

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

Este exemplar corresponde a redação final
da tese defendida por José Octavio
do Amaral Baruzzi e aprovada
pela comissão julgadora em 10/02/1994.

221

ORIENTADOR

Dissertação Apresentada à
Faculdade de Engenharia Mecânica
como Requisito Parcial para a Obtenção do
Título de Mestre em Engenharia de Petróleo

**MODELAGEM DO PLUNGER LIFT
CONVENCIONAL**

08/94

Autor: José Octavio do Amaral Baruzzi 6/288

Orientador: Dr. Francisco J. S. Alhanati

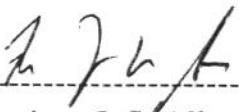
Fevereiro de 1994

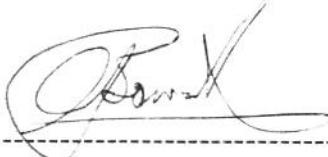
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO**

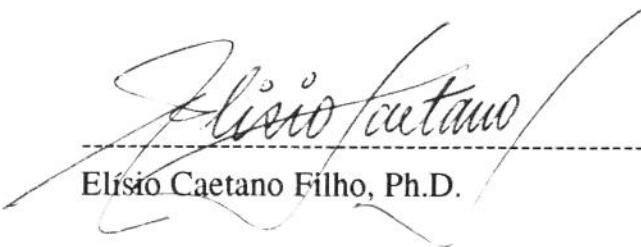
A dissertação "Modelagem do *Plunger Lift* Convencional" elaborada por José Octavio do Amaral Baruzzi foi aceita pela Subcomissão de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 10 de fevereiro de 1994.

Banca Examinadora


Francisco J. S. Alhanati, Ph.D.


Antonio Carlos Bannwart, Ph.D.


Elísio Caetano Filho, Ph.D.

RESUMO

Um modelo hidrodinâmico foi desenvolvido para o processo cíclico de uma instalação convencional de *plunger lift*. A produção do reservatório é computada, em cada instante do ciclo, por uma IPR. O pistão é considerado estanque, não permitindo *fallback* nem passagem de gás quando da sua subida pela coluna de produção. Assume-se que a abertura da linha de produção é controlada pela pressão no revestimento, e que a mesma é deixada aberta por um certo tempo após a chegada do pistão à superfície (*afterflow*).

Desenvolveu-se ainda um método para verificar se é possível ter-se o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o período de crescimento de pressão. Mostra-se que é preciso que o poço tenha uma RGL mínima para isto acontecer. Esta RGL é tão maior quanto maior for a profundidade do poço e quanto maior for a relação entre as áreas do anular e da coluna de produção.

Para um poço típico, analisa-se os efeitos da pressão no revestimento para abertura da linha e do tempo de *afterflow* na produção do poço. Mostra-se que para uma dada pressão de abertura, há um tempo ótimo de *afterflow*, e que para um dado tempo de *afterflow*, quanto menor a pressão de abertura maior a produção.

As previsões do modelo foram ainda verificadas contra medições realizadas em um poço real, em termos de produção e de comportamento da pressão na superfície na coluna de produção e no revestimento, com bons resultados.

ABSTRACT

A hydrodynamic model is developed for the cyclic process of a conventional plunger lift installation. The reservoir production is taken into account at each instant of the cycle by means of an Inflow Performance Relationship (IPR). The plunger is considered as a perfect seal, i.e., it permits neither liquid fallback nor gas passing through it. It is assumed that the flow line opens when the casing pressure reaches a pre-set value, and it is kept opened for some time after the plunger reaches the surface.

A method is also developed to predict if it is possible to have only liquid in the tubing during the build-up period. It is shown that there is a minimum GLR to reach this condition. This GLR increases with the depth of the well and the annular to tubing area ratio.

For a typical well, the effects on the overall production, of both the annular pressure to open the flow line and the afterflow time, are analyzed. It is shown that for a given pressure, there is an optimum afterflow time, and for a given afterflow time the smaller the pressure the greater the production.

The model predictions are compared against measurements made in a well, in terms of daily production and tubing and annular pressure behavior at the wellhead, with good results.

AGRADECIMENTOS

Ao Dr. Francisco J. S. Alhanati pela presteza e apoio dados no decorrer do trabalho.

Ao Dr. Iberê Nascentes Alves, ao Prof. Dr. Fernando de Almeida França e ao Mestre Attílio Triggia pelo apoio e sugestões dadas.

Ao Prof. Euclides José Bonet e ao Eng. Nelson R. Fernandes pela presteza na montagem do aparato experimental.

Ao Eng. Odair Geraldo dos Santos e demais colegas da PETROBRÁS / RPBA, pela coleta de dados de campo.

Aos colegas e professores do mestrado em Engenharia de Petróleo da UNICAMP, pela amizade e companheirismo nesses dois anos de convívio.

À PETROBRÁS por todo apoio e suporte recebidos.

Aos meus pais, Victor e Celina, e aos meus irmãos, Carlos Alberto (*in memorium*), Maria Helena, Victor e Claudio, pelo incentivo e apoio dados durante toda a minha vida.

À Ana Cristina, que é co-autora através da minha inspiração.

Ao meu irmão Carlos Alberto,
minha homenagem especial.

*Dedico este trabalho
a Ana Cristina,
Amanda e Filipe,
e aos meus pais.*

CONTEÚDO

	Página
FOLHA DE ROSTO	i
FOLHA DE APROVAÇÃO	ii
RESUMO	iii
AGRADECIMENTOS	v
DEDICATÓRIA	vi
CONTEÚDO	vii
LISTA DE FIGURAS	viii
LISTA DE TABELAS	x
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - PESQUISA BIBLIOGRÁFICA	7
CAPÍTULO III - ESCOAMENTO DE FLUIDOS PELO PISTÃO E ACÚMULO DE LÍQUIDO NO FUNDO DO POÇO DURANTE O <i>BUILD-UP</i>	37
CAPÍTULO IV - DESENVOLVIMENTO DO MODELO	48
CAPÍTULO V - RESULTADOS DO MODELO	91
CAPÍTULO VI - VALIDAÇÃO DO MODELO	100
CAPÍTULO VII - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	103
NOMENCLATURA	106
REFERÊNCIAS	108
ANEXO A - PRESSÃO DE UMA COLUNA ESTÁTICA DE GÁS	111
ANEXO B - PERDA DE PRESSÃO DO GÁS CONSIDERANDO A GRAVIDADE E O ATRITO	113
ANEXO C - CORRELAÇÕES EMPÍRICAS USADAS NO MODELO	115

LISTA DE FIGURAS

	Página
Figura 1.1 - Instalação do <i>plunger lift</i> convencional.....	2
Figura 1.2 - Instalação do <i>plunger lift</i> com <i>packer</i>	4
Figura 1.3 - Instalação do <i>gas lift</i> intermitente com pistão	5
Figura 2.1 - Volume de um filme de líquido na parede interna de coluna de produção API, em função da espessura do filme (White ^{28,29})	17
Figura 2.2 - Modelo de escoamento através do pistão, segundo White ^{28,29}	19
Figura 2.3 - Esquema da instalação usada por White ^{28,29} para medir o <i>fallback</i> na elevação por <i>gas lift</i> com e sem pistão.....	19
Figura 2.4 - Efeito da presença de diversos tipos de pistão no <i>fallback</i> , segundo White ^{28,29} . Um pistão com furo central produziu o menor <i>fallback</i>	20
Figura 2.5 - Efeito do pistão na produção da golfada inicial, segundo White ^{28,29} . Com pistão o <i>fallback</i> seria constante e igual a 10% da golfada inicial	20
Figura 2.6 - Efeito do furo central no pistão no volume produzido de líquido, na velocidade média de subida do pistão e na pressão final do anular, conforme dados das tabelas A12 e A19 de Rosina ²⁶	24
Figura 2.7 - Exemplo do registro de pressão, ao longo do tempo, em diversos pontos da instalação utilizada por Lea e Mower ¹⁸ . O <i>fallback</i> de líquido foi calculado como o equivalente ao crescimento de pressão registrado pelo transdutor P1, situado na extremidade da coluna de produção, após a chegada do pistão à superfície	26
Figura 2.8 - Correlação obtida por Lea e Mower ¹⁸ para o <i>fallback</i>	27
Figura 2.9 - Correlação obtida por Lea e Mower ¹⁸ para o gás que passa pelo pistão.....	27
Figura 3.1 - Representação esquemática do aparato experimental	37
Figura 3.2 - RGL mínima necessária para que o líquido se acumule apenas na coluna de produção durante o <i>build-up</i> , segundo a Eq. 3.7	44
Figura 3.3 - Variabilidade da RGL mínima necessária para que o líquido se acumule apenas na coluna de produção durante o <i>build-up</i> , segundo a Eq. 3.7, para duas combinações de densidade do líquido, densidade do gás e pressão média no anular.....	46

Figura 4.1 - Composição do sistema em estudo.....	48
Figura 4.2 - Etapa 1.A: subida da golfada.....	51
Figura 4.3 - Etapa 1.B: produção da golfada.....	52
Figura 4.4 - Etapa 2: produção de gás após o pistão chegar à superfície	53
Figura 4.5 - Etapa 3: crescimento de pressão no poço	54
Figura 4.6 - Identificação das variáveis da Etapa 1.A.....	56
Figura 4.7 - Identificação das variáveis da Etapa 1.B	66
Figura 4.8 - Identificação das variáveis da Etapa 2.A.....	70
Figura 4.9 - Identificação das variáveis da Etapa 2.B	78
Figura 4.10 - Identificação das variáveis da Etapa 3.....	81
Figura 5.1 - Comportamento de diversas variáveis ao longo de um ciclo completo de produção do poço exemplo, para pressão no anular na superfície de abertura da linha de 350 psig e duração do <i>afterflow</i> de 200 s	93
Figura 5.2 - Vazão do poço exemplo em função da pressão no anular de abertura da linha de produção e da duração do <i>afterflow</i>	96
Figura 5.3 - Pressão no anular na superfície ao longo de um ciclo completo e velocidade da golfada durante sua subida, para o poço exemplo com pressão no anular na superfície de abertura da linha de 350 psig e diversos tempos de <i>afterflow</i>	97
Figura 5.4 - Comparação da RGL mínima para ter-se acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o <i>build-up</i> , calculada pelo modelo e pela Eq. 3.7	99
Figura 6.1 - Comparação das pressões na coluna de produção e no anular na superfície do poço real com os valores previstos pelo modelo.....	102
Figura A.1 - Esquema para o cálculo da pressão de uma coluna estática de gás	111
Figura B.1 - Esquema para o cálculo da perda de pressão do gás por gravidade e atrito num tubo	113

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela 2.1 - Resumo dos modelos propostos.....	34
Tabela 3.1 - Características dos pistões usados no aparato experimental.....	38
Tabela 3.2 - RGL mínima para o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o <i>build-up</i> , segundo a Eq. 3.7, para um poço de 3000 m, coluna de 27/8", revestimento de 7", óleo de 45 °API, e para diversas combinações de BSW, densidade do gás, e pressão máxima média no anular	45
Tabela 3.3 - Comparação entre a RGL necessária para o escoamento (segundo Foss e Gaul ¹⁵) e para o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção (segundo a Eq. 3.7)	47
Tabela 5.1 - Características do poço exemplo.....	91
Tabela 5.2 - Resultados do modelo para o poço exemplo, com pressão no anular de abertura da linha de 350 psig e 200 s de <i>afterflow</i>	92
Tabela 6.1 - Dados do poço usado para a validação do modelo.....	100
Tabela 6.2 - Comparação do modelo com o poço real.....	101

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Plunger lift é um método intermitente de elevação. A idéia básica é acumular, por algum tempo, uma coluna de líquido no fundo da tubulação de produção, acima de um pistão, para depois elevá-la, como uma golfada, pela expansão de um gás pressurizado.

O papel primário do pistão é fazer com que todo o líquido acima dele alcance a superfície. Em outras palavras, o papel primário do pistão é evitar o retorno (ou *fallback*) de líquido ao fundo do poço.

No caso de poços com problema de deposição de parafina, incrustações (*scale*) ou hidratos, o pistão exerce um papel tão ou mais importante do que o da redução do *fallback*: evitar o acúmulo excessivo desses depósitos através de sua frequente remoção.

1.1 - TIPOS DE INSTALAÇÕES

Diversos tipos de instalações podem ser usadas, descritas a seguir:

- ***Plunger lift convencional***

Tipo mais comum de instalação (Fig. 1.1), é utilizada na produção de poços com alta razão gás líquido (RGL), e na remoção de líquido acumulado no fundo de poços de gás. Todo gás necessário para a operação é suprido pelo próprio poço.

Enquanto o líquido é acumulado no fundo do poço, a linha de produção é mantida fechada. A pressão, tanto na coluna de produção quanto no anular revestimento-coluna, sobe continuamente, pois cada vez mais gás é acumulado nestes espaços (esse período é usualmente denominado de *build-up*). Ao ser atingida certa pressão no anular, a linha de produção é aberta e a coluna de líquido é produzida pela expansão do gás acumulado no anular. Pode-se ter algumas variações, como contínua produção de gás pelo anular ou contínuo suplemento externo de gás ao anular.

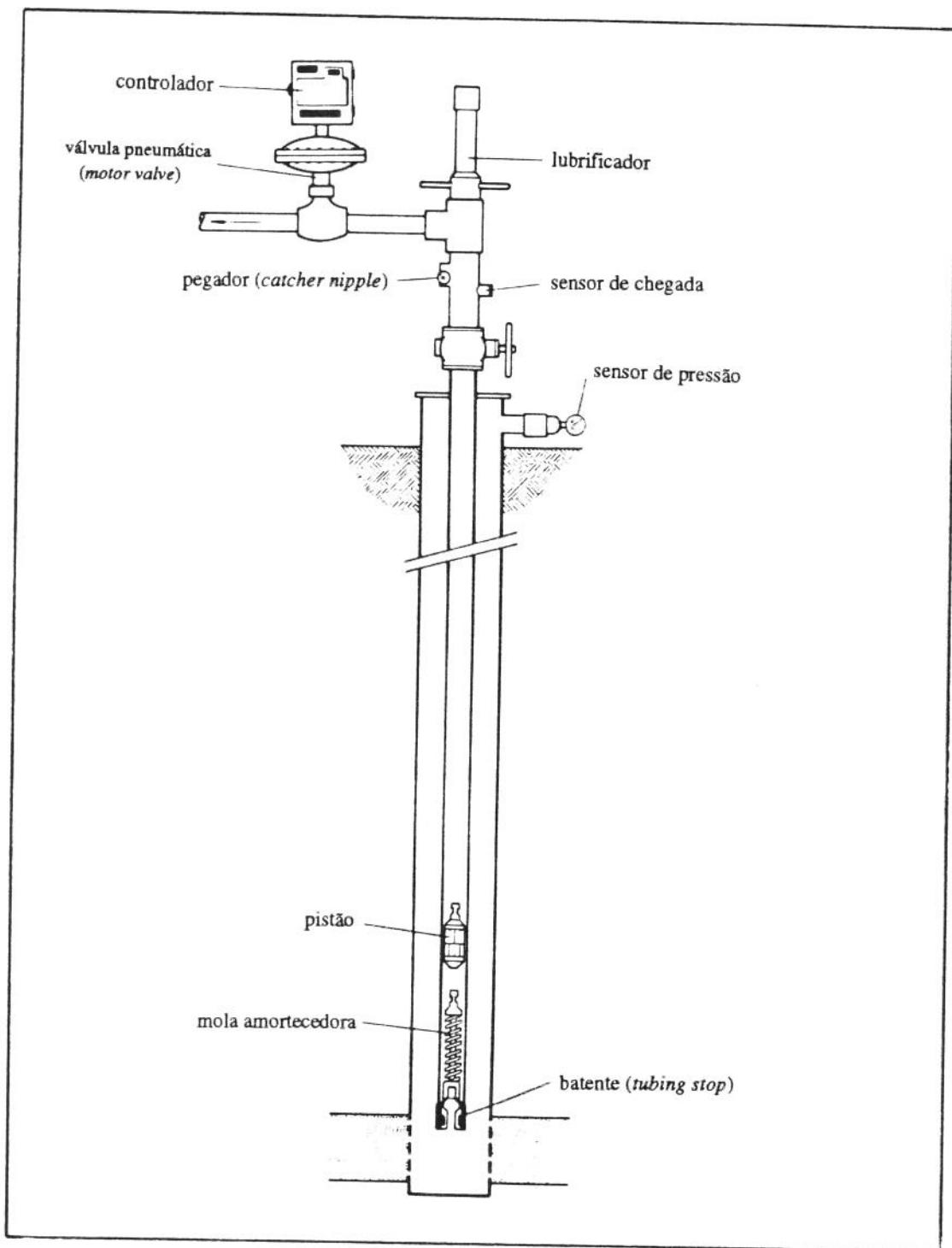


Figura 1.1 - Instalação do *plunger lift* convencional.

- ***Plunger lift com packer***

Tipo pouco frequente de instalação (Fig. 1.2). Seu uso é geralmente limitado a poços de gás, para remoção de líquido acumulado no fundo do poço. Ao se abrir a linha de produção, a subida do pistão se dá pela expansão do gás proveniente do reservatório.

- ***Gas lift intermitente com pistão***

Todo gás necessário para a elevação é suprido ao anular por uma fonte externa (Fig. 1.3). Uma válvula com abertura controlada pelas pressões do anular e do tubo é instalada logo abaixo do batente do pistão. A linha de surgência é mantida sempre aberta. A principal utilidade do pistão é a redução do *fallback*, diminuindo a contrapressão na formação, aumentando a produção de líquido e permitindo uma melhor utilização da energia do gás.

1.2 - MODOS DE CONTROLE DO *PLUNGER LIFT* CONVENCIONAL

No controle clássico utiliza-se um sensor de pressão no anular na superfície, um sensor de proximidade do pistão na cabeça do poço, um controlador e uma válvula pneumática (*motor valve*) na linha de produção (Fig. 1.1). A abertura da *motor valve* é feita quando a pressão no anular atinge um valor pré-fixado, e o seu fechamento quando o pistão chega à superfície.

Um novo modo de controle tem sido usado nos últimos anos (Crow¹²; Morrow Jr. e Rogers Jr.²⁴). Utiliza-se um sensor de proximidade do pistão na cabeça do poço, um controlador com microprocessador eletrônico e uma *motor valve* na linha de produção. Em função de valores pré-fixados para as velocidades médias mínima e máxima de subida do pistão, o controlador ajusta o tempo em que a linha de produção fica fechada e o tempo em que a mesma permanece aberta após a chegada do pistão à superfície (ou tempo de *afterflow*). As principais vantagens do controlador eletrônico são o contínuo monitoramento da chegada do pistão à superfície, o ajuste automático da operação, e menor demanda de supervisão. Por exemplo, se ocorrer um aumento da resistência à subida do pistão (como no caso de aumento de depósito de parafina na coluna), a menor velocidade de subida do pistão será compensada com uma maior pressão no anular, graças ao aumento do tempo em que o poço permanece fechado ou a um menor tempo de *afterflow*.

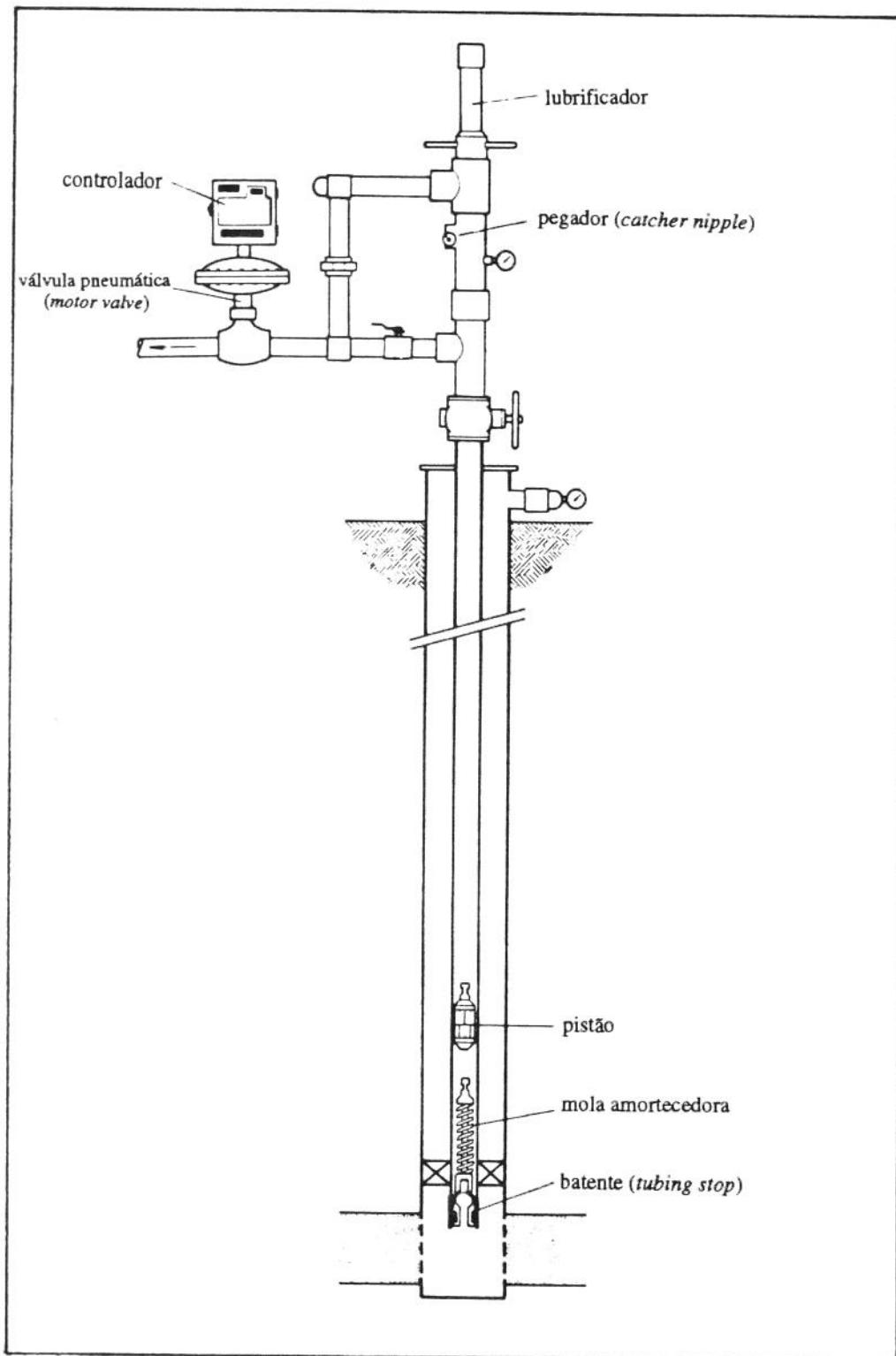


Figura 1.2 - Instalação do *plunger lift* com *packer*.

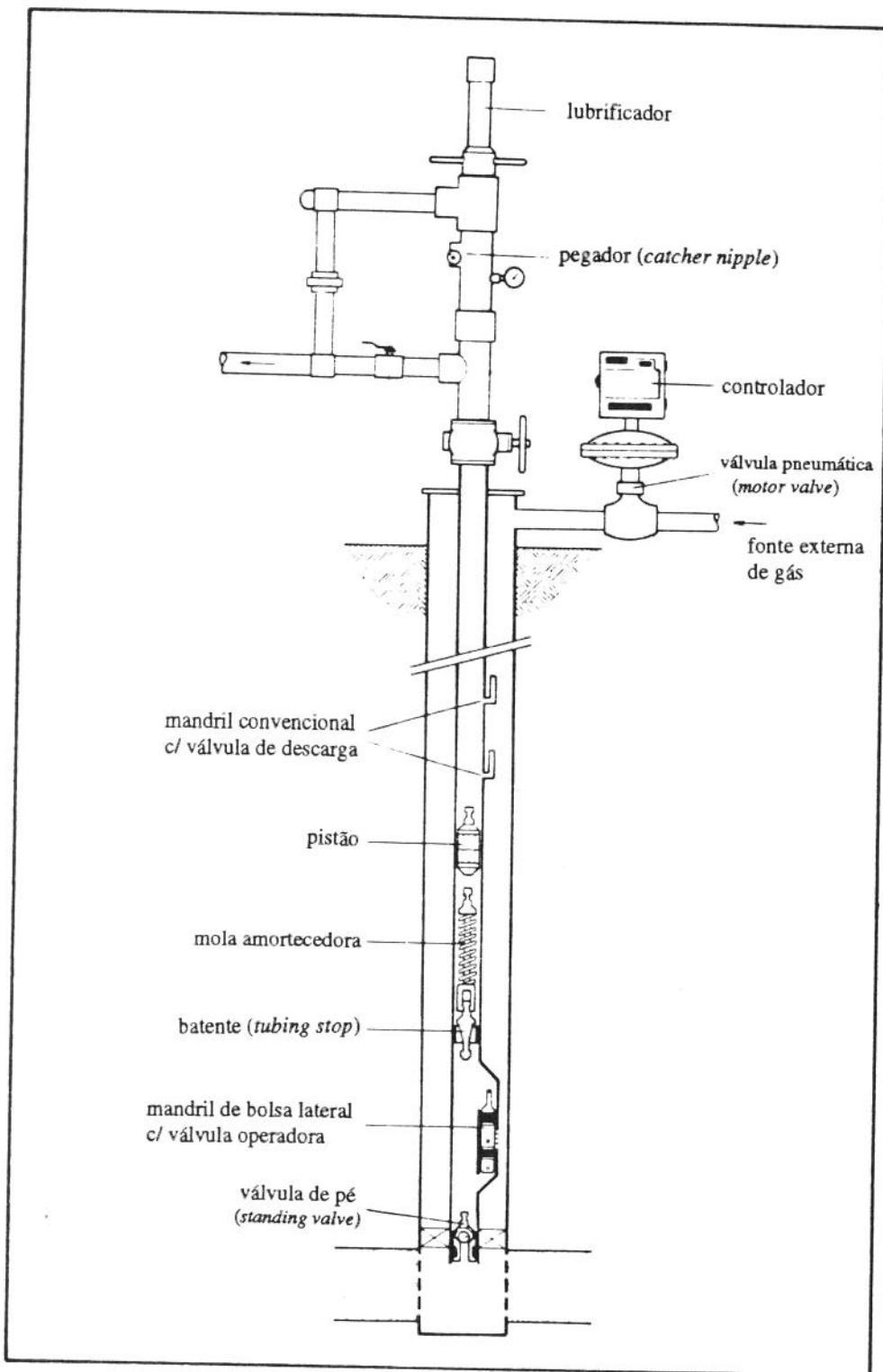


Figura 1.3 - Instalação do *gas lift* intermitente com pistão.

1.3 - MOTIVAÇÃO DO TRABALHO

Embora o *plunger lift* seja um método de elevação utilizado em outros países há mais de 50 anos, somente nos últimos 4 anos a PETROBRÁS voltou a se interessar pelo mesmo, após uma experiência mal sucedida na década de sessenta.

O motivo desse renovado interesse da empresa pelo método, foi ter-se visto nele uma possível (e talvez a melhor) alternativa para a produção de poços de bombeamento mecânico com alta RGL, considerados muito problemáticos. O sucesso na implementação do método em alguns desses poços alavancou definitivamente o interesse pelo método.

Até este estudo não se dispunha, no Brasil, de nenhuma ferramenta adequada para o dimensionamento e otimização do método. Consequentemente, o ajuste dos parâmetros operacionais visando a otimização da produção tem sido basicamente empírico.

Embora atualmente o potencial de uso do *plunger lift* convencional no Brasil se restrinja a algumas dezenas de poços, o emprego do pistão no *gas lift* intermitente (GLI) encontra um potencial de uso na casa de centenas de poços. As expectativas de ganho de produtividade com a associação do GLI com o pistão são enormes: aumento de produção de óleo, menor demanda de gás circulante, e, principalmente, redução de custos operacionais associados à desparafinação da coluna de produção.

1.4 - ESCOPO DO TRABALHO

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um modelo matemático para um poço produzindo por *plunger lift* convencional, que considere os principais mecanismos envolvidos no processo. Para fundamentar a modelagem, estudou-se, com a ajuda de aparelhos experimentais, alguns destes mecanismos: a distribuição do acúmulo de líquido no fundo do poço entre a coluna de produção e o anular revestimento-coluna, e a passagem de líquido e gás pelo pistão. Um objetivo adicional é estudar a otimização da produção por este método, através de uma análise de sensibilidade feita com o modelo desenvolvido.

CAPÍTULO II

PESQUISA BIBLIOGRÁFICA

Devido à pouca divulgação do *plunger lift* em nosso meio, procuramos, deliberadamente, fazer um retrato detalhado, embora não muito conciso, dos trabalhos publicados sobre o assunto.

Além de destacar os pontos principais de cada referência, julgamos necessário, muitas vezes, introduzir comentários esclarecedores. Para diferenciar nossas observações daquilo reportado pelos diversos autores, colocamos nossos comentários entre colchetes, em tamanho reduzido.

Para melhor comparação entre as diversas abordagens do problema, oferecemos, ao final do capítulo, um resumo das principais características de cada modelo proposto (Tab. 2.1).

Beeson *et al.*⁹ (1959) forneceram um histórico do *plunger lift*.

Os primeiros pistões foram fabricados pela *Hughes Tool Company*. Inicialmente não havia qualquer controle do processo, mas logo percebeu-se que uma ciclagem regular podia ser obtida com o ajuste de um *choke* na linha de produção, então permanentemente aberta. Os pistões já incorporavam uma válvula que era aberta ao chegar à superfície, facilitando sua descida e permitindo a passagem de líquido e gás pelo interior oco do pistão, e fechada ao chegar ao fundo da coluna, tornando o pistão vedante e capaz de elevar o líquido produzido pela formação desde o ciclo anterior. Esse sistema operou muito bem em alguns poços, e em outros foi um fracasso. Seu emprego era limitado e imprevisível, e exigia o uso de coluna de produção especial. O dispositivo de fundo só podia ser instalado ou removido com manobra da coluna.

Em 1944 *The National Supply Company* adquiriu os direitos do *plunger* e, com sua experiência em *gas lift*, começou a melhorar o método. Passou-se a utilizar o controle do ciclo pela abertura e fechamento da linha de produção, a partir da pressão no anular. Houve um aumento da eficiência do método, com grande economia de gás. Nova e importante melhoria foi conseguida controlando-se o fechamento da linha de

produção através de um sensor da chegada do pistão à superfície. O desenvolvimento de pistões expandíveis eliminaram a necessidade de coluna de produção especial. O dispositivo de fundo passou a ser instalado ou retirado com arame.

McMurtry ²³ (1953) relatou as vantagens do uso de um pistão no GLI. O conceito do pistão era o de um elemento perfeitamente selante entre o gás e o líquido. O pistão incorporava um mecanismo de fole carregado e um *packer* de borracha. O mecanismo de fole fazia expandir a borracha do *packer*, tornando-o vedante apenas durante o curso ascendente do pistão. [Somente nesse artigo encontramos a preocupação em ter-se um pistão que não impedissem ou dificultasse o acúmulo de líquido acima dele durante o período de abastecimento.]

Lebeaux e Sudduth ¹⁹ (1955) relataram aspectos teóricos e práticos do *plunger lift* convencional, baseando-se em uma experiência bem sucedida com o método utilizando um pistão com um elemento de borracha expandível para a vedação contra a coluna de produção.

O efeito do pistão foi descrito como o de reduzir a um mínimo a penetração do gás no líquido e o *fallback*.

O controle do ciclo era baseado no tempo, pois foi mais eficiente do que o controle baseado na pressão. O ajuste do ciclo era empírico e trabalhoso, requerendo testes de produção em diversas ciclagens. O treinamento do pessoal envolvido na operação era considerado crítico para o sucesso do método. Os ciclos variavam desde 22 minutos de produção para cada hora até 30 minutos a cada 3 horas.

Os melhores poços candidatos ao método eram os que com frequência necessitavam de pistoneio para restabelecer surgência, bem como poços de bombeio mecânico produzindo por agitação.

Em média os poços tinham 2.000 m de profundidade, produção bruta de 5 m³/d e RGL de 490 m³/m³. A velocidade média de subida do pistão variava de 250 a 650 pés/min.

Estes autores afirmaram que o método era particularmente adequado para reservatórios com mecanismo de gás em solução, que têm acentuada queda de pressão aliado a um acentuado aumento da razão gás óleo conforme ocorre a depleção. Apesar

da queda da pressão, o aumento do volume de gás produzido leva a uma grande disponibilidade de energia por unidade de volume de óleo.

Foi apresentado um nomograma para estimar a aplicabilidade do método. Os dados de entrada são: pressão de separação, pressão de fundo em fluxo e profundidade do poço. O nomograma fornece a mínima RGL requerida para operar com *plunger lift*.

Para observar a eficácia do *plunger* retirou-se o pistão de um poço mas manteve-se inalterado o ciclo de abertura e fechamento do mesmo. O resultado do experimento foi uma queda de produção de 23% durante os 13 dias em que o poço ficou sem o pistão, retomando à produção normal tão logo o pistão foi reinstalado.

O método mostrou-se muito eficiente na prevenção do acúmulo de parafina na coluna de produção.

Dados operacionais de dois poços mostram uma pressão máxima no revestimento 6% e 53% maior que a pressão máxima na cabeça.

[Não foi discutida a presença de líquido no anular. Pressume-se que o ajuste empírico do controle dos ciclos poderia resultar tanto no fechamento da linha de urgência logo após a chegada do pistão à superfície, como também na sua permanência aberta por um certo tempo.]

Beeson et al.⁸ (1958) afirmaram que o uso de pistão com segmentos expandíveis permitia um contínuo contato do mesmo com a parede da coluna de produção, formando um selo efetivo entre o gás e o líquido. O pistão usado nos poços, de fabricação *National*, tinha uma válvula interna que era aberta quando o mesmo chegava à superfície, permitindo sua queda, e fechada quando atingia o fundo da coluna. O controle do ciclo era feito pela pressão do revestimento (abertura da linha de produção) e pela chegada do pistão à superfície (fechamento da linha de produção).

O uso do pistão era excelente para prevenir o acúmulo de parafina na parede da coluna de produção, e muitas vezes também na linha de produção. Isto decorria da combinação de fluxo intermitente de gás seguido de golfadas quentes de líquido, e da ação de raspagem do pistão.

Com o objetivo de desenvolver um método que previsse o desempenho do *plunger lift* com pistão expandível e de ciclo controlado, em 1954 foram coletados dados de 145 poços operando desse modo em diversos campos dos E.U.A., sendo que

em 63 deles havia suprimento externo de gás, e em 96 poços havia uso de *bean* ou *choke*. Em média, a profundidade era de 2.035 m, a produção de 2,9 m³/d, o volume produzido por ciclo de 0,11 m³, e a pressão máxima no anular 23% maior que a pressão máxima na cabeça. A variabilidade desses valores era grande. As condições operacionais geralmente eram ajustadas para ter-se uma velocidade média de subida do pistão de 1.000 pés/min. A velocidade de queda do pistão através do gás era cerca de 2.000 pés/min. O tempo de queda do pistão através do líquido foi estimado 32 e 29 pés/min respectivamente para os pistões de 2" e 2,5".

Com base nesse banco de dados, foram desenvolvidas correlações para colunas de 2^{3/8}" e 2^{7/8}", envolvendo: profundidade da coluna de produção, pressão mínima e máxima no anular e na cabeça, volume produzido por ciclo e RGL.

A partir dessas correlações, e com a adoção de IPR (*Inflow Performance Relationship*) linear, foram desenvolvidos nomogramas que permitem a solução gráfica do problema de prever o desempenho de um poço com *plunger lift*. Os dados de entrada são: (1) diâmetro e profundidade da coluna, (2) pressão estática, (3) índice de produtividade, e (4) pressão mínima na cabeça do poço (normalmente a pressão de separação). Obtém-se então a máxima vazão de líquido e a produção por ciclo correspondente a essa vazão máxima. Nomogramas complementares fornecem a RGL requerida e a diferença entre a máxima pressão no anular e a pressão mínima na cabeça do poço.

São fornecidos exemplos de uso dos nomogramas. É bem ilustrado os casos em que a RGL de formação é maior ou menor que a RGL requerida para ter-se a máxima vazão de líquido. No primeiro caso, é necessário produzir pelo anular o excesso de gás, e no segundo caso é necessário complementar o anular com fonte externa de gás, ou contentar-se com uma vazão de líquido menor que a máxima possível.

Por fim, foram fornecidos gráficos que permitem uma avaliação preliminar se um poço pode operar por *plunger lift*. Estes gráficos relacionam as variáveis (1) profundidade do poço, (2) pressão máxima no anular menos pressão mínima na cabeça, e (3) RGL de formação. [Os catálogos da Ferguson Beauregard, fabricante de equipamentos para *plunger lift*, reproduzem esses gráficos.]

[O capítulo sobre *Plunger Lift* do livro *Surface Operations in Petroleum Production, I*, por Chilingarian *et al.*, 1987, da coleção *Developments in Petroleum Science*, editora Elsevier, baseou-se largamente neste artigo.]

Foss e Gaul¹⁵ (1965) desenvolveram um modelo semi-empírico, baseado no desempenho de 85 poços do campo de Ventura. O modelo prevê os mínimos valores necessários de volume de gás e pressão no anular.

Os poços tinham coluna de 2^{7/8}", revestimento de 7", profundidade de 2.000 a 3.500 m, produção bruta de 0,6 a 17,5 m³/d, de 7 a 144 ciclos por dia, RGL de 640 a 4.600 m³/m³, pressão estática de 21 a 207 kgf/cm², pressão de operação no anular de 6 a 23 kgf/cm², IPR de 0,002 a 0,7 (m³/d)/(kgf/cm²), e utilizavam pistões de fabricação *National*, que aparentemente tinham segmentos expandíveis e válvula de *by-pass* interna.

O controle da abertura e fechamento da linha de produção era feito, respectivamente, pela pressão do anular e pela chegada do pistão à superfície. Se o pistão não chegasse à superfície, a consequente baixa pressão do anular comandava o fechamento da linha de produção.

A frequência dos ciclos era determinada pela produtividade do poço, contrapressão da linha de produção, tempo de viagem do pistão e energia disponível do gás. Quanto maior o número de ciclos, menor o tamanho da golfada, menor a pressão requerida no anular, maior o *drawdown* (diferença entre a pressão estática e a pressão de fluxo no fundo do poço) e maior a produção. Assim, procurava-se operar os poços com a menor pressão possível no anular.

O pistão devia atender aos seguintes requisitos: (1) habilidade de cair rapidamente através do gás e do líquido; (2) efetuar uma boa vedação contra a coluna de produção durante a subida; (3) alto grau de repetibilidade da operação da válvula interna; e (4) alta resistência ao choque e ao desgaste.

A experiência mostrou que a performance do método podia ser melhorada diminuindo-se a contrapressão na linha de produção, o que era obtido, por exemplo, aumentando-se o diâmetro da linha, eliminando-se curvas, restrições, etc.

Gráficos representando o método de análise desenvolvido preveêm a pressão média no anular, pressão máxima na cabeça, volume da golfada, gás necessário e número de ciclos por dia. Se aplicam para colunas de 2^{3/8}", 2^{7/8}" e 3^{1/2}", profundidades de 600 a 4.900 m, golfadas de 0 a 0,95 m³, contrapressão na linha de produção de 0 a 14 kgf/cm².

Para determinar a mínima pressão necessária no anular, foi aplicado um equilíbrio de forças no instante mais crítico do movimento ascendente do pistão, considerado como o instante em que o topo da golfada atinge a superfície. A equação utilizada foi:

pressão mínima no anular = perda de pressão do gás por atrito no comprimento total da coluna + pressão requerida para sustentar o peso próprio do pistão + pressão requerida para sustentar o peso da golfada de líquido + perda de pressão do líquido por atrito + contrapressão na linha de produção.

Foram desprezados o atrito do pistão, diferença de peso do gás no anular e na coluna de produção, perda de pressão do gás por atrito no anular, e presença de líquido abaixo do pistão.

Para aplicar a equação acima foram adotados, para diversos parâmetros, valores típicos do campo de Ventura:

- velocidade do pistão e do líquido de 1.000 pés/min;
- pressão máxima no anular 10% maior que a pressão mínima no anular (relação encontrada no campo de Ventura - revestimento 7" e coluna de 27/8");
- óleo de °API 30; BSW de 15%; densidade relativa do líquido de 0,9;
- viscosidade do líquido de 11 cst a 60 °F e 1 cst a 200 °F;
- temperatura média de 150 °F;
- pressão requerida para elevar o peso próprio do pistão igual a 5 psi;
- linha de produção com diâmetro interno maior ou igual ao diâmetro interno da coluna de produção, e de comprimento igual ou menor a 600 m.

A velocidade média de subida do pistão foi medida em 24 poços. O menor valor encontrado foi de 700 pés/min, o maior de 1.400 pés/min, a média de 1.070 pés/min, com a maioria dos valores no intervalo de 900 a 1.200 pés/min. Consequentemente, o uso de 1.000 pés/min no cálculo da perda por frição no líquido e no gás foi conservativo, no sentido de que fornece perdas maiores do que as que seriam encontradas com o uso de velocidades menores, já que a velocidade do pistão quando está próximo à superfície deve ser menor do que a sua velocidade média. Isto tende a compensar as perdas de pressão desprezadas no cálculo de equilíbrio de forças.

O volume de gás requerido por ciclo foi considerado como a soma de: (a) o volume de gás contido na coluna de produção no instante em que a linha de produção é aberta; (b) o volume de gás que passa pelo pistão durante a subida do mesmo; e (c) o volume que passa para a linha de produção após a chegada do pistão à superfície. Na prática (c) podia ser desprezado pois o controle utilizado fechava a linha de produção dentro de 5 s após a chegada do pistão à superfície. A parcela (a) está numa pressão na superfície igual à máxima pressão na cabeça. Esta pressão geralmente é igual ou um pouco menor do que a pressão máxima no anular, devido a uma coluna de líquido na coluna de produção maior do que no anular.

O volume de gás produzido por ciclo nos 85 poços do campo de Ventura foi em média 25% maior do que o calculado na parcela (a), usando uma densidade do gás de 0,72. Essa diferença ficava em média em 15% se no cálculo da parcela (a) fosse utilizado a pressão máxima no anular. [Isso equivale a dizer que em média a pressão máxima no anular era 8,7% maior do que a pressão máxima na coluna de produção.] Com base nesses dados, os nomogramas fornecem o volume de gás necessário por ciclo como sendo 1,15 vezes o volume de gás contido do comprimento inteiro da coluna de produção (sem descontar portanto o volume ocupado pelo líquido) a uma pressão na superfície igual à pressão máxima no anular.

O tempo mínimo gasto para completar um ciclo é a soma dos tempos requeridos para a subida do pistão e para a queda do mesmo através do gás e do líquido acumulado na coluna. No campo de Ventura, a velocidade de queda do pistão através do gás variou de 900 a 3.000 pés/min. Para determinar a velocidade de queda do pistão através do líquido, foram feitas várias medidas usando uma seção de 18,3 m de coluna de 2⁷/8" preenchido com óleo do próprio campo. As velocidades variaram de 165 a 265 pés/min, dependendo do tipo de pistão. As velocidades de subida já foram citadas. Adotando os valores de 1.000, 2.000 e 172 pés/min respectivamente para a velocidade de subida, velocidade de queda no gás e velocidade de queda no líquido, obtém-se o número máximo possível de ciclos por dia em função da profundidade da coluna e do volume da golfada. Multiplicando-se este número máximo diário de ciclos pelo volume da golfada, tem-se a vazão máxima possível do poço.

[No uso dos nomogramas, deve-se ter em conta como os mesmos foram obtidos. Por exemplo, dados o diâmetro e profundidade da coluna e a pressão de separação, tem-se, para cada volume de golfada, a pressão mínima necessária no anular e o volume de gás requerido. A produção diária que os nomogramas associam a cada volume de golfada é a máxima possível, pois é calculada com a duração mínima de cada ciclo, o que só se aplica se a pressão no anular no instante em que o pistão chega ao fundo do poço for exatamente a mínima necessária.

É de se esperar um melhor desempenho do modelo para poços "semelhantes" aos do campo de Ventura, principalmente no que diz respeito aos diâmetros da coluna e do revestimento (2 7/8" e 7"), e à profundidade (2.000 a 3.500 m), devido à relação empírica de pressão máxima no anular 10% maior que a pressão mínima no anular.

Note que o método de análise não acopla o reservatório, e que deve ser encarado como determinante das condições requeridas para o escoamento, e não da condição de equilíbrio entre o disponível do reservatório e o requerido para o escoamento.]

Zelic ³⁰ (1970) afirmou que usando um pistão apropriado, o líquido é separado do gás, o que facilita a elevação da coluna de líquido. O pistão descrito possuia válvula de *by-pass* interno acionada nos fins dos cursos. Forneceu uma tabela com as vazões máximas possíveis com o método, em função da profundidade e do diâmetro da coluna. [Não indicou como a tabela foi obtida.]

Para obter a RGL requerida em função do volume de líquido produzido por ciclo, o volume de gás por ciclo foi calculado como a diferença entre os volumes de gás no poço no instante em que a coluna de líquido alcança a superfície e no instante do fechamento da linha de produção. [Este cálculo é equivocado, pois não representa o volume de gás produzido por ciclo.]

Foi definida uma eficiência do *plunger lift* como sendo a razão entre a produção obtida com o método e a produção potencial do poço (contrapressão zero no reservatório). Para obter uma expressão para esta eficiência, integrou-se a vazão da formação, expressa por uma IPR linear, ao longo do tempo de subida e do tempo de descida do pistão. Esta análise assume que o pistão recomeça o ciclo tão logo atinja a extremidade da coluna. O número de ciclos por dia foi obtido adotando-se uma velocidade média de subida do pistão de 1.000 pés/min, e de queda do pistão de 1.500 pés/min. [No desenvolvimento das equações foram adotadas algumas simplificações "grandes"; por exemplo, no cálculo do líquido produzido pelo reservatório durante o curso ascendente do pistão, considerou-se o volume de líquido na coluna no início da subida igual a zero; no cálculo para o curso descendente, considerou-se a pressão na cabeça constante e igual à pressão do separador, o volume de líquido inicialmente na coluna igual a zero, e contrapressão inicial na formação como sendo a pressão de separação.]

O autor apresentou também um resumo detalhado do trabalho de Beeson *et al.*⁸.

Hacksma¹⁶ (1972) afirmou que na maioria dos casos em que o *plunger lift* se aplica, a produção será maior ou igual a que se teria por bombeio mecânico, pois enquanto uma alta RGL é necessária para o *plunger lift*, para o bombeio ela reduz a eficiência devido à interferência de gás. Uma vez instalado e em operação, o *plunger lift* pode produzir o poço até a depleção, pois da mesma forma que a pressão do reservatório diminui (e por conseguinte a máxima pressão disponível no anular), também diminui a produção do poço e a necessidade de pressão alta no anular; tanto é que diversos poços de *plunger lift* operavam com pressão no anular de 70 a 100 psi. Afirmou também não fazer sentido colocar limites absolutos de produção ao *plunger lift* ou a qualquer outro método de elevação, pois a produção será sempre um equilíbrio entre o disponível na formação e o requerido para o escoamento. Colocou também que o pistão era de fato o mais eficiente e econômico raspador de parafina, e que muitos tinham sido instalados com apenas este objetivo.

O pistão foi conceituado como um meio de prover uma interface sólida e selante entre o *lift* gás e a coluna de líquido a ser elevada.

Dos diversos tipos de pistão existentes, o que tinha melhor desempenho global era o de lâminas expandíveis sem haste de válvula integral (haste usada no acionamento da válvula de *by-pass*). Esse modelo aliava uma boa vedação entre o pistão e a tubulação, e grande velocidade de descida através do gás e do líquido.

Afirmou que não ocorria *fallback* com o uso de pistão: o único fluido que passava pelo pistão era gás no sentido ascendente.

Foram introduzidos os conceitos de RGL mínima e RGL ótima. RGL mínima é aquela requerida para a operação do *plunger lift*. Ela é basicamente função do diâmetro da coluna e da pressão de separação. RGL ótima é aquela na qual o poço produz a máxima vazão possível. A RGL ótima é então necessariamente maior que a RGL mínima. Se a RGL for maior ou menor que a ótima, resultará numa menor produção. Na RGL ótima, a pressão do gás no anular no instante em que o pistão chega ao fundo da coluna é exatamente a suficiente para elevar o líquido que se acumulou na coluna. Como resultado, na RGL ótima o pistão opera na máxima frequência possível de ciclos, já que o pistão recomeça a subir tão logo atinja o fundo. A RGL ótima é função também da IPR do poço.

Se a RGL é maior que a ótima, quando o pistão atinge o fundo a pressão no anular é maior que a necessária para elevar o líquido na coluna, resultando em menor *drawdown* e menor produção. Neste caso, gás deveria ser produzido também pelo

anular, de modo que a RGL com que o poço é efetivamente abastecido seja a RGL ótima.

Se a RGL é menor que a ótima, o pistão deve aguardar no fundo da coluna até que a pressão no anular seja suficiente para elevar o líquido acumulado. Embora durante essa espera o reservatório continue a abastecer o poço, penaliza-se a contrapressão média no reservatório, resultando em menor produção. Em alguns casos pode ser economicamente vantajoso a injeção de gás pelo anular de modo a ter-se uma RGL efetiva igual à RGL ótima.

A determinação da RGL mínima foi feita com o auxílio dos gráficos de Foss e Gaul¹⁵. A RGL mínima é crescente em relação à pressão de separação e à profundidade do poço, e decrescente em relação ao diâmetro da coluna de produção [alguns valores de RGL mínima calculados dessa forma estão na Tab. 3.3 desta dissertação].

A determinação da RGL ótima serve a dois propósitos: (1) o procedimento de cálculo da produção do poço depende se a RGL é maior ou menor que a ótima; (2) a determinação da máxima produção (com a RGL ótima) é necessária para o estudo de viabilidade econômica de se injetar ou remover gás do anular para ter-se uma RGL efetiva igual à ótima.

A obtenção da RGL ótima foi feita com os gráficos de Foss e Gaul¹⁵ e com a IPR do poço. Foi necessário assumir a hipótese de que o anular não contém líquido.

Foram fornecidos exemplos do cálculo da RGL mínima, RGL ótima e produção esperada nos casos da RGL ser menor, igual ou maior que a ótima.

Abercrombie¹ (1980) também conceituou o pistão como uma interface sólida e selante entre o gás e o líquido.

Afirmou que a presença do pistão altera o modelo de escoamento: da forma familiar de uma frente de gás de formato balístico constantemente penetrando no líquido (bolha de Taylor), para um modelo onde o escoamento de gás é possível somente no espaço anular entre o pistão e a coluna de produção. A pequena quantidade de gás que passa pelo pistão por este espaço anular tem uma ação de "limpeza", minimizando qualquer tendência de *fallback* de líquido.

Para a determinação dos parâmetros operacionais, o autor refez o modelo de Foss e Gaul¹⁵, sendo a única diferença a adoção de 1.000 pés/min para a velocidade de queda do pistão através do gás, ao invés de 2.000 pés/min adotado por Foss e Gaul¹⁵, sob o argumento de ser esse valor mais observado na prática.

Repetindo a metodologia de cálculo de Hacksma¹⁶, foram fornecidos exemplos para os casos em que a RGL do poço é maior ou menor que a RGL ótima.

White^{28, 29} (1981) propôs uma instalação híbrida e não convencional de GLI com *plunger*, para aplicação em poços de gás sem competência para evitar acúmulo de água ou condensado no fundo do poço. Como a instalação proposta se utilizava de pistão, o autor discutiu a dinâmica do *plunger lift* convencional.

A figura clássica da operação do pistão é a de que o pistão serve como uma interface móvel entre o líquido acima e o gás abaixo do mesmo. É frequente a afirmação de que o pistão deixa para trás apenas a quantidade de líquido presente no filme representado pela folga entre o diâmetro externo do pistão e o diâmetro interno da coluna. A Fig. 2.1 mostra que o volume contido nesse filme ao longo do comprimento da coluna é muito grande. Se esse filme é crítico para a ação do pistão, muito mais crítico será no caso do GLI sem pistão.

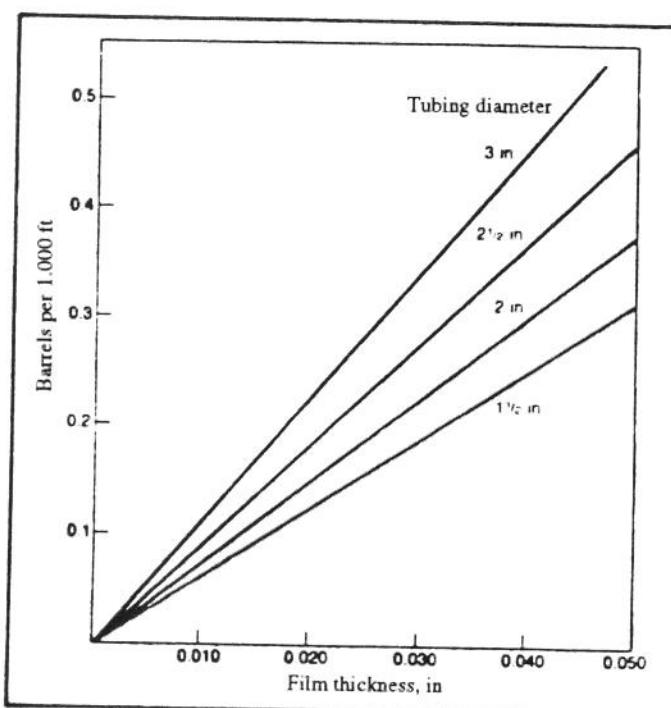


Figura 2.1 - Volume de um filme de líquido na parede interna de coluna de produção API, em função da espessura do filme (White^{28,29}).

Na tentativa de remover este filme de líquido da coluna, muitos dispositivos mecânicos vinham sendo empregados, como por exemplo pistões com segmentos expandíveis, que pela ação de molas ficariam em permanente contato com a parede da coluna de produção. Mas pode-se prever que os segmentos hidroplanam sobre o filme de líquido, resultando um filme residual indesejável mostrado na Fig. 2.1.

O autor propôs o abandono da noção de "pistão perfeito", e a busca do envolvimento da ação do gás passando em grande turbulência pelo pistão, que literalmente "atacasse" o filme de líquido na periferia do pistão, como ilustrado na Fig. 2.2. Destacou que a função primária do pistão nunca foi a de formar um selo para o líquido, como frequentemente descrito, mas sim a de atuar para que todo o líquido acumulado no fundo alcance a superfície.

Usando modelos reduzidos, o autor mediu o *fallback* numa instalação de *gas lift* com e sem pistão (Fig. 2.3). No total foram mais de 150 experimentos, com várias pressões no anular e com diversas relações entre o comprimento inicial da golfada e o comprimento da coluna. Os resultados foram plotados como na Fig. 2.4, que mostra que o *fallback* foi muito menor com o emprego de pistão, independentemente do seu tipo. Além disso, a presença de um furo num pistão sólido, fez com ele passasse da posição de pior desempenho para a de melhor desempenho em relação aos outros tipos de pistão. Sugeriu que fossem feitos estudos para esclarecer este comportamento. [Embora não tenha sido mencionado a presença de líquido abaixo do pistão no instante da abertura da linha, isso pode ter ocorrido, da mesma forma que nos experimentos de Marcano *et al.*²², e possivelmente também nos de Rosina²⁶, causando confusão na interpretação dos resultados do *fallback*.]

Foram feitos também experimentos variando o comprimento inicial da golfada e a pressão no anular. Obteve-se com o uso de um pistão [não especifica qual tipo foi utilizado] um *fallback* praticamente constante e igual a 10% da golfada inicial (Fig. 2.5). A explicação dada foi que embora ainda haja uma bolha de gás atravessando a golfada de líquido (Fig. 2.2), o líquido deixado para trás pela bolha é produzido pois está acima do pistão. O *fallback* resultante estaria relacionado com uma molhabilidade residual da coluna de produção, particularmente nas luvas. [Um *fallback* igual a 10% da golfada inicial, como mostrado na Fig. 2.5, implica que o *fallback* aumenta com o aumento da golfada inicial, o que contradiz a idéia de *fallback* devido principalmente às luvas. Infelizmente não foram mostrados nos gráficos os pontos medidos, e as condições nas quais foram obtidos.]

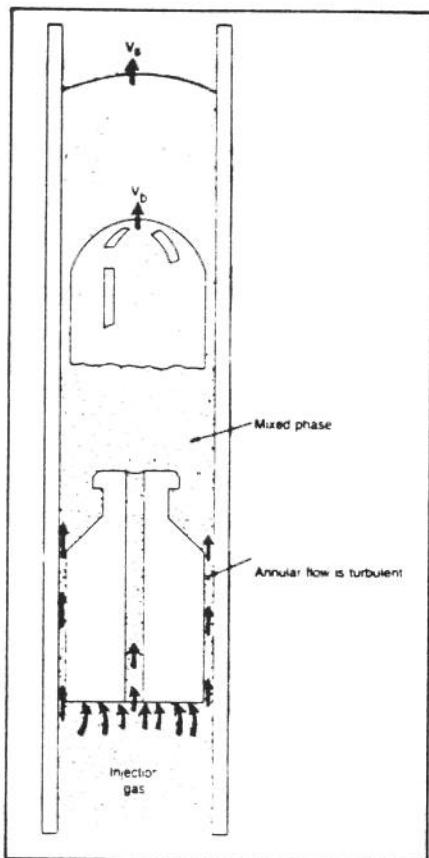


Figura 2.2 - Modelo de escoamento através do pistão, segundo White^{28,29}.

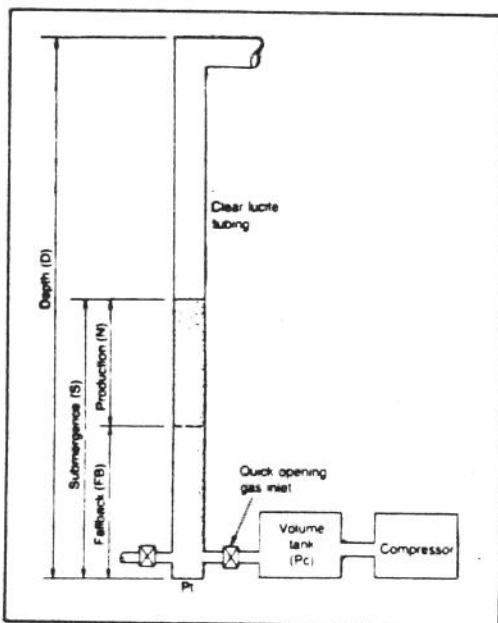


Figura 2.3 - Esquema da instalação usada por White^{28,29} para medir o fallback na elevação por *gas lift* com e sem pistão.

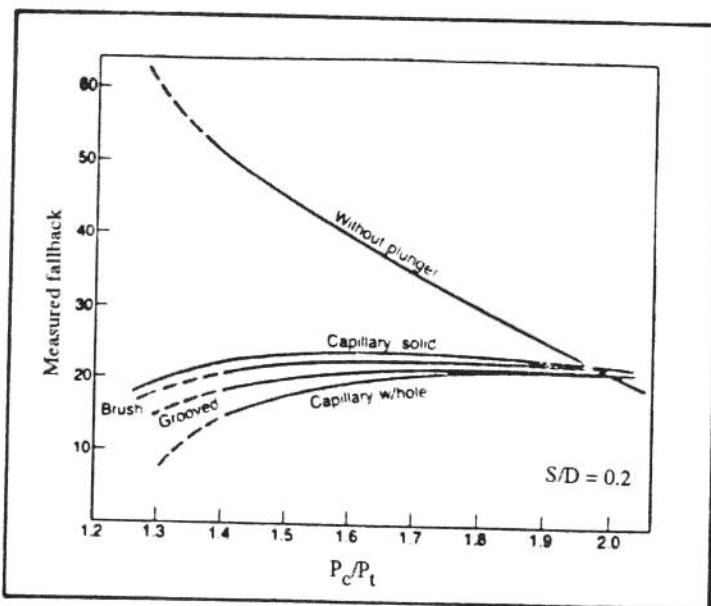


Figura 2.4 - Efeito da presença de diversos tipos de pistão no *fallback*, segundo White^{28,29}. Um pistão com um furo central produziu o menor *fallback*. (Nomenclatura na Fig.2.3)

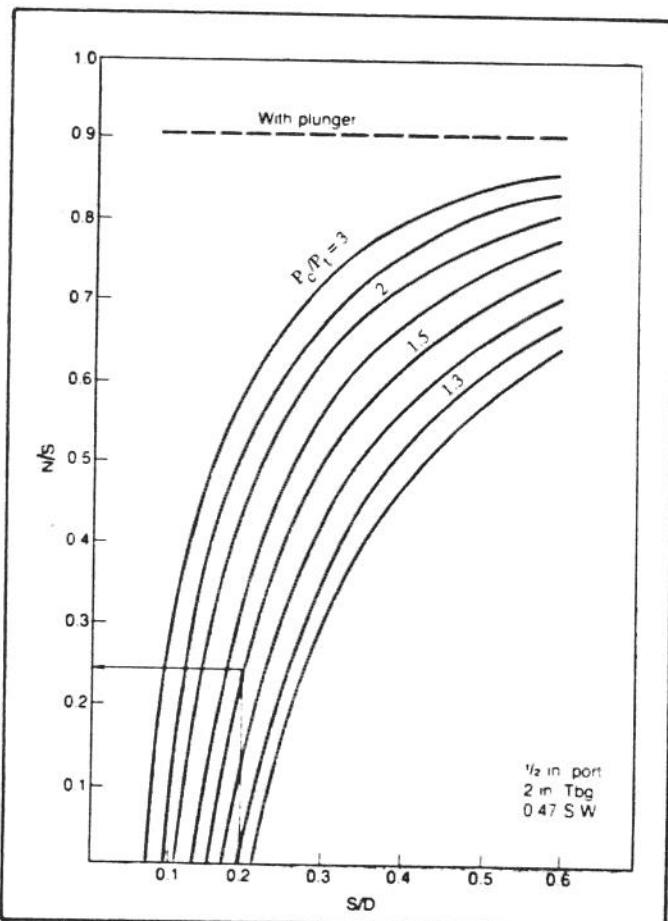


Figura 2.5 - Efeito do pistão na produção da golfada inicial, segundo White^{28,29}. Com pistão o *fallback* seria constante e igual a 10% da golfada inicial. (Nomenclatura na Fig. 2.3)

Beauregard e Ferguson ^{4, 5} (1981) mantiveram o conceito do pistão como uma interface mecânica e selante entre o gás abaixo e o líquido acima dele. Sustentaram esse conceito argumentando que, por ser a pressão abaixo do pistão maior do que a pressão acima, virtualmente nenhum líquido pode se deslocar de cima para baixo do pistão. De fato, acrescentaram, uma pequena quantidade de gás passa pelo pistão ao redor de seu perímetro, promovendo uma ação de limpeza na parede da coluna de produção. [Os gráficos para determinação da RGL e pressão no revestimento requeridos para a operação por *plunger lift* são os mesmos publicados por Beeson *et al.*⁸.]

Lea ¹⁷ (1982) afirmou que o pistão aumenta a eficiência de elevação de líquido através da redução do *fallback* de líquido através do gás.

Apresentou um modelo dinâmico apenas para a etapa que vai da abertura da linha de produção até a chegada do topo da golfada à superfície. O modelo assume pressão na superfície constante, velocidades iguais para o líquido, pistão e gás, que não há líquido abaixo do pistão, e não acopla reservatório. O modelo prevê a pressão no anular, a posição do pistão e sua velocidade ao longo do tempo para a etapa em questão.

O autor citou, sem discutir, a possibilidade de gás passar através do pistão, bem como presença de líquido abaixo do pistão.

Foi feita uma comparação do modelo dinâmico com o modelo estático de Foss e Gaul¹⁵, que indicou menores valores requeridos para pressão no revestimento e volume de gás por ciclo do que no modelo destes autores. [Foss e Gaul¹⁵ já tinham antecipado essa conclusão.]

Foi apresentada também uma análise, acoplando o reservatório, de um poço de gás descarregando o líquido acumulado no fundo da coluna através do *plunger lift* controlado por tempo.

Beauregard e Ferguson ^{6, 13} (1983) forneceram algumas "regras práticas" para uma análise preliminar se um poço pode produzir por *plunger lift*: (1) a golfada de líquido deve ter uma hidrostática igual a no máximo 50% da pressão líquida, que foi definida como a diferença entre a pressão máxima no revestimento e a pressão mínima na linha de produção (usualmente a pressão de separação); e (2) a RGL mínima necessária é de 400 std.pés³/bbl/1000 pés de elevação (214 std.m³/m³/1000 m).

Afirmaram que o pistão elimina ou reduz drasticamente o *fallback*, sendo neglegível o volume de líquido deixado para trás pelo pistão, relacionado com as cavidades nas luvas, e que após a chegada do pistão à superfície há pouca ou nenhuma produção de líquido. Discutiram também aspectos operacionais e econômicos do método.

Rosina 26 (1983) apresentou um modelo dinâmico apenas para o período que vai da abertura da linha de produção até o pistão chegar à superfície, e conduziu um programa experimental para sua validação.

O modelo adotou líquido apenas na coluna de produção no instante da abertura da linha [não há discussão dessa hipótese, mas admitiu que pode haver líquido no anular], velocidade do pistão igual à da bolha de gás, e que constantemente penetram na golfada de líquido devido à menor velocidade desta. Consequentemente, líquido é deixado para trás do pistão, na forma de um escoamento anular pela folga pistão/coluna, e constitui-se no *fallback* de líquido. Em decorrência das velocidades iguais do pistão e do gás, não há passagem de gás pelo pistão. [Isso apesar de admitir, devido a observações práticas, a possibilidade de gás passar pelo pistão, minimizando a tendência de *fallback* de líquido. Sugere inclusive o uso do fator empírico de Foss e Gaul¹⁵ de 1,15 para calcular o volume necessário de gás.] No caso de pistão com furo central ou folga maior, o autor admite que um outro modelo precisa ser desenvolvido, pois o gás passa pelo pistão e penetra na golfada de líquido. O modelo não acopla o reservatório, admite o separador na cabeça do poço, e não leva em conta o gradiente de pressão do gás no anular.

A parte experimental foi feita em laboratório, com água e ar, usando 18 metros de coluna de produção de 1" ID e revestimento de 3" ID. No início de cada teste o nível de líquido no anular estava exatamente na extremidade da coluna (se deixasse líquido no anular, a frente de gás não conseguia alcançar o pistão, devido ao pequeno comprimento das instalações). Foram tabulados resultados de 170 testes, variando o tipo de pistão, a pressão inicial no anular, a altura de líquido na coluna, o diâmetro do revestimento (pelo uso de diferentes "pulmões" de ar), e também o modo de operação: fechamento da linha com a chegada do pistão no topo da coluna ou sua permanência aberta até a total despressurização da coluna para a atmosfera. Não havia acoplamento com reservatório, e a separação era atmosférica. Foram registradas ao longo do tempo as pressões no anular e na coluna de produção na superfície e as velocidades médias do pistão. Além disso foi medido o *fallback*, tomado como o volume final de líquido no aparato. [Infelizmente não foi documentado o volume de líquido que se encontrava inicialmente abaixo do pistão. O *fallback* deveria ter sido calculado descontando-se esse volume do volume final

de líquido no aparato, de modo que nos experimentos em que se fechou a linha com a chegada do pistão ao topo, um *fallback* positivo significasse que o líquido fora penetrado pelo pistão, e um *fallback* negativo significasse que não apenas todo o líquido acima do pistão fora produzido, como também parte do líquido inicialmente abaixo do pistão.] Entre os resultados observados destacamos:

- (1) quando havia líquido no anular, o pistão sempre caía em relação ao líquido [velocidade do pistão menor que a do líquido - *fallback* negativo - pelo menos enquanto o gás não alcançou o pistão];
- (2) nos experimentos com despressurização até a pressão atmosférica, parte da produção de líquido (cerca de 35%) ocorreu após a chegada do pistão à superfície;
- (3) [a presença de um furo no pistão fez com que aumentasse a produção de líquido, e diminuíssem a pressão final no anular e a velocidade média do pistão (Fig. 2.6). Uma possível explicação desse comportamento é que o furo no pistão fez com o *fallback* diminuisse, ao mesmo tempo em que mais gás atravessou o pistão. Outra possível explicação é que parte do líquido inicialmente abaixo do pistão conseguiu passar pelo mesmo através do furo, e acabou sendo produzido; isso ocorreu antes que a frente de gás alcançasse o pistão, quando a partir de então o gás passou pelo pistão, resultando em menores velocidades médias e menor pressão final].

[As conclusões sobre o efeito do tipo de pistão no *fallback* seriam mais fáceis se não houvesse líquido algum inicialmente abaixo do pistão.] [Em 75% dos experimentos executados a linha de produção ficou aberta até a total despressurização do poço para a atmosfera. A produção de líquido após a chegada do pistão à superfície dificulta ainda mais as conclusões sobre o efeito do tipo de pistão no *fallback*.]

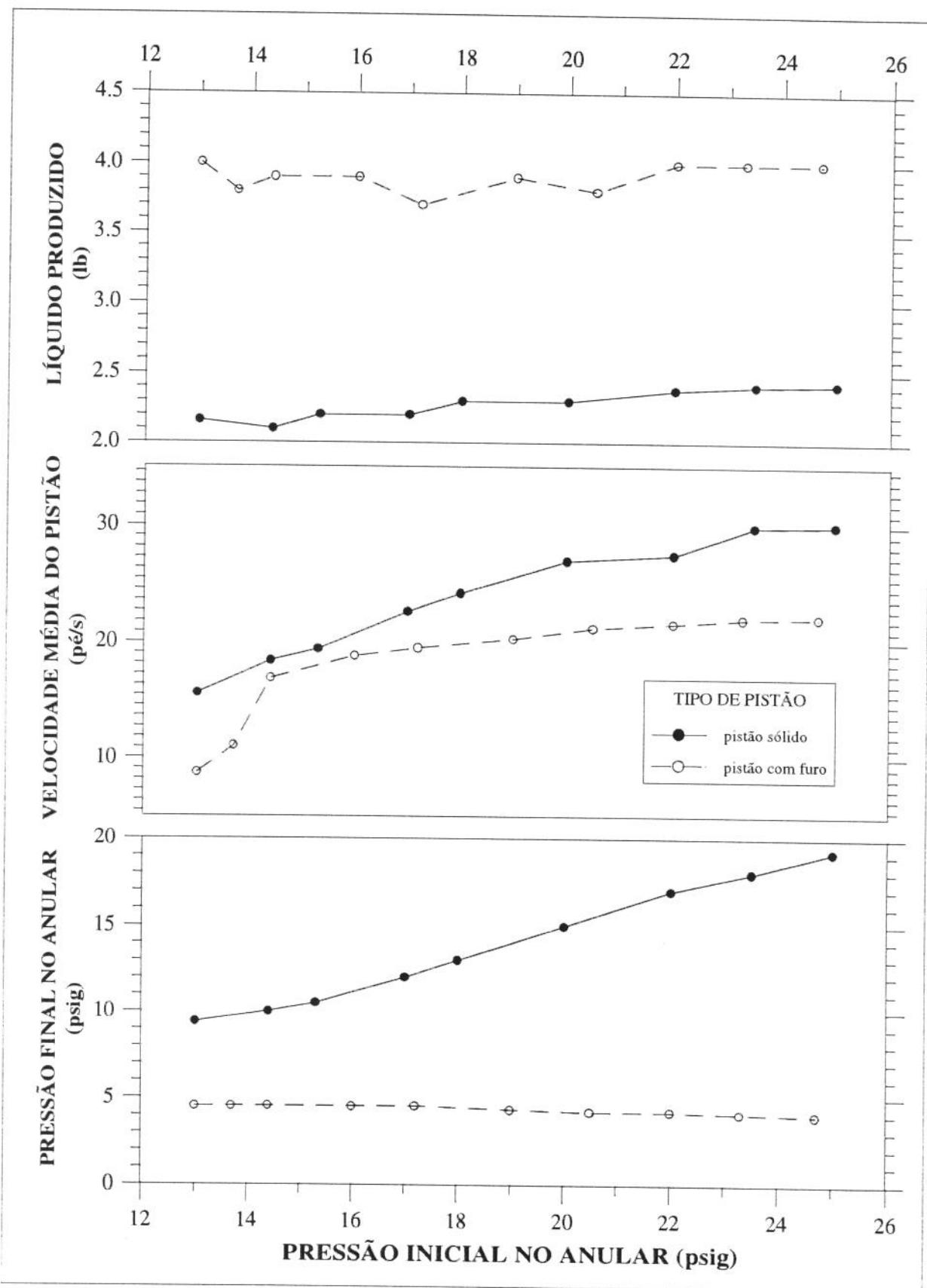


Figura 2.6 - Efeito do furo central no pistão no volume produzido de líquido, na velocidade média de subida do pistão e na pressão final do anular, conforme dados das tabelas A12 e A19 de Rosina²⁶.

Lea e Mower ¹⁸, e **Mower et al.** ²⁵ (1983) fizeram testes com água e ar num poço instrumentado de laboratório de 224 m de profundidade, com coluna de 2^{3/8}" e revestimento de 9^{5/8}". Foram utilizados 12 tipos de pistões comerciais, e um pistão não comercial com um furo central. Não havia líquido no anular, e a linha de produção era fechada com a chegada do pistão à superfície. Inicialmente, utilizando um tubo transparente de 1.990" ID, foi medida a vazão de ar capaz de equilibrar o peso dos diversos pistões. Foi medida também o diferencial de pressão resultante no pistão. O resultado foi que o diferencial de pressão era praticamente igual ao peso próprio do pistão dividido pela área transversal do tubo (em torno de 3 psi). [As vazões de ar eram diferentes de zero, portanto os pistões não eram perfeitamente selantes] As velocidades de queda dos pistões no ar em função da pressão foram medidas, mas não foram reportadas, pois não foram suficientes para extrapolar para as condições de campo, onde as pressões são mais elevadas [Chacin¹⁰ apresentou em sua fig. 3.11 os valores medidos por Lea e Mower¹⁸, com pressões variando de 20 a 90 psia]. As velocidades de queda dos pistões na água variaram de 39 a 447 pés/min [grande variabilidade]. O *fallback* de líquido foi medido como o equivalente ao crescimento de pressão registrado pelo transdutor de pressão na extremidade da coluna após a chegada do pistão à superfície (Fig. 2.7), e foi uma função crescente da velocidade média do pistão (Fig. 2.8) [talvez tenha havido um engano de interpretação dos registros de pressão dos testes: parte do crescimento de pressão no fundo deve-se à recuperação da pressão correspondente à parcela de perda de pressão por fricção que deixa de existir quando fecha-se a linha de produção]. O volume total de gás que passou pelo pistão também foi medido e foi uma função decrescente da velocidade média do pistão (Fig. 2.9) [esses resultados mostram que ao mesmo tempo em que o líquido tem um movimento descendente em relação ao pistão, o gás tem um movimento ascendente].

Os autores apresentaram um modelo modificado de Foss e Gaul¹⁵ para cálculo da pressão necessária no anular. O modelo proposto leva em conta o volume de gás que atravessa o pistão, o volume de gás produzido pela formação durante a subida do pistão e o *fallback* de líquido. Esse modelo foi então ajustado empiricamente para melhorar sua correlação com dados de campo coletados em 4 poços. A permanência da linha de produção aberta por um certo tempo após a chegada do pistão à superfície foi levada em conta no cálculo da duração do *build-up*.

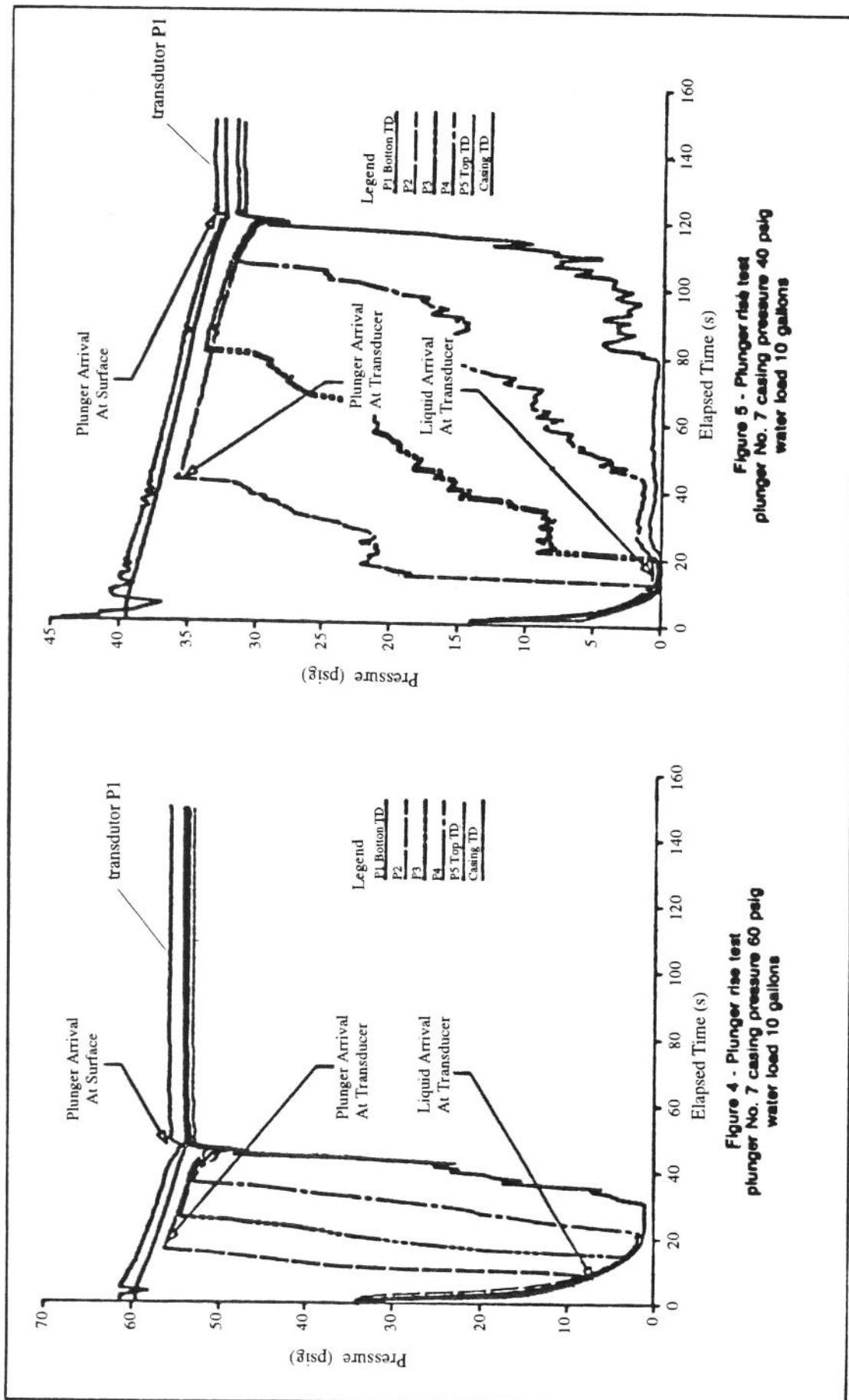


Figura 2.7 - Exemplo do registro de pressão, ao longo do tempo, em diversos pontos da instalação utilizada por Lea e Mower 18. O fallback de líquido foi calculado como o equivalente ao crescimento de pressão registrado pelo transdutor P1, situado na extremidade da coluna de produção, após a chegada do pistão à superfície.

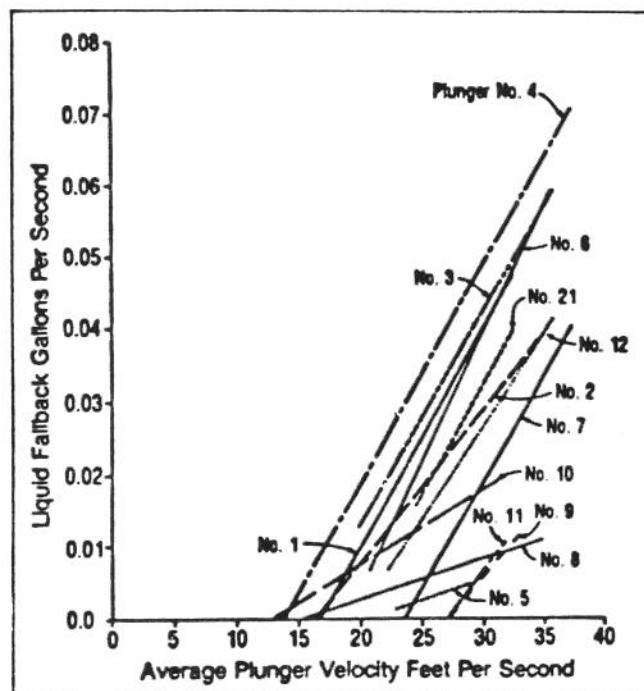


Figura 2.8 - Correlação obtida por Lea e Mower¹⁸ para o *fallback*.

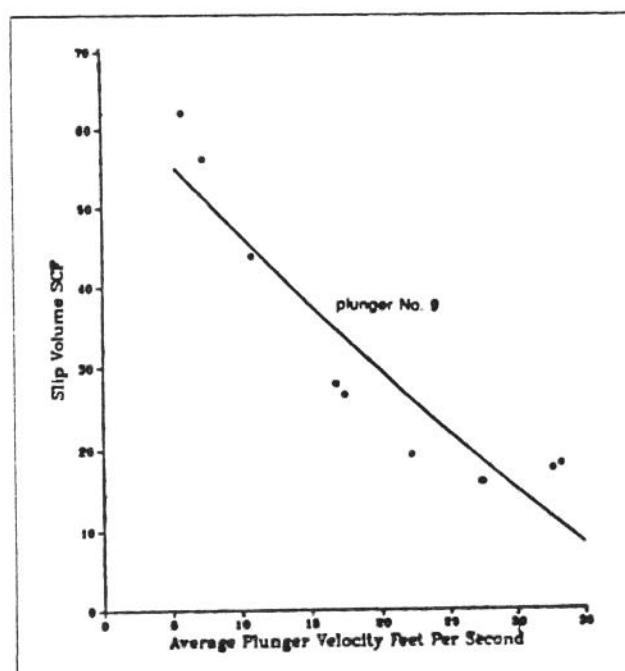


Figura 2.9 - Correlação obtida por Lea e Mower¹⁸ para o gás que passa pelo pistão.

Avery e Evans ² (1988) propuseram um modelo dinâmico semelhante ao de Lea¹⁷. A diferença fica por conta de um acoplamento com o reservatório. O controle adotado foi o de fechamento da linha com a chegada do pistão à superfície, e de reinício do ciclo assim que o mesmo chegasse ao fundo. A modelagem do curso descendente do pistão baseou-se na velocidade média de queda do pistão no gás e no líquido, cujos valores foram tomados como no trabalho de Foss e Gaul¹⁵ ou de Abercrombie¹. Para acoplar o reservatório, calculou-se a pressão média defronte aos canhoneados durante os cursos ascendente e descendente do pistão, como sendo igual à pressão média do anular na superfície em cada curso, mais a hidrostática da coluna de gás. Com essa pressão média calculou-se a vazão média do reservatório em cada curso a partir da IPR de Vogel. O volume produzido por ciclo foi então obtido multiplicando-se as vazões médias pelos tempos gastos nos cursos. A sistemática de cálculo foi: fixada uma velocidade de chegada do pistão na superfície, arbitra-se uma altura de líquido na coluna no instante da abertura da linha de produção (início do ciclo); calcula-se a pressão necessária no anular na superfície para ter-se a velocidade fixada do pistão na superfície; calcula-se as pressões médias em cada curso do pistão, e os tempos despendidos em cada curso; calcula-se o volume de líquido produzido no ciclo pelo reservatório; se a altura de líquido arbitrado não corresponder ao volume de líquido produzido pelo reservatório, arbitra-se outra altura de líquido até obter-se uma convergência. [Esta modelagem só é capaz de simular o caso de um poço que tenha a RGL de formação igual à RGL ótima definida por Hacksma¹⁶, sendo que para cada velocidade arbitrada de chegada do pistão à superfície tem-se uma valor diferente dessa RGL.]

Machado ²⁰ (1988) apresentou um modelo mecanicista do GLI, com a injeção de gás controlado por *timer*, que como opção considerava ou não a presença de um pistão. O efeito do pistão era expresso através de um "fator alfa do pistão", que controlava a velocidade de penetração do gás no líquido, e consequentemente o *fallback*. Suas conclusões foram que o pistão aumentava a recuperação de líquido por ciclo, diminuia a RGL total, mas não afetava o volume de gás injetado nem a velocidade média da golfada.

Troyer e McCormick ²⁷ (1988) relataram o sucesso do uso do *plunger lift* em poços de gás com 36% de H₂S e 9% de CO₂, que por motivo de segurança exigiam o uso de *packer* e válvula de segurança de sub-superfície (SSSV). Uma nova configuração de instalação foi desenvolvida: a mola de amortecimento superior e a

haste de acionamento da válvula de *by-pass* do pistão ao invés de ficarem alojados no lubrificador, foram instalados logo abaixo da SSSV situada a 30 m da superfície.

Barry³ (1988) relatou a experiência do uso com sucesso do *plunger lift* em um poço piloto no campo de Patchawarra, na Austrália. O pistão era bastante simples: um cilindro de aço usinado com diâmetro ligeiramente menor que o da coluna de produção. Foram testados dois diâmetros de pistão, sendo que com o de menor folga obteve-se uma maior produção, devido ao menor volume de gás que passou pelo pistão durante o curso ascendente, com consequente menor queda de pressão no anular, menor tempo de recuperação de pressão e maior número de ciclos por dia. A otimização da produção foi feita através de testes de produção em diferentes condições operacionais.

O método de Foss e Gaul¹⁵ aplicado ao poço previu que não era possível a operação sem suprimento externo de gás, devido a uma RGL disponível menor que a mínima necessária. O autor modificou então o método de Foss e Gaul¹⁵, adotando alguns parâmetros empíricos medidos no poço, como velocidade de queda do pistão no gás e no líquido, e considerando uma menor contribuição da pressão do gás no anular na elevação do pistão e da golfada. Os valores previstos pelo método modificado tiveram boa correlação com os valores medidos no poço [ao alterar a contribuição da pressão de gás no anular na elevação, o autor buscou um valor que resultasse numa boa correlação com os dados medidos no poço; dessa forma, a boa correlação do método modificado com os dados medidos já era esperada, e não serve para validar o método].

Ferguson e Beauregard¹⁴ (1988) mostraram dados econômico/operacionais de poços produzindo por *plunger lift*.

Beauregard e Morrow⁷ (1989) apresentaram alguns exemplos de aplicações não convencionais do *plunger lift*.

Chacin¹⁰ (1990) e **Chacin et al.**¹¹ (1992) propôs um modelo dinâmico para o GLI com pistão. O modelo contemplou todas as etapas do ciclo de produção. O controle da injeção de gás era feito por um *bean*.

Considerou um *fallback* instantâneo de líquido como uma função linear da velocidade do pistão, determinado empiricamente para cada tipo de pistão, como

publicado por Lea e Mower¹⁸ [os resultados que Lea e Mower¹⁸ obtiveram para o *fallback* foram nesta dissertação questionados; além disso seus valores referem-se à velocidade média do pistão, e não à sua velocidade instantânea].

O ciclo de produção foi dividido em 4 etapas, detalhadas a seguir.

- Etapa 1: Deslocamento da golfada. Inicia-se com a abertura da válvula operadora do *gas lift* e termina com a chegada do topo da golfada à superfície. Principais simplificações: desconsiderou a frição do gás na coluna acima do pistão, o peso do gás na coluna abaixo do pistão, o líquido e o gás produzidos pelo reservatório (a produção do reservatório foi computada apenas para compor a condição inicial do próximo ciclo), gás passando pelo pistão, o efeito do líquido devido ao *fallback* no escoamento de gás abaixo do pistão (o único efeito do *fallback* é na perda de massa da golfada de líquido, e vai se somar à produção do reservatório para compor o próximo ciclo). Adotou pressão na superfície constante, e velocidades iguais para o gás, pistão e líquido.
- Etapa 2: Produção da golfada. Inicia-se com a chegada do topo da golfada à superfície e termina com a chegada do pistão à superfície. Principais simplificações: as mesmas da etapa anterior, exceto que a pressão na cabeça do poço não era mais constante. No cálculo da perda de carga no escoamento horizontal na linha de produção foi considerada a presença de uma curva, e levados em conta os termos de fricção e aceleração do líquido. Não considerou a possibilidade do líquido alcançar o separador antes da chegada do pistão à superfície.
- Etapa 3: Produção de gás. Esta etapa só existe se no final da etapa anterior a válvula operadora do *gas lift*, do tipo fole carregado, permanecer aberta, e termina com o fechamento dessa válvula. Principais simplificações: não considerou a produção de líquido na forma de gotas dispersas no gás, e adotou pressão na superfície constante. A diferença básica desta etapa em relação à etapa anterior é que no escoamento do gás na coluna de produção considerou, no balanço de massa, o gás produzido na superfície.
- Etapa 4: Crescimento de líquido na coluna. Nesta etapa, a altura de líquido na coluna cresce devido à produção do reservatório, e a pressão no anular cresce devido à injeção de gás, até que a válvula operadora se abre para dar início a um novo ciclo. A posição do pistão durante sua queda foi calculada adotando-se as velocidades de queda através da água e do ar medidas por Lea e Mower¹⁸. [O interesse na dinâmica da queda do pistão é de verificar se o pistão está no fundo da coluna quando a válvula operadora abrir.]

Arbitra-se condições iniciais, e após cerca de 3 ciclos o processo se estabiliza. O modelo não foi validado por falta de dados de campo. Uma análise de sensibilidade dos parâmetros mostrou que qualitativamente o modelo responde de acordo com o esperado pela experiência do autor.

Crow ¹² (1990) descreveu o funcionamento de um controlador eletrônico para o *plunger lift*, que ajusta os parâmetros operacionais para maximizar a produção. A sua instalação é simples, e requer apenas um sensor de chegada do pistão.

Para poços de óleo, o operador fixa o intervalo de tempo *ON*, que é o tempo máximo que o pistão deve gastar para chegar à superfície [equivale a fixar uma velocidade média mínima de subida do pistão]. O operador fixa também o tempo *FLOW*, em que o poço deve ficar aberto após a chegada do pistão à superfície. O controlador ajusta automaticamente o tempo *OFF* em que o poço fica fechado, deixando-o o menor possível. [Para um poço de óleo só se deve ter o tempo *FLOW* se a RGL for maior que a ótima, como conceituado por Hacksma¹⁶. Reduzindo ao máximo o tempo *OFF*, o controlador leva o poço a operar com a menor pressão possível no anular que atenda à velocidade média mínima de subida do pistão, resultando em menor contrapressão na formação. O controlador procura garantir uma continuidade operacional, mas não garante a otimização da produção. Note que a definição, pelo operador, das variáveis *ON* e *FLOW* não é trivial.]

Para poços de gás, o operador fixa os tempos *ON* e *OFF*, e o controlador ajusta o tempo *FLOW* no maior valor possível, isto é, de modo a ainda atender a variável *ON*. [O critério do controle procura garantir que o poço não "afogue", mas não otimiza a produção de gás.]

Marcano e Chacin ²¹ (1992) apresentaram um modelo dinâmico para o *plunger lift* convencional que contemplou todas as etapas do ciclo de produção. O controle do ciclo era feito pela pressão no revestimento (abertura da linha de produção) e pela chegada do pistão à superfície (fechamento da linha de produção).

Consideraram a presença de líquido no anular, e um *fallback* de líquido devido tanto à penetração da bolha de Taylor no líquido até o gás alcançar o pistão, como devido à perda de líquido através do pistão, tomado como função linear da velocidade do pistão e determinado empiricamente para cada tipo de pistão, como publicado por Lea e Mower¹⁸.

O ciclo de produção foi dividido em 3 etapas:

- Etapa 1: Subida do pistão. Esta etapa começa com a abertura da linha de produção e termina com o seu fechamento e consequente queda do pistão. Esta etapa foi subdividida em:

Etapa 1.a: Escoamento descendente de líquido acumulado no anular, até o gás no anular alcançar a extremidade da coluna de produção. Principais simplificações: não acoplaram o reservatório; desprezaram o peso da coluna de gás no anular [mas consideraram a frição!]; consideraram velocidades iguais para o pistão e o líquido; não consideraram *fallback* através do pistão.

Etapa 1.b: Penetração do gás no líquido abaixo do pistão, até o gás alcançar o pistão. Principais simplificações: não acoplaram o reservatório; consideraram velocidades iguais para o pistão e o líquido; não consideraram *fallback* através do pistão; desprezaram a frição do gás no revestimento e na coluna de produção acima do líquido; desprezaram o peso do gás abaixo do pistão; desconsideraram o filme de líquido na parede da coluna decorrente da penetração da bolha de Taylor no líquido; desprezaram a frição do gás no anular e na coluna de produção acima do líquido;

Etapa 1.c: Penetração do pistão no líquido, até o topo da golfada alcançar a superfície. Principais simplificações: as mesmas anteriores, exceto que consideraram o *fallback* de líquido conforme Lea e Mower¹⁸, e adotaram velocidades iguais para o pistão, líquido e gás.

Etapa 1.d: Produção da golfada, até a chegada do pistão à superfície e o imediato fechamento da linha de produção. Principais simplificações: além das já mencionadas, não consideraram o escoamento horizontal na linha de produção, supondo portanto o separador na cabeça do poço.

- Etapa 2: Queda do pistão. Esta etapa termina com o pistão atingindo o dispositivo de amortecimento na extremidade da coluna. Considerações: acoplaram o reservatório através da IPR de Vogel. [Não ficou claro como o *fallback* se acumula do fundo da coluna, e qual o critério de velocidade de queda do pistão através do gás e do líquido.]
- Etapa 3: Crescimento de pressão. Esta etapa termina quando a pressão no anular atinge o valor pré-fixado que faz a linha de produção abrir, iniciando-se um novo ciclo. [Não ficou claro como era distribuído o líquido entre o anular e a coluna de produção. Em contato pessoal com os autores, foi esclarecido que adotou-se alturas iguais de líquido.]

Arbitra-se condições iniciais ao simulador, e geralmente após 3 ou 4 ciclos o processo era estável.

Qualitativamente o modelo responde como o observado no campo pelos autores. Uma validação quantitativa preliminar feita com 2 poços resultou em erros de 12% e 17% para a vazão de líquido.

Morrow Jr. e Rogers Jr. ²⁴ (1992) descreveram um controlador de ciclo do *plunger lift* semelhante ao apresentado por Crow¹², mas com a diferença de que o controlador atua também na variável *AFTERFLOW* (denominada *FLOW* por Crow¹²). O objetivo do controlador é deixar o poço operando de modo que a velocidade média de subida do pistão não seja nem muito alta nem muito baixa. Se esta velocidade for muito alta, o controlador aumenta a variável *AFTERFLOW* e diminui a variável *SHUT IN TIME* (denominada *OFF* por Crow¹²). Caso contrário, isto é, se a velocidade for muito baixa, o controlador adota medidas inversas.

[Não se pode garantir que esse controlador leve a uma produção melhor do que a do controlador descrito por Crow¹², pois existem diversas combinações das variáveis *AFTERFLOW* e *SHUT IN TIME* que satisfazem o critério de velocidade imposta ao controlador, e não se pode afirmar *a priori* qual dessas combinações é a melhor. Além disso não é trivial a definição pelo operador das velocidades mínima e máxima de subida do pistão. Não é discutido o uso do controlador para poços de gás.]

Marcano et al. ²² (1993) realizaram estudos experimentais em laboratório para determinação do *fallback* de líquido.

Foi utilizada uma coluna de 2^{3/8}" de 19 m de altura. Os fluidos utilizados foram ar e água. A linha de produção era fechada assim que o pistão chegava à superfície. Foram variados e adotados nos experimentos: (1) 3 níveis de pressão de injeção, de 40, 45 e 50 psig; (2) 3 níveis de coluna inicial de água acima do pistão, de 2, 3 e 4 metros; (3) 2 níveis de tempo de abertura da válvula de injeção de ar, o menor resultando numa velocidade quase nula de chegada do pistão na superfície, e o maior resultando numa velocidade máxima, com a válvula de injeção sendo fechada quase que simultaneamente à chegada do pistão à superfície.

Em todos os 18 experimentos, decorrentes de todas as combinações possíveis dos níveis acima, o volume final de líquido na coluna foi menor do que aquele que estava inicialmente abaixo do pistão, desde que se desconte o volume de água que se acumulou nas reentrâncias da coluna, como por exemplo nos poços para instrumentação. Isso significa que parte da água abaixo do pistão passou pelo mesmo para que pudesse ser produzida.

TABELA 2.1 - RESUMO DOS MODELOS PROPOSTOS

AUTOR	MODELO	MODO DE CONTROLE	VELOCIDADE RELATIVA GÁSPISTA/LÍQUIDO	PASSAGEM DE GÁS PELO PISTÃO	FALLBACK DE LÍQUIDO	LÍQUIDO NO ANULAR	LINHA DE PRODUÇÃO	ACOPLAMENTO COM O RESERVATÓRIO
Foss e Gaul ¹⁵	Estático. Fornec as condições re queridas (pressão no revestimento e revestimento e RGL).	Abertura da li nha: pressão no revestimento; Fechamento da li nha: chegada do pistão na superfície.	Velocidades iguais.	Não considerou no cálculo da pressão mínima ne cessária no revestimento, mas leva em conta no cálculo da RGL.	Não considerou no cálculo da pressão mínima ne cessária no revestimento, mas leva em conta no cálculo da RGL.	Não considerou no cálculo da pressão mínima ne cessária no revestimento, mas leva em conta no cálculo da RGL.	Admitiu a possibilidade, mas não considera.	Não acoplou.
Lea ¹⁷	Dinâmico. Se encerra com a chegada do topo da golfada à superfície.	Idem.	Idem.	Idem.	Idem.	Idem.	Não precisou considerar devido a interromper a simulação antes do líquido ser produzido na superfície.	Não acoplou.

TABELA 2.1 - RESUMO DOS MODELOS PROPOSTOS (continuação)

AUTOR	MODELO	MODO DE CONTROLE	VELOCIDADE RELATIVA GÁS/PISTÃO/LÍQUIDO	PASSAGEM DE GÁS PELO PISTÃO	FALLBACK DE LÍQUIDO	LÍQUIDO NO ANULAR	LINHA DE PRODUÇÃO	ACOPLAMENTO COM O RESERVATÓRIO
Rosina 26	Dinâmico. Se encerra com a chegada do pistão à superfície.	Idem.	Velocidades iguais do pistão e do gás, e maiores do que a velocidade do líquido.	Admitiu, mas não considerou.	Considerou como sendo devido à maior velocidade do pistão em relação ao líquido.	Admitiu, mas não considerou.	Não considerou.	Não acoplou.
Lea e Mower 18	Foss e Gaul ¹⁵ modificado: a pressão mínima necessária no revestimento foi corrigida para levar em conta o fallback, o gás que passa pelo pistão e o gás produzido pelo reservatório; ajuste empírico dessa pressão com base em dados de 4 poços.	Abertura da linha: pressão no revestimento; Fechamento da linha: chegada do pistão na superfície, ou após um certo tempo desse evento.	Velocidades iguais, com posterior correção da pressão mínima necessária no revestimento para levar em conta o fallback e o gás que passa pelo pistão.	Medido como sendo função crescente da velocidade média do pistão (Fig. 2.8).	Medido como sendo função crescente da velocidade média do pistão (Fig. 2.9).	Medido como sendo função crescente da velocidade média do pistão (Fig. 2.8).	Não considerou, nem discutiu.	Acoplou. Aparentemente usou contrapressões médias no reservatório.

TABELA 2.1 - RESUMO DOS MODELOS PROPOSTOS (continuação)

AUTOR	MODELO	MODO DE CONTROLE	VELOCIDADE RELATIVA GÁS/PISTÃO/LÍQUIDO	PASSAGEM DE GÁS PELO PISTÃO	FALLBACK DE LÍQUIDO	LÍQUIDO NO ANULAR	LINHA DE PRODUÇÃO	ACOPLAMENTO COM O RESERVATÓRIO
Avery e Evans ²	Dinâmico.	Abertura da linha: assim que o pistão chega ao fundo da coluna de produção; Fechamento da linha: chegada do pistão na superfície.	Velocidades iguais.	Admitiu, mas não considerou.	Admitiu como sendo praticamente nulo, e não considerou no modelo.	Não considerou, nem discutiu.	Não considerou.	Acoplou usando contrapressões médias no reservatório.
Marcano e Chacin ²¹	Dinâmico.	Abertura da linha: pressão no revestimento; Fechamento da linha: chegada do pistão na superfície.	Até o gás alcançar o pistão: velocidades iguais para o pistão e a golfada de líquido, e maior para o gás. Após o gás alcançar o pistão: velocidades iguais.	Não considerou, nem discutiu.	Até o gás alcançar o pistão: controlado pela velocidade de penetração do gás no líquido. Após o gás alcançar o pistão: relação empírica de Lea e Mower ¹⁸ (Fig.2.8).	Considerou alturas iguais de líquido na coluna de produção e no anular durante o <i>build-up</i> .	Não considerou.	Acoplou.

CAPÍTULO III

ESCOAMENTO DE FLUIDOS PELO PISTÃO E ACÚMULO DE LÍQUIDO NO FUNDO DO POÇO DURANTE O *BUILD-UP*

Como descrito na pesquisa bibliográfica, ainda são polêmicos os mecanismos envolvidos no escoamento de fluidos pelo pistão. Quanto ao acúmulo de líquido no fundo do poço durante o *build-up*, a pesquisa bibliográfica revelou uma discussão bastante superficial sobre o assunto, praticamente limitando-se a mencionar a possibilidade de ter-se líquido também no anular. Neste capítulo pretende-se aprofundar a discussão desses pontos.

3.1 - OBSERVAÇÃO DO SISTEMA EM LABORATÓRIO

Foi montado um pequeno aparato experimental, em escala reduzida, contendo os principais componentes do sistema *plunger lift* (Fig. 3.1). Para compensar o pequeno volume do espaço anular foi utilizado um pulmão de ar.

O objetivo do experimento foi observar o escoamento de fluidos (ar e água) pelo pistão durante a subida do mesmo, e a distribuição de líquido na coluna de produção e no anular durante o *build-up*. Nenhuma medição foi feita neste aparato com intuito de levantar dados para validação do modelo.

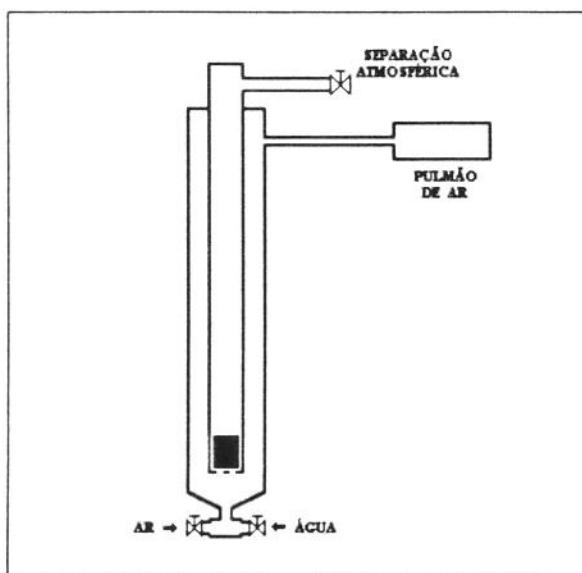


Figura 3.1 - Representação esquemática do aparato experimental.

Os tubos, de acrílico, tinham 1,30 m de altura; o diâmetro interno do "revestimento" era de 73 mm; o pulmão tinha um volume de 8,5 litros; os diâmetros externo e interno da "coluna de produção" eram respectivamente de 53 mm e 45 mm. A "linha de produção" era uma mangueira de plástico de 1,7 m de comprimento e com diâmetro interno de 11 mm. A pressão máxima utilizada no anular foi de 15 psig, e a separação dos fluidos era atmosférica. Foram utilizados três pistões cilíndricos de *nylon*, com 6 cm de comprimento, e com as seguintes características:

PISTÃO nº.	FOLGA* (mm)	FURO CENTRAL	PESO (kg)	VELOCIDADE DE QUEDA (cm/s)	
				NA ÁGUA	NO AR @ Patm
1	1	nenhum	0,1082	0,09	35
2	1	diâm. 1/8"	0,1066	0,50	68
3	2	nenhum	0,1037	0,68	106

*diferença entre diâmetro interno do tubo e o diâmetro externo do pistão

Tabela 3.1 - Características dos pistões usados no aparato experimental.

• Observação do escoamento de fluidos pelo pistão

O pistão nº. 1 frequentemente se comportava como perfeitamente selante. Observou-se que se formava um filme estável de água na folga pistão/tubo, que se movimentava com o pistão. Às vezes esse filme perdia a estabilidade, e o ar atravessava o pistão através de canais longitudinais (*chanelling*), deixando, então, algum líquido para trás.

Este fenômeno de formação de um filme estável de líquido ao redor do pistão ocorreu com muito menos frequência com o pistão nº. 3, que tinha uma folga maior em relação ao tubo, e quando ocorria o filme perdia a estabilidade com muito mais facilidade.

Ficou claro que é indesejável ter-se um pistão selante durante o *build-up*, pois os fluidos não conseguiam passar pelo mesmo. Em testes com pistões selantes o pistão se elevava, comprimindo o gás acima dele, de forma a equilibrar as pressões nele atuantes. O resultado é então uma perda de eficiência do método, devido a uma menor quantidade de líquido acima do pistão.

Nas aplicações práticas, é então importante avaliar se o pistão tende a se comportar como perfeitamente selante. Um possível critério poderia ser o de medir a

velocidade de queda do pistão (com *by-pass* fechado se o tiver) no líquido: se próximo de zero, o pistão se aproximaria da condição (indesejável) de perfeitamente selante.

Quando a golfada chegava à superfície, ocorria instantaneamente um *fallback* na forma de um "jato" d'água pela folga pistão/tubo, devido à grande redução de diâmetro coluna/linha de produção. Verificou-se portanto, como já recomendado na literatura, que é importante a linha de produção ter um diâmetro pelo menos igual à da coluna de produção, e que se elimine ao máximo curvas ou restrições na cabeça do poço.

Tentou-se fazer uma avaliação qualitativa do *fallback* de líquido, mas infelizmente isto não foi possível. Devido ao pequeno comprimento da coluna, às restrições na superfície, e a existência de líquido abaixo do pistão no início do movimento, os diversos efeitos não puderam ser observados independentemente.

- **Observação do acúmulo de líquido na coluna de produção e no anular**

Foi observado que o acúmulo da água na coluna de produção e ou no anular, durante o *build-up*, é influenciado pelo escoamento preferencial do ar para a coluna ou para o anular. Quando a distribuição radial do ar no revestimento se concentrava na região central, então o ar era preferencialmente admitido na coluna, e resultava que o líquido acumulava-se apenas no anular para que houvesse equilíbrio de pressões na coluna e no anular na extremidade da coluna. Porém, se a distribuição radial do ar se concentrasse próximo à parede do revestimento, então havia o abastecimento preferencial de ar para o anular, e resultava que o líquido acumulava-se apenas na coluna para que houvesse equilíbrio de pressões na extremidade da mesma.

3.2 - DISCUSSÃO SOBRE O ESCOAMENTO DE FLUIDOS ATRAVÉS DO PISTÃO

Com base na informação que temos, nos parece que, enquanto houver apenas uma fase (líquido ou gás) ao redor do pistão, esta fase ultrapassa o mesmo, arrastando-o consigo se tiver velocidade competente para tal.

Durante a subida do pistão, em duas situações têm-se apenas líquido ao redor do mesmo. Uma é se o batente do pistão não estiver na extremidade da coluna. A outra é

se no instante da abertura da linha de produção houver líquido acumulado no anular. Em ambos os casos, enquanto a frente da bolha de gás que penetra o líquido abaixo do pistão não alcançar o mesmo, líquido passa pelo pistão e pode acabar sendo produzido na superfície. Se o pistão tiver um furo ou uma folga maior em relação à coluna de produção, maior será a passagem de líquido pelo mesmo. Esta descrição é coerente com os resultados dos experimentos de White^{28,29}, Rosina²⁶ e Marcano *et al.*²². Propõe-se o termo "*fallback* negativo" para denominar a passagem de líquido de baixo para cima do pistão. No entanto, deve-se ter em conta que as situações em que se tem líquido envolvendo o pistão são indesejáveis (e podem ser evitadas, se certas condições forem satisfeitas, como será visto no item 3.3) pois o que interessa é ter todo líquido acima do pistão.

A situação é mais complexa quando o gás está abaixo do pistão e o líquido acima, durante o curso ascendente. Está comprovado que gás passa pelo pistão (Foss e Gaul¹⁵ e Lea e Mower¹⁸). O pistão é arrastado pelo gás se este tiver velocidade competente. Se ocorre ou não *fallback* é um ponto polêmico na literatura. Se ocorre, como medido por Lea e Mower¹⁸, então uma possibilidade é que se tenha, ao redor do pistão, regiões com líquido com velocidade menor que a do pistão, e regiões com gás com velocidade maior que a do pistão.

3.3 - CONDIÇÕES NECESSÁRIAS PARA O ACÚMULO DE LÍQUIDO APENAS NA COLUNA DE PRODUÇÃO DURANTE O *BUILD-UP*

O papel do pistão é evitar ou diminuir o *fallback* do líquido presente acima dele. De nada servirá o pistão se, durante o *build-up*, o líquido acumular-se apenas no anular. O desejável é que o líquido se acumule apenas na coluna de produção. Neste item estabeleceremos uma relação simplificada entre diversos parâmetros que influenciam o *split* de líquido entre a coluna de produção e o anular, e que será expressa na forma de uma RGL mínima necessária para ter-se o comportamento desejado.

Admitindo que o líquido se acumule apenas na coluna de produção, a variação do nível de líquido na mesma, após um intervalo de tempo, é igual a:

$$\Delta H = \frac{Q_{lres} \cdot \Delta t}{A_{tbg}} \quad (3.1)$$

onde,

ΔH : variação do nível de líquido no fundo da coluna de produção (m)

$Q_{\ell\text{res}}$: vazão de líquido do reservatório (m^3/s)

Δt : intervalo de tempo (s)

A_{tbg} : área interna da coluna de produção (m^2)

A esta variação de nível de líquido corresponde um aumento de pressão hidrostática igual a:

$$\Delta P_{\text{tbg}} = \rho_{\ell} \cdot g \cdot \Delta H = \rho_{\ell} \cdot g \cdot \frac{Q_{\ell\text{res}} \cdot \Delta t}{A_{\text{tbg}}} \quad (3.2)$$

onde,

ΔP_{tbg} : aumento da pressão na coluna de produção devido à variação do nível de líquido (Pa)

ρ_{ℓ} : massa específica do líquido (kg/m^3)

g : aceleração da gravidade (m/s^2)

Assumindo que o fator de compressibilidade médio do gás no anular é constante, a variação da pressão média do gás no anular, no intervalo de tempo Δt , relaciona-se com a variação da massa de gás no anular pela equação de estado:

$$\Delta \overline{P}_{\text{csg}} = \frac{\Delta m_{\text{csg}} \cdot \bar{Z} \cdot R \cdot \bar{T}}{A_{\text{tcsg}} \cdot L \cdot PM} \quad (3.3)$$

onde,

$\Delta \overline{P}_{\text{csg}}$: variação da pressão média do gás no anular (Pa)

Δm_{csg} : variação da massa de gás no anular (kg)

\bar{Z} : fator de compressibilidade médio do gás no anular (-)

R : constante universal dos gases ($R=8,314 \text{ N.m}/(\text{mol.K})$)

\bar{T} : temperatura média do gás no anular (K)

A_{tcsg} : área do anular coluna de produção - revestimento (m^2)

L : comprimento da coluna de produção (m)

PM : massa de 1 mol do gás (kg/mol)

A variação da massa de gás no poço, no mesmo intervalo de tempo, relaciona-se com a vazão de líquido do reservatório pela RGL:

$$\Delta m = Q_{\text{res}} \cdot RGL \cdot \rho_g^{\text{std}} \cdot \Delta t \quad (3.4)$$

onde,

Δm : variação da massa de gás no poço (kg)

RGL : razão gás líquido (std m^3/m^3)

ρ_g^{std} : massa específica do gás na condição padrão de temperatura e pressão (kg/m^3)

Numa situação em que todo gás associado se acumula no anular, então $\Delta m_{\text{csg}} = \Delta m$, e a Eq. 3.4 pode ser usada na Eq. 3.3:

$$\Delta \overline{P}_{\text{csg}} = \frac{Q_{\text{res}} \cdot RGL \cdot \rho_g^{\text{std}} \cdot \Delta t \cdot \bar{Z} \cdot R \cdot \bar{T}}{A_{\text{tcsg}} \cdot L \cdot PM} \quad (3.5)$$

O incremento de pressão no anular no fundo do poço na profundidade da extremidade da coluna de produção, deve ser igual ao incremento de pressão na coluna de produção na sua extremidade, pois ambos representam o aumento de pressão no mesmo ponto:

$$\Delta P_{\text{csgB}} = \Delta P_{\text{tbgB}} \quad (3.6)$$

onde,

ΔP_{csgB} : variação da pressão no anular no fundo do poço na profundidade da extremidade da coluna de produção (Pa)

ΔP_{tbgB} : variação da pressão na coluna de produção na sua extremidade (Pa)

Desprezando a compressão do gás na coluna de produção causada pelo crescimento do nível de líquido, então ΔP_{tbgB} é dado pela Eq. 3.2. Aproximando ΔP_{csgB} pela Eq. 3.5, da Eq. 3.6 resulta:

$$RGL^* = \frac{\rho_\ell \cdot g \cdot A_{\text{tcsg}} \cdot L \cdot PM}{\rho_g^{\text{std}} \cdot A_{\text{tbg}} \cdot \bar{Z} \cdot R \cdot \bar{T}} \quad (3.7)$$

onde,

RGL* : RGL na qual o líquido acumula-se apenas na coluna de produção e o gás acumula-se apenas no anular

Se a RGL do poço for menor que RGL*, obrigatoriamente haverá acúmulo de líquido no anular, pois o incremento de pressão do gás no anular não é suficiente para equilibrar o incremento de pressão hidrostática na coluna. Assim, RGL* representa uma RGL mínima para que o líquido se acumule apenas na coluna de produção.

Se a RGL do poço for igual à RGL*, deve-se conseguir direcionar todo gás associado para o anular, caso contrário o líquido também irá acumular-se no anular.

Se a RGL do poço for maior que a RGL*, também haverá acúmulo de gás na coluna de produção, senão o incremento de pressão no anular seria maior que o incremento de pressão hidrostática na coluna. Nesse caso, não se deve permitir que gás vá para a coluna de produção em quantidade maior que a estritamente necessária para o equilíbrio das pressões, caso contrário o líquido também irá acumular-se no anular.

Está claro então que é de fundamental importância ter-se o controle sobre a quantidade de gás que entra na coluna de produção. A melhor estratégia para manter essa quantidade de gás sob controle, é direcionar fisicamente o gás associado para o anular. Desse modo, o gás que entrar na coluna é justamente o estritamente necessário para o equilíbrio das pressões. Para direcionar o gás para o anular, pode-se equipar o poço com um separador estático de gás na extremidade da coluna de produção, constituído por exemplo de um pedaço de tubo perfurado e com a extremidade tamponada. Ou, o que é ainda mais simples, econômico e eficiente (mas nem sempre possível), manter a extremidade da coluna abaixo dos canhoneados (âncora natural).

A Fig. 3.1 fornece a RGL mínima dada pela Eq. 3.7 em função da profundidade da coluna de produção, para líquido de densidade 0,94, gás de densidade 0,70, pressão máxima média no anular de 300 psig (para cálculo do fator de compressibilidade médio) e algumas combinações de diâmetros de coluna e do revestimento. A Fig. 3.1 mostra também a RGL necessária para um poço produzir por *plunger lift*, segundo a "regra prática" de Beauregard e Ferguson^{6,13} (214 std. m³/m³/1000 m de elevação). Note que, neste exemplo, a RGL dada por esta "regra prática" é em muitos casos menor que a RGL mínima dada pela Eq. 3.7.

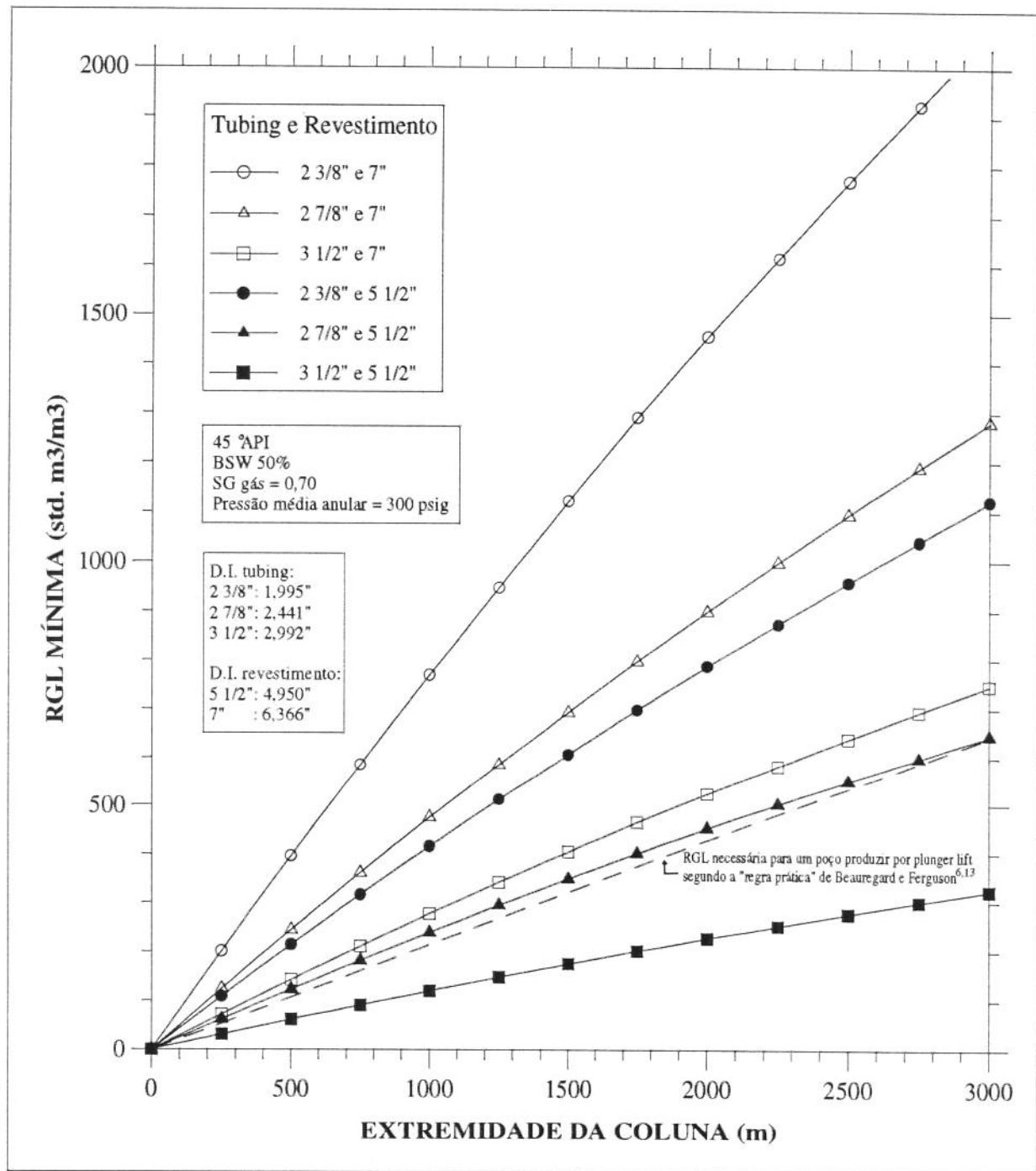


Figura 3.2 - RGL mínima necessária para que o líquido se acumule apenas na coluna de produção durante o *build-up*, segundo a Eq. 3.7.

Para que se tenha uma idéia da sensibilidade da Eq. 3.7 com variação da densidade do líquido, densidade do gás e pressão máxima média no anular, calculou-se a RGL mínima para as oito combinações possíveis ao se considerar 2 níveis de BSW (0 e 100%), 2 níveis de densidade do gás (0,65 e 0,75), e 2 níveis de pressão máxima média no anular (200 e 600 psig). Os resultados, para profundidade de 3000 m, óleo de 45 °API, coluna de 2^{7/8}" e revestimento de 7", são mostrados na Tab. 3.2. A Fig. 3.2 mostra a RGL mínima em função da profundidade do poço, para as duas combinações dos parâmetros citados que produziram a maior variabilidade na RGL mínima.

BSW (%)	SG gás (-)	Pressão máxima média no anular (psig)	RGL mínima (std m ³ /m ³)
0	0,65	200	1078
		600	1127
	0,75	200	1087
		600	1158
100	0,65	200	1438
		600	1504
	0,75	200	1451
		600	1545

Tabela 3.2 - RGL mínima para o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o *build-up*, segundo a Eq. 3.7, para um poço de 3000 m, coluna de 2^{7/8}", revestimento de 7", óleo de 45 °API, e para diversas combinações de BSW, densidade do gás, e pressão máxima média no anular.

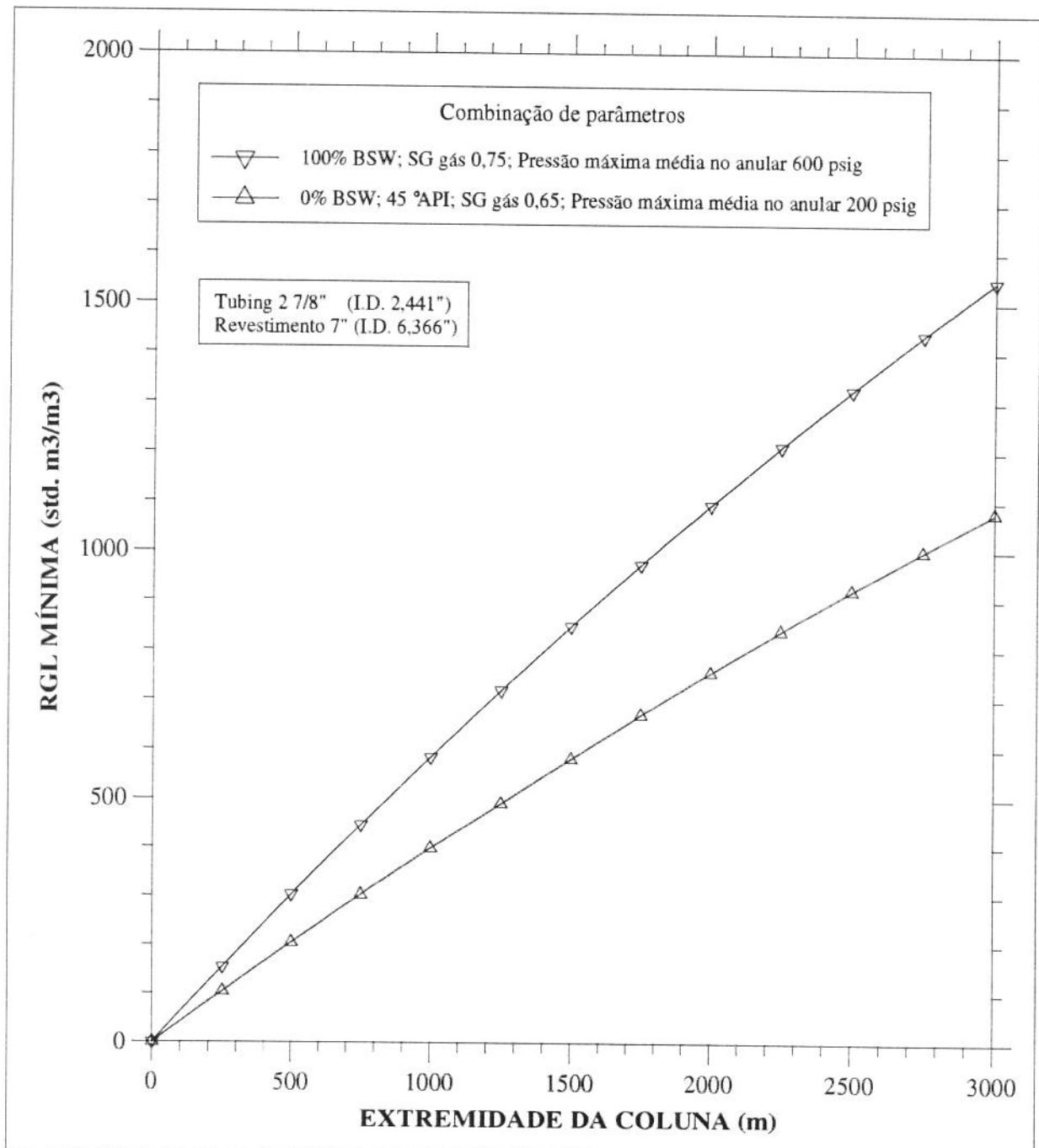


Figura 3.3 - Variabilidade da RGL mínima necessária para que o líquido se acumule apenas na coluna de produção durante o *build-up*, segundo a Eq. 3.7, para duas combinações de densidade do líquido, densidade do gás e pressão máxima média no anular.

A RGL mínima necessária para que haja o escoamento da golfada do fundo da coluna até a superfície, pode ser maior ou menor do que a RGL mínima necessária para se tenha líquido apenas na coluna de produção. Até o momento a literatura se preocupou mais com o primeiro aspecto (escoamento), tendo de certa forma negligenciado o segundo (*split*), apesar de sua importância para a eficiência do método. A Tab. 3.3 compara a RGL necessária para o escoamento, calculado segundo Foss e Gaul¹⁵, com a RGL necessária para o *split* de líquido apenas para a coluna de produção, segundo a Eq. 3.7.

TUBING	RGL NECESSÁRIA (std. m ³ /m ³)		
	ESCOAMENTO ATÉ A SUPERFÍCIE ^(a)	ACÚMULO DE LÍQUIDO APENAS NO TUBING ^(b)	
		REV. 5 1/2"	REV. 7"
2 3/8"	264	401	741
2 7/8"	207	230	458
3 1/2"	197	116	267

(a) segundo Foss e Gaul¹⁵, com pressão de separação de 100 psig; RGL por 1.000 m de elevação

(b) segundo a Eq. 3.7; pressão máxima média no anular 300 psig, SG líquido 0,9 SG gás 0,72, extremidade da coluna a 1000 m.

Tabela 3.3 - Comparação entre a RGL necessária para o escoamento (segundo Foss e Gaul¹⁵) e para o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção (segundo a Eq. 3.7).

Ao se dimensionar um poço por *plunger lift* sem se preocupar com a distribuição do líquido no fundo do poço, pode-se chegar ao extremo de produzir o mesmo com o líquido praticamente acumulando-se apenas no anular, o que certamente compromete a eficiência do método. Como a RGL mínima necessária para o acúmulo de líquido apenas na coluna é muito sensível à relação entre os volumes do anular e da coluna de produção, uma simples escolha adequada do diâmetro da coluna de produção pode fazer com que a RGL do poço satisfaça essa RGL mínima.

CAPÍTULO IV

DESENVOLVIMENTO DO MODELO

4.1 - COMPOSIÇÃO DO SISTEMA

O sistema em estudo é composto de (Fig. 4.1):

- reservatório
- revestimento de produção
- coluna de produção
- batente do pistão
- pistão
- motor-válvula e controladora de ciclo
- linha de produção
- separador

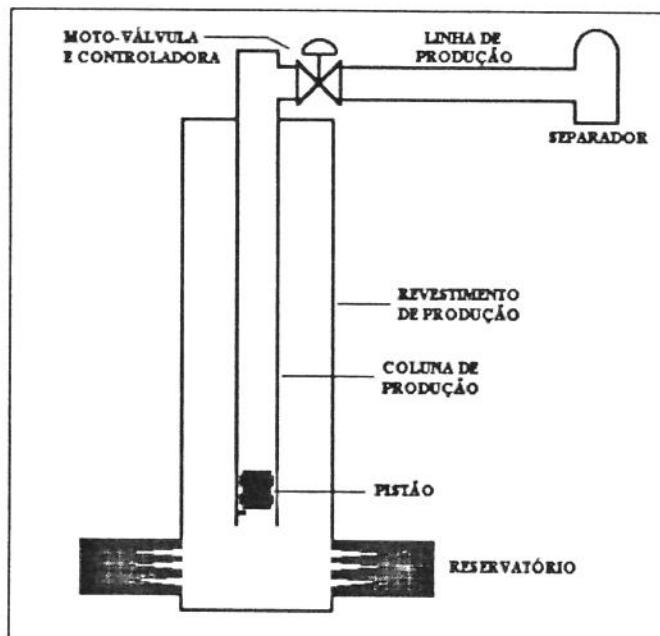


Figura 4.1 - Composição do sistema em estudo.

4.2 - SIMPLIFICAÇÕES DO MODELO

As seguintes simplificações foram feitas na modelagem:

- Pistão perfeitamente selante apenas durante o seu movimento ascendente (velocidades iguais para o gás, pistão e líquido, sem ocorrência de *fallback* ou passagem de gás pelo pistão). A justificativa para esta simplificação é que a passagem de fluidos pelo pistão ainda não está bem modelada, e necessita de maior pesquisa básica.
- Durante o período de recuperação da pressão (*build-up*) o líquido acumula-se apenas na coluna de produção.
- Batente do pistão na extremidade da coluna de produção.
- Extremidade da coluna posicionada na base dos canhoneados.
- Não há mudança de fases. (É de se esperar que a massa de gás que entra ou sai de solução no líquido seja pequena em relação à massa total de gás no sistema. Assim, se o modelo levasse em conta o equilíbrio de fases, ganharia em complexidade, sem, espera-se, uma compensatória diferença nos resultados.)
- Enquanto a linha de produção está aberta, o líquido produzido pelo reservatório acumula-se na extremidade da coluna de produção, e é atravessado pelo gás, proveniente tanto do reservatório como do anular, sem ser carreado pelo mesmo.
- O diferencial de pressão no líquido acumulado na extremidade da coluna de produção é igual à hidrostática do líquido calculada com fração de vazio igual a zero.
- Escoamento de líquido na linha de produção do tipo tamponado, isto é, sem penetração do gás na fase líquida e vice-versa.
- Não há líquido na linha de produção no instante da abertura da mesma.
- Gradiente de temperatura constante e igual ao gradiente geotérmico.
- Escoamentos unidimensionais, dependentes do tempo.

- Equações empíricas de regimes permanentes válidas para cada instante do regime transitório. Por exemplo, a equação de Vogel para IPR.
- No escoamento de gás no anular coluna de produção-revestimento é desprezada a perda de pressão por atrito. (A favor dessa simplificação temos: (a) velocidade nula do gás no anular na superfície, por condição de contorno, e, (b) área do anular geralmente de 1,4 a 9 vezes maior que a área interna da coluna de produção.)
- É desprezado o atrito do pistão com a parede da coluna de produção.
- Não se considera a aceleração do gás.
- No instante da abertura da linha de produção, o pistão encontra-se no batente.
- Contrapressão na formação igual à pressão na extremidade da coluna de produção.
- Comportamento do gás representado pela equação dos gases reais com fator de compressibilidade (Z).
- Líquido incompressível.

4.3 - ETAPAS DO CICLO DO *PLUNGER LIFT*

Para a modelagem do sistema, é necessário dividir o ciclo de produção em etapas caracterizadas por geometrias de escoamento bem definidas. O ciclo de produção pode ser dividido em três etapas, que serão discutidas em detalhe a seguir.

- **ETAPA 1 - SUBIDA DO PISTÃO**

Esta etapa se inicia com a abertura da linha de produção, e se encerra com a chegada do pistão à superfície. É conveniente subdividir esta etapa em outras duas.

- **ETAPA 1.A - SUBIDA DA GOLFADA**

Durante esta etapa temos (Fig. 4.2):

1. Abastecimento do poço pelo reservatório.
2. Escoamento vertical descendente de gás no anular.
3. Líquido na extremidade da coluna de produção, devido à produção do reservatório durante a própria etapa. O líquido é atravessado pelo gás vindo do anular e do reservatório.
4. Escoamento vertical ascendente de gás na coluna de produção abaixo do pistão.
5. Escoamento vertical ascendente de líquido na coluna de produção acima do pistão.
6. Escoamento vertical ascendente de gás na coluna de produção acima do líquido e do pistão.
7. Escoamento horizontal de gás na linha de produção, sendo produzido para o separador.

Esta etapa termina quando a frente da golfada alcança a superfície.

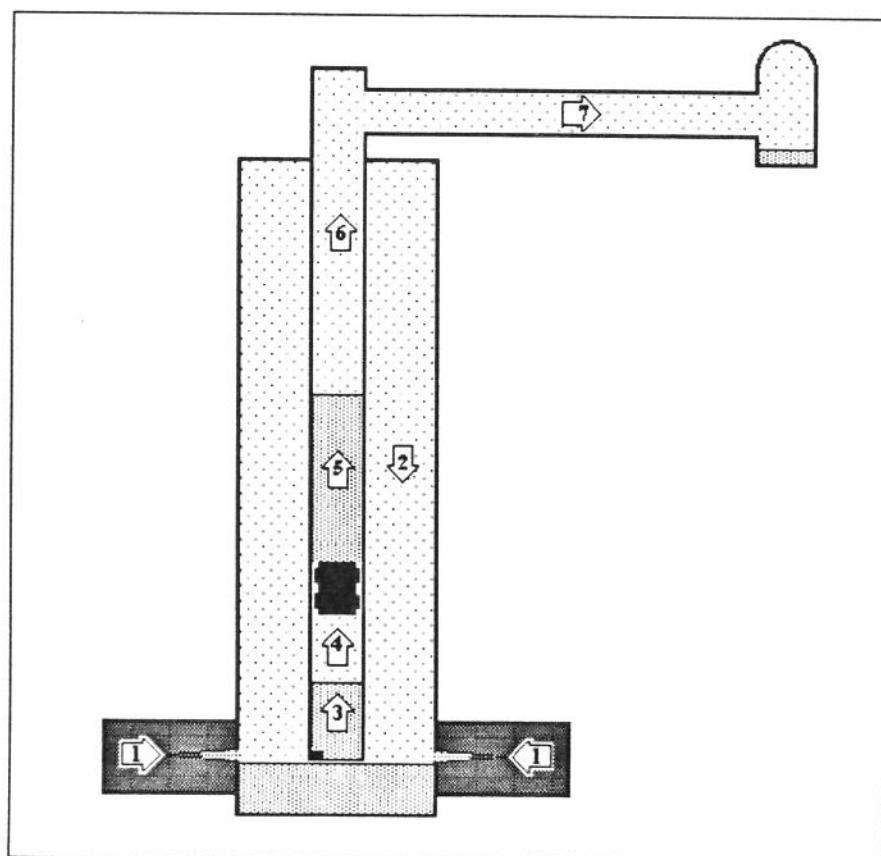


Figura 4.2 - Etapa 1.A: subida da golfada

- **ETAPA 1.B - PRODUÇÃO DA GOLFADA**

Durante esta etapa (Fig. 4.3) temos a repetição dos 7 itens da etapa anterior, com exceção do item 6, que passa a ser:

6. Escoamento horizontal de líquido na linha de produção.

Esta etapa termina quando o pistão alcança a superfície.

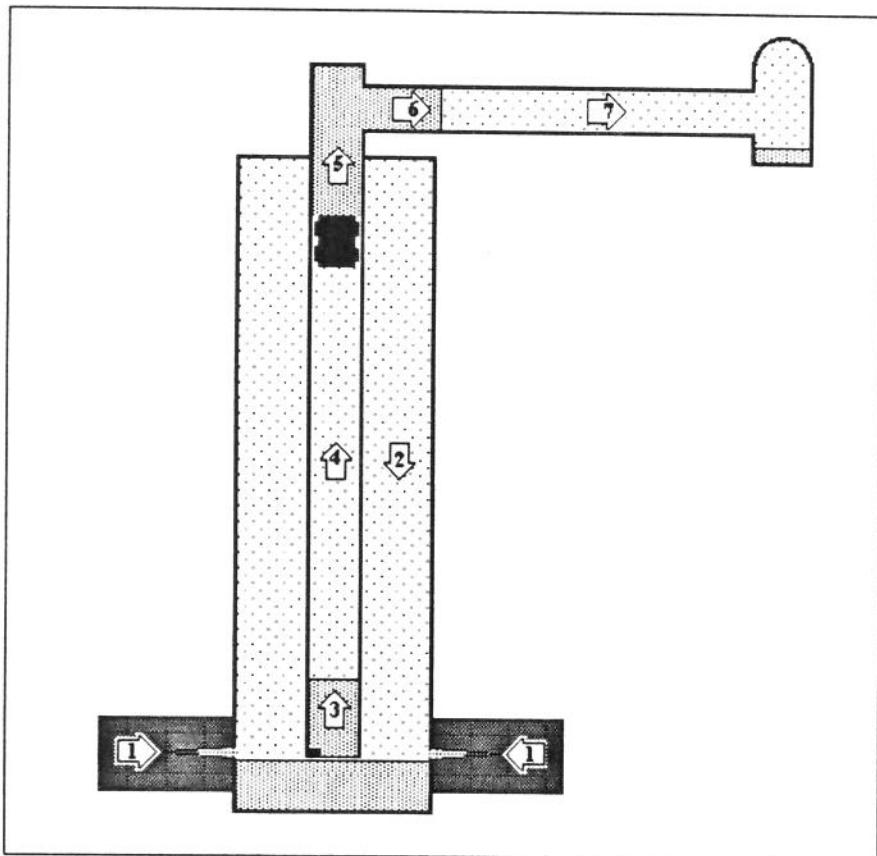


Figura 4.3 - Etapa 1.B: produção da golfada.

• **ETAPA 2 - PRODUÇÃO DE GÁS APÓS O PISTÃO CHEGAR À SUPERFÍCIE (AFTERFLOW)**

Durante esta etapa (Fig. 4.4) temos a repetição dos itens 1 a 3 da Etapa 1.A, e:

4. Escoamento vertical ascendente de gás na coluna de produção.
5. Escoamento horizontal de gás atrás do líquido na linha de produção.
6. Escoamento horizontal de líquido na linha de produção enquanto o líquido não for todo produzido no separador.
7. Escoamento horizontal de gás à frente do líquido na linha de produção enquanto o líquido não alcançar o separador.

Esta etapa termina com o fechamento da linha de produção. Note que durante esta etapa o pistão não permanece necessariamente na superfície, podendo cair se a velocidade do gás não for suficiente para mantê-lo na superfície.

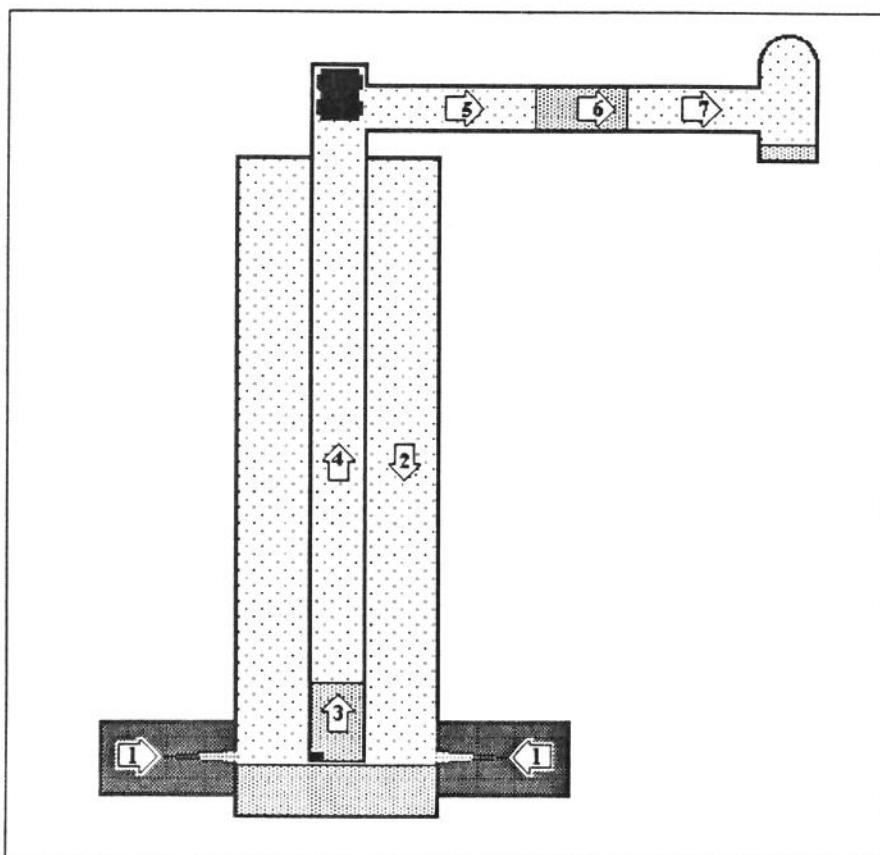


Figura 4.4 - Etapa 2: produção de gás após o pistão chegar à superfície (afterflow).

- **ETAPA 3 - CRESCIMENTO DE PRESSÃO NO POÇO (*BUILD-UP*)**

Durante esta etapa (Fig. 4.5) temos a repetição do item 1 da Etapa 1.A, e:

2. Crescimento de pressão no anular devido à produção de gás pelo reservatório.
3. Crescimento de nível de líquido na coluna de produção devido à produção do reservatório.
4. Crescimento de pressão na coluna de produção devido tanto à compressão do gás causada pelo aumento do nível de líquido, como ao gás que entra na coluna para equilibrar a pressão na extremidade da mesma com a pressão no anular.
5. Despressurização da linha de produção.

Esta etapa termina com a abertura da linha de produção, tendo início um novo ciclo.

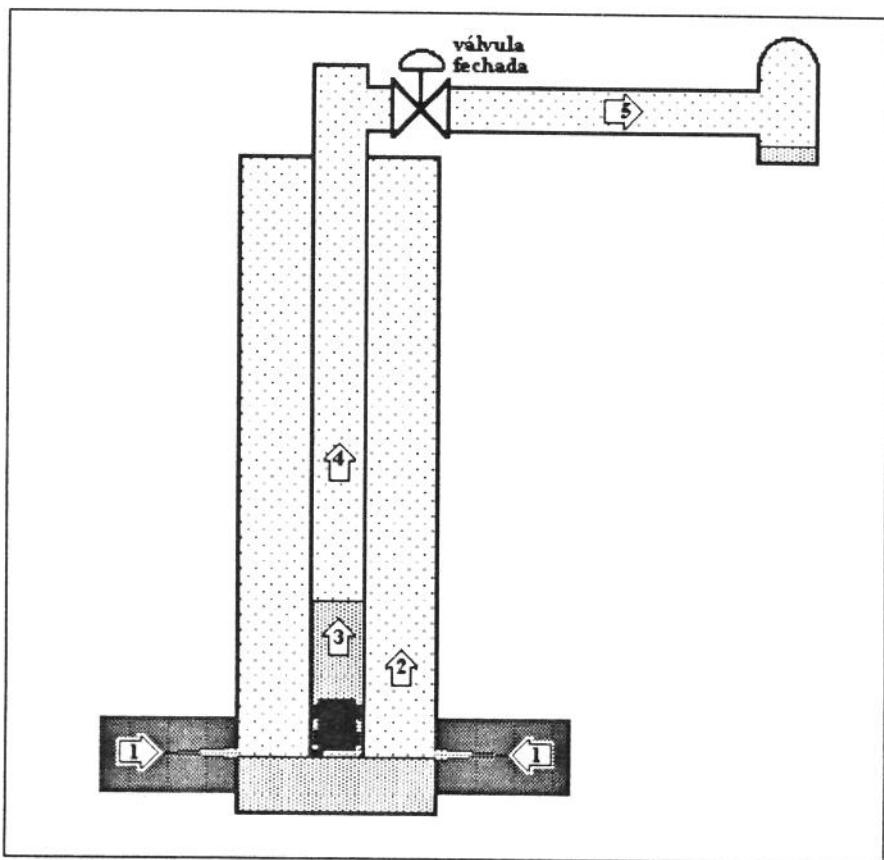


Figura 4.5 - Etapa 3: crescimento de pressão no poço (*build-up*).

4.4 - DESENVOLVIMENTO DAS EQUAÇÕES DO MODELO

O modelo utiliza basicamente equações de conservação da quantidade de movimento e de conservação de massa. A conservação da quantidade de movimento está implícita nos cálculos de perda (ou ganho) de pressão ao longo do escoamento desde o anular na superfície até o separador. A pressão de separação ou a válvula de superfície fechada (vazão zero), e a relação entre a pressão e a vazão do reservatório, dada pela IPR, são as condições de contorno de superfície e de fundo, respectivamente.

4.4.1 - ETAPA 1.A: SUBIDA DA GOLFADA

As principais variáveis necessárias para descrever esta etapa são mostradas na Fig. 4.6.

- **EQUAÇÕES DE BALANÇO**

- **Balanço de massa de líquido**

Supõe-se que o líquido produzido pelo reservatório acumula-se no fundo da coluna de produção. Despreza-se os efeitos do gás que atravessa este volume de líquido. Assim, a taxa de variação no tempo do nível de líquido é dada por:

$$A_{tbg} \cdot \frac{d(H_{bup})}{dt} = Q_{\ell res} \quad (4.1)$$

onde,

H_{bup} : nível de líquido no fundo da coluna (m)

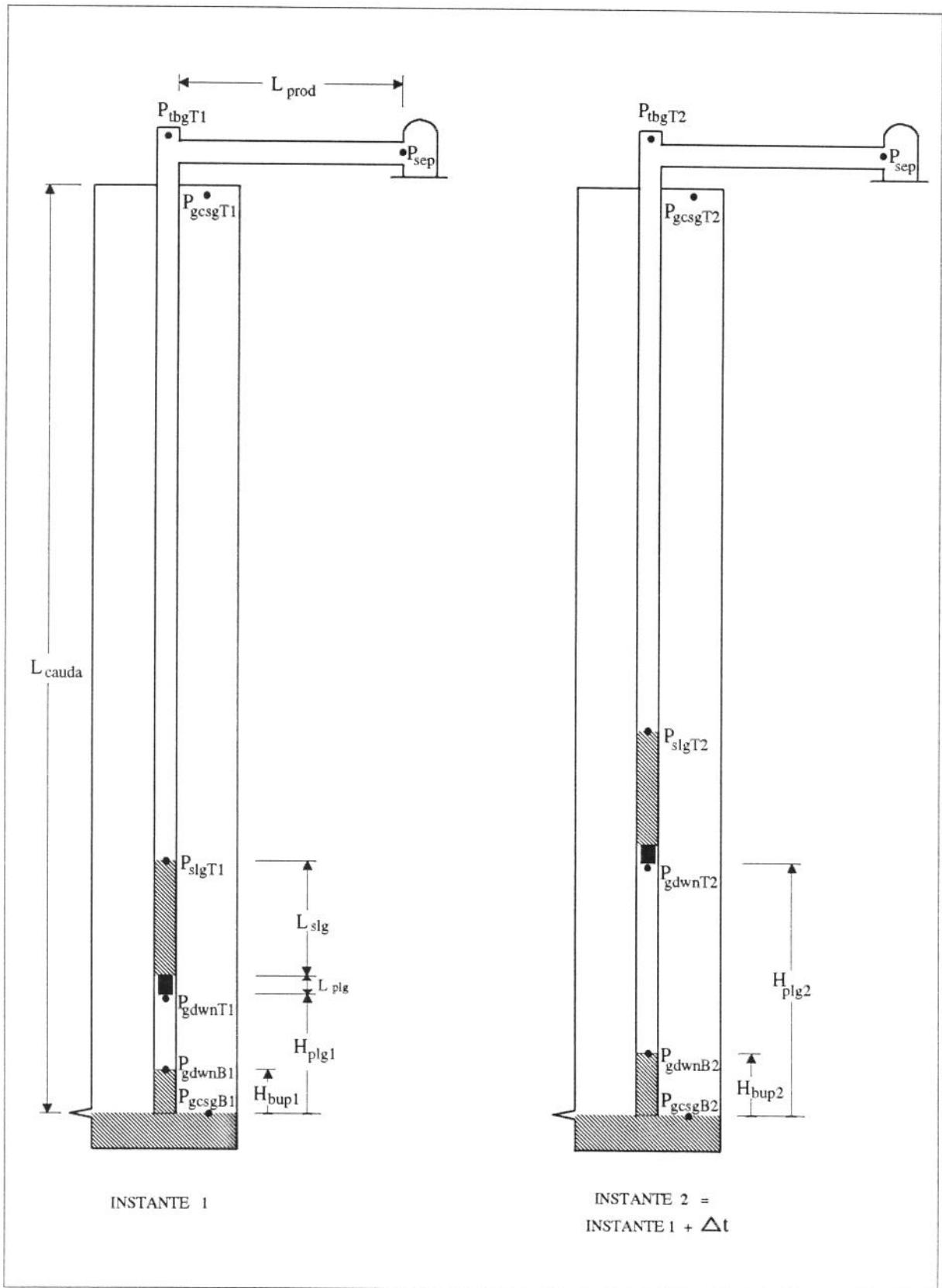


Figura 4.6 - Identificação das variáveis da Etapa 1.A.

• Balanço de massa de gás

Pela conservação da massa, a taxa de variação no tempo da massa de gás no volume de controle constituído pelo anular e pelo trecho da coluna de produção abaixo do pistão, é igual à vazão mássica instantânea de gás produzida pelo reservatório:

$$\frac{d(m_{gcsg})}{dt} + \frac{d(m_{gdwn})}{dt} = \dot{m}_{gres} \quad (4.2)$$

onde,

m_{gcsg} : massa de gás no anular (kg)

m_{gdwn} : massa de gás na coluna de produção abaixo do pistão (kg)

\dot{m}_{gres} : vazão mássica instantânea de gás do reservatório (kg/s)

• Perda de carga no anular

Desprezando-se as perdas de pressão por fricção e aceleração, a pressão na extremidade da coluna de produção é obtida a partir da pressão no anular na superfície pela equação usual para a pressão de uma coluna estática de gás (Anexo A):

$$P_{gcsgB} = P_{gcsgT} \cdot e^{\frac{PM \cdot g \cdot L_{cauda}}{Z_{gcsg} \cdot R \cdot \bar{T}_{gcsg}}} \quad (4.3)$$

onde,

P_{gcsgB} : pressão no anular na extremidade da coluna (Pa)

P_{gcsgT} : pressão no anular na superfície (Pa)

L_{cauda} : comprimento da coluna de produção (m)

Z_{gcsg} : fator de compressibilidade médio do gás no anular (-)

\bar{T}_{gcsg} : temperatura média do gás no anular (K)

Convém ressaltar que, aqui e ao longo de todo modelo, o fator de compressibilidade médio é calculado na pressão e temperatura média, e a pressão e a temperatura média são a média aritmética de seus valores a montante e a jusante.

- **Perda de carga no líquido no fundo da coluna de produção**

Desprezando-se os efeitos do gás que atravessa este volume de líquido, a pressão no topo do líquido é aproximada por:

$$P_{gdwnB} = P_{gcsgB} - \rho_\ell \cdot g \cdot H_{bup} \quad (4.4)$$

onde,

P_{gdwnB} : pressão no topo do líquido no fundo da coluna (Pa)

- **Perda de carga na coluna de produção entre o líquido no fundo da coluna e o pistão**

Levando-se em conta a fricção e a gravidade, a pressão a jusante pode ser calculada a partir da pressão e velocidade a montante, pela função F1 do Anexo B:

$$P_{gdwnT} = F1\left\{ P_{gdwnB}, T_{gdwnB}, T_{gdwnT}, (H_{plg} - H_{bup}), v_{gdwnB}, 90^\circ \right\} \quad (4.5)$$

onde,

P_{gdwnT} : pressão na base do pistão (Pa)

T_{gdwnB} : temperatura no topo do líquido no fundo da coluna (K)

T_{gdwnT} : temperatura na base do pistão (K)

H_{plg} : posição do pistão (m)

v_{gdwnB} : velocidade do gás no fundo da coluna (m/s)

- **Perda de carga no pistão e na golfada de líquido**

A pressão no topo da golfada é a pressão na base do pistão menos a perda de pressão no pistão, menos a perda de pressão por gravidade e atrito na golfada, menos a perda de pressão pela aceleração da massa do pistão e da golfada:

$$P_{s\lg T} = P_{gdwnT} - \Delta P_{plg} - \rho_\ell \cdot g \cdot L_{s\lg} - \frac{\rho_\ell \cdot \overline{f_{s\lg}} \cdot L_{s\lg} \cdot v_{s\lg} \cdot |v_{s\lg}|}{2 \cdot D_{tbg}} - \left(\rho_\ell \cdot L_{s\lg} + \frac{m_{plg}}{A_{tbg}} \right) \cdot a_{s\lg} \quad (4.6)$$

onde,

- $P_{s\lg T}$: pressão no topo da golfada (Pa)
 ΔP_{plg} : perda de pressão no pistão (Pa)
 $L_{s\lg}$: comprimento da golfada (m)
 $\overline{f_{s\lg}}$: fator médio de atrito de Darcy-Weisbach da golfada (-)
 $v_{s\lg}$: velocidade da golfada (m/s)
 D_{tbg} : diâmetro interno da coluna de produção (m)
 m_{plg} : massa do pistão (kg)
 $a_{s\lg}$: aceleração da golfada (m/s^2)

A perda de pressão no pistão é calculada desprezando-se o atrito do mesmo com a coluna de produção:

$$\Delta P_{plg} = \frac{m_{plg} \cdot g}{A_{tbg}} \quad (4.7)$$

• Perda de carga na coluna de produção entre a golfada e a superfície

A pressão a jusante é calculada pela função F1, com a velocidade do gás a montante igual à velocidade da golfada:

$$P_{tbgT} = F1 \left\{ P_{s\lg T}, T_{s\lg T}, T_{sup}, (L_{cauda} - H_{plg} - L_{plg} - L_{s\lg}), v_{s\lg}, 90^\circ \right\} \quad (4.8)$$

onde,

- P_{tbgT} : pressão na coluna de produção na superfície (Pa)
 $T_{s\lg T}$: temperatura no topo da golfada (K)
 T_{sup} : temperatura na superfície (K)
 L_{plg} : comprimento do pistão (m)

- **Perda de carga na linha de produção**

A pressão do separador é uma condição de contorno, e deve ser igual à pressão calculada pela função F1 com:

$$P_{sep} = F1\left\{ P_{tbgT}, T_{sup}, T_{sup}, L_{prod}, v_{gproB}, 0^\circ \right\} \quad (4.9)$$

onde,

P_{sep} : pressão do separador (Pa)

L_{prod} : comprimento da linha de produção (m)

v_{gproB} : velocidade do gás na linha de produção a montante (m/s)

- **EQUAÇÕES DE FECHAMENTO**

- **Vazão de líquido e gás do reservatório**

Considerando-se para a IPR a correlação de Vogel, com contrapressão na formação igual à pressão no anular na extremidade da coluna de produção, a vazão de líquido é dada por:

$$Q_{lres} = Q_{max} \cdot \left[1 - 0,2 \cdot \left(\frac{P_{gcsgB}}{P_e} \right) - 0,8 \cdot \left(\frac{P_{gcsgB}}{P_e} \right)^2 \right] \quad (4.10)$$

onde,

Q_{max} : vazão máxima de líquido se a contrapressão zero na formação é zero (m^3/s)

P_e : pressão estática do reservatório (Pa)

A vazão de gás associado, nas mesmas condições de temperatura e pressão usadas na medida da RGL (usualmente adotados como 60 °F e 1 atm, e referidos como condição padrão ou "std") é dada por:

$$Q_{gres}^{std} = Q_{lres} \cdot RGL \quad (4.11)$$

onde,

Q_{gres}^{std} : vazão de gás do reservatório na condição padrão (std m^3/s)

A vazão mássica de gás é obtida multiplicando-se a vazão pela massa específica:

$$\dot{m}_{gres} = \rho_g^{std} \cdot Q_{gres}^{std} \quad (4.12)$$

- **Massa de gás no anular, na coluna de produção abaixo do pistão e na coluna de produção acima da golfada**

As massas de gás relacionam-se com suas respectivas pressões médias pela equação de estado:

$$\overline{P_{gcsg}} \cdot A_{tcsg} \cdot L_{cauda} = \overline{Z_{gcsg}} \cdot \frac{m_{gcsg}}{PM} \cdot R \cdot \overline{T_{gcsg}} \quad (4.13)$$

$$\overline{P_{gdwn}} \cdot A_{tbg} \cdot (H_{p\ lg} - H_{bup}) = \overline{Z_{gdwn}} \cdot \frac{m_{gdwn}}{PM} \cdot R \cdot \overline{T_{gdwn}} \quad (4.14)$$

$$\overline{P_{gup}} \cdot A_{tbg} \cdot (L_{cauda} - H_{p\ lg} - L_{p\ lg} - L_{s\ lg}) = \overline{Z_{gup}} \cdot \frac{m_{gup}}{PM} \cdot R \cdot \overline{T_{gup}} \quad (4.15)$$

onde,

$\overline{P_{gcsg}}$: pressão média do gás no anular (Pa)

$\overline{P_{gdwn}}$: pressão média do gás na coluna de produção abaixo do pistão (Pa)

$\overline{Z_{gdwn}}$: fator de compressibilidade médio do gás na coluna de produção abaixo do pistão (-)

$\overline{T_{gdwn}}$: temperatura média do gás na coluna de produção abaixo do pistão (K)

$\overline{P_{gup}}$: pressão média do gás na coluna de produção acima da golfada (Pa)

$\overline{Z_{gup}}$: fator de compressibilidade médio do gás na coluna de produção acima da golfada (-)

m_{gup} : massa de gás na coluna de produção acima da golfada (kg)

$\overline{T_{gup}}$: temperatura média do gás na coluna de produção acima da golfada (K)

- **Velocidade do gás no fundo da coluna de produção**

A velocidade do gás no fundo da coluna relaciona-se com a vazão mássica de gás nesse ponto:

$$\dot{m}_{gdwnB} = \rho_{gdwnB} \cdot v_{gdwnB} \cdot A_{tbg} \quad (4.16)$$

onde,

\dot{m}_{gdwnB} : vazão mássica de gás no fundo da coluna de produção (kg/s)

ρ_{gdwnB} : massa específica do gás no fundo da coluna de produção (kg/m³)

A vazão mássica de gás no fundo da coluna é igual à taxa de variação no tempo da massa de gás no volume de controle constituído pelo trecho da coluna de produção abaixo do pistão:

$$\dot{m}_{gdwnB} = \frac{d(m_{gdwn})}{dt} \quad (4.17)$$

- **Velocidade do gás na linha de produção a montante**

Desprezando-se perdas de carga na passagem do gás da coluna para a linha de produção, pela equação da continuidade a velocidade do gás a montante é calculada por:

$$v_{gproB} = v_{gupT} \cdot \frac{A_{tbg}}{A_{prod}} \quad (4.18)$$

onde,

v_{gupT} : velocidade do gás no topo da coluna de produção (m/s)

A_{prod} : área interna da linha de produção (m²)

A velocidade do gás no topo da coluna relaciona-se com a vazão mássica de gás nesse ponto:

$$\dot{m}_{gupT} = \rho_{gupT} \cdot v_{gupT} \cdot A_{tbg} \quad (4.19)$$

onde,

\dot{m}_{gupT} : vazão mássica de gás no topo da coluna de produção (kg/s)
 ρ_{gupT} : massa específica do gás no topo da coluna de produção (kg/m³)

A vazão mássica de gás no topo da coluna é igual a menos a variação da massa de gás no volume de controle constituído pelo trecho de coluna de produção acima da golfada:

$$\dot{m}_{gupT} = - \frac{d(m_{gup})}{dt} \quad (4.20)$$

- **Massa específica do gás no fundo e no topo da coluna de produção**

As massas específicas do gás são calculadas pela equação de estado:

$$\rho_{gdwnB} = \frac{P_{gdwnB} \cdot PM}{Z_{gdwnB} \cdot R \cdot T_{gdwnB}} \quad (4.21)$$

$$\rho_{gupT} = \frac{P_{tbgT} \cdot PM}{Z_{gupT} \cdot R \cdot T_{sup}} \quad (4.22)$$

onde,

Z_{gdwnB} : fator de compressibilidade do gás no fundo da coluna de produção (-)
 Z_{gupT} : fator de compressibilidade do gás no topo da coluna de produção (-)

- **Fator de atrito da golfada**

O fator médio de atrito de Darcy-Weisbach da golfada é calculado, aqui e ao longo de todo o modelo, para o número de Reynolds médio, que por sua vez é calculado com a viscosidade média da golfada:

$$\overline{f_{s,lg}} = f\left(\overline{Re_{s,lg}}, \frac{\epsilon}{D_{tbg}}\right) \quad (4.23)$$

onde,

$\overline{Re_{s\lg}}$: número de Reynolds médio da golfada (-)

ϵ : rugosidade absoluta da tubulação (m)

e,

$$\overline{Re_{s\lg}} = \frac{\rho_\ell \cdot |v_{s\lg}| \cdot D_{tbg}}{\overline{\mu_{s\lg}}} \quad (4.24)$$

onde,

$\overline{\mu_{s\lg}}$: viscosidade média da golfada (Pa.s)

A viscosidade média da golfada é calculada na sua temperatura média, ponderando-se as viscosidades do óleo e da água, como na Eq. C.17 do Anexo C.

• Posição do pistão

A posição do pistão (H_{plg}) relaciona-se com sua velocidade por:

$$v_{s\lg} = \frac{d(H_{plg})}{dt} \quad (4.25)$$

• Aceleração da golfada

A aceleração da golfada é calculada por sua definição:

$$a_{s\lg} = \frac{d(v_{s\lg})}{dt} \quad (4.26)$$

• Outras relações

Para o cálculo do fator de compressibilidade, da temperatura, e das viscosidades do óleo, da água e do gás, nesta e em todas as outras etapas, foram utilizadas correlações empíricas, relacionadas no Anexo C.

4.4.2 - ETAPA 1.B: PRODUÇÃO DA GOLFADA

As principais variáveis necessárias para descrever esta etapa são mostradas na Fig. 4.7.

• EQUAÇÕES DE BALANÇO

As equações descritas na etapa anterior para o balanço de massa de líquido (Eq. 4.1), balanço de massa de gás (Eq. 4.2), perda de carga no anular (Eq. 4.3), perda de carga no líquido no fundo da coluna de produção (Eq. 4.4), e perda de carga na coluna de produção entre o pistão e o líquido no fundo da coluna (Eq. 4.5), permanecem válidas nesta etapa.

• Perda de carga no pistão e na golfada de líquido na coluna de produção

A pressão na coluna de produção na superfície é igual a pressão na base do pistão menos a perda de pressão no pistão, menos a perda de pressão por gravidade e atrito na golfada, menos a perda de pressão pela aceleração da massa do pistão e da golfada:

$$P_{tbgT} = P_{gdwnT} - \Delta P_{p\lg} - \rho_\ell \cdot g \cdot L_{s\lg t} - \frac{\rho_\ell \cdot \overline{f_{s\lg t}} \cdot L_{s\lg t} \cdot v_{s\lg t} \cdot |v_{s\lg t}|}{2 \cdot D_{tbg}} - \left(\rho_\ell \cdot L_{s\lg t} + \frac{m_{p\lg}}{A_{tbg}} \right) \cdot a_{s\lg t} \quad (4.27)$$

onde,

$L_{s\lg t}$: comprimento da golfada na coluna de produção (m)

$\overline{f_{s\lg t}}$: fator médio de atrito de Darcy-Weisbach da golfada na coluna de produção (-)

$v_{s\lg t}$: velocidade da golfada na coluna de produção (m/s)

$a_{s\lg t}$: aceleração da golfada na coluna de produção (m/s^2)

e a perda de pressão no pistão é calculada como na Eq. 4.7.

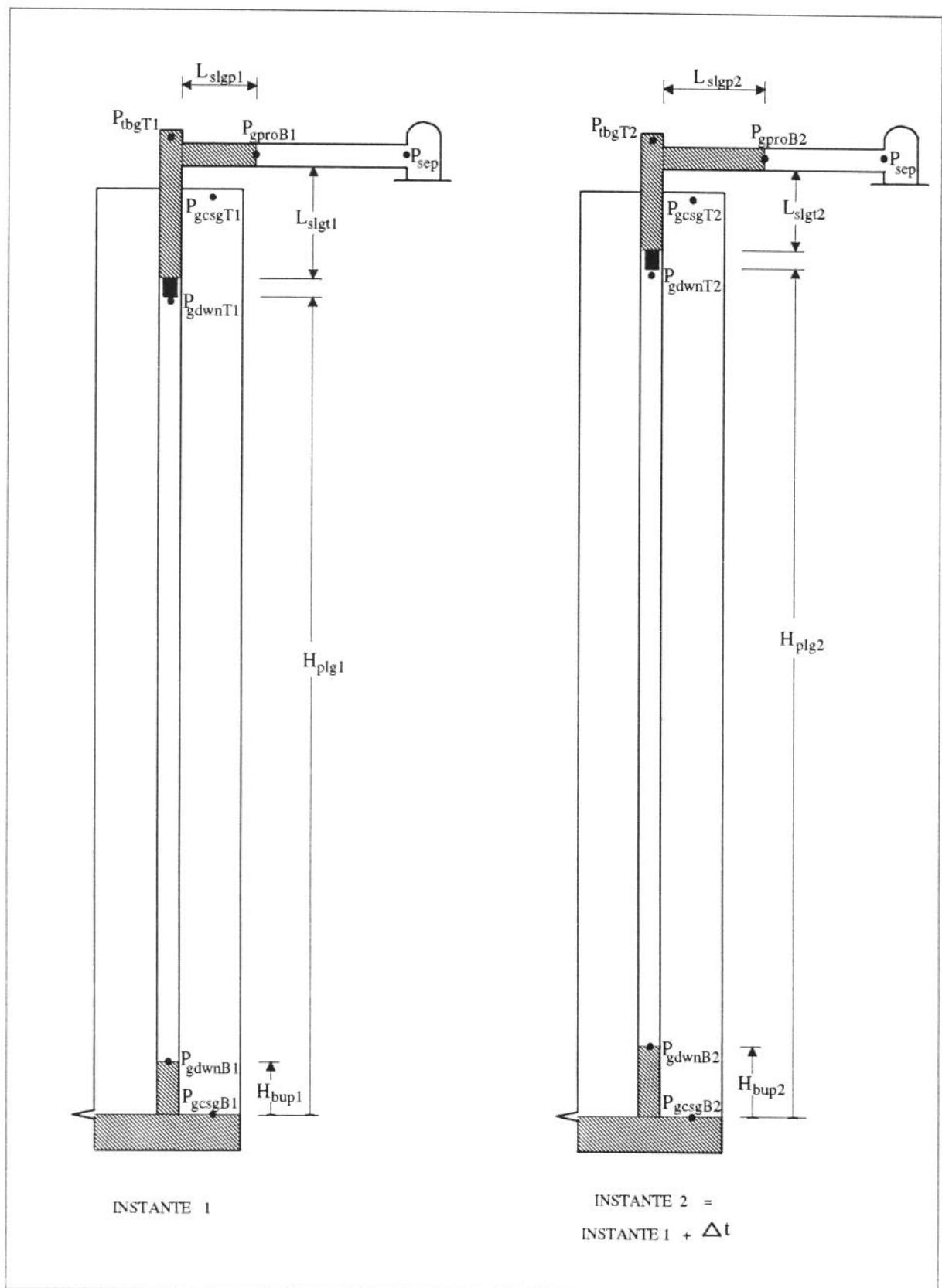


Figura 4.7 - Identificação das variáveis da Etapa 1.B.

• Perda de carga na golfada de líquido na linha de produção

A partir dessa etapa considera-se sempre a presença de 3 curvas entre a coluna e a linha de produção, pois as velocidades envolvidas são grandes devido à forte aceleração dos fluidos nesta etapa. A perda de pressão nas curvas é calculada pela Eq. C.23 do Anexo C, assumindo que o diâmetro interno das conexões é igual ao diâmetro interno da coluna de produção.

A pressão a jusante da golfada na linha de produção é igual à pressão no topo da coluna de produção menos a perda de pressão nas curvas menos as perdas de pressão por atrito e aceleração da golfada:

$$P_{gproB} = P_{tbgT} - 1,5 \cdot \rho_\ell \cdot v_{s\ lg\ p} \cdot |v_{s\ lg\ p}| - \frac{\rho_\ell \cdot f_{s\ lg\ p} \cdot L_{s\ lg\ p} \cdot v_{s\ lg\ p} \cdot |v_{s\ lg\ p}|}{2 \cdot D_{prod}} - \rho_\ell \cdot L_{s\ lg\ p} \cdot a_{s\ lg\ p} \quad (4.28)$$

onde,

- P_{gproB} : pressão na frente da golfada na linha de produção (Pa)
 $f_{s\ lg\ p}$: fator de atrito de Darcy-Weisbach da golfada na linha de produção (-)
 $L_{s\ lg\ p}$: comprimento da golfada na linha de produção (m)
 $v_{s\ lg\ p}$: velocidade da golfada na linha de produção (m/s)
 D_{prod} : diâmetro interno da linha de produção (m)
 $a_{s\ lg\ p}$: aceleração da golfada na linha de produção (m/s^2)

• Perda de carga na linha de produção entre a golfada e o separador

A pressão do separador é uma condição de contorno, e deve ser igual à calculada pela função F1 com a velocidade do gás a montante igual à velocidade da golfada na linha de produção:

$$P_{sep} = F1 \left\{ P_{gproB}, T_{sup}, T_{sup}, (L_{prod} - L_{s\ lg\ p}), v_{s\ lg\ p}, 0^\circ \right\} \quad (4.29)$$

• EQUAÇÕES DE FECHAMENTO

As equações descritas na etapa anterior para a vazão de líquido e gás do reservatório (Eq. 4.10 a 4.12), massa de gás no anular e na coluna de produção abaixo da golfada (respectivamente Eq. 4.13 e 4.14), velocidade do gás no fundo da coluna de produção (Eq. 4.16 e 4.17), massa específica do gás no fundo da coluna (Eq. 4.21), e posição do pistão (Eq. 4.25), permanecem válidas nesta etapa.

• Comprimento da golfada na coluna de produção

O comprimento da golfada na coluna de produção varia com o tempo, e é igual a:

$$L_{s\ lg\ t} = L_{cauda} - H_{p\ lg} - L_{p\ lg} \quad (4.30)$$

• Comprimento da golfada na linha de produção

Enquanto a golfada não alcançar o separador, o comprimento da mesma na linha de produção é calculado pela equação da continuidade: o volume de líquido na linha de produção é o volume inicial da golfada menos o volume de líquido na coluna de produção acima do pistão.

$$L_{s\ lg\ p} = (L_{s\ lg} - L_{s\ lg\ t}) \cdot \frac{A_{tbg}}{A_{prod}} \quad (4.31)$$

Se a golfada alcançar o separador, então o seu comprimento é constante e igual ao comprimento da linha de produção.

• Velocidade da golfada na linha de produção

A velocidade da golfada na linha de produção relaciona-se com a velocidade da golfada na coluna de produção pela equação da continuidade:

$$v_{s\ lg\ p} = v_{s\ lg\ t} \cdot \frac{A_{tbg}}{A_{prod}} \quad (4.32)$$

- **Fator de atrito da golfada na coluna e na linha de produção**

O fator de atrito de Darcy-Weisbach da golfada na coluna e na linha de produção é calculado de modo similar às Eq. 4.23 e 4.24, levando-se em conta suas respectivas velocidades e temperaturas.

- **Aceleração da golfada na coluna e na linha de produção**

A aceleração da golfada na coluna e na linha de produção é calculada por sua definição:

$$a_{s \lg t} = \frac{d(v_{s \lg t})}{dt} \quad (4.33)$$

$$a_{s \lg p} = \frac{d(v_{s \lg p})}{dt} \quad (4.34)$$

4.4.3 - ETAPA 2.A: PRODUÇÃO DE GÁS, COM LÍQUIDO NA LINHA DE PRODUÇÃO

As principais variáveis necessárias para descrever esta etapa são mostradas na Fig. 4.8.

- **EQUAÇÕES DE BALANÇO**

As equações descritas na Etapa 1.A para o balanço de massa de líquido (Eq. 4.1), perda de carga no anular (Eq. 4.3), e perda de carga no líquido no fundo da coluna de produção (Eq. 4.4), permanecem válidas nesta etapa.

- **Balanço de massa de gás**

Pela conservação da massa, a taxa de variação no tempo da massa de gás no volume de controle constituído pelo anular, coluna de produção e pelo trecho da linha

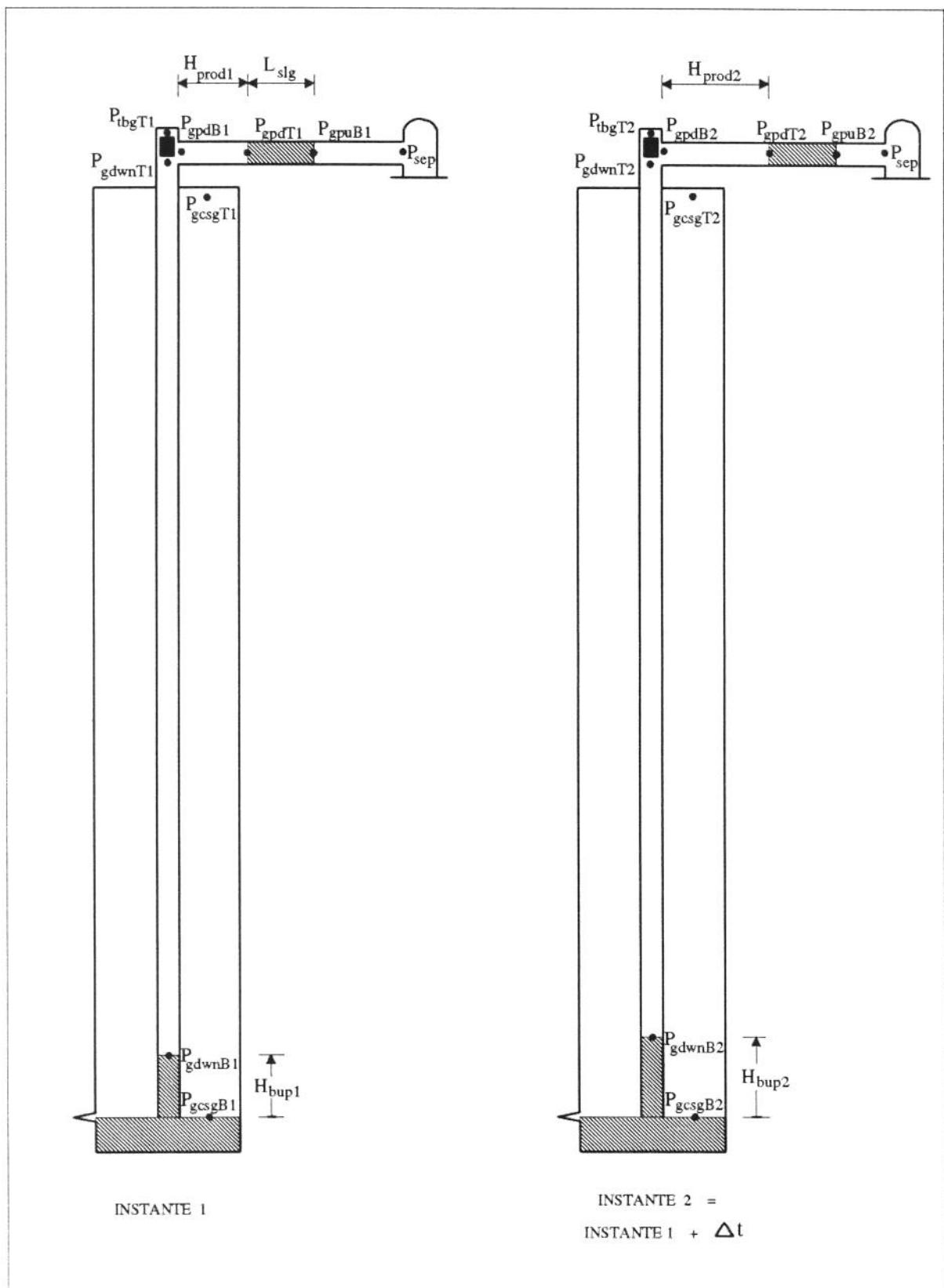


Figura 4.8 - Identificação das variáveis da Etapa 2.A.

de produção do poço até a golfada, é igual à vazão mássica de gás produzida pelo reservatório:

$$\frac{d(m_{gcsg})}{dt} + \frac{d(m_{gdwn})}{dt} + \frac{d(m_{gpd})}{dt} = \dot{m}_{gres} \quad (4.35)$$

onde,

m_{gpd} : massa de gás na linha de produção entre o poço e a golfada (kg)

- **Perda de carga na coluna de produção**

A pressão do gás na coluna de produção a jusante pode ser calculada a partir da pressão e velocidade a montante pela função F1:

$$P_{gdwnT} = F1\left\{P_{gdwnB}, T_{gdwnB}, T_{sup}, (L_{cauda} - H_{bup}), v_{gdwnB}, 90^\circ\right\} \quad (4.36)$$

A pressão na coluna de produção na superfície é obtida considerando-se a perda de pressão no pistão, que é calculada como na Eq. 4.7 (o peso do pistão é equilibrado pelos esforços resultantes do escoamento de gás pelo mesmo):

$$P_{tbgT} = P_{gdwnT} - \Delta P_{p\ lg} \quad (4.37)$$

- **Perda de carga nas conexões na superfície entre a coluna e a linha de produção**

Considerando-se 3 curvas entre a coluna e a linha de produção, pela Eq. C.23 do Anexo C a pressão na linha junto ao poço é:

$$P_{gpdB} = P_{tbgT} - 1,5 \cdot \rho_{gtbgT} \cdot v_{gtbgT} \cdot |v_{gtbgT}| \quad (4.38)$$

onde,

P_{gpdB} : pressão na linha de produção junto ao poço (Pa)

ρ_{gtbgT} : massa específica do gás no topo da coluna de produção (kg/m^3)

v_{gtbgT} : velocidade do gás no topo da coluna de produção (m/s)

- **Perda de carga na linha de produção entre o poço e a golfada**

A pressão a montante da golfada é calculada a partir da pressão e velocidade do gás na linha de produção junto ao poço pela função F1:

$$P_{gpdT} = F1\{P_{gpdB}, T_{sup}, T_{sup}, H_{prod}, v_{gpdB}, 0^\circ\} \quad (4.39)$$

onde,

P_{gpdT} : pressão a montante da golfada (Pa)

H_{prod} : distância do poço à golfada (m)

v_{gpdB} : velocidade do gás na linha de produção junto ao poço (m/s)

- **Perda de carga na golfada**

A pressão a jusante da golfada é igual à pressão a montante menos a perda de pressão por atrito e aceleração da golfada:

$$P_{gpuB} = P_{gpdT} - \frac{\rho_\ell \cdot f_{s \lg p} \cdot L_{s \lg p} \cdot v_{s \lg p} \cdot |v_{s \lg p}|}{2 \cdot D_{prod}} - \rho_\ell \cdot L_{s \lg p} \cdot a_{s \lg p} \quad (4.40)$$

onde,

P_{gpuB} : pressão a jusante da golfada (Pa)

- **Perda de carga na linha de produção entre a golfada e o separador**

A partir dessa etapa considera-se também a presença de 3 curvas conectando a linha de produção ao separador, devido à forte aceleração dos fluidos quando o líquido começar a ser produzido no separador. Assume-se que o diâmetro interno das conexões é igual ao diâmetro interno da linha de produção.

Enquanto a golfada não alcançar o separador, a pressão do mesmo deve ser igual à calculada pela função F1 com a velocidade do gás a montante igual à velocidade da golfada, menos as perdas nas 3 curvas:

$$P_{sep} = F1 \left\{ P_{gpuB}, T_{sup}, T_{sup}, (L_{prod} - H_{prod} - L_{s\ lg\ p}), v_{s\ lg\ p}, 0^\circ \right\} - 1,5 \cdot \rho_{gsep} \cdot v_{gpuT} \cdot |v_{gpuT}| \quad (4.41)$$

onde,

ρ_{gsep} : massa específica do gás na pressão do separador (Pa)

v_{gpuT} : velocidade do gás na linha de produção junto ao separador (m/s)

Quando a golfada alcançar o separador, a pressão do mesmo deve ser igual à pressão a jusante da golfada menos a perda de pressão nas 3 curvas:

$$P_{sep} = P_{gpuB} - 1,5 \cdot \rho_\ell \cdot v_{s\ lg\ p} \cdot |v_{s\ lg\ p}| \quad (4.42)$$

• EQUAÇÕES DE FECHAMENTO

As equações descritas nas etapas anteriores para a vazão de líquido e gás do reservatório (Eq. 4.10 a 4.12), massa de gás no anular (Eq. 4.13), velocidade do gás no fundo da coluna de produção (Eq. 4.16 e 4.17), massa específica do gás no fundo da coluna (Eq. 4.21), e aceleração da golfada na linha de produção (Eq. 4.34), permanecem válidas nesta etapa.

• Massa de gás na coluna de produção e na linha de produção entre o poço e a golfada

A massas de gás relacionam-se com suas respectivas pressões médias pela equação de estado:

$$\overline{P_{gdwn}} \cdot A_{tbg} \cdot (L_{cauda} - H_{bup}) = \overline{Z_{gdwn}} \cdot \frac{m_{gdwn}}{PM} \cdot R \cdot \overline{T_{gdwn}} \quad (4.43)$$

$$\overline{P_{gpd}} \cdot A_{prod} \cdot H_{prod} = \overline{Z_{gpd}} \cdot \frac{m_{gpd}}{PM} \cdot R \cdot T_{sup} \quad (4.44)$$

onde,

$\overline{P_{gpd}}$: pressão média do gás na linha de produção entre o poço e a golfada (Pa)

$\overline{Z_{gpd}}$: fator de compressibilidade médio do gás na linha de produção entre o poço e a golfada (-)

• **Velocidade do gás no topo da coluna de produção**

A velocidade do gás no topo da coluna de produção relaciona-se com a vazão mássica de gás nesse ponto:

$$\dot{m}_{gtbgT} = \rho_{gtbgT} \cdot v_{gtbgT} \cdot A_{tbg} \quad (4.45)$$

onde,

\dot{m}_{gtbgT} : vazão mássica de gás no topo da coluna de produção (kg/s)

A vazão mássica de gás no topo da coluna é obtido por um balanço de massa de gás no volume de controle constituído pela coluna de produção:

$$\frac{d(m_{gdwn})}{dt} = \dot{m}_{gdwnB} - \dot{m}_{gtbgT} \quad (4.46)$$

• **Velocidade do gás na linha de produção junto ao poço**

A velocidade do gás na linha de produção junto ao poço relaciona-se com a velocidade do gás no topo da coluna de produção pela equação da continuidade:

$$v_{gpdB} = v_{gtbgT} \cdot \frac{\rho_{gtbgT}}{\rho_{gpdB}} \cdot \frac{A_{tbg}}{A_{prod}} \quad (4.47)$$

onde,

ρ_{gpdB} : massa específica do gás na linha de produção junto ao poço (kg/m^3)

- **Velocidade do gás na linha de produção junto ao separador**

A velocidade do gás junto ao separador é aproximada fazendo-se a vazão mássica nesse ponto igual à vazão mássica do gás a montante junto à golfada:

$$v_{gupT} = v_{sIg} p \cdot \frac{\rho_{gupB}}{\rho_{gsep}} \quad (4.48)$$

onde,

ρ_{gupB} : massa específica do gás na linha de produção a jusante da golfada (kg/m^3)

- **Massa específica do gás no topo da coluna de produção, na linha de produção junto ao poço e no separador**

As massas específicas do gás são calculadas pela equação de estado:

$$\rho_{gtbgT} = \frac{P_{tbgT} \cdot PM}{Z_{gtbgT} \cdot R \cdot T_{sup}} \quad (4.49)$$

$$\rho_{gpdB} = \frac{P_{gpdB} \cdot PM}{Z_{gpdB} \cdot R \cdot T_{sup}} \quad (4.50)$$

$$\rho_{gpuB} = \frac{P_{gpuB} \cdot PM}{Z_{gpuB} \cdot R \cdot T_{sup}} \quad (4.51)$$

$$\rho_{gsep} = \frac{P_{sep} \cdot PM}{Z_{gsep} \cdot R \cdot T_{sup}} \quad (4.52)$$

onde,

Z_{gtbgT} : fator de compressibilidade do gás no topo da coluna de produção (-)

Z_{gpdB} : fator de compressibilidade do gás na linha de produção junto ao poço (-)

Z_{gpuB} : fator de compressibilidade do gás na linha de produção a jusante da golfada (-)

Z_{gsep} : fator de compressibilidade do gás no separador (-)

- **Posição da golfada**

A posição da golfada relaciona-se com sua velocidade por:

$$v_{s\ lg\ p} = \frac{d(H_{prod})}{dt} \quad (4.53)$$

- **Comprimento da golfada**

Enquanto a golfada não alcançar o separador, o seu comprimento é constante e relaciona-se com o comprimento inicial da golfada na coluna pela equação da continuidade:

$$L_{s\ lg\ p} = L_{s\ lg} \cdot \frac{A_{tbg}}{A_{prod}} \quad (4.54)$$

Quando a golfada já tiver alcançado o separador, o seu comprimento varia com o tempo e é igual a:

$$L_{s\ lg\ p} = L_{prod} - H_{prod} \quad (4.55)$$

- **Fator de atrito da golfada**

O fator de atrito de Darcy-Weisbach da golfada é calculado de modo similar às Eq. 4.23 e 4.24, levando-se em conta sua velocidade e temperatura.

4.4.4 - ETAPA 2.B: PRODUÇÃO DE GÁS, SEM LÍQUIDO NA LINHA DE PRODUÇÃO

As principais variáveis necessárias para descrever esta etapa são mostradas na Fig. 4.9.

• EQUAÇÕES DE BALANÇO

As equações descritas nas etapas anteriores para o balanço de massa de líquido (Eq. 4.1), perda de carga no anular (Eq. 4.3), perda de carga no líquido no fundo da coluna de produção (Eq. 4.4), perda de carga na coluna de produção (Eq. 4.36 e 4.37), e perda de carga nas conexões no poço na superfície (Eq. 4.38), permanecem válidas nesta etapa.

• Balanço de massa de gás

Pela conservação da massa, a taxa de variação no tempo da massa de gás no volume de controle constituído pelo anular, coluna de produção e linha de produção, é igual à vazão mássica de gás que entra menos a que sai do volume de controle:

$$\frac{d(m_{gcsg})}{dt} + \frac{d(m_{gdwn})}{dt} + \frac{d(m_{gpd})}{dt} = \dot{m}_{gres} - \dot{m}_{gsep} \quad (4.56)$$

onde,

\dot{m}_{gsep} : vazão mássica de gás no separador (kg/s)

• Perda de carga na linha de produção entre a golfada e o separador

A pressão do separador deve ser igual à calculada pela função F1 com a pressão e velocidade do gás a montante, menos as perdas nas 3 curvas junto ao separador:

$$P_{sep} = F1\{P_{gpdB}, T_{sup}, T_{sup}, L_{prod}, v_{gpdB}, 0^\circ\} - 1,5 \cdot \rho_{gsep} \cdot v_{gsep} \cdot |v_{gsep}| \quad (4.57)$$

onde,

v_{gsep} : velocidade do gás na linha de produção junto ao separador (m/s)

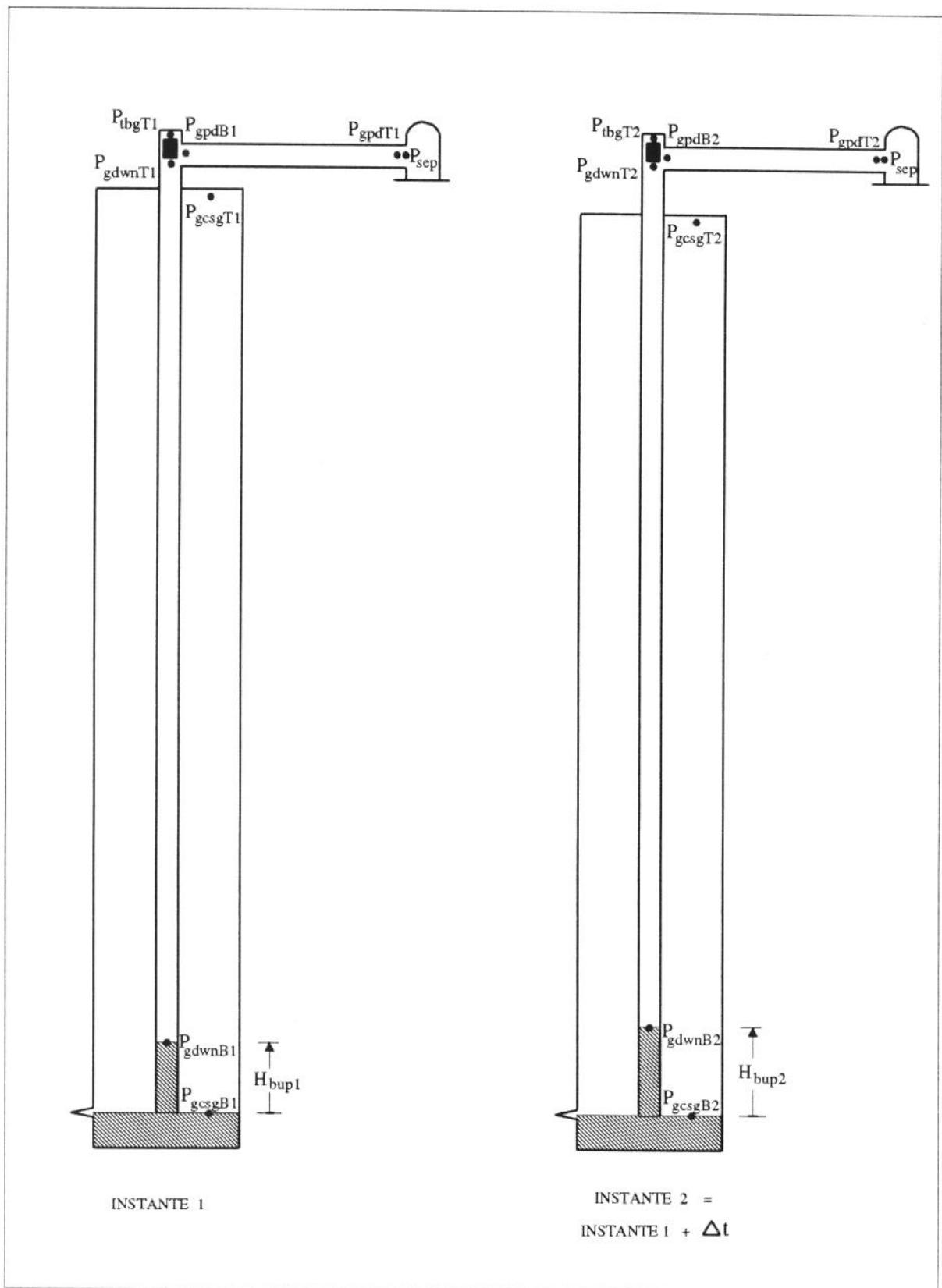


Figura 4.9 - Identificação das variáveis da Etapa 2.B.

• EQUAÇÕES DE FECHAMENTO

As equações descritas nas etapas anteriores para a vazão de líquido e gás do reservatório (Eq. 4.10 a 4.12), massa de gás no anular e na coluna de produção (Eq. 4.13 e 4.43), velocidade do gás no fundo da coluna de produção (Eq. 4.16 e 4.17), velocidade do gás no topo da coluna de produção (Eq. 4.45 e 4.46), velocidade do gás na linha de produção junto ao poço (Eq. 4.47), massa específica do gás no fundo e no topo da coluna de produção (Eq. 4.21 e 4.49), massa específica do gás na linha de produção junto ao poço e junto ao separador (Eq. 4.50 e 4.52), permanecem válidas nesta etapa.

• Massa de gás na linha de produção

A massa de gás na linha de produção relaciona-se com sua pressão média pela equação de estado:

$$\overline{P_{gpd}} \cdot A_{prod} \cdot L_{prod} = \overline{Z_{gpd}} \cdot \frac{m_{gpd}}{PM} \cdot R \cdot T_{sup} \quad (4.58)$$

• Velocidade do gás na linha de produção junto ao separador

A velocidade do gás na linha de produção junto ao separador relaciona-se com a vazão mássica de gás nesse ponto:

$$\dot{m}_{gsep} = \rho_{gsep} \cdot v_{gsep} \cdot A_{prod} \quad (4.59)$$

4.4.5 - ETAPA 3: CRESCIMENTO DE PRESSÃO (BUILD-UP)

As principais variáveis necessárias para descrever esta etapa são mostradas na Fig. 4.10.

• EQUAÇÕES DE BALANÇO

As equações descritas na Etapa 1.A para o balanço de massa de líquido (Eq. 4.1), perda de carga no anular (Eq. 4.3) e perda de carga no líquido no fundo da coluna de produção (Eq. 4.4), permanecem válidas nesta etapa.

• Balanço de massa de gás

Pela conservação da massa, a taxa de variação no tempo da massa de gás no volume de controle constituído pelo anular e pela coluna de produção, é igual à vazão mássica instantânea de gás produzida pelo reservatório:

$$\frac{d(m_{gcsq})}{dt} + \frac{d(m_{gtbg})}{dt} = \dot{m}_{gres} \quad (4.60)$$

onde,

m_{gtbg} : massa de gás na coluna de produção (kg)

• Perda de carga na coluna de produção

A pressão na coluna de produção na superfície é calculada a partir da pressão no topo do líquido no fundo da coluna considerando apenas a pressão de uma coluna estática de gás (Anexo A):

$$P_{tbgT} = \frac{P_{gdwnB}}{e^{\left[\frac{PM \cdot g \cdot (L_{cauda} - H_{bup})}{Z_{gdwn} \cdot R \cdot T_{gdwn}} \right]}} \quad (4.61)$$

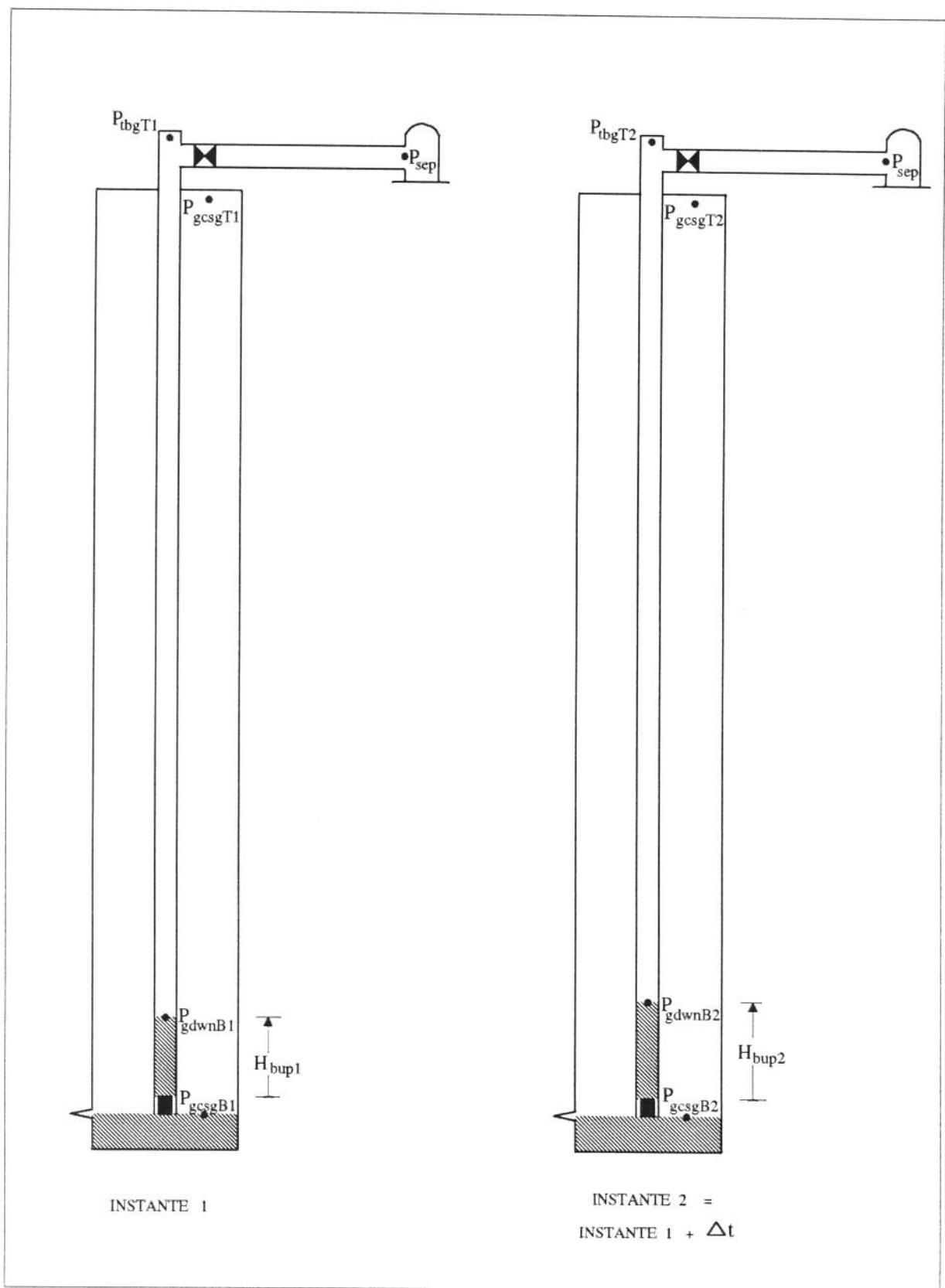


Figura 4.10 - Identificação das variáveis da Etapa 3.

• EQUAÇÕES DE FECHAMENTO

As equações descritas na Etapa 1.A para a vazão de líquido e gás do reservatório (Eq. 4.10 a 4.12), e massa de gás no anular, permanecem válidas nesta etapa.

• Massa de gás na coluna de produção

A massa de gás na coluna de produção relaciona-se com sua pressão média pela equação de estado:

$$\overline{P_{gtbg}} \cdot A_{tbg} \cdot (L_{cauda} - H_{bup}) = \overline{Z_{gtbg}} \cdot \frac{m_{gtbg}}{PM} \cdot R \cdot \overline{T_{gtbg}} \quad (4.62)$$

onde,

$\overline{P_{gtbg}}$: pressão média do gás na coluna de produção (Pa)

$\overline{Z_{gtbg}}$: fator de compressibilidade médio do gás na coluna de produção (-)

$\overline{T_{gtbg}}$: temperatura média do gás na coluna de produção (K)

• Tempo de queda do pistão da superfície à extremidade da coluna

O tempo de queda do pistão pode ser estimado pela velocidade média de queda do mesmo no gás e no líquido:

$$t_{qplg} = \frac{L_{cauda} - H_{bup}}{v_{qgas}} + \frac{H_{bup}}{v_{qliq}} \quad (4.63)$$

onde,

t_{qplg} : tempo gasto pelo pistão para ir da superfície à extremidade da coluna (s)

v_{qgas} : velocidade média de queda do pistão através do gás (m/s)

v_{qliq} : velocidade média de queda do pistão através do líquido (m/s)

4.5 - SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DO MODELO

As equações do modelo só podem ser resolvidas numericamente. Para cada etapa tem-se um sistema misto de Equações Algébricas e Diferenciais Ordinárias. As derivadas no tempo presentes nas equações representam velocidades, acelerações e vazões mássicas.

Para a discretização dessas equações, adotou-se o método implícito, isto é, todas as equações são aplicadas no novo instante t_{n+1} .

As derivadas de uma variável genérica y no instante t_{n+1} foram avaliadas pela diferença anterior, isto é:

$$\left. \frac{dy}{dt} \right|_{n+1} = \frac{y_{n+1} - y_n}{\Delta t} \quad (4.64)$$

O sistema algébrico resultante, relacionando os valores das variáveis no instante t_{n+1} , forma um sistema de equações não lineares. Os valores necessários das variáveis no instante t_n são conhecidos, e formam a Condição Inicial. Para resolver o sistema foi utilizado o Método de Newton para Sistemas, com as derivadas parciais para formar a matriz Jacobiana sendo calculadas numericamente.

O Método de Newton exige uma estimativa inicial para as incógnitas, e um critério de parada das iterações. O critério de parada utilizado foi uma tolerância para o módulo das diferenças entre valores "novos" e "velhos" de 1 Pa para pressões e de 0,0001 m/s para velocidades. Uma boa estimativa inicial para as incógnitas é desejável, não apenas para maior rapidez mas principalmente porque o Método de Newton pode não convergir. A estimativa inicial das incógnitas foi feita, exceto onde houver indicação contrária, por:

$$y_{n+1} = y_n + \left. \frac{dy}{dt} \right|_n \cdot \Delta t \quad (4.65)$$

com a derivada sendo avaliada também pela diferença anterior:

$$\left. \frac{dy}{dt} \right|_n = \frac{y_n - y_{n-1}}{\Delta t} \quad (4.66)$$

Para convergência do sistema, foi necessário resolver a Eq. 4.5 das Etapas 1.A e 1.B, e a Eq. 4.36 das Etapas 2.A e 2.B, fazendo, na função F1, a velocidade média do gás no tubo igual à velocidade de entrada do gás no tubo, isto é, a Eq. B.12 do Anexo B foi substituída por $\bar{v} = v_B$.

A seguir é discutido em detalhe a solução numérica de cada etapa.

4.5.1 - ETAPA 1.A: SUBIDA DA GOLFADA

Por substituição sequencial da pressão a jusante pela pressão a montante menos a perda de carga, desde o anular na superfície até o separador, o conjunto de equações 4.1 a 4.26 se reduz a apenas duas, as equações 4.2 e 4.9, que representam o balanço da massa de gás e a conservação da quantidade de movimento. As duas incógnitas são P_{gcsgT} e v_{slg} .

Para resolver o sistema de equações no instante t_{n+1} são necessários os valores das seguintes variáveis no instante anterior t_n : H_{plg} , H_{bup} , m_{gcsg} , m_{gdwn} , m_{gup} e v_{slg} . É preciso conhecer também o comprimento da golfada L_{slg} , que é constante ao longo desta etapa. Apenas para o primeiro *time step* é necessário fornecer o valor dessas variáveis, pois do segundo *time step* em diante seus valores são aqueles encontrados no *time step* anterior. Os valores iniciais de H_{plg} , H_{bup} , m_{gcsg} e m_{gdwn} são obtidos com base nas condições de partida do sistema físico:

$$H_{plg} = 0 \quad (4.67)$$

$$H_{bup} = 0 \quad (4.68)$$

$$m_{gdwn} = 0 \quad (4.69)$$

$$m_{gcsg} = \frac{PM \cdot \overline{P_{gcsg}} \cdot A_{tcs} \cdot L_{cauda}}{\overline{Z_{gcsg}} \cdot R \cdot \overline{T_{gcsg}}} \quad (4.70)$$

onde no cálculo de $\overline{P_{gcsg}}$ utiliza-se P_{gcsgT} igual à pressão no anular de abertura da linha de produção (variável de controle do sistema físico).

Para iniciar L_{slg} e v_{slg} é necessário arbitrar valores "educados". Para L_{slg} foi adotado 15 m, que representa um "pequeno" comprimento de golfada. Se fosse

arbitrado um valor muito maior para L_{slg} , a golfada poderia não alcançar a superfície, interrompendo o processamento. Para v_{slg} foi adotado o valor de 0,05 m/s, que representa bem a ordem de grandeza da taxa de variação do nível de líquido no fundo da coluna durante o *build-up*. O valor inicial de m_{gup} é calculado por:

$$m_{gup} = \frac{PM \cdot \overline{P_{gup}} \cdot A_{tbg} \cdot (L_{cauda} - L_{slg})}{\overline{Z_{gup}} \cdot R \cdot \overline{T_{gup}}} \quad (4.71)$$

onde no cálculo de $\overline{P_{gup}}$ utiliza-se P_{tbgT} igual à pressão no anular de abertura da linha de produção menos a hidrostática correspondente ao comprimento da golfada L_{slg} . Convém ressaltar que os valores de L_{slg} , v_{slg} e m_{gup} assim determinados são necessários apenas para iniciar o primeiro ciclo, pois a partir do segundo ciclo adotam-se seus valores finais do ciclo anterior (em geral são necessários de 2 a 4 ciclos para ter-se ciclos repetidos).

Para contornar problemas de convergência do sistema nos primeiros 6 s após a abertura da linha de produção, a velocidade do gás no topo da coluna de produção foi aproximada supondo-se que a vazão mássica de gás neste ponto é igual à vazão mássica de gás no topo da golfada de líquido. Ou seja, ao invés da Eq. 4.19 e Eq. 4.20, foi utilizada a equação:

$$v_{gupT} = v_{slg} \cdot \frac{\rho_{gupB}}{\rho_{gupT}} = v_{slg} \cdot \frac{P_{slgT} \cdot Z_{gupT} \cdot T_{sup}}{P_{tbgT} \cdot Z_{gupB} \cdot T_{slgT}} \quad (4.72)$$

Para estimar P_{gcsdT} e v_{slg} no instante t_{n+1} , através da Eq. 4.65, calcula-se suas derivadas no tempo no instante anterior t_n . Do segundo *time step* em diante essas derivadas são calculadas pela Eq. 4.66, mas para o primeiro *time step* é necessário arbitrar um valor aproximado para essas derivadas, e adotou-se:

$$\frac{d(P_{gcsdT})}{dt} = 0 \quad (4.73)$$

$$\frac{d(v_{slg})}{dt} = 0,5 \cdot g \quad (4.74)$$

Após diversos testes, os seguintes incrementos de tempo Δt foram adotados, visando tanto a convergência como um tempo razoável de computação: 0,05 s durante os primeiros 2 s após a abertura da linha (período de maior aceleração), 2 s enquanto o topo da golfada estiver a mais de 20 m da superfície, e 1 s enquanto o topo da golfada estiver a menos de 20 m da superfície.

Esta etapa se encerra quando o topo da golfada estiver a menos de 4 m da superfície (como a velocidade típica da golfada ao se aproximar da superfície é de 2 a 10 m/s, e como o incremento de tempo nessa ocasião é de 1 s, esse critério permite o encerramento da etapa com o topo da golfada próximo à superfície). Os valores finais dessa etapa são os valores iniciais da próxima etapa.

4.5.2 - ETAPA 1.B: PRODUÇÃO DA GOLFADA

Da mesma forma que na etapa anterior, a substituição sequencial da pressão a jusante pela pressão a montante menos as perdas de carga, desde o anular na superfície até o separador, reduz o conjunto de equações desta etapa a apenas duas, as equações 4.2 e 4.29, que representam o balanço da massa de gás e a conservação da quantidade de movimento. As duas incógnitas continuam a ser P_{gcsgT} e v_{slg} .

Para resolver o sistema de equações no instante t_{n+1} são necessários os valores das seguintes variáveis no instante anterior t_n : H_{plg} , H_{bup} , m_{gcsg} , m_{gdwn} e v_{slgt} . Para o primeiro *time step* dessa etapa, os valores dessas variáveis são os seus valores finais na etapa anterior. Do segundo *time step* em diante seus valores são aqueles encontrados no *time step* anterior.

Devido à forte aceleração da golfada quando a mesma começa a ser produzida na superfície, e como a velocidade da golfada na etapa anterior vinha diminuindo, para apenas o primeiro *time step* e para estimativa inicial de v_{slgt} , adotou-se, ao invés da Eq. 4.65, a equação:

$$v_{slgt_{n+1}} = v_{slgt_n} + 2 \cdot \left| \frac{dv_{slg}}{dt} \right|_n \cdot \Delta t \quad (4.75)$$

onde $n+1$ é o primeiro *time step* desta etapa, n é o último *time step* da etapa anterior, e a derivada no instante n é calculada pela Eq. 4.66.

Após diversos testes, o incremento de tempo Δt foi adotado igual a 0,5 s, visando tanto a convergência como um tempo razoável de computação.

Esta etapa se encerra quando o topo do pistão estiver a menos de 10 m da superfície (como a velocidade típica do pistão ao se aproximar da superfície é de 7 a 14 m/s, e como o incremento de tempo é de 0,5 s, esse critério permite o encerramento da etapa com o pistão próximo à superfície). Os valores finais dessa etapa são os

valores iniciais da próxima etapa. Neste instante, duas situações podem ocorrer, a depender do controle imposto ao sistema físico. Se o controle deixar a linha de produção aberta por um certo tempo, então passa-se para a Etapa 2.A. Caso contrário, se o controle fechar a linha de produção imediatamente após a chegada do pistão à superfície, então passa-se para a Etapa 3.

4.5.3 - ETAPA 2.A: PRODUÇÃO DE GÁS, COM LÍQUIDO NA LINHA DE PRODUÇÃO

Da mesma forma que nas etapas anteriores, a substituição sequencial da pressão a jusante pela pressão a montante menos as perdas de carga, desde o anular na superfície até o separador, reduz o conjunto de equações desta etapa a apenas duas, as equações Eq. 4.35 e 4.41 enquanto a golfada não alcançar o separador, e Eq. 4.35 e 4.42 quando a golfada já tiver alcançado o separador. Em cada uma dessas situações, as equações citadas representam o balanço da massa de gás e a conservação da quantidade de movimento. As duas incógnitas passam a ser P_{gcsgT} e v_{slgp} .

Para resolver o sistema de equações no instante t_{n+1} são necessários os valores das seguintes variáveis no instante anterior t_n : H_{prod} , H_{bup} , m_{gcsg} , m_{gdwn} , m_{gpd} e v_{slgp} . Para o primeiro *time step* dessa etapa, os valores dessas variáveis, com exceção de H_{prod} e m_{gpd} , são os seus valores finais na etapa anterior. Os valores de H_{prod} e m_{gpd} precisam ser fornecidos, pois não aparecem na etapa anterior, e são tomados iguais a zero, com base na condição do sistema físico no início dessa etapa. Do segundo *time step* em diante os valores das seis variáveis em questão são aqueles encontrados no *time step* anterior.

No primeiro *time step* desta etapa a golfada na linha de produção ainda é acelerada, como na etapa anterior, mas a partir do segundo *time step* a golfada é desacelerada. Por isso, para a estimativa inicial de v_{slgp} no segundo e terceiro *time step*, adotou-se, ao invés da Eq. 4.65, a equação:

$$v_{slgp\ n+1} = v_{slgp\ n} \quad (4.76)$$

Após diversos testes, os seguintes incrementos de tempo Δt foram adotados, visando tanto a convergência como um tempo razoável de computação: 0,5 s para os primeiros 5 s (período de forte aceleração seguida de forte desaceleração da golfada), e 2,0 s até a golfada chegar ao separador. A partir de então a golfada novamente

experimenta uma forte aceleração, e Δt é reduzido para 1,0 s para o primeiro *time step* nessa situação, e para 0,5 s do segundo *time step* em diante, até toda golfada ser produzida no separador.

Esta etapa se encerra ou com o fechamento da linha de produção ou com o fim da produção da golfada para o separador. No primeiro caso passa-se para a Etapa 3, e no segundo caso passa-se para a Etapa 2.B. Os valores finais dessa etapa são os valores iniciais da próxima etapa.

4.5.4 - ETAPA 2.B: PRODUÇÃO DE GÁS, SEM LÍQUIDO NA LINHA DE PRODUÇÃO

Também pela substituição sequencial da pressão a jusante pela pressão a montante menos as perdas de carga, desde o anular até o separador, as equações desta etapa se reduzem a apenas uma, a Eq. 4.57, que representa a conservação da quantidade de movimento. O balanço de massa de gás, Eq. 4.56, fornece a velocidade do gás no separador. A incógnita é P_{gcsgT} , e a solução recai no Método de Newton-Raphson.

Para resolver a equação Eq. 4.57 no instante t_{n+1} são necessários os valores das seguintes variáveis no instante anterior t_n : H_{bup} , m_{gcsg} , m_{gdwn} e m_{gpd} . Para o primeiro *time step* dessa etapa, os valores dessas variáveis são os seus valores finais na etapa anterior. Do segundo *time step* em diante seus valores são aqueles encontrados no *time step* anterior.

Adotou-se um incremento de tempo Δt de 1,0 s, visando tanto a convergência como um tempo razoável de computação.

Esta etapa se encerra com o fechamento da linha de produção.

4.5.5 - ETAPA 3: CRESCIMENTO DE PRESSÃO (BUILD-UP)

Também pela substituição sequencial da pressão a jusante pela pressão a montante menos as perdas de carga, desde o anular na superfície até a coluna de produção na superfície, as equações desta etapa se reduzem a apenas uma, a Eq. 4.60, que representa o balanço de massa de gás. A incógnita é P_{gcsgT} , e a solução recai no Método de Newton-Raphson.

Para resolver a equação Eq. 4.60 no instante t_{n+1} são necessários os valores das seguintes variáveis no instante anterior t_n : H_{bup} , m_{gcsg} e m_{gdwn} . Para o primeiro *time step* dessa etapa, os valores dessas variáveis são os seus valores finais na etapa anterior. Do segundo *time step* em diante seus valores são aqueles encontrados no *time step* anterior.

No primeiro *time step* dessa etapa, a pressão no anular cai devido ao gás que passa do anular para a coluna de produção para equilibrar as pressões na extremidade da coluna. Do segundo *time step* em diante, a pressão no anular sobe devido à acumulação de gás. Por isso, para estimativa inicial de P_{gcsgT} nos dois primeiros *time step*, adotou-se, ao invés da Eq. 4.65, a equação:

$$P_{gcsgT_{n+1}} = P_{gcsgT_n} \quad (4.77)$$

Adotou-se um incremento de tempo Δt de 2,0 s, visando tanto a convergência como um tempo razoável de computação.

Esta etapa se encerra quando a pressão no anular na superfície atinge o valor fixado para o controle do sistema físico.

As condições finais da Etapa 3 são as condições iniciais da Etapa 1.A do ciclo seguinte, até que os ciclos se estabilizem.

4.5.6 - CRITÉRIO DE CONVERGÊNCIA DOS CICLOS

O critério adotado para a parada dos ciclos foi o de percorrer mais um ciclo após encontrar um ciclo com uma diferença menor ou igual a 2 m entre as alturas de líquido na coluna de produção no final da Etapa 3 e no início Etapa 1.A. A diferença final entre essas alturas de líquido é em geral menor que 10 cm.

Em geral de 2 a 4 ciclos são suficientes para atender o critério de convergência dos ciclos. O tempo total de processamento num computador tipo PC 486DX2 50 MHz é em geral de 2 a 5 minutos.

4.5.7 - VERIFICAÇÃO DE HIPÓTESES DO MODELO

Os resultados finais do modelo só são válidos se: (1) o tempo de duração do *build-up* (Etapa 3) for maior ou igual ao tempo de queda do pistão calculado pela Eq.

4.63, pois caso contrário há violação da hipótese do pistão estar no fundo da coluna no instante da abertura da linha de produção; e (2) a massa de gás na coluna de produção em cada *time step* da Etapa 3 for maior ou igual à calculada no *time step* anterior, ou seja,

$$m_{gdwn_{n+1}} \geq m_{gdwn_n} \quad (4.78)$$

pois caso contrário há violação da hipótese do líquido acumular-se apenas na coluna de produção durante o *build-up*.

CAPÍTULO V

RESULTADOS DO MODELO

5.1 - RESULTADOS PARA UM POÇO EXEMPLO

Para ilustrar os resultados do modelo, usaremos um "poço exemplo", cujas características são dadas na Tab. 5.1.

PARÂMETROS GEOMÉTRICOS		
Comprimento da linha de produção	1000	m
Diâmetro interno da linha de produção	2,900	pol
Diâmetro interno da coluna de produção	1,995	pol
Diâmetro externo da coluna de produção	2,375	pol
Comprimento da coluna de produção	1200	m
Diâmetro interno do revestimento	4,950	pol
Profundidade média dos canhoneios	1200	m
Rugosidade dos tubos	0,00085	pés
PRESSÃO DO SEPARADOR	100	psig
DADOS DOS FLUIDOS PRODUZIDOS		
BSW	50	%
°API do óleo	45	-
Densidade relativa da água	1,07	-
Densidade relativa do gás	0,75	-
RGL	650	std.m ³ /m ³
PARÂMETROS DO RESERVATÓRIO		
Pressão estática @ 1200 m	52,8	kgf/cm ² man.
Pressão de fluxo @ 1200 m	35,0	kgf/cm ² man.
Vazão bruta correspondente	15	m ³ /d
PARÂMETROS DO PISTÃO		
Massa	3,6	kg
Comprimento	0,45	m
Velocidade média de queda no gás	2000	pés/min
Velocidade média de queda no líquido	172	pés/min

Tabela 5.1 - Características do poço exemplo.

Para abertura da linha de produção com uma pressão no anular de 350 psig, e com a permanência da linha aberta durante 200 s após a chegada do pistão à superfície, o modelo fornece, após a simulação de 4 ciclos, os resultados mostrados na Tab. 5.2.

RESULTADOS APÓS SIMULAÇÃO DE 4 CICLOS		
Duração do ciclo	860	s
Instante de chegada da golfada à superfície	247	s
Instante de chegada do pistão à superfície	263	s
Velocidade média de subida do pistão	900	pés/min
Instante do início da produção no separador	378	s
Instante fechamento da linha de produção	462	s
Duração do <i>build-up</i>	398	s
Duração da queda do pistão	227	s
Comprimento da golfada na coluna	104	m
Vazão bruta diária	21,0	m^3/d

Tabela 5.2 - Resultados do modelo para o poço exemplo, com pressão no anular de abertura da linha de 350 psig e 200 s de *afterflow*.

A Fig. 5.1 mostra o comportamento ao longo do tempo, para um ciclo, das variáveis: pressão no anular na superfície, pressão na coluna de produção na superfície, posição da frente da golfada (com referencial zero na superfície, cotas positivas em direção ao separador, e cotas negativas em direção ao fundo do poço), velocidade da golfada e vazão do reservatório. Os seguintes comentários sobre a Fig. 5.1 são pertinentes:

- A pressão no anular e a vazão do reservatório têm um comportamento simétrico, como era de se esperar.
- Com a abertura da linha de produção, a golfada acelera-se rapidamente até atingir uma velocidade máxima, a pressão do anular diminui, e a pressão na coluna de produção cai instantaneamente e fica praticamente igual à pressão do separador.
- Conforme a golfada se eleva, sua velocidade diminui continuamente, e a pressão no anular diminui com taxas cada vez menores até ficar praticamente constante. Esta estabilização da pressão no anular não era esperada, e tem a seguinte explicação física: o aumento da massa de gás (devido à produção do reservatório) no volume de

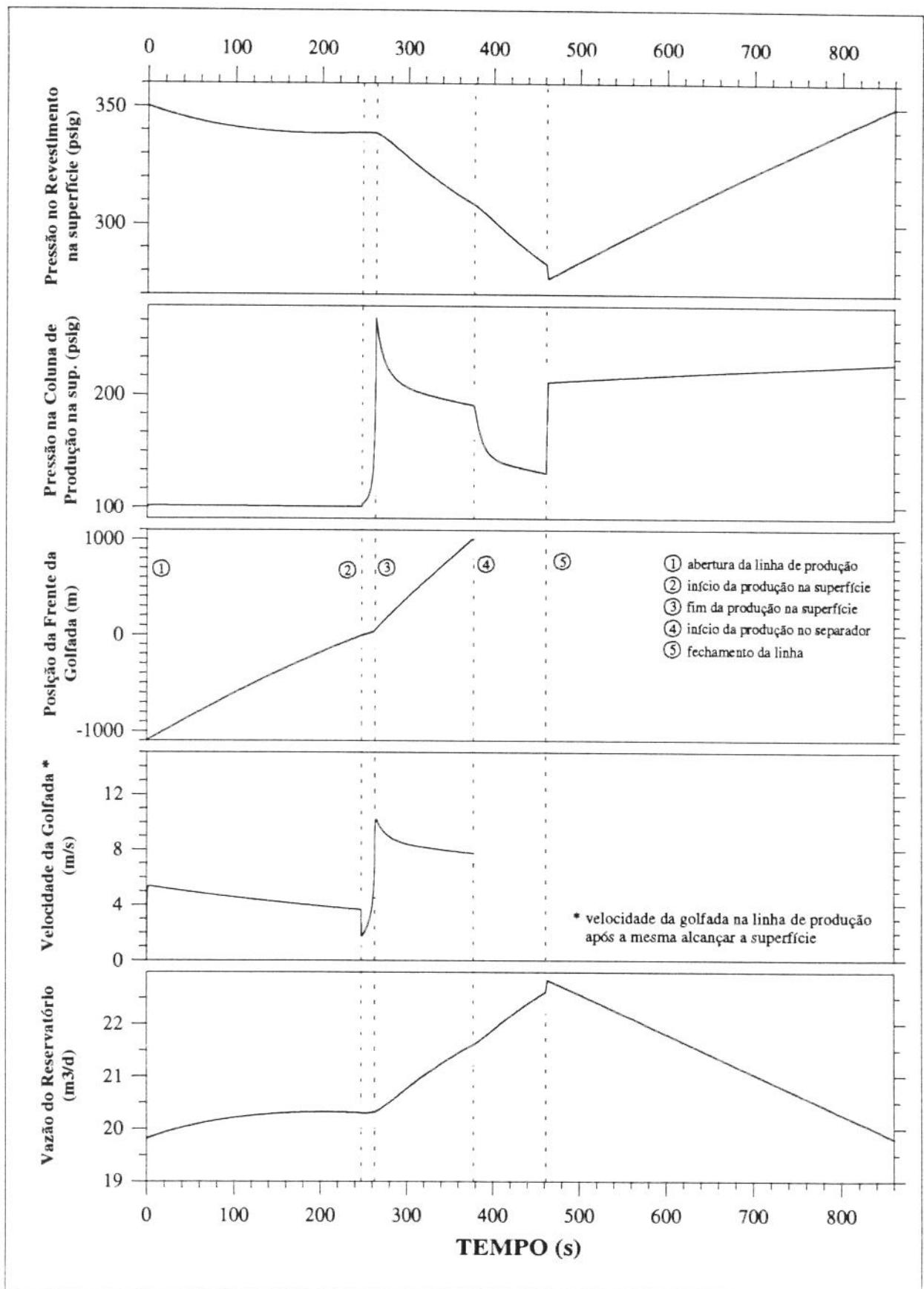


Figura 5.1 - Comportamento de diversas variáveis ao longo de um ciclo completo de produção do poço exemplo, para pressão no anular na superfície de abertura da linha de 350 psig e duração do *afterflow* de 200 s.

controle constituído pelo anular e pelo trecho da coluna de produção abaixo do pistão, em associação com a expansão do volume ocupado pelo gás (devido à subida do pistão), resultou numa pressão praticamente constante. Ou, matematicamente, a derivada no tempo da equação de estado do gás no volume de controle acima referido, assumindo fator de compressibilidade e temperatura constantes, é:

$$P \cdot \frac{dV}{dt} + V \cdot \frac{dP}{dt} = \frac{Z \cdot R \cdot T}{PM} \cdot \frac{dm}{dt} \quad (5.1)$$

Enquanto a primeira parcela da equação (relacionada com a aceleração da golfada) for maior que o lado direito do sinal de igualdade (relacionado com a vazão de gás do reservatório), então a segunda parcela deve ser necessariamente negativa, ou seja, a pressão no anular diminui com o tempo. Se ao invés disso ela for menor, então a pressão no anular aumenta. Se houver equilíbrio, então a pressão no anular não se altera.

- Quando a golfada alcança a superfície, novamente sua velocidade aumenta até ser toda produzida (a queda abrupta da velocidade da golfada é apenas aparente, devido ao gráfico passar a mostrar a velocidade da golfada na linha de produção, cuja área interna é 2,1 vezes maior que a área interna da coluna de produção), a pressão no anular fica praticamente constante (pelo mesmo motivo já discutido) e a pressão na cabeça aumenta rapidamente devido às perdas do escoamento de líquido na linha de produção.
- Quando o pistão alcança a superfície, a velocidade da golfada, a pressão no anular e na coluna de produção diminuem continuamente, até a golfada alcançar o separador.
- A partir de então a despressurização do sistema continua, mas a taxas maiores devido a não ter-se mais a resistência do líquido ao escoamento.
- Com o fechamento da linha de produção, ocorre um aumento abrupto da pressão na coluna de produção, correspondendo a uma queda de pressão no anular. Isso se deve ao gás que passa instantaneamente do anular para a coluna de produção, para que as pressões no anular e no tubo na extremidade da coluna fiquem iguais (o modelo não considera na etapa de *build-up* perdas de carga devido a atrito e aceleração). Em seguida a pressão no anular e na coluna de produção aumentam continuamente, até a linha de produção se abrir, dando início a um novo ciclo.

5.2 - SENSIBILIDADE DA VAZÃO AO TEMPO DE *AFTERFLOW* E PRESSÃO DE ABERTURA

A Fig. 5.2 fornece a vazão do mesmo poço exemplo em função da pressão no anular de abertura da linha e do tempo de duração do *afterflow*. A figura mostra uma "janela" de operação, cujos limites superior e inferior foram denominados respectivamente de "Q.Máx." e "Líq.Tbg.".

O limite superior refere-se à condição na qual a linha de produção é aberta assim que o pistão alcança o batente na extremidade da coluna. A operação em qualquer ponto acima desse limite implica em abrir-se a linha de produção antes do pistão ter alcançado o fundo do poço, o que contraria uma premissa do modelo.

O limite inferior refere-se à condição na qual o líquido ainda acumula-se apenas na coluna de produção durante o *build-up*. A operação em qualquer ponto abaixo desse limite implica em ter-se acúmulo de líquido também no anular, o que contraria uma premissa do modelo.

Embora o poço possa produzir fora desses limites, é de se esperar que sua eficiência ficaria comprometida, resultando em menor produção, devido ao *fallback* do líquido situado abaixo do pistão no instante da abertura da linha de produção.

A linha denominada de " V_∞ " refere-se a uma situação essencialmente teórica, na qual a velocidade de queda do pistão é infinita, de modo que a linha de produção é aberta imediatamente após ter sido fechada, com duração do *build-up* igual a zero.

Na Fig. 5.2 observa-se também que:

- Para um mesmo tempo de *afterflow*, quanto menor a pressão no anular de abertura da linha maior a vazão. Esse resultado era esperado, devido à menor contrapressão no reservatório.
- Para uma mesma pressão de abertura da linha, existe um tempo ótimo de *afterflow*, no qual a vazão é máxima. A explicação para esse comportamento não é evidente, e vamos recorrer à Fig. 5.3, que mostra o comportamento da pressão no anular na superfície e a velocidade da golfada ao longo de um ciclo completo de produção, para pressão no anular de abertura da linha fixa em 350 psig e diversos tempos de *afterflow*. Aumentando-se, a partir de zero, a duração do *afterflow*, a

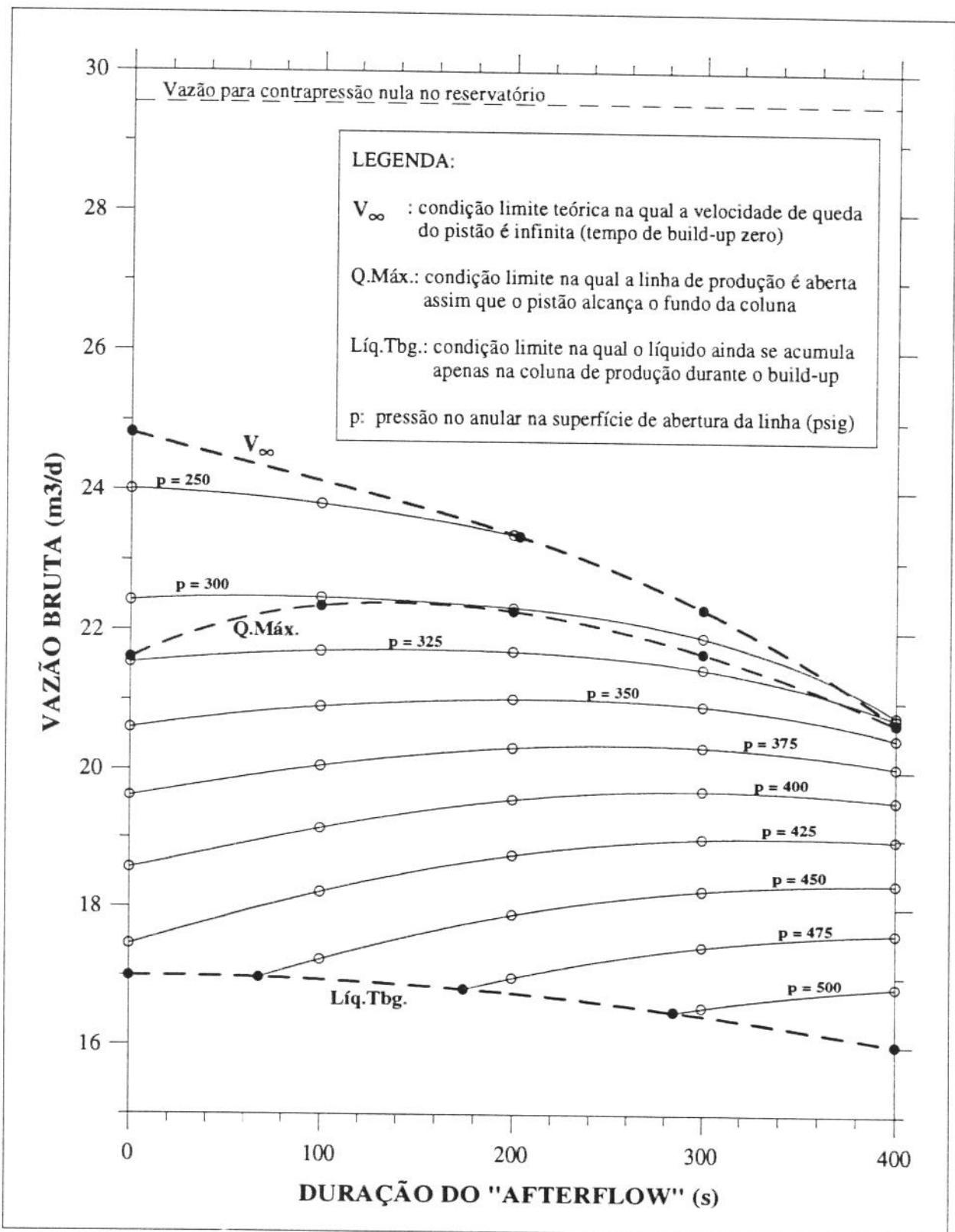


Figura 5.2 - Vazão do poço exemplo em função da pressão no anular de abertura da linha de produção e da duração do *afterflow*.

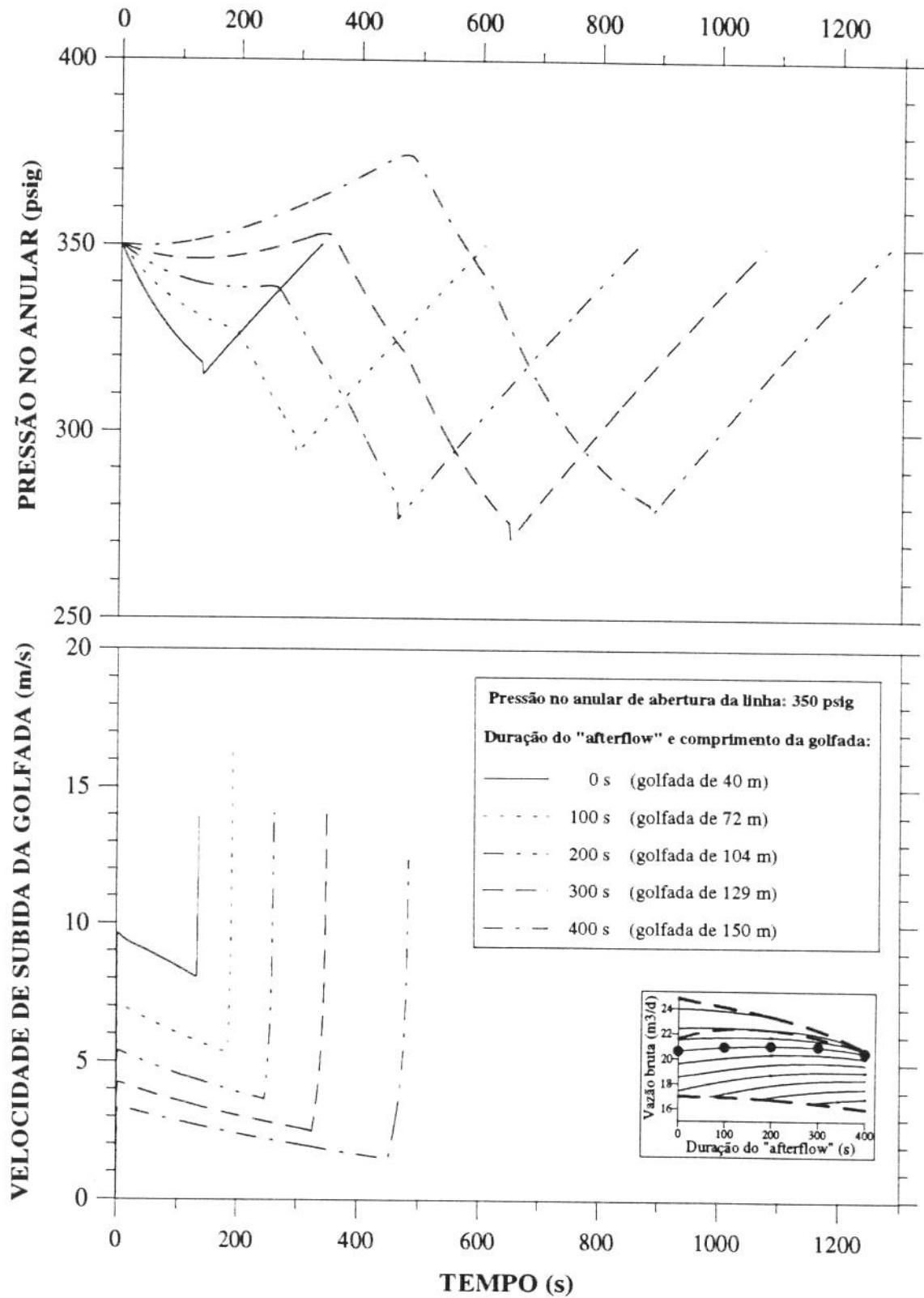


Figura 5.3 - Pressão no anular na superfície ao longo de um ciclo completo e velocidade da golfada durante sua subida, para o poço exemplo com pressão no anular na superfície de abertura da linha de 350 psig e diversos tempos de *afterflow*.

despressurização do anular que ocorre durante o *afterflow* reduz cada vez mais a contrapressão média no reservatório, resultando numa vazão cada vez maior. Porém, a partir de um determinado tempo (ótimo) de *afterflow*, a contrapressão média no reservatório passa a aumentar, e a vazão é cada vez menor. A contrapressão média no reservatório passa a aumentar porque conforme o tempo de *afterflow* vai aumentando, os ciclos vão se tornando cada vez mais longos, devido tanto ao maior tempo de *afterflow* como ao maior tempo gasto para recuperar a pressão no anular; a ciclos mais longos correspondem golfadas de maior comprimento, e, consequentemente, têm-se menores velocidades de subida do pistão; a pressão no anular em algum momento passa a ser maior que a pressão de abertura da linha, devido à pequena velocidade da golfada em relação à vazão mássica de gás que entra no poço, e não há uma compensação dessa maior pressão por uma menor pressão mínima, de modo que a contrapressão média no reservatório acaba sendo cada vez maior, e a vazão cada vez menor.

- A menores pressões no anular de abertura da linha não correspondem necessariamente maiores vazões, se não forem associadas a um tempo de *afterflow* adequado. Por exemplo, a produção com pressão no anular de abertura da linha de 425 psig e tempo de *afterflow* de 0 s é menor do que respectivamente com 450 psig e 400 s. A explicação desse comportamento é que a despressurização do anular que ocorre no *afterflow* pode resultar numa contrapressão média no reservatório menor do que aquela com menor pressão de abertura e menor tempo de *afterflow*.
- A Fig. 5.2 mostra que para o poço exemplo não há uma região na qual a operação não é possível devido à golfada atingir uma velocidade nula antes de ser produzida. A explicação para isso pode ser dada pela Eq. 5.1: conforme a velocidade da golfada diminui, o aumento da pressão devido à massa de gás que entra no poço é suficiente para vencer as resistências ao deslocamento dos fluidos. Entretanto, não podemos afirmar que não haja tal região para outros poços, principalmente naqueles de menor RGL. Quando houver tal região, o modelo é capaz de identificá-la.

5.3 - DETERMINAÇÃO DA RGL MÍNIMA PARA TER-SE ACÚMULO DE LÍQUIDO APENAS NA COLUNA DE PRODUÇÃO

A Fig. 5.4 compara, para um poço cujas características são dadas na própria figura, o valor previsto pela Eq. 3.7 para a RGL mínima para ter-se o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o *build-up*, com o valor previsto pelo

modelo. A figura mostra que a Eq. 3.7 subestima a RGL, e que a diferença entre a equação e o modelo é tanto maior quanto mais raso for o poço. O principal motivo desse comportamento é que a Eq. 3.7 não considera a compressão do gás na coluna devido ao aumento do nível de líquido, e o efeito dessa compressão é tanto maior quanto mais raso for o poço.

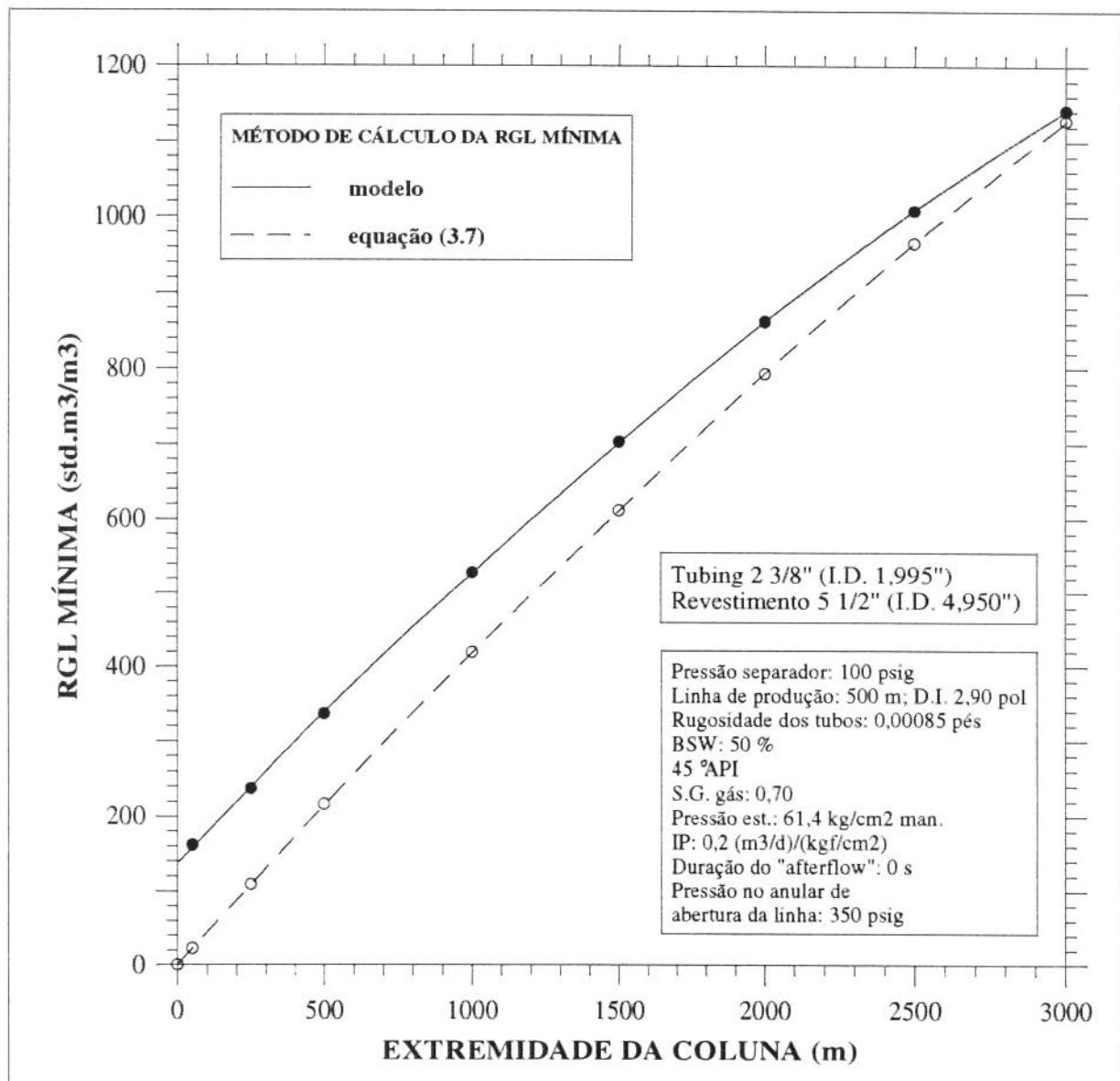


Figura 5.4 - Comparação da RGL mínima para ter-se acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o *build-up*, calculada pelo modelo e pela equação (3.7).

CAPÍTULO VI

VALIDAÇÃO DO MODELO

Infelizmente tivemos acesso aos dados de apenas um poço, que são os constantes na Tab. 6.1 e Tab. 6.2. Nesse poço registrou-se na superfície a pressão na coluna de produção e no anular, com registrador tipo Amerada com relógio de 6 horas.

Os resultados obtidos com o poço disponível são animadores. A Tab. 6.2 e a Fig. 6.1 comparam os resultados do modelo com os do poço.

PARÂMETROS GEOMÉTRICOS		
Comprimento da linha de produção	450	m
Diâmetro interno da linha de produção	2,900	pol
Diâmetro interno da coluna de produção	1,995	pol
Diâmetro externo da coluna de produção	2,375	pol
Comprimento da coluna de produção	1176	m
Batente do pistão	1165	m
Diâmetro interno do revestimento	4,950	pol
Intervalo canhoneado	1134 - 1170	m
Rugosidade dos tubos	0,00085*	pés
PRESSÃO DO SEPARADOR	70	psig
DADOS DOS FLUIDOS PRODUZIDOS		
BSW	0	%
°API do óleo	45*	-
Densidade relativa da água	1,07*	-
Densidade relativa do gás	0,75*	-
RGL	949	std.m ³ /m ³
PARÂMETROS DO RESERVATÓRIO		
Pressão estática @ 1117 m	61,4	kgf/cm ² man.
Pressão de fluxo @ 1152 m	26,0	kgf/cm ² man.
Vazão bruta correspondente	7,4	m ³ /d
PARÂMETROS DO PISTÃO		
Massa	3,6	kg
Comprimento	0,45	m
PARÂMETROS DE CONTROLE		
Pressão no anular de abertura da linha	366	psig
Duração do <i>afterflow</i>	54	s

* valores estimados

Tabela 6.1 - Dados do poço usado para a validação do modelo.

ITEM	POÇO	MODELO
Vazão bruta (m ³ /d)	7,4	7,5
Duração do ciclo (s)	907	1165
Instante de chegada da golfada à superfície (s)	128	116
Instante de chegada do pistão à superfície (s)	171*	120
Velocidade média de subida do pistão (pés/min)	1.341*	1937
Instante fechamento da linha de produção (s)	225	173
Duração do <i>build-up</i> (s)	682	992
Pressão mínima no anular na superfície (psig)	303	276
Pressão máx. na col. de produção na sup. (psig)	342	316
Pressão mín. na col. de produção na sup. (psig)	103	71

* tempo estimado (pelo comportamento da pressão na coluna de produção na superfície)

Tabela 6.2 - Comparação do modelo com o poço real.

A comparação dos resultados mostra que o modelo previu muito bem a vazão do poço. A pressão na coluna de produção e no anular na superfície ao longo de um ciclo apresentaram uma razoável concordância.

Durante a subida do pistão, o poço apresenta, em comparação com o modelo, uma menor despressurização do anular, uma maior perda de carga na linha de produção, e uma velocidade média de subida do pistão um pouco menor. Uma possível explicação para esse comportamento é que o modelo subestima as resistências ao escoamento, pois não considera o escoamento multifásico acima do pistão devido ao gás que passa pelo mesmo, e não considera o escoamento horizontal multifásico devido ao líquido presente na linha de produção no instante de sua abertura.

Após o pistão alcançar a superfície, o poço ainda apresenta, em relação ao modelo, uma menor despressurização do anular, e a perda de carga na linha de produção diminui de modo mais gradual. Uma possível explicação para esse comportamento é que o modelo não considera o escoamento horizontal multifásico.

Quando a linha de produção é fechada, o aumento da pressão na coluna de produção na superfície não ocorre instantaneamente como previsto pelo modelo. Uma possível explicação para este comportamento é que o modelo não considera a restrição do pistão ao escoamento de gás.

Note que o melhor desempenho do modelo para a vazão do poço, em relação às previsões de outros parâmetros, deve-se à baixa produtividade do reservatório (a diferença de vazão é proporcionalmente menor do que a diferença na contrapressão média no reservatório).

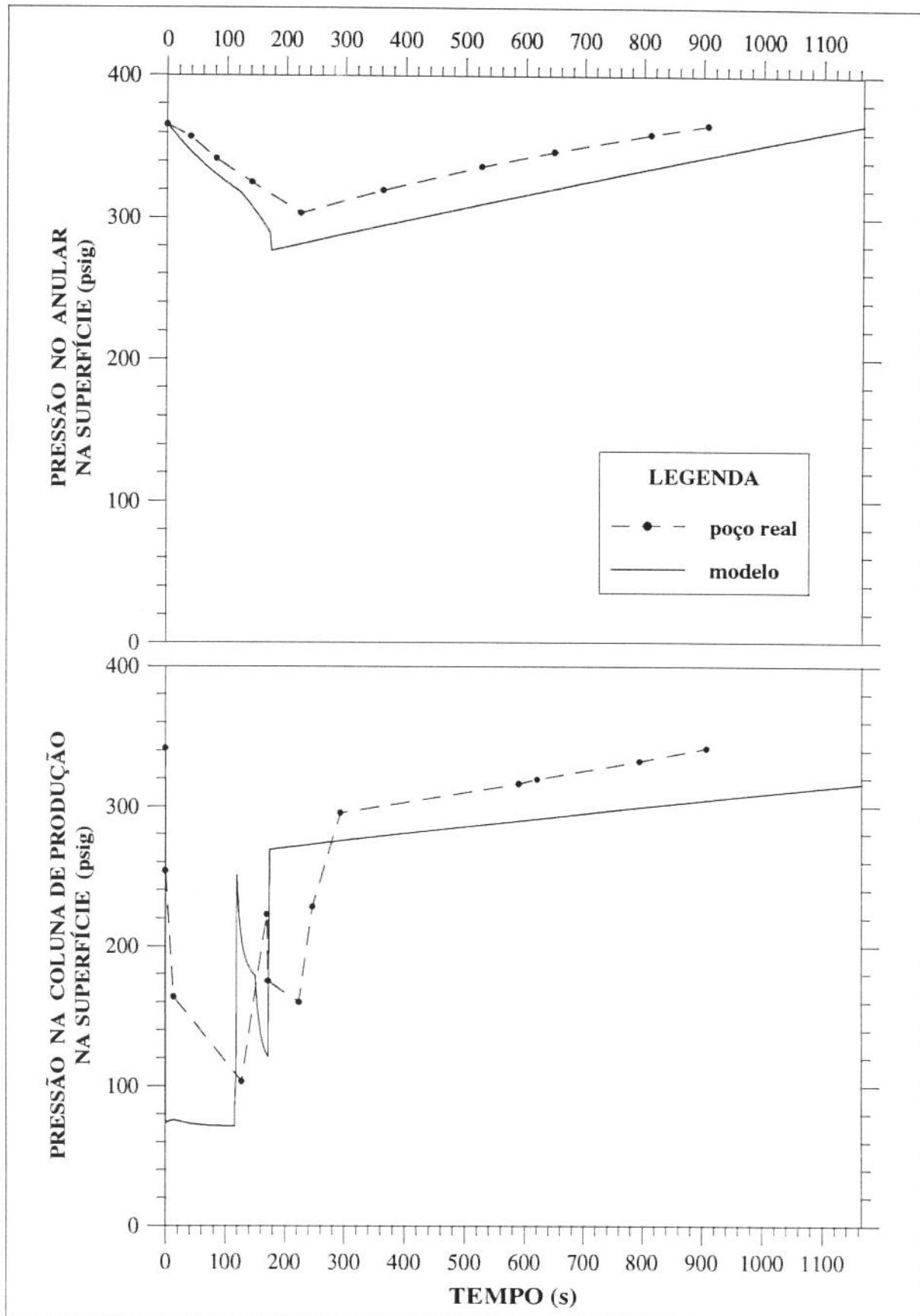


Figura 6.1 - Comparaçāo das pressões na coluna de produção e no anular na superfície do poço real com os valores previstos pelo modelo.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Foi desenvolvido um modelo hidrodinâmico para o processo cíclico de uma instalação convencional de *plunger lift*.

O modelo incorpora todos componentes importantes do sistema, entre os quais o reservatório (através de uma IPR) e o controle que permite a permanência da linha de produção aberta por um certo tempo após a chegada do pistão à superfície.

Foi observado experimentalmente o escoamento dos fluidos através do pistão durante sua subida, e o acúmulo de líquido no fundo do poço durante o *build-up*.

Para o modelo, admite-se o pistão como perfeitamente selante (não há passagem de gás ou líquido pelo pistão) e que todo o líquido acumula-se no fundo da coluna de produção durante o *build-up*.

As previsões do modelo foram verificadas contra medições feitas em um poço real, com bons resultados.

Através deste estudo, chegamos às seguintes conclusões e recomendações.

CONCLUSÕES

1 - É indesejável ter-se um pistão perfeitamente selante durante o *build-up*, pois isto impede a passagem de líquido e gás pelo pistão, resultando numa perda de eficiência do método devido à uma menor quantidade de líquido acima do mesmo.

2 - O escoamento de fluidos através do pistão ainda não está bem definido. Provavelmente, enquanto houver apenas uma fase (líquido ou gás) ao redor do pistão, esta fase ultrapassa o mesmo, arrastando-o consigo se tiver velocidade competente

para tal. Na situação mais complexa em que o gás está abaixo do pistão e o líquido acima, o gás passa pelo pistão, arrastando-o se tiver velocidade competente. É polêmico na literatura se ocorre ou não *fallback*. Se ocorre, então uma possibilidade é que se tenha, ao redor do pistão, regiões com gás com velocidade maior que a do pistão, e regiões com líquido com velocidade menor que a do pistão.

3 - Para haver o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção durante o *build-up*, é preciso que: (a) o poço tenha uma RGL mínima, que depende dos parâmetros dos fluidos, da pressão de operação no anular, da profundidade do poço, e da relação entre as áreas do anular e da coluna de produção. Este valor, em muitos casos, é maior que o da regra prática de Beauregard e Ferguson^{6,13} ($214 \text{ std.m}^3/\text{m}^3/1000 \text{ m}$ de elevação), bem como aquele previsto pelo modelo de Foss e Gaul¹⁵. (b) O gás do reservatório que penetra na coluna de produção não seja excessivo. Essa condição é mais facilmente obtida se o gás do reservatório for fisicamente direcionado para o anular.

4 - Para uma dada pressão no anular de abertura da linha, há um tempo ótimo de *afterflow*, e para um dado tempo de *afterflow*, quanto menor a pressão de abertura da linha maior a produção. Há, no entanto, uma pressão mínima para operação do poço, relacionada com: (a) tempo de duração do *build-up* suficiente para permitir que o pistão alcance a extemidade da coluna antes da abertura da linha; ou (b) velocidade nula do pistão antes dele alcançar a superfície.

5 - O modelo desenvolvido pode ser usado na análise da sensibilidade da produção de um poço aos parâmetros de controle (pressão no anular de abertura da linha e tempo de *afterflow*), permitindo assim tanto o projeto ótimo de novas instalações como a otimização das já existentes.

6 - Entre as simplificações adotadas no desenvolvimento do modelo, aparentemente a não consideração do escoamento multifásico na linha de produção foi a que mais afetou negativamente a qualidade dos resultados.

RECOMENDAÇÕES

1 - Realizar mais experimentos para quantificar o *fallback* de líquido e a passagem de gás pelo pistão. Nesses experimentos, deve-se eliminar a presença de líquido abaixo do

pistão no instante da abertura da linha, as colunas devem ter o maior comprimento possível, e as perdas de carga na cabeça devem ser minimizadas.

2 - Verificar no dimensionamento de novas instalações e na otimização das já existentes, se a RGL do poço é suficiente para que haja o acúmulo de líquido apenas na coluna de produção.

3 - Equipar os poços com âncora natural ou separador estático de gás.

4 - Utilizar preferencialmente o modelo no dimensionamento de novos poços ou na otimização de instalações já existentes.

5 - Coletar dados de boa qualidade de uma maior quantidade de poços, para melhor avaliar o modelo e identificar os pontos que deveriam ser melhorados para o seu aprimoramento.

NOMENCLATURA

SÍMBOLO	QUANTIDADE	UNIDADE
$^{\circ}$ API	densidade do óleo em grau API	-
A	área interna de tubo ou do anular entre tubos	m^2
BSW	porcentagem de água no líquido produzido	%
D	diâmetro interno de tubo	m
FW	fração de água no líquido produzido = BSW/100	-
f	fator de atrito de Darcy-Weisbach	-
g	aceleração da gravidade	m/s^2
H	cota ou posição	m
L	distância ou comprimento	m
m	massa	kg
P	pressão	Pa
PM	massa molar do gás ou massa de 1 mol do gás	kg/mol
Q	vazão volumétrica	m^3/s
R	constante universal dos gases	N.m/(mol.K)
Re	número de Reynolds	-
RGL	razão gás-líquido	m^3 std / m^3
SG	densidade relativa	-
T	temperatura	K
t	tempo	s
v	velocidade	m/s
Z	fator de compressibilidade do gás	-

LETRAS GREGAS

ΔP	diferença de pressão	Pa
Δt	incremento de tempo	s
ϵ	rugosidade absoluta da tubulação	m
ρ	massa específica	kg/m^3
μ	viscosidade dinâmica	Pa.s

SUBSCRITOS

SÍMBOLO	DESCRIÇÃO
B	base ou montante
bup	líquido na extremidade da coluna de produção
cauda	extremidade da coluna de produção
e	estática
g	gás
gcs _g	gás no anular
gdw _n	gás na coluna de produção abaixo do pistão
gup	gás na coluna de produção acima da golfada de líquido
ℓ	líquido
max	máximo
plg	pistão
prod	linha de produção
q	queda
res	reservatório
sep	separador
slg	golfada de líquido
slgp	golfada de líquido na linha de produção
slgt	golfada de líquido na coluna de produção
sup	superfície
T	topo ou jusante
tbg	coluna de produção
tcsg	anular coluna de produção-revestimento
1	instante 1
2	instante 2

SOBRESCRITOS

SÍMBOLO	DESCRIÇÃO
std	condição padrão de temperatura e pressão
—	média espacial
.	derivada no tempo

REFERÊNCIAS

- [1] Abercrombie, B.: *"Plunger Lift"*, Technology of Artificial Lift Methods, Vol. 2b, pp.483-518, por K. E. Brown, 1980
- [2] Avery, D. J. e Evans, R. D.: *"Design Optimization of Plunger Lift Systems"*, Tech. Paper SPE 17585, 1988
- [3] Barry, T.: *"Plunger Lift Application in Deep Oil Wells"*, The Australian Petroleum Exploration Association Journal, 1988, pp. 47-53
- [4] Beauregard, E. e Ferguson, P. L.: *"Introduction to Plunger Lift: Applications, Advantages and Limitations"*, apresentado no Southwestern Petroleum Short Course, abril 1981, Texas Tech. University, Lubbock, Texas
- [5] Beauregard, E. M. e Ferguson, P. L.: *"How Plunger Lift Affects Production"*, Petroleum Engineer International, julho 1981, pp.143-158
- [6] Beauregard E. e Ferguson, P. L.: *"Will Plunger Lift Work in My Well?"*, apresentado no Southwestern Petroleum Short Course, abril 1983, Texas Tech. University, Lubbock, Texas
- [7] Beauregard E. e Morrow, S.: *"New and Unusual Applications for Plunger Lift System"*, Tech. Paper SPE 18868, 1989
- [8] Beeson, C. M.; Knox, D. G. e Stoddard, J. H.: *"Short-Cut Design Calculations and Field Applications of the Plunger Lift Method of Oil Production"*, The Petroleum Engineer, junho a outubro de 1958
- [9] Beeson, C. M.; Knox, D. G. e Stoddard, J. H.: *"Free Piston Lift"*, Surface Operations in Petroleum Production, University of Southern California, cap. VIII, por C.M. Beeson e G. V. Chilingar, 1959
- [10] Chacin, J.: *"Modeling and Optimization of Intermittent Gas-Plunger Lift Installations"*, A report on work performed during the Author's stay at TUALP as Visiting Scholar, 1990, The University of Tulsa, Artificial Lift Projects
- [11] Chacin, J.; Schmidt, Z. e Doty, D.: *"Modeling and Optimization of Plunger Lift Assisted Intermittent Gas Lift Installations"*, Tech. Paper SPE 23683, 1992
- [12] Crow, R. W.: *"Electronic Controller for the Optimization of Plunger-Lift Wells"*, Tech. Paper SPE 21290, 1990

- [13] Ferguson, P. L. e Beauregard, E.: *"How to Tell if Plunger Lift Will Work in Your Well"*, World Oil, agosto 1985, pp. 33-36
- [14] Ferguson, P. L. e Beauregard, E.: *"Extending Economic Limits and Reducing Lifting Costs; Plungers Prove to be Long Term Solutions"*, apresentado no Southwestern Petroleum Short Course, 1988, Texas Tech. University, Lubbock, Texas
- [15] Foss, D. L. e Gaul, R. B.: *"Plunger-lift Performance Criteria with Operating Experience - Ventura Avenue Field"*, API Drilling and Production Practice, 124-140, 1965
- [16] Hacksma, J. D.: *"Users' Guide to Predicting Plunger Lift Performance"*, apresentado no Southwestern Petroleum Short Course, maio 1972, Texas Tech. University, Lubbock, Texas
- [17] Lea, J. F.: *"Dynamic Analysis of Plunger Lift Operations"*, Journal of Petroleum Technology, novembro 1982, pp. 2617-2629
- [18] Lea, J. F. e Mower, L. N.: *"Defining the Characteristics and Performance of Gas Lift Plungers"*, apresentado no Southwestern Petroleum Short Course, abril 1983, Texas Tech. University, Lubbock, Texas
- [19] Lebeaux, J. M. e Sudduth, L. F.: *"Theoretical and Practical Aspects of Free Piston Operation"*, Journal of Petroleum Technology, setembro 1955, pp. 33-37
- [20] Machado, R. T. H.: *"Modelagem e Simulação Numérica do Mecanismo de Gas Lift Intermitente"*, Tese de Mestrado, Universidade Federal de Ouro Preto, 1988
- [21] Marcano, L e Chacin, J.: *"Mechanistic Design of Conventional Plunger Lift Installations"*, Tech. Paper SPE 23682, 1992
- [22] Marcano, L.; Caicedo, S.; Hernandez, A.; Chacin, J.: *"Pruebas Experimentales para Levantamiento Artificial por Gas Intermitente con Piston Metalico a Nivel de Planta Piloto"*, Informe Trimestral al CODICID, abril 1993. Não publicado.
- [23] McMurry, E. D.: *"Use of the Automatic Free Piston in Oil Well Production Problems"*, Trans. AIME (1953) 198, pp. 165-170
- [24] Morrow Jr., S. J. e Rogers Jr., J. R.: *"Increasing Production Using Microprocessors and Tracking Plunger-Lift Velocity"*, Tech. Paper SPE 24296, 1992

- [25] Mower, L.N.; Lea, J. F.; Beauregard, E. e Ferguson, P. L.: *"Defining the Characteristics and Performance of Gas Lift Plungers"*, Tech. Paper SPE 14344, 1985
- [26] Rosina, L.: *"A Study of Plunger Lift Dynamics"*, Tese de Mestrado, The University of Tulsa, 1983
- [27] Troyer, J. e McCormick, L.: *"Plunger Lift Techniques Enable Sour Gas Production From Liquid-Impaired East Crossfield Wells"*, The Journal of Canadian Petroleum Technology, março-abril 1988, 27, no. 2, pp. 72-80
- [28] White, G. W.: *"Combining the Technologies of Plunger Lift and Intermittent Gas Lift"*, apresentado no Annual American Institute Pacific Coast Joint Chapter Meeting Costa Mesa, California, 22 outubro 1981
- [29] White, G. W.: *"Combine Gas Lift, Plungers to Increase Production Rate"*, World Oil, novembro 1982, pp. 69-76
- [30] Zelic, M.: *"Calculation and Application of Plunger Lift"*, Tradução n°. 138.572 do CENPES ("Proracun i primjena klipnog lifta", Nafta 21, (8), pp. 369-81, agosto 1970)

ANEXO A

PRESSÃO DE UMA COLUNA ESTÁTICA DE GÁS

O diferencial de pressão dP devido à hidrostática num elemento de altura dh (Fig. A.1) é igual a:

$$dP = -\rho \cdot g \cdot dh \quad (A.1)$$

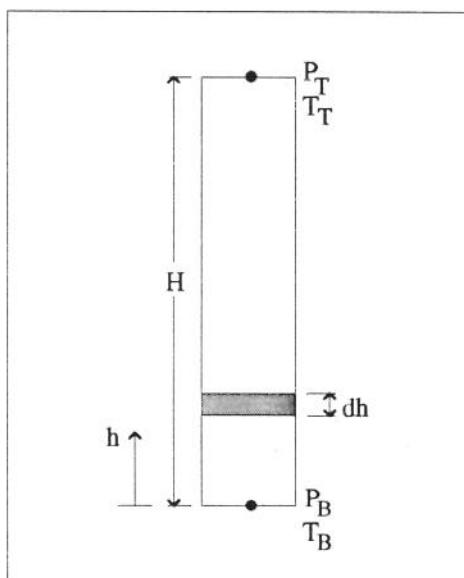


Figura A.1 - Esquema para o cálculo da pressão de uma coluna estática de gás.

Pela equação de estado, a massa específica do gás é igual a:

$$\rho = \frac{P \cdot PM}{Z \cdot R \cdot T} \quad (A.2)$$

e a Eq. A.1 torna-se:

$$\frac{dP}{P} = -\frac{PM \cdot g}{Z \cdot R \cdot T} \cdot dh \quad (A.3)$$

Considerando propriedades médias constantes e integrando:

$$\ln \frac{P_B}{P_T} = \frac{PM \cdot g \cdot H}{\bar{Z} \cdot R \cdot \bar{T}} \quad (A.4)$$

e, finalmente,

$$P_B = P_T \cdot e^{\left[\frac{PM \cdot g \cdot H}{\bar{Z} \cdot R \cdot \bar{T}} \right]} \quad (A.5)$$

onde:

$$\bar{Z} = f\left(\frac{\bar{P}}{P_{pc}}, \frac{\bar{T}}{T_{pc}} \right) \quad (A.6)$$

$$\bar{P} = \frac{P_T + P_B}{2} \quad (A.7)$$

$$\bar{T} = \frac{T_T + T_B}{2} \quad (A.8)$$

A solução da Eq. A.5 é numérica, e converge rapidamente pelo Método de Newton-Raphson, com estimativa inicial para a pressão na base da coluna feita supondo gás ideal ($Z=1$).

ANEXO B

PERDA DE PRESSÃO DO GÁS CONSIDERANDO A GRAVIDADE E O ATRITO

O diferencial de pressão dP devido à gravidade e atrito num elemento de tubo de comprimento dh e diâmetro D (Fig. B.1) é igual a:

$$dP = -\rho \cdot g \cdot dh \cdot \sin\theta - \frac{\rho \cdot f \cdot dh \cdot v \cdot |v|}{2 \cdot D} \quad (B.1)$$

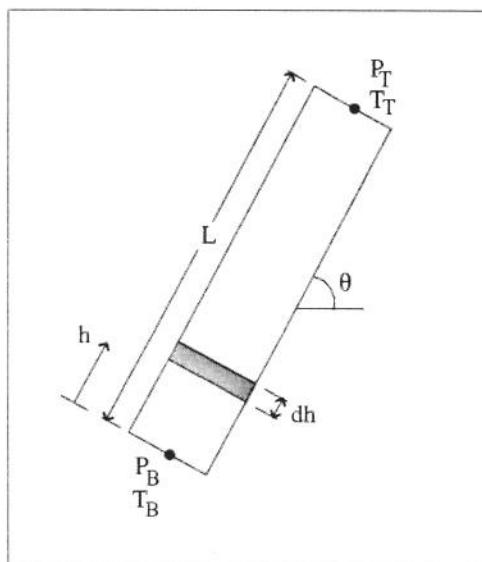


Figura B.1 - Esquema para o cálculo da perda de pressão do gás por gravidade e atrito num tubo.

Usando a Eq. A.2 para a massa específica, temos:

$$\frac{dP}{P} = -\frac{PM}{Z \cdot R \cdot T} \cdot \left(g \cdot \sin\theta + \frac{f \cdot v \cdot |v|}{2 \cdot D} \right) \cdot dh \quad (B.2)$$

Considerando propriedades médias constantes e integrando:

$$\ln \frac{P_B}{P_T} = \frac{PM \cdot L}{Z \cdot R \cdot T} \cdot \left(g \cdot \sin\theta + \frac{\bar{f} \cdot \bar{v} \cdot |\bar{v}|}{2 \cdot D} \right) \quad (B.3)$$

e, finalmente:

$$P_T = \frac{P_B}{e^{\left[\frac{PM \cdot L}{Z \cdot R \cdot \bar{T}} \left(g \cdot \operatorname{sen} \theta + \frac{\bar{f} \cdot \bar{v} \cdot |\bar{v}|}{2 \cdot D} \right) \right]}} \quad (B.4)$$

onde:

$$\bar{Z} = f\left(\frac{\bar{P}}{P_{pc}}, \frac{\bar{T}}{T_{pc}}\right) \quad (B.5)$$

$$\bar{P} = \frac{P_T + P_B}{2} \quad (B.6)$$

$$\bar{T} = \frac{T_T + T_B}{2} \quad (B.7)$$

$$\bar{f} = f\left(\bar{Re}, \frac{\epsilon}{D}\right) \quad (B.8)$$

$$\bar{Re} = \frac{\bar{\rho} \cdot |\bar{v}| \cdot D}{\bar{\mu}} \quad (B.9)$$

$$\bar{\rho} = \frac{\bar{P} \cdot PM}{Z \cdot R \cdot \bar{T}} \quad (B.10)$$

$$\bar{\mu} = f(\bar{T}, \bar{\rho}) \quad (B.11)$$

$$\bar{v} = v_B \cdot \frac{\rho_B}{\bar{\rho}} = v_B \cdot \frac{P_B \cdot \bar{Z} \cdot \bar{T}}{\bar{P} \cdot Z \cdot T} \quad (B.12)$$

$$Z_B = f\left(\frac{P_B}{P_{pc}}, \frac{T_B}{T_{pc}}\right) \quad (B.13)$$

O conjunto de Eq. B.4 a B.13 será representado de forma concisa como:

$$P_T = F1\{P_B, T_B, T_T, L, v_B, \theta\} \quad (B.14)$$

A solução da Eq. B.14 é numérica, e converge rapidamente pelo Método de Newton-Raphson, com estimativa inicial para a pressão a jusante feita supondo gás ideal ($Z=1$).

ANEXO C

CORRELAÇÕES EMPÍRICAS USADAS NO MODELO

C.1 - Abastecimento do poço pelo reservatório (IPR - *Inflow Performance Relationship*)

Considerada a correlação de Vogel, expressa por:

$$Q_{\text{fres}} = Q_{\text{max}} \cdot \left[1 - 0,2 \cdot \left(\frac{P_f}{P_e} \right) - 0,8 \cdot \left(\frac{P_f}{P_e} \right)^2 \right] \quad (\text{C.1})$$

C.2 - Fator de compressibilidade Z

Adotado o método de Dranchuk, Purvis e Robinson, *apud* Ikoku, C. U., "Natural Gas Production Engineering", John Wiley & Sons, 1984, pp. 46:

$$Z = 1 + \left(A_1 + \frac{A_2}{T_r} + \frac{A_3}{T_r^3} \right) \cdot \rho_r + \left(A_4 + \frac{A_5}{T_r} \right) \cdot \rho_r^2 + \frac{A_5 \cdot A_6 \cdot \rho_r^5}{T_r} + \frac{A_7 \cdot \rho_r^2}{T_r^3} \cdot [1 + A_8 \cdot \rho_r^2] \cdot e^{-A_8 \cdot \rho_r^2} \quad (\text{C.2})$$

onde:

$$\rho_r = \frac{0,27 \cdot P_r}{Z \cdot T_r} \quad (\text{C.3})$$

$$A_1 = 0,31506237 \quad (\text{C.4})$$

$$A_2 = -1,04670990 \quad (\text{C.5})$$

$$A_3 = -0,57832729 \quad (\text{C.6})$$

$$A_4 = 0,53530771 \quad (C.7)$$

$$A_5 = -0,61232032 \quad (C.8)$$

$$A_6 = -0,10488813 \quad (C.9)$$

$$A_7 = 0,68157001 \quad (C.10)$$

$$A_8 = 0,68446549 \quad (C.11)$$

C.3 - Fator de atrito de Darcy-Weisbach

Utilizada a rotina de Sommerfeld, J. T., "Equation for Fluid Friction Factor", Hydrocarbon Processing, julho 1967, Vol. 46, N°. 7, que para o regime turbulento é a solução por Newton-Raphson da equação de Colebrook:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \cdot \log_{10} \left(\frac{\epsilon}{3,7 \cdot D} + \frac{2,51}{Re \cdot \sqrt{f}} \right) \quad , \quad Re > 2100 \quad (C.12)$$

e para o regime laminar é

$$f = \frac{64}{Re} \quad , \quad Re \leq 2100 \quad (C.13)$$

C.4 - Viscosidade do óleo

Adotada viscosidade do óleo morto através da correlação de Beal, *apud* Standing, M. B., "Volumetric and Phase Behavior of Oil Field Hydrocarbon Systems", Society of Petroleum Engineers of AIME, 1977, pp. 125:

$$\mu_{oD} = \left(0,32 + \frac{1,8 \cdot 10^7}{^{\circ}API^{4,53}} \right) \cdot \left(\frac{360}{T + 200} \right)^a \quad (C.14)$$

onde:

$$a = 10^{\left(0,43 + \frac{8,33}{^{\circ}API} \right)} \quad (C.15)$$

μ_{oD} : em centipoise

T: em °F

C.5 - Viscosidade da água

Adotada a expressão que aproxima as curvas de Van Wingen, *apud* Brill, J. P. e Beggs, H. D., "Two-Phase Flow in Pipes", pp. 2.54:

$$\mu_w = e^{\left(1,003 - 1,479 \cdot 10^{-2} \cdot T + 1,982 \cdot 10^{-5} \cdot T^2\right)} \quad (C.16)$$

onde

μ_w : em centipoise

T: em °F

C.6 - Viscosidade da mistura óleo - água

A viscosidade da mistura óleo - água foi calculada ponderando-se as viscosidades do óleo morto e da água pela fração de água:

$$\mu_\ell = \mu_{oD} \cdot (1 - FW) + \mu_w \cdot FW \quad (C.17)$$

C.7 - Viscosidade do gás

Utilizada a correlação de Lee *et al.*, *apud* Brill, J. P. e Beggs, H. D., "Two-Phase Flow in Pipes", pp. 2.60:

$$\mu_g = K \cdot 10^{-4} \cdot e^{X \cdot \rho_g^y} \quad (C.18)$$

onde:

$$K = \frac{(9,4 + 0,02 \cdot PM) \cdot T^{1,5}}{209 + 19 \cdot PM + T} \quad (C.19)$$

$$X = 3,5 + \frac{986}{T} + 0,01 \cdot PM \quad (C.20)$$

$$y = 2,4 - 0,2 \cdot X \quad (C.21)$$

PM: em g/mol

T: em °R

ρ_g : em g/cm³

μ_g : em centipoise

C.8 - Perda de pressão localizada em conexões

A perda por atrito em conexões e válvulas de tubulação pode ser calculada para regime turbulento por (Perry, R. H. e Green, D., "Perry's Chemical Engineers' Handbook", McGraw-Hill, 6a. edição, pp. 5-37):

$$\Delta F = K \cdot \frac{v^2}{2 \cdot g_c} \quad (C.22)$$

onde:

ΔF : perda por atrito, em altura de fluido

K: fator característico da conexão ou válvula

v: velocidade média

g_c : constante dimensional

O valor de K foi tabelado em 0,75 para curva 90° de raio padrão, e 1,0 para escoamento não longitudinal em tê.

Em termos de pressão, a perda pode ser expressa como:

$$\Delta P = \rho \cdot g \cdot \Delta F = \frac{1}{2} \cdot K \cdot \rho \cdot v^2 \quad (C.23)$$

No modelo adotou-se $K = 1,0$.

C.9 - Gradiente geotérmico

Adotado gradiente geotérmico de $3,099 \text{ } ^\circ\text{C}/100 \text{ m}$, e temperatura na superfície de $27 \text{ } ^\circ\text{C}$.