão no tubo de perfuração igual a calculada.

Em seguida se faz o ajuste tanto na vazão escolhida para a circulação como na posição do estrangulador, de tal

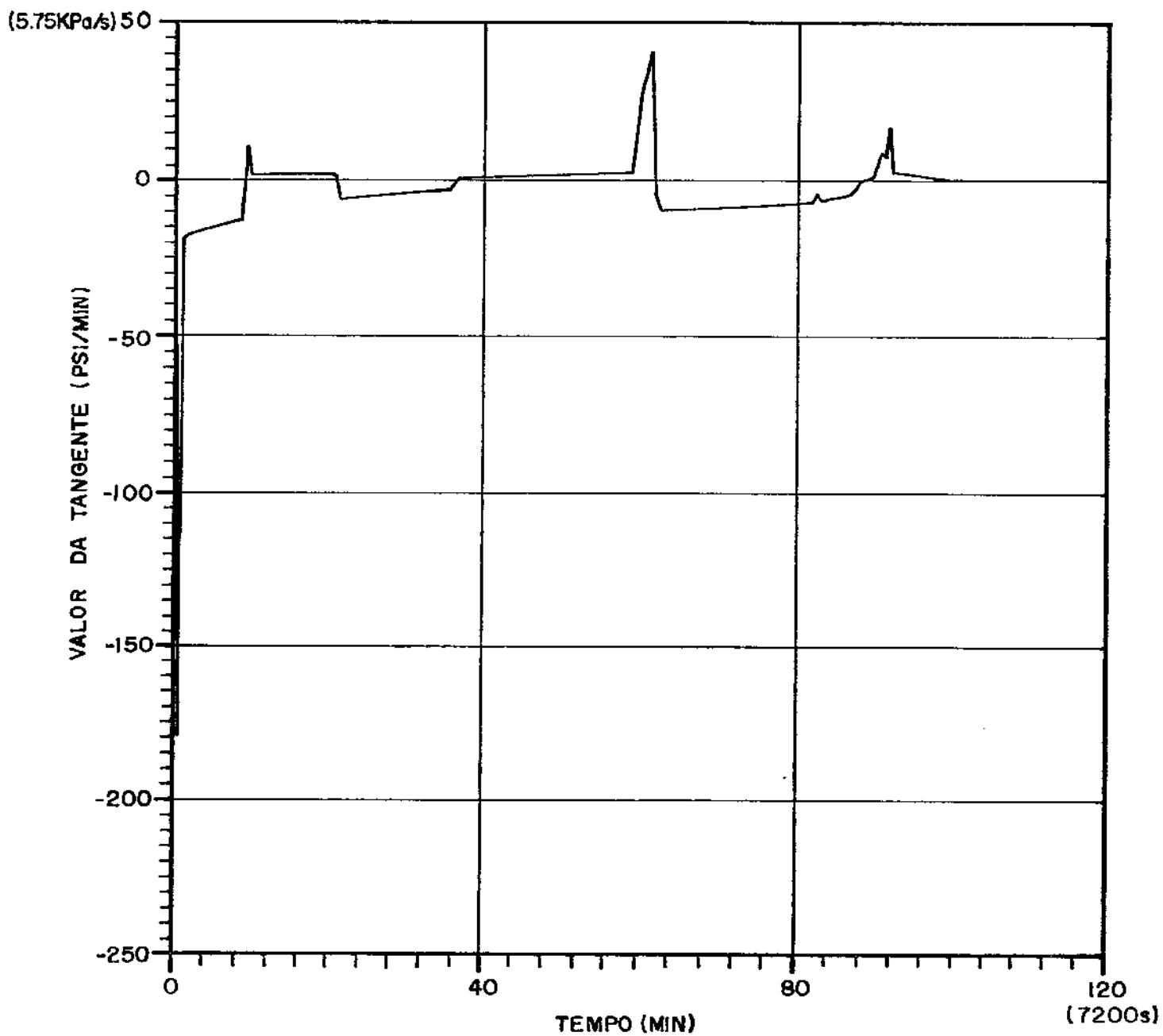


FIGURA 6.II- VALORES DA TANGENTE AO PERFIL DE PRESSÕES

forma que a pressão no tubo de perfuração fique no valor desejado.

A partir deste ponto a figura 6.11 mostra as maiores variações que o estrangulador deve sofrer para se manter a pressão no fundo do poço constante, indicando que o maior valor desta variação ocorre quando a região bifásica atinge a linha do estrangulador (na figura um valor próximo dos 40 psi/min). Neste exemplo o valor é bem menor do que a variação que o estrangulador permite, indicando que a vazão utilizada para a circulação do kick está subutilizando a capacidade de variação de pressão do estrangulador.

Este é um outro ponto que pode ser abordado por esta figura, ou seja, olhando apenas sob o ponto de vista da capacidade do estrangulador, a vazão de circulação poderia ser aumentada até o limite de variação que o estrangulador pode dar, diminuindo desta forma o tempo de controle. O valor da capacidade do estrangulador pode ser determinado aproximadamente utilizando-se da fórmula 5.1 e de um gráfico semelhante a figura 5.2, onde se aproxima a curva da variação da área friccional por uma reta que obrigatoriamente passa pelos pontos medidos para as menores áreas (que dá resultados mais conservativos) ou então como foi feito no modelo do autor, mais preciso, em que se compara o tempo necessário para se proceder a modificação no intervalo com o tempo simulado, só que no modelo é necessário um cálculo por tentativas, até se encontrar o valor da capacidade do estrangulador e que, obviamente, nem sempre é possível, pois

o modelo considera o problema de fratura da formação, e ao se aumentar a vazão pode ocorrer o fraturamento, ficando a vazão neste caso limitada pela formação e não pelo estrangulador.

CAPÍTULO VII

CORREÇÃO DO MODELO

O modelo apresentado seguiu correlações que apresentaram bons resultados quando comparados com os dados experimentais retirados de poços escolas como o de L.S.U., não significando entretanto que, ao ser utilizado em campo, apresente resultados próximos do real, pois como pode ser verificado no capítulo VI, há uma série de fatores que alteram os dados do modelo, dependendo da região que está sendo perfurado o poço.

Alguns destes fatores são possíveis de se adequar ao modelo, na hora de se fazer a previsão das pressões, mas outros como o diâmetro do poço aberto, a viscosidade e limite de escoamento do fluido de perfuração que está no poço só serão conhecidos quando o controle estiver na metade do poço ou terminado, afastando desta forma o resultado previsto do real.

Este ponto serve também para outros modelos, ficando aqui a discussão para trabalhos futuros da validade de se aprimorar as correlações de fluidos bifásicos e monofásicos para fluxo no anular, conseguindo resultados excelentes quando comparado com os dados experimentais, onde todos os dados são conhecidos, se quando são utilizados em uma sonda o resultado se afasta do real.

Deve-se portanto, além de se aprimorar as correlações, inserir nos modelos dispositivos tais que seja

possível a correção do modelo com os dados de campo.

O modelo do autor baseia-se na pressão do fundo do poço constante, e após verificação dos fatores que mais influenciam no perfil de pressões devido a erros causados pela viscosidade, limite de escoamento, poço aberto, peso específico do fluido de perfuração e tempo de fechamento optou-se por uma correção primária feita na própria pressão do fundo do poço, de tal forma que, de tempo em tempo, compara-se o dado de campo com o previsto e a diferença destas pressões entra como correção.

Isto exige que o modelo seja rodado duas vezes, uma em que a previsão do perfil de pressões é feita e a outra em que a cada 10 minutos seja registrada a pressão existente na sonda e feita a devida correção.

Uma análise desta correção só será possível após a utilização deste modelo em um caso real de kick, dando subsídios para que futuros mecanismos de correção destes modelos sejam possíveis.

CAPÍTULO VIII

COMENTÁRIOS FINAIS

O modelo apresentado mostra que o método utilizado pela Petrobrás para lâminas d'águas profundas não precisa ser utilizado na maioria dos kicks, podendo o controle ser feito pela própria bomba de perfuração da sonda, propiciando economia nesta operação de controle.

Um outro fato marcante é que a variação de pressão na superfície quando a região bifásica entra pela linha do estrangulador é bem menor do que a prevista pelos métodos conservativos devido a consideração do escorregamento e da fração de vazios da mistura bifásica.

O modelo necessita ainda de aprimoramentos e gostaria de destacar alguns estudos em pontos que melhorariam o modelo do autor :

- Determinação de uma nova correlação para velocidade de bolha no anular e na linha do estrangulador para fluidos de perfuração.
- Determinação dos dados de fluxo para os estranguladores existentes nas sondas brasileiras, inserindo estes dados no modelo.
- Estudo mais detalhado sobre o regime de fluxo na seção anular e na linha do estrangulador.
- Análise de um meio de correção mais preciso para o modelo após análise do resultado apresentado neste texto.
- Estudo da influência da excentricidade da coluna de

perfuração.

- Estudo de um modelo para poços direcionais
- Inclusão no modelo da lama a base de óleo.
- Estudo para formação portadora de gás acima do fundo do poço.

ABREVIATURAS DE UNIDADES

bbl - barril

C - graus Celsius

cpm - ciclos por minuto

cm - centímetro

cp - centipoise

F - grau Fahrenheit

g - grama-força

gal - galão americano

kgf - kilograma- força

lb, lbf - libra-força

m - metro

min - minuto

mPa - mili-Pascal

MPa - mega-Pascal

psi - libra força por polegada quadrada

psia - libra força por polegada quadrada absoluta

psig - libra força por polegada quadrada manométrica

pol - polegada

s, seg - segundo

NOMENCLATURA

- A_f - área friccional efetiva através do estrangulador
- Cop_{sec} - capacidade da seção que está sendo analisada
- c_g - constante referente ao gás
- D - diâmetro interno da linha do estrangulador ou o diâmetro equivalente para a região anular, que é igual a diferença entre os diâmetros externo e interno do anular
- d_1 - diâmetro externo do tubo interno do anular, polegadas
- d_2 - diâmetro interno do tubo externo do anular, polegadas
- DB - diâmetro da bolha de gás
- DCI - diâmetro interno do revestimento ou do poço na seção
- DI - diâmetro interno da linha do estrangulador
- Dm - diâmetro interno da linha do estrangulador ou o diâmetro equivalente circular para a seção anular, que é igual a diferença entre os diâmetros externo e interno do anular multiplicada por 0.816
- DO - diâmetro interno do revestimento ou do poço
- DPE - diâmetro externo da coluna de perfuração na seção
- $dpfr(i)$ - perda de carga na i-ésima seção do anular por unidade de comprimento
- $dpfrm(i)$ - perda de carga na fase monofásica da i-ésima seção por unidade de comprimento
- $\frac{dP}{dh}$ - variação infinitesimal da pressão em função da altura
- dt - intervalo de tempo escolhido
- f_m - fator de fricção de Moody
- g - aceleração da gravidade
- $Genho$ - volume de lama ganho nos tanques
- g_c - fator de conversão
- h - altura do ponto de interesse na região bifásica na seção considerada

H_g - fração de vazio
 h_{inf} - altura da posição inferior da região bifásica na seção considerada
 $h_{inf\ ant}$ - posição inferior da região bifásica anterior
 $h_{inf\ at}$ - posição inferior da região bifásica atual
 $h_{i\ sec}$ - posição inferior da região bifásica na seção
 H_l - fração volumétrica líquida
 h_m - altura do ponto de interesse da região monofásica
 $h_{m\ inf}$ - altura inferior da região monofásica
 $h_{m\ sec\ n}$ - altura superior da enésima seção da região monofásica
 $h_{sec\ i}$ - altura da i-ésima seção anular.
 $h_{s\ sec}$ - posição superior da região bifásica na seção
 h_{sup} - altura do topo da região bifásica
 $h_{sup\ ant}$ - posição superior anterior
 $h_{sup\ at}$ - posição superior atual
 k_1 - constante adimensional dependente da geometria anular
 k_2 - constante adimensional dependente da geometria anular
 lim_{esc} - limite de escoamento do líquido
 L_{fp} - comprimento da região bifásica
 N_{rb} - número de Reynolds da bolha
 P - pressão da região bifásica no ponto de interesse
 $P(h)$ - pressão no ponto de altura h na região bifásica na seção considerada
 $P(h_{inf})$ - pressão na posição inferior da região bifásica na seção considerada
 $P(h_m)$ - pressão no ponto desejado da região monofásica
 $P(h_{m\ inf})$ - pressão na parte inferior da região monofásica
 ρ_{flu} - peso específico da mistura bifásica

P_{gas} - peso específico do gás
 P_{lomo} - peso específico do fluido de perfuração
 PROF - profundidade do poço
 Q_{lomo} - vazão de circulação do fluido
 Q_{perf} - vazão de perfuração
 R - constante universal dos gases
 R_d - razão entre diâmetros do anular
 Re - número de Reynolds
 $SICP$ - pressão de fechamento no anular do poço
 $SIDPP$ - pressão de fechamento no interior do tubo de perfuração
 $sgfg$ - densidade do gás em relação ao ar
 t_f - tempo ocorrido entre o início do kick e o fechamento do poço, determinado através de um equipamento tipo MWD.
 T - temperatura absoluta da região bifásica
 v_b - velocidade da bolha de gás
 v_{bi} - velocidade inferior da bolha
 v_{bs} - velocidade superior da bolha
 V_{gas} - volume de gás na região bifásica.
 vis_{apl} - viscosidade aparente do líquido
 vis_g - viscosidade do gás
 vis_l - viscosidade plástica do líquido
 vis_m - viscosidade da mistura bifásica
 v_l - velocidade média do líquido dentro da fase bifásica
 v_{lomo} - velocidade do fluido de perfuração em circulação
 v_{med} - velocidade média na região bifásica
 v_s - velocidade média de escorregamento da mistura bifásica
 v_{sl} - velocidade média superficial do líquido

- v_{sg} - velocidade média superficial do gás
- V_{tp} - volume total da região bifásica.
- $W_{r_{gas}}$ - peso de gás que ficou no poço
- Z - fator de compressibilidade do gás
- ΔP - perda de carga através do estrangulador
- λ_l - fração volumétrica líquida sem escorregamento
- λ_g - fração de vazios sem escorregamento

REFERÊNCIAS

- 1 - Neal Adams, Well Control Problems and Solutions, Petroleum Publishing Co., Tulsa, Oklahoma (1980).
- 2 - W. T. Ilfrey, C. H. Alexander, R. A. Neath, J. D. Tannich e J. R. Eckel, Circulating Out Gas Kick in Deepwater Floating Drilling Operations, SPE - 6834, Denver, Colorado (1977).
- 3 - J. L. Leblanc e R. L. Lewis, A Mathematical Model of a Gas Kick, Journal of Petroleum Technology, pag. 888 - 898 (1968).
- 4 - L. R. Records, Mud System and Well Control, Petroleum Engineer, V. 44, pag. 97 - 108 (1972).
- 5 - D. W. Rader, A. T. Bourgoyne e R. H. Ward, Factors Affecting Bubble-Rise Velocity of Gas Kicks, Journal of Petroleum Technology, pag. 571 - 584 (1975).
- 6 - S. R. Stanbery, Well Pressure Dynamics Under Impeding Blowout Conditions, Phd Dissertation, Universidade do Texas, Austin (1976).
- 7 - L. L. Hoberock e S. R. Stanbery, Pressure Dynamics in Wells During Gas Kicks : Part 1 - Fluid Line Dynamics and Part 2 - Models and Results, Journal of Petroleum Technology, pag. 1357 - 1378 (1981).
- 8 - W. R. Holden e A. T. Bourgoyne, An Experimental Study of Well Control Procedures for Deep Water Drilling Operations, O.T.C. 4353 (1982).
- 9 - O. L. A. Santos, A Mathematical Model of A Gas Kick When Drilling in Deep Waters, Tese de Mestrado, Colorado School of Mines, Colorado (1982).
- 10 - Y. Taitel, D. Bornea e A. E. Dukler, Modelling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Tubes, AIChE Journal, V.26 - 3, pag. 345 - 354 (1980).
- 11 - E. F. Caetano, Upward Vertical Two Phase Flow Trough an Annulus, The University of Tulsa, Tese de Doutorado, (1985).
- 12 - P. Criffith, The Prediction of Low-Quality Boiling Voids, Journal of Heat Transfer, V.86, pag. 327 - 333 (1964).
- 13 - J. P. Brill e H. D. Beggs, Two-Phase Flow in Pipes,

University of Tulsa (1978).

- 14 - G. W. Govier e K. Aziz, The Flow of Complex Mixtures in Pipes, Van Nostrand Reinhold Co. (1972).
- 15 - A. T. Bourgoyne, M. E. Chenevert, Keith K. Millheim e F. S. Young, Applied Drilling Engineering, SPE Textbook Series, V.2 (1986).
- 16 - A. L. Lee et al, The viscosity of Natural Gases, Trans. AIME - pag. 997 (1966).
- 17 - F. A. Elfaghi, J. P. Langlinais, A. T. Bourgoyne e W. R. Holden, Frictional Pressure Losses for Single-Phase and Two-Phase Flow of Drilling Muds, Trans. ASME, V.105, pag. 372 - 378 (1983).
- 18 - R. W. Hanks e D. R. Pratt, On the Flow of Bingham Plastic Slurries in Pipes and Between Parallel Plates, SPE pag. 342 - 346 (1967).
- 19 - R. V. Bailey, P. C. Zmola, F. M. Taylor e R. J. Planchet, Transport of Gases Through Liquid - Gas Mistures, P. C. Zmola - Combustion Engineering, Windsor.
- 20 - W. R. Matthews e M. S. Carnes, Computer Simulations For Deep Water Well Control, Eaton Industries of Houston, Inc.
- 21 - R. R. Angel, Pump Rate and Choke Opening Are Varied Together, The Oil and Gas Journal (1978).
- 22 - Bill Rehm, Deepwater Drilling Poses Special Pressure Control Problems, The Oil and Gas Journal, Maio (1976).
- 23 - Tibor Z. Harmathy, Velocity of Large Drops and Bubbles in Media of Infinite or Restricted Extent, A.I.Ch.E. Journal, Vol.6, No.2 (1960).
- 24 - Nicholas D. Silvester, A Mechanistic Model For Two-Phase Vertical Slug Flow In Pipes, College of Engineering and Applied Sciences, The University of Tulsa, Tulsa, Oklahoma.
- 25 - W. C. Goins, Kick Control on Floaters Presents Unique Problems, World Oil, Outubro (1977).
- 26 - Deepwater Report, Deepwater Wells Keep Getting Deeper, Offshore, Junho (1981).
- 27 - Steven M. Matthews e James C. Copeland, Controlling Annular Gas Flow in Deep Wells, Drilling, Março - Abril (1987).

- 28 - G. L. Marsh e J. A. Altermann, Subsea and Surface Well Control Systems and Procedures on the "Zane Barnes", O.T.C - 5627 (1988).
- 29 - Alton R. Hagedorn, Kermit E. Brown, Experimental Study of Pressure Gradients Occurring During Continuous Two-Phase Flow in Small-Diameter Vertical Conduits, SPE 39th Fall Meeting, Outubro (1964).
- 30 - J. Orkiszewski, Predicting Two-phase Pressure Drops in Vertical Pipes, Journal of Petroleum Technology, V.19, pag. 829-838 (1967).
- 31 - E. J. Browne, Practical Aspects of Predicting Errors in Two-Phase Pressure-Loss Calculations, Journal of Petroleum Technology, Abril (1975).

ANEXO I

DETERMINAÇÃO DAS PRESSÕES MÉDIA E INSTANTÂNEA DA REGIÃO BIFÁSICA

Partindo da expressão de variação de pressão na região bifásica e com o sistema referencial da figura 4.1, tem-se:

$$-\frac{dP}{dh} = p_{\text{lamo}} H_l + p_{\text{gas}} H_g + dpfr(i) \quad (1)$$

mas

$$p_{\text{gas}} = \frac{28,96 \text{ sfg}}{RTZ} P = c_g P \quad (2)$$

Substituindo (2) em (1):

$$-\frac{dP}{dh} = p_{\text{lamo}} H_l + c_g P H_g + dpfr(i)$$

Integrando:

$$\int_{P(h_{\text{inf}})}^{P(h)} \frac{dP}{p_{\text{lamo}} H_l + c_g P H_g + dpfr(i)} = \int_{h_{\text{inf}}}^h dh$$

$$\ln(p_{\text{lamo}} H_l + c_g P H_g + dpfr(i)) \Big|_{P(h_{\text{inf}})}^{P(h)} = -c_g H_g h \Big|_{h_{\text{inf}}}^h$$

$$\ln \left(\frac{c_g H_g P(h) + p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{p_{\text{lamo}} H_l + c_g H_g P(h_{\text{inf}}) + dpfr(i)} \right) = -c_g H_g (h - h_{\text{inf}})$$

Portanto chega-se a expressão final de P(h):

$$P(h) = \left[P(h_{\text{inf}}) + \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right] e^{-(h-h_{\text{inf}})c_g H_g} - \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \quad (3)$$

Definindo a pressão média por:

$$P_{\text{med}} = \frac{1}{(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})} \int_{h_{\text{inf}}}^{h_{\text{sup}}} P(h) dh \quad (4)$$

Substituindo P(h) por seção em (4) tem-se:

$$P_{\text{med}} = \frac{1}{(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})} \left[\int_{h_{\text{inf}}}^{h_{\text{sec1}}} \left(P(h_{\text{inf}}) + \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right) e^{-(h-h_{\text{inf}})c_g H_g} dh - \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} dh + \right.$$

$$\left. + \int_{h_{\text{sec1}}}^{h_{\text{sec2}}} \left(P(h_{\text{sec1}}) + \dots \right) \dots + \int_{h_{\text{seci-1}}}^{h_{\text{sup}}} \left(P(h_{\text{seci-1}}) + \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right) e^{-(h-h_{\text{seci-1}})c_g H_g} dh - \right.$$

$$\left. - \int_{h_{\text{seci-1}}}^{h_{\text{sup}}} \frac{p_{\text{lamo}} H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} dh \right]$$

Integrando tem-se:

$$P_{med} = \frac{l}{(h_{sup} - h_{inf})} \left[-\frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{inf}) + \frac{Plama H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h-h_{inf})c_g H_g}) \Big|_{h_{inf}}^{h_{sec1}} - \frac{Plama H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} h \Big|_{h_{inf}}^{h_{sec1}} \right. \\ \left. - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{sec1}) + \frac{Plama H_l + dpfr(2)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h-h_{sec1})c_g H_g}) \Big|_{h_{sec1}}^{h_{sec2}} - \dots - \dots - \dots \right. \\ \left. - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{seci-1}) + \frac{Plama H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h-h_{seci-1})c_g H_g}) \Big|_{h_{seci-1}}^{h_{sup}} - \frac{Plama H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} h \Big|_{h_{seci-1}}^{sup} \right]$$

Finalmente:

$$P_{med} = \frac{l}{(h_{sup} - h_{inf})} \left[-\frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{inf}) + \frac{Plama H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sec1} - h_{inf})c_g H_g} - 1) - \frac{Plama H_l + dpfr(1)}{c_g H_g} \cdot (h_{sec1} - h_{inf}) - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{sec1}) + \frac{Plama H_l + dpfr(2)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sec2} - h_{sec1})c_g H_g} - 1) - \frac{Plama H_l + dpfr(2)}{c_g H_g} \cdot (h_{sec2} - h_{sec1}) - \dots - \dots - \dots - \frac{l}{c_g H_g} \left(P(h_{seci-1}) + \frac{Plama H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} \right) (e^{-(h_{sup} - h_{seci-1})c_g H_g} - 1) - \frac{Plama H_l + dpfr(i)}{c_g H_g} (h_{sup} - h_{seci-1}) \right]$$

ANEXO II

DETERMINAÇÃO DA VELOCIDADE MÉDIA NA SEÇÃO ANULAR DA REGIÃO BIFÁSICA

Partindo da expressão da velocidade instantânea da bolha tem-se:

$$v_b = k_1 \sqrt{\frac{g \text{ DB } (\rho_{\text{lama}} - \rho_{\text{gas}})}{\rho_{\text{lama}}}} + (1 + k_2) v_{\text{lama}} \quad (1)$$

Como o diâmetro da bolha varia linearmente na região bifásica pela hipótese assumida

tem-se:

$$\text{DB} = \frac{(\text{DCI} - \text{DPE})(h - h_{\text{inf}})}{2(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})} \quad (2)$$

Como a velocidade média na seção foi definida por:

$$v_{\text{med}} = \frac{\int_{h_{\text{isec}}}^{h_{\text{sssec}}} v_b dh}{(h_{\text{sssec}} - h_{\text{isec}})} \quad (3)$$

Substituindo (1) e (2) em (3) tem-se:

$$v_{\text{med}} = \left[k_1 \sqrt{\frac{g(\rho_{\text{lama}} - \rho_{\text{gas}})(\text{DCI} - \text{DPE})}{2(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})\rho_{\text{lama}}}} \int_{h_{\text{isec}}}^{h_{\text{sssec}}} \sqrt{(h - h_{\text{inf}})} dh + (1 + k_2) v_{\text{lama}} \int_{h_{\text{isec}}}^{h_{\text{sssec}}} dh \right] \frac{1}{(h_{\text{sssec}} - h_{\text{isec}})}$$

Integrando

$$v_{\text{med}} = \left[0.667 k_1 \sqrt{\frac{g(\rho_{\text{lama}} - \rho_{\text{gas}})(\text{DCI} - \text{DPE})}{2(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})\rho_{\text{lama}}}} \right] \left[\frac{(h - h_{\text{inf}})^{1.5}}{h_{\text{sssec}} - h_{\text{isec}}} \right]_{h_{\text{isec}}}^{h_{\text{sssec}}} + (1 + k_2) v_{\text{lama}}$$

Finalmente:

$$v_{\text{med}} = \left[0.667 k_1 \sqrt{\frac{g(\rho_{\text{lama}} - \rho_{\text{gas}})(\text{DCI} - \text{DPE})}{2(h_{\text{sup}} - h_{\text{inf}})\rho_{\text{lama}}}} \right] \left[\frac{(h_{\text{sssec}} - h_{\text{inf}})^{1.5} - (h_{\text{isec}} - h_{\text{inf}})^{1.5}}{h_{\text{sssec}} - h_{\text{isec}}} \right] + (1 + k_2) v_{\text{lama}}$$

De forma análoga deduz-se a velocidade média na linha do estrangulador.