

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

**Produção de Petróleo por Elevação a Gás  
Intermitente: Simulação e Análise dos  
Métodos Convencional e Invertido**

**Autor: Clodoaldo de Oliveira Carvalho Filho**

**Orientador: Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo**

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

**Produção de Petróleo por Elevação a Gás  
Intermitente: Simulação e Análise dos  
Métodos Convencional e Invertido**

**Autor: Clodoaldo de Oliveira Carvalho Filho**

**Orientador: Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo**

**Curso: Ciências e Engenharia do Petróleo**

Tese de doutorado apresentada à Subcomissão de Pós-Graduação Interdisciplinar de Ciências e Engenharia de Petróleo (FEM e IG), como requisito para a obtenção do título de Doutor em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2004

SP - Brasil

**UNICAMP**  
BIBLIOTECA CENTRAL  
SECÃO CIRCULANTE

UNIDADE BC  
 N.º CHAMADA:  
T/UNICAMP  
C253p  
 V. de  
 TOMBO BC/ 64688  
 PROC. 16-86-05  
 G  D   
 PREÇO 11,00  
 DATA 7/7/05  
 N.º CPD

Biblid 357755

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
 BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

C253p

Carvalho Filho, Clodoaldo de Oliveira

Produção de petróleo por elevação a gás intermitente:  
 simulação e análise dos métodos convencional e  
 invertido / Clodoaldo de Oliveira Carvalho Filho. --  
 Campinas, SP: [s.n.],2004.

Orientador: Sérgio Nascimento Bordalo.

Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de  
 Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e  
 Instituto de Geociências.

1. Poços de petróleo – Gas-Lift. 2. Petróleo. 3. Gás.  
 I. Bordalo, Sérgio Nascimento. II. Universidade  
 Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia  
 Mecânica. III. Instituto de Geociências. IV. Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

TESE DE DOUTORADO

**Produção de Petróleo por Elevação a Gás  
Intermitente: Simulação e Análise dos  
Métodos Convencional e Invertido**

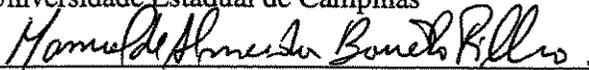
Autor: Clodoaldo de Oliveira Carvalho Filho  
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo

Banca Examinadora:

  
Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo, Presidente  
Universidade Estadual de Campinas

  
Prof. Dr. Paulo Roberto Ribeiro  
Universidade Estadual de Campinas

  
Prof. Dr. Antônio Carlos Bannwart  
Universidade Estadual de Campinas

  
Engº. Dr. Manuel de Almeida Barreto Filho  
Petrobrás

  
Prof. Dr. Sérgio Leal Braga  
Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Campinas, 9 de setembro de 2004

200514006

## **Dedicatória**

Dedico este trabalho à minha amada esposa Juliane, a meus diletos pais Clodoaldo (*in memoriam*) e Zélia e a toda a minha querida família do Ceará e de Santa Catarina.

## Agradecimentos

Os meus sinceros agradecimentos às instituições e às pessoas que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho:

À Universidade Federal do Ceará – UFC – e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES – pela oportunidade e o suporte financeiro;

Ao Dept<sup>o</sup>. de Eng<sup>a</sup>. Mecânica e de Produção da UFC pela confiança, compreensão e incentivo durante todo o período em que estive afastado;

Ao corpo de professores do Dept<sup>o</sup>. de Eng<sup>a</sup>. de Petróleo da Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP, em particular ao Prof. Dr. Celso K. Morooka, pela ótima acolhida, agradável convivência e apoio em todos os sentidos;

Ao Prof. Dr. Sérgio N. Bordalo pela amizade, orientação e constante incentivo, sempre presentes em nossas conversas; e nas muitas oportunidades de aprendizagem que me foram proporcionadas. Sua orientação serena e segura conduziu o desenvolvimento do trabalho até a terra firme;

A todos pesquisadores, funcionários e estagiários do DEP pela convivência e dedicação durante todo este tempo;

À bibliotecária Alice K. Obata pela presteza e paciência dispensadas nas inúmeras consultas realizadas ao valioso acervo da Biblioteca Setorial do DEP;

Aos colegas pós-graduandos pela amizade e os momentos de descontração que marcaram nossa convivência, sempre sadia e prazerosa;

E a todos os demais não citados aqui, mas igualmente detentores da minha eterna gratidão.

## Resumo

CARVALHO FILHO, Clodoaldo de Oliveira. *Produção de Petróleo por Elevação a Gás Intermitente: Simulação e Análise dos Métodos Convencional e Invertido*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 219 p. Tese (Doutorado)

A elevação a gás (*gas lift*) intermitente é empregada na indústria do petróleo para manter a produção viável nos reservatórios em depleção ou nos poços de baixa produtividade. O padrão cíclico do *gas lift* intermitente torna complexo o comportamento dinâmico do poço, dificultando o projeto e a operação deste sistema. Dentre as versões existentes, os métodos convencional (GLI) e invertido (GLI-I) – este último não abordado na literatura – são tomados como objetos de estudo. Evoluindo a partir dos modelos pré-existentes, nos quais os ciclos de *gas lift* são tratados como uma seqüência de etapas estanques, o comportamento do poço é modelado no presente trabalho, considerando a ocorrência de etapas simultâneas e acopladas ao longo dos ciclos. As interações no poço e suas conexões com o reservatório e a superfície, *e.g.*, escoamentos de líquido e gás, são representadas por um conjunto completo de equações algébricas e diferenciais ordinárias temporais não-lineares, válidas para todas as etapas do ciclo. A simulação dinâmica do sistema é efetuada com a solução numérica de subconjuntos de equações do modelo, estabelecidos interativamente a cada etapa, para cada intervalo de tempo. Os resultados de simulação do GLI foram comparados com medições experimentais realizadas por outros autores, apresentando boa concordância. A análise dos ciclos de GLI e GLI-I em diversas condições operacionais possibilitou delinear faixas com ciclos e produção estáveis. O ganho econômico da produção foi avaliado para ambos os métodos, determinando o melhor compromisso entre a ciclagem do poço e o seu desempenho operacional a cada ciclo. A modelagem e o algoritmo de simulação desenvolvidos podem ser estendidos às demais versões de *gas lift*, constituindo uma ferramenta única e de grande valor para os engenheiros envolvidos com estes sistemas.

### *Palavras Chave*

- Poços de petróleo – Gas-lift, Petróleo, Gás

## Abstract

CARVALHO FILHO, Clodoaldo de Oliveira. *Petroleum Production by Intermittent Gas Lift: Simulation and Analysis of Conventional and Inverted Methods*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 219 p. Tese (Doutorado)

The intermittent gas lift is used in the oil industry to keep up a viable production from depleting reservoirs or low productivity wells. The cyclical pattern of the intermittent gas lift causes the dynamic behavior of the well to become complex, making it difficult to design and operate of such systems. Amongst the existing versions, the conventional (IGL) and the inverted (I-IGL) methods – the last one not covered in literature – are taken as objects of study. Evolving from the preexisting models, in which the gas lift cycles are treated as a sequence of self-contained stages, the behavior of the well, in the present work, takes into account the occurrence of simultaneous and coupled stages throughout the cycles. The interactions of the well and its connections with the reservoir and the surface, e.g., liquid and gas flows, are represented by a complete set of non-linear algebraic and time dependent ordinary differential equations, valid for all the stages of the cycle. The dynamic simulation of the system is carried out with the numerical solution of the equation subsets of the model, interactively established for each stage, at each time step. The results of the simulations of the IGL were compared with experimental measurements carried through by other authors, presenting good agreement. The analysis of the IGL and I-IGL cycles under various operational conditions made it possible to delineate ranges of steady cycles and production. The production economic profit was evaluated for both versions, determining the best compromise between the well cycling and its operational performance at each cycle. The developed modeling and the simulation algorithm can be extended to other gas lift versions, constituting a unique tool of great value for the engineers involved with these systems.

### *key words*

- Oil wells – Gas-Lift, Petroleum, Gas

# Índice

<b>Lista de Figuras</b>	<b>xvii</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>xxi</b>
<b>Nomenclatura</b>	<b>xxiii</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
<b>2 Modelagem do <i>Gas Lift</i> Intermitente Convencional (GLI)</b>	<b>15</b>
<b>3 Modelagem do <i>Gas Lift</i> Intermitente Invertido (GLI-I)</b>	<b>39</b>
<b>4 Solução do Modelo Matemático</b>	<b>65</b>
<b>5 Simulação Computacional do <i>Gas Lift</i> Intermitente</b>	<b>73</b>
<b>6 Comportamento Dinâmico do Poço nos Ciclos de <i>Gas Lift</i> Intermitente</b>	<b>93</b>
<b>7 Produção Econômica com <i>Gas Lift</i> Intermitente</b>	<b>127</b>
<b>8 Conclusão e Recomendações</b>	<b>141</b>
<b>Referências Bibliográficas</b>	<b>151</b>
<b>Apêndices :</b>	
<b>A Densidade em um Ponto e Densidade Média em uma Coluna Hidrostática de Gás</b>	<b>155</b>

<b>B</b>	<b>Correlações Adotadas na Modelagem do <i>Gas Lift</i> intermitente</b>	<b>157</b>
<b>C</b>	<b>Arquivos de Configuração do Simulador</b>	<b>163</b>
<b>D</b>	<b>Estimativa do Tempo de Alimentação da Carga de Líquido na Coluna de Produção</b>	<b>171</b>
<b>E</b>	<b>Estimativa do Tempo de Injeção de Gás para Abertura da Válvula Operadora</b>	<b>173</b>
<b>F</b>	<b>Estimativa do Tempo de Elevação da Golfada de Líquido</b>	<b>179</b>
<b>G</b>	<b>Expressões Encontradas na Literatura para Cálculo dos Parâmetros Operacionais do GLI</b>	<b>185</b>
<b>H</b>	<b>Medições Experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973)</b>	<b>189</b>

## Lista de Figuras

1.1	Representação esquemática de uma instalação típica de GLI em um poço vertical. . . . .	5
1.2	Proporções da participação do <i>Gas Lift</i> (contínuo, intermitente e variantes) em campos maduros <i>onshore</i> e de produção <i>offshore</i> no Brasil: Reservatório – poços surgentes, Mecânico – energia mecânica externa, <i>Gas Lift</i> – energia proveniente do gás injetado. . . . .	7
1.3	Representação esquemática da instalação de GLI-I em um poço vertical. . . . .	12
2.1	Representação esquemática das etapas do ciclo de GLI: (a) injeção, (b) elevação, (c) produção, (d) descompressão e (e) alimentação. . . . .	17
2.2	Parâmetros geométricos do poço e do escoamento dos fluidos em diferentes etapas do ciclo de GLI: (a) injeção; (b) elevação. . . . .	18
2.3	Representação esquemática de uma válvula operadora de <i>Gas Lift</i> de fole carregado, sem mola e não compensada, nas posições: (a) fechada e (b) aberta. . . . .	33
3.1	Representação esquemática das etapas <sup>1</sup> do ciclo de GLI-I: (a) transferência; (b) elevação; (c) produção; (d) descompressão; (e) alimentação do espaço anular; (f) alimentação da coluna de produção. . . . .	41
3.2	Parâmetros geométricos do poço e do escoamento dos fluidos em diferentes etapas do ciclo de GLI-I: (a) transferência; (b) elevação. . . . .	42
3.3	Representação esquemática da instalação de GLI-IV em um poço vertical. . . . .	62
5.1	Fluxograma do algoritmo de simulação do modelo de GLI. . . . .	75
5.2	Informações fornecidas através do arquivo de configuração (arq.cfg). . . . .	77
5.3	Comparação entre os resultados numéricos de simulação e as medições experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973): (a) volume de gás injetado e (b) volume de líquido produzido na superfície. . . . .	87

5.4	Cinemática da golfada de líquido durante a sua elevação e produção: (a) velocidades da bolha de gás ( $v_b$ ), da golfada de líquido ( $v_s$ ) e de penetração ( $v_b - v_s$ ); (b) correlação entre as velocidades $v_s$ e $v_b$ . . . . .	88
6.1	Estabilização dos resultados de produção nos ciclos de GLI: (a) volumes de líquido alimentado pelo reservatório ( $V_{LRC}$ ) e produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) por ciclo com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ) e razão gás injetado-líquido produzido ( <i>RGIL</i> ). . . . .	95
6.2	Ciclos estabilizados de GLI: (a) etapas do ciclo; (b) pressões à jusante da válvula operadora ( $P_{t1}$ ), de fundo do poço em fluxo ( $P_{wf}$ ) e estática do reservatório ( $P_R$ ); (c) pressões à jusante da válvula motora ( $P_{c1}$ ) e na cabeça do poço ( $P_{wh}$ ). . . . .	98
6.3	Dinâmica da válvula operadora para ciclos estáveis de GLI: (a) pressões a montante $P_{c2}$ e a jusante da válvula operadora $P_{t1}$ com o tempo; (b) atuação da válvula operadora de acordo com as pressões $P_{c2}$ e $P_{t1}$ . . . . .	100
6.4	Dinâmica da válvula operadora para ciclos irregulares de GLI: (a) pressões a montante ( $P_{c2}$ ) e a jusante da válvula operadora ( $P_{t1}$ ) com o tempo; (b) atuação da válvula operadora de acordo com as pressões $P_{c2}$ e $P_{t1}$ . . . . .	101
6.5	Posição $z_{t2}$ do topo da carga de líquido com o tempo. . . . .	104
6.6	Sensibilidade do GLI ao diâmetro da coluna de produção ( $D_t$ ): (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de líquido produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) e a razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ) correspondente. . . . .	105
6.7	Sensibilidade do GLI à pressão de injeção de gás ( $P_{gi}$ ): (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de líquido produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) e a razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ) correspondente. . . . .	106
6.8	Mapa operacional do GLI no poço-base. . . . .	107
6.9	Resultados de simulação do GLI para o volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	108
6.10	Resultados de simulação do GLI para o comprimento da carga inicial de líquido ( $h_{li}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	109
6.11	Resultados de simulação do GLI para o <i>fallback</i> de líquido: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	110
6.12	Resultados de simulação do GLI para o volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	110
6.13	Resultados de simulação do GLI para a razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	111

6.14	Mapa operacional do GLI no poço-base para diferentes pressões de carga ( $P_{d@T_{gv}}$ ) no domo da válvula operadora. . . . .	112
6.15	Estabilização dos resultados de produção nos ciclos de GLI-I: (a) volumes de líquido alimentado pelo reservatório ( $V_{LRC}$ ) e produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) por ciclo com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ) e razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ). . . . .	115
6.16	Ciclos estabilizados de GLI-I : (a) etapas do ciclo; (b) pressões à jusante da válvula motora ( $P_{cl}$ ) e na cabeça do poço ( $P_{wh}$ ). . . . .	116
6.17	Posições do topo da carga de líquido no anular ( $z_{l2c}$ ) e na coluna ( $z_{l2t}$ ) com o tempo. . . . .	117
6.18	Sensibilidade do GLI-I ao diâmetro da coluna ( $D_t$ ) : (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ) e razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ). . . . .	118
6.19	Sensibilidade do GLI-I à pressão de injeção de gás ( $P_{gi}$ ) para o poço-base: (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo <i>fallback</i> ; (b) volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ) e razão gás-líquido ( <i>RGIL</i> ). . . . .	119
6.20	Mapa operacional do GLI-I no poço-base. . . . .	119
6.21	Resultados de simulação do GLI-I para o volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	121
6.22	Resultados de simulação do GLI-I para o comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	121
6.23	Resultados de simulação do GLI-I para o <i>fallback</i> de líquido: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	122
6.24	Resultados de simulação do GLI-I para o volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	123
6.25	Resultados de simulação do GLI-I para a razão gás – líquido <i>RGIL</i> : (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	123
7.1	Representação esquemática de um poço equipado com GLI e suas conexões com o reservatório de petróleo e os equipamentos de campo. . . . .	128
7.2	Resultados de simulação para a vazão diária de líquido produzido ( $Q_{Lp}$ ) no poço-base com GLI: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	131
7.3	Ganho econômico diário ( $G^*$ ) no poço-base com GLI: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	132

7.4	Ganho econômico diário ( $G^*$ ) com GLI para diferentes razões custo-receita ( $c_g/l_o$ ) : (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ) para $t_{inj} = 50$ s; (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ) para $t_{ciclo} = 1250$ s. . . . .	133
7.5	Resultados de simulação para a vazão diária de líquido produzida ( $Q_{Lp}$ ) no poço-base com GLI-I: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	136
7.6	Ganho econômico diário ( $G^*$ ) no poço-base assistido com GLI-I: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ). . . . .	137
D.1	Alimentação da carga de líquido na coluna de produção. . . . .	172
F.1	Balanço de forças sobre a golfada de líquido em ascensão. . . . .	179

## Lista de Tabelas

1.1	Características gerais do <i>Gas Lift</i> contínuo (GLC) e intermitente (GLI) . . . . .	4
2.1	Etapas do ciclo de GLI. . . . .	16
2.2	Variáveis do modelo de GLI. . . . .	35
2.3	<i>Flags</i> lógicos de controle da simulação ( $L_i$ ). . . . .	36
2.4	Atuação da válvula motora. . . . .	36
2.5	Atuação da válvula operadora. . . . .	36
2.6	Atuação da válvula de pé. . . . .	36
2.7	Controle das etapas do ciclo de GLI. . . . .	37
3.1	Etapas do ciclo de GLI-I. . . . .	40
3.2	Variáveis do modelo de GLI-I. . . . .	59
3.3	<i>Flags</i> lógicos de controle da simulação ( $L_i$ ). . . . .	60
3.4	Atuação da válvula motora. . . . .	60
3.5	Atuação do orifício de passagem. . . . .	60
3.6	Atuação da válvula de pé. . . . .	60
3.7	Eventos, equações e variáveis participantes da simulação, em cada etapa do GLI-I <sup>a</sup> . . . . .	61
3.8	Controle das etapas do ciclo de GLI-IV. . . . .	63
5.1	Resultados analíticos e numéricos para a posição do topo da carga de líquido $z_l$ com o tempo $t$ , obtidos para diferentes passos de tempo $\Delta t$ . . . . .	84
5.2	Principais características do poço empregado nos ensaios de Neely, Montgomery e Vogel (1973). . . . .	85
5.3	Características do poço vertical virtual simulado por Santos, Bordalo e Alhanati (2001). . . . .	90
5.4	Comparação entre os resultados numéricos de simulação do GLI (módulo SIMGLI) e os respectivos resultados de referência, para diferentes condições de reservatório. . . . .	91

5.5	Comparação entre resultados numéricos de simulação do GLI-P (módulo SIM-GLIP) e os respectivos resultados de referência, para diferentes condições de reservatório. . . . .	91
6.1	Características do poço -base. . . . .	94
6.2	Comparação entre os resultados de produção do GLI no poço-base, simulados com o módulo SEAGLI, e os obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) para um poço de características semelhantes. . . . .	96
6.3	Comparação entre resultados de simulação do GLI e valores típicos ou calculados a partir de expressões encontradas na literatura. . . . .	96
6.4	Comparação entre os tempos computados na simulação dos ciclos de GLI (módulo SEAGLI) e suas respectivas estimativas. . . . .	103
6.5	Comparação entre o GLI e o GLI-P no poço-base. . . . .	113
6.6	Comparação entre o GLI-I e o GLI-IV no poço-base. . . . .	124
7.1	Índices de produtividade e alturas estáticas de líquido considerados na avaliação da produção econômica no poço. . . . .	134
7.2	Parâmetros operacionais e resultados de produção que majoram o ganho econômico ( $G^*$ ) no poço-base com GLI, para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática de líquido ( $h_{ws}/H_w$ ). . . . .	134
7.3	Parâmetros operacionais e resultados de produção que majoram o ganho $G^*$ no poço-base com GLI-I, para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática de líquido ( $h_{ws}/H_w$ ). . . . .	138
B.1	Regime de escoamento em função do número de <i>Reynolds</i> ( $Re$ ). . . . .	161
H.1	Medições dos ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973). . . . .	189
H.2	Resultados numéricos do módulo de simulação SIMGLI para os ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973). . . . .	190
H.3	Diferença entre as medições de Neely, Montgomery e Vogel (1973) e os resultados numéricos (SIMGLI) correspondentes. . . . .	191

## Nomenclatura

### Letras minúsculas

<i>c</i>	custo por unidade de volume	$\$/\text{m}^3$
<i>d</i>	densidade relativa do fluido – referente à água para líquidos e ao ar para gases.	$(\rho_{\text{fluido}}/\rho_{\text{ref}})_{sc}$
<i>f</i>	fator de atrito	-
<i>g</i>	aceleração da gravidade	$\text{m}/\text{s}^2$
<i>h</i>	altura	m
<i>k</i>	constante adiabática do gás	-
<i>l</i>	receita por unidade de volume	$\$/\text{m}^3$
<i>m</i>	vazão mássica	kg/s
<i>q</i>	vazão volumétrica instantânea	$\text{m}^3/\text{s}$
<i>t</i>	tempo	s
<i>v</i>	velocidade	m/s
<i>y</i>	espessura do filme de líquido	m
<i>z</i>	coordenada espacial na direção vertical	m

### Letras maiúsculas

<i>A</i>	área da seção transversal	m <sup>2</sup>
<i>C</i>	coeficiente genérico	-
<i>D</i>	diâmetro	m
<i>F</i>	força	N
<i>L</i>	flag de controle lógico (1: Ativo, 0: Inativo)	-
<i>G</i>	ganho econômico diário	\$/d
<i>G*</i>	ganho econômico diário em volume equivalente de óleo	m <sup>3</sup> de óleo/d
<i>G<sub>T</sub></i>	gradiente geotérmico	K/m
<i>H</i>	altura	m
<i>K</i>	constante, coeficiente de perda de carga localizada	-
<i>M</i>	peso molecular do gás	kg/kmol
<i>P</i>	pressão	Pa
<i>P</i>	perímetro	m
<i>Q</i>	vazão volumétrica diária	m <sup>3</sup> /d
<i>R</i>	razão de áreas da válvula	-
$\bar{R}$	constante universal dos gases	J/kmol · K
<i>S</i>	área superficial de contato	m <sup>2</sup>
<i>T</i>	temperatura	K
<i>V</i>	volume	m <sup>3</sup>
<i>Z</i>	fator de compressibilidade do gás	-

### Letras gregas

$\lambda$	constante genérica	-
$\mu$	viscosidade absoluta	Pa · s
$\rho$	massa específica	kg/m <sup>3</sup>
$\tau$	tensão cisalhante	Pa

### Operadores lógicos

$\vee$	ou
$\wedge$	e
$\neg$	negação
$>$	maior do que
$<$	menor do que

### Subcritos minúsculos

$0$	condição ou estimativa inicial
$b$	bolha de gás ( <i>bubble</i> ); fole da válvula operadora ( <i>bellows</i> )
$c$	espaço anular entre o revestimento do poço e a coluna de produção ( <i>casing</i> )
$co$	a montante da válvula operadora, no instante de sua abertura
$crit$	valor crítico
$d$	domo da válvula operadora
$est$	estimado
$f$	filme de líquido; atrito
$g$	gás
$gv$	válvula operadora
$i$	injeção; condição ou valor inicial

<i>j</i>	índice genérico
<i>l</i>	carga de líquido
<i>o</i>	óleo; abertura
<i>p</i>	sede da válvula operadora; produzido
<i>r</i>	relativo, reduzido
<i>s</i>	golfada de líquido ( <i>slug</i> )
<i>sc</i>	condição padrão @ 1 atm, 15,6 °C ( 14,7 psia , 60 °F)
<i>sup</i>	superfície
<i>t</i>	coluna de produção ( <i>tubing</i> )
<i>to</i>	a jusante da válvula operadora, no instante de sua abertura
<i>v</i>	válvula, orifício
<i>vo</i>	abertura da válvula operadora
<i>w</i>	poço; água
<i>wf</i>	fundo do poço em fluxo
<i>wh</i>	cabeça do poço
<i>ws</i>	condição estática do poço

### **Subscritos maiúsculos**

<i>C</i>	ciclo
<i>L</i>	líquido
<i>R</i>	reservatório
<i>T</i>	temperatura

## Superescritos

'	Remanescente do ciclo anterior
—	Valor médio
+	Valores estritamente positivos

## Abreviaturas

$^{\circ}API$	densidade do óleo - graduação API	-
$FV$	fração volumétrica	$m^3/m^3$
GLI	elevação a gás intermitente convencional	
GLI-I	elevação a gás intermitente invertida com orifício	
GLI-IV	elevação a gás intermitente invertida com válvula operadora	
GLI-P	elevação a gás intermitente com <i>plunger</i>	
$IP$	índice de produtividade do poço	$m^3/d/MPa$
$RAO$	razão água-óleo de produção	
$RGIL$	razão gás-injetado-liquido-produzido	
$RGIO$	razão gás-injetado-óleo-produzido	
$RGO$	razão gás-óleo de produção	

# Capítulo 1

## Introdução

Ao longo da história das civilizações, o petróleo depositado no subsolo terrestre tem despertado grande interesse devido à multiplicidade e ao valor econômico de suas aplicações, que vão desde a impermeabilização de construções e a mumificação dos mortos no Egito antigo (4000 A.C.) até a produção atual de combustíveis, solventes e outros derivados pela indústria petroquímica.

A exploração comercial do petróleo teve início em 1859, com a descoberta de óleo a apenas 21 m de profundidade, em um poço perfurado em Tittusville, Pensilvânia (EUA). Desde então, a grande motivação econômica surgida em torno do petróleo tem levado as sociedades modernas a procurar por reservas deste recurso natural, onde quer que elas estejam, na terra (*onshore*) ou no mar (*offshore*); desenvolvendo tecnologias cada vez mais sofisticadas para extraí-lo, processá-lo e comercializá-lo.

Traduzindo em números a importância do petróleo no presente, suas reservas provadas em todo mundo chegaram a aproximadamente 1 trilhão de barris em 2002, com uma produção média diária de 73,9 milhões de barris (ANP, 2003). Naquele ano, de acordo com a Agência Internacional de Energia (2003), o petróleo representou expressivos 43% do consumo mundial de energia, que foi de 6995 Mtep<sup>1</sup>. No Brasil, reservas provadas totalizaram 9,8 bilhões de barris em 2002, 90,6% das quais localizadas no mar, com produção de 1,5 milhão de barris diários (ANP, 2003) para satisfazer a 46,7% do consumo total de energia do país, de 177,4 Mtep no mesmo período (DNPE, 2003).

Diante da crescente demanda mundial de energia e do emprego intensivo de insumos derivados do petróleo em diversas atividades industriais, *e.g.*, a farmacêutica, a alimentícia, etc; a

---

<sup>1</sup>Mtep – milhão de toneladas equivalentes de petróleo. A tonelada equivalente de petróleo representa uma unidade de energia convencionalmente internacionalmente, que tem como referência o petróleo com poder calorífico inferior de 11628 kWh/ton (10000 kcal/kg).

indústria petroleira vem empreendendo esforços para a descoberta de novas reservas de petróleo e o incremento da sua produção.

## 1.1 Produção de petróleo por elevação artificial

A produção de petróleo engloba um extenso conjunto de processos que compreende: a extração dos fluidos acumulados no reservatório – óleo, água e gás, a condução e a garantia de continuidade do escoamento destes fluidos até a superfície e a sua separação para posterior transporte e refino. No trajeto entre o reservatório e a superfície, grande parte do escoamento dos fluidos ocorre no interior dos poços.

No início da exploração dos campos petrolíferos, os fluidos do reservatório possuem energia suficiente para vencer a distância que os separa da superfície, e os poços são ditos surgentes. A medida em que a produção avança com o desenvolvimento dos campos, a energia dos fluidos vai diminuindo até não ser mais suficiente para sustentar seu o escoamento em vazões economicamente viáveis.

Deste ponto em diante, a produção requer o auxílio de métodos de elevação artificial para fornecer o suplemento de energia necessário ao deslocamento dos fluidos. A questão passa a ser selecionar o método de elevação que melhor se adequa ao campo explorado dentre as soluções tecnológicas existentes, *e.g.*, elevação a gás (*Gas Lift*), bombeio centrífugo submerso, bombeio mecânico com hastes, etc.

A seleção do método de elevação envolve aspectos como a localização geográfica do campo, os custos operacionais e de capital, a flexibilidade de produção, a confiabilidade do método, dentre outros (Bucaram e Patterson, 1994). O processo de seleção é ainda fortemente baseado em regras empíricas e critérios subjetivos, recaindo geralmente sobre o método com o qual *experts* e operadores estão mais familiarizados. Outro aspecto importante diz respeito às decisões neste processo; uma vez tomadas, elas dificilmente são revistas *a posteriori*.

Isto torna a escolha do método de elevação um fator crucial para garantir a viabilidade econômica da produção a longo prazo (Clegg, Bucaram e Hein JR., 1993). Daí a necessidade de ferramentas de engenharia para avaliar corretamente o desempenho dos diversos métodos em condições de campo.

## 1.2 Elevação artificial a Gás (*Gas Lift*)

O *Gas Lift* é um método de elevação artificial muito empregado na indústria do petróleo, em situações onde há disponibilidade de gás a alta pressão e a um baixo custo. A energia do gás é utilizada para elevar os fluidos provenientes do reservatório, através de um processo mecânico que pode ser realizado de duas maneiras:

- *Gas Lift* contínuo (GLC): o gás é **continuamente** injetado no duto adutor do poço – denominado coluna de produção (*tubing*) – para reduzir a densidade média da mistura líquido-gás, mantendo uma contra-pressão suficientemente baixa diante do reservatório, que permite produzir a uma vazão desejada;
- *Gas Lift* intermitente (GLI): o gás é injetado de modo **intermitente** no poço e, ao expandir-se na coluna de produção, eleva balisticamente a carga de líquido acumulada no poço, alimentada previamente pelo reservatório. A vazão do poço é comandada pelos parâmetros de controle da injeção de gás.

As principais características dos dois regimes de *Gas Lift* são apresentadas na Tabela 1.1. Embora pouco eficientes do ponto de vista energético<sup>2</sup>, quando comparados com outros métodos de elevação artificial, tanto o GLC quanto o GLI possibilitam produzir os fluidos do reservatório em amplas faixas de vazões. A pequena quantidade de elementos móveis no interior do poço e a localização de equipamentos de manutenção mais intensiva na superfície conferem uma elevada confiabilidade aos dois métodos.

O custo para equipar os poços com *Gas Lift* é baixo em relação aos concorrentes mais próximos. Em ambos regimes, o seu funcionamento requer a presença de uma ou mais válvulas na coluna de produção, para permitir a admissão de gás na coluna à maior profundidade possível e controlar a sua expansão. A injeção de gás no GLC é comandada por um regulador de fluxo (*choke*), e no GLI por uma válvula temporizada, denominada válvula motora.

Os gastos com a aquisição, instalação, operação e manutenção de linhas e demais equipamentos de superfície podem representar uma parcela significativa do custo total do *Gas Lift*. Em contrapartida, a possibilidade de operar redes de poços remotamente localizados, através de centrais de compressão, possibilita reduzir o custo total do *Gas Lift* por poço.

---

<sup>2</sup>No contexto da elevação artificial, o conceito de eficiência energética está relacionado à razão entre a potência hidráulica fornecida ao poço e a potência efetivamente transmitida aos fluidos produzidos.

Tabela 1.1 - Características gerais do *Gas Lift* contínuo (GLC) e intermitente (GLI)

	<i>Gas Lift</i>	
	Contínuo (GLC)	Intermitente (GLI)
Eficiência	Razoável; é maior em poços que requerem menor razão de gás injetado por líquido produzido ( <i>RGIL</i> ) para produzir; eficiência típica de 5 a 30%.	Baixa; requer um elevado volume de gás injetado por volume de fluido produzido; eficiência típica de 5 a 10%.
Flexibilidade	Excelente; a vazão produzida é ajustada através da vazão de gás injetada.	Boa; a vazão produzida é ajustada através do tempo de injeção e da frequência dos ciclos de operação do sistema.
Confiabilidade	Excelente, desde que haja disponibilidade de gás e o sistema de compressão seja adequadamente projetado e mantido.	Excelente na existência de um suprimento adequado de gás, com o sistema projetado para vazões pulsáteis.
Custos de capital	Baixo custo para equipar o poço; os custos das linhas de injeção e produção podem ser significativos; a adoção de centrais de compressão reduz o custo por poço.	Semelhante ao GLC.
Custos operacionais	O custo de compressão varia com o acionamento e a manutenção do compressor.	Semelhante ao GLC.
Emprego	Sistemas de grande vazão para poços com alto índice de produtividade ( <i>IP</i> ) e elevada pressão de fundo, relativa à profundidade do poço.	Utilizado em substituição ao bombeio mecânico com hastes e em poços com baixa pressão de fundo, equipados originalmente com GLC.

Fonte: Adaptado de Clegg, Bucaram e Hein JR. (1993).

Dadas as características do *Gas Lift* em cada regime, o GLC e o GLI se destinam a aplicações distintas. Enquanto o GLC é empregado em poços de alta capacidade de produção, *onshore* ou *offshore*, o GLI se mostra mais adequado a poços de baixa produção, geralmente localizados em campos maduros. Os pequenos ganhos econômicos obtidos com o GLI limitam o seu emprego principalmente a aplicações *onshore*.

### 1.3 Gas Lift intermitente convencional (GLI)

Uma instalação típica de GLI<sup>3</sup> em um poço vertical é representada esquematicamente na Figura 1.1. O espaço anular entre a coluna de produção e o revestimento é selado acima do trecho canhoneado por um obturador (*packer*), formando uma câmara de acumulação para o gás injetado a alta pressão através da válvula motora. Esta válvula é conectada a um dispositivo temporizador (TC), que permite a regulação dos dois principais parâmetros de controle do GLI:

- tempo de ciclo: tempo decorrido entre duas aberturas consecutivas da válvula motora;
- tempo de injeção: tempo em que a válvula motora permanece aberta para a injeção de gás.

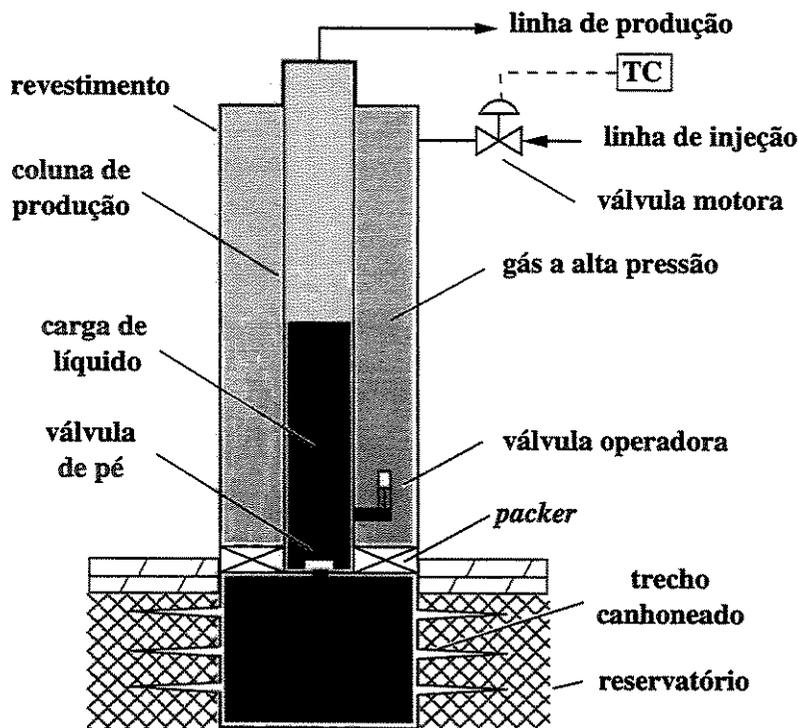


Figura 1.1 - Representação esquemática de uma instalação típica de GLI em um poço vertical.

Uma válvula calibrada por um domo pressurizado com nitrogênio, denominada válvula operadora, é posicionada a uma profundidade próxima à base do espaço anular, com o objetivo de

<sup>3</sup>Daqui em diante, a sigla GLI faz referência somente ao *Gas Lift* intermitente convencional.

regular a passagem de gás para a coluna de produção. A válvula operadora restringe o escoamento do gás, controlando a sua expansão durante a elevação da carga de líquido na coluna.

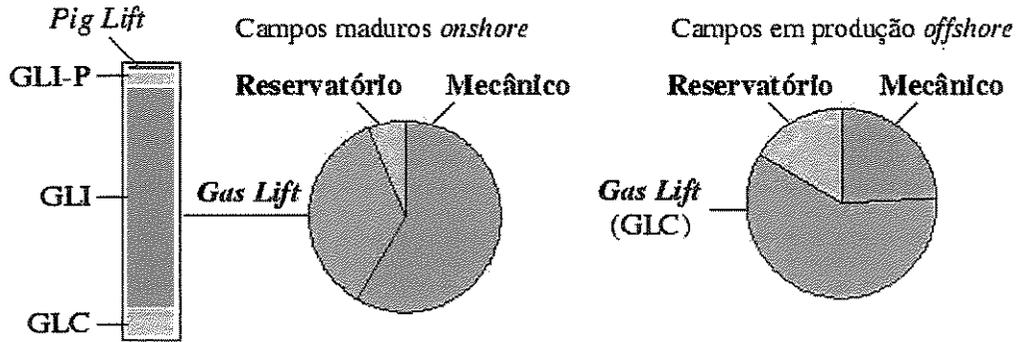
Devido à velocidade de ascensão do gás ser superior à do líquido, uma parte da carga inicialmente elevada é deixada para trás e, eventualmente, não consegue atingir a superfície, deixando de ser produzida. A parcela de líquido elevada, mas não produzida, apenas circula no interior da coluna a cada ciclo de GLI, caracterizando uma ineficiência do método, comumente denominada de *fallback* de líquido.

Existe também uma válvula de pé, localizada na extremidade inferior da coluna de produção, para prevenir o refluxo dos fluidos do poço para a formação do reservatório, durante a admissão de gás no interior da coluna.

Esta configuração é geralmente denominada GLI convencional. Ela requer basicamente as mesmas instalações do GLC, e por isso é a opção preferencial na substituição do GLC. O GLI possui ainda outras variantes descritas na literatura, que não serão abordadas neste trabalho: GLI com câmara de acumulação (Winkler e Camp, 1956 apud Santos, 1997), GLI com pistão (White, 1982; Mower et al., 1985; Chacín, Schmidt e Doty, 1992) e *Pig Lift* (Lima, 1996).

A participação do GLI e suas variantes no panorama da elevação artificial de petróleo é difícil de ser quantificada, uma vez que as informações disponíveis são escassas. Com relação ao *Gas Lift* como um todo (métodos contínuo e intermitente), mais da metade dos 100 mil poços produtores existentes nos Estados Unidos, em 1993, era equipada com *Gas Lift* (CLEGG; BUCARAM; HEIN JR., 1993). No Brasil, as proporções desta participação são indicadas na Figura 1.2, de acordo com Santos, Bordalo e Alhanati (2001). Enquanto a participação do GLC é majoritária nos campos *offshore*, o GLI (convencional) é predominante dentre os métodos de *Gas Lift* empregados nos campos *onshore*, vindo logo atrás dos métodos mecânicos, como o bombeio mecânico com haste e outros.

Independente dos cenários discutidos, é possível afirmar que, com a depleção dos campos maduros – principalmente daqueles localizados *onshore*, o emprego de métodos de elevação adequados para reservatórios baixa pressão estática e de baixa produtividade será cada vez maior; e que todo poço equipado com GLC é um potencial candidato para aplicação do GLI convencional e suas variantes.



Fonte: Adaptado de Santos, Bordalo e Alhanati (2001).

Figura 1.2 - Proporções da participação do *Gas Lift* (contínuo, intermitente e variantes) em campos maduros *onshore* e de produção *offshore* no Brasil: Reservatório – poços surgentes, Mecânico – energia mecânica externa, *Gas Lift* – energia proveniente do gás injetado.

## 1.4 Revisão bibliográfica sobre GLI

Diversos trabalhos foram publicados na literatura visando compreender melhor a dinâmica de funcionamento do GLI, e desenvolver ferramentas de engenharia para projeto e operação econômica dos poços equipados para este método. O conhecimento restrito da dinâmica complexa do GLI faz com que muitos dos problemas operacionais comumente associados a este método resultem de decisões equivocadas no seu projeto ou na sua operação. De fato, vários destes problemas podem não estar intrinsecamente relacionados ao método, reforçando a necessidade de conhecer corretamente o comportamento dinâmico do GLI.

De acordo com a sua natureza, os modelos de GLI propostos na literatura podem ser reunidos em duas classes distintas: modelos semi-empíricos – apoiados em medições experimentais e correlações semi-empíricas – e modelos mecanicistas – baseados em princípios de conservação da mecânica. As principais contribuições realizadas em cada classe são apresentadas a seguir.

### 1.4.1 Modelos semi-empíricos de GLI

Em seu trabalho pioneiro, Brown e Jessen (1962) realizaram vários ensaios de GLI em um poço experimental de 2438 m (8000 ft) de profundidade e coluna de produção de 60,3 mm (2 $\frac{3}{8}$  in) de diâmetro, produzindo 95% de água, para avaliar os efeitos do diâmetro de porta das válvulas operadoras e do *choke* de superfície sobre o *fallback* de líquido, para diferentes cargas de elevação. Foi observado que as válvulas com maior diâmetro de porta possibilitaram uma melhor eficiência

do processo de elevação – menor razão de gás injetado por líquido produzido (*RGIL*) requerida – e restauração da carga de líquido em períodos mais curtos, graças à menor contra-pressão exercida sobre o reservatório. O ponto de *RGIL* mínimo, entretanto, não correspondeu à máxima recuperação de líquido (menor *fallback*), e o diâmetro de porta da válvula não se mostrou um parâmetro crítico, quando da utilização de excesso de gás na injeção. Com relação ao *choke* de superfície, foi recomendado o uso do maior diâmetro possível, e remoção de quaisquer restrições à produção intermitente de líquido na superfície.

White et al. (1963) efetuaram uma série de ensaios controlados em um aparato experimental, e posteriormente em poços de campo, procurando identificar os principais grupamentos adimensionais de parâmetros que influenciam o funcionamento do GLI. Os resultados obtidos revelaram que a velocidade de ascensão da golfada de líquido passa a ser constante, logo após a abertura da válvula operadora (início da elevação). O mesmo foi observado para a velocidade com a qual o gás penetra a golfada em elevação, também constante. Os autores apresentaram um modelo semi-empírico para calcular o volume de líquido produzido durante um ciclo intermitente, baseado na premissa de que a energia de expansão do gás injetado era suficiente para elevar toda a golfada.

Brill, Doerr e Brown (1967) fizeram medições em um poço experimental com 457 m (1500 ft) de profundidade, equipado com colunas de produção de 31,8 mm e 38,1 mm (1¼ in e 1½ in, respectivamente). Foi observada uma aceleração acentuada da golfada de líquido no início da elevação e ao longo de sua produção, na superfície. A elevação promovida pela expansão do gás foi considerada ineficiente, uma vez que a velocidade de ascensão da golfada decaía rapidamente após o fechamento da válvula operadora. A maior recuperação de líquido e o menor tempo de ciclo foram alcançados com a injeção de gás até a chegada da golfada na superfície. Foi desenvolvida uma correlação para estimar o *fallback*<sup>4</sup> de líquido em função do tipo de fluido, do comprimento da golfada e do diâmetro da coluna de produção. Um modelo dinâmico semi-empírico foi proposto para um ciclo completo de GLI, assumindo a existência de um escoamento anular abaixo da golfada, com uma interface gás-líquido definida.

Neely, Montgomery e Vogel (1973) realizaram uma série de ensaios controlados de GLI em um poço de campo instrumentado, para diferentes combinações de carga de líquido elevada e volume de gás injetado. Desvios significativos foram observados no comportamento da válvula operadora: a atuação da válvula foi mais lenta do que comumente assumido na literatura (abertura instantânea), permitindo, mesmo assim, a passagem de uma quantidade de gás superior àquela predita pela equação de fluxo em orifícios, geralmente empregada para calcular a vazão de gás na

---

<sup>4</sup>Segundo os autores, não foi possível estabelecer uma correlação generalizada a partir dos resultados experimentais obtidos.

válvula. Devido às forças originadas pelo escoamento do gás, a pressão à montante da sede da válvula operadora é inferior à pressão do gás na base do espaço anular, e não igual como normalmente assumido. As medições da velocidade de ascensão da golfada confirmaram as observações anteriores feitas por White et al. (1963). Uma parcela significativa do líquido produzido na superfície foi devida ao arraste de líquido pelo gás, após a passagem da golfada. Neely, Montgomery e Vogel (1973) propuseram, também, um modelo semi-empírico para calcular algumas variáveis do GLI, baseado em uma correlação para o *fallback* de líquido.

Os modelos semi-empíricos permitem avaliar a influência de determinados parâmetros sobre a operação do GLI. Apesar de sua simplicidade e adequação para cálculos rápidos em campo, estes modelos são baseados em medições de ensaios sob condições particulares, envolvendo somente um ciclo de GLI e, portanto, sob a influência de efeitos transientes. Em decorrência disto, os modelos semi-empíricos carecem de maior generalidade e permitem somente uma análise fragmentada da dinâmica do GLI, uma vez que vários aspectos relacionados à natureza cíclica do GLI não são considerados.

#### 1.4.2 Modelos mecanicistas de GLI

Visando representar melhor a dinâmica dos ciclos de GLI, aumentando o seu grau de generalização em relação aos modelos semi-empíricos, os modelos ditos mecanicistas passaram a incorporar de maneira sistemática os princípios de conservação da mecânica clássica.

Schmidt et al. (1984) conceberam um modelo mecanicista de GLI, empregando correlações para o entranhamento (*entrainment*) de líquido no gás e para o fator de atrito na bolha de gás, desenvolvidas a partir de medições realizadas em um aparato experimental e, posteriormente, em um poço instrumentado. Os resultados fornecidos pelo modelo estiveram em concordância com os dados experimentais levantados. Foi observado que o aumento da pressão de injeção do gás resultou em maior recuperação de líquido, com redução do tempo necessário para sua produção. A *RGIL* mínima requerida foi sensível à viscosidade do líquido.

Machado (1988) desenvolveu um modelo mecanicista para calcular diversas variáveis operacionais do ciclo de GLI, considerando a presença ou não de um pistão na coluna de produção para reduzir o *fallback* de líquido. O modelo foi aplicado para os ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973), encontrando uma concordância razoável nos resultados.

O potencial dos modelos mecanicistas ganhou reconhecimento com Liao, Schmidt e Doty (1995), ao apresentarem um modelo dinâmico englobando todo o ciclo de operação do GLI. O

ciclo foi dividido em uma seqüência de 4 etapas: elevação da golfada, produção da golfada na superfície, produção de líquido por *entrainment* e realimentação da carga de líquido. Os fenômenos envolvidos na alimentação do poço pelo reservatório, no escoamento bifásico na coluna de produção e no escoamento de gás no espaço anular foram modelados matematicamente; o mesmo acontecendo para a atuação da válvula motora e a injeção de gás no espaço anular, através do *choke*. A modelagem de cada etapa resultou em um conjunto completo de equações diferenciais ordinárias de 1ª ordem, resolvido iterativamente através de um procedimento numérico para cada passo de tempo, a fim de simular o ciclo de GLI. O modelo possibilitou a simulação de vários ciclos de GLI consecutivos, apresentando boa concordância com os resultados experimentais disponíveis na literatura. A análise de sensibilidade do modelo sugeriu que a quantidade de gás injetada no poço, a cada ciclo, é o parâmetro de controle mais importante do GLI. A pressão na cabeça do poço afetou o desempenho do GLI de maneiras diversas, condicionando o comprimento da golfada e influenciando o seu tempo de ciclo.

Santos (1997) estendeu a modelagem desenvolvida por Liao, Schmidt e Doty (1995) para as outras variantes do GLI: com câmara, com pistão (ideal) e *Pig Lift*; incluindo a etapa de injeção de gás à simulação. Outra diferença residiu na substituição da produção de líquido por *entrainment* pela produção através do filme existente na parede interna da coluna, arrastado pelo gás. As variantes do GLI foram comparadas entre si e ao GLC, para diferentes combinações de pressão estática do reservatório e índice de produtividade do poço, tendo como base a maximização do ganho – diferença entre a receita proveniente do óleo produzido e as despesas com a injeção de gás – proporcionado por ciclo em um poço equipado com cada um dos métodos considerados.

Por serem baseados em princípios físicos mais gerais, os modelos mecanicistas fornecem presumidamente uma aproximação mais confiável da dinâmica do GLI, do que a proporcionada pelos modelos semi-empíricos. Por outro lado, a falta de um número maior de programas de validação e ajuste dos modelos mecanicistas, aliada a sua maior sofisticação, reduz a aplicabilidade destes modelos para cálculos práticos de campo (Chacín, 1994).

Uma característica comum aos modelos mecanicistas descritos anteriormente diz respeito à divisão do ciclo de GLI em etapas seqüenciais e estanques. Cada etapa acontece segundo uma ordem pré-definida, estabelecendo as condições iniciais para a etapa posterior. Na realidade, o funcionamento do GLI é determinado em função das condições de contorno do poço e de seus parâmetros operacionais, *e.g.*, tempos de ciclo e de injeção de gás, pressão carregada no domo da válvula operadora, etc.

O padrão sequencial é manifestado somente em uma faixa limitada de condições operacionais do GLI. De fato, dependendo destas condições, algumas das etapas supostas sequenciais podem se superpor umas às outras, ocorrendo simultaneamente – etapas acopladas, e proporcionar resultados bastante diferentes do previsto.

### **1.5 *Gas Lift* Intermitente invertido (GLI-I)**

Nos poços de maior produtividade, a produção pode ser aumentada em determinadas situações simplesmente invertendo o sentido dos escoamentos de líquido e gás no interior do poço: o gás passa a ser injetado na coluna de produção enquanto o líquido é elevado através do espaço anular. O aumento esperado do volume de líquido produzido se deve à maior seção transversal do anular, porém o volume de gás injetado também tende a ser maior.

Embora esta variante do *Gas Lift* seja mais comum no GLC, ela pode ser empregada também no GLI. Uma representação esquemática de uma instalação de GLI-I em um poço vertical é vista na Figura 1.3. A válvula operadora foi removida, ficando no seu lugar um orifício através do qual há comunicação entre a coluna e o espaço anular. A ausência da válvula operadora tende a reduzir drasticamente a necessidade de intervenção no poço. O restante da instalação no poço permanece igual a do GLI, com exceção da troca entre as linha de injeção e de produção.

O líquido alimentado pelo reservatório é admitido na coluna de produção, através da válvula de pé, e parte dele passa pelo orifício para ser acumulado no espaço anular. O efeito de acumulação do gás injetado antes da elevação é perdido. No início do ciclo, o gás injetado desloca a carga de líquido da coluna para o anular (transferência), iniciando a elevação em seguida.

Apesar do seu potencial para aplicações práticas, os relatos sobre o GLI-I na literatura são escassos. Brown (1980) descreveu brevemente duas configurações de *Gas Lift* invertido, sem mencionar procedimentos de cálculo para as variáveis operacionais do poço. Afora a indicação de aplicação do *Gas Lift* invertido em poços no Oriente Médio, sem especificar o regime de injeção de gás, existem apenas relatos informais do emprego bem sucedido de GLI-I em aplicações de campo no Brasil.

### **1.6 Escopo do trabalho**

Diante da relevância e dos desafios apresentados pela produção de petróleo com *Gas Lift* intermitente, este trabalho visa trazer contribuições originais ao assunto, aprofundando a compreensão acerca do comportamento dinâmico dos poços equipados com GLI e GLI-I, e seus reflexos sobre a produção e o ganho econômico decorrente.

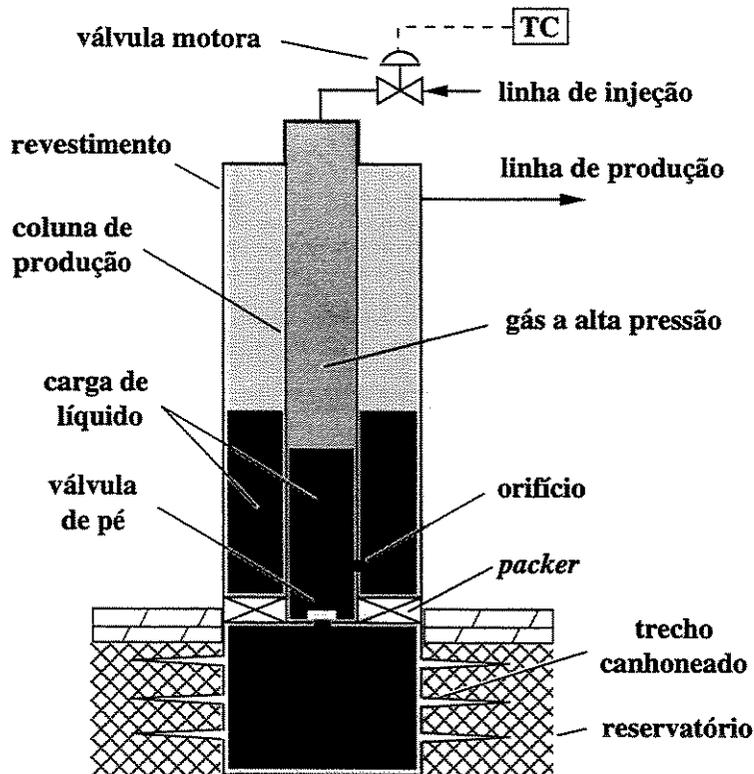


Figura 1.3 - Representação esquemática da instalação de GLI-I em um poço vertical.

Os objetivos deste trabalho serão alcançados mediante a consecução das seguintes etapas:

1. Modelagem matemática dos ciclos de GLI e GLI-I, considerando a possibilidade de ocorrência de etapas simultâneas e acopladas;
2. Concepção e implementação de um simulador computacional dinâmico, capaz simular numericamente ciclos de GLI e GLI-I a partir das condições de contorno do poço e de seus respectivos parâmetros operacionais;
3. Validação do simulador computacional, confrontando seus resultados com soluções analíticas conhecidas e dados experimentais disponíveis na literatura;
4. Proposição de uma metodologia para identificar os parâmetros operacionais que majoram o ganho econômico na produção de petróleo em poços equipados com GLI e GLI-I.

Logrado êxito na execução das referidas etapas, este trabalho trará novos subsídios e perspectivas ao projeto e à operação de poços com *Gas Lift* intermitente. A ferramenta computacional desenvolvida permitirá simular ciclos de GLI e GLI-I em uma faixa de condições operacionais mais ampla. Sua estrutura modular possibilitará estender a modelagem proposta às demais variantes do *Gas Lift* intermitente, constituindo assim uma plataforma comum de simulação.

## Capítulo 2

### Modelagem do *Gas Lift* Intermitente Convencional (GLI)

#### 2.1 Modelagem do sistema físico

O sistema físico a ser modelado consiste em um poço vertical de petróleo, equipado para o GLI. O poço é dividido em dois subsistemas: a coluna de produção e o espaço anular; incluindo suas respectivas conexões. Cada subsistema é preenchido com fluidos nas fases líquida, composta de óleo e água, ou gasosa, contendo somente gás. A fase líquida é assumida incompressível e homogênea, com propriedades ponderadas a partir das respectivas propriedades para o óleo e a água.

A coluna de produção é ligada ao reservatório pelo trecho canhoneado no fundo do poço, do qual está separada por uma válvula de pé; e aos demais equipamentos de produção do campo, por intermédio da linha de produção. O espaço anular está ligado aos equipamentos de fornecimento de gás do campo, através da válvula motora temporizada e da linha de injeção de gás. Os dois subsistemas são interligados através da válvula operadora de *Gas Lift*.

O ciclo de GLI é caracterizado por 5 etapas: injeção, elevação, produção, descompressão e alimentação; ao longo das quais os subsistemas podem interagir entre si e com a vizinhança, em função das condições de contorno do poço (reservatório e equipamentos de superfície do campo) e das condições operacionais do GLI. Embora as etapas de elevação, produção e descompressão sejam sequenciais, *i.e.*, ocorrem uma após a outra em seqüência; as demais etapas do ciclo podem ocorrer simultaneamente a estas, e de maneira acoplada. Os eventos ocorridos em cada etapa do ciclo de GLI são descritos na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Etapas do ciclo de GLI.

Etapa	Descrição
Injeção	Gás a alta pressão é injetado no topo do espaço anular durante o intervalo de tempo em que a válvula motora permanece aberta (Figura 2.1a).
Elevação	A carga de líquido é elevada até a superfície através da coluna de produção na forma de uma golfada. Uma parcela da carga inicial é ultrapassada pelo gás em ascensão – <i>fallback</i> de líquido – ficando acumulada na parede da coluna, na forma de filme líquido, e parcialmente entranhada no gás sob a forma de uma névoa líquida (Figura 2.1b).
Produção	Após o topo da golfada atingir à superfície (cabeça do poço), o líquido elevado é escoado para a linha de produção (Figura 2.1c), arrastando consigo a névoa líquida e parte do filme, originados pelo <i>fallback</i> .
Descompressão	Após o gás atingir à superfície, a coluna é descomprimida à medida que o gás presente no seu interior escoo para a linha de produção (Figura 2.1d).
Alimentação	Com a descompressão da coluna, a pressão do gás sobre a válvula de pé diminui e a maior pressão exercida pelo reservatório permite a abertura da válvula de pé. O líquido alimentado pelo reservatório inicia a restauração da carga de líquido na coluna (Figura 2.1e).

Nas seções a seguir, os subsistemas que compõem o GLI e suas respectivas interações são modelados, de modo a constituir um conjunto de equações<sup>1</sup> completo e coerente, que aproxime o comportamento dinâmico do poço nos ciclos de GLI, considerando a possibilidade de ocorrência de etapas simultâneas e acopladas.

Os principais parâmetros geométricos do poço e do escoamento dos fluidos, considerados na modelagem do GLI, são mostrados na Figura 2.2, para as etapas de injeção e elevação.

<sup>1</sup>A participação de cada termo nas equações de balanço de massa e quantidade de movimento é indicada, no transcorrer da simulação, através de funções lógicas definidas como:

$$[\text{expressão lógica}] = \begin{cases} 1 & \text{se expressão lógica} = \text{verdadeira} \\ 0 & \text{se expressão lógica} = \text{falsa} \end{cases}$$

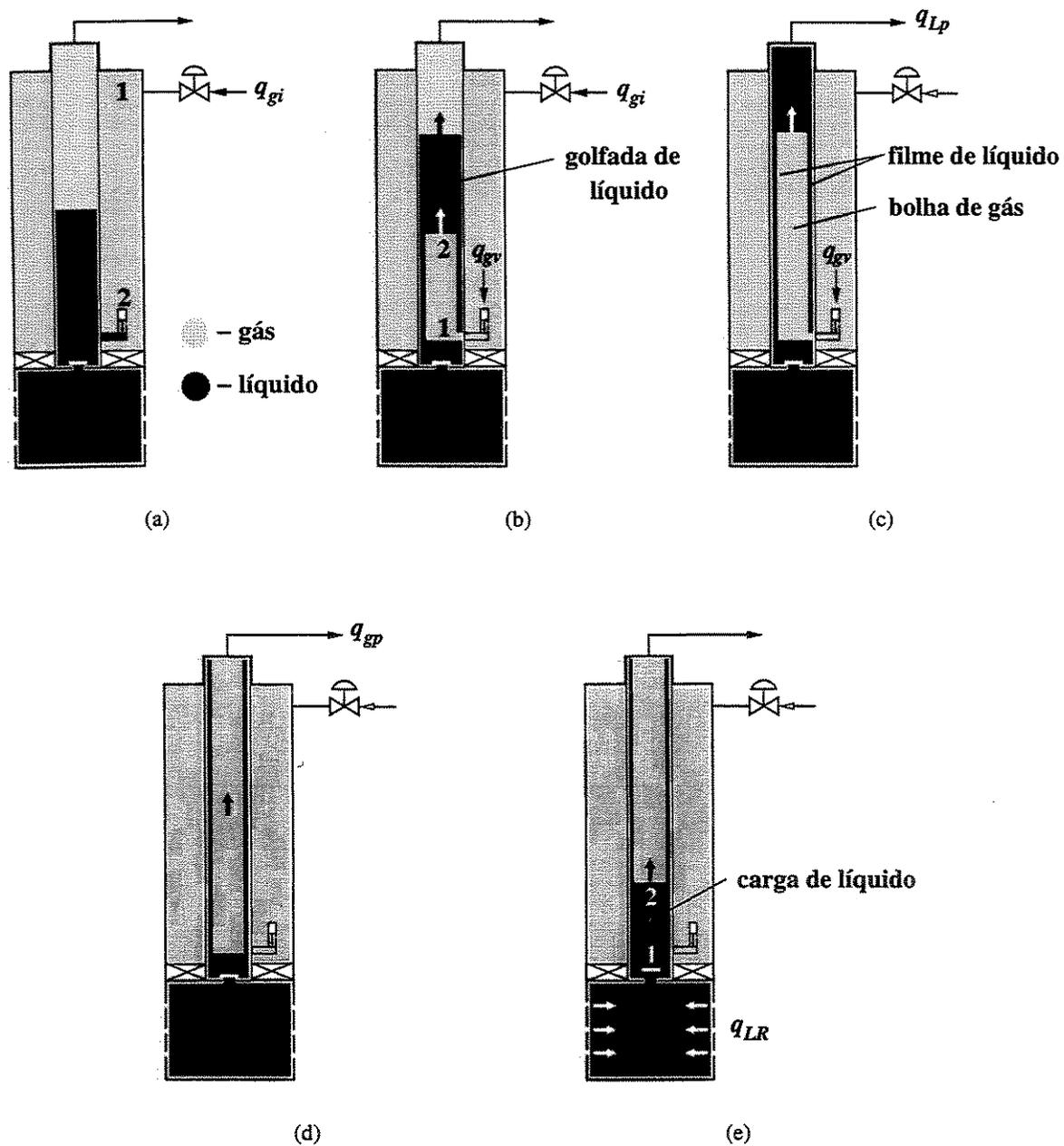


Figura 2.1 - Representação esquemática das etapas do ciclo de GLI: (a) injeção, (b) elevação, (c) produção, (d) decompressão e (e) alimentação.

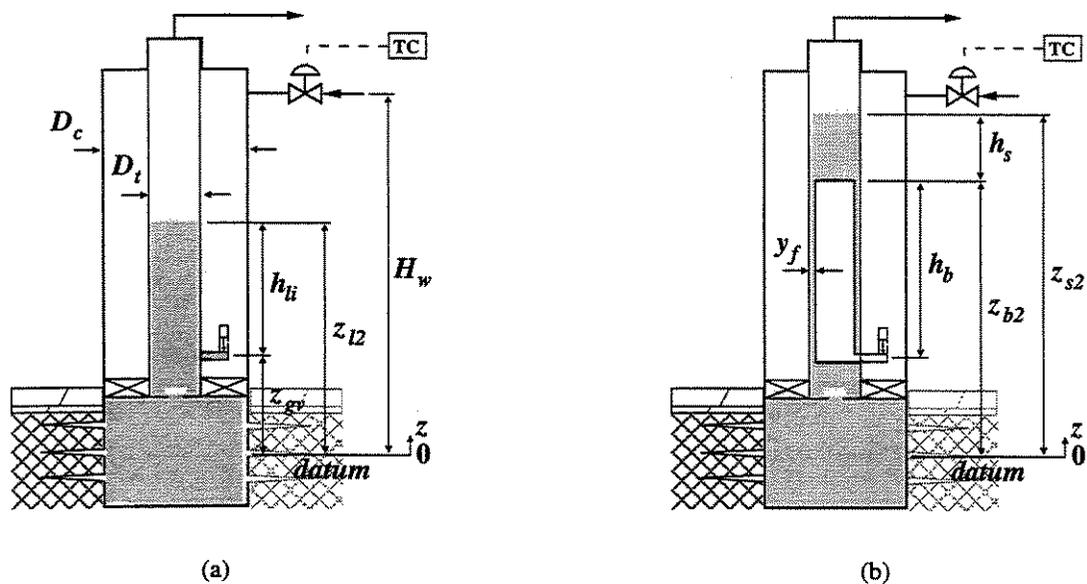


Figura 2.2 - Parâmetros geométricos do poço e do escoamento dos fluidos em diferentes etapas do ciclo de GLI: (a) injeção; (b) elevação.

## 2.2 Espaço anular

O espaço anular funciona como câmara de acumulação para o gás injetado na superfície. Presumindo que o procedimento de partida do poço já tenha sido realizado, a válvula operadora impede o refluxo de líquido da coluna de produção e o espaço anular contém somente gás, ao longo do ciclo de GLI.

### 2.2.1 Balanço de massa para o gás

A quantidade de gás acumulada no espaço anular ao longo do tempo é determinada através da aplicação do balanço de massa para o gás contido no volume de controle coincidente com o espaço anular.

A variação da massa de gás no espaço anular resulta da diferença entre as vazões mássicas de gás injetada através da válvula motora e escoada para a coluna através da válvula operadora:

$$V_c \frac{d\bar{\rho}_c}{dt} - \rho_{c1} v_{c1} A_c + \rho_{c2} v_{c2} A_c = 0 \quad (2.1)$$

onde:

$\bar{\rho}_c$  - densidade média do gás no espaço anular;

$V_c$  - volume do espaço anular,  $V_c = A_c h_c$ ;

$h_c$  - altura do espaço anular,  $h_c = H_w - z_{gv}$ ;

$A_c$  - área da seção transversal do espaço anular,  $A_c = \pi (D_c^2 - D_i^2) / 4$ ;

$\rho_{c1}$  e  $\rho_{c2}$  - densidades do gás no topo e na base do espaço anular, respectivamente;

$v_{c1}$  - velocidade do gás no topo do espaço anular, a jusante da válvula motora,

$$v_{c1} = \llbracket L_1 \rrbracket \dot{m}_{gi} / \rho_{c1} A_c;$$

$L_1$  - *flag* lógico indicador da posição da válvula motora, aberta (=1) ou fechada (=0);

$\dot{m}_{gi}$  - vazão mássica de gás injetada através da válvula motora, Equação 2.23 (Seção 2.4);

$v_{c2}$  - velocidade do gás a montante da válvula operadora,  $v_{c2} = \llbracket L_2 \rrbracket \dot{m}_{gv} / \rho_{c2} A_c$ ;

$L_2$  - *flag* lógico indicador da posição da válvula operadora, aberta (=1) ou fechada (=0);

$\dot{m}_{gv}$  - vazão mássica de gás na válvula operadora, Equação 2.25 (Seção 2.6).

## 2.2.2 Balanço de quantidade de movimento para o gás

Partindo da premissa de que a dinâmica do escoamento de gás no espaço anular seja convenientemente aproximada por uma coluna estática de gás (Brill, Doerr e Brown, 1967), a distribuição de pressão com a profundidade é devida ao peso da coluna de gás e à compressibilidade do fluido, sendo os demais efeitos ligados ao escoamento (forças de inércia e de atrito) negligenciados.

As variações de quantidade de movimento do gás associadas à injeção na superfície e à sua passagem para a coluna de produção, através da válvula operadora, são igualmente negligenciáveis quando comparadas ao peso da coluna de gás. Desta maneira, o balanço de forças no volume de gás pode ser expressado como:

$$P_{c2} = P_{c1} \exp(\lambda h_c) \tag{2.2}$$

onde:

$P_{c1}$  e  $P_{c2}$  - pressões do gás no topo e na base do espaço anular, respectivamente;

$\lambda$  - constante,  $\lambda = Mg/\bar{Z}_c\bar{R}\bar{T}_c$ ;

$M$  - peso molecular do gás.

$g$  - aceleração da gravidade,  $g = 9,81$  m/s

$\bar{Z}_c$  - fator de compressibilidade médio do gás no espaço anular;

$\bar{R}$  - constante universal dos gases,  $\bar{R} = 8314$  J/kmol · K;

$\bar{T}_c$  - temperatura média do gás no anular,  $\bar{T}_c = (T_{sup} + T_{gv})/2$ ;

$T_{sup}$  - temperatura na superfície;

$T_{gv}$  - temperatura na profundidade da válvula operadora<sup>2</sup>.

A dedução da Equação 2.2 é encontrada em Santos (1997).

### 2.2.3 Equação de estado do gás

Os estados do gás no topo e na base do anular são descritos pelas respectivas equações de estado para gases reais:

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{c1} = \frac{\bar{Z}_c\bar{R}\bar{T}_c}{M} \quad (2.3)$$

e

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{c2} = \frac{\bar{Z}_c\bar{R}\bar{T}_c}{M} \quad (2.4)$$

---

<sup>2</sup>  $T_{gv} = T(z_{gv})$ . A temperatura na posição  $z$  é calculada em função da temperatura na superfície ( $T_{sup}$ ) e do gradiente geotérmico de temperatura ( $G_T$ ):

$$T(z) = T_{sup} + G_T(H_w - z)$$

### 2.2.4 Fator de compressibilidade do gás

O desvio no comportamento volumétrico do gás é pouco sensível às variações de pressão e temperatura existentes no espaço anular. Desta maneira, é possível calcular um valor médio para o fator de compressibilidade do gás no espaço anular ( $\bar{Z}_c$ ) a partir dos valores médios de sua pressão e temperatura reduzidas ( $\bar{P}_{rc}$  e  $\bar{T}_{rc}$ , respectivamente), através da correlação implícita de Dranchuk, Purvis e Robinson (apud Ikoku, 1984) – Equação B.6 do Apêndice B:

$$\bar{Z}_c = Z(\bar{P}_{rc}, \bar{T}_{rc}, \bar{Z}_c) \quad (2.5)$$

onde:

$\bar{P}_{rc}$  - pressão reduzida do gás no espaço anular,  $\bar{P}_{rc} = \bar{P}_c / P_{crit}$ ;

$\bar{P}_c$  - pressão média do gás no espaço anular,  $\bar{P}_c = \bar{\rho}_c \bar{Z}_c \bar{R} \bar{T}_c / M$ ;

$\bar{T}_{rc}$  - temperatura reduzida do gás no espaço anular,  $\bar{T}_{rc} = \bar{T}_c / T_{crit}$ ;

$P_{crit}$  e  $T_{crit}$  - pressão e temperatura críticas do gás, respectivamente.

### 2.2.5 Equação de fechamento para o espaço anular

O sistema de equações que descreve o comportamento do gás no espaço anular, composto até aqui por 5 equações e 6 variáveis incógnitas ( $\bar{\rho}_c$ ,  $\rho_{c1}$ ,  $P_{c1}$ ,  $\rho_{c2}$ ,  $P_{c2}$  e  $\bar{Z}_c$ ), é completado por uma expressão que relaciona a densidade média do gás com a densidade do gás no topo do espaço anular, em função da altura da coluna estática de gás :

$$\bar{\rho}_c = \rho_{c1} \frac{\exp(\lambda h_c) - 1}{\lambda h_c} \quad (2.6)$$

A dedução da Equação 2.6 é apresentada em detalhes no Apêndice A.

## 2.3 Coluna de produção

As fases líquida e gasosa escoam no interior da coluna de produção, com diferentes padrões ao longo do ciclo de GLL. Nas etapas de elevação e produção, são consideradas duas regiões de escoamento distintas: uma monofásica, constituída pela golfada de líquido em ascensão; e outra bifásica, com padrão de escoamento anular. A bolha de gás impulsiona a golfada, deixando para

trás uma parcela do seu volume inicial de líquido – *fallback* de líquido – parte entranhada no próprio gás, sob a forma de névoa líquida, e parte sob a forma de filme na parede interna da coluna de produção.

O fenômeno de entranhamento de líquido no gás (*entrainment*) e suas conseqüências sobre a elevação e a produção da golfada são complexos e de difícil descrição. Neste modelo, o *entrainment* de líquido no gás é negligenciado e o *fallback* ocorre somente através do filme.

Durante a descompressão, a região bifásica ocupa todo o interior da coluna, da válvula operadora até a cabeça do poço. Com o início da alimentação, o líquido proveniente do reservatório passa a ser acumulado na coluna, iniciando a restauração da carga a ser elevada no ciclo seguinte. A bolha de gás eventualmente continua a descomprimir, enquanto o filme de líquido desce pela parede interna da coluna, ajudando a recompor a carga alimentada pelo reservatório. Portanto, parte da carga de líquido provém do reservatório, e outra parte decorre do retorno da carga anterior.

Nos ciclos de GLI posteriores, o filme de líquido remanescente do ciclo anterior é assumido estático e incorporado à golfada em ascensão.

### 2.3.1 Balanço de massa para a bolha de gás

Nas etapas de elevação e produção do ciclo de GLI, o gás acumulado no espaço anular é admitido na coluna, através da válvula operadora, expandindo e elevando a golfada de líquido até a superfície. A descompressão da coluna tem início quando o topo da bolha atinge a cabeça do poço, e o gás passa a escoar para a linha de produção. Na alimentação, a base da bolha de gás é deslocada para cima pela carga de líquido reabastecida pelo reservatório. Feitas estas considerações, o balanço de massa sobre o volume de controle correspondente à bolha de gás pode ser expressado na forma:

$$A_b h_b \frac{d\bar{\rho}_{gt}}{dt} + \bar{\rho}_{gt} h_b \frac{dA_b}{dt} + \bar{\rho}_{gt} A_b \frac{dh_b}{dt} - \rho_{gt1} v_{rb1} A_b + \rho_{gt2} v_{rb2} A_b = 0 \quad (2.7)$$

onde:

$h_b$  - altura da bolha de gás,  $h_b = z_{b2} - z_{b1}$ ,

$$\frac{dh_b}{dt} = \llbracket L_4 \vee L_5 \rrbracket \frac{dz_{b2}}{dt} - \llbracket L_7 \rrbracket \frac{dz_{b1}}{dt};$$

$L_4$ ,  $L_5$  e  $L_7$  - *flags* lógicos indicadores das etapas de elevação, produção e alimentação, respectivamente – ativa (=1) ou inativa (=0);

$z_{b1}$  e  $z_{b2}$  - posições da base e do topo da bolha de gás, respectivamente;

$A_b$  - área da seção transversal da bolha de gás,  $A_b = \frac{\pi}{4} (D_t - 2y_f)^2$ ,

$$\frac{dA_b}{dt} = -\pi (D_t - 2y_f) \frac{dy_f}{dt};$$

$\bar{\rho}_{gt}$  - densidade média do gás na bolha;

$\rho_{gt1}$  e  $\rho_{gt2}$  - densidades do gás na base e no topo da bolha, respectivamente;

$v_{rb1}$  - velocidade relativa do gás na base da bolha,  $v_{rb1} = \llbracket L_2 \rrbracket \frac{\dot{m}_{gv}}{\rho_{gt1} A_b}$ ;

$v_{rb2}$  - velocidade relativa do gás no topo da bolha,  $v_{rb2} = \llbracket L_6 \rrbracket \frac{\dot{m}_{gp}}{\rho_{gt} A_b}$ ;

$L_6$  - *flag* lógico indicador da etapa de descompressão, ativa (=1) ou inativa (=0).

$\dot{m}_{gp}$  - vazão mássica de gás produzida,  $\dot{m}_{gp} = \rho_{gt} v_b A_b$ .

### 2.3.2 Balanço de quantidade de movimento para a bolha de gás

Negligenciadas as variações de quantidade de movimento associadas à admissão e expansão da bolha de gás, durante a elevação e produção da golfada, e ao seu escoamento na cabeça do poço, durante a descompressão da coluna, o balanço de forças sobre o gás estabelece que a diferença de pressão entre o topo e a base da bolha é equilibrada pelo peso da massa de gás e o atrito viscoso na interface com o filme de líquido, na parede interna da coluna:

$$(P_{gt1} - P_{gt2})A_b - \bar{\rho}_{gt}gA_b h_b - \tau_{bf}S_{bf} = 0 \quad (2.8)$$

onde:

$P_{gt1}$  e  $P_{gt2}$  - pressões na base e no topo da bolha de gás, respectivamente;

$\tau_{bf}$  - tensão cisalhante viscosa na interface da bolha com o filme de líquido,

$$\tau_{bf} = \frac{1}{2} C_{fbf} \bar{\rho}_{gt} v_{rbf}^2;$$

$C_{fbf}$  - coeficiente de atrito na interface da bolha com o filme de líquido, Equação B.7 do Apêndice B;

$v_{rbf}$  - velocidade relativa do gás na interface da bolha com o filme de líquido,  $v_{rbf} \approx v_b$ ;

$S_{bf}$  - área superficial de contato da bolha com o filme de líquido,  $S_{bf} = \pi (D_t - 2y_f) h_b$ .

### 2.3.3 Equação de estado do gás

O comportamento do gás na base e no topo da bolha são descritos pelas respectivas equações de estado dos gases reais:

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{gt1} = \frac{Z_{gt1} \bar{R} \bar{T}_{gt}}{M} \quad (2.9)$$

e

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{gt2} = \frac{Z_{gt2} \bar{R} \bar{T}_{gt}}{M} \quad (2.10)$$

onde:

$Z_{gt1}$  e  $Z_{gt2}$  - fatores de compressibilidade do gás na base e no topo da bolha, respectivamente.

$\bar{T}_{gt}$  - temperatura média do gás na coluna de produção,  $\bar{T}_{gt} = (\bar{T}_c + T_R) / 2$ ;

$T_R$  - temperatura na profundidade do reservatório.

### 2.3.4 Fator de compressibilidade do gás

Os desvios no comportamento volumétrico do gás, considerados nas Equações 2.9 e 2.10, são determinados em função das pressões e temperaturas reduzidas correspondentes, através da correlação implícita de Dranchuk, Purvis e Robinson (apud Ikoku, 1984) – Equação B.6 do Apêndice B:

$$Z_{gt1} = Z(P_{rgt1}, \bar{T}_{rgt}, Z_{gt1}) \quad (2.11)$$

e

$$Z_{gt2} = Z(P_{rgt2}, \bar{T}_{rgt}, Z_{gt2}) \quad (2.12)$$

onde:

$P_{rgt1}$  e  $P_{rgt2}$  - pressões reduzidas do gás na base e no topo da bolha, respectivamente,

$$P_{rgt(1,2)} = P_{gt(1,2)} / P_{crit};$$

$\bar{T}_{rgt}$  - temperatura reduzida do gás na coluna de produção,  $\bar{T}_{rgt} = \bar{T}_{gt} / T_{crit}$ .

### 2.3.5 Cinemática do movimento para a bolha de gás

Após a brusca expansão do gás na válvula operadora, é assumido que o seu escoamento não apresenta efeitos de compressibilidade significativos e que a velocidade do gás na bolha é aproximada pela velocidade de deslocamento do topo da bolha:

$$v_b = \frac{dz_{b2}}{dt} \quad (2.13)$$

### 2.3.6 Balanço de massa para a golfada de líquido

Nas etapas de elevação e produção da golfada de líquido, parte da carga inicial elevada é deixada para trás devido ao *fallback*. A diminuição no volume da golfada é parcialmente compensada pela incorporação do filme de líquido remanescente do ciclo anterior, localizado acima da golfada. A velocidade de descida do filme acima da golfada ( $v'_f$ ) é normalmente baixa, quando comparada à velocidade de ascensão da golfada e, portanto, ele é considerado estático ( $v'_f = 0$ ). Desta maneira, o balanço de massa sobre o volume de controle da golfada de líquido estabelece que:

$$\rho_L A_t \frac{dh_s}{dt} - \rho_L A'_f v_{rsf'} + \rho_L A_f v_{rsf} = 0 \quad (2.14)$$

onde:

$\rho_L$  - densidade do líquido, Equação B.1 do Apêndice B;

$h_s$  - altura da golfada de líquido,  $h_s = z_{s2} - z_{b2}$ ;

$z_{s2}$  - posição do topo da golfada de líquido;

$A_t$  - área da seção transversal da coluna de produção,  $A_t = \pi D_t^2 / 4$ ;

$A_f$  - área da seção transversal do filme de líquido, abaixo da golfada,  $A_f = \pi y_f (D_t - y_f)$ ;

$A'_f$  - área da seção transversal do filme de líquido remanescente do ciclo anterior (constante);

$v_{rsf'}$  - velocidade relativa do líquido na interface do topo da golfada com o filme de líquido remanescente do ciclo anterior,

$$v_{rsf'} = \llbracket L_4 \rrbracket (v_{f'} - v_s) \approx -\llbracket L_4 \rrbracket v_s;$$

$v_{rsf}$  - velocidade relativa do líquido na interface da base da golfada com o filme de líquido originado pelo *fallback*,

$$v_{rsf} = \llbracket L_4 \vee L_5 \rrbracket (v_b - v_f);$$

$v_f$  - velocidade do filme de líquido.

### 2.3.7 Balanço de quantidade de movimento para a golfada de líquido

Negligenciadas as quantidades de movimento associadas ao *fallback* de líquido e à incorporação do filme remanescente do ciclo anterior, a aceleração da massa de líquido em elevação resulta do balanço de forças entre a diferença de pressão entre o topo e a base da golfada, o atrito viscoso na parede da coluna e o próprio peso do líquido. Na produção da golfada, a conexão da cabeça do poço com a linha de superfície introduz uma perda de carga adicional, indicada pelo coeficiente de perda  $K$  ( $\approx 0,6$ ).

O balanço de quantidade de movimento sobre o volume de controle da golfada de líquido é expressado como:

$$\rho_L A_t h_s \frac{dv_s}{dt} = (P_{gt2} - P_{gt3}) A_t - \rho_L g A_t h_s - \tau_{st} S_{st} - \llbracket L_5 \rrbracket K \rho_L \frac{v_s^2}{2} A_t \quad (2.15)$$

onde:

$v_s$  - velocidade da golfada de líquido;

$P_{gt3}$  - pressão no topo da golfada de líquido,  $P_{gt3} = P_{wh} \exp[\lambda(H_w - z_{s2})]$ ;

$\lambda$  - constante,  $\lambda = Mg/0,96\overline{RT}_c$ ;

$\tau_{st}$  - tensão cisalhante viscosa na interface da golfada com a parede interna da coluna,

$$\tau_{st} = \frac{1}{8} f_{st} \rho_L v_s^2;$$

$f_{st}$  - fator de atrito na interface da golfada com a parede interna da coluna, Equações B.8 e B.9 do Apêndice B;

$S_{st}$  - área superficial de contato da golfada com a parede interna da coluna,  $S_{st} = \pi D_t h_s$ ;

### 2.3.8 Cinemática do movimento para a golfada de líquido

A velocidade do líquido na golfada é assumida igual à velocidade de deslocamento do topo da golfada:

$$v_s = \frac{dz_{s2}}{dt} \quad (2.16)$$

### 2.3.9 Balanço de massa para o filme de líquido

O filme de líquido formado nas paredes internas da coluna de produção é alimentado pelo *fallback* de líquido proveniente da golfada, durante as etapas de elevação e produção. Neste interím, o topo do filme coincide com o topo da bolha de gás e a base da golfada em ascensão. Na descompressão, o topo do filme passa a coincidir com a cabeça do poço e o todo o líquido arrastado pelo gás, através do filme, acima deste nível é incorporado ao volume de líquido produzido no ciclo.

Quando o arrasto do gás não é mais suficiente para sustentar o filme, o líquido começa a descer e a acumular na base da coluna de produção, dando início à restauração da carga de líquido para o ciclo seguinte. A base do filme é deslocada para cima, acompanhando o topo da carga que cresce.

A equação do balanço de massa sobre o volume de controle do filme de líquido assume, portanto, a seguinte forma:

$$\rho_L h_f \frac{dA_f}{dt} + \rho_L A_f \frac{dh_f}{dt} + \rho_L v_{rf2} A_f - \rho_L v_{rf1} A_f = 0 \quad (2.17)$$

onde:

$h_f$  - altura do filme de líquido,  $h_f = z_{f2} - z_{f1} = h_b$ ,

$$\frac{dh_f}{dt} = \llbracket L_4 \vee L_5 \rrbracket \frac{dz_{f2}}{dt} - \llbracket L_7 \rrbracket \frac{dz_{f2}}{dt};$$

$A_f$  - área da seção transversal do filme de líquido,

$$\frac{dA_f}{dt} = -\frac{dA_b}{dt} = \pi (D_t - 2y_f) \frac{dy_f}{dt};$$

$v_{rf2}$  - velocidade relativa do líquido no topo do filme,

$$v_{rf2} = \llbracket L_4 \vee L_5 \rrbracket (v_f - v_b) + \llbracket L_6 \wedge (v_f > 0) \rrbracket v_f;$$

$v_{rf1}$  - velocidade relativa do líquido na base do filme,

$$v_{rf1} = \llbracket L_7 \wedge (v_f < v_l) \rrbracket (v_f - v_l);$$

$L_3$  - flag lógico indicador da posição da válvula de pé, aberta (=1) ou fechada (=0);

$v_l$  - velocidade do topo da carga de líquido;

A parcela de líquido desprendida do filme pelo gás e incorporada à bolha (*entrainment*) não é considerada na presente modelagem.

### 2.3.10 Balanço de quantidade de movimento para o filme de líquido:

Em função da geometria do filme ( $h_f \gg y_f$ ) e das baixas velocidades do líquido que escoam através dele, as forças de inércia passam a ser negligenciáveis quando comparadas as demais forças presentes no escoamento. O gradiente de pressão no filme<sup>3</sup> resulta, portanto, do balanço de forças entre o atrito viscoso na interface com a bolha, que tende a arrastar o líquido para cima, e o atrito viscoso na parede e o peso do líquido, que retardam este movimento. Este balanço de forças é expressado por:

$$(P_{gc1} - P_{gc2}) A_f + \tau_{bf} S_{bf} - \rho_L g A_f h_f - \tau_{ft} S_{ft} = 0 \quad (2.18)$$

onde:

$\tau_{ft}$  - tensão cisalhante viscosa na interface do filme com a parede interna da coluna,

$$\tau_{ft} = \frac{1}{2} C_{ft} \rho_L v_f^2;$$

<sup>3</sup>O gradiente de pressão no filme é assumido igual ao gradiente de pressão na bolha.

$C_{fft}$  - coeficiente de atrito na interface do filme com a parede interna da coluna;

$S_{ft}$  - área superficial de contato do filme com a parede interna da coluna,  $S_{ft} = \pi D_t h_f$ .

O coeficiente de atrito  $C_{fft}$  é calculado pelas Equações B.10 e B.11 do Apêndice B, em função do sentido do escoamento do filme em relação ao gás.

### 2.3.11 Altura do filme de líquido

A altura do filme de líquido é igual à da bolha de gás durante as etapas de elevação e produção da golfada, e de descompressão da coluna:

$$h_f = h_b \quad (2.19)$$

### 2.3.12 Balanço de massa para a carga de líquido

O líquido alimentado pelo reservatório adentra à coluna de produção, restaurando a carga a ser elevada no ciclo seguinte. Além da alimentação do reservatório, parte do líquido acumulado no filme continua a descer e ser incorporada à carga. O balanço de massa para o volume de controle da carga de líquido estabelece que:

$$\rho_L A_t \frac{dz_{l2}}{dt} - \rho_L v_{rl1} A_t - \rho_L v_{rlf} A_f = 0 \quad (2.20)$$

onde:

$z_{l2}$  - posição do topo da carga de líquido;

$v_{rl1}$  - velocidade relativa do líquido na base da carga,  $v_{rl1} = [L_3] \dot{m}_{LR} / \rho_L A_t$ ;

$\dot{m}_{LR}$  - vazão mássica de líquido alimentada pelo reservatório, Equação 2.24 na Seção 2.5;

$v_{rlf}$  - velocidade relativa do líquido na interface da carga com o filme,  $v_{rlf} = v_l - v_f$ .

### 2.3.13 Cinemática do movimento para a carga de líquido

A velocidade de crescimento da carga de líquido é determinada em função da posição do topo da carga:

$$v_l = \frac{dz_{l2}}{dt} \quad (2.21)$$

### 2.3.14 Equação de fechamento para a coluna de produção

De modo semelhante ao realizado no espaço anular, o fechamento do sistema de equações é feito através de uma expressão relacionando a densidade média do gás na bolha com a densidade do gás na base da bolha:

$$\bar{\rho}_{gt} = \rho_{gc1} \frac{\exp(\lambda h_b) - 1}{\lambda h_b \exp(\lambda h_b)} \quad (2.22)$$

onde:

$$\lambda - \text{constante, } \lambda = Mg / \left( \frac{Z_{gt1} + Z_{gt2}}{2} \right) \bar{R} \bar{T}_{gt}.$$

## 2.4 Acoplamento poço-superfície

### 2.4.1 Vazão mássica de gás na válvula motora

A vazão mássica de gás na válvula motora é determinada através de uma correlação semi-empírica, fornecida pelo fabricante (Santos, 1997):

$$\dot{m}_{gi} = \rho_{gsc} q_{gi} = \rho_{gsc} \frac{1,5136 \times 10^{-6} C_v P_{gi}}{\sqrt{d_g T_{sup}}} \sqrt{\frac{P_{c1}}{P_{gi}} - \left( \frac{P_{c1}}{P_{gi}} \right)^2} \quad (2.23)$$

onde:

$C_v$  - coeficiente de descarga da válvula motora,  $C_v = 8,5$ ;

$P_{gi}$  - pressão de injeção do gás a montante da válvula motora;

$d_g$  - densidade relativa do gás.

### 2.4.2 Escoamento dos fluidos na linha de produção

A modelagem do escoamento dos fluidos na linha de produção é substituída pela imposição da pressão na saída da cabeça do poço, a montante da linha de produção, e da temperatura na superfície como condições de contorno do poço. Para fins de análise do comportamento do poço, todo o fluido – líquido ou gás – é considerado produzido ao atingir a cabeça do poço. No projeto de uma instalação completa, equações para as linhas de transporte dos fluidos podem ser adicionadas ao modelo, representando a conexão dos equipamentos de produção ao poço.

## 2.5 Acoplamento poço-reservatório

As características do reservatório exercem grande influência sobre o comportamento dinâmico do poço. Uma análise abrangente desta influência está, no entanto, além dos objetivos da presente modelagem. Simplificando o problema real, o reservatório estabelece condições de contorno fixas no fundo do poço. A pressão estática do reservatório é assumida constante ao longo do tempo e o líquido alimentando possui uma quantidade de gás dissolvido negligenciável. Não há alimentação de gás livre e a conexão hidráulica entre o fundo do poço e o reservatório é caracterizada pelo índice de produtividade, também assumido constante.

### 2.5.1 Vazão mássica de líquido

O reservatório não é modelado, fornecendo somente uma condição de contorno no fundo do poço. Ele é representado por sua pressão estática, considerada constante ao longo do ciclo, devido às diferentes escalas de tempo entre o ciclo de GLI e a resposta do reservatório. A vazão mássica de líquido alimentada pelo reservatório é calculada em função da diferença de pressão existente entre o fundo do poço e o reservatório, e do índice de produtividade do poço:

$$\dot{m}_{LR} = \rho_L IP (P_R - P_{wf}) \quad (2.24)$$

onde:

$\dot{m}_{LR}$  - vazão mássica de líquido alimentada pelo reservatório;

$IP$  - índice de produtividade do poço;

$P_R$  - pressão estática do reservatório;

$P_{wf}$  - pressão no fundo do poço em fluxo,  $P_{wf} = P_{t1} + \llbracket L_7 \rrbracket \rho_L g z_{lt} + \llbracket \neg L_7 \rrbracket \rho_L g z_{gv}$ .

## 2.6 Acoplamento espaço anular-coluna de produção

### 2.6.1 Vazão mássica de gás na válvula operadora

A vazão mássica de gás escoada do anular para a coluna através da válvula operadora é calculada através da equação de *Thornhill-Craver* (Santos, 1997) em unidades SI:

$$\dot{m}_{gv} = \rho_{gsc} \cdot q_{gv} = \rho_{gsc} \frac{0,04842 C_d A_p P_{c2}}{\sqrt{d_g T_{gv}}} \sqrt{2 \left( \frac{k}{k-1} \right) \left[ \left( \frac{P_{t1}}{P_{c2}} \right)^{\frac{2}{k}} - \left( \frac{P_{t1}}{P_{c2}} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right]} \quad (2.25)$$

onde:

$C_d$  - coeficiente de descarga da válvula operadora,  $C_d = 0,865$ ;

$A_p$  - área da porta da válvula operadora,  $A_p = \pi D_p^2/4$ ;

$T_{gv}$  - temperatura na profundidade da válvula operadora,  $T_{gv} = T_{sup} + G_T (H_w - z_{gv})$ ;

$k$  - constante adiabática do gás,  $k = 1,31$ ;

$P_{t1}$  - pressão à montante da válvula operadora,  $P_{t1} = P_{gt1} + \llbracket L_7 \rrbracket \rho_L g (z_{l2} - z_{gv})$ ;

Durante a alimentação da carga de líquido na coluna de produção, a vazão de gás através do orifício experimenta uma contra-pressão crescente, originada pela carga de líquido acumulada a jusante dele. Por simplicidade, assume-se que este acréscimo na contra-pressão é devido apenas à carga hidrostática de líquido.

## 2.6.2 Dinâmica da válvula operadora

A válvula operadora considerada na presente modelagem é do tipo fole carregado, sem mola e não-compensada; seu diagrama é mostrado na Figura 2.3.

**Abertura da válvula operadora:** As forças que tendem a abrir ou a manter fechada a válvula operadora são expressadas, respectivamente, por:

$$F_o = P_{c2} (A_b - A_p) + P_{t1} A_p \quad (2.26)$$

e

$$F_c = P_d A_b \quad (2.27)$$

onde:

$A_b$  - área efetiva do fole da válvula operadora;

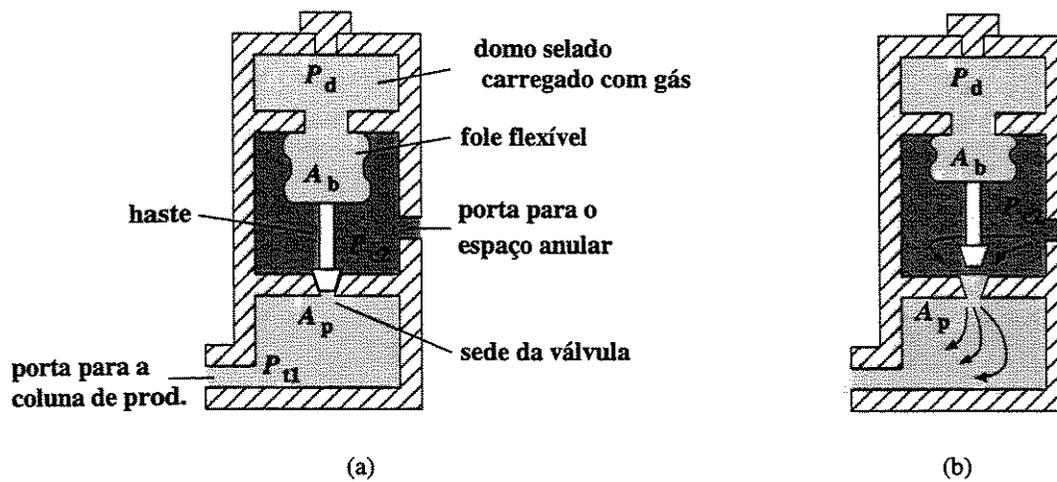


Figura 2.3 - Representação esquemática de uma válvula operadora de *Gas Lift* de fole carregado, sem mola e não compensada, nas posições: (a) fechada e (b) aberta.

$A_p$  - área da sede da válvula operadora;

$P_d$  - pressão de carga do domo da válvula operadora;

Na eminência da abertura da válvula, o equilíbrio de forças entre  $F_o$  e  $F_c$  estabelece que:

$$P_d A_b = P_{c2} (A_b - A_p) + P_{t1} A_p \quad (2.28)$$

Rearranjando os termos da Equação 2.28, fica determinada a pressão do espaço anular, à montante da válvula operadora, requerida para a sua abertura:

$$P_{co} = \frac{P_d - P_{t1} R}{1 - R} \quad (2.29)$$

onde:

$P_{co}$  - pressão no espaço anular, a montante da válvula operadora, no instante de sua abertura;

$R$  - razão entre as áreas da sede e do fole da válvula operadora,  $R = A_p/A_b$ .

**Fechamento da válvula operadora:** As forças atuantes sobre a válvula operadora permanecem as mesmas da situação anterior (abertura da válvula), à exceção da força que atua sobre o obturador na haste da válvula. Após a abertura da válvula, a pressão atuante sobre o obturador é próxima à pressão do espaço anular e, portanto, a força que tende a manter a válvula aberta é dada por:

$$F_o = P_{c2} (A_b - A_p) + P_{c2} A_p \quad (2.30)$$

Na eminência do fechamento do válvula operadora, o equilíbrio de forças na haste da válvula determina que:

$$P_d A_b = P_{c2} (A_b - A_p) + P_{c2} A_p \quad \therefore \quad P_{c2} = P_d \quad (2.31)$$

A válvula estará, portanto, prestes a fechar quando a pressão no espaço anular, em queda, igualar-se à pressão de carga do domo. Uma discussão mais detalhada sobre a dinâmica da válvula operadora considerada, e de outros tipos de válvula também empregados no GLI, é encontrada em Brown (1980).

## 2.7 Controle das equações e variáveis do modelo de GLI

O modelo de GLI é formado por um conjunto completo de 25 equações diferenciais ordinárias temporais e algébricas, com 25 variáveis incógnitas a determinar. As variáveis do modelo estão listadas na Tabela 2.2.

### 2.7.1 *Flags* lógicos de controle

Na simulação dos ciclos de GLI, a atuação das válvulas no poço e a realização das etapas do ciclo são controladas através de *flags* de controle lógico, indicados na Tabela 2.3.

### 2.7.2 Atuação das válvulas

A atuação das válvulas é do tipo totalmente aberta–totalmente fechada (*on-off*), controlada pelos *flags* lógicos de 1 a 3, de acordo com as condições pré-estabelecidas para cada válvula nas Tabelas 2.4-2.6.

### 2.7.3 Controle das etapas do ciclo de GLI

O início e o término de cada etapa do ciclo de GLI são caracterizados pela ocorrência de eventos específicos, que sinalizam ao algoritmo de controle as alterações necessárias nas equações e variáveis participantes da simulação, conforme mostrado na Tabela 2.7, de modo a garantir a consistência física e matemática do modelo.

Tabela 2.2 - Variáveis do modelo de GLI.

Id.	Variável	Descrição
1	$\bar{\rho}_c$	densidade média do gás no espaço anular
2	$\rho_{c1}$	densidade do gás no topo do espaço anular, a jusante da válvula motora
3	$\rho_{c2}$	densidade do gás no espaço anular, a montante da válvula operadora
4	$P_{c1}$	pressão do gás no topo do espaço anular, a jusante da válvula motora
5	$P_{c2}$	pressão do gás no espaço anular, a montante da válvula operadora
6	$\bar{Z}_c$	fator de compressibilidade médio do gás no revestimento
7	$\dot{m}_{gi}$	vazão mássica de gás na válvula motora
8	$\bar{\rho}_{gt}$	densidade média do gás na bolha – coluna de produção
9	$\rho_{gt1}$	densidade do gás na base da bolha – coluna de produção
10	$P_{gt1}$	pressão do gás na base da bolha – coluna de produção
11	$Z_{gt1}$	fator de compressibilidade do gás na base da bolha – coluna de produção
12	$\rho_{gt2}$	densidade do gás no topo da bolha – coluna de produção
13	$P_{gt2}$	pressão do gás no topo da bolha – coluna de produção
14	$Z_{gt2}$	fator de compressibilidade do gás no topo da bolha – coluna de produção
15	$z_{b2}$	posição do topo da bolha de gás na coluna de produção
16	$v_b$	velocidade do gás na bolha
17	$y_f$	espessura média do filme de líquido na coluna de produção
18	$z_{f2}$	posição do topo do filme de líquido na coluna de produção
19	$v_f$	velocidade do líquido no filme
20	$z_{s2}$	posição do topo da golfada de líquido na coluna de produção
21	$v_s$	velocidade do líquido na golfada
22	$z_{l2}$	posição do topo da carga de líquido na coluna de produção
23	$v_l$	velocidade do líquido na carga alimentada
24	$\dot{m}_{gv}$	vazão mássica de gás na válvula operadora
25	$\dot{m}_{LR}$	vazão mássica de líquido alimentada pelo reservatório

Tabela 2.3 - *Flags* lógicos de controle da simulação ( $L_i$ ).

$i$	$L_i$
1	Controle da válvula motora
2	Controle da válvula operadora
3	Controle da válvula de pé
4	Controle da etapa de elevação
5	Controle da etapa de produção
6	Controle da etapa de descompressão
7	Controle da etapa de alimentação

nota :  $L_i = 1$  (ativo) ou 0 (inativo);

operadores lógicos:  $\vee$  (ou) ,  $\wedge$  (e) ,  $\neg$  (negação).

Tabela 2.4 - Atuação da válvula motora.

Status	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta	$t \geq (n_{gi} - 1) t_{ciclo}$	var. 7, eq. 2.23 , $L_1 = 1$
fechada	$t > (n_{gi} - 1) t_{ciclo} + t_{inj}$	$L_1 = 0$

nota :  $n_{gi}$  - contador de ciclos de GLI.

Tabela 2.5 - Atuação da válvula operadora.

Status	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta	$P_{c2} \geq \frac{P_d - R P_{t1}}{1 - R}$	var. 24, eq. 2.25 , $L_2 = 1$
fechada	$P_{c2} < P_d$	$L_2 = 0$

Tabela 2.6 - Atuação da válvula de pé.

Status	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta	$P_R - \rho_{LGz_{gv}} \geq P_{t1}$	var. 25, eq. 2.24 , $L_3 = 1$
fechada	$P_R - \rho_{LGz_{gv}} < P_{t1}$	$L_3 = 0$

Tabela 2.7 - Controle das etapas do ciclo de GLI.

Etapa	Evento		Var's, Eq's & Flags
	Início	Término	
Injeção	abertura da válvula motora	fechamento da válvula motora	var. 1-6, eq. 2.1-2.6
Elevação	abertura da válvula operadora	topo da golfada atinge à cabeça do poço ( $z_{s2} = H_w$ )	var. 8-21, eq. 2.7- 2.18 e 2.22, $L_4 = 1$ , $L_6 = L_7 = 0$
Produção	topo da golfada atinge a cabeça do poço	base da golfada atinge a cabeça do poço ( $z_{b2} = H_w$ )	var. 8-19 e 21, eq. 2.7-2.15, 2.17, 2.18 e 2.22; $L_4 = 0$ , $L_5 = 1$
Descompressão	base da golfada atinge a cabeça do poço	pressão no topo da carga de líquido iguala a pressão estática do gás na coluna	var. 8-11, 16-17 e 19; eq. 2.7-2.12, 2.17, 2.18, 2.22; $L_5 = 0$ , $L_6 = 1$
Alimentação	abertura da válvula de pé	fechamento da válvula de pé ou abertura da válvula operadora (no ciclo seguinte)	var. 22-23, eq. 2.20-2.21, $L_7 = 1$

#### 2.7.4 Modelagem simplificada do *Gas Lift* intermitente com *plunger* (GLI-P)

A produção de líquido no poço com *Gas Lift* intermitente, empregando um *plunger* para minimizar o *fallback*, pode ser simulada a partir do modelo de GLI, mediante a consideração das seguintes hipóteses simplificativas:

- o *plunger* é ideal: massa e comprimento negligenciados;
- a folga entre o *plunger* e a parede interna da coluna de produção é desconsiderada, eliminando o *fallback* de líquido;
- a descida do *plunger* é virtual, não interferindo na descompressão e alimentação da coluna de produção. O *plunger* está sempre posicionado no seu aparador, no início da elevação;
- o ciclo de GLI-P possui as mesmas etapas do GLI.

Para representar o GLI-P, o modelo original do GLI é modificado com a retirada das Equações 2.17-2.19 e das variáveis  $y_f$ ,  $z_{f2}$  e  $v_f$  (id. 17,18 e 19, respectivamente), referentes ao filme de líquido, para considerar a eliminação do *fallback*. As demais variáveis e equações, e os *flags* lógicos de controle permanecem inalterados em relação ao GLI.

## Capítulo 3

### Modelagem do *Gas Lift* Intermitente Invertido (GLI-I)

#### 3.1 Modelagem do sistema físico

O sistema físico a ser modelado compreende um poço vertical de petróleo, equipado com GLI-I, e suas conexões com os equipamentos de campo e o reservatório, semelhante ao poço com GLI. O poço é dividido em dois subsistemas: coluna de produção e espaço anular, interligados por um orifício no lugar da válvula operadora.

Invertido o sentido do escoamento dos fluidos no poço, a coluna de produção é conectada aos equipamentos de fornecimento de gás do campo, através da válvula motora e da linha de injeção de gás, e ao reservatório, por meio da válvula de pé e do trecho canhoneado no fundo do poço. O espaço anular está interligado à coluna de produção por um orifício, no lugar da válvula operadora, e aos equipamentos de produção do campo através da linha de produção.

O ciclo de GLI-I é dividido em sete etapas: injeção, transferência, elevação, produção, descompressão, alimentação do espaço anular e alimentação da coluna de produção. De acordo com as condições operacionais e de contorno do poço, algumas destas etapas podem ser concomitantes e acopladas umas às outras, como no GLI, enquanto outras (*e.g.*, transferência, elevação, produção e descompressão) ocorrem em seqüência, cada uma estabelecendo as condições iniciais para a etapa seguinte. Cada etapa do ciclo é caracterizada pela ocorrência de eventos específicos, descritos na Tabela 3.1.

Nas próximas seções, os subsistemas constituintes do GLI-I e suas respectivas iterações são modelados de maneira a formar um conjunto completo e coerente de equações, que represente o comportamento dinâmico do poço ao longo do ciclo de GLI-I, permitindo a ocorrência de etapas simultâneas e acopladas.

Tabela 3.1 - Etapas do ciclo de GLI-I.

Etapa	Descrição
Injeção	Gás a alta pressão é injetado no topo da coluna de produção durante o intervalo de tempo em que a válvula motora permanece aberta.
Transferência	Parte da carga de líquido, inicialmente acumulada na coluna, é deslocada pelo gás injetado e transferida para o espaço anular através do orifício (Figura 3.1.a).
Elevação	A carga de líquido é elevada até a superfície através do espaço anular. Uma parcela de carga inicial é ultrapassada pelo gás em ascensão – <i>fallback</i> de líquido – ficando acumulada nas paredes do espaço anular, na forma de filme líquido, e entranhada no gás sob a forma de uma névoa líquida (Figura 3.1.b).
Produção	Após o topo da golfada atingir à superfície, o líquido é escoado para a linha de produção (Figura 3.1.c).
Descompressão	Após o gás atingir à superfície, o espaço anular é descomprimido à medida em que gás escoo para a linha de produção (Figura 3.1.d), arrastando consigo a névoa líquida e parte do filme, originados pelo <i>fallback</i> .
Alimentação do espaço anular	Com a descompressão do espaço anular, a pressão do gás sobre a válvula de pé diminui e a maior pressão exercida pelo reservatório permite a abertura da válvula de pé. O líquido alimentado pelo reservatório escoo através do orifício, juntamente com o gás contido no interior da coluna, e inicia a restauração da carga de líquido no espaço anular (Figura 3.1.e).
Alimentação da coluna de produção	A contra-pressão à jusante do orifício, exercida pela carga de líquido em restauração no espaço anular, sobe até interromper a passagem do gás e a descompressão da coluna. Uma parcela do líquido proveniente do reservatório passa a alimentar a carga no interior da coluna (Figura 3.1.f).

Alguns parâmetros geométricos do poço e do escoamento envolvidos na modelagem do GLI-I são vistos na Figura 3.2, em diferentes etapas do ciclo: transferência e elevação.

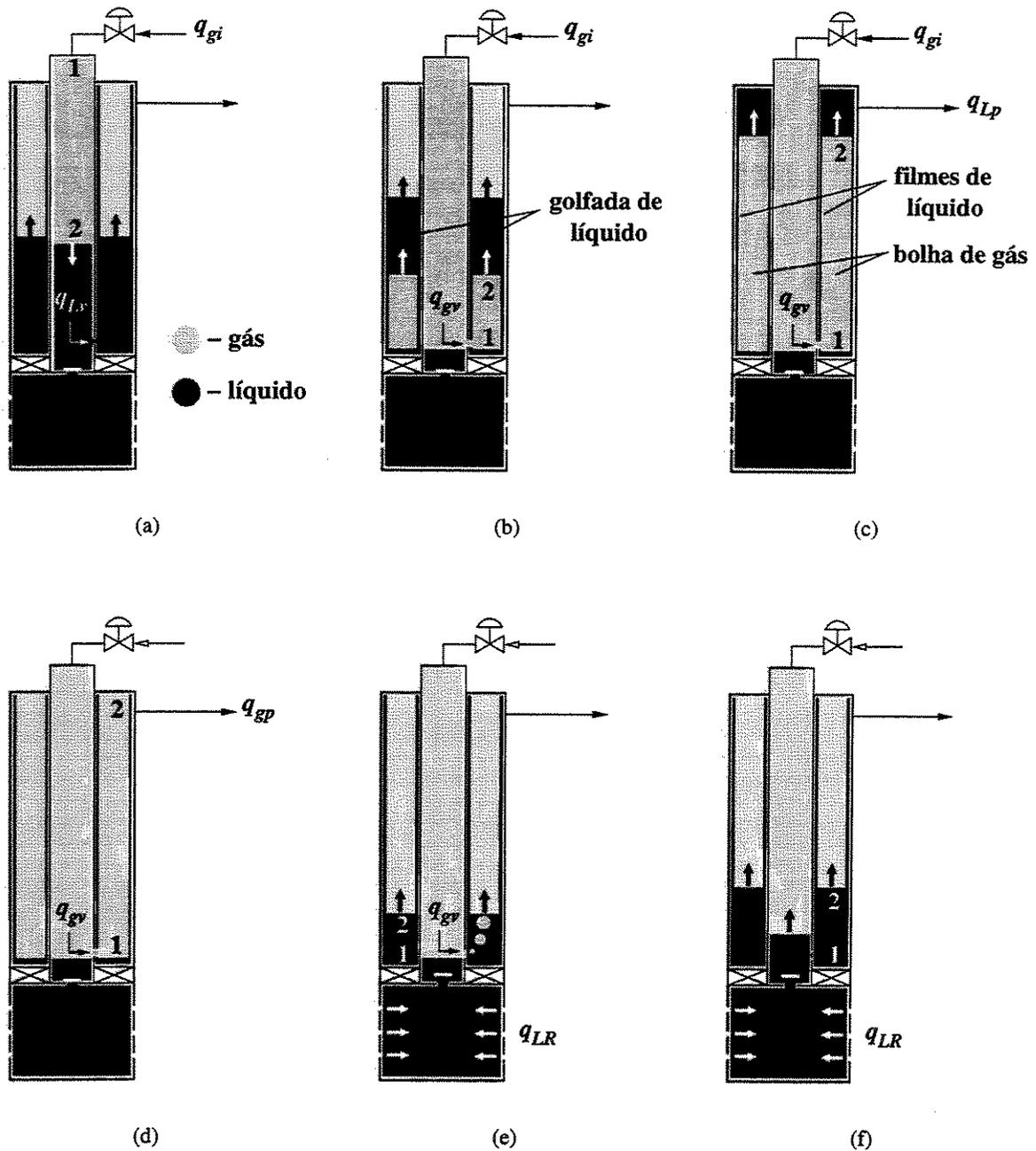


Figura 3.1 - Representação esquemática das etapas<sup>0</sup> do ciclo de GLI-I: (a) transferência; (b) elevação; (c) produção; (d) descompressão; (e) alimentação do espaço anular; (f) alimentação da coluna de produção.

<sup>0</sup>A representação da etapa de injeção do ciclo de GLI-I é omitida por coincidir com as etapas de transferência, de elevação e eventualmente de produção.

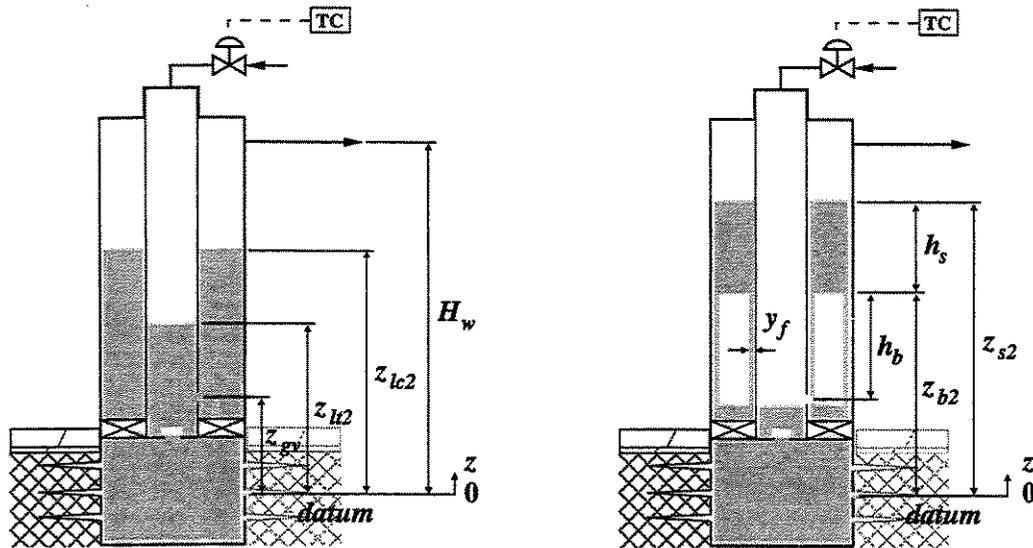


Figura 3.2 - Parâmetros geométricos do poço e do escoamento dos fluidos em diferentes etapas do ciclo de GLI-I: (a) transferência; (b) elevação.

## 3.2 Coluna de Produção

No GLI-I, a coluna de produção é preenchida pela carga de líquido, acumulada na parte inferior da coluna, e pelo volume de gás pressurizado acima. A interface entre a carga de líquido e o volume de gás se move à medida em que o gás é injetado e o líquido é transferido para o espaço anular, ou o líquido é alimentado para a coluna de produção, e o gás é comprimido. É assumido que não há formação de filme de líquido nas paredes internas da coluna de produção. Nas demais etapas do ciclo, a posição da interface líquido-gás coincide com a do orifício.

### 3.2.1 Balanço de massa para o gás

A variação da quantidade de gás na coluna de produção decorre da diferença entre as vazões mássicas de gás injetada no topo da coluna, através da válvula motora, e escoada para o espaço anular, através do orifício. Ao longo do ciclo de GLI-I, esta variação é determinada através do balanço de massa aplicado ao volume de controle correspondente ao gás, expressado como:

$$A_t h_{bt} \frac{d\bar{\rho}_{gt}}{dt} + \bar{\rho}_{gt} A_t \frac{dh_{bt}}{dt} - \rho_{gt1} v_{rbt1} A_t + \rho_{gt2} v_{rbt2} A_t = 0 \quad (3.1)$$

onde:

$A_t$  - área da seção transversal da coluna de produção,  $A_t = \pi D_i^2/4$ ;

$h_{bt}$  - altura do volume de gás na coluna,  $h_{bt} = H_w - z_{t2}$ ,  $\frac{dh_{bt}}{dt} = -[[L_4 \vee L_9]] \frac{dz_{t2}}{dt}$ ;

$L_4$  e  $L_9$  - *flags* lógicos indicadores das etapas de transferência e alimentação da coluna de produção, respectivamente – ativa (=1) ou inativa (=0);

$\bar{\rho}_{gt}$  - densidade média do gás na coluna de produção;

$\rho_{gt1}$  e  $\rho_{gt2}$  - densidades no topo e na base do volume de gás, respectivamente;

$v_{rbt1}$  e  $v_{rbt2}$  - velocidades relativas no topo e na base do volume de gás, respectivamente:

$$v_{rbt1} = [[L_1]] \frac{\dot{m}_{gi}}{\rho_{gt1} A_t}, \quad v_{rbt2} = [[L_4 \vee L_9]] \frac{\dot{m}_{gv}}{\rho_{gt2} A_t};$$

$L_1$  - *flag* lógico indicador da posição da válvula motora<sup>1</sup>, aberta(=1) ou fechada (=0);

$\dot{m}_{gi}$  - vazão mássica de gás injetada através da válvula motora;

$\dot{m}_{gv}$  - vazão mássica de gás no orifício.

### 3.2.2 Balanço de quantidade de movimento para o gás

A presença de efeitos de compressibilidade do gás na coluna de produção pode tornar a dinâmica do seu escoamento bastante complexa. Dado o grau de detalhamento pretendido para o modelo (unidimensional no tempo), estes efeitos são negligenciados juntamente com as magnitudes das variações de quantidade de movimento associadas à aceleração da massa de gás na coluna, a entrada de gás no seu topo e a saída de gás no orifício, quando comparados com as demais forças atuantes no escoamento.

Com base nestas simplificações, o balanço de forças sobre o volume de gás estabelece que a diferença de pressão entre o topo e a base do seu volume está em equilíbrio com as forças viscosas na parede interna da coluna e o peso do próprio fluido:

$$(P_{gt2} - P_{gt1}) A_t - \bar{\rho}_{gt} g A_t h_{bt} - \tau_{bt} S_{bt} = 0 \quad (3.2)$$

<sup>1</sup>Os *flags* lógicos  $L_1$  e  $L_3$  do modelo de GLI-I possuem o mesmo significado do modelo de GLI. O *flag*  $L_2$  no GLI-I é referente ao orifício.

onde:

$P_{gt1}$  e  $P_{gt2}$  - pressões no topo e na base do volume de gás, respectivamente;

$\tau_{bt}$  - tensão cisalhante viscosa da interface do volume de gás com parede interna da coluna de produção:

$$\tau_{bt} = \frac{1}{8} f_{bt} \bar{\rho}_{gt} v_{bt}^2;$$

$f_{bf}$  - fator de atrito na interface do volume de gás com parede interna da coluna de produção, Equações B.8 e B.9 do Apêndice B;

$S_{bt}$  - área superficial de contato do gás com a parede interna da coluna,  $S_{bt} = \pi D_t h_{bt}$ .

Com exceção das etapas de transferência e de alimentação da coluna de produção, a pressão na base do volume de gás ( $P_{gt2}$ ) corresponde à pressão à montante do orifício ( $P_{t2}$ ).

### 3.2.3 Equação de estado do gás

Os estados do gás no topo e na base do volume por ele ocupado são determinados pelas respectivas equações de estado dos gases reais:

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{gt1} = \frac{Z_{gt1} \bar{R} T_s}{M} \quad (3.3)$$

e

$$\left(\frac{P}{\rho}\right)_{gt2} = \frac{Z_{gt2} \bar{R} \bar{T}_{gt}}{M} \quad (3.4)$$

onde:

$Z_{gt1}$  e  $Z_{gt2}$  - fatores de compressibilidade do gás no topo e na base do volume por ele ocupado, respectivamente;

$\bar{R}$  - constante universal dos gases ( $\bar{R} = 8314 \text{ J/kmol} \cdot \text{K}$ );

$T_s$  - temperatura da superfície – cabeça do poço;

$\bar{T}_{gt}$  - temperatura média do gás na coluna de produção,

$$\bar{T}_{gt} = \frac{1}{2} (\bar{T}_{gc} + T_R) , \quad \bar{T}_{gc} = \frac{1}{2} (T_s + T_{gv}) ;$$

$M$  - Peso molecular do gás.

### 3.2.4 Fator de compressibilidade do gás

Os desvios no comportamento volumétrico do gás, considerados nas Equações 3.3 e 3.4, são determinados em função das pressões e temperaturas reduzidas correspondentes, através da correlação implícita de Dranchuk, Purvis e Robinson (apud Ikoku, 1984) – Equação B.6 do Apêndice B:

$$Z_{gt1} = Z(P_{rgt1}, T_{rs}, Z_{gt1}) \quad (3.5)$$

e

$$Z_{gt2} = Z(P_{rgt2}, T_{rgt}, Z_{gt2}) \quad (3.6)$$

onde:

$P_{rgt1}$  e  $P_{rgt2}$  - pressões reduzidas do gás no topo e na base do volume por ele ocupado, respectivamente:

$$P_{rgt(1,2)} = P_{gt(1,2)} / P_{crit.} ;$$

$T_{rs}$  e  $T_{rgt}$  - temperaturas reduzidas do gás no topo e na base do volume por ele ocupado, respectivamente:

$$T_{r(s,gt)} = T_{(s,gt)} / T_{crit.} .$$

### 3.2.5 Balanço de massa para a carga de líquido

A variação da carga de líquido no interior da coluna de produção é originada pela diferença entre o volume de líquido alimentado pelo reservatório e o escoado para o espaço anular, ao longo do ciclo de GLI-I. O balanço de massa aplicado ao volume de controle do líquido estabelece, portanto, que:

$$\rho_L A_t \frac{dh_{lt}}{dt} - \rho_L v_{rt2} A_t = 0 \quad (3.7)$$

onde:

$\rho_L$  - densidade do líquido, Equação B.1 do Apêndice B;

$h_{lt}$  - altura da carga de líquido na coluna de produção,  $h_{lt} = z_{lt2} - z_{gv}$ ,

$$\frac{dh_{lt}}{dt} = -\frac{dh_{bt}}{dt} = \llbracket L_4 \vee L_9 \rrbracket \frac{dz_{lt2}}{dt};$$

$v_{rt2}$  - velocidade relativa do líquido na base do seu volume,  $v_{rt2} = \llbracket L_3 \rrbracket \frac{\dot{m}_{LR}}{\rho_L A_t} - \llbracket L_2 \rrbracket \frac{\dot{m}_{Lv}}{\rho_L A_t}$ ;

$\dot{m}_{Lv}$  - vazão mássica de líquido no orifício, Equação 3.28 na Seção 3.6;

### 3.2.6 Balanço de quantidade de movimento para a carga de líquido

Negligenciadas as variações de quantidade de movimento associadas à entrada e saída de líquido na sua base, a carga de líquido é acelerada pela força resultante do balanço entre a diferença de pressão atuante nas extremidades da carga, o atrito viscoso do líquido na parede da coluna e o peso do próprio fluido. A dinâmica do escoamento de líquido na coluna de produção é expressada através do balanço de quantidade de movimento, aplicado ao volume de controle da carga:

$$\rho_L A_t h_{lt} \frac{dv_{lt}}{dt} = (P_{t2} - P_{gt2}) A_t - \rho_L g A_t h_{lt} + \tau_{lt} S_{lt} = 0 \quad (3.8)$$

onde:

$v_{lt}$  - velocidade do líquido na coluna de produção;

$P_{t2}$  - pressão a montante do orifício;

$\tau_{lt}$  - tensão cisalhante viscosa do líquido na parede interna da coluna de produção:

$$\tau_{lt} = \frac{1}{8} f_{lt} \rho_L v_{lt}^2;$$

$f_{bf}$  - fator de atrito do líquido na parede interna da coluna de produção, Equações B.8 e B.9 do Apêndice B;

$S_{lt}$  - área superficial de contato do líquido com a parede interna da coluna,  $S_{lt} = \pi D_i h_{lt}$ .

### 3.2.7 Cinemática do movimento do líquido

No decorrer das etapas de transferência e alimentação da coluna de produção, a velocidade do líquido é assumida igual à velocidade de deslocamento da interface gás-líquido no interior da coluna:

$$v_{lt} = \frac{dz_{lt2}}{dt} \quad (3.9)$$

### 3.2.8 Equação de fechamento para a coluna de produção

O sistema de equações que descreve os escoamentos de líquido e gás na coluna de produção é formado até aqui por 9 equações e 10 variáveis incógnitas ( $\bar{p}_{gt}$ ,  $\rho_{gt1}$ ,  $P_{gt1}$ ,  $Z_{gt1}$ ,  $\rho_{gt2}$ ,  $P_{gt2}$ ,  $Z_{gt2}$ ,  $P_{t2}$ ,  $z_{lt2}$  e  $v_{lt}$ ). Para completar este sistema, é adotada uma expressão relacionando a densidade média do gás no interior da coluna de produção com a densidade do gás no topo da coluna, em função da altura do volume de gás :

$$\bar{p}_{gt} = \rho_{gt1} \frac{\exp(\lambda h_{bt}) - 1}{\lambda h_{bt} \exp(\lambda h_{bt})} \quad (3.10)$$

onde:

$$\lambda - \text{constante, } \lambda = M_g / \left( \frac{Z_{gt1} + Z_{gt2}}{2} \right) \bar{R} \bar{T}_{gt}.$$

## 3.3 Espaço Anular

A distribuição das fases líquida e gasosa no interior do espaço anular é bem mais complexa do que aquela observada na coluna de produção. Nas etapas de elevação e produção, são consideradas duas regiões de escoamento distintas: uma monofásica, constituída pelo volume de líquido em ascensão na forma de uma golfada; e outra bifásica, com padrão de escoamento assumido anular.

A golfada de líquido acima é deslocada pelo gás que sobe pelo centro da seção anelar, sob a forma de uma bolha alongada desde o orifício. O líquido deixado para trás da golfada, devido ao *fallback*, é acumulado nos filmes formados nas paredes externa da coluna e interna do revestimento. Para simplificar a modelagem do escoamento na região bifásica, o entranhamento de líquido na bolha de gás é negligenciado.

A região bifásica ocupa todo o espaço anular durante a descompressão. Com o início da alimentação do espaço anular, voltam a existir novamente duas regiões de escoamento. A bolha de gás eventualmente continua a descomprimir, enquanto os filmes de líquido descem pelas paredes, ajudando a recompor a nova carga de líquido alimentada pelo reservatório.

Nos ciclos de GLI-I posteriores, durante a elevação da golfada, os filmes de líquido acima da golfada, remanescentes do ciclo anterior, são assumidos estáticos e incorporados à golfada em ascensão.

### 3.3.1 Balanço de massa para a bolha de gás

A massa de gás acumulada no espaço anular resulta da diferença entre as vazões mássicas admitida através do orifício e produzida na cabeça do poço (topo do espaço anular). O balanço de massa sobre o volume de controle coincidente com a bolha de gás é expressado como:

$$A_b h_b \frac{d\bar{\rho}_{gc}}{dt} + \bar{\rho}_{gc} h_b \frac{dA_b}{dt} + \bar{\rho}_{gc} A_b \frac{dh_b}{dt} - \rho_{gc1} v_{rb1} A_b + \rho_{gc2} v_{rb2} A_b = 0 \quad (3.11)$$

onde:

$A_b$  - área da seção transversal da bolha de gás,

$$A_b = A_c - A_f = \frac{\pi}{4} (D_c^2 - D_t^2) - \pi y_f (D_c + D_t), \quad \frac{dA_b}{dt} = -\pi (D_c + D_t) \frac{dy_f}{dt};$$

$h_b$  - altura da bolha de gás,  $h_b = z_{b2} - z_{b1}$ ,  $\frac{dh_b}{dt} = [L_5 \vee L_6] \frac{dz_{b2}}{dt} - [L_8] \frac{dz_{b1}}{dt}$ ;

$L_5$ ,  $L_6$  e  $L_8$  - *flags* lógicos indicadores das etapas de elevação, produção e alimentação do espaço anular, respectivamente - ativa (=1) ou inativa (=0);

$\bar{\rho}_{gc}$  - densidade média do gás na bolha;

$\rho_{gc1}$  e  $\rho_{gc2}$  - densidades do gás no topo e na base da bolha, respectivamente;

$v_{rb1}$  e  $v_{rb2}$  - velocidades relativas do gás no topo e na base da bolha, respectivamente:

$$v_{rb1} = [\neg L_9] \frac{\dot{m}_{gv}}{\rho_{gc1} A_b}, \quad v_{rb2} = [L_7] \frac{\dot{m}_{gp}}{\rho_{gc} A_b};$$

$\dot{m}_{gp}$  - vazão mássica de gás produzida,  $\dot{m}_{gp} = \rho_{gc} v_b A_b$ .

### 3.3.2 Balanço de quantidade de movimento para a bolha de gás

Assumidas as mesmas hipóteses feitas na subsecção 3.2.2, o balanço das forças que agem sobre a bolha de gás estabelece o equilíbrio entre a diferença de pressão entre a base e o topo da bolha, as forças de atrito viscoso nas interfaces com os filmes de líquido e o peso próprio do gás:

$$(P_{gc1} - P_{gc2}) A_b - \bar{\rho}_{gc} g A_b h_b - \tau_{bfo} S_{bfo} - \tau_{bfi} S_{bfi} = 0 \quad (3.12)$$

onde:

$P_{gc1}$  e  $P_{gc2}$  - pressões do gás no topo e na base da bolha, respectivamente;

$\tau_{bfi}$  e  $\tau_{bfo}$  - tensões cisalhantes viscosas nas interfaces da bolha de gás com os filmes das paredes interna do revestimento e externa da coluna de produção, respectivamente:

$$\tau_{bfi} \approx \tau_{bfo} = \frac{1}{2} C_{f,bfo} \bar{\rho}_{gc} v_b^2 ;$$

$C_{f,bfo}$  - coeficiente de atrito na interface da bolha de gás com o filme da parede interna do revestimento, Equação B.7 do Apêndice B;

$S_{bfi}$  e  $S_{bfo}$  - área superficial de contato entre a bolha de gás e os filmes de líquido interno ao revestimento e externo à coluna de produção, respectivamente:

$$S_{bfi} = \pi (D_t + 2y_f) h_b, \quad S_{bfo} = \pi (D_c - 2y_f) h_b.$$

### 3.3.3 Equação de estado do gás

Os estados do gás no topo e na base do volume por ele ocupado são determinados pelas respectivas equações de estado para gases reais:

$$\left( \frac{P}{\rho} \right)_{gc1} = \frac{Z_{gc1} \bar{R} T_{gc1}}{M} \quad (3.13)$$

e

$$\left( \frac{P}{\rho} \right)_{gc2} = \frac{Z_{gc2} \bar{R} T_{gc2}}{M} \quad (3.14)$$

onde:

$Z_{gc1}$  e  $Z_{gc2}$  - fatores de compressibilidade do gás na base e no topo da bolha, respectivamente;

$T_{gc1}$  e  $T_{gc2}$  - temperaturas do gás na base e no topo da bolha, respectivamente,

$$T_{gc1} = T_{gc2} = \bar{T}_{gc}.$$

### 3.3.4 Fator de compressibilidade do gás

Os desvios no comportamento volumétrico do gás, considerados nas Equações 3.13 e 3.14, são determinados em função das pressões e temperaturas reduzidas correspondentes, através da correlação implícita de Dranchuk, Purvis e Robinson (apud Ikoku, 1984) – Equação B.6 do Apêndice B:

$$Z_{gc1} = Z(P_{rgc1}, T_{rgc1}, Z_{gc1}) \quad (3.15)$$

e

$$Z_{gc2} = Z(P_{rgc2}, T_{rgc2}, Z_{gc2}) \quad (3.16)$$

onde:

$P_{rgc1}$  e  $P_{rgc2}$  - pressões reduzidas do gás na base e no topo da bolha, respectivamente;

$T_{rgc1}$  e  $T_{rgc2}$  - temperaturas reduzidas do gás na base e no topo da bolha, respectivamente.

### 3.3.5 Cinemática do movimento para o gás

Nas etapas de elevação e produção, é assumido que o escoamento de gás não apresenta efeitos de compressibilidade significativos, após a brusca expansão na saída do orifício. A velocidade do gás na bolha é aproximada pela velocidade de deslocamento do topo da bolha:

$$v_b = \frac{dz_{b2}}{dt} \quad (3.17)$$

### 3.3.6 Balanço de massa para a golfada de líquido

O volume inicial da golfada de líquido compreende as cargas acumuladas na coluna de produção e no espaço anular. Na elevação da golfada, o líquido deixado para trás devido ao *fallback* é, em parte, substituído pelo líquido incorporado dos filmes remanescentes do ciclo anterior. O balanço de massa para o volume de controle da golfada de líquido fornece a seguinte expressão:

$$\rho_L A_c \frac{dh_s}{dt} + \rho_L v_{rs2} (A_{fo'} + A_{fi'}) - \rho_L v_{rsf} (A_{fo} + A_{fi}) - \rho_L v_{rs1} A_c = 0 \quad (3.18)$$

onde:

$h_s$  - altura da golfada de líquido,  $h_s = z_{s2} - z_{b2}$ ,

$$\frac{dh_s}{dt} = \llbracket L_4 \vee L_5 \vee L_6 \rrbracket \frac{dz_{s2}}{dt} - \llbracket L_5 \vee L_6 \rrbracket \frac{dz_{b2}}{dt};$$

$v_{rs2}$  - velocidade relativa do líquido na interface do topo da golfada com os filmes de líquido remanescentes do ciclo de GLI-I anterior,

$$v_{rs2} = \llbracket L_4 \vee L_5 \rrbracket (v_{f'} - v_s), \quad v_{f'} \approx 0;$$

$A_{fi'}$  e  $A_{fo'}$  - áreas das seções transversais dos filmes de líquido remanescentes do ciclo anterior (constantes);

$A_{fi}$  e  $A_{fo}$  - áreas das seções transversais dos filmes de líquido formados no ciclo em curso,

$$A_{fi} = \pi y_f (D_t + y_f), \quad A_{fo} = \pi y_f (D_c - y_f), \quad A_{fi} + A_{fo} = A_f;$$

$v_{rsf}$  - velocidade relativa do líquido na interface da base da golfada com os filmes de líquido originados pelo *fallback*,

$$v_{rsf} = \llbracket L_5 \vee L_6 \rrbracket (v_f - v_b);$$

$v_{rs1}$  - velocidade relativa do líquido na base da golfada durante a etapa de transferência,

$$v_{rs1} = \llbracket L_4 \rrbracket \frac{\dot{m}_{Lv}}{\rho_L A_c}.$$

### 3.3.7 Balanço de quantidade de movimento para a golfada de líquido

Assumido que a dinâmica do escoamento da golfada de líquido não é significativamente afetada pelas quantidades de movimento associadas ao *fallback* e à incorporação dos filmes do ciclo anterior, a aceleração da massa de líquido da golfada é originada pela força resultante entre a diferença de pressão no topo e na base da golfada, o atrito viscoso do fluido nas paredes no espaço anular e o peso próprio do fluido. Na etapa de produção, a conexão da cabeça do poço com a linha de produção introduz uma perda de carga adicional, determinada pelo coeficiente de perda  $K$  ( $\approx 0,6$ ).

O balanço de quantidade de movimento sobre o volume de controle da golfada de líquido é dado por:

$$\rho_L A_c h_s \frac{dv_s}{dt} = (P_{gc2} - P_{gc3}) A_c - \rho_L g A_c h_s - \tau_{sci} S_{sci} - \tau_{sco} S_{sco} - \llbracket L_6 \rrbracket K \rho_L \frac{v_s^2}{2} A_c \quad (3.19)$$

onde:

$v_s$  - velocidade do líquido na golfada;

$P_{gc3}$  - pressão no topo da golfada de líquido,  $P_{gc3} = P_{wh} \exp [\lambda (H_w - z_{s2})]$ ,

$\lambda = Mg/0,85\bar{R}\bar{T}_{gc}$ ;

$\tau_{sci}$  e  $\tau_{sco}$  - tensões cisalhantes viscosas do líquido nas paredes interna do revestimento e externa da coluna, respectivamente:

$$\tau_{sci} \approx \tau_{sco} = \frac{1}{8} f_{sco} \rho_L v_s^2 ;$$

$f_{sco}$  - fator de atrito do líquido na parede interna do revestimento, Equações B.8 e B.9 do Apêndice B.

$S_{sci}$  e  $S_{sco}$  - área superficial de contato da golfada de líquido com as paredes interna do revestimento e externa da coluna, respectivamente:

$$S_{sci} = \pi D_t h_s \quad \text{e} \quad S_{sco} = \pi D_c h_s .$$

### 3.3.8 Cinemática do movimento para a golfada de líquido

Nas etapas de transferência e elevação, a velocidade do líquido é assumida igual à velocidade de deslocamento do topo da golfada:

$$v_s = \frac{dz_{s2}}{dt} \quad (3.20)$$

### 3.3.9 Balanço de massa para o filme de líquido

A existência de filmes de líquido nas paredes interna do revestimento e externa da coluna de produção dificulta a modelagem do escoamento no espaço anular. A descrição da geometria do escoamento é simplificada, assumindo filmes uniformes e de mesma espessura (Kelessidis e Dukler, 1989). A geometria do filmes, mais especificamente a sua espessura, é determinada pela entrada e saída de líquido <sup>2</sup> correspondentes ao *fallback* e à alimentação do espaço anular, respectivamente.

Ambos os filmes possuem também o mesmo comprimento, determinado pelas posições:

- topo do filme: coincide com o topo da bolha nas etapas de elevação e produção. Durante a descompressão e nas etapas subsequentes, coincide com a cabeça do poço;
- base do filme: coincide com a posição do orifício durante as etapas de elevação, produção e descompressão. Na alimentação, coincide com o topo da carga de líquido.

Desta maneira, há a necessidade de estabelecer o balanço de massa para apenas um dos filmes. Por razões ligadas à modelagem da dinâmica do escoamento nos filmes, a ser apresentada na subseção 3.3.10, o filme da parede interna do revestimento é o escolhido. O balanço de massa para o volume de controle do referido filme é expressado como:

$$\rho_L h_f \frac{dA_{fo}}{dt} + \rho_L A_{fo} \frac{dh_f}{dt} + \rho_L v_{rf2} A_{fo} - \rho_L v_{rf1} A_{fo} = 0 \quad (3.21)$$

onde:

$$h_f - \text{altura do filme de líquido, } h_f = z_{b2} - z_{lc2},$$

$$\frac{dh_f}{dt} = \llbracket L_5 \vee L_6 \rrbracket \frac{dz_{b2}}{dt} - \llbracket L_8 \rrbracket \frac{dz_{lc2}}{dt};$$

---

<sup>2</sup>É assumido que não há transferência de massa na interface do filme de líquido com a bolha de gás.

$A_{fo}$  - área da seção transversal do filme,  $A_{fo} = \pi y_f (D_c - y_f)$ ,

$$\frac{dA_{fo}}{dt} = \pi (D_c - 2y_f) \frac{dy_f}{dt};$$

$v_{rf2}$  - velocidade relativa do líquido na interface da "golfada" com os filmes:

$$v_{rf2} = \llbracket L_5 \vee L_6 \rrbracket (v_f - v_b) + \llbracket L_7 \wedge v_f^+ \rrbracket v_f;$$

$v_{rf1}$  - velocidade relativa do líquido na interface do filme com a carga:

$$v_{rf1} = \llbracket L_8 \wedge (v_f < v_{lc}) \rrbracket (v_f - v_{lc}).$$

Na descompressão, parte do filme em ascensão é produzido na superfície. Não há refluxo de líquido da linha de produção para o poço. Em caso de abertura da válvula de pé no transcórrer da elevação, produção ou descompressão, o líquido alimentado pelo reservatório começa a formar uma nova carga no espaço anular.

### 3.3.10 Balanço de quantidade de movimento para o filme de líquido

A modelagem do escoamento nos filmes de líquido é simplificada mediante a hipótese de que a dinâmica do escoamento é semelhante nos dois filmes, *i.e.*, o líquido flui em ambos com a mesma velocidade. O balanço de forças precisa, portanto, ser determinado somente para um dos filmes. O filme da parede interna do revestimento é escolhido para permitir a utilização das correlações disponíveis na modelagem da dinâmica do seu escoamento.

Devido à geometria do filme ( $h_f \gg y_f$ ), as variações de quantidade de movimento são negligenciadas e o balanço de forças é estabelecido entre a diferença de pressão ao longo do filme<sup>3</sup>, o atrito viscoso na parede e na interface com a bolha de gás, e o próprio peso do líquido:

$$(P_{gc1} - P_{gc2}) A_{fo} - \rho_l g A_{fo} h_f + \tau_{bfo} S_{bfo} - \tau_{cfo} S_{cfo} = 0 \quad (3.22)$$

onde:

$\tau_{cfo}$  - tensão cisalhante viscosa na interface do filme de líquido com a parede interna do revestimento:

<sup>3</sup>O gradiente de pressão perpendicular ao escoamento pode ser negligenciado, quando comparado com o gradiente de pressão ao longo do filme.

$$\tau_{cfo} = \frac{1}{2} C_{f,cfo} \rho_L v_f^2 ;$$

$C_{f,cfo}$  - coeficiente de atrito na interface do filme de líquido com a parede interna do revestimento;

$S_{cfo}$  - área superficial de contato do filme com a parede interna do revestimento ( $S_{cfo} = \pi D_c h_f$ ).

O coeficiente de atrito  $C_{f,cfo}$  é calculado através das Equações B.10 e B.11 do Apêndice B, de acordo com o sentido do escoamento do filme em relação ao gás.

### 3.3.11 Altura do filme de líquido

Conforme afirmado na seção 3.3.9, a altura do filme de líquido é igual à da bolha de gás, durante as etapas de elevação, produção e descompressão:

$$h_f = h_b \quad (3.23)$$

### 3.3.12 Balanço de massa para a carga de líquido

A carga de líquido do espaço anular começa a ser restaurada a partir da abertura da válvula de pé, ou quando o gás não consegue mais arrastar os filmes de líquido e eles começam a descer. Esta condição é indicada pela mudança de sentido da velocidade do líquido nos filmes, que passa a ser negativa. O balanço de massa para a carga de líquido no espaço anular resulta na seguinte expressão:

$$\rho_L A_c \frac{dh_{lc}}{dt} - \rho_L v_{rtt1} A_c + \rho_L v_{rtt2} A_f = 0 \quad (3.24)$$

onde:

$v_{rtt1}$  - velocidade relativa do líquido na base da carga:

$$v_{rtt1} = \llbracket L_3 \wedge L_8 \wedge (\neg L_9) \rrbracket \frac{\dot{m}_{LR}}{\rho_L A_c} + \llbracket \neg L_8 \vee L_9 \rrbracket \frac{\dot{m}_{Lv}}{\rho_L A_c} ;$$

$v_{rit2}$  - velocidade relativa do líquido na interface com os filmes:

$$v_{rit2} = \llbracket v_f < v_{lc} \rrbracket (v_f - v_{lc}) .$$

### 3.3.13 Balanço de quantidade de movimento para a carga de líquido

As velocidades envolvidas na restauração da carga de líquido do espaço anular são geralmente baixas, proporcionando um balanço de forças próximo à condição de equilíbrio hidrostático da carga, dada por:

$$(P_{c1} - P_{gc1}) A_c - \rho_L g A_c h_{lc} = 0 \quad (3.25)$$

### 3.3.14 Cinemática do movimento para a carga de líquido

A velocidade do líquido na golfada é assumida igual à velocidade do topo da carga de líquido:

$$v_{lc} = \frac{dz_{lc2}}{dt} \quad (3.26)$$

### 3.3.15 Equação de fechamento

De maneira análoga ao que foi realizado na coluna de produção, o conjunto de equações para o espaço anular é completado por uma expressão que relaciona a densidade média do gás na bolha, determinada pelo balanço de massa, e a densidade do gás a base da bolha, em função de sua altura:

$$\bar{p}_{gc} = \rho_{gc1} \frac{\exp(\lambda h_b) - 1}{\lambda h_b \exp(\lambda h_b)} \quad (3.27)$$

onde:

$$\lambda - \text{constante, } \lambda = Mg / \frac{(Z_{gc1} + Z_{gc2})}{2} \bar{R} \bar{T}_{gc} .$$

## 3.4 Acoplamento Poço-Superfície

### 3.4.1 Vazão mássica na válvula motora

A vazão mássica de gás na válvula motora é calculada através da Equação 2.23, do modelo de GLI, substituindo a pressão no topo do espaço anular ( $P_{c1}$ ) pela pressão no topo da coluna de produção ( $P_{gt1}$ ).

### 3.4.2 Escoamento na linha de produção

De forma análoga ao modelo de GLI, são especificadas como condições de contorno a contra-pressão na cabeça do poço, a montante da linha de produção, e a temperatura da superfície. Todo fluido – líquido ou gás – é considerado produzido ao atingir à cabeça do poço.

## 3.5 Acoplamento Poço-Reservatório

O tratamento dado ao acoplamento poço-reservatório é semelhante ao realizado no modelo de GLI. O reservatório alimenta o poço somente de líquido, com pressão estática e índice de produtividade constantes.

### 3.5.1 Vazão mássica de líquido

A vazão mássica de líquido fornecida pelo reservatório é calculada pela Equação 2.24, do modelo de GLI.

## 3.6 Acoplamento Espaço Anular-Coluna de Produção

De acordo com a etapa em curso do ciclo de GLI-I, há o escoamento de líquido ou gás através do orifício que interliga a coluna de produção ao espaço anular. Desta forma, a vazão mássica de cada fase através do orifício é calculada por uma expressão individual.

### 3.6.1 Vazão mássica de líquido no orifício

O líquido proveniente do reservatório, após adentrar a coluna de produção nas etapas de transferência e alimentação da coluna de produção, escoar para o espaço anular através do orifício com vazão mássica dada por:

$$\dot{m}_{Lv} = K_v A_v \sqrt{2\rho_L (P_{t2} - P_{c1})} \quad (3.28)$$

onde:

$K_v$  - coeficiente de vazão do orifício,  $K_v = 0,4$ ;

$A_v$  - área da seção transversal do orifício,  $A_v = \pi D_v^2/4$ .

Estando a válvula de pé aberta nas demais etapas do ciclo de GLI-I, o escoamento real através do orifício passa a ser bastante complexo – líquido e gás escoando ao mesmo tempo através do orifício. Neste caso, é assumido que a vazão de mássica de líquido, alimentada pelo reservatório, é “escoada” diretamente para o espaço anular e incorporada à carga de líquido nele acumulada.

### 3.6.2 Vazão mássica de gás no orifício

A passagem de gás no orifício acontece durante as etapas de elevação, produção, descompressão e alimentação da carga de líquido do espaço anular. A vazão mássica de gás é calculada através da Equação 2.25, do modelo de GLI, substituindo as pressões  $P_{t1}$  e  $P_{c2}$  pelas pressões a jusante ( $P_{c1}$ ) e a montante do orifício ( $P_{t2}$ ), respectivamente. A área  $A_p$  representa a área de passagem do orifício.

## 3.7 Controle das equações e variáveis do modelo de GLI-I

O modelo dinâmico do GLI-I é formado por um conjunto completo de 30 equações diferenciais ordinárias temporais e algébricas, com 30 variáveis incógnitas a determinar, listadas na Tabela 3.2.

### 3.7.1 *Flags* lógicos de controle

As equações e variáveis participantes da simulação são interativamente modificadas ao longo de cada etapa do ciclo de GLI-I. As modificações são efetuadas através de *flags* lógicos de controle, mostrados na Tabela 3.3. Estes *flags* têm o seu valor alterado de acordo com a atuação das válvulas ou com a etapa do GLI-I em curso.

### 3.7.2 Atuação das válvulas

A atuação das válvulas é semelhante à considerada no GLI. É do tipo totalmente aberta – totalmente fechada (*on-off*) e ocorre de acordo com as condições pré-estabelecidas para cada válvula, indicadas nas Tabelas 3.4-3.6.

Tabela 3.2 - Variáveis do modelo de GLI-I.

Id.	Variável	Descrição
1	$\bar{\rho}_{gt}$	densidade média do gás na coluna de produção
2	$\rho_{gt1}$	densidade do gás no topo da col. de produção, a montante da válvula motora
3	$P_{gt1}$	pressão do gás no topo da col. de produção, a montante da válvula motora
4	$Z_{gt1}$	fator de compressibilidade do gás no topo da col. de produção
5	$\rho_{gt2}$	densidade na base do volume de gás – coluna de produção
6	$P_{gt2}$	pressão na base do volume de gás – coluna de produção
7	$Z_{gt2}$	fator de compressibilidade na base do volume de gás – col. de produção
8	$P_{t2}$	pressão a montante do orifício
9	$z_{lt2}$	posição da interface gás-líquido na coluna de produção
10	$v_{lt}$	velocidade da interface gás-líquido na coluna de produção
11	$\dot{m}_{gi}$	vazão mássica de gás na válvula motora
12	$\bar{\rho}_{gc}$	densidade média do gás na bolha – espaço anular
13	$\rho_{gc1}$	densidade do gás na base da bolha – espaço anular
14	$P_{gc1}$	pressão do gás na base da bolha – espaço anular
15	$Z_{gc1}$	fator de compressibilidade do gás na base da bolha – espaço anular
16	$\rho_{gc2}$	densidade do gás no topo da bolha – espaço anular
17	$P_{gc2}$	pressão do gás no topo da bolha – espaço anular
18	$Z_{gc2}$	fator de compressibilidade do gás no topo da bolha – espaço anular
19	$P_{c1}$	pressão a jusante do orifício
20	$z_{b2}$	posição do topo da bolha de gás no espaço anular
21	$v_b$	velocidade do gás na bolha
22	$y_f$	espessura média do filme de líquido no espaço anular
23	$z_{f2}$	posição do topo dos filmes de líquido no espaço anular
24	$v_f$	velocidade do líquido nos filmes
25	$z_{s2}$	posição do topo da golfada de líquido no espaço anular
26	$v_s$	velocidade do líquido na golfada
27	$z_{lc2}$	posição do topo da carga de líquido no espaço anular
28	$v_{lc}$	velocidade do líquido na carga alimentada
29	$\dot{m}_{(L,g)v}$	vazão mássica (de líquido ou gás) no orifício
30	$\dot{m}_{LR}$	vazão mássica de líquido alimentada pelo reservatório

Tabela 3.3 - *Flags* lógicos de controle da simulação ( $L_i$ ).

i	$L_i$
1	controle da válvula motora
2	controle do orifício ( $\equiv 1$ )
3	controle da válvula de pé
4	controle da etapa de transferência
5	controle da etapa de elevação
6	controle da etapa de produção
7	controle da etapa de descompressão
8	controle da etapa de alimentação: espaço anular
9	controle da etapa de alimentação: coluna de produção

nota:  $L_i = 1$  (ativo) ou 0 (inativo);

operadores lógicos:  $\vee$  (ou),  $\wedge$  (e),  $\neg$  (negação).

Tabela 3.4 - Atuação da válvula motora.

Posição	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta	$t \geq (n_{gi} - 1) t_{ciclo}$	var. 11, eq. 2.23 <sup>a</sup> , $L_1 = 1$
fechada	$t > (n_{gi} - 1) t_{ciclo} + t_{inj}$	$L_1 = 0$

nota:  $n_{gi}$  - contador de ciclos de GLI-I;

<sup>a</sup> - modificada conforme descrito na subseção 3.4.1.

Tabela 3.5 - Atuação do orifício de passagem.

Posição	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta (liq.)	$[F_4 \vee F_9]$	var. 29, eq. 3.28, $L_2 = 1$
aberta (gás)	$[F_5 \vee F_6 \vee F_7 \vee F_8]$	var. 29, eq. 2.25 <sup>a</sup> , $L_2 = 1$

<sup>a</sup> - modificada conforme descrito na subseção 3.6.2.

Tabela 3.6 - Atuação da válvula de pé.

Posição	Condição	Var's, Eq's & Flags
aberta	$P_R - \rho_L g z_{gv} \geq P_{t2}$	var. 30, eq. 2.24 <sup>a</sup> , $L_3 = 1$
fechada	$P_R - \rho_L g z_{gv} < P_{t1}$	$L_3 = 0$

<sup>a</sup> - modificada conforme descrito na subseção 3.5.1.

### 3.7.3 Controle das etapas do ciclo de GLI-I

A ocorrência de eventos específicos no ciclo de GLI-I informa ao algoritmo de simulação o início e o término de cada etapa. O algoritmo processa as alterações necessárias nas equações e variáveis do modelo, participantes da simulação, assegurando a sua consistência física e matemática. As equações e variáveis participantes em cada etapa, bem como os eventos que a caracterizam, são indicadas na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 - Eventos, equações e variáveis participantes da simulação, em cada etapa do GLI-I<sup>a</sup>.

Etapa	Evento		Var's, Eq's & Flags
	Início	Término	
Transferência	Abertura da válvula motora	Carga de líquido da coluna transferida para o revestimento ( $z_{lt2} = z_o$ )	var. 1-10,19,25-26; eq. 3.1-3.10,3.18-3.20; $L_4 = 1, L_{7-9} = 0$
Elevação	Carga de líquido da coluna transferida para o revestimento	Topo da golfada atinge a cabeça do poço ( $z_{sc2} = z_{wh}$ )	var. 1-7,12-18,20-26; eq. 3.1-3.6, 3.10-3.23, 3.27; $L_4 = 0, L_5 = 1$
Produção	Topo da golfada atinge a cabeça do poço	Base da golfada atinge a cabeça do poço ( $z_{bc2} = z_{wh}$ )	var. 1-7,12-18,20-26; eq. 3.1-3.6,3.10-3.19, 3.21-3.23,3.27; $L_5 = 0, L_6 = 1$
Descompressão	A base da golfada atinge a cabeça do poço	Pressão no topo da carga de líquido alimentada se iguala à pressão estática do gás no revestimento	var. 1-7,12-15,21-22, 24; eq. 3.1-3.6,3.10-3.13, 3.15, 3.21-3.22,3.27; $L_6 = 0, L_7 = 1$
Alimentação do espaço anular	Abertura da válvula de pé	Abertura da válvula motora	var. 1-7,12-15,19,21-22, 24,27-28; eq. 3.1-3.6, 3.10-3.13,3.15,3.21-3.22, 3.24-3.27; $L_8 = 1$
Alimentação da coluna de produção	Contra-pressão no orifício torna-se superior à pressão do gás na coluna de produção	Abertura da válvula motora	var. 1-10,12-15,19, 21-22, 24,27-28; eq. 3.1-3.13, 3.15, 3.21-3.22,3.24-3.27; $L_9 = 1$

<sup>a</sup>- Em condições normais de operação, a injeção é simultânea às etapas de transferência, elevação e produção; e por esta razão, é omitida nesta tabela.

### 3.8 Modelagem do *Gas Lift* invertido com válvula operadora (GLI-IV)

O *Gas Lift* invertido pode ser realizado também com o emprego de uma válvula operadora, semelhante à utilizada no GLI. A representação esquemática de uma instalação de GLI-IV em um poço vertical é vista na Figura 3.3. A coluna de produção é bloqueada com o auxílio de um *plug*, logo abaixo da válvula operadora, formando uma câmara de acumulação exclusiva para o gás injetado através da válvula motora.

A presença da válvula operadora elimina a etapa de transferência, e o líquido alimentado pelo reservatório escoo para o espaço anular, através da válvula de pé e do orifício localizado abaixo do *plug*.

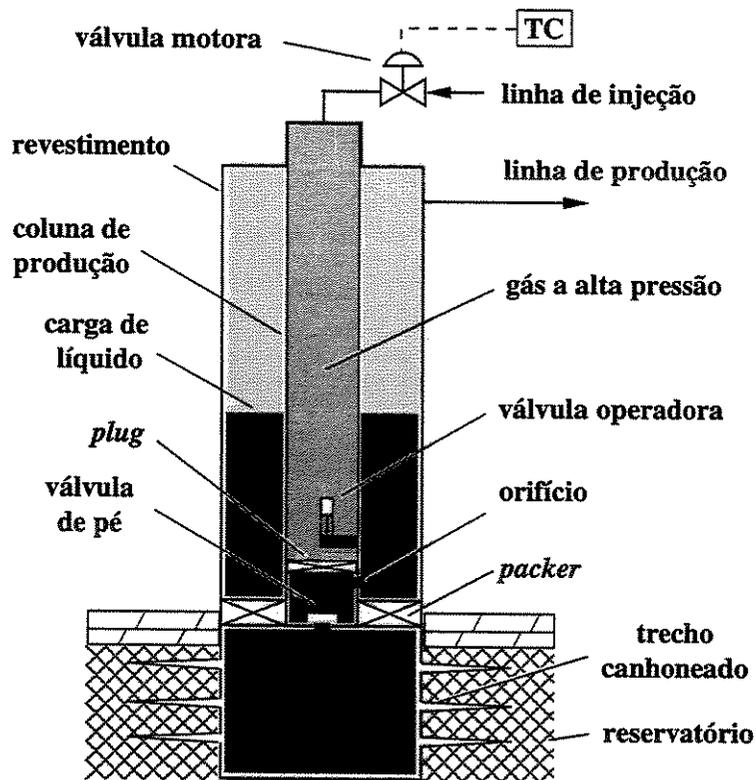


Figura 3.3 - Representação esquemática da instalação de GLI-IV em um poço vertical.

O ciclo de GLI-IV possui as mesmas etapas do GLI, indicadas na Tabela 2.1. As variáveis consideradas na modelagem também são idênticas às do GLI, relacionadas na Tabela 2.2. A diferença fica por conta das variáveis referentes ao espaço anular, no modelo de GLI, que agora dizem respeito à coluna de produção, e vice-versa.

O escoamento de gás na coluna de produção é modelado através das Equações 2.1-2.6, obtidas para o espaço anular no modelo de GLI, enquanto os escoamentos de líquido e gás no espaço anular são modelados pelas Equações 3.11-3.24, 3.26 e 3.27 do modelo de GLI-IV.

Os *flags* lógicos de controle e a atuação das válvulas seguem as condições estabelecidas nas Tabelas 2.3-2.6 para o GLI. Nas equações do espaço anular, os *flags* do modelo de GLI-I – Tabela 3.3 – são substituídos por seus correspondentes no GLI, *e.g.*,  $L_{5(\text{GLI-I})} \rightarrow L_{4(\text{GLI})}$ ,  $L_{6(\text{GLI-I})} \rightarrow L_{5(\text{GLI})}$  e  $L_9 = 0$ .

As equações e variáveis participantes em cada etapa do ciclo de GLI-IV, bem como os eventos que a caracterizam, são indicadas na Tabela 3.8.

Tabela 3.8 - Controle das etapas do ciclo de GLI-IV.

Etapa	Evento		Var's <sup>a</sup> , Eq's & Flags
	Início	Término	
Injeção	abertura da válvula motora	fechamento da válvula motora	var. 1-6, eq. 2.1-2.6
Elevação	abertura da válvula operadora	topo da golfada atinge à cabeça do poço ( $z_{s2} = H_w$ )	var. 8-21; eq. 3.11-3.23, 3.27; $L_4 = 1$ , $L_6 = L_7 = 0$
Produção	topo da golfada atinge a cabeça do poço	base da golfada atinge a cabeça do poço ( $z_{b2} = H_w$ )	var. 8-19 e 21, eq. 3.11-3.19, 3.21-3.23, 3.27; $L_4 = 0$ , $L_5 = 1$
Descompressão	base da golfada atinge a cabeça do poço	pressão no topo da carga de líquido iguala a pressão estática do gás na coluna	var. 8-11, 16-17 e 19, eq. 3.11-3.13, 3.15, 3.21-3.22, 3.27, $L_5 = 0$ , $L_6 = 1$
Alimentação	abertura da válvula de pé	fechamento da válvula de pé ou abertura da válvula operadora (no ciclo seguinte)	var. 22-23, eq. 3.24 e 3.26, $L_7 = 1$

<sup>a</sup> - As variáveis do modelo de GLI-IV são descritas na Tabela 2.2.

## Capítulo 4

### Solução do Modelo Matemático

#### 4.1 Introdução

Os modelos matemáticos concebidos nos capítulos 2 e 3, para descrever o comportamento dinâmico do poço com as variantes de *Gas Lift* intermitente: GLI, GLI-P, GLI-I e GLI-IV; são compostos de equações diferenciais ordinárias (EDO) de primeira ordem e de equações algébricas, expressadas na forma geral:

$$\frac{dE_j(\mathbf{y})}{dt} - F_j(\mathbf{y}) = 0, \quad \mathbf{y}(t_0) = \mathbf{y}_{t_0}, \quad j = 1, \dots, l \quad (4.1)$$

e

$$H_k(\mathbf{y}) = 0, \quad k = l + 1, \dots, m \quad (4.2)$$

onde:

$\mathbf{y}$  - vetor de variáveis do modelo – Tabelas 2.2 e 3.2 ;

$\mathbf{y}_0$  - vetor de condições iniciais;

$E, F$  e  $H$  - funções algébricas do vetor de variáveis do modelo – capítulos 2 e 3.

O modelo matemático formado pelo sistema misto de Equações 4.1 e 4.2 deve ser resolvido para cada instante de tempo, ao longo dos ciclos de *Gas Lift* intermitente, afim de simular o comportamento dinâmico do poço.

As características inerentes ao comportamento do poço devem ser consideradas na solução do modelo. A ocorrência de eventos específicos no decorrer dos ciclos de *Gas Lift* intermitente pode alterar o comportamento de uma ou mais variáveis do modelo, fazendo com que algumas das equações constituintes sejam **modificadas**, ou mesmo **retiradas** do seu sistema. Outras equações do modelo, anteriormente ausentes da simulação, podem ser **acrescentadas** ao sistema resolvido de modo a manter a sua coerência física e matemática.

Partindo de uma condição inicial conhecida, o poço deve apresentar ainda um comportamento transiente nos primeiros ciclos, tornando necessária a simulação de vários ciclos até que uma condição estacionária<sup>1</sup> seja eventualmente atingida.

Os métodos de solução analítica conhecidos não permitem resolver a contento o sistema das Equações 4.1 e 4.2 ao longo dos ciclos de *Gas Lift* intermitente. Soluções analíticas podem ser obtidas somente para subconjuntos de equações do sistema original, referentes a certos processos do ciclo ocorridos em situações muito particulares.

Dada a complexidade do problema, é necessária a adoção de um método numérico de solução aliado a uma estratégia de simulação robusta, que permita a cobertura de uma ampla gama de situações operacionais encontradas em campo. A estratégia adotada neste trabalho consiste em tratar o comportamento dinâmico do poço como uma sucessão de estados estacionários finitos, que evoluem no tempo em intervalos discretos, suficientemente pequenos, devido a perturbações ocorridas no sistema<sup>2</sup>.

O sistema de equações é resolvido numericamente através da discretização das EDO no tempo, pelo método de diferenças finitas, e da solução **simultânea do sistema algébrico não-linear** resultante pelo método de Newton-Raphson, para cada intervalo de tempo. A solução obtida em cada intervalo é utilizada como condição e estimativa iniciais para a simulação do intervalo subsequente.

## 4.2 Discretização das equações diferenciais ordinárias

A solução numérica do sistema considerado requer a discretização da Equação 4.1 no domínio do tempo, onde o vetor de variáveis  $y$  e as funções  $E$  e  $F$  são assumidos contínuos. A derivada

---

<sup>1</sup>Entenda-se por condição estacionária aquela na qual os ciclos de funcionamento do *Gas Lift* intermitente se repetem sem alterações significantes no seu comportamento – ciclos regulares.

<sup>2</sup>Esta simplificação é aplicável a situações onde o sistema físico responde rapidamente às perturbações externas, permitindo observar os efeitos transientes sobre o estado do sistema em curtos intervalos de tempo.

da função  $E$  com relação ao tempo é discretizada em diferenças centradas (Kreyszig, 1993) como:

$$\frac{dE(\mathbf{y})}{dt} = \frac{E(\mathbf{y}_{t+h}) - E(\mathbf{y}_{t-h})}{2h} + \varepsilon_{trunc.} \quad (4.3)$$

onde  $h$  é o comprimento do intervalo discreto de tempo e  $\varepsilon_{trunc.}$  representa o erro de truncamento da discretização, proporcional a  $h^2$ . A magnitude do erro  $\varepsilon_{trunc.}$  pode ser minimizada mediante a adoção de intervalos de tempo reduzidos. Fazendo  $t = t_0 + \Delta t/2$  e  $h = \Delta t/2$  na Equação 4.3 e substituindo o resultado na Equação 4.1, a EDO discretizada é expressada por:

$$\frac{E(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t}) - E(\mathbf{y}_{t_0})}{\Delta t} - F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t/2}) + \varepsilon_{trunc.} = 0 \quad (4.4)$$

A questão reside agora em avaliar a função  $F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t/2})$ , que pode ser interpolada a partir dos valores conhecidos de  $F$  nos instantes  $t$  e  $t + \Delta t$ :

$$F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t/2}) = \alpha \cdot F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t}) + (1 - \alpha) \cdot F(\mathbf{y}_{t_0}) \quad (4.5)$$

onde  $\alpha$  é um fator de interpolação que pode assumir qualquer valor entre 0 e 1. Para os valores extremos de  $\alpha$ , a Equação 4.5 resulta em:

$$\alpha = \begin{cases} 0 & \rightarrow F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t/2}) = F(\mathbf{y}_{t_0}) \quad , \text{ método explícito de Euler} \\ 1 & \rightarrow F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t/2}) = F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t}) \quad , \text{ método implícito de Euler} \end{cases} \quad (4.6)$$

De acordo com a EDO discretizada,  $F$  pode ser uma função implícita e não-linear de  $\mathbf{y}$ , impondo a necessidade de um processo iterativo<sup>3</sup> para a solução do sistema misto de equações. O processo iterativo para  $\alpha = 0$  requer normalmente a utilização de intervalos de tempo muito reduzidos, para assegurar a estabilidade da solução numérica.

No outro extremo, a estabilidade da solução numérica é assegurada para  $\alpha = 1$ , entretanto, a informação contida em  $F(\mathbf{y}_{t_0})$  é desperdiçada e o intervalo de tempo deve ser pequeno para reduzir o erro numérico. Um melhor compromisso entre a estabilidade e a qualidade da solução numérica é mantido com  $\alpha \approx 0,5$  (Ferziger, 1998), e as EDO discretizadas<sup>4</sup> assumem a forma final:

$$E(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t}) - E(\mathbf{y}_{t_0}) - 0,5\Delta t \cdot [F(\mathbf{y}_{t_0}) + F(\mathbf{y}_{t_0+\Delta t})] = 0 \quad (4.7)$$

<sup>3</sup>Esta necessidade decorre também das não-linearidades presentes nas equações algébricas.

<sup>4</sup>A forma geral considerada assume que  $\Delta t$  é suficientemente pequeno e que  $\varepsilon_{trunc.}$  pode ser negligenciado, quando comparado com os demais termos da equação.

### 4.3 Método de Newton-Raphson para múltiplas equações e incógnitas

O sistema não-linear formado pelas Equações 4.2 e 4.7 deve ser resolvido. As peculiaridades do sistema fazem com que sua solução por substituição sucessiva se torne demasiadamente complexa. As dimensões do sistema e as alterações que ele sofre no decorrer da simulação dificultam ou mesmo impossibilitam a obtenção de uma seqüência de substituições que garanta a convergência para uma solução. Diante disto, o sistema não-linear deve ser resolvido simultaneamente através de um método numérico iterativo.

Dentre os métodos existentes, o de Newton-Raphson é particularmente poderoso nesta tarefa (Stoecker, 1989) e de fácil implementação computacional. Para um sistema completo de  $m$  equações e  $n$  incógnitas ( $m = n$ ), as equações do sistema devem ser escritas na forma:

$$R_i(\mathbf{y}) = 0 \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (4.8)$$

onde  $R_i$  representa o resíduo da  $i$ -ésima equação do sistema, escrita na forma da Equação 4.7, e  $\mathbf{y}$  é o vetor<sup>5</sup> das variáveis incógnitas  $y_j$ ,  $j = 1, \dots, n$ . O procedimento iterativo de solução do sistema consiste nos seguintes passos:

1. Estimar inicialmente os valores de  $\mathbf{y}$ ,  $\mathbf{y}_t = (y_{1,t}, y_{2,t}, \dots, y_{n,t})$ ;
2. Calcular os resíduos  $R_i$  em  $\mathbf{y}_t$ ;
3. Computar numericamente as derivadas parciais dos resíduos  $R_i$  com relação a  $\mathbf{y}$ <sup>6</sup>:

$$\frac{\partial R_i}{\partial y_j} \approx \frac{R_i(y_1, y_2, \dots, y_j + \delta y_j, \dots, y_n) - R_i(y_1, y_2, \dots, y_j, \dots, y_n)}{\delta} \quad (4.9)$$

onde  $\delta \rightarrow 0^+$  ( $\approx 10^{-3}$ );

4. Linearizar o sistema simultâneo de equações a partir da expansão de  $R_i$  em série de Taylor:

$$R_i(\mathbf{y}_t) \approx R_i(\mathbf{y}_c) + \frac{\partial R_i(\mathbf{y}_t)}{\partial y_1} \cdot (y_{1,t} - y_{1,c}) + \frac{\partial R_i(\mathbf{y}_t)}{\partial y_2} \cdot (y_{2,t} - y_{2,c}) + \dots \quad (4.10) \\ + \frac{\partial R_i(\mathbf{y}_t)}{\partial y_n} \cdot (y_{n,t} - y_{n,c})$$

<sup>5</sup>O termo "vetor" é utilizado aqui para designar matrizes do tipo linha ou coluna.

<sup>6</sup>Embora a diferenciação analítica seja sempre preferível à diferenciação numérica, as alterações no formato das equações envolvidas, ao longo da simulação, fazem com que esta última seja mais adequada ao problema em questão.

O sistema simultâneo linearizado é expressado na forma matricial como:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial R_1}{\partial y_1} & \frac{\partial R_1}{\partial y_2} & \dots & \frac{\partial R_1}{\partial y_n} \\ \frac{\partial R_2}{\partial y_1} & \frac{\partial R_2}{\partial y_2} & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \\ \frac{\partial R_m}{\partial y_1} & \dots & & \frac{\partial R_m}{\partial y_n} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} y_{1,t} - y_{1,c} \\ y_{2,t} - y_{2,c} \\ \vdots \\ y_{n,t} - y_{n,c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_1 \\ R_2 \\ \vdots \\ R_m \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

5. Resolver o sistema linear da Equação 4.11 para determinar as correções  $\Delta y_j = y_{j,t} - y_{j,c}$ ;
6. Corrigir os valores de  $y$ ,  $y_j = y_{j,t} - \Delta y_j$ ;
7. Testar a convergência do procedimento iterativo. Se o maior valor relativo das correções for igual ou inferior à máxima tolerância admissível ao erro, a solução é declarada convergida e o procedimento é interrompido:

$$\left| \frac{\Delta y_j}{y_{j,c}} \right|_{\max} \leq \text{tolerância} \quad (4.12)$$

Caso contrário, retorna-se ao passo 1 para mais uma iteração.

#### 4.4 Solução do sistema linear por Decomposição LU

No método de Newton-Raphson, o sistema linearizado da Equação 4.11 deve ser resolvido a cada iteração para determinar as correções necessárias à solução do sistema não-linear correspondente – Equação 4.8. Escrito em notação matricial, o sistema linearizado possui a forma geral:

$$A \cdot x = b \quad (4.13)$$

onde  $A$  representa a matriz das derivadas parciais  $\partial R_i / \partial y_j$  (matriz jacobiana do sistema) e os vetores  $x$  e  $b$  correspondem às correções  $\Delta y_j$  e aos resíduos de  $R_i$  calculados em  $y_t$ , respectivamente. O sistema da Equação 4.13 pode ser resolvido diretamente através do método de decomposição LU<sup>7</sup> (Press, 1988). Este método é baseado na suposição de que a matriz de coeficientes  $A$  pode ser decomposta em duas outras matrizes: uma triangular inferior ( $L$ ) e outra triangular superior ( $U$ ),

<sup>7</sup>Outros métodos diretos para a solução de sistemas lineares, *e.g.*, os métodos de eliminação de Gauss e Gauss-Jordan, poderiam também ser utilizados neste caso. O menor esforço computacional requerido pela decomposição LU, contudo, favorece a sua utilização em relação aos demais métodos.

de maneira que:

$$\mathbf{L} \cdot \mathbf{U} = \mathbf{A} \quad (4.14)$$

ou na forma matricial expandida:

$$\begin{bmatrix} \alpha_{11} & 0 & \cdots & 0 \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & 0 & \vdots \\ \vdots & & \ddots & 0 \\ \alpha_{n1} & \cdots & & \alpha_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \beta_{11} & \beta_{12} & \cdots & \beta_{1n} \\ 0 & \beta_{22} & & \vdots \\ \vdots & 0 & \ddots & \\ 0 & \cdots & 0 & \beta_{nn} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \cdots & a_{1n} \\ a_{21} & a_{22} & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \\ a_{n1} & \cdots & & a_{nn} \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

A Equação 4.14 é então substituída na Equação 4.13 que, após o rearranjo de seus termos, fornece:

$$\mathbf{A} \cdot \mathbf{x} = (\mathbf{L} \cdot \mathbf{U}) \cdot \mathbf{x} = \mathbf{L} \cdot (\mathbf{U} \cdot \mathbf{x}) = \mathbf{b} \quad (4.16)$$

Na prática, isto representa a decomposição do sistema original em dois sistemas auxiliares, cujas respectivas soluções são facilmente determinadas algebricamente:

$$\mathbf{L} \cdot \mathbf{w} = \mathbf{b} \quad (4.17)$$

$$\mathbf{U} \cdot \mathbf{x} = \mathbf{w} \quad (4.18)$$

onde  $\mathbf{w}$  é o vetor solução da Equação 4.17. Os elementos  $w_i$  do vetor solução são obtidos por substituição sucessiva, de acordo com as seguintes expressões de recorrência:

$$w_1 = \frac{b_1}{\alpha_{11}}; \quad w_i = \frac{1}{\alpha_{ii}} \left( b_i - \sum_{j=1}^{i-1} \alpha_{ij} w_j \right) \quad i = 2, 3, \dots, n \quad (4.19)$$

Conhecido o vetor  $\mathbf{w}$ , a Equação 4.18 pode então ser resolvida por substituição retroativa para encontrar  $\mathbf{x}$ , que vem a ser também a solução do sistema linear original – Equação 4.13:

$$x_n = \frac{w_n}{\beta_{nn}}; \quad x_i = \frac{1}{\beta_{ii}} \left( w_i - \sum_{j=i+1}^n \beta_{ij} x_j \right) \quad i = n-1, n-2, \dots, 1 \quad (4.20)$$

Resta, portanto, determinar os coeficientes das matrizes triangulares L e U para que o procedimento de solução esteja completo.

#### 4.4.1 Determinação das matrizes triangulares

Efetuada a decomposição da matriz A conforme a Equação 4.14, os elementos desta matriz representam somas com número de termos distintos, determinadas de acordo com os índices  $i$  e  $j$  do elemento  $\alpha_{ij}$ :

$$i < j \rightarrow \alpha_{i1}\beta_{1j} + \alpha_{i2}\beta_{2j} + \dots + \alpha_{ii}\beta_{ij} = a_{ij} \quad (4.21)$$

$$i = j \rightarrow \alpha_{i1}\beta_{1j} + \alpha_{i2}\beta_{2j} + \dots + \alpha_{ii}\beta_{jj} = a_{ij} \quad (4.22)$$

$$i > j \rightarrow \alpha_{i1}\beta_{1j} + \alpha_{i2}\beta_{2j} + \dots + \alpha_{ij}\beta_{jj} = a_{ij} \quad (4.23)$$

Esta operação resulta em  $n$  equações lineares e  $n^2 + n$  incógnitas –  $\alpha_{ij}$  e  $\beta_{ij}$ . Como o número de incógnitas supera o número de equações disponível, é possível fixar  $n$  incógnitas arbitrariamente e resolver o sistema formado pelas Equações 4.21-4.23, para determinar as  $n^2$  incógnitas restantes. A solução deste sistema é facilitada pelo algoritmo de Crout (Press, 1988), que promove um rearranjo das equações do sistema através dos seguintes passos:

1. Fixar os elementos da diagonal principal da matriz L:

$$\alpha_{ii} \equiv 1 \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.24)$$

2. Para  $j = 1, 2, \dots, n$ :

- (a) Resolver as Equações 4.21 e 4.22 para  $i = 1, 2, \dots, j$ , obtendo como solução  $\beta_{ij}$ <sup>8</sup>:

$$\beta_{ij} = a_{ij} - \sum_{k=1}^{i-1} \alpha_{ik}\beta_{kj} \quad (4.25)$$

- (b) Resolver as Equações 4.23 para  $i = j + 1, j + 2, \dots, n$ , determinando  $\alpha_{ij}$ :

$$\alpha_{ij} = \frac{1}{\beta_{jj}} \left( a_{ij} - \sum_{k=1}^{j-1} \alpha_{ik}\beta_{kj} \right) \quad (4.26)$$

<sup>8</sup>O somatório da Equação 4.25 é assumido nulo para  $i = 1$ .

Os termos  $\alpha_{ij}$  e  $\beta_{ij}$  que aparecem no lado direito das Equações 4.25 e 4.26 já são conhecidos no momento em que são necessários. O algoritmo de Crout apresenta ainda outra vantagem computacional: os elementos da matriz  $A$  ( $a_{ij}$ ) são utilizados somente uma vez em todo o procedimento e podem armazenar os valores de  $\alpha_{ij}$  e  $\beta_{ij}$ , reduzindo o espaço de memória requerido pelo algoritmo:

#### 4.4.1.1 Algoritmo de Crout com Pivotamento Parcial

O algoritmo de Crout requer o pivotamento da matriz  $A$  antes de ser executado, para garantir a estabilidade do procedimento de solução do sistema linear. Felizmente, na prática, o pivotamento parcial, *i.e.*, o intercâmbio de linhas desta matriz, já é suficiente para garantir a estabilidade desejada. O pivotamento no algoritmo de Crout é acelerado pelo fato de que as Equações 4.25 e 4.26 são idênticas para  $i = j$ , exceto por uma divisão nesta última. Isto permite que todos os elementos de uma coluna, da diagonal principal para baixo, sejam calculados indistintamente e que, posteriormente, o maior elemento seja escolhido como pivô ( $\beta_{ii}$ ), sendo todas as divisões realizadas por este elemento.

## Capítulo 5

### Simulação Computacional do *Gas Lift* Intermitente

#### 5.1 Concepção e implementação de um simulador computacional de *Gas Lift* intermitente

Os requisitos básicos para o simulador computacional de *Gas Lift* intermitente consistem na capacidade de simular o complexo comportamento dinâmico do poço ao longo de vários ciclos, e para uma ampla faixa de condições operacionais. Para atender a estes requisitos, um algoritmo de simulação dinâmica foi concebido e implementado computacionalmente na forma de um simulador numérico.

O simulador construído possui estrutura modular, onde cada variante de *Gas Lift* intermitente modelada – GLI, GLI-P, GLI-I e GLI\_IV – constitui um módulo de simulação independente. A estrutura adotada permite que os diferentes módulos de simulação sejam alterados separadamente, sem riscos à integridade dos demais, o que contribui para aumentar a confiabilidade do código computacional do simulador como um todo.

Embora independentes, os módulos de simulação são baseados na **mesma** formulação dinâmica do *Gas Lift* intermitente. Esta característica reforça a confiança de que, ao comparar resultados entre dois ou mais módulos, as diferenças observadas refletem o comportamento dos sistemas físicos respectivos, e que não são decorrentes de questões ligadas à simulação, como a modelagem matemática ou o método numérico empregado.

O algoritmo de simulação é comum a todos os módulos, que partilham também o solucionador matemático e outras rotinas de importância secundária, *e.g.*, rotinas de leitura e impressão de dados, etc. Em razão das semelhanças existentes entre os módulos implementados, o módulo de

simulação de GLI (SIMGLI<sup>1</sup>) é tomado como exemplo e descrito em maiores detalhes, servindo de espelho para os demais.

## 5.2 Algoritmo de simulação do GLI

O fluxograma do algoritmo de simulação dinâmica do GLI é visto na Figura 5.1. A sessão de simulação é iniciada com a execução da rotina GLIcfcg, na qual são lidos os parâmetros de configuração da simulação a partir do arquivo de entrada (arq.cfg). Nesta rotina, são feitas verificações quanto à coerência dos parâmetros lidos, calculados parâmetros adicionais do modelo (temperaturas, propriedades dos fluidos, etc.) e inicializados os vetores de variáveis incógnitas ( $Y_0$ ) e *flags* lógicos de controle ( $L_0$ ) no tempo  $t = 0$ . Os elementos dos vetores  $Y_0$  e  $L_0$  correspondem às variáveis e *flags* mostrados nas Tabelas 2.2 e 2.3, respectivamente. Os parâmetros geométricos do poço, *e.g.* áreas e volumes, são determinados na rotina GLIgeo.

A simulação propriamente dita começa com o incremento inicial do contador de tempo  $t + \Delta t$  e a passagem dos vetores  $Y_0$  e  $L_0$  ao solucionador de equações NRsolv, no qual está implementado o procedimento de solução numérica descrito no Capítulo 4. Os vetores  $Y_0$  e  $L_0$  são informados também às rotinas GLIeqc, GLIeqt e GLIeqr, que fornecem ao solucionador as equações<sup>2</sup> referentes ao espaço anular, à coluna de produção e ao acoplamento poço-reservatório, respectivamente; apresentadas no Capítulo 2 e escritas no formato da Equação 4.8.

O solucionador NRsolv resolve iterativamente as equações do modelo para o instante de tempo  $t + \Delta t$  até que o critério de aceitação do vetor solução  $Y$  seja satisfeito, *i.e.*, a maior correção relativa na solução seja igual ou menor à máxima tolerância admissível ao erro especificada. O processo iterativo de solução é abortado nos seguintes casos: o solucionador interrompe o processo iterativo quando o critério de aceitação não é satisfeito após a realização de certo número de iterações, ou quando ocorrem singularidades na solução numérica.

Convergida a solução, a sua consistência é averiguada através do *status* do procedimento iterativo (solução convergida ou processo interrompido por uma das razões acima mencionadas), retornado pelo solucionador. Os elementos do vetor  $Y$  requisitados para impressão são enviados às saídas de dados (monitor e arquivos arq.dat e arq.log), para processamento posterior. Na seqüência, o vetor  $Y$  é repassado à rotina GLIres para a integralização dos resultados do ciclo em curso, como as vazões dos fluidos escoados no poço e o *fallback* de líquido:

<sup>1</sup>Os módulos para as demais variantes de *Gas Lift* intermitente modeladas são denominados de modo semelhante ao SIMGLI: "SIM" + sigla que identifica a variante .

<sup>2</sup>As equações referentes aos acoplamentos poço-superfície (válvula motora) e espaço anular-coluna de produção (válvula operadora) foram inseridas nas rotinas GLIeqc e GLIeqt, respectivamente.

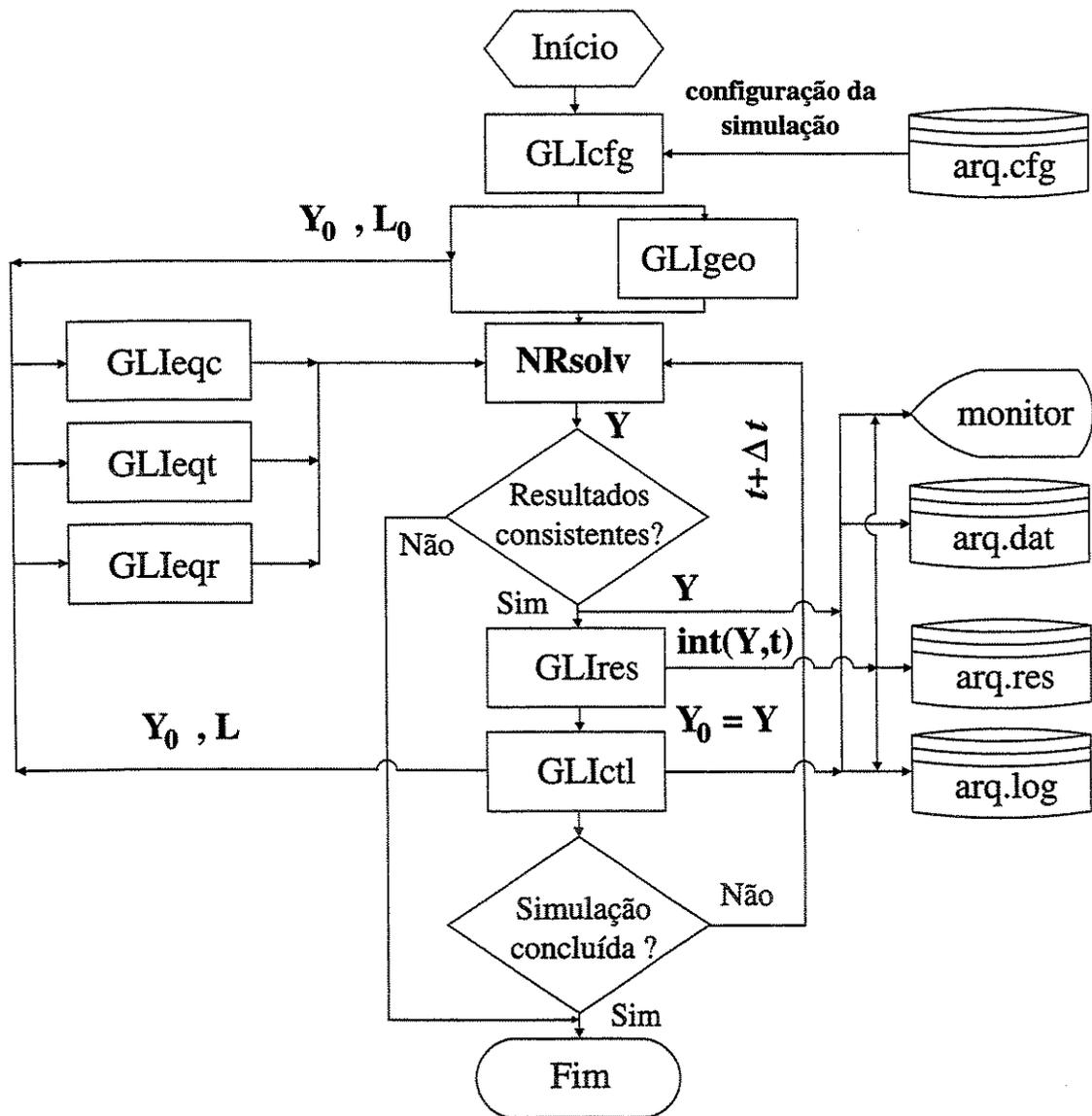


Figura 5.1 - Fluxograma do algoritmo de simulação do modelo de GLI.

$$V_{jC} = \frac{1}{\rho_{jsc}} \int_0^{t_{ciclo}} \dot{m}_j dt \quad (5.1)$$

e

$$fallback \text{ de líquido} = \frac{V_{li} - V_{LpC}}{V_{li}} \cdot 100\% \quad (5.2)$$

onde:

$V_{jC}$  - volume do fluido ( $j = o, g, e, w, 'i'$  injetado,  $'p'$ roduzido ou alimentado pelo  $'R'$ eservatório);

$\rho_{jsc}$  - densidade do fluido  $j$  na condição padrão;

$\dot{m}_j$  - vazão mássica instantânea do fluido  $j$ ;

$V_{li}$  - volume da carga inicial de líquido,  $V_{li} = A_t h_{li}$ ;

$V_{LpC}$  - volume de líquido produzido por ciclo,  $V_{LpC} = V_{opC} + V_{wpC}$ .

Ao final de cada ciclo, os resultados integrados no tempo –  $\text{int}(\mathbf{Y}, t)$  – são gravados em um arquivo de saída separado (arq.res). O vetor  $\mathbf{Y}$  é armazenado no vetor  $\mathbf{Y}_0$ , para servir de condição e estimativa iniciais no instante de tempo seguinte.

A rotina `GLIctl` é invocada verificar a evolução do ciclo de GLI, e realizar as alterações necessárias no modelo de acordo com a(s) etapa(s) em curso. O formato das equações e as variáveis participantes da simulação são controlados através do vetor de *flags* lógicos  $\mathbf{L}$ , conforme as condições indicadas nas Tabelas 2.4-2.7. Estas alterações são mostradas no monitor e armazenadas em arquivo de saída próprio (arq.log), para posterior conferência.

A simulação prossegue com o incremento do contador de tempo (virtual) de simulação  $t + \Delta t$  e a realização de mais uma iteração do algoritmo, até que o tempo total de simulação seja atingido.

### 5.3 Inicialização das equações e variáveis do módulo SIMGLI

A inicialização das equações e variáveis é feita a partir das informações fornecidas através do arquivo de configuração do caso a ser simulado. As informações necessárias estão reunidas em blocos na Figura (5.2). As principais informações contidas em cada bloco são relacionadas a seguir:

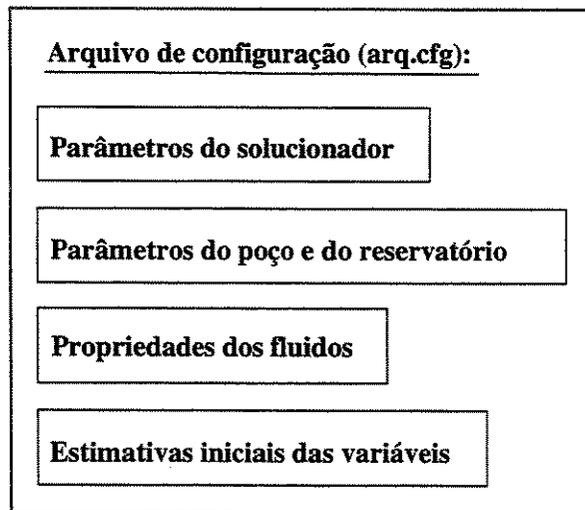


Figura 5.2 - Informações fornecidas através do arquivo de configuração (arq.cfg).

- parâmetros do solucionador de equações: duração da simulação, passo de tempo, número máximo de iterações para um passo de tempo, máxima tolerância ao erro admitida;
- parâmetros do poço e do reservatório: geometria do poço, condições na injeção de gás e na cabeça do poço, índice de produtividade do poço e pressão estática do reservatório, temporização da válvula motora, geometria e carregamento da válvula operadora, temperatura na superfície, gradiente geotérmico de temperatura;
- propriedades dos fluidos: densidades do óleo, da água e do gás, viscosidade do óleo<sup>3</sup>, propriedades críticas do gás.

Um exemplo de arquivo de configuração para os módulo SIMGLI é visto no Apêndice C. As demais propriedades dos fluidos, requeridas pela simulação, são calculadas a partir das correlações contidas no Apêndice B.

### 5.3.1 Início da simulação

Considerando que o procedimento de partida do poço tenha sido realizado previamente, o primeiro ciclo de GLI têm início com abertura da válvula motora ( $L_1 = 1$ ) e a injeção de gás no espaço anular ( $L_4 = 1$ ). As equações e variáveis participantes são ativadas de acordo com as Tabelas 2.4 e 2.7. Os valores iniciais das variáveis são estabelecidos como segue.

<sup>3</sup>A viscosidade do óleo pode ser fornecida ou calculada a partir da Equação B.2 do Apêndice B.

A pressão inicial do gás na base do espaço anular é assumida igual à pressão de carga do domo da válvula operadora:

$$P_{c2(0)} = P_d \quad (5.3)$$

A pressão inicial no topo do espaço anular é estimada a partir da pressão  $P_{c2}$ , através da Equação 2.2, para um fator de compressibilidade médio do gás  $\bar{Z}_{c(0)} = 0,88$ . Com base nestas estimativas, as densidades do gás nas referidas posições são dadas por:

$$\rho_{c(1,2)} = \rho_{c(1,2)0} = \frac{P_{c(1,2)0} M}{Z_{c0} \bar{R} T_c} \quad (5.4)$$

O valor inicial da densidade média do gás no espaço anular ( $\bar{\rho}_c$ ) é determinado com base nas Equações 5.4 e 2.6.

Na coluna de produção, a pressão no topo da carga de líquido é estimada com base na pressão da cabeça do poço ( $P_{wh}$ ), na posição inicial do topo da carga ( $z_{li}$ ) e no fator de compressibilidade do gás assumido  $Z_{gt1(0)} = 0,98$ , como:

$$P_{gt1(0)} = P_{wh} \exp [\lambda (H_w - z_{li})], \quad \lambda = \frac{Mg}{Z_{gt10} \bar{R} T_t} \quad (5.5)$$

A pressão na base da carga é dada por:

$$P_{t1} = P_{gt1} + \rho_L g (z_{li} - z_{gv}) \quad (5.6)$$

A posição inicial da válvula de pé, se aberta ou fechada, é determinada de acordo com a Tabela 2.6. Estando a válvula de pé aberta, as equações e variáveis referentes à etapa de alimentação ( $L_7 = 1$ ) são ativadas, como indicado na Tabela 2.7. Os demais *flags*, equações e variáveis permanecem desativados.

A injeção de gás através da válvula motora, no topo, e a válvula operadora fechada, no fundo, fazem com que a pressão no espaço anular aumente no período inicial. Enquanto isso, a altura da carga de líquido na coluna de produção aumenta com o influxo do reservatório para o poço. Eventualmente, a ação combinada das pressões no espaço anular e na coluna provoca a abertura da válvula operadora, de acordo com a Equação 2.29.

### 5.3.2 Início da elevação

A elevação têm início com a abertura da válvula operadora ( $L_2 = 1$ ) e acrescenta novas equações e variáveis à simulação, conforme indicado nas Tabelas 2.5 e 2.7. Devido à diferença de pressão inicial na válvula operadora e às variações bruscas existentes no início da elevação, a estimativa de algumas variáveis diferem de seus respectivos valores iniciais. As pressões à jusante da válvula operadora são assumidas  $P_{gt10} = P_{gt20} = P_{to}$  no instante da sua abertura, enquanto as pressões na bolha de gás são estimadas em  $P_{gt1} = P_{gt2} = P_{co}$ , após o primeiro intervalo de tempo passado do início da elevação.

Os fatores de compressibilidade do gás são assumidos  $Z_{gc1(0)} = Z_{gc2(0)} = 0,85$  e as densidades na bolha, fornecidas por:

$$\rho_{gc1(0)} = \rho_{gc2(0)} = \bar{\rho}_{gc(0)} = \frac{P_{gt1(0)}M}{Z_{gc1(0)}\bar{R}T_{gv}} \quad (5.7)$$

O volume de gás ( $V_b$ ) escoado na válvula operadora, no 1º. intervalo de tempo após a sua abertura, é estimado através da Equação E.24 do Apêndice E. Com base na estimativa fornecida para a espessura inicial do filme de líquido, as áreas transversais do filme e da bolha são calculadas, e as posições coincidentes dos topos do filme e da bolha fornecidas por:

$$z_{b20} = z_{f20} = z_{gv}, \quad z_{b2} = z_{f2} = \frac{V_b}{A_b} \quad (5.8)$$

A posição do topo da golfada é calculada de modo a satisfazer à conservação da massa de líquido acumulada na carga:

$$z_{s20} = z_{li}, \quad z_{s2} = z_{li} + (z_{b2} - z_{gv}) \frac{A_b}{A_t} \quad (5.9)$$

As velocidades de ascensão da bolha e do filme são estimadas como:

$$v_{b0} = v_{f0} = v_l, \quad v_b = v_f = \frac{z_{b2} - z_{b20}}{\Delta t} \quad (5.10)$$

A velocidade inicial de ascensão da golfada é fornecida pela Equação F.17 do Apêndice F, assumindo  $v_{so} \approx 0$ . Para facilitar a evolução da simulação nos passos de tempo iniciais da elevação, o tamanho do intervalo de tempo pode ser controlado. O controle introduzido no módulos implementados consiste em:

1. reduzir o intervalo original à sua centésima parte;
2. evoluir 10 passos na simulação com o novo intervalo;
3. aumentar progressivamente o intervalo nos próximos 40 passos, até atingir o seu valor original;

O retorno ao intervalo original pode ser realizado de várias maneiras. Nos módulos implementados, este retorno é feito linearmente.

### 5.3.3 Início dos demais ciclos

No início dos ciclos posteriores, as equações e variáveis referentes ao espaço anular são ativadas juntamente com a abertura da válvula motora, de acordo com a Tabela 2.7. As estimativas das variáveis correspondem aos seus respectivos valores, no instante em que foram desativadas no ciclo anterior.

Para a coluna de produção, as equações e variáveis referentes à alimentação da carga de líquido e, eventualmente, à descompressão da coluna podem permanecer ativadas até o início da elevação, quando é novamente seguido o procedimento descrito na Subseção 5.3.2. As exceções ficam por conta da espessura do filme de líquido e do volume de gás acima da carga de líquido.

A estimativa da espessura é fornecida pelo valor da variável  $y_f$ , convergido no início da elevação no ciclo anterior; e o volume de gás acima da carga é adicionado ao volume de gás produzido no ciclo. Desta maneira, o algoritmo implementado no módulo SIMGLI permite simular inúmeros ciclos de GLI até a sua estabilização.

Não obstante as peculiaridades dos modelos de GLI-P e GLI-IV – módulos SIMGLIP e SIMGLI-IV, respectivamente – o arquivo de configuração e a inicialização das equações e variáveis nestes módulos seguem o mesmo procedimento descrito para o módulo SIMGLI.

## 5.4 Inicialização das equações e variáveis no módulo SIMGLI-I

O módulo SIMGLI-I requer basicamente as mesmas informações que SIMGLI. As diferenças ficam por conta dos parâmetros da válvula operadora (pressão de carga do domo, diâmetro da sede, razão de áreas  $R$ , etc.) que são substituídas pelos parâmetros do orifício (diâmetro, coeficientes de descarga para o líquido e para o gás) do orifício. Um exemplo de arquivo de configuração para o SIMGLI-I é visto no Apêndice C.

### 5.4.1 Início da simulação

A simulação do primeiro ciclo de GLI-I têm início com abertura da válvula motora ( $L_1 = 1$ ), a injeção de gás na coluna de produção e a transferência ( $L_4 = 1$ ) da carga de líquido da coluna para o espaço anular através do orifício. Para simplificar a configuração do caso a ser simulado, as cargas de líquido na coluna e no anular possuem inicialmente a mesma altura ( $z_{lc2} = z_{lc2}$ ).

As equações e variáveis participantes são ativadas de acordo com as Tabelas 3.4 e 2.7. A pressão inicial no topo da coluna ( $P_{gt1}$ ) é assumida igual à pressão na cabeça do poço (topo do espaço anular):

$$P_{gt1(0)} = P_{wh} \quad (5.11)$$

O valor inicial da densidade do gás no topo da coluna é calculado para a pressão  $P_{gt1}$  e a temperatura da superfície ( $T_{sup}$ ) e o fator de compressibilidade do gás estimado em  $Z_{gt1(0)} = 0,88$ :

$$\rho_{gt1(0)} = \frac{P_{gt1}M}{Z_{gt1}\bar{R}T_{sup}} \quad (5.12)$$

A densidade média do gás na coluna ( $\bar{\rho}_c$ ) é determinada com base nas Equações 5.12 e 2.6. Na base do volume de gás na coluna, o fator de compressibilidade do gás é assumido  $Z_{gt2(0)} = Z_{gt1}$  e a pressão inicial  $P_{gt2}$ , estimada a partir da pressão  $P_{gt1}$  através da Equação 2.2. A densidade correspondente do gás nesta posição é dada por:

$$\rho_{gt2(0)} = \frac{P_{gt2}M}{Z_{gt2}\bar{R}T_{gt}} \quad (5.13)$$

A pressão inicial à montante do orifício ( $P_{t1}$ ) é estimada igual à pressão hidrostática da carga de líquido, acrescida da pressão exercida pelo gás no topo da carga. Conhecida a pressão  $P_{t1}$ , a posição inicial da válvula de pé é determinada de acordo com a Tabela 3.6. Com a válvula de pé aberta, as equações e variáveis referentes à etapa de alimentação ( $L_8 = 1$ ) são ativadas, como indicado na Tabela 3.7. Os demais *flags*, equações e variáveis permanecem desativados.

No espaço anular, a pressão à jusante do orifício ( $P_{c1}$ ) é assumida igual à pressão  $P_{t2}$ , e a pressão do gás no topo da carga de líquido tomada igual à pressão na cabeça do poço ( $P_{gc1} = P_{wh}$ ).

Neste período inicial, o gás injetado na coluna de produção desloca o líquido ali acumulado para o espaço anular através do orifício. Eventualmente, todo o líquido é transferido para o anular e o gás passa a escoar pelo orifício.

### 5.4.2 Início da elevação

A transferência da carga de líquido da coluna de produção para o espaço anular, através do orifício, confere uma certa velocidade inicial à golfada de líquido ( $v_s = v_{lc} \neq 0$ ), fazendo com que as variações no início da elevação no GLI-I sejam menores do que aquelas observadas no GLI. As pressões à jusante do orifício e na bolha de gás são estimadas pela pressão à montante do orifício,  $P_{gc1(0)} = P_{gc2(0)} = P_{gt2}$ . O mesmo é feito para as densidades do gás,  $\rho_{gc1(0)} = \rho_{gc2(0)} = \bar{\rho}_{gc(0)} = \rho_{gt2}$ , e para os fatores de compressibilidade do gás na bolha,  $Z_{gc1(0)} = Z_{gc2(0)} = Z_{gt2}$ .

A posição do topo da bolha, e conseqüentemente do filme de líquido, são estimadas de maneira análoga ao GLI, *i.e.*, através da Equação 5.8. A posição inicial do topo da golfada é determinada através da Equação 5.9, substituindo a área da coluna ( $A_t$ ) pela área da seção transversal do espaço anular ( $A_c$ ).

As velocidades de ascensão da bolha e do filme são estimadas em função da vazão mássica de gás no orifício:

$$v_{b(0)} = v_{f(0)} = \frac{\dot{m}_{gv}}{\rho_{gc1} A_c} \quad (5.14)$$

### 5.4.3 Início dos demais ciclos

Assim como no GLI, os ciclos de GLI-I posteriores começam com a abertura da válvula motora e o início da etapa de transferência. De acordo com a Tabela 3.7, as equações e variáveis da coluna de produção permanecem ativadas, do ciclo anterior, enquanto as referentes à carga de líquido no espaço anular são desativadas. Estas são substituídas pelas equações e variáveis da golfada, que incorpora o líquido transferido da coluna.

Nos ciclos subseqüentes, a estimativa da espessura inicial do filme de líquido e o acréscimo do gás remanescente no espaço anular ao volume de gás produzido são realizados de maneira semelhante ao GLI.

## 5.5 Validação do solucionador matemático

Com o objetivo de testar a implementação computacional do solucionador matemático, ele foi utilizado para simular a alimentação da carga de líquido em um poço vertical. A despeito de sua simplicidade, este exemplo possui as características dinâmicas básicas dos casos mais complexos. O poço possui uma coluna de produção de diâmetro  $D_t = 51$  mm, com pressão  $P_{wh} = 700$  kPa na ca-

beça, e é alimentado por um reservatório de pressão estática  $P_R = 5$  MPa e índice de produtividade  $IP = 25$  m<sup>3</sup>/d/MPa.

As equações que descrevem, de maneira simplificada, a alimentação da carga de líquido no poço são:

1. Balanço de massa para a carga de líquido:

$$\left. \frac{dm}{dt} \right|_{V_l} = \rho_L q_{LR} \quad (5.15)$$

onde  $m$  é a massa de líquido acumulada no volume da carga ( $V_l = A_t h_l$ ) e  $q_{LR}$  é a vazão de líquido alimentada pelo reservatório;

2. Balanço de forças sobre a carga de líquido:

$$P_{wf} = P_{wh} + \rho_L g z_l \quad (5.16)$$

onde  $P_{wf}$  e  $P_{wh}$  representam as pressões atuantes na base e no topo do volume de líquido, respectivamente; e  $z_l$  é a posição do topo deste volume;

3. Vazão volumétrica de líquido alimentada pelo reservatório:

$$q_{LR} = IP (P_R - P_{wf}) \quad (5.17)$$

Conhecida a posição inicial do topo da carga  $z_l(0) = z_{l0}$ , o sistema de Equações 5.15-5.17 possui solução analítica determinada na forma<sup>4</sup>:

$$z_l(t) = h_{ws} - (h_{ws} - z_{l0}) \exp\left(-\frac{IP \rho_L g t}{A_t}\right) \quad (5.18)$$

onde  $h_{ws}$  representa a altura estática de líquido correspondente a  $P_R$ :

$$h_{ws} = \frac{P_R - P_{wh}}{\rho_L g} \quad (5.19)$$

Assumindo um líquido de densidade  $\rho_L = 1000$  kg/m<sup>3</sup> e altura inicial da carga  $z_{l0} = 20$  m, o processo de alimentação foi simulado para um intervalo de tempo (virtual) de 7600 s, com três passos de tempo distintos:  $\Delta t = 100, 10$  e  $1$  s. O critério de aceitação da solução numérica para cada

<sup>4</sup>A dedução da Equação 5.18 é encontrada na Apêndice D.

passo de tempo foi o da máxima correção relativa das variáveis inferior a 0,001%. Os resultados analíticos e numéricos obtidos são mostrados na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Resultados analíticos e numéricos para a posição do topo da carga de líquido  $z_l$  com o tempo  $t$ , obtidos para diferentes passos de tempo  $\Delta t$ .

$t$ (s)	$z_{l,analítico}$ (m)	$z_{l,\Delta t=100s}$ (m)	erro* (%)	$z_{l,\Delta t=10s}$ (m)	erro* (%)	$z_{l,\Delta t=1s}$ (m)	erro* (%)
100	74,270	74,352	$1,099 \times 10^{-1}$	74,271	$1,096 \times 10^{-3}$	74,270	$1,096 \times 10^{-5}$
200	121,499	121,641	$1,169 \times 10^{-1}$	121,501	$1,166 \times 10^{-3}$	121,499	$1,166 \times 10^{-5}$
400	198,372	198,587	$1,084 \times 10^{-1}$	198,374	$1,082 \times 10^{-3}$	198,372	$1,082 \times 10^{-5}$
800	300,687	300,934	$8,204 \times 10^{-2}$	300,690	$8,187 \times 10^{-4}$	300,687	$8,187 \times 10^{-6}$
1600	393,041	393,203	$4,126 \times 10^{-2}$	393,042	$4,122 \times 10^{-4}$	393,041	$4,122 \times 10^{-6}$
3200	433,425	433,461	$8,087 \times 10^{-3}$	433,426	$8,093 \times 10^{-5}$	433,425	$8,093 \times 10^{-7}$
7600	438,317	438,318	$4,180 \times 10^{-5}$	438,317	$4,204 \times 10^{-7}$	438,317	$4,204 \times 10^{-9}$

$$*erro = |z_{l,analítico} - z_{l,\Delta t}| / z_{l,analítico} \cdot 100\%$$

A solução numérica  $z_{l,\Delta t}$  apresentou convergência crescente em direção à solução analítica  $z_{l,\Delta t}$ , à medida em que  $\Delta t$  foi reduzido de 100 para 1 s e o número de passos de tempo simulados aumentou. Nos três casos, devido ao perfil logarítmico da solução, o erro relativo aumentou com  $t$  no início da simulação e, após atingir um máximo, passou a diminuir em direção a  $t \rightarrow 7600$  s.

Em vista destes resultados, o procedimento de solução e sua implementação computacional foram considerados adequados à aplicação pretendida.

## 5.6 Validação do simulador de GLI

A tarefa de validação da implementação computacional do modelo de GLI foi realizada através de comparações entre resultados numéricos do módulo de simulação SIMGLI e dados experimentais, medidos em ensaios de campo por Neely, Montgomery e Vogel (1973). Comparações foram feitas também com resultados de simulação obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) a partir de um modelo mecanicista computacional.

### 5.6.1 Comparação entre resultados numéricos de simulação e medições experimentais

Os ensaios de campos realizados por Neely, Montgomery e Vogel (1973) foram conduzidos em um poço de campo instrumentado, envolvendo somente um ciclo de GLI a cada ensaio realizado conforme a seqüência abaixo:

1. Alimentação da carga de líquido (93 a 100% de água) através de uma válvula de pé operada hidráulicamente, de modo a separar os desempenhos do poço (reservatório) e da elevação propriamente dita;
2. Fechamento da válvula de pé antes do início da injeção de gás;
3. Injeção de gás na superfície para abertura da válvula operadora, até a golfada de líquido ser elevada;
4. Interrupção da injeção de gás.
5. Coleta de dados sobre o *fallback*, com anotação das observações realizadas durante o ensaio.

As principais características do poço empregado nos ensaios são mostrados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Principais características do poço empregado nos ensaios de Neely, Montgomery e Vogel (1973)

característica			característica		
diâmetro do revestimento	178	mm	diâmetro da porta da valv. operadora	11	mm
diâmetro da coluna	62	mm	razão (área da porta/área do fole)	0,2	-
pressão do separador	273,7	kPa	pressão no domo a 15,6°C	3,620	MPa
profundidade da valv. operadora	1482	m	densidade do líquido	1052	kg/m <sup>3</sup>

Nos ensaios, foram testados arranjos de GLI com injeção mono e multiponto, para diferentes combinações de carga de líquido e de volume e vazão de gás injetado por ciclo. Para uma mesma carga, o volume de gás injetado foi variado em cada ensaio, através do ajuste de diferentes tempos de injeção na válvula motora, e sua vazão controlada com o auxílio de uma válvula de agulha.

Para a comparação desejada, somente os ensaios para injeção monoponto foram considerados, uma vez que o modelo matemático prevê a abertura somente da válvula operadora. Foram selecionados 20 ensaios para os quais não houve relato de anomalias na operação e nas medições.

Alguns parâmetros requeridos para simulação não foram fornecidos e tiveram que ser estimados, *e.g.*, a pressão de injeção do gás ( $P_{gi} = 6,865$  MPa), a temperatura na superfície ( $T_{sup} = 15,6$  °C), o gradiente geotérmico de temperatura ( $G_T = 0,036$  K/m), dentre outros.

A pressão do domo foi corrigida para a temperatura na profundidade da válvula operadora ( $T_{gv} = 69$  °C), de acordo com o fator de correção para o nitrogênio ( $C_{T_{gv}} = 0,829$ ), tabelado na literatura (Brown, 1980) para uma temperatura de referência de  $15,6$  °C. O valor corrigido da pressão do domo foi de  $P_{gv@T_{gv}} = P_{gv@15,6^{\circ}C} / C_{T_{gv}} = 4,373$  MPa.

O comprimento inicial da carga de líquido (100% de água) foi determinado com base nas pressões a jusante da válvula operadora (coluna de produção), medida em cada ensaio, e na cabeça do poço, assumida igual à pressão do separador.

O volume de gás injetado foi ajustado através do tempo de injeção, regulado no temporizador da válvula motora, de modo a aproximar o volume medido no ensaio correspondente. Não houve controle de vazão do gás durante a injeção. O tempo de ciclo da válvula motora, por outro lado, foi regulado arbitrariamente uma vez que a simulação envolvia somente um ciclo de GLI. O volume de líquido produzido na superfície foi computado ao término do ciclo.

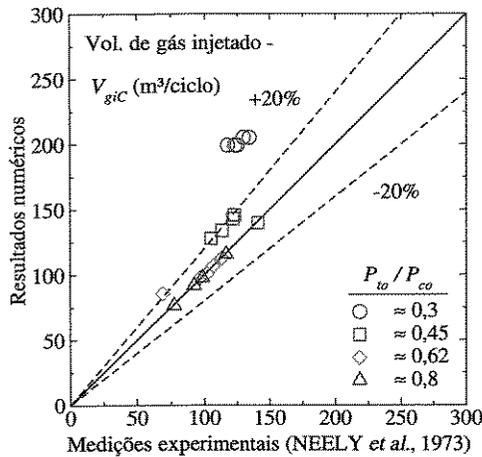
O ciclo de elevação foi simulado com um passo de tempo de  $0,1$  s e tolerância máxima de  $0,001\%$  para a correção das variáveis. Comparando os resultados numéricos das simulações com as medições experimentais<sup>5</sup>, foi observada boa concordância para as pressões a montante (espaço anular) e a jusante da válvula operadora, no momento da sua abertura,  $P_{co}$  e  $P_{to}$ , respectivamente. Os erros relativos máximos entre os resultados numéricos e as medições foram de  $2,26\%$  para  $P_{co}$  e  $5,27\%$  para  $P_{to}$ .

As comparações para o volume de gás injetado e o volume de líquido produzido na superfície são apresentadas nas Figuras 5.3.a e 5.3.b, nesta ordem.

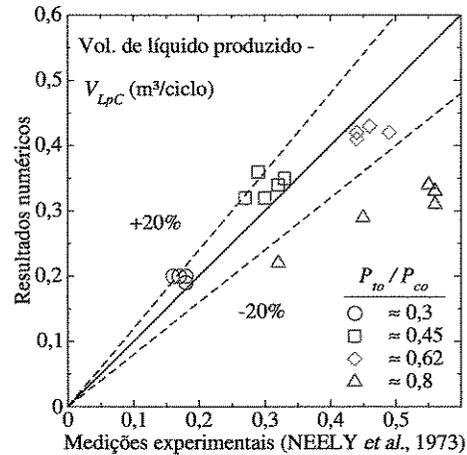
Os resultados numéricos para o volume de gás injetado ficaram, em sua maioria, dentro de uma faixa de erro de  $20\%$  em relação às medições experimentais. A exceção ficou por conta dos ensaios nos quais a razão das pressões a montante e a jusante da válvula operadora, no momento da sua abertura, foi de  $P_{to}/P_{co} \approx 0,3$ . Nestes casos, o volume de gás injetado no ensaio não foi suficiente para abrir a válvula operadora na simulação. Uma quantidade maior de gás teve de ser injetada para permitir o início da elevação.

---

<sup>5</sup>A relação completa das medições experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973) e dos resultados numéricos das simulações, empregados neste comparativo, são encontrados no Apêndice H.



(a)



(b)

Figura 5.3 - Comparação entre os resultados numéricos de simulação e as medições experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973): (a) volume de gás injetado e (b) volume de líquido produzido na superfície.

Para o volume de líquido produzido na superfície, grande parte dos resultados numéricos ficou novamente dentro de uma faixa de erro de 20% em relação às medições. Desta vez, os maiores desvios foram encontrados para  $P_{to}/P_{co} \approx 0,8$ , com o volume produzido sendo subestimado em todas as simulações.

A explicação para estes desvios pode, em parte, residir na própria razão  $P_{to}/P_{co}$ . Em situações nas quais  $P_{to}/P_{co} \rightarrow 1,0$ , a aceleração inicial da carga de líquido é prejudicada e um padrão de escoamento diferente do assumido no modelo matemático – com regiões monofásica (líquido) acima e bifásica (gás+líquido) anular abaixo – pode surgir: escoamento agitante (*churn flow*) ou em golfadas (*slug flow*). Nestas situações, uma parcela significativa do *fallback* de líquido pode ser ainda produzida após o volume da golfada principal.

As discrepâncias normalmente encontradas em comparações deste tipo podem ainda estar relacionadas a um amplo conjunto de causas, dentre as quais:

- pelo lado do experimento:
  - imprecisão na descrição do experimento e eventuais falhas na execução dos ensaios;
  - erros de medição, leitura e interpretação dos dados coletados durante os ensaios;

- pelo lado da modelagem:

- imprecisão na descrição do modelo físico do e na sua representação matemática;
- aproximações do método numérico adotado para solução do modelo matemático e eventuais falhas na sua implementação computacional;

A despeito das discrepâncias, o módulo SIMGLI foi capaz de simular a elevação de líquido no GLI, com algumas das características observadas por Neely, Montgomery e Vogel (1973) e também por outros autores. A comparação entre os resultados de simulação e os ensaios foi favorável para  $0,45 \leq P_{to}/P_{co} \leq 0,62$ . Este intervalo está parcialmente de acordo com os limites  $0,5 \leq P_{to}/P_{co} \leq 0,75$ , indicados por Winkler (1989) para projeto do GLI.

Tomando os resultados de simulação para um ensaio no qual  $P_{to}/P_{co} \approx 0,6$ , a diferença entre as velocidades de ascensão da golfada de líquido  $v_s$  e da bolha de gás  $v_b$  – Figura 5.4.a – mostrou que, passada a aceleração inicial do líquido, a penetração da bolha na golfada ( $v_b - v_s$ ) permaneceu aproximadamente constante ao longo da elevação e da produção, corroborando com as observações de Neely, Montgomery e Vogel (1973). O *fallback* de líquido computado, 43,7%, ficou bem próximo dos 42% anotados no ensaio.

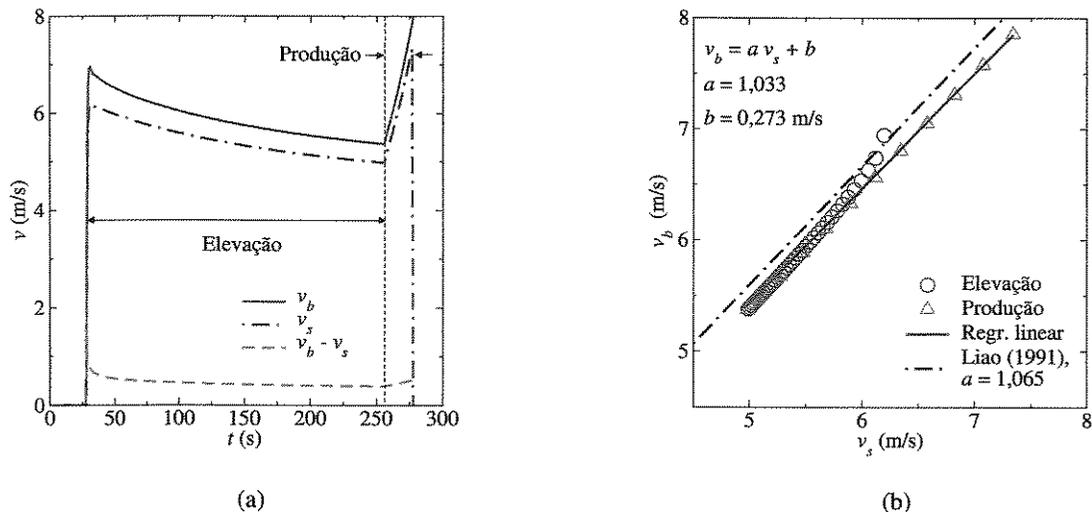


Figura 5.4 - Cinemática da golfada de líquido durante a sua elevação e produção: (a) velocidades da bolha de gás ( $v_b$ ), da golfada de líquido ( $v_s$ ) e de penetração ( $v_b - v_s$ ); (b) correlação entre as velocidades  $v_s$  e  $v_b$ .

Outra observação interessante diz respeito à correlação entre as velocidade de ascensão da golfada e da bolha. Considerando que, no modelo implementado, a dinâmica do escoamento é

tratada através de balanços de quantidade de movimento aplicados aos fluidos envolvidos, os resultados numéricos das velocidades da golfada de líquido  $v_s$  e da bolha de gás  $v_b$  são correlacionados linearmente, conforme mostrado na Figura 5.4.b. Empregando a mesma expressão utilizada por Liao (1991) em seu modelo dinâmico:

$$v_b = av_s + b \quad (5.20)$$

onde o coeficiente  $b$  corresponde à velocidade de ascensão de uma “bolha” de gás em um meio líquido estacionário, dada por:

$$b = 0,35\sqrt{gD_t} \quad (5.21)$$

O valor ajustado do coeficiente  $a$ , neste caso, foi de 1,033 para  $b = 0,273$  m/s. Este valor está próximo do encontrado por Liao (1991),  $a = 1,065$ , ao ajustar seu modelo para as medições experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973).

De modo geral, os resultados numéricos de simulação do modelo de GLI concordaram qualitativamente com as medições experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973). No aspecto quantitativo, a concordância foi também razoável, embora ajustes adicionais possam ser feitos caso-a-caso, de modo a melhorar as predições do modelo.

Por outro lado, os ensaios empregados nesta comparação envolveram **um único ciclo** de elevação, sem que a operação cíclica do poço atingisse um regime estacionário. Mais adiante, ficarão claras as implicações desta consideração. Além disso, a influência da alimentação de líquido sobre a dinâmica do poço foi eliminada, prejudicando uma análise mais abrangente do comportamento dinâmico do GLI.

O esforço de validação do modelo de GLI implementado requer comparações adicionais, principalmente envolvendo ensaios de múltiplos ciclos em condições de campo. A extrapolação das observações aqui realizadas para outras situações de interesse prático deve, portanto, ser feita com cautela.

### 5.6.2 Comparação de resultados numéricos de simulação entre modelos

Os resultados numéricos de simulação dos módulos de GLI e GLI-P foram confrontados também com resultados publicados por Santos, Bordalo e Alhanati (2001). Os referidos autores simularam numericamente vários ciclos completos de elevação em um poço vertical, cujas características são encontradas na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Características do poço vertical virtual simulado por Santos, Bordalo e Alhanati (2001).

característica		característica	
profundidade do poço	1500 m	temperatura na superfície	27 °C
diâmetro do revestimento <sup>a</sup>	140 mm	gradiente de temperatura	0,031 K/m
diâmetro da coluna <sup>a</sup>	60 mm	densidade do óleo <sup>b</sup>	0,825 -
profundidade da válvula operadora	1480 m	densidade da água <sup>b</sup>	1,07 -
pressão na cabeça do poço	0,7 MPa	densidade do gás <sup>c</sup>	0,7 -
pressão do compressor	7 MPa	fração volumétrica de água	50 %

<sup>a</sup> - diâmetro nominal

<sup>c</sup> - relativa ao ar nas condições padrão

<sup>b</sup> - relativa à água nas condições padrão

Para efeito de comparação, foram tomados como referência os resultados numéricos obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) para duas condições de reservatório distintas: 1- ( $P_R = 5,57$  MPa,  $IP = 5$  m<sup>3</sup>/d/MPa) e 2- ( $P_R = 8,35$  MPa,  $IP = 10$  m<sup>3</sup>/d/MPa). Vários ciclos de GLI e GLI-P foram simulados com os módulos SIMGLI e SIMGLIP, respectivamente, até que uma condição estacionária fosse atingida (7 ciclos).

Em cada caso, a pressão no domo da válvula operadora ( $D_p = 11,1$  mm) foi calculada para uma razão  $R = 0,2$ , com base na pressão na cabeça do poço (fixa) e nos respectivos comprimento inicial da carga de líquido e razão de pressões  $P_{to}/P_{co}$ .

Os tempos de ciclo e de injeção foram ajustados de maneira a aproximar os resultados numéricos de simulação dos resultados de referência correspondentes. Comparações entre os resultados para o GLI e o GLI-P são apresentadas nas Tabelas 5.4 e 5.5, respectivamente.

Apesar das quantidades de gás injetado fornecidas pelo módulo SIMGLI serem superiores, nos dois casos, aos seus respectivos resultados de referência, em função dos tempos de ciclo e de injeção regulados na válvula motora, os volumes de líquido produzidos, por outro lado, foram sempre inferiores. Em ambos casos, as diferenças não ultrapassaram 29%. No GLI-P, as predições do módulo SIMGLIP estiveram mais próximas de seus resultados de referência. A inexistência de *fallback* de líquido contribuiu para a maior concordância observada no GLI-P.

A maior ou menor concordância entre os resultados pode ser creditada, em parte, ao ajuste dos tempos de ciclo e de injeção. Estas diferenças podem também estar relacionadas aos modelos implementados. Nos casos de GLI simulados, o comportamento dinâmico do poço apresentou

Tabela 5.4 - Comparação entre os resultados numéricos de simulação do GLI (módulo SIMGLI) e os respectivos resultados de referência, para diferentes condições de reservatório.

reservatório	resultado	referência*	SIMGLI	
$P_R = 5,57$ MPa	tempos de ciclo/injeção	-	2600 / 35	s
	comprimento inicial da carga de líquido	240	239,2	m
	razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,7	0,72	-
$IP = 5$ m <sup>3</sup> /d/MPa	volume de gás injetado	3032	3908,5	m <sup>3</sup> /d
	volume de líquido produzido	14,8	14,1	m <sup>3</sup> /d
$P_R = 8,35$ MPa	tempos de ciclo/injeção	-	950 / 27	s
	comprimento inicial da carga de líquido	270	260,3	m
	razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,7	0,71	-
$IP = 10$ m <sup>3</sup> /d/MPa	volume de gás injetado	6773	7530	m <sup>3</sup> /d
	volume de líquido produzido	48	42	m <sup>3</sup> /d

\* - adaptados de Santos, Bordalo e Alhanati (2001).

Tabela 5.5 - Comparação entre resultados numéricos de simulação do GLI-P (módulo SIMGLIP) e os respectivos resultados de referência, para diferentes condições de reservatório.

reservatório	resultado	referência*	SIMGLIP	
$P_R = 5,57$ MPa	tempos de ciclo/injeção	-	1900 / 27	s
	comprimento inicial da carga de líquido	180	178,8	m
	razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,6	0,62	-
$IP = 5$ m <sup>3</sup> /d/MPa	volume de gás injetado	3303	3828,5	m <sup>3</sup> /d
	volume de líquido produzido	17,2	16,6	m <sup>3</sup> /d
$P_R = 8,35$ MPa	tempos de ciclo/injeção	-	960 / 27	s
	comprimento inicial da carga de líquido	270	265,6	m
	razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,6	0,61	-
$IP = 10$ m <sup>3</sup> /d/MPa	volume de gás injetado	7002	7176,3	m <sup>3</sup> /d
	volume de líquido produzido	48,1	48,9	m <sup>3</sup> /d

\* - adaptados de Santos, Bordalo e Alhanati (2001).

ciclos com etapas nitidamente acopladas<sup>6</sup>. O esquema de simulação seqüencial adotado por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) aparentemente pode lidar com algumas destas situações, entretanto, dependendo dos tempos de ciclo e de injeção regulados na válvula motora, os ciclos de GLI podem manifestar comportamentos distintos da seqüência presumida, com reflexos sobre a produção de líquido e a injeção de gás requerida no poço.

---

<sup>6</sup>Os ciclos de GLI-P apresentaram um comportamento mais próximo ao padrão seqüencial.

## Capítulo 6

### Comportamento Dinâmico do Poço nos Ciclos de *Gas Lift* Intermitente

#### 6.1 Comportamento dinâmico do poço nos ciclos de GLI

O módulo de simulação SEAGLI foi empregado para investigar o comportamento dinâmico de um poço vertical, denominado poço-base, nos ciclos de GLI. As características do poço-base são encontradas na Tabela 6.1. Os ciclos de GLI foram simulados para diversas combinações de tempos de ciclo ( $t_{ciclo} = 750, 1000, 1125, 1250, 1375, 1500, 1750$  e  $2000$  s) e de injeção ( $t_{inj} = 30, 35, 40, 45, 50, 60$  e  $70$  s), com passo de tempo de  $0,1$  s e tolerância máxima de  $0,001\%$  para a correção das variáveis.

As simulações foram realizadas até a estabilização dos ciclos de GLI e dos resultados de produção do poço, *i.e.*, dos volumes de gás injetado e líquido produzido na superfície. Determinadas temporizações ( $t_{ciclo}, t_{inj}$ ) resultaram em interrupção da simulação devido a uma das causas seguintes:

- o comportamento do poço apresentou um padrão diferente daquele previsto no algoritmo de simulação;
- a correção das variáveis não satisfaz à tolerância máxima exigida, dentro do limite de iterações permitido (500 iterações) a cada passo de tempo;
- O algoritmo de decomposição LU não conseguiu resolver o sistema matricial – Equação 4.11 – gerado pelo método de Newton-Raphson.

Tabela 6.1 - Características do poço -base.

característica		característica	
profundidade de completação	1500 m	razão (área da porta/área do fole)	0,2 -
diâmetro do revestimento <sup>a</sup>	140 mm	pressão no domo da valv. operadora <sup>b</sup>	4,8 MPa
diâmetro da coluna <sup>a</sup>	60 mm	temperatura na superfície	15 °C
pressão estática do reservatório	7,217 MPa	grad. geotérmico de temperatura	0,036 K/m
índice de produtividade	15 m <sup>3</sup> /d/MPa	densidade do óleo <sup>c</sup>	0,876 -
pressão na cabeça do poço	686,5 kPa	densidade da água <sup>c</sup>	1,06 -
pressão de injeção do gás	6,865 MPa	densidade do gás <sup>d</sup>	0,7 -
profundidade da valv. operadora	1475 m	fração vol. de água produzida	50 %
diâmetro da porta da valv. oper.	11 mm		

<sup>a</sup> - diâmetro nominal

<sup>c</sup> - relativa a água na condição padrão

<sup>b</sup> - nas condição padrão

<sup>d</sup> - relativa ao ar na condição padrão

Identificado um padrão de comportamento diferente do previsto, as variáveis do modelo foram analisadas para identificar a possível ou as possíveis causas deste comportamento. Para os demais motivos de interrupção, as simulações foram repetidas com diferentes condições iniciais do poço (carga inicial de líquido) e parâmetros do solucionador de equações (passo de tempo e limite de iterações a cada passo). Nos casos em que a interrupção persistiu, as dificuldades encontradas estiveram quase sempre relacionadas a padrões de comportamento do poço-base alheios ao algoritmo de simulação.

### 6.1.1 Ciclos estáveis de GLI

A estabilização dos ciclos de GLI no poço-base foi observada para várias temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ). Os ciclos para ( $t_{ciclo} = 1250$  s,  $t_{inj} = 50$  s) foram escolhidos para uma análise mais detalhada. A estabilização foi conferida através dos balanços globais<sup>1</sup> de massa de gás e de líquido, que exibiram diferenças de 0,1 e 0,2%, respectivamente.

Os volumes de líquido alimentado pelo reservatório por ciclo ( $V_{LRC}$ ) e produzido na superfície por ciclo ( $V_{LPC}$ ) estabilizaram em 0,63 m<sup>3</sup>/ciclo após o quarto ciclo – Figura 6.1.a. O *fallback* de líquido correspondeu a 8% da carga inicial de 336 m de comprimento, para uma altura estática de 750 m.

<sup>1</sup>O balanço global é estabelecido para o volume de controle que envolve o poço-base.

O *fallback* de líquido fez os volumes  $V_{LRC}$  e  $V_{LpC}$  oscilarem nos ciclos iniciais. Esta oscilação ocorreu devido à carga inicial ser formada, a partir do segundo ciclo, pelo líquido proveniente do reservatório e por uma parcela do *fallback*, que desceu a tempo de compor a carga para o ciclo seguinte. A inexistência de filme de líquido acima da golfada contribuiu para o maior *fallback* no primeiro ciclo. Como o comprimento inicial da carga (325 m), estimado no começo da simulação, foi próximo do comprimento estabilizado (336 m), a incorporação do filme remanescente do primeiro ciclo pela golfada fez o *fallback* diminuir e o volume  $V_{LpC}$  superar  $V_{LRC}$  no segundo ciclo. A oscilação perdurou no ciclo seguinte, até os volumes  $V_{LpC}$  e  $V_{LRC}$  se igualarem e a produção estabilizar do quarto ciclo em diante.

A variação do *fallback* nos ciclos iniciais de GLI e seus reflexos sobre a produção de líquido reforçam a idéia de que o ensaio ou a simulação de somente um ciclo pode levar a conclusões equivocadas sobre o desempenho do poço nos ciclos estabilizados.

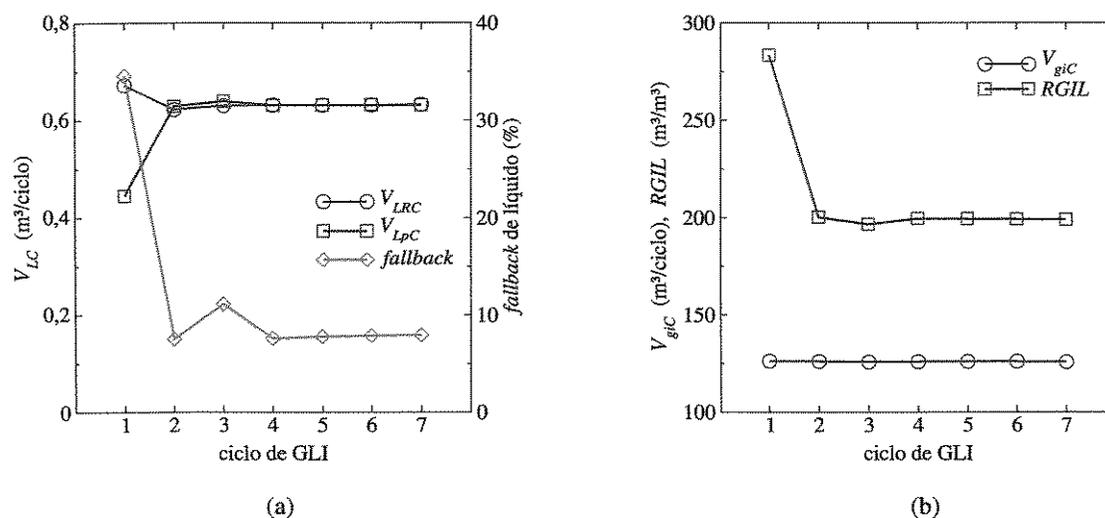


Figura 6.1 - Estabilização dos resultados de produção nos ciclos de GLI : (a) volumes de líquido alimentado pelo reservatório ( $V_{LRC}$ ) e produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) por ciclo com o respectivo *fallback*; (b) volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ) e razão gás injetado-líquido produzido ( $RGIL$ ).

Conforme observado na Figura 6.1.b, o volume de gás injetado ( $V_{giC}$ ) foi insensível às variações dos ciclos iniciais e permaneceu estabilizado em  $125,8 m^3/ciclo$ , desde o primeiro ciclo. A razão entre os volumes de gás injetado e o líquido produzido ( $RGIL$ ) variou em função deste último, logo convergindo para  $200 m^3/m^3$ .

Estes resultados de produção concordaram qualitativamente com os obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) para ciclos de GLI – modelo com etapas sequenciais – em um poço de características semelhantes ao poço-base, como mostrado na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 - Comparação entre os resultados de produção do GLI no poço-base, simulados com o módulo SEAGLI, e os obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) para um poço de características semelhantes.

	SEAGLI	Santos et al. (2001)	
compr. inicial da carga de líquido – $h_{li}/h_{ws}$	0,48	0,5	-
razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,63	0,7	-
volume de gás injetado por ciclo	125,8	117,6	m <sup>3</sup> /ciclo
volume de líquido produzido por ciclo	0,63	0,6	m <sup>3</sup> /ciclo

Diferenças significativas foram encontradas ao comparar, na Tabela 6.3, os resultados da simulação com valores obtidos a partir de expressões empíricas<sup>2</sup> sugeridas na literatura (Brown, 1980). A injeção de gás e a produção de líquido foram subestimados em 27% e 23,4%, respectivamente.

Tabela 6.3 - Comparação entre resultados de simulação do GLI e valores típicos ou calculados a partir de expressões encontradas na literatura.

resultado	SEAGLI	literatura	
<i>fallback</i> de líquido	8	33,9	%
volume de líquido produzido por ciclo	0,63	0,46	m <sup>3</sup> /ciclo
volume de gás injetado por ciclo	125,8	96,4	m <sup>3</sup> /ciclo

nota: *fallback* estimado em 7% a cada 1000 ft (304,8) de elevação (Brown, 1980).

As expressões empíricas contêm muitas simplificações, e levam em consideração poucos parâmetros do GLI. Para o *fallback* de líquido, por exemplo, a estimativa sugerida na literatura é de 7% a cada 1000 ft (304,8 m) de elevação (Brown, 1980), independentemente das condições de operação no campo. Estas expressões devem, portanto, ser utilizadas apenas como uma primeira aproximação de cálculo.

<sup>2</sup>As expressões da literatura utilizadas nesta comparação são encontradas no Apêndice G.

### 6.1.1.1 Evolução do ciclo de GLI e a ocorrência de etapas simultâneas

A evolução das etapas de um ciclo estável de GLI é mostrada na Figura 6.2.a. As etapas de elevação, produção da golfada, e descompressão da coluna ocorreram em seqüência, *i.e.*, o início de cada etapa coincidiu com o término da etapa anterior. A injeção de gás no poço e a alimentação de líquido pelo reservatório, por outro lado, foram simultâneas às outras etapas.

Com a temporização regulada na válvula motora, a injeção cessou 20 s após o início da elevação ( $t = 30$  s). O volume de gás injetado e a pressão calibrada no domo da válvula operadora fizeram com que ela permanecesse aberta durante toda a elevação da golfada ( $t = 318$  s), fechando próximo ao término da produção ( $t = 392$  s). A abertura prolongada da válvula operadora contribuiu para a redução do *fallback*. A coluna passou a ser descomprimida até o início do ciclo seguinte.

Conforme indicado na Figura 6.2.b, a diferença entre as pressões atuantes acima e abaixo da válvula de pé – aproximadas pelas pressões à jusante da válvula operadora e de fundo do poço em fluxo, respectivamente – foi suficiente para manter a válvula de pé aberta e alimentar o poço durante todo o ciclo.

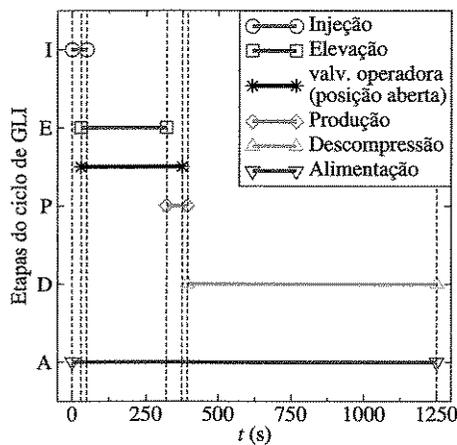
O acompanhamento do ciclo de GLI também pode ser feito, conforme a prática de campo, através das pressões medidas à jusante da válvula operadora ( $P_{c1}$ ) e na cabeça do poço ( $P_{wh}$ ), antes da linha de produção. A variação destas pressões no tempo é vista na Figura 6.2.c.

O comportamento da pressão  $P_{c1}$  evidenciou a abertura e o fechamento da válvula motora, bem como o fechamento da válvula operadora. O valor mínimo de  $P_{c1}$  ( $= 5,1$  MPa) forneceu uma medida indireta da pressão calibrada no domo da válvula operadora ( $P_{d@T_{gv}}$ ):

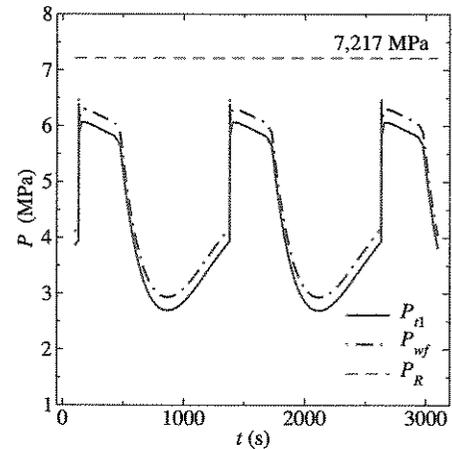
$$P_{d@T_{gv}} \approx P_{c1} \exp \left[ \frac{Mg}{Z_c R T_c} (H_w - z_{gv}) \right] = 5,1 \cdot \exp \left[ \frac{20,3 \cdot 9,81 \cdot 1475}{0,85 \cdot 8314,4 \cdot 315,2} \right] = 5,82 \text{ MPa} \quad (6.1)$$

O valor encontrado corroborou com o respectivo valor de  $P_{d@T_{gv}}$  calculado a partir da pressão  $P_{d@T_{sc}}$ , e corrigido para a temperatura na profundidade da válvula operadora ( $T_{gv} \approx 69^\circ\text{C} \Rightarrow P_{d@T_{gv}} = P_{d@T_{sc}}/C_{T_{gv}} = 5,8$  MPa). O fator de correção da pressão do nitrogênio com a temperatura é tabelado em  $C_{T_{gv}} = 0,829$  (Brown, 1980).

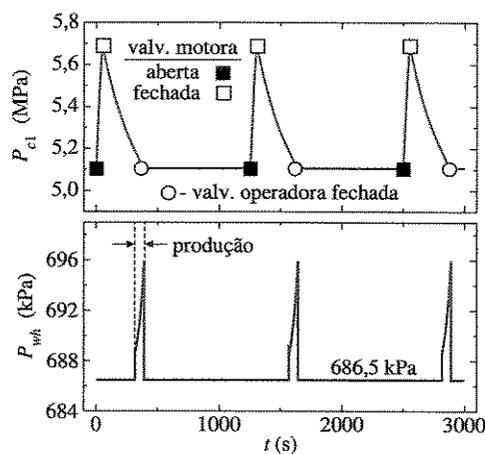
A indicação de que houve produção foi dada pela elevação de  $P_{wh}$ , devido ao acréscimo de pressão dinâmica ocasionado pela passagem do líquido produzido. A observação conjunta das curvas de  $P_{c1}$  e  $P_{wh}$  possibilitou ainda apreciar a atuação compassada das válvulas motora e operadora, com a produção em intervalos regulares.



(a)



(b)



(c)

Figura 6.2 - Ciclos estabilizados de GLI: (a) etapas do ciclo; (b) pressões à jusante da válvula operadora ( $P_{cl}$ ), de fundo do poço em fluxo ( $P_{wf}$ ) e estática do reservatório ( $P_R$ ); (c) pressões à jusante da válvula motora ( $P_{cl}$ ) e na cabeça do poço ( $P_{wh}$ ).

O acompanhamento do ciclo através de  $P_{cl}$  e  $P_{wh}$  é, contudo, limitado. Detalhes importantes, referentes ao início da elevação e à alimentação do poço, só puderam ser apreciados através da análise de outros resultados de simulação.

### 6.1.2 Temporização da válvula motora e a estabilidade dos ciclos de GLI

Dadas as características do poço (geometria, parâmetros operacionais, etc.) e do reservatório (fluidos produzidos, energia disponível, produtividade, etc.), o controle dos ciclos de GLI é feito geralmente através do ajuste dos tempos de ciclo e de injeção na válvula motora, e da pressão de carga regulada no domo da válvula operadora.

A temporização da válvula motora é o método de controle mais eficaz, sendo realizado na superfície sem a necessidade de interromper a produção e intervir no poço. O correto dimensionamento dos tempos de ciclo e de injeção está, contudo, relacionado à regulagem de pressão no domo da válvula operadora. Esta relação envolve a dinâmica da válvula e deve ser considerada para a produção estável nos ciclos de GLI.

A Figura 6.3.a traz a variação das pressões a montante ( $P_{c2}$ ) e a jusante ( $P_{t1}$ ) da válvula operadora com o tempo, para um ciclo de GLI. Com a abertura da válvula motora (I), a pressão  $P_{c2}$  reflete na seqüência: a pressurização do espaço anular pelo gás injetado, a descompressão do anular por meio da válvula operadora e o fechamento desta, quando  $P_{c2}$  iguala a pressão carregada no seu domo ( $P_{d@T_{gv}} = 5,8$  MPa).

No mesmo ciclo, a pressão  $P_{t1}$  indica o rápido aumento da contra-pressão sobre a válvula operadora, no início da elevação. Esta contra-pressão é brevemente mantida pela injeção de gás na superfície e, começa a cair após o término da injeção, compensada em parte pelo gás admitido na coluna através da válvula operadora. Com o fechamento desta, a queda da contra-pressão é acentuada devido à expansão da bolha de gás e, logo em seguida, à descompressão da coluna. A pressão  $P_{t1}$  torna a subir com a restauração da carga de líquido, até o início do ciclo seguinte (J).

A atuação da válvula operadora é vista sob outra perspectiva na Figura 6.3.b. Partindo da abertura da válvula motora (I), é possível acompanhar a evolução do ciclo descrito anteriormente, através das setas indicadas, até o início de um novo ciclo (J). Neste caso, a carga inicial de líquido e o volume de gás injetado, resultantes dos tempos de ciclo e de injeção, foram suficientes para permitir a abertura da válvula operadora<sup>3</sup> durante a injeção e a conclusão do ciclo no tempo preestabelecido ( $t_{ciclo} = 1250$  s).

<sup>3</sup>De acordo com o balanço de forças na válvula operadora, descrito no Capítulo 2, a razão ( $R = \text{área da porta}/\text{área do fole}$ ) e a pressão de carga no domo ( $P_{gv}$ ) possibilitam a abertura da válvula para diversos pares conjugados de pressões ( $P_{c2}, P_{t1}$ ), correspondentes ao volume de gás injetado e à carga inicial de líquido, que satisfazem à condição:

$$P_{t1} = [P_{gv} - (1 - R) P_{c2}] / R \quad (6.2)$$

O conjunto dos pares conjugados ( $P_{c2}, P_{t1}$ ) formam a linha de abertura da válvula operadora, indicada nas Figuras 6.3.b e 6.4.b.

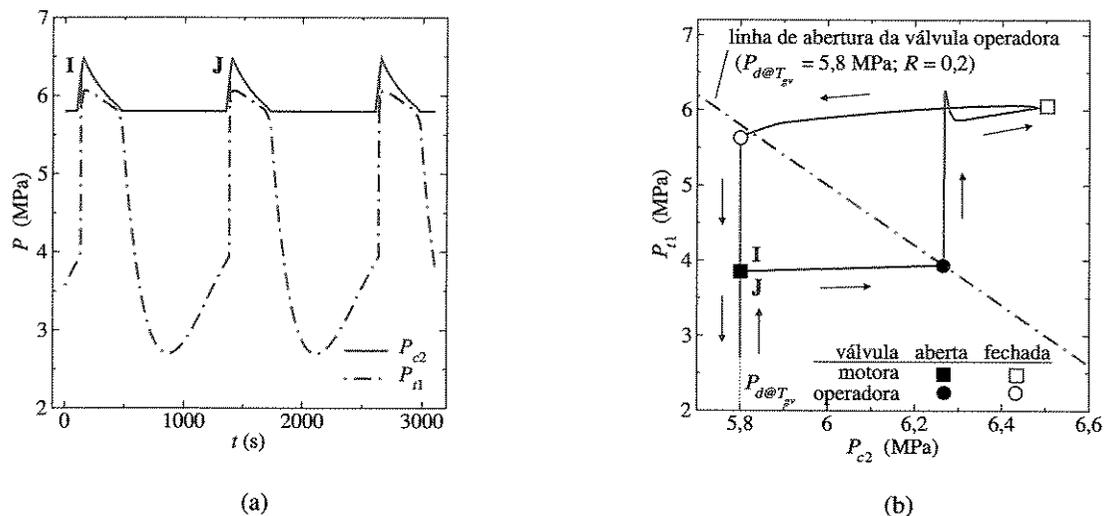


Figura 6.3 - Dinâmica da válvula operadora para ciclos estáveis de GLI: (a) pressões a montante  $P_{c2}$  e a jusante da válvula operadora  $P_{t1}$  com o tempo; (b) atuação da válvula operadora de acordo com as pressões  $P_{c2}$  e  $P_{t1}$ .

A relação entre a temporização da válvula motora e a regulagem de pressão no domo da válvula está fortemente ligada às características do reservatório. Incertezas ou falhas de interpretação associadas a estas características podem, portanto, levar a um dimensionamento equivocado dos tempos de ciclo e de injeção, e da pressão de carga na válvula operadora, acarretando uma possível instabilidade nos ciclos de GLI.

Esta situação é ilustrada para o poço-base, com a mesma temporização da válvula motora ( $t_{ciclo} = 1250 \text{ s}$  e  $t_{inj} = 50 \text{ s}$ ) e regulagem de pressão no domo da válvula operadora ( $P_{d@T_{sc}} = 4,8 \text{ MPa}$ ); porém com a pressão estática do reservatório reduzida para 4,371 MPa. Esta pressão corresponde a uma altura estática de líquido de 450 m ou 30% da profundidade de completação do poço. Todas as demais características do reservatório foram mantidas.

Os resultados de simulação revelaram, desta vez, ciclos **irregulares** de GLI. Conforme mostrado na Figura 6.4.a, através das pressões  $P_{c2}$  e  $P_{t1}$ , a válvula operadora permaneceu fechada durante a injeção de gás na superfície, abrindo somente após a restauração da carga de líquido (de comprimento  $h_{li} = 215,7 \text{ m}$ ). Os volumes de gás injetado e líquido produzido chegaram aparentemente a estabilizar na superfície, entretanto, a atuação das válvulas motora (I, J e K) e operadora apresentou um descompasso crescente na seqüência dos ciclos de GLI.

A Figura 6.4.b ajuda a compreender a causa deste descompasso. Devido à temporização da válvula motora, ao carregamento da válvula operadora e às suas próprias características, o reserva-

tório não foi capaz de alimentar o poço com o volume de líquido necessário à abertura da válvula operadora, durante a injeção. Foi preciso esperar a completa restauração da carga de líquido para a válvula operadora abrir e iniciar a elevação.

Como o tempo transcorrido entre o início da elevação e o término da restauração da carga para o ciclo seguinte permaneceu inalterado, a abertura da válvula operadora aconteceu cada vez mais tarde em relação à injeção de gás (I, J e K) ou, em outras palavras, cada vez mais próxima do início do ciclo seguinte. Com a seqüência dos ciclos, as aberturas das válvulas motora e operadora podem, eventualmente, coincidir e haver circulação de gás no poço, sem garantia de retomada e manutenção da produção de líquido na superfície.

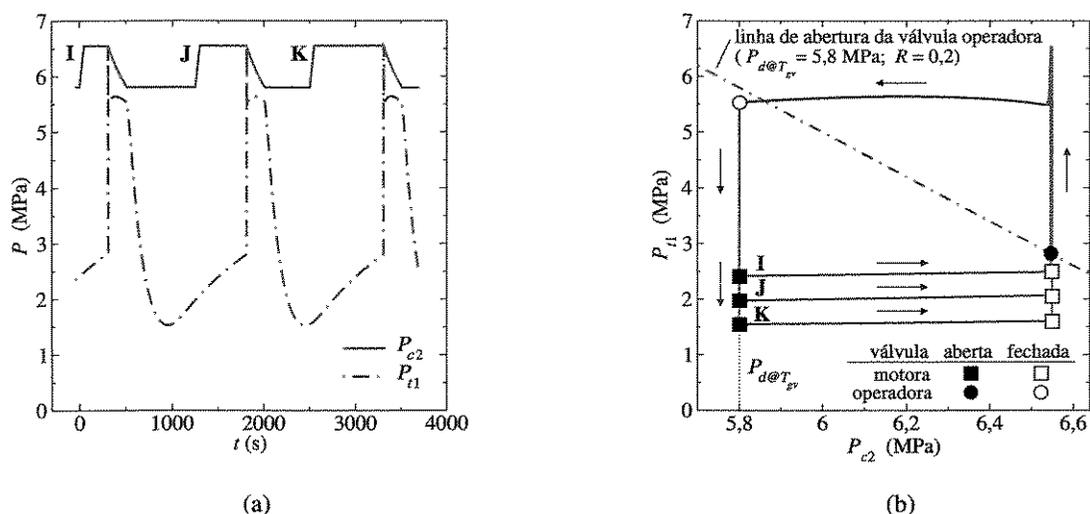


Figura 6.4 - Dinâmica da válvula operadora para ciclos irregulares de GLI: (a) pressões a montante ( $P_{c2}$ ) e a jusante da válvula operadora ( $P_{t1}$ ) com o tempo; (b) atuação da válvula operadora de acordo com as pressões  $P_{c2}$  e  $P_{t1}$ .

Este descompasso na atuação das válvulas pode ser contornado com a injeção de um volume maior de gás por ciclo (maior  $t_{inj}$ ), ou prolongando o ciclo (maior  $t_{ciclo}$ ). Neste caso, a atuação das válvulas voltou a ser coordenada nos ciclos com 2000 s de duração.

### 6.1.2.1 Estimativa dos tempos de ciclo e de injeção para ciclos estáveis de GLI

Conforme a discussão anterior, a temporização correta da válvula motora é de fundamental importância para a estabilidade dos ciclos de GLI. Neste sentido, foram desenvolvidas expressões analíticas para uma estimativa mais exata dos tempos de ciclo e de injeção, com base nas características do reservatório e na geometria e condições operacionais do poço.

Simplificando o problema real, um ciclo estável de GLI pode ser aproximado por uma seqüência de 3 etapas: injeção de gás até a abertura da válvula operadora, elevação e produção da golfada, e alimentação da carga de líquido. A duração do ciclo pode ser decomposta na soma<sup>4</sup> dos tempos referentes a cada uma destas etapas, estimados a partir das seguintes expressões<sup>5</sup>:

1. tempo de injeção de gás para abertura da válvula operadora<sup>6</sup> ( $t_{inj,vo}$ ):

$$t_{inj,vo} = \frac{1}{K_1} \left\{ \arcsin \left[ \beta \left( \frac{P_{co}}{P_{gi}} \right) - 1 \right] - \arcsin \left[ \beta \left( \frac{P_d}{P_{gi}} \right) - 1 \right] \right\} \quad (6.3)$$

onde  $K_1$  e  $\beta$  são constantes cujas expressões são dadas, respectivamente, pelas Equações E.9 e E.15 do Apêndice E.

2. tempo de elevação e produção da golfada de líquido ( $t_{elev}$ ):

$$t_{elev} = (H_w - z_{gv}) \left[ \frac{(P_b - P_{wh}) A_t - \rho_L h_{li} A_t g}{\frac{1}{2} C_f \rho_L S_s} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (6.4)$$

onde:

$P_b$  - pressão da bolha de gás abaixo da golfada,  $P_b \approx (P_{co} + P_{to})/2$ ;

$C_f$  - coeficiente de atrito do líquido,  $C_f \approx 0,005$ ;

$S_s$  - área lateral da golfada,  $S_s = \pi D_t h_{li}$ .

3. tempo de alimentação da carga de líquido ( $t_{alim}$ ):

$$t_{alim} = \frac{A_t}{IP \rho_L g} \ln \left( \frac{h_{ws} - z_{gv}}{h_{ws} - z_{l2}} \right) \quad (6.5)$$

onde:

$h_{ws}$  - altura estática do poço,  $h_{ws} = (P_R - P_{wh}) / \rho_L g$ ;

$z_{l2}$  - posição do topo da carga de líquido alimentada.

O tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ) é estimado a partir da soma dos tempos  $t_{inj,vo}$ ,  $t_{elev}$  e  $t_{alim}$ ; fornecidos pelas equações (6.3-6.5):

$$t_{ciclo} \approx t_{inj,vo} + t_{elev} + t_{alim} \quad (6.6)$$

<sup>4</sup>A descompressão da coluna coincide, em grande parte, com a alimentação da carga de líquido e, portanto, está incluída nesta soma.

<sup>5</sup>As hipóteses simplificativas assumidas e o desenvolvimento das expressões analíticas para os tempos  $t_{alim}$ ,  $t_{inj,vo}$  e  $t_{elev}$  são apresentados nos Apêndices D, E e F, respectivamente.

<sup>6</sup>Dada a carga inicial de líquido, este tempo corresponde ao volume de gás injetado necessário a abertura da válvula operadora.

O tempo  $t_{inj}$  necessário à injeção do volume de gás  $V_{giC}$  pode ser estimado a partir do tempo  $t_{inj,vo}$ . Uma estimativa simples consiste em extrapolar linearmente  $t_{inj}$ , baseado em  $t_{inj,vo}$ ,  $V_{giC}$  e no volume de gás requerido para a abertura da válvula operadora ( $V_{giC,vo}$ ):

$$V_{giC,vo} = \alpha \frac{(P_{co} - P_d)}{P_{sc}} \cdot \frac{T_{sc}}{T_c} \cdot \frac{V_c}{Z_c} \quad (6.7)$$

e

$$t_{inj} \approx \left( \frac{V_{giC}}{V_{giC,vo}} \right) t_{inj,vo} \quad (6.8)$$

onde  $\alpha$  é uma constante dada pela Equação E.6. A dedução da expressão do volume  $V_{giC,vo}$  – Equação 6.7 – é descrita no Apêndice E.

Para atestar a validade das expressões desenvolvidas, o caminho inverso da simulação foi percorrido. Os tempos  $t_{ciclo}$  e  $t_{inj}$  foram estimados através das Equações 6.6 e 6.8, respectivamente, com base nos resultados de simulação dos ciclos estáveis de GLI. A comparação entre os tempos computados e as estimativas correspondentes é vista na Tabela 6.4.

Tabela 6.4 - Comparação entre os tempos computados na simulação dos ciclos de GLI (módulo SEAGLI) e suas respectivas estimativas.

tempo (s)	SEAGLI	estimativa	equação
$t_{inj,vo}$	30,2	29,6	(6.3)
$t_{elev}$	361,9	333,6	(6.4)
$t_{alim}$	858 <sup>(a)</sup>	876	(6.5)
$t_{ciclo}$	1250	1239	(6.6)
$t_{inj}$	50	47,6	(6.8)

(a)- considerado a partir da descompressão;

As estimativas aproximaram satisfatoriamente os tempos computados na simulação. Na comparação, o tempo de alimentação foi considerado a partir do início da descompressão. Embora o poço tenha sido alimentado ao longo de todo o ciclo, a pressurização da coluna na elevação e produção da golfada dificultou a alimentação. Conforme indicado na Figura 6.5, o crescimento da carga de líquido só foi intensificado após o início da descompressão, com a menor resistência encontrada pelo reservatório.

Apesar da comparação favorável, as expressões desenvolvidas para estimar a temporização da válvula motora – Equações 6.3-6.8 – ainda necessitam ser testadas para outras condições de

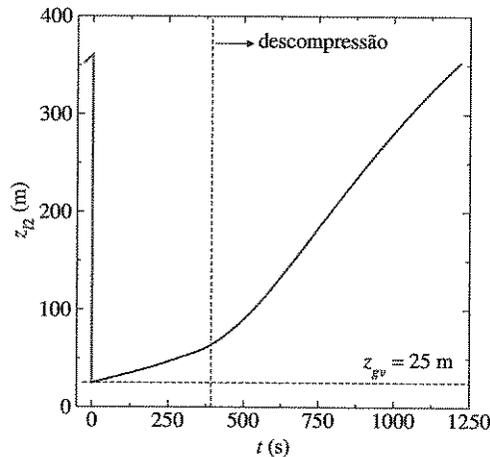


Figura 6.5 - Posição  $z_{t2}$  do topo da carga de líquido com o tempo.

poço e reservatório. Estas expressões abrem a possibilidade de novos desenvolvimentos analíticos a serem explorados, para estimar outras variáveis do GLI, *e.g.*, o *fallback* de líquido.

### 6.1.3 Sensibilidade do GLI à geometria e às condições operacionais do poço

Visando avaliar a sensibilidade do GLI à geometria e às condições operacionais do poço, foram simulados ciclos de GLI para diferentes diâmetros de coluna de produção ( $D_t = 52,4; 60,3$  e  $73$  mm)<sup>7</sup> e pressões de injeção de gás ( $P_{gi} = 6,5; 7; 7,5$  e  $8$  MPa). A válvula motora foi temporizada com ( $t_{ciclo} = 1200$  s,  $t_{inj} = 50$  s) e as demais características do poço e do reservatório foram mantidas inalteradas em relação ao poço-base.

**Diâmetro da coluna de produção ( $D_t$ ):** O alargamento da seção transversal da coluna, com o aumento do seu diâmetro de 52,4 mm ( $2\frac{1}{16}$  in) para 73 mm ( $2\frac{7}{8}$  in), diminuiu o comprimento inicial da carga de líquido de 355 m para 287 m – Figura 6.6.a. A menor altura da carga reduziu a contra-pressão exercida sobre o reservatório, permitindo a alimentação de  $0,3$  m<sup>3</sup> a mais de líquido por ciclo. A maior seção transversal da coluna, por outro lado, também propiciou o aumento do *fallback* de líquido na elevação e produção da golfada. Apesar do maior *fallback*, o volume de líquido produzido na superfície aumentou em  $0,27$  m<sup>3</sup>/ciclo – Figura 6.6.b. O espaço disponível para o gás no espaço anular diminuiu e o volume de gás por ciclo foi menor. Logo, a razão gás-líquido ( $RGIL$ ) foi reduzida de  $245$  m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> para  $160$  m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>.

<sup>7</sup>Os referidos diâmetros correspondem, respectivamente, a  $2\frac{1}{16}$  in,  $2\frac{3}{8}$  in e  $2\frac{7}{8}$  in (sistema inglês de unidades).

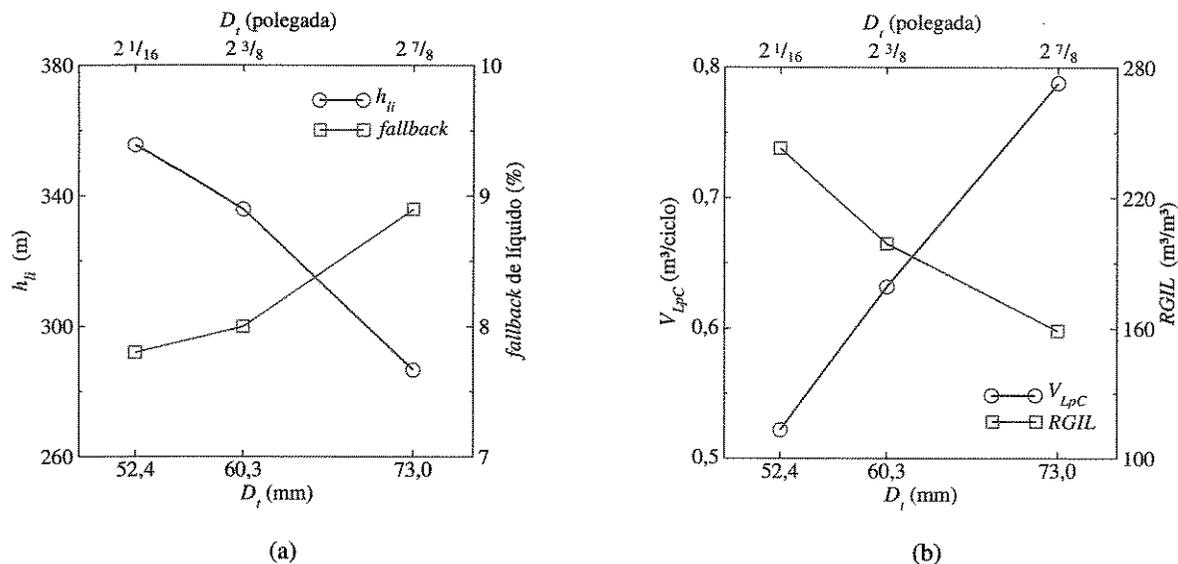


Figura 6.6 - Sensibilidade do GLI ao diâmetro da coluna de produção ( $D_t$ ): (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo *fallback*; (b) volume de líquido produzido na superfície ( $V_{LPC}$ ) e a razão gás-líquido ( $RGIL$ ) correspondente.

As tendências de aumento da produção de líquido e redução da  $RGIL$  requerida, com o diâmetro da coluna, indicam que o desempenho operacional<sup>8</sup> pode melhorar ainda mais com colunas de maior diâmetro ( $D_t > 73$  mm). Porém, extrapolando a partir das tendências observadas, o aumento do *fallback* pode limitar a suposta melhoria, sugerindo a existência de um diâmetro de coluna para o qual o desempenho do GLI no poço é máximo.

**Pressão de injeção do gás ( $P_{gi}$ ):** A elevação da pressão de injeção de gás de 6,5 MPa para 8 MPa resultou em aumento do volume de gás injetado por ciclo. O gás adicional possibilitou a diminuição do *fallback* de líquido, mas prolongou o tempo necessário à descompressão da coluna, retardando a alimentação de líquido pelo reservatório. Com isso, o comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) diminuiu de 342 m para 326 m – Figura 6.7.a. Devido aos efeitos contrários do *fallback* e do comprimento  $h_{li}$  sobre a produção, o volume de líquido produzido por ciclo apresentou uma ligeira queda. Em consequência, houve aumento da razão gás-líquido ( $RGIL$ ) requerida de 165 m³/m³ para 260 m³/m³.

<sup>8</sup>O desempenho operacional do GLI está relacionado ao volume de líquido produzido por ciclo na superfície e a  $RGIL$  requerida. Quanto maior a produção de líquido e menor a injeção de gás no ciclo, maior será o desempenho operacional do GLI.

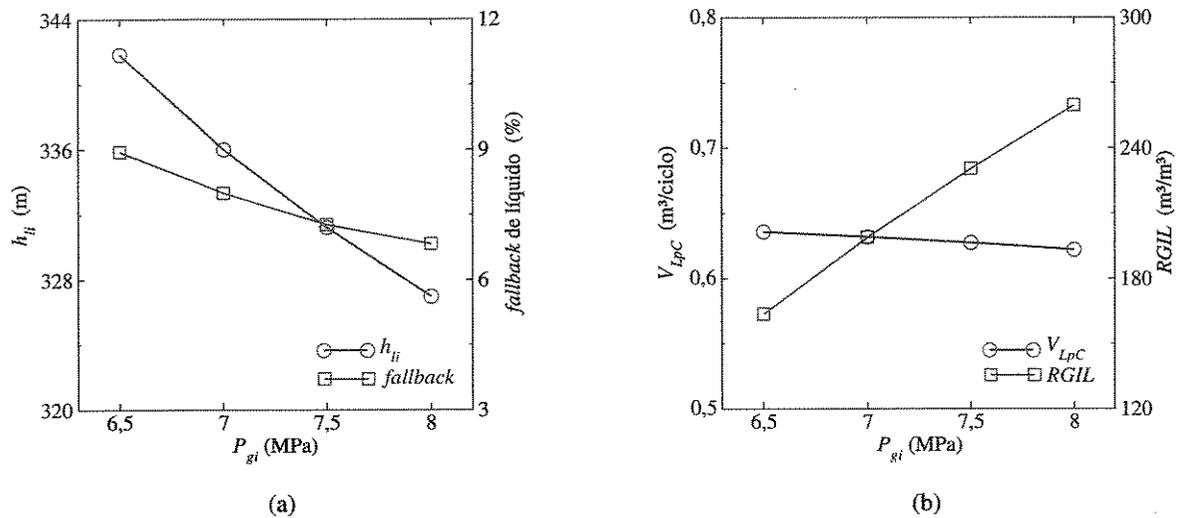


Figura 6.7 - Sensibilidade do GLI à pressão de injeção de gás ( $P_{gi}$ ): (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo *fallback*; (b) volume de líquido produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) e a razão gás-líquido ( $RGIL$ ) correspondente.

O aumento da pressão  $P_{gi}$  e o maior volume de gás injetado por ciclo devem acarretar maiores custos de compressão do gás, comprometendo ainda mais o desempenho do GLI em termos econômicos.

#### 6.1.4 Produção no poço-base com GLI para diferentes temporizações da válvula motora

A partir dos resultados de simulação para diferentes temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ), foi possível traçar um mapa operacional do GLI para o poço-base (Figura 6.8).

No mapa operacional, foram identificadas 4 regiões de comportamento distinto do poço-base com GLI:

- $750 \text{ s} < t_{ciclo} < 1750 \text{ s}$  e  $t_{inj} > 30 \text{ s}$  : ciclos estáveis de GLI;
- $t_{ciclo} \leq 750 \text{ s}$  : ciclos irregulares de GLI com descompasso na atuação das válvulas motora e operadora;
- $t_{ciclo} \geq 1.750 \text{ s}$  : ciclos instáveis de GLI com razão de pressões  $P_{to}/P_{co}$  na válvula operadora tendendo a 1;
- $t_{inj} \leq 30 \text{ s}$  : ciclos instáveis de GLI com injeção de gás insuficiente para sustentar a produção.

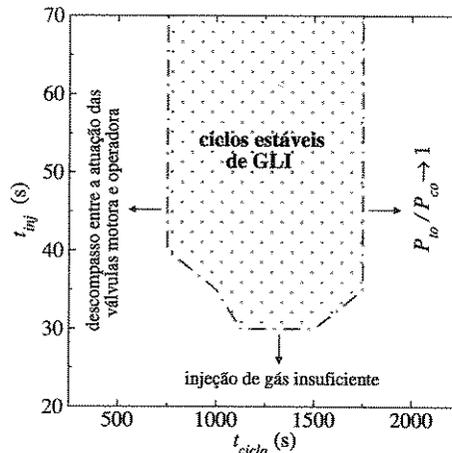


Figura 6.8 - Mapa operacional do GLI no poço-base.

A instabilidade observada para  $t_{ciclo} \geq 1.750$  s esteve associada à relação entre o volume de gás injetado e a carga inicial de líquido, indicada pela razão  $P_{to}/P_{co}$ <sup>9</sup>. O gás injetado não acelerou suficientemente a carga de líquido (em excesso), no início da elevação, acarretando um *fallback* crescente. A parcela do *fallback* que retornou ao fundo poço, somado ao líquido alimentado pelo reservatório, resultou em cargas progressivamente maiores nos sucessivos ciclos, tendendo a cessar a produção do poço.

Problema semelhante ocorreu para  $t_{inj} \leq 30$  s. o volume de gás injetado possibilitou a abertura da válvula operadora, mas foi insuficiente para elevar adequadamente a carga de líquido. Em decorrência disto, o *fallback* de líquido foi crescente nos ciclos subseqüentes, contribuindo para o aumento progressivo da carga de líquido e, eventualmente, a interrupção da produção.

Devido ao esquadramento dos tempos  $t_{ciclo}$  e  $t_{inj}$  em intervalos discretos – Seção 6.1, os limites traçados no mapa não são precisos. Estes limites devem ser interpretados como faixas a partir das quais a estabilidade dos ciclos de GLI pode estar comprometida. O interesse prático de operação do GLI deve ser concentrado na região dos ciclos estáveis. Por esse motivo, somente os resultados de simulação obtidos nesta região são apresentados e discutidos nos próximos parágrafos.

<sup>9</sup>Os ciclos simulados com  $t_{ciclo} = 1500$  s e diferentes  $t_{inj}$  apresentaram razão de pressões  $0,7 \leq P_{to}/P_{co} \leq 0,74$ . Estes valores estão de acordo com o limite superior  $P_{to}/P_{co} \leq 0,75$  sugerido por Winkler (1989) para projeto do GLI.

**volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ):** o volume de gás injetado por ciclo foi insensível ao tempo de ciclo, *i.e.*, às diferentes cargas iniciais de líquido elevadas, conforme mostra a Figura 6.9.a. A explicação para este fato está na válvula operadora. Apesar da válvula abrir e a elevação começar mais cedo com as cargas maiores, a vazão de gás do anular para a coluna foi determinada quase que exclusivamente pelas condições a montante do escoamento. Na superfície, a válvula motora e as condições de injeção contribuíram para o crescimento quasi-linear<sup>10</sup> do volume  $V_{giC}$  em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ) – Figura 6.9.b. Desta maneira, o tempo  $t_{inj}$  necessário para injetar o volume  $V_{giC}$  pode ser determinado com razoável exatidão através da Equação 6.8.

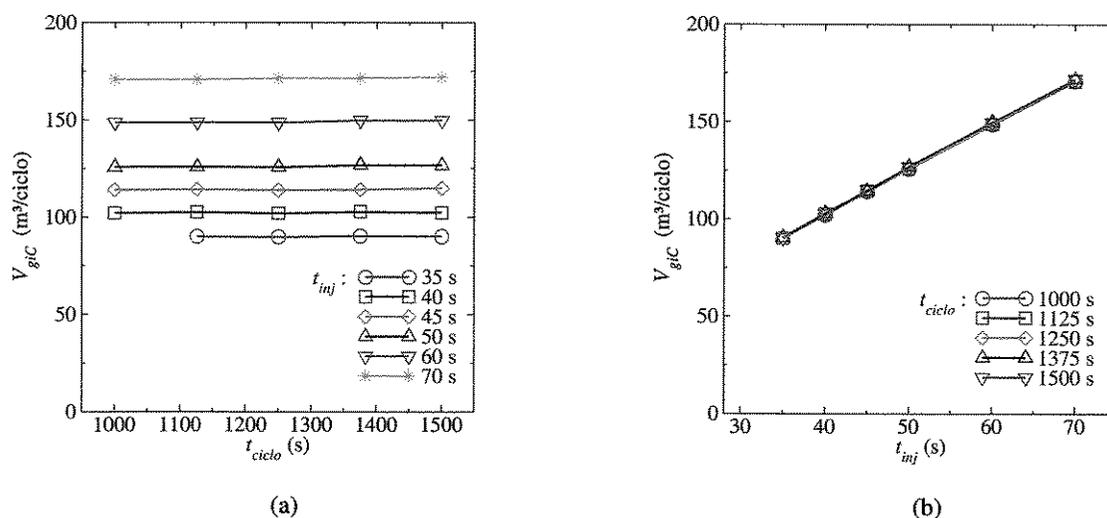


Figura 6.9 - Resultados de simulação do GLI para o volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

**Comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ):** Os ciclos de GLI mais longos resultaram em um crescimento aproximadamente linear da carga de líquido alimentada pelo reservatório, como observado na Figura 6.10(a). A redução no comprimento  $h_{li}$  refletiu o efeito da contra-pressão exercida sobre o reservatório pelos maiores volumes de gás injetados, *i.e.*, tempos de injeção maiores – Figura 6.10.b. As maiores pressões envolvidas nos ciclos retardaram a alimentação do poço por parte do reservatório, diminuindo o comprimento da carga.

<sup>10</sup>Este comportamento quasi-linear é conveniente na prática por facilitar o cálculo da temporização da válvula motora.

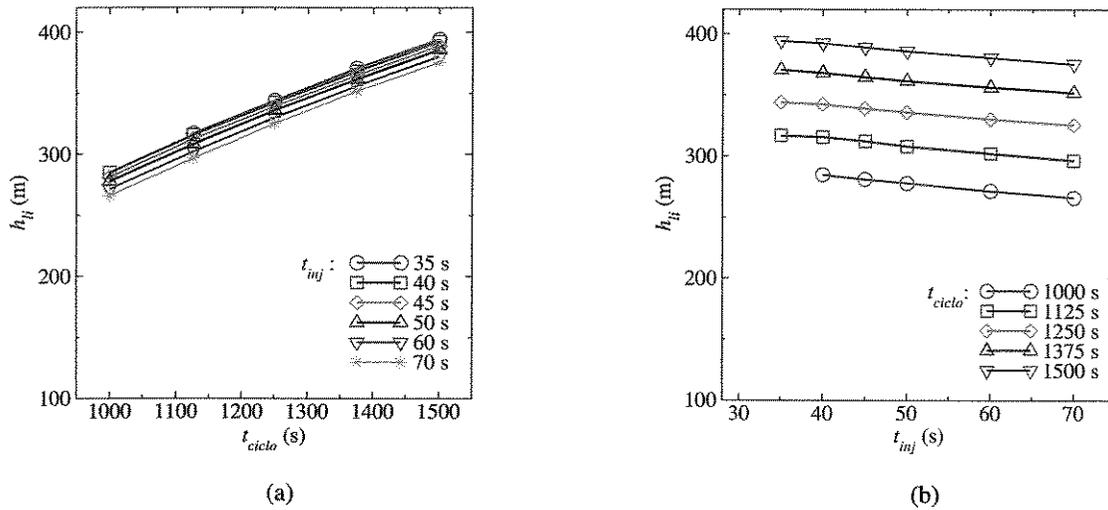
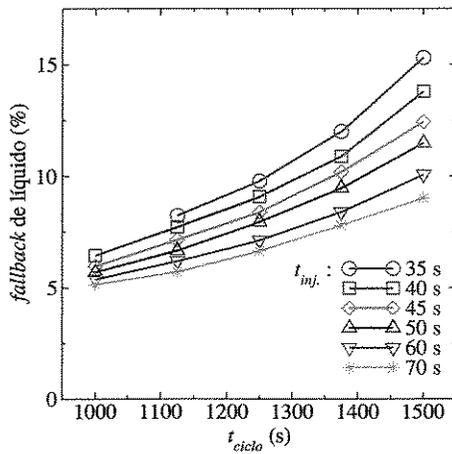


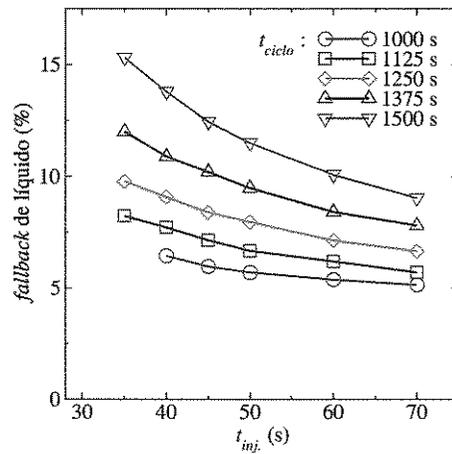
Figura 6.10 - Resultados de simulação do GLI para o comprimento da carga inicial de líquido ( $h_{li}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

**fallback de líquido:** Mantido o volume de gás injetado, *i.e.*, o mesmo tempo de injeção, o crescimento da carga de líquido fez aumentar o *fallback* com o tempo de ciclo – Figura 6.11.a. Em contrapartida, o aumento da injeção de gás diminuiu o *fallback* e o comprimento da carga – Figura 6.11.b – ao manter uma maior pressão do gás abaixo da golfada durante a sua elevação e produção.

**volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ):** Com ciclos mais longos e cargas iniciais maiores, o volume de líquido produzido por ciclo na superfície também aumentou – Figura 6.12.a. O maior *fallback*, entretanto, fez com que este aumento fosse menor para os tempos de injeção mais curtos. Devido aos efeitos opostos combinados dos tempos de ciclo e de injeção sobre o volume  $V_{LpC}$ , a produção por ciclo em  $t_{ciclo} = 1375$  s permaneceu praticamente inalterada, como mostra a Figura 6.12.b, em  $0,65 \text{ m}^3/\text{ciclo}$  para  $35 \text{ s} \leq t_{inj} \leq 70 \text{ s}$ . Para o ciclo mais longo ( $t_{ciclo} = 1500$  s), houve um pequeno aumento no volume  $V_{LpC}$  com  $t_{inj}$ , logo contrabalançado. Aparentemente, foi atingido um limite superior para a produção de líquido por ciclo. Já nos ciclos mais curtos ( $t_{ciclo} = 1000$  a  $1375$  s), com o aumento da injeção de gás, o efeito da contra-pressão sobre o reservatório foi predominante, reduzindo a produção de líquido. A contribuição do volume de gás injetado para o aumento da produção de líquido foi, portanto, limitada e só foi manifestada nos ciclos mais longos, com a redução do *fallback*.

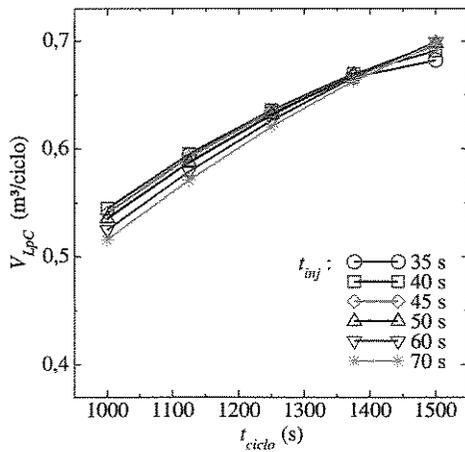


(a)

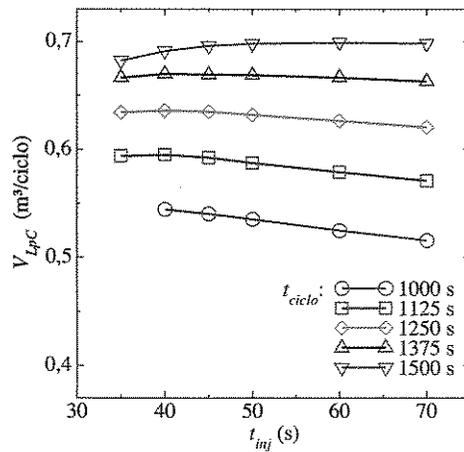


(b)

Figura 6.11 - Resultados de simulação do GLI para o fallback de líquido: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).



(a)



(b)

Figura 6.12 - Resultados de simulação do GLI para o volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

**razão gás-líquido (RGIL):** O comportamento da *RGIL* resultou da combinação dos efeitos da temporização da válvula motora sobre os volumes de gás injetado e líquido produzido por ciclo. A produção com ciclos de GLI mais longos e menor injeção de gás resultou nos menores valores de *RGIL* vistos nas Figuras 6.13.a e 6.13.b, respectivamente. Baseado somente nos resultados

de produção por ciclo apresentados, o melhor desempenho operacional do GLI no poço-base deve ocorrer com a temporização da válvula motora no maior tempo de ciclo e menor tempo de injeção, dentro da região de ciclos estáveis do mapa operacional do GLI.

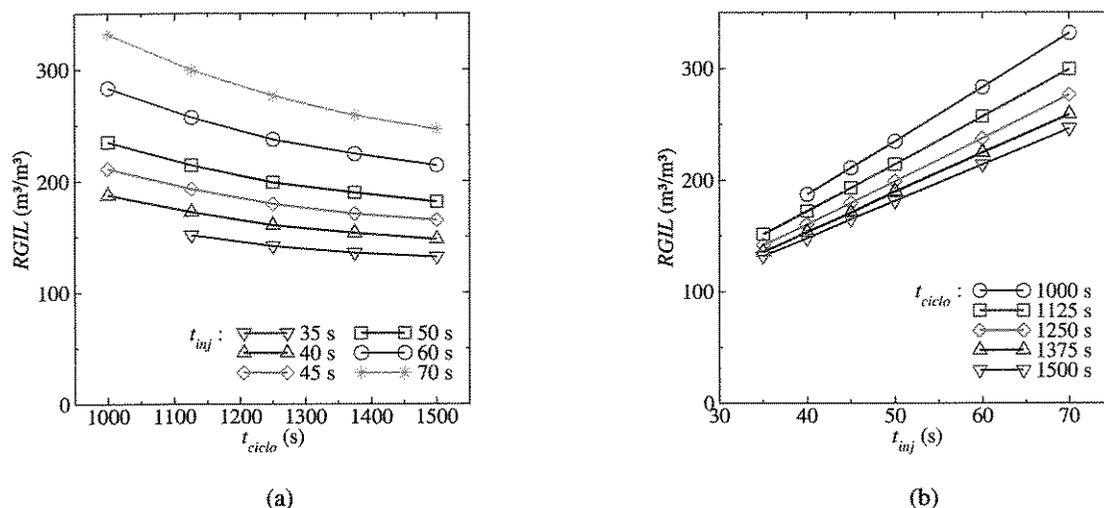


Figura 6.13 - Resultados de simulação do GLI para a razão gás-líquido ( $RGIL$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

#### 6.1.4.1 Mapa operacional do GLI para diferentes pressões de carga no domo da válvula operadora

A simulação dos ciclos de GLI no poço-base para diversas temporizações da válvula motora foi repetida, agora variando a pressão de carga no domo da válvula operadora ( $P_{d@T_{gv}}$ ) de 5,8 MPa para 4,8 MPa, e depois para 6,8 MPa. Os resultados de simulação permitiram a construção de mapas operacionais para cada pressão  $P_{d@T_{gv}}$ , nos quais foram identificadas as mesmas 4 regiões observadas anteriormente – Figura 6.14.

A mudança ficou por conta dos limites das regiões de ciclos estáveis, que foram deslocados em direção aos tempos de ciclo e de injeção maiores, a medida que a pressão  $P_{d@T_{gv}}$  aumentou. Este deslocamento foi devido aos maiores volumes de gás e de líquido necessários à abertura da válvula operadora. Mantidas a pressão de injeção do gás e as características do reservatório, os tempos necessários à injeção de gás e à alimentação da carga inicial de líquido tiveram de ser maiores. O aumento da pressão  $P_d$  propiciou também um discreto alargamento da faixa de tempos de ciclo, na qual os ciclos de GLI foram estáveis.

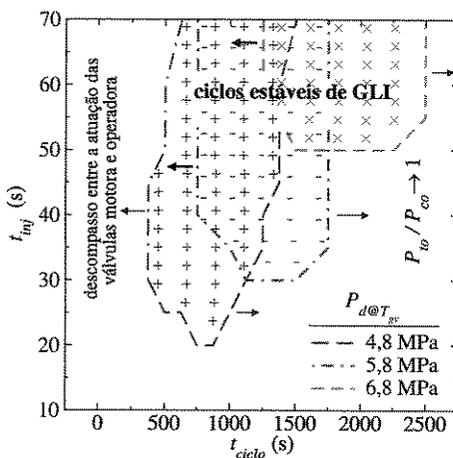


Figura 6.14 - Mapa operacional do GLI no poço-base para diferentes pressões de carga ( $P_{d@T_{gv}}$ ) no domo da válvula operadora.

Diante da variação de  $P_{d@T_{gv}}$ , os resultados observados –  $V_{giC}$ ,  $h_{li}$ ,  $V_{LpC}$ , *fallback* de líquido e *RGIL* – mantiveram as mesmas tendências apontadas nas simulações com  $P_{d@T_{gv}} = 5,8$  MPa, em relação aos parâmetros operacionais do GLI.

### 6.1.5 Efeitos da eliminação do *fallback* de líquido sobre a produção do poço-base: GLI com *plunger* (GLI-P)

Os efeitos da eliminação do *fallback* de líquido sobre a produção poço-base foram apreciados através da comparação dos resultados de simulação do GLI-P com os do GLI, para a mesma temporização da válvula motora e as mesmas condições operacionais. Os ciclos de GLI-P foram simulados<sup>11</sup> até a estabilização da produção. Os ciclos iniciais apresentaram um comportamento transiente, devido à estimativa do comprimento inicial da carga líquido no começo da simulação. Com a presença do *plunger* entre o topo da bolha de gás e a base da golfada de líquido, não houve *fallback* e o comprimento para  $t_{ciclo} = 1250$  s estabilizou em 347 m após o sexto ciclo

Os resultados de simulação de ambos os métodos, com produção estabilizada, são apresentados na Tabela 6.5. Para aproximadamente o mesmo volume de gás injetado por ciclo, a produção de líquido na superfície aumentou de 0,63 m<sup>3</sup> no GLI para 0,71 m<sup>3</sup> com o GLI-P. Este resultado indicou que a ausência de *fallback* no GLI-P permitiu o reservatório alimentar um volume de líquido por ciclo 12,7% superior quando comparado ao GLI.

<sup>11</sup>Os parâmetros de configuração do simulador (passo de tempo, tolerância máxima para a correção das variáveis, etc.) foram os mesmos utilizados na simulação do GLI.

Tabela 6.5 - Comparação entre o GLI e o GLI-P no poço-base.

resultado	GLI	GLI-P	
comprimento inicial da carga de líquido	336	346,8	m
razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	0,63	0,65	-
volume de gás injetado por ciclo	125,8	126	m <sup>3</sup> /ciclo
volume de líquido produzido por ciclo	0,63	0,71	m <sup>3</sup> /ciclo
razão gás-líquido de produção	199,7	180	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>
<i>fallback</i> de líquido	8	-	%

Uma parcela significativa da diferença observada na produção correspondeu à redução de volume da golfada de líquido elevada no GLI, devido ao *fallback*. A cada ciclo, 0,06 m<sup>3</sup> (8%) da carga inicial de 0,69 m<sup>3</sup> foram deixados para trás pelo gás, sob a forma de filme na parede da coluna, e retornaram a tempo de compor a carga para o ciclo seguinte.

A parcela restante refletiu o efeito do *fallback* sobre a dinâmica do escoamento. No início dos ciclos de GLI, o filme de líquido remanescente do ciclo anterior possuía 1,2 mm de espessura e 1139 m de comprimento, significando um volume adicional de 0,2 m<sup>3</sup> de líquido na coluna. Considerando este volume adicional, o gás injetado movimentou um **volume total** de líquido de 0,83 m<sup>3</sup> no GLI, ou 0,12 m<sup>3</sup> a mais em relação ao GLI-P. O maior volume de líquido resultou em expansão mais lenta do gás, prejudicando a alimentação de líquido pelo reservatório no GLI. O comprimento da carga inicial de líquido no GLI-P foi maior (+10,8 m), representando um acréscimo de 0,02 m<sup>3</sup> sobre o volume da carga no GLI.

## 6.2 Comportamento Dinâmico do poço nos ciclos de GLI-I

Os efeitos da inversão do escoamento dos fluidos – produção pelo anular – e a ausência da válvula operadora sobre o comportamento dinâmico do poço-base (Tabela 6.1) foram investigados com o módulo de simulação SEAGL2I. A válvula operadora foi substituída por um orifício de 25,4 mm (1 in) de diâmetro, na mesma posição, enquanto todos os demais parâmetros (poço, reservatório, solucionador de equações, etc.) permaneceram inalterados em relação ao poço-base com GLI.

Foram simulados ciclos de GLI-I para diversas combinações de tempos de ciclo ( $t_{ciclo} = 1000$  a 4000 s, em intervalos de 250 s) e de injeção ( $t_{inj} = 70, 80, 90, 100, 125, 150, 175$  e 200 s), seguindo o mesmo procedimento descrito na Seção 6.1.

## 6.2.1 Ciclos estáveis de GLI-I

Várias temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) da válvula motora resultaram em estabilização dos ciclos de GLI-I. Os ciclos para ( $t_{ciclo} = 2000$  s,  $t_{inj} = 150$  s) foram analisados em maior profundidade para identificar as principais características do GLI-I, e seus reflexos sobre a injeção de gás e a produção de líquido do poço-base.

Os resultados da simulação permitiram acompanhar o comportamento transiente do poço-base com GLI-I, dos ciclos iniciais até a estabilização dos resultados de produção – Figura 6.15.a – quando os balanços globais de massa de gás e de líquido acusaram diferenças de 0,02 e 0,8%, respectivamente. Os volumes de líquido alimentado pelo reservatório e produzido na superfície estabilizaram em 1,54 m<sup>3</sup>/ciclo, após o sexto ciclo.

A magnitude e a variação do *fallback* foram maiores do que as observadas no GLI. No 1º ciclo de GLI-I, 85,5% da carga de líquido de comprimento inicial estimado em 175 m, no começo da simulação, deixaram de ser produzidos devido ao *fallback*. A contribuição dos filmes de líquido – nas paredes interna do revestimento e externa da coluna – para a restauração da carga fez com que o *fallback* diminuísse nos ciclos seguintes, até estabilizar em 31% da carga inicial de 214 m de comprimento.

Em decorrência da maior seção transversal do anular, em relação à coluna, e do grande *fallback* de líquido, os tempos de ciclo no GLI-I tiveram que ser alongados para permitir a alimentação de uma carga de líquido de comprimento suficiente para assegurar a continuidade da produção.

A carga de líquido a ser elevada (2,24 m<sup>3</sup> nos ciclos estabilizados) e a ausência da válvula operadora exigiram um maior tempo de injeção na válvula motora, com a injeção de 391,1 m<sup>3</sup> de gás por ciclo – Figura 6.15.b. Apesar da ausência da válvula operadora e das variações observadas nos ciclos iniciais, o consumo de gás permaneceu estável desde o primeiro ciclo. A razão gás–líquido variou em função do líquido produzido, estabilizando em 253,6 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> após o terceiro ciclo.

### 6.2.1.1 Evolução do ciclo de GLI-I e a ocorrência de etapas simultâneas

As etapas de um ciclo estável de GLI-I são vistas na Figura 6.16.a. Iniciada a injeção de gás na coluna, o líquido acumulado no seu interior foi rapidamente transferido ( $t = 26$  s) para o anular (passagem de líquido no orifício). A carga de líquido contida no anular foi acrescida do líquido transferido, formando a carga total a ser elevada. O líquido transferido incluiu também o volume alimentado pelo reservatório, durante a etapa de transferência.

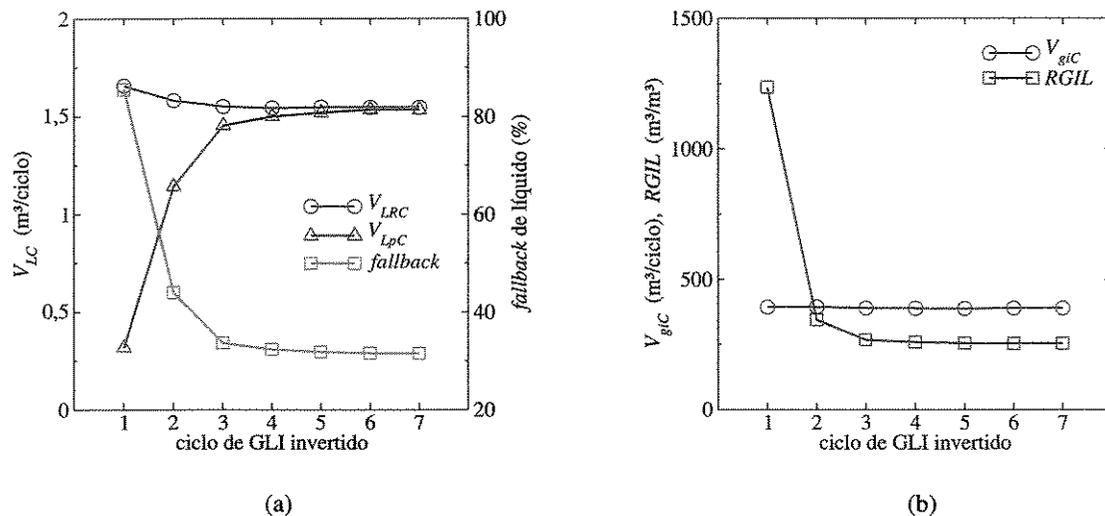


Figura 6.15 - Estabilização dos resultados de produção nos ciclos de GLI-I: (a) volumes de líquido alimentado pelo reservatório ( $V_{LRC}$ ) e produzido na superfície ( $V_{LpC}$ ) por ciclo com o respectivo *fallback*; (b) volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ) e razão gás-líquido ( $RGIL$ ).

Na seqüência, a carga (golfada) de líquido foi elevada ( $t = 333$  s) e produzida ( $t = 379$  s) pelo anular, que passou a ser descomprimido em seguida ( $t = 1151$  s). Neste interim, a ocorrência de etapas simultâneas foi observada. A injeção de gás continuou até quase a metade da elevação ( $t = 150$  s). Ao mesmo tempo, o líquido alimentado pelo reservatório passou a ser acumulado diretamente no anular, enquanto a coluna era descomprimida (passagem de gás no orifício).

A nova carga de líquido em acumulação no anular contribuiu para o aumento da contra-pressão sobre o escoamento de gás no orifício, abreviando a descompressão da coluna ( $t = 943$  s). A partir de então, a coluna voltou a ser alimentada pelo reservatório, e a alimentação do anular governada pela diferença de pressão no orifício (passagem de líquido no orifício). O crescimento da carga de líquido na coluna passou a comprimir o gás remanescente acima do líquido na coluna, ainda durante a descompressão do anular. A alimentação do poço (anular e coluna) continuou até o início do ciclo seguinte.

Como no GLI, a variação das pressões  $P_{tl}$  e  $P_{wh}$ <sup>12</sup> – Figura 6.16.b – evidenciou a estabilidade da produção no ciclo de GLI-I, com a abertura e o fechamento da válvula motora, e a chegada (produção) da golfada de líquido à superfície. A permanente comunicação entre o anular e a coluna, através do orifício, possibilitou ainda observar o crescimento da carga de líquido no poço.

<sup>12</sup>Devido à inversão do escoamento dos fluidos no poço e a produção pelo anular, a pressão na cabeça do poço no GLI-I corresponde à pressão no topo do espaço anular.

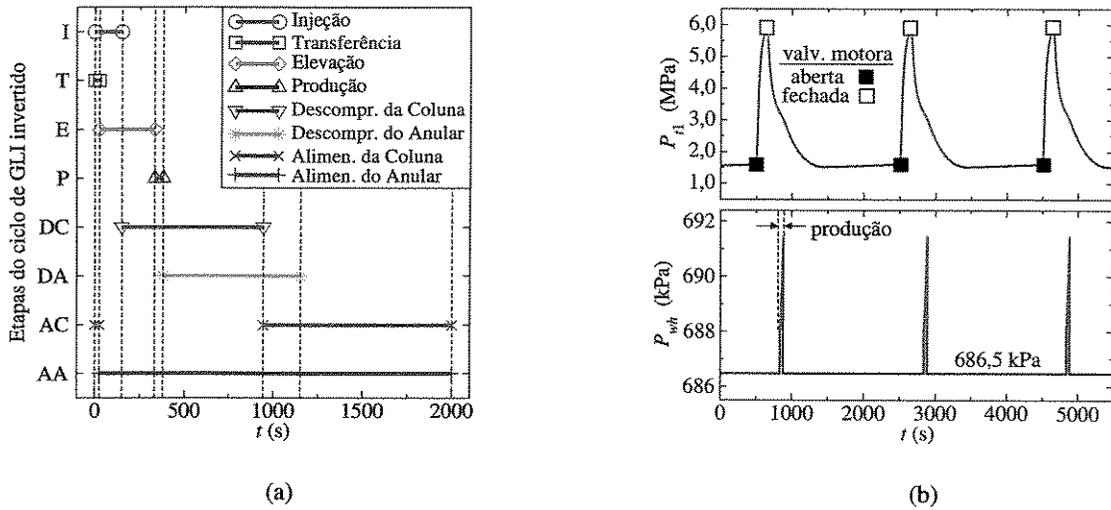


Figura 6.16 - Ciclos estabilizados de GLI-I : (a) etapas do ciclo; (b) pressões à jusante da válvula motora ( $P_{t1}$ ) e na cabeça do poço ( $P_{wh}$ ).

Como mostrado na Figura 6.17, o comprimento da carga de líquido no anular ( $h_{lic} = z_{l2c} - z_{gv}$ ) foi maior do que na coluna ( $h_{lit} = z_{l2t} - z_{gv}$ ), devido à diferença entre as pressões  $P_{t1}$  e  $P_{wh}$ . A diferença nos comprimentos ( $h_{lic} - h_{lit}$ ) representou uma redução do volume total da carga, e foi estimada partir de  $P_{t1}$  e  $P_{wh}$ :

$$h_{lic} - h_{lit} = z_{l2c} - z_{l2t} \approx \frac{P_{t1} - P_{wh}}{\rho_L g} = \frac{1,64 \times 10^6 - 686,5 \times 10^3}{967,1 \cdot 9,81} = 100,5 \text{ m} \quad (6.9)$$

O valor estimado foi razoavelmente próximo ao simulado (106,6 m), depondo a favor da implementação do módulo de simulação SEAGL2I.

## 6.2.2 Sensibilidade do GLI-I à geometria e às condições operacionais do poço-base

A sensibilidade do modelo de GLI-I à geometria e às condições operacionais do poço-base foi avaliada para colunas de diferentes diâmetros ( $D_t = 60,3; 73$  e  $88,9$  mm)<sup>13</sup> e para a injeção de gás com pressões distintas ( $P_{gi} = 6,5; 7; 7,5$  e  $8$  MPa). A temporização da válvula motora ( $t_{ciclo} = 2000$  s,  $t_{inj} = 150$  s) e as demais características do poço e do reservatório foram mantidas.

<sup>13</sup>Estes diâmetros são nominais e correspondem a 2 3/8 in, 2 7/8 in e 3 1/2 in (sistema inglês de unidades), respectivamente.

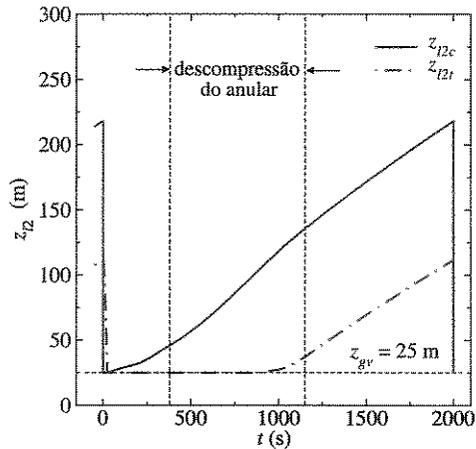


Figura 6.17 - Posições do topo da carga de líquido no anular ( $z_{l2c}$ ) e na coluna ( $z_{l2t}$ ) com o tempo.

**Diâmetro da coluna ( $D_i$ ):** Os efeitos do aumento do diâmetro da coluna de 60,3 mm ( $2\frac{3}{8}$  in) para 88,9 mm ( $3\frac{1}{2}$  in) sobre a carga inicial e o *fallback* de líquido no GLI-I – Figura 6.18.a – diferiram dos observados no GLI. A maior seção transversal da coluna fez aumentar o volume de gás injetado por ciclo. Com mais gás comprimido no interior da coluna, a contra-pressão sobre o reservatório foi maior e o volume de líquido alimentado pelo reservatório diminuiu de  $2,24 \text{ m}^3/\text{ciclo}$  para  $1,71 \text{ m}^3/\text{ciclo}$ . Mantido o mesmo revestimento, a seção transversal do espaço anular foi menor, proporcionando uma sensível redução do *fallback*, de 31% para 15,9%. Apesar da queda no volume inicial da carga de líquido, a menor seção do anular fez o comprimento da carga tornar a crescer e chegar a 216 m, após ter caído de 214,4 m para 203,7 m.

A redução do *fallback* compensou o menor volume da carga inicial para a coluna de 73 mm, mantendo o volume de líquido produzido por ciclo praticamente inalterado em  $1,55 \text{ m}^3/\text{ciclo}$  – Figura 6.18.b. Com a coluna de 88,9 mm de diâmetro, a queda do *fallback* não foi suficiente para contrabalançar o menor volume da carga inicial, e a produção de líquido diminuiu para  $1,44 \text{ m}^3/\text{ciclo}$ . Como resultado, a razão gás-líquido aumentou de  $254,4 \text{ m}^3/\text{m}^3$  para  $308,2 \text{ m}^3/\text{m}^3$  com os diâmetros de coluna considerados.

Em vista destes resultados, o aumento do diâmetro da coluna pode ter efeitos opostos sobre o desempenho operacional do GLI-I<sup>14</sup>. Estes efeitos devem ser avaliados em função das características do poço e do reservatório, e das condições operacionais do GLI-I antes de selecionar o diâmetro de coluna a ser adotado.

<sup>14</sup>O conceito de desempenho operacional do GLI-I possui o mesmo significado descrito para o GLI.

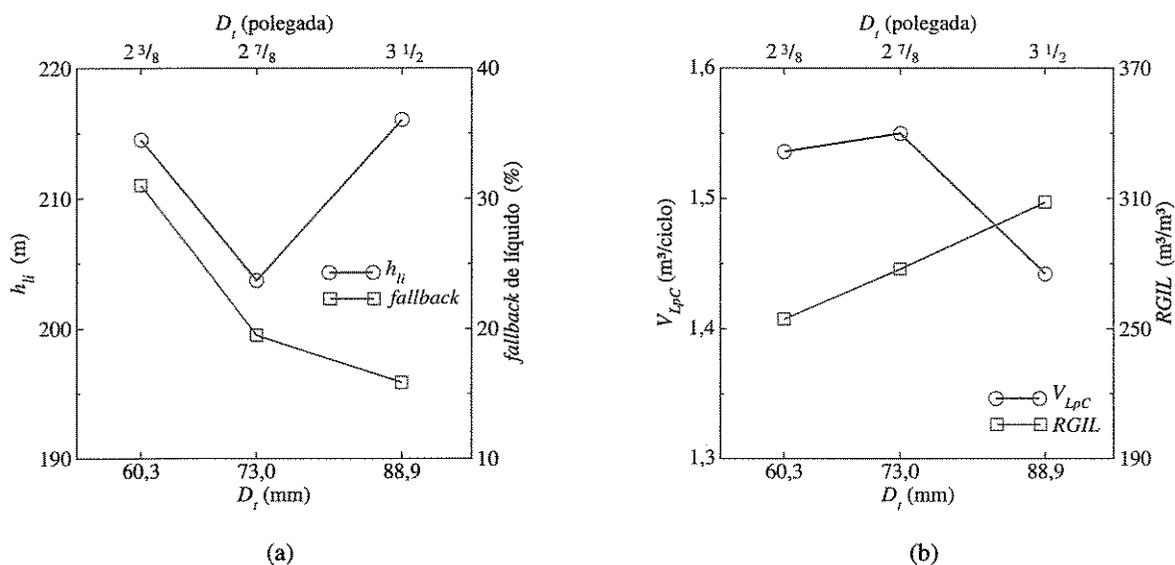


Figura 6.18 - Sensibilidade do GLI-I ao diâmetro da coluna ( $D_i$ ): (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo *fallback*; (b) volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ) e razão gás-líquido ( $RGIL$ ).

**Pressão de injeção de gás ( $P_{gi}$ ):** Assim como no GLI, o aumento da pressão de injeção de 6,5 MPa para 8 MPa fez crescer o volume de gás injetado de 350,1 m<sup>3</sup>/ciclo para 463,8 m<sup>3</sup>/ciclo. A maior pressão na coluna e a descompressão prolongada resultaram na diminuição da carga de líquido de 226,8 m para 199,4 m de comprimento – Figura 6.19.a. Por outro lado, a redução do *fallback* de 36,3% para 24,4% compensou a queda no volume da carga inicial de 2,36 m<sup>3</sup>/ciclo para 2,08 m<sup>3</sup>/ciclo. Com isso, a produção de líquido na superfície aumentou de 1,5 m<sup>3</sup>/ciclo para 1,57 m<sup>3</sup>/ciclo – Figura 6.19.b. Apesar do maior volume de líquido, a razão gás-líquido aumentou em maior proporção, de 233,4 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> para 295,4 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>, indicando queda no desempenho do GLI-I no poço-base.

Havendo disponibilidade de gás, o incremento da produção de líquido no GLI-I com a maior pressão de injeção pode, em certas situações, justificar um acréscimo nos custos operacionais, decorrente da compressão de um maior volume de gás por ciclo.

### 6.2.3 Produção com GLI-I para diferentes temporizações na válvula motora

Os resultados de simulação para diferentes temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) possibilitaram elaborar um mapa operacional do GLI-I para o poço-base – Figura 6.20.

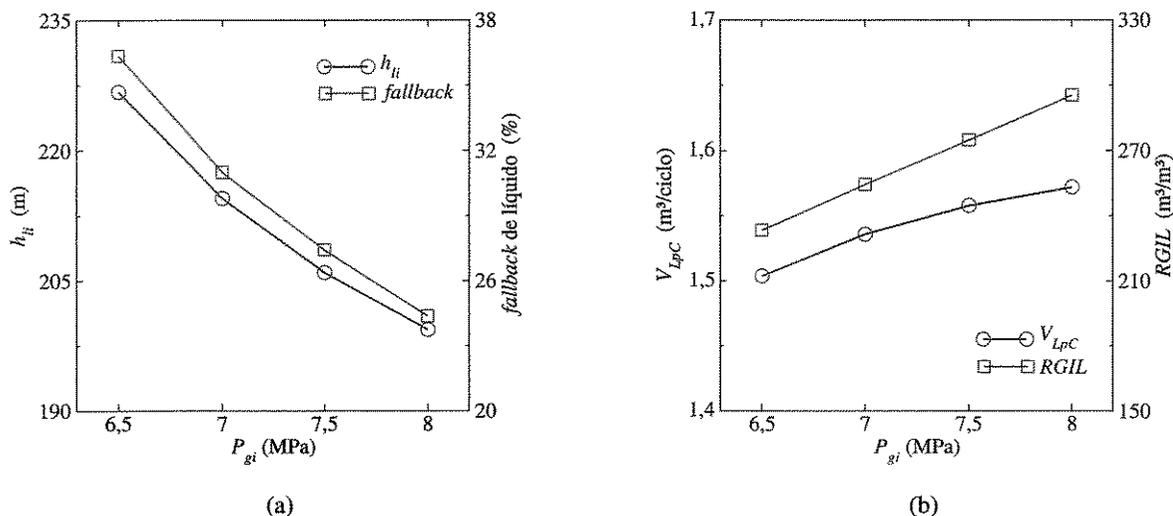


Figura 6.19 - Sensibilidade do GLI-I à pressão de injeção de gás ( $P_{gi}$ ) para o poço-base: (a) comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ) com o respectivo *fallback*; (b) volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ) e razão gás-líquido ( $RGIL$ ).

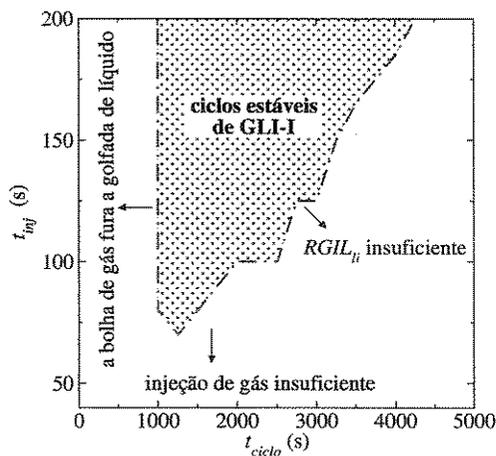


Figura 6.20 - Mapa operacional do GLI-I no poço-base.

De acordo com o mapa operacional, os ciclos de GLI-I poço-base apresentaram 4 regiões de comportamento distinto. Os ciclos estáveis foram observados a partir de  $t_{ciclo} = 1250$  s e  $t_{inj} = 80$  s. Não foi possível, porém, estabelecer um único tempo de ciclo como um limite superior da faixa de tempos na qual os ciclos são estáveis. Além deste limite, o *fallback* demasiado fez a carga de

líquido crescer a cada ciclo, tendendo a interromper a produção. Para cada tempo de ciclo, *i.e.* carga de líquido, houve um tempo de injeção correspondente, *i.e.* volume de gás injetado, a partir do qual a produção foi estável ao longo dos ciclo.

A tentativa de estabelecer o referido limite em função da  $RGIL$  não foi bem sucedida, devido à sensível variação deste resultado nos pontos limítrofes da região de produção estável do GLI-I. Um limite mais nítido foi estabelecido pela razão  $RGIL_{li}$ , entre o volume de gás injetado por ciclo e o volume total da carga de líquido no início da elevação. A produção no poço-base foi estável para as temporizações  $(t_{ciclo}, t_{inj})$  nas quais  $RGIL_{li} \gtrsim 115 \text{ m}^3/\text{m}^3$ .

Somente 2 regiões puderam ser definidas em função dos tempos de ciclo e de injeção:

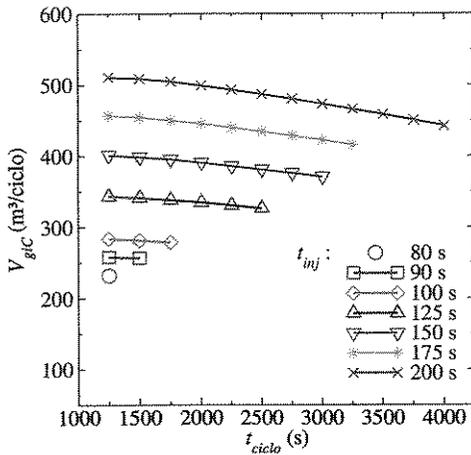
- $t_{ciclo} \leq 1.000 \text{ s}$  : a bolha de gás furou a golfada de líquido na elevação;
- $t_{inj} \leq 70 \text{ s}$  : injeção de gás insuficiente para sustentar a produção.

Para tempos  $t_{ciclo}$  demasiadamente curtos, a carga inicial elevada foi pequena e o *fallback* permitiu que a bolha de gás furasse a golfada de líquido, antes que ela fosse produzida na superfície. Assim como no GLI, houve um limite inferior para o tempo  $t_{inj}$ , abaixo do qual o volume de gás injetado por ciclo foi pequeno em relação ao volume da carga de líquido, resultando em *fallback* e cargas crescentes com a seqüência dos ciclos, e, eventualmente, na interrupção da produção no poço.

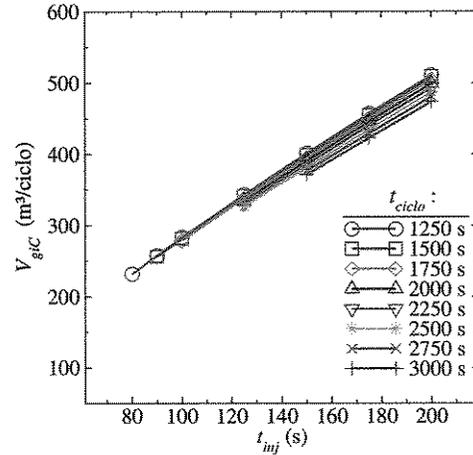
A operação do GLI-I deve, portanto, ficar restrita à região dos ciclos de produção estável. Somente os resultados de simulação obtidos nesta região são comentados a seguir.

**volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ):** A permanente comunicação entre o anular e a coluna, através do orifício, fez com que a carga inicial de líquido tivesse reflexo na injeção de gás. Tempos de ciclo mais prolongados levaram ao aumento da carga de líquido, oferecendo maior resistência à admissão do gás na coluna; e o volume de gás injetado por ciclo diminuiu – Figura 6.21.a. Como no GLI, o volume  $V_{giC}$  variou quasi-linearmente com o tempo de injeção ( $t_{inj}$ ), entretanto, a dependência com o tempo de ciclo impossibilitou o estabelecimento de uma relação biunívoca entre  $V_{giC}$  e  $t_{inj}$  – Figura 6.21.b.

**comprimento inicial carga de líquido ( $h_{li}$ ):** O comprimento inicial da carga de líquido no GLI-I é computado no início da elevação, *i.e.*, após a parcela de líquido acumulada na coluna ter sido transferida para o espaço anular. A variação do comprimento  $h_{li}$  com a temporização da válvula motora no GLI-I foi semelhante à observada no GLI. A maior seção transversal do anular fez



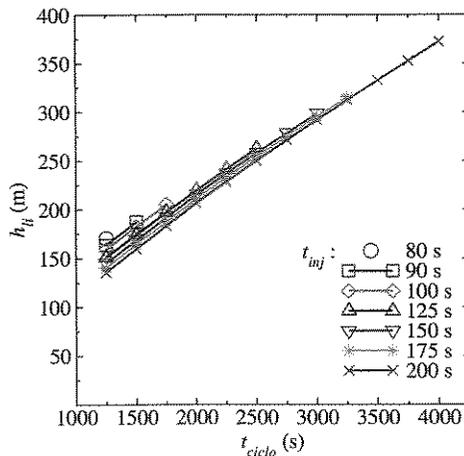
(a)



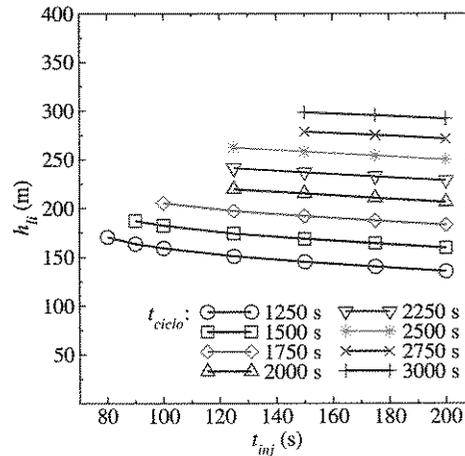
(b)

Figura 6.21 - Resultados de simulação do GLI-I para o volume de gás injetado por ciclo ( $V_{giC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

com que o reservatório levasse mais tempo para alimentar a carga de líquido. A carga manteve um crescimento aproximadamente linear com o tempo de ciclo, dentro do intervalo considerado – Figura 6.22.a. A injeção de um volume maior de gás dificultou o crescimento da carga, reduzindo o seu comprimento – Figura 6.22.b.



(a)



(b)

Figura 6.22 - Resultados de simulação do GLI-I para o comprimento inicial da carga de líquido ( $h_{li}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

**fallback de líquido:** O crescimento da carga de líquido proporcionou a redução do *fallback* de líquido nos ciclos mais curtos, como mostra a Figura 6.23.a. Prolongando o ciclo e a injeção de gás, houve um tempo de ciclo, *i.e.*, carga de líquido, para o qual o *fallback* atingiu um valor mínimo, tornando a aumentar com o crescimento da carga. O *fallback* mínimo e o tempo de ciclo correspondente foram diferentes para cada tempo de injeção. O aumento da injeção de gás resultou na redução do *fallback* em todos os tempos de ciclo considerados – Figura 6.23.b. Esta redução foi atenuada pela menor carga de líquido decorrente do aumento do tempo de injeção.

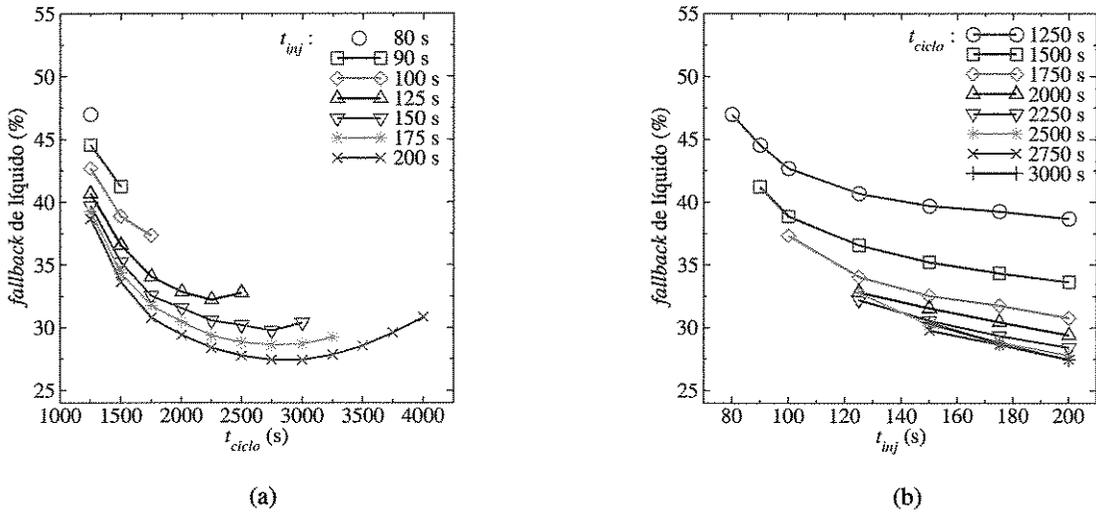
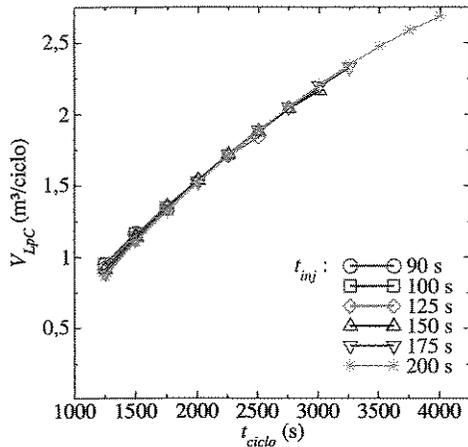


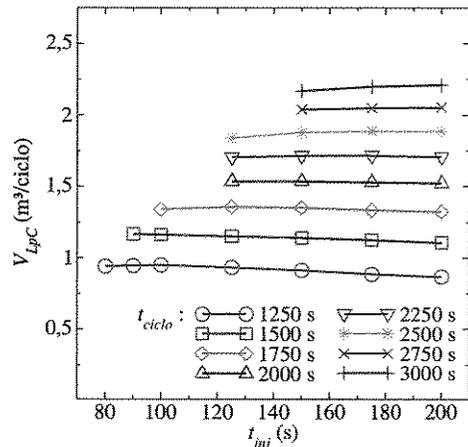
Figura 6.23 - Resultados de simulação do GLI-I para o *fallback* de líquido: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

**volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ):** Ciclos de GLI-I mais prolongados resultaram em maiores volumes de líquido produzidos por ciclo – Figura 6.24.a. O aumento na produção foi, entretanto, menor do que o observado na carga inicial de líquido devido à existência do *fallback*. Os efeitos do volume de gás injetado sobre a carga de líquido e o *fallback* foram refletidos na produção – Figura 6.24.b. Para as cargas menores, o volume  $V_{LpC}$  foi mantido pela redução do *fallback*, que compensou a diminuição da carga. Nos tempos de injeção mais longos, o efeito da diminuição da carga prevaleceu, reduzindo o volume  $V_{LpC}$ . Já nas cargas maiores, a redução do *fallback* com o tempo de injeção foi suficiente para manter ou mesmo aumentar o volume  $V_{LpC}$ .

**razão gás-líquido ( $RGIL$ ):** A razão gás-líquido sofreu uma sensível redução com o aumento do volume de líquido produzido e a redução do volume de gás injetado nos tempos de ciclo mais longos – Figura 6.25.a. Mesmo com a maior produção de líquido, o volume de gás injetado no



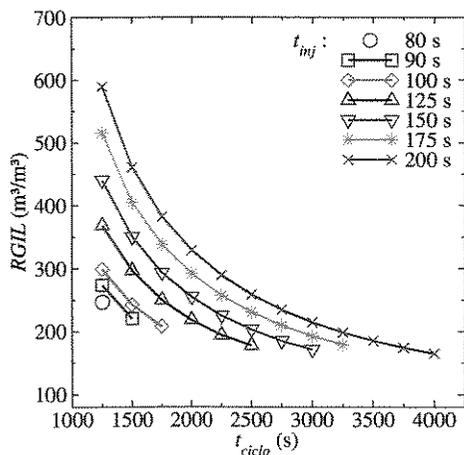
(a)



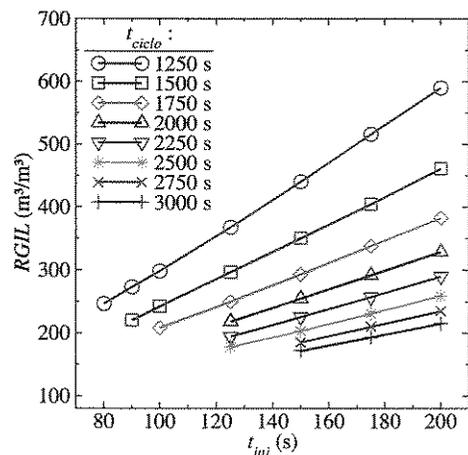
(b)

Figura 6.24 - Resultados de simulação do GLI-I para o volume de líquido produzido por ciclo ( $V_{LpC}$ ): (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

GLI-I fez com que os valores de  $RGIL$  fossem superiores aos observados no GLI. Nos ciclos mais curtos, o aumento da  $RGIL$  com o tempo de injeção foi mais sensível, devido às menores cargas de líquido – Figura 6.25.b.



(a)



(b)

Figura 6.25 - Resultados de simulação do GLI-I para a razão gás – líquido  $RGIL$ : (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

## 6.2.4 Efeitos da introdução de uma válvula operadora no GLI-I (GLI-IV)

O orifício existente no GLI-I foi substituído por uma válvula operadora semelhante à utilizada no GLI, mas que permite escoamento no sentido inverso, *i.e.*, da coluna para o anular (GLI-IV). Os ciclos de GLI-IV foram simulados (módulo SEAGL2IV) no poço-base até a estabilização da produção. Seus resultados foram comparados com o GLI-I nas mesmas condições<sup>15</sup> – Tabela 6.6 – para investigar os efeitos da ação da válvula operadora sobre o comportamento dinâmico do poço, com a produção de líquido pelo anular.

Tabela 6.6 - Comparação entre o GLI-I e o GLI-IV no poço-base.

	GLI-I	GLI-IV	
tempos de ciclo / injeção	2000 / 150	2000 / 152	s
compr. da carga inicial de líquido	214,5	213,3	m
volume de gás injetado por ciclo	391,1	279,5	m <sup>3</sup> /ciclo
razão de pressões $P_{to}/P_{co}$	-	0,43	-
diferença de pressão $P_{to} - P_{co}$	-	3,76	MPa
volume de líquido produzido por ciclo	1,54	1,63	m <sup>3</sup> /ciclo
<i>fallback</i> de líquido	31	26,7	%
razão gás injetado-líquido produzido	253,6	171,5	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>

A presença da válvula operadora possibilitou a acumulação de gás na coluna, e impediu a entrada de líquido no seu interior. Toda a carga inicial de líquido ficou acumulada no anular, eliminando a etapa de transferência. Sem a acumulação de líquido na coluna, o volume da carga diminuiu de 2,24 m<sup>3</sup> (no GLI-I) para 2,22 m<sup>3</sup>.

Iniciada a injeção, a pressão à montante da válvula operadora ( $P_{to}$ ) subiu rapidamente devido ao menor volume interno da coluna (comparado com o do anular), atingindo a condição de abertura da válvula 9 s depois. A diferença de pressão sobre a válvula operadora ( $P_{to} - P_{co} = 3,76$  MPa), neste instante, ficou bem acima da faixa de projeto recomendada para o GLI – de 1,38 a 2,07 MPa (Correa, Santos e Inazumi, 2001). Na prática, estes esforços excessivos sobre a válvula podem comprometer a sua atuação, e até mesmo a integridade física de seus componentes.

A movimentação inicial conferida à carga de líquido na etapa de transferência do ciclo de GLI-I e o maior diâmetro do orifício, em relação à válvula operadora, tendem a diminuir o *fallback* de líquido no início da elevação e, possivelmente, a proporcionar uma maior produção de líquido por ciclo em relação ao GLI-IV.

<sup>15</sup>As características da válvula operadora são as mesmas utilizadas no GLI.

Apesar disto, na configuração de GLI-IV simulada, a razão de pressões  $P_{to}/P_{co} = 0,43$  na válvula operadora – no instante da sua abertura – possibilitou à carga líquido inicialmente parada, ser rapidamente acelerada ( $v_s \approx 5,7$  m/s) no começo da elevação, pelo gás admitido na coluna de produção. A quantidade de movimento transmitida ao líquido e a expansão do gás, controlada pela válvula operadora, resultaram em um *fallback* menor (26,7%) do que o obtido no GLI-I (31%). Esta redução do *fallback* compensou o volume ligeiramente menor da carga, possibilitando a produção de um maior volume de líquido na superfície: 1,63 m<sup>3</sup>/ciclo contra 1,54 m<sup>3</sup>/ciclo no GLI-I.

A atuação da válvula operadora permitiu reduzir o volume de gás injetado, de 391,1 m<sup>3</sup>/ciclo (no GLI-I) para 279,5 m<sup>3</sup>/ciclo. Em decorrência do aumento da produção de líquido e da redução no volume de gás injetado, a razão gás-líquido de produção diminuiu significativamente de 253,6 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> (no GLI-I) para 171,5 m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>.

No caso analisado, a introdução da válvula operadora no lugar do orifício trouxe vantagens significativas para a produção de líquido através do espaço anular, no poço-base. As observações feitas para ambas as variantes de GLI necessitam, entretanto, ser confirmadas experimentalmente e na prática de campo para diferentes condições operacionais.

Os resultados das simulações com os dois modelos (GLI-I e GLI-IV) foram obtidos a partir da hipótese de escoamento anelar e axissimétrico na região bifásica, abaixo da golfada. Ciclos de ambas as variantes devem ser ensaiados até a estabilização da produção, para averiguar a existência do padrão de escoamento anelar, na elevação da golfada, e determinar as condições nas quais ele ocorre. As informações levantadas servirão para calibrar e estabelecer a faixa de aplicação dos modelos computacionais implementados.

## Capítulo 7

### Produção Econômica com *Gas Lift* Intermitente

#### 7.1 Ganho econômico em poços com *Gas Lift*

Os modelos computacionais implementados permitem explorar os reflexos do comportamento dinâmico do poço sobre a injeção de gás e a produção de líquido no *Gas Lift* intermitente, identificando as condições mais favoráveis à sua realização.

A representação esquemática de um poço equipado com GLI é mostrada na Figura 7.1. O fundo do poço é conectado<sup>1</sup> ao reservatório de petróleo através do trecho canhoneado. Na superfície, a cabeça do poço é conectada às linhas de injeção de gás e de produção, que conduz os fluidos produzidos até os equipamentos de campo.

De maneira simplificada, o ganho econômico gerado em poços assistidos com *Gas Lift* resulta da diferença entre as receitas associadas à produção de óleo e, eventualmente, de gás livre ou associado, e as despesas relacionadas à injeção de gás, à separação dos fluidos e ao tratamento e descarte da água produzida. Este ganho econômico pode ser expressado em valores diários ou para um outro período de tempo (*e.g.*, um mês, um ano, etc.) como:

$$G = l_o Q_{op} + l_g (Q_{gp} - Q_{gi}) - c_g Q_{gi} - c_w Q_{wp} \quad (7.1)$$

onde:

$G$  - ganho econômico, \$/d;

$Q_j$  - vazão volumétrica do fluido  $j$  (=  $o$  g e  $w$ , 'i' njetado ou 'p' roduzido), m<sup>3</sup>/d;

<sup>1</sup>A representação esquemática das conexões do poço, com o reservatório e com os equipamentos de superfície, para o GLI-I e as demais variantes é semelhante à apresentada para o GLI.

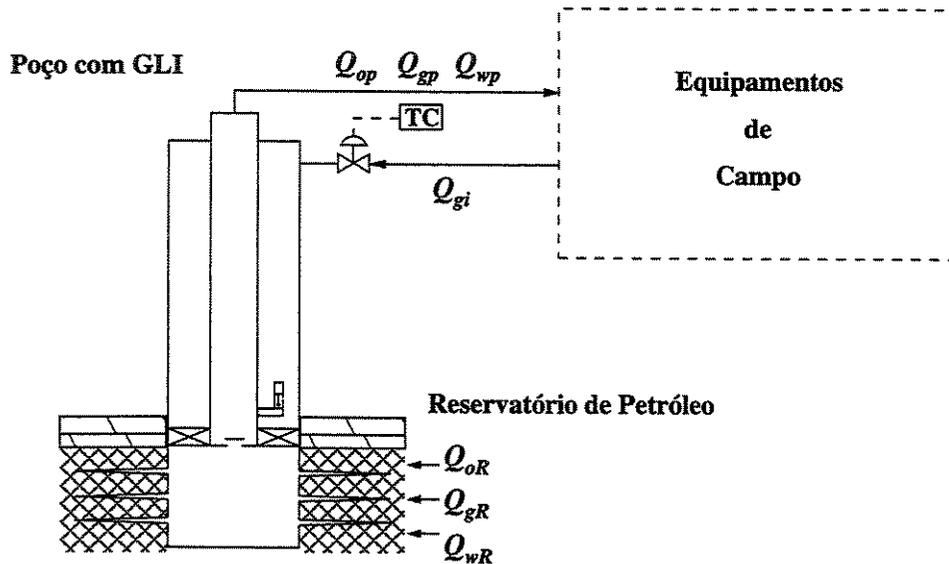


Figura 7.1 - Representação esquemática de um poço equipado com GLI e suas conexões com o reservatório de petróleo e os equipamentos de campo.

$l_j$  - receita por unidade de volume associada ao fluido  $j$ ,  $\$/m^3$ ;

$c_j$  - custo por unidade de volume relacionado ao fluido  $j$ ,  $\$/m^3$ ;

A Equação 7.1 é válida para poços assistidos por *Gas Lift* contínuo e intermitente. No *Gas Lift* intermitente, o padrão cíclico de operação faz com que as vazões injetadas ou produzidas por período sejam calculadas em função dos respectivos volumes movimentados por ciclo (produção estabilizada) e do número de ciclos realizados no período:

$$Q_j = n_C V_{jC} \quad (7.2)$$

onde:

$n_C$  - número de ciclos realizados no período<sup>2</sup>:

$$n_C = \frac{\text{período de tempo}}{t_{\text{ciclo}}} \quad (7.3)$$

$V_{jC}$  - volume do fluido  $j$  ( $= o, g \text{ e } w$ , 'i'njeto ou 'p'roduzido),  $m^3/\text{ciclo}$ ;

A composição dos custos e das receitas associados a cada fluido leva em conta uma extensa gama de fatores, que vão desde as operações em campo até as cotações do óleo e do gás no mercado.

<sup>2</sup>O número de ciclos  $n_C$  considerado na equação 7.2 pode ser fracionado, em função do período de tempo escolhido.

Alguns destes fatores podem sofrer oscilações pouco previsíveis, dificultando a determinação do ganho econômico em função dos valores absolutos dos custos e das receitas. Este inconveniente pode ser contornado com a manipulação algébrica dos termos da equação 7.1, rearranjando-os na forma:

$$G^* = \frac{G}{l_o} = Q_{op} \left[ 1 + \left( \frac{l_g}{l_o} \right) RGO - \left( \frac{c_g}{l_o} \right) RGIO - \left( \frac{c_w}{l_o} \right) RAO \right] \quad (7.4)$$

onde:

$G^*$  - ganho econômico em vazão equivalente de óleo, m<sup>3</sup>/período;

$RGO$  - razão entre os volumes de gás e óleo produzidos, m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> :

$$RGO = \frac{V_{gpC} - V_{giC}}{V_{opC}} = \frac{Q_{gp} - Q_{gi}}{Q_{op}} \quad (7.5)$$

$RGIO$  - razão entre os volumes de gás injetado e óleo produzido, m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> :

$$RGIO = \frac{V_{giC}}{V_{opC}} = \frac{V_{giC}}{V_{LpC}(1 - FV_{WP})} = \frac{RGIL}{1 - FV_{wp}} \quad (7.6)$$

$RGIL$  - razão entre os volumes de gás injetado e líquido produzido, m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>;

$FV_{wp}$  - fração volumétrica de água produzida, m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>;

$RAO$  - razão entre os volumes de água e óleo produzidos, m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup> :

$$RAO = \frac{V_{wpC}}{V_{opC}} = \frac{FV_{wp}}{1 - FV_{wp}} \quad (7.7)$$

A Equação 7.4 fornece o ganho  $G^*$  a partir da vazão de óleo produzida ( $Q_{op}$ ), dos resultados de produção –  $RGO$ ,  $RGIO$  e  $RAO$  – medidos na superfície e de suas respectivas razões custo-receita. Para uma mesma vazão  $Q_{op}$ , os termos entre colchetes identificam a contribuição ponderada de cada resultado de produção para o ganho.

A determinação do ganho é facilitada em situações nas quais não há produção de gás por parte do reservatório ( $Q_{gp} = Q_{gi} \Rightarrow RGO = 0$ ), e os custos de tratamento e descarte da água por metro cúbico são negligenciáveis, quando comparados ao custo do gás injetado ( $c_w \ll c_g$ ).

Nestas situações, a expressão do ganho assume a forma:

$$G^* = Q_{Lp} \left[ 1 - FV_{wp} - \left( \frac{c_g}{l_o} \right) RGIL \right] \quad (7.8)$$

A flexibilidade operacional do *Gas Lift* intermitente permite que uma mesma vazão diária de óleo, por exemplo, seja produzida com diferentes combinações de parâmetros operacionais (tempos de ciclo e de injeção, pressão de carga da válvula operadora, etc.). Além disso, o mesmo poço pode produzir com diversas vazões de gás e de líquido, de maneira estabilizada.

A questão relativa à produção econômica com *Gas Lift* intermitente consiste, portanto, no seguinte: dadas as características do poço e do reservatório, qual ou quais combinações de parâmetros operacionais proporcionam o maior ganho econômico no *Gas Lift* intermitente?

Visando elucidar esta questão nas próximas seções, são apresentados e discutidos os ganhos para o GLI e o GLI-I em diversas situações operacionais, e com diferentes combinações de pressão estática do reservatório e índice de produtividade do poço.

## 7.2 Produção econômica no poço-base com GLI

A vazão diária de líquido produzida no poço-base com GLI foi calculada através da Equação 7.2, para as diferentes temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) da válvula motora, indicadas na Seção 6.1.

A variação da produção diária de líquido com o tempo de ciclo é observada na Figura 7.2.a. A produção diária foi maior nos ciclos de GLI mais breves. Apesar dos ciclos prolongados resultarem em maior produção por ciclo – Figura 6.12.a – o número de ciclos realizados por dia diminuiu em maior proporção, de 86,4 ( $t_{ciclo} = 1000$  s) para 57,6 ( $t_{ciclo} = 1500$  s), reduzindo a produção diária. Esta redução foi mais acentuada para os tempos de injeção de gás menores.

Como já evidenciado na produção por ciclo, os efeitos combinados dos tempos de ciclo e de injeção fizeram com que a produção diária de líquido com  $t_{ciclo} = 1375$  s fosse praticamente a mesma para  $35 \text{ s} \leq t_{inj} \leq 70 \text{ s}$ . O incremento do vazão diária de líquido com a injeção de gás só foi sentido nos ciclos de maior duração, quando a produção atingiu uma vazão máxima e tendeu a ser mantida – Figura 7.2.b. Nos ciclos mais breves, o aumento do tempo de injeção resultou em queda na produção diária de líquido.

O ganho econômico diário gerado no poço-base com GLI foi determinado através da Equação 7.8, para uma razão custo-receita  $c_g/l_o = 10^{-3}$  (típica ordem de grandeza adotada para ope-

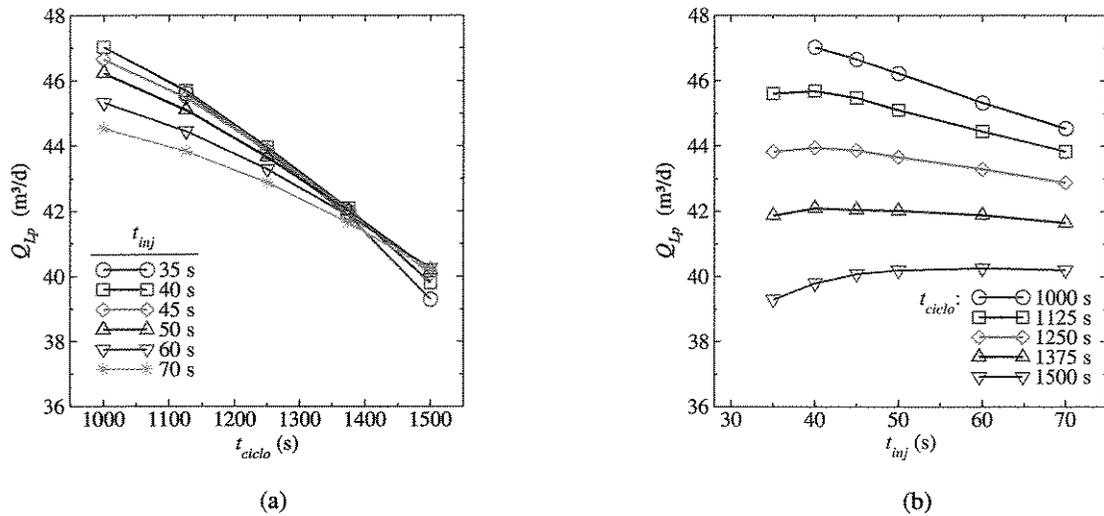


Figura 7.2 - Resultados de simulação para a vazão diária de líquido produzido ( $Q_{Lp}$ ) no poço-base com GLI: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

rações no Brasil). Todas as temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) utilizadas na válvula motora resultaram em ganho positivo, *i.e.*, descontado os gastos para produzir o óleo, houve ganho econômico na operação do poço.

A variação do ganho com o tempo de ciclo é acompanhada na Figura 7.2.a. Para menores tempos  $t_{inj}$ , o ganho diminuiu com o aumento dos tempos  $t_{ciclo}$ , devido à redução da produção diária. No sentido contrário, para maiores tempos  $t_{inj}$ , o ganho aumentou devido à redução da *RGIL*. Para os tempos  $t_{inj}$  intermediários, o ganho aumentou até um máximo, seguido de uma diminuição em função do tempo  $t_{ciclo}$ , devido ao confronto dos efeitos contrários da produção diária e da *RGIL* sobre o ganho.

Contudo, os maiores ganhos foram observados sempre na direção dos ciclos com tempos de injeção menores, independente do tempo de ciclo adotado – Figura 7.3.b.

Os resultados apresentados sugerem que ganhos maiores podem eventualmente ser alcançados fora da região de ciclos com produção estável, descrita na Subseção 6.1.4. Ciclos irregulares ou instáveis de GLI podem, entretanto, acarretar problemas operacionais no poço e nos equipamentos de superfície do campo, comprometendo o ganho final.

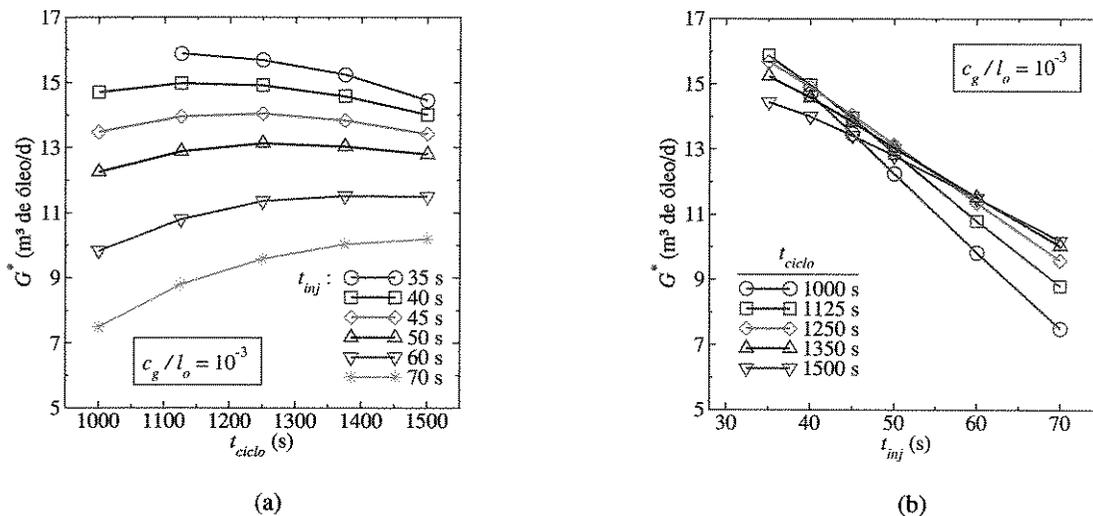


Figura 7.3 - Ganho econômico diário ( $G^*$ ) no poço-base com GLI: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{\text{ciclo}}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{\text{inj}}$ ).

### 7.2.1 Ganho econômico com GLI para diferentes razões custo-receita ( $c_g/l_o$ )

Conhecidos os resultados de produção do poço-base com GLI para diferentes temporizações ( $t_{\text{ciclo}}$ ,  $t_{\text{inj}}$ ), o ganho econômico pôde ser determinado para diversas razões  $c_g/l_o$ , a partir da Equação 7.8.

O ganho diário para diferentes razões  $c_g/l_o$  e tempo de injeção de 50 s é mostrado na Figura 7.4.a em função do tempo de ciclo. Nas situação limite ( $c_g/l_o \approx 0$ )<sup>3</sup>, o ganho corresponde à própria vazão diária de óleo produzida ( $Q_{op}$ ), sendo maior nos ciclos mais curtos.

A diferença entre os pontos ótimos da produção de óleo – Figura 7.2.a – e do ganho diários variou com a razão  $c_g/l_o$ . Esta diferença foi mais pronunciada nos ciclos mais curtos. O ganho foi praticamente indiferente à duração do ciclo para  $c_g/l_o \approx 5 \times 10^{-4}$ . O ganho passou a crescer com o tempo de ciclo para  $c_g/l_o \geq 10^{-3}$ , quando a redução da  $RGIL$  com o tempo de ciclo superou o efeito do menor número de ciclos sobre a produção diária.

Uma tendência diferente foi observada na Figura 7.4.b, na qual o ganho  $G^*$  é mostrado para diferentes razões  $c_g/l_o$  e tempo de ciclo de 1250 s, em função do tempo de injeção. Além da diferença entre a produção de óleo ( $c_g/l_o \approx 0$ ) e o ganho diários aumentar com  $c_g/l_o$ , ela foi

<sup>3</sup>A razão ( $c_g/l_o \approx 0$ ) pode representar diferentes situações práticas reais, e.g., uma forte alta na cotação do óleo ou o suprimento de gás a custo excepcionalmente baixo, dentre outras.

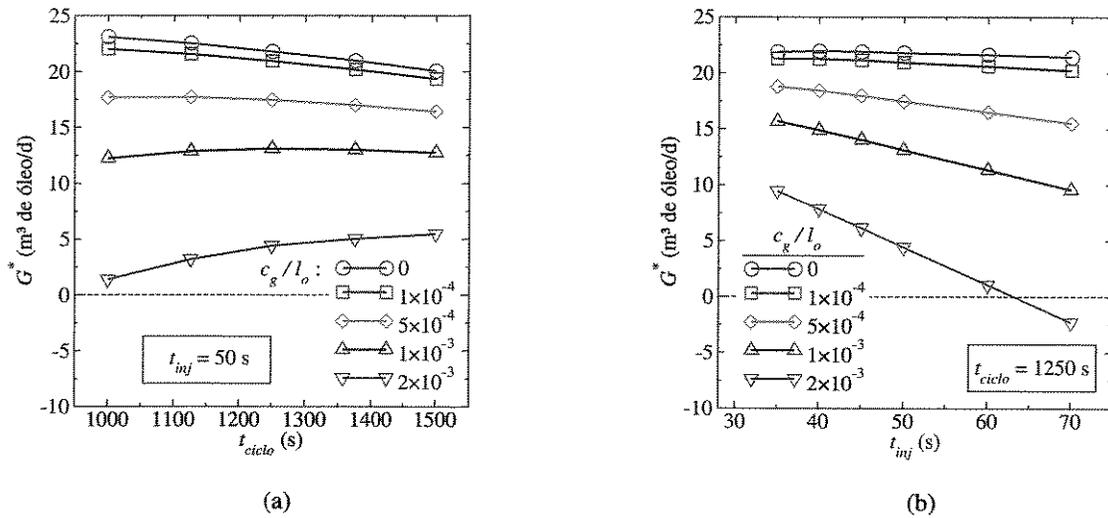


Figura 7.4 - Ganho econômico diário ( $G^*$ ) com GLI para diferentes razões custo-receita ( $c_g/l_o$ ) : (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ) para  $t_{inj} = 50$  s; (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ) para  $t_{ciclo} = 1250$  s.

intensificada pelo aumento da razão  $RGIL$  com o tempo de injeção, a ponto do ganho diário passar a ser negativo, *i.e.*, haver prejuízo financeiro na operação do poço.

A sensibilidade do ganho  $G^*$  à razão  $c_g/l_o$  aumenta a medida que  $c_g/l_o \rightarrow RGIO^{-1}$ , tornando necessária uma avaliação cuidadosa dos custos e das receitas associadas ao GLI, bem como de seus resultados de produção no poço.

## 7.2.2 Produção econômica em poços com produtividade e altura estática diferentes

A produção econômica no poço-base com GLI foi avaliada para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática ( $h_{ws}$ ) de líquido. Foram considerados três níveis distintos para o  $IP$  e a altura<sup>4</sup>  $h_{ws}/H_w$ , indicados na tabela 7.1.

Os ciclos de GLI foram simulados em uma faixa de tempos de ciclo diferente para cada combinação de ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ). As faixas de tempo foram divididas em intervalos de 125 a 500 s, de acordo com as características do reservatório e de modo que a diferença entre dois tempos de ciclo consecutivos correspondesse ao menos a 1 ciclo de GLI. Os tempos de injeção foram os mesmos indicados na seção 6.1.

<sup>4</sup>A altura estática de líquido é adimensionalizada com base na profundidade do ponto médio do trecho canhoneado ( $H_w$ ).

Tabela 7.1 - Índices de produtividade e alturas estáticas de líquido considerados na avaliação da produção econômica no poço.

parâmetro	nível			
	1	2	3	
$IP$	5	15	25	$m^3/d/MPa$
$h_{ws}/H_w$	0,3	0,5	0,7	$m/m$

nota:  $H_w = 1500$  m.

A tabela 7.2 apresenta os parâmetros operacionais e resultados de produção que majoraram o ganho  $G^*$  no poço-base com GLI, para as diferentes combinações ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ). Para ( $IP = 25$   $m^3/d/MPa$ ,  $h_{ws}/H_w = 0,7$ ), a alimentação do poço pelo reservatório foi rápida, resultando em maiores cargas de líquido e ciclos muito curtos. A estabilização dos ciclos de GLI, neste caso, só foi possível com o aumento da pressão de carga da válvula operadora ( $P_{d@T_{gv}} = 6,8$  MPa).

Tabela 7.2 - Parâmetros operacionais e resultados de produção que majoram o ganho econômico ( $G^*$ ) no poço-base com GLI, para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática de líquido ( $h_{ws}/H_w$ ).

$h_{ws}/H_w$	$IP$ ( $m^3/d/MPa$ )		
	5	15	25
$P_R$ (MPa)			
	5500 : 40	2500 : 40	1500 : 40
0,3	0,67	0,72	0,67
4,37	8	19,2	30,2
	200,8	185,2	195,1
	2,4	6	9,2
	2500 : 35	1125 : 35	875 : 35
0,5	0,45	0,46	0,47
7,22	19,9	45,6	60,2
	157,2	151,7	147,5
	6,8	15,9	21,2
	2000 : 40	750 : 35	625 : 55 <sup>a</sup>
0,7	0,40	0,33	0,36
10,06	29	69	95,2
	134,7	150,7	144
	10,6	24,1	33,9

$t_{ciclo} : t_{inj}$ (s)
$z_{li}/h_{ws}$ (m/m)
$Q_{LP}$ ( $m^3/d$ )
$RGIL$ ( $m/m^3$ )
$G^{*b}$ ( $m^3$ de óleo/d)

<sup>a</sup> - Válvula operadora carregada com  $P_{d@T_{gv}} = 6,8$  MPa.

<sup>b</sup> - Ganho calculado para  $c_g/l_o = 10^{-3}$ .

Os maiores ganhos  $G^*$  foram observados na direção de  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$  crescentes. Os tempos de ciclo correspondentes diminuíram com o  $IP$ , devido à alimentação mais rápida de líquido pelo reservatório. Por outro lado, o maior volume inicial da carga de líquido em relação à altura estática de líquido fez aumentar o tempo de ciclo em direção às alturas estáticas menores.

Os referidos ganhos ocorreram sempre com os menores tempos de injeção, independente da combinação ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ). Para razões  $h_{ws}/H_w$  menores, entretanto, foi necessário injetar um pouco mais de gás ( $t_{inj} = 35 \rightarrow 40$  s) para compensar o menor comprimento da carga inicial de líquido, resultando em aumento da  $RGIL$ .

A vazão diária de líquido produzida ( $Q_{Lp}$ ) acompanhou a variação do ganho  $G^*$ . Os maiores ganhos em cada combinação ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ) não coincidiram, entretanto, com a maior produção diária de líquido e nem com a menor razão  $RGIL$ . Embora a variação do ganho tenha sido significativa em termos absolutos, de 2,4 m<sup>3</sup> de óleo/dia na pior combinação até 33,9 m<sup>3</sup> de óleo/dia na mais favorável; ela foi comparativamente menor em termos relativos. O ganho relativo<sup>5</sup>  $G^*/Q_{op}$  foi pouco sensível ao  $IP$  e variou de 60% ( $h_{ws}/H_w = 0,3$ ) até 70% ( $h_{ws}/H_w = 0,7$ ) da produção diária de óleo.

A determinação do ganho  $G^*$  possibilitou avaliar, em cada situação, os parâmetros que conduzem à produção econômica do poço com GLI. Tendo em vista que a Equação 7.4 é extensível ao *Gas Lift* contínuo e a outros métodos de elevação<sup>6</sup>, o ganho  $G^*$  (ou o ganho relativo  $G^*/Q_{op}$ ) pode ser utilizado como critério de seleção entre o *Gas Lift* contínuo e o intermitente, englobando também outros métodos de elevação artificial.

### 7.3 Produção econômica no poço-base com GLI-I

A vazão diária de líquido produzida ( $Q_{Lp}$ ) no poço-base com GLI-I foi calculada através da Equação 7.2, para as diferentes temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) da válvula motora indicadas na Seção 6.2.

A variação da produção diária de líquido com o tempo de ciclo é observada na Figura 7.5.a. O número de ciclos realizados por dia ( $n_C$ ) variou de 69,1 ( $t_{ciclo} = 1250$  s) para 21,6 ( $t_{ciclo} = 4000$  s). Por sua vez, a produção de líquido ( $V_{LpC}$ ) variou segundo a Figura 6.24.a, aproximadamente de 1 m<sup>3</sup>/ciclo para 2,5 m<sup>3</sup>/ciclo. Houve um tempo de ciclo para cada tempo de injeção considerado,

<sup>5</sup>O ganho  $G^*$  é expressado em m<sup>3</sup> de óleo/d. Em virtude disso, o ganho relativo é calculado em função da produção diária de óleo ( $Q_{op}$ ).

<sup>6</sup>O ganho econômico para outros métodos de elevação pode ser expressado de forma semelhante à Equação 7.4, mediante a manipulação adequada de seus termos.

no qual  $n_C$  e  $V_{LP}$  se combinaram para resultar na vazão diária máxima. Nos ciclos mais curtos, o número de ciclos realizado por dia aumenta, mas o volume  $V_{LP}$  diminui mais rapidamente, reduzindo a produção diária. Para os ciclos mais longos, ocorre o inverso, o volume  $V_{LP}$  aumenta, porém o número de ciclos diminui, reduzindo a produção diária.

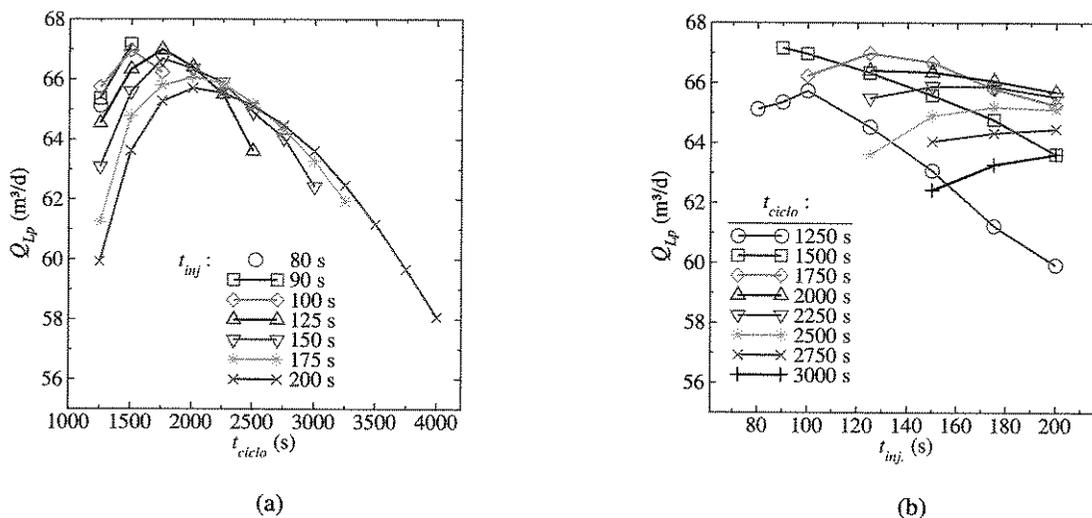


Figura 7.5 - Resultados de simulação para a vazão diária de líquido produzida ( $Q_{LP}$ ) no poço-base com GLI-I: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{ciclo}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{inj}$ ).

A variação da vazão diária de líquido com o tempo de injeção, na Figura 7.5.b, refletiu os efeitos já mencionados do tempo de injeção sobre o volume de líquido produzido por ciclo. O número de ciclos compensou a menor produção por ciclo nos ciclos mais curtos.

O ganho gerado pela produção diária com GLI-I foi determinado através da Equação 7.8, para uma razão custo-receita ( $c_g/l_o = 10^{-3}$ ). O ganho  $G^*$  foi positivo para a maioria das temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) na válvula motora. A injeção de gás em demasia nos ciclos mais curtos, entretanto, resultou em ganho econômico negativo, *i.e.*, a receita gerada pelo óleo produzido não foi suficiente para cobrir os gastos envolvidos na sua produção.

A variação do ganho  $G^*$  com  $t_{ciclo}$  é vista na Figura 7.6.a. Nos ciclos mais curtos, o efeito combinado do aumento da produção diária e a redução da razão  $RGIL$  fez o ganho crescer sensivelmente com o tempo de ciclo. O aumento da injeção de gás (*i.e.*,  $t_{inj}$  maiores) ampliou o intervalo de tempos de ciclo no qual a produção no poço-base foi estável. Assim, foi possível obter ganhos maiores com ciclos mais prolongados.

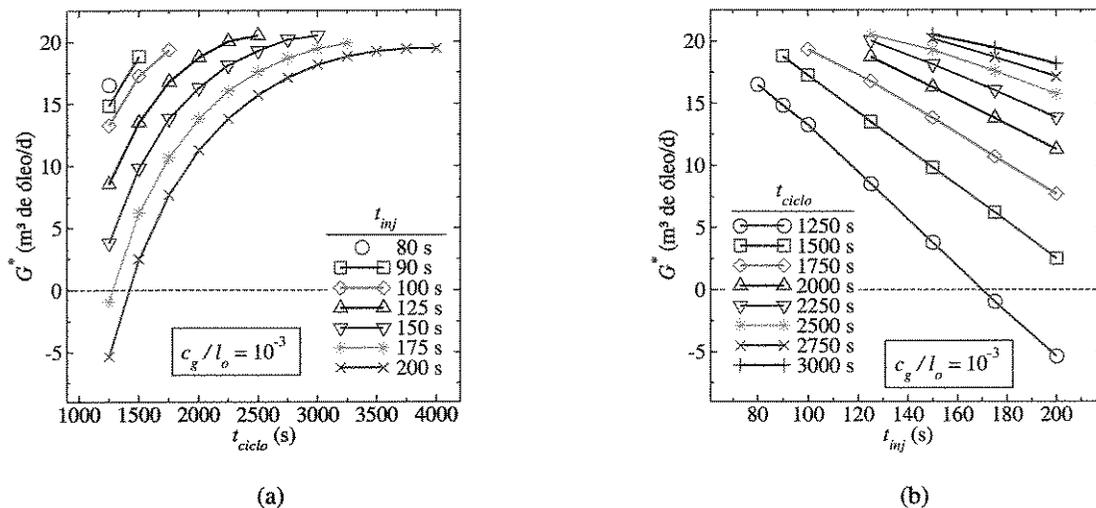


Figura 7.6 - Ganho econômico diário ( $G^*$ ) no poço-base assistido com GLI-I: (a) em função do tempo de ciclo ( $t_{\text{ciclo}}$ ); (b) em função do tempo de injeção ( $t_{\text{inj}}$ ).

O ganho tendeu a um ponto de máximo com a redução progressivamente menor da razão  $RGIL$  e a diminuição da produção diária. Não foi possível, entretanto, observar pontos de ganho máximo dentro das faixas de tempo consideradas. Assim como no GLI, os maiores ganhos foram observados nos ciclos com  $t_{\text{inj}}$  menores, independente do  $t_{\text{ciclo}}$  utilizado – Figura 7.6.b.

Devido à maior  $RGIL$  em relação ao GLI, o ganho com GLI-I tendeu a ser mais sensível à razão  $c_g/l_o$ . Este fato reforça a necessidade de avaliar com maior exatidão os resultados de produção do poço com GLI-I, bem como os custos e as receitas associadas aos mesmos.

### 7.3.1 Produção econômica em poços com produtividade e altura estática diferentes

A produção econômica no poço-base com GLI-I foi avaliada para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática ( $h_{ws}$ ) de líquido. Foram considerados os mesmos três níveis de  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$  da tabela 7.1.

Os ciclos de GLI-I foram simulados para cada combinação ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ), em faixas de tempos de ciclo distintas e divididas em intervalos de 250 a 2000 s, de acordo com as características do reservatório e de modo que a diferença entre dois tempos de ciclo consecutivos correspondesse ao menos a 1 ciclo de GLI-I. Os tempos de injeção foram os mesmos indicados na Seção 6.2.

A Tabela 7.3 apresenta os parâmetros operacionais e resultados de produção que majoraram o ganho  $G^*$  no poço-base com GLI-I, para as diferentes combinações de  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$ . Semelhante ao GLI, os maiores ganhos  $G^*$  com GLI-I foram observados na direção de  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$  crescentes, pelos mesmos motivos já discutidos.

Tabela 7.3 - Parâmetros operacionais e resultados de produção que majoram o ganho  $G^*$  no poço-base com GLI-I, para diferentes índices de produtividade ( $IP$ ) e altura estática de líquido ( $h_{ws}/H_w$ ).

$h_{ws}/H_w$	$IP$ (m <sup>3</sup> /d/MPa)			
	$P_R$ (MPa)	5	15	25
		9000 : 90	4000 : 100	2500 : 100
0,3		0,55	0,55	0,52
4,37		10,6	29,3	46,5
		225,5	203,5	207,3
		2,9	8,7	13,6
		5000 : 100	3000 : 150	2000 : 150
0,5		0,34	0,43	0,43
7,22		23,9	62,4	94,8
		199,8	171,2	167,8
		7,2	20,5	31,5
		4000 : 125	1500 : 125	1250 : 150
0,7		0,24	0,23	0,28
10,06		37,3	100,2	146,6
		191	187,6	168,9
		11,5	31,3	48,6

$t_{ciclo} : t_{inj}$ (s)
$z_{li}/h_{ws}$ (m/m)
$Q_{Lp}$ (m <sup>3</sup> /d)
$RGIL$ (m/m <sup>3</sup> )
$G^{*a}$ (m <sup>3</sup> de óleo/d)

<sup>a</sup> - Ganho calculado para  $c_g/l_o = 10^{-3}$ .

Os ciclos de GLI-I foram mais demorados do que os ciclos de GLI correspondentes – mesmos  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$ . Apesar do menor comprimento inicial da carga de líquido, a maior seção transversal do anular em relação à coluna resultou em maior volume de líquido alimentado pelo reservatório. Afora o maior volume da carga, a elevação pelo anular propiciou um maior *fallback* de líquido, contribuindo para o aumento do volume de gás requerido e do tempo de injeção no GLI-I.

Mesmo com um menor número de ciclos realizados, a produção diária de líquido ( $Q_{Lp}$ ) com GLI-I foi consideravelmente maior do que com o GLI-I em todas as combinações ( $IP$ ,  $h_{ws}/H_w$ ) consideradas. O GLI-I chegou a produzir 34,6 m<sup>3</sup> de líquido (+57,5%) a mais do que o GLI no poço com  $IP = 5$  m<sup>3</sup>/d/MPa e  $h_{ws}/H_w = 0,5$ . O aumento considerável da injeção de gás fez, contudo, com que a razão  $RGIL$  também fosse maior no GLI-I.

Apesar da maior  $RGIL$ , o ganho  $G^*$  foi superior ao proporcionado pelo GLI, devido à maior produção diária  $Q_{Lp}$ . O GLI-I incrementou o ganho no poço com  $IP = 5 \text{ m}^3/\text{d}/\text{MPa}$  e  $h_{ws}/H_w = 0,5$ , em  $10,3 \text{ m}^3$  de óleo por dia (+48,6%). A diferença em prol do GLI-I tende a ser acentuada, a medida que  $c_g/l_o \rightarrow 0$  e  $G^* \approx Q_{op}$ .

Para  $IP$  e  $h_{ws}/H_w$  decrescentes, a diferença entre os ganhos  $G^*$  com o GLI e o GLI-I tende a diminuir. Nestas situações, as incertezas envolvidas na análise recomendam a adoção de outros critérios para a seleção do método mais adequado à aplicação pretendida.

## Capítulo 8

### Conclusão e Recomendações

#### 8.1 Principais contribuições realizadas

O trabalho descrito nos capítulos anteriores envolveu a modelagem, a simulação e as análises operacional e econômica dos ciclos de *Gas Lift* intermitente convencional (GLI) e invertido (GLI-I). Ambos foram modelados prevendo a possibilidade da ocorrência de etapas simultâneas e acopladas em seus respectivos ciclos. Os modelos incluíram equações para a dinâmica do filme de líquido originado pelo *fallback*.

O modelo de GLI foi estendido para considerar os efeitos do emprego de um *plunger* ideal (GLI-P) e a ausência do *fallback* de líquido sobre a produção no poço, mediante a retirada das equações do filme. O modelo de GLI-I também foi modificado com a introdução de uma válvula operadora no lugar do orifício (GLI-IV), passando a ter um ciclo com etapas semelhantes ao GLI.

Um esquema de simulação dinâmica foi concebido e implementado, originando um simulador computacional capaz de reproduzir numericamente o comportamento dinâmico do poço nos ciclos de GLI, GLI-I e suas respectivas extensões. Partindo das características do poço e do reservatório, os ciclos foram simulados até a eventual estabilização da produção de líquido no poço. Este esquema pode ser prontamente estendido às demais variantes do GLI.

Expressões analíticas foram desenvolvidas para estimar os seguintes tempos referentes ao ciclo de GLI: tempo de injeção mínima de gás para abertura da válvula operadora, tempo de elevação e produção da golfada, e de alimentação da carga de líquido pelo reservatório. Os tempos de ciclo e de injeção a serem regulados na válvula motora foram determinados a partir destas expressões, para a obtenção de ciclos de GLI com produção estável.

Um novo critério baseado no ganho econômico foi proposto para avaliar o desempenho da produção de óleo com *Gas Lift* contínuo e intermitente, e suas variantes. O ganho econômico em um dado período de tempo foi expressado em volume de óleo, a partir dos resultados de produção (*RGO*, *RGIO* e *RAO*) e das razões receita de gás-receita de óleo ( $l_g/l_o$ ) e custo-receita gás-óleo e água-óleo ( $c_g/l_o$  e  $c_w/l_o$ ) associadas aos fluidos do poço.

No caso específico do *Gas Lift* intermitente, os ciclos de GLI e GLI-I foram simulados e os resultados de produção do poço computados para diversas temporizações ( $t_{ciclo}$ ,  $t_{inj}$ ) da válvula motora. Mapas operacionais foram traçados a partir destes resultados, identificando regiões de produção estável e produção instável ou irregular. De posse destes mapas, foram determinadas as condições operacionais que majoraram o ganho econômico na produção de óleo com GLI e GLI-I.

## 8.2 Conclusões do trabalho

O simulador computacional foi submetido a uma extensa bateria de testes, envolvendo diversas situações de interesse prático. Os resultados das simulações realizadas em um poço virtual foram analisados, e o comportamento dinâmico do poço discutido em termos dos parâmetros operacionais e resultados de produção do *Gas Lift* intermitente (GLI e GLI-I). As principais conclusões extraídas destas análises são apresentadas a seguir:

### 8.2.1 Ciclos de *Gas Lift* intermitente convencional (GLI)

- O módulo de simulação SEAGLI reproduz numericamente o complexo comportamento dinâmico do poço nos ciclos de GLI. Partindo das características do poço e do reservatório, diversas variáveis associadas a operação e produção do poço podem ser acompanhadas ao longo dos ciclos, fornecendo importantes subsídios ao projeto e avaliação do GLI em campo.
- Os resultados do módulo de simulação SEAGLI compararam favoravelmente com dados de ensaios de campo realizados por Neely, Montgomery e Vogel (1973), e também com resultados de simulação obtidos por Santos, Bordalo e Alhanati (2001) a partir de um modelo mecanicista computacional. A comparação com os ensaios de campo recomenda a utilização do módulo de simulação do GLI para situações operacionais compreendidas no intervalo  $0,45 \leq P_{co}/P_{to} \leq 0,62$ .
- A variação do *fallback* e do volume de líquido produzido nos ciclos iniciais de GLI vem reforçar a idéia de que o ensaio ou a simulação de somente um ciclo pode levar a conclusões equivocadas sobre o desempenho do poço nos ciclos estabilizados.

- As etapas de elevação e produção da golfada de líquido, e de descompressão da coluna são de fato seqüenciais. Dependendo das características do poço e do reservatório, a atuação das válvulas motora, operadora e de pé pode fazer com que as etapas de injeção de gás e alimentação de líquido sejam simultâneas e acopladas as demais etapas do ciclo de GLI.
- A estabilidade dos ciclos GLI está fortemente relacionada à correta temporização da válvula motora, a partir das características do poço e do reservatório. O dimensionamento equivocado dos tempos de ciclo e de injeção, em conjunto com a pressão de carga na válvula operadora, pode resultar em ciclos irregulares de GLI, com flutuações na produção, ou mesmo em ciclos instáveis, tendendo a cessar a produção no poço. Nos ciclos irregulares observados neste trabalho, os volumes de gás injetado e líquido produzido por ciclo chegaram aparentemente a estabilizar, entretanto, a atuação das válvulas motora e operadora apresentou um descompasso crescente na seqüência dos ciclos de GLI. As aberturas das válvulas motora e operadora podem, eventualmente, coincidir e haver circulação de gás no poço, sem garantia de retomada da produção. O descompasso na atuação das válvulas pode ser contornado com o prolongamento do ciclo ou a injeção de um volume maior de gás.
- As estimativas dos tempos de ciclo e de injeção para obtenção de ciclos estáveis de GLI, baseadas nas expressões analíticas desenvolvidas e nas características do poço e do reservatório, aproximaram satisfatoriamente os tempos empregados em simulação. Não obstante a comparação favorável em um caso específico, a validade destas estimativas necessita ser comprovada para outras condições de poço e reservatório.
- A produção com colunas de maior diâmetro pode melhorar desempenho operacional do GLI. O volume de líquido produzido por ciclo tende a ser maior, enquanto a razão  $RGIL$  requerida diminui. O aumento do *fallback* de líquido com a maior seção transversal da coluna tende, entretanto, a limitar esta melhoria.
- O aumento da pressão de injeção de gás pode resultar em queda no desempenho operacional do GLI. Mesmo com a redução do *fallback*, a produção de líquido tende a diminuir com o maior volume de gás injetado por ciclo. As maiores pressões no fundo do poço, ao longo do ciclo, prejudicam a alimentação de líquido pelo reservatório, diminuindo o volume inicial da carga. Ademais, os custos associados à compressão do gás devem aumentar, comprometendo ainda mais o desempenho do GLI em termos econômicos.
- O SEAGLI possibilita simular ciclos de GLI em amplas faixas de tempos de ciclo e de injeção. O mapa operacional do GLI, traçado a partir de simulação, permite delinear 4 regiões de comportamento distinto do poço. Os ciclos são estáveis dentro de uma determinada faixa de tempos de ciclo. Nos ciclos muito curtos, fora desta faixa, há descompasso na atuação das

válvulas motora e operadora, e a produção pode oscilar dando origem a ciclos irregulares. Já nos ciclos muito longos, a produção é instável: o volume inicial da carga de líquido é demasiado e o *fallback* crescente, tendendo a cessar a produção no poço. Há também um tempo de injeção mínimo para a produção estável. Abaixo deste tempo, o gás injetado não é suficiente para sustentar a produção.

- Os limites da região de ciclos estáveis de GLI podem ser determinados com o auxílio do módulo de simulação SEAGLI. O limite superior do tempo de ciclo para os ciclos estáveis deve ser estabelecido de modo a satisfazer à razão  $P_{to}/P_{co} < 0,75$ . A determinação precisa destes limites requer, entretanto, um número elevado de simulações. Estes limites devem, preferencialmente, ser interpretados como faixas a partir das quais a estabilidade da produção dos ciclos de GLI pode estar comprometida.
- Os limites da região de ciclos estáveis, do mapa operacional do GLI, são afetados pela pressão de carga no domo da válvula operadora. Com o aumento da pressão de carga, os limites são deslocados em direção aos maiores tempos de ciclo e de injeção. A faixa de tempos de ciclo para ciclos estáveis passa a ser mais larga, aumentando a flexibilidade de operação do poço.
- O volume de gás injetado por ciclo no GLI é determinado principalmente pelo tempo de injeção regulado na válvula motora. Dependendo das características do poço e de seus parâmetros operacionais, o volume de gás injetado cresce quase-linearmente com o tempo de injeção, facilitando a tarefa de determinar a temporização da válvula motora.
- Dadas as características do poço e do reservatório, pode haver um tempo de ciclo no qual a produção de líquido na superfície permanece praticamente inalterada para uma faixa de tempos de injeção. Nesta situação, o efeito do volume de gás injetado sobre o *fallback* de líquido tende a ser anulado pela redução no comprimento inicial da carga de líquido.
- Os efeitos da injeção de gás sobre a produção de líquido por ciclo são condicionados pelo tempo de ciclo, *i.e.*, pelo volume inicial da carga de líquido. Nos ciclos mais curtos, um incremento na injeção de gás resulta em maior contra-pressão sobre o reservatório, retardando a alimentação e, portanto, reduzindo a produção. A contribuição do volume de gás injetado para o aumento da produção de líquido só é manifestada nos ciclos mais longos, com cargas maiores e a redução do *fallback*.
- Baseado no volume de líquido produzido por ciclo e na razão *RGIL*, o melhor desempenho operacional do GLI deve ocorrer mediante a temporização da válvula motora com o maior tempo de ciclo e menor tempo de injeção possível, dentro da região de produção estável do seu mapa operacional.

- O *fallback* de líquido no GLI não apenas reduz o volume da golfada de líquido elevada, mas também diminui o comprimento inicial da carga de líquido, penalizando duplamente a produção. A presença do filme na parede interna da coluna faz com que o volume total de líquido movimentado no GLI seja superior ao da carga, tornando a expansão do gás mais lenta e prejudicando a alimentação de líquido pelo reservatório. A utilização de um *plunger* (GLI-P) pode atenuar esta situação, melhorando o desempenho operacional do GLI.

### 8.2.2 Ciclos de *Gas Lift* intermitente invertido (GLI-I)

- O módulo de simulação SEAGL2I reproduz numericamente os ciclos de GLI-I. O comportamento das variáveis relacionadas a operação e produção do poço pode ser observado ao longo do tempo. A carência de trabalhos anteriores na literatura, relatando o ensaio ou a simulação da operação do GLI-I, não permitiu maiores comparações envolvendo os resultados do módulo de simulação SEAGL2I. A utilização deste módulo como ferramenta de engenharia requer, portanto, cautela até que dados experimentais e de campo, ou resultados numéricos obtidos com outros modelos, estejam disponíveis e novas comparações sejam realizadas.
- Em condições de poço e reservatório semelhantes, o *fallback* de líquido no GLI-I tende a ser maior do que no GLI. O maior *fallback* é provocado pela maior seção transversal do espaço anular em relação à coluna, aliada à aceleração mais lenta da golfada de líquido no início da elevação, a devido a ausência da válvula operadora.
- O GLI-I deve requerer a realização de um número maior de ciclos até a estabilização da produção, quando comparado ao GLI. O maior volume de líquido envolvido nos ciclos de GLI-I faz com que o comportamento transiente do poço perdure por mais tempo.
- Em decorrência da maior seção transversal do anular e do grande *fallback* de líquido, os ciclos de GLI-I tendem a ser mais prolongados em relação ao GLI, para permitir a alimentação de uma carga de líquido de comprimento suficiente para assegurar a continuidade da produção.
- A maior carga de líquido e a sua aceleração mais lenta no início da elevação, devido à ausência da válvula operadora, exigem a injeção de um volume maior de gás nos ciclos de GLI-I, *i.e.*, tempos de injeção mais longos.
- Nos ciclos de GLI-I, as etapas de transferência, elevação e produção da golfada de líquido, e de descompressão do anular são de fato seqüenciais. As etapas de injeção de gás, descompressão da coluna e alimentação de líquido podem ser simultâneas e acopladas as demais etapas, dependendo da atuação das válvulas motora e de pé.

- A diferença entre as pressões sobre as cargas de líquido na coluna e no anular, ocasionada pelo gás comprimido acima da carga na coluna, provoca uma redução no volume total da carga de líquido do poço com GLI-I. Esta redução é geralmente pequena, mas sua importância tende a aumentar com a utilização de colunas de produção de maior diâmetro.
- Para um mesmo revestimento, o aumento do diâmetro da coluna pode ter efeitos distintos sobre o desempenho operacional do GLI-I. A menor seção transversal do espaço anular reduz o *fallback* de líquido na elevação e produção da golfada, porém faz crescer o comprimento da carga de líquido, aumentando a contra-pressão exercida sobre o reservatório e prejudicando a alimentação do poço. O maior diâmetro da coluna também propicia a injeção de um maior volume de gás para um mesmo tempo de injeção. Nos diâmetros menores, a redução do *fallback* deve prevalecer, aumentando a produção de líquido na superfície.
- Havendo disponibilidade de gás e a possibilidade de aumentar a pressão de injeção no poço, os efeitos do grande *fallback* de líquido e da ausência da válvula operadora no GLI-I podem ser amenizados. O incremento da produção de líquido pode, em certas situações, justificar um acréscimo nos custos operacionais, decorrente da compressão de um maior volume de gás por ciclo.
- O mapa operacional do GLI-I pode apresentar 4 regiões de comportamento distinto do poço. Os ciclos de GLI-I são considerados estáveis dentro de uma faixa de tempos de ciclo, variável em função do tempo de injeção. Para cada carga de líquido a ser elevada, há um volume mínimo de gás injetado para manter a produção estabilizada no poço. Nos ciclos muito curtos, o grande *fallback* de líquido deve fazer com que a bolha de gás fure a golfada.
- O volume mínimo de gás a ser injetado no poço com GLI-I pode ser determinado para uma carga de líquido, em função da razão entre o volume de gás injetado por ciclo e o volume inicial da carga.
- A permanente comunicação entre o espaço anular e a coluna de produção, através do orifício, faz com que o volume inicial da carga de líquido tenha reflexo na injeção de gás. Tempos de ciclo mais prolongados levam ao aumento da carga de líquido, oferecendo maior resistência à sua movimentação pelo gás admitido na coluna.
- O aumento da carga de líquido proporciona a redução do *fallback* nos ciclos de GLI-I mais curtos. Pode haver um certo volume de líquido ou tempo de ciclo, dentro da região de produção estável, para o qual o *fallback* é mínimo. O valor mínimo do *fallback* e o tempo de ciclo correspondente podem ser diferentes para cada volume de gás injetado ou tempo de injeção considerado.

- A produção de líquido no ciclo de GLI-I está fortemente relacionada à duração do ciclo, *i.e.*, ao volume inicial da carga de líquido. Além de proporcionar o aumento da produção, a razão *RGIL* requerida diminui em direção aos ciclos mais prolongados. O *fallback* de líquido diminui com a injeção de gás, mas continua sendo apreciável. O reflexo da redução do *fallback* de líquido, com a injeção de gás, sobre a produção tende a se manifestar somente nos maiores tempos de ciclo.
- A introdução da válvula operadora no lugar do orifício pode trazer vantagens significativas para a produção no GLI-I. A etapa de transferência é eliminada do ciclo de GLI-I e o acúmulo prévio de parte do gás injetado na coluna permite a aceleração inicial mais rápida da golfada de líquido, reduzindo o *fallback*. Por outro lado, a diferença de pressão sobre a válvula operadora, quando da sua abertura, tende a ser consideravelmente maior do que os valores de projeto normalmente recomendados para estas válvulas, podendo vir a comprometer o seu correto funcionamento e a integridade física de seus componentes.

### 8.2.3 Produção econômica com *Gas Lift* intermitente

- A produção diária do poço com *Gas Lift* intermitente é resultado do produto entre o volume de líquido produzido por ciclo e o número de ciclos realizados em um dia. O volume produzido é menor nos ciclos mais curtos, entretanto, o número de ciclos é maior, haja visto ser o número de ciclos inversamente proporcional ao tempo de ciclo. Ao contrário, nos ciclos mais longos, o volume de líquido produzido por ciclo aumenta, enquanto, o número de ciclos diminui. É possível haver, portanto, uma temporização dentro da região de ciclos estáveis, para a qual a produção diária de líquido é máxima.
- A temporização da válvula motora, correspondente à maior produção diária de líquido, não coincide necessariamente com a relacionada à maior produção por ciclo.
- O ganho econômico obtido no GLI tende a ser majorado na direção dos menores tempos de injeção, para os quais os ciclos são estáveis. Podem existir tempos de ciclo para os quais o ganho econômico é máximo. Estes tempos tendem a ser maiores com o aumento da injeção de gás.
- De posse do mapa operacional do GLI, originado a partir de simulação, o ganho econômico decorrente da produção pode ser prontamente avaliado para diferentes razões custo-receita, auxiliando na análise de diferentes cenários de operação econômica do poço.
- Negligenciando os custos associados à separação, tratamento e descarte da água; a influência do desempenho operacional do poço com GLI, indicado pela razão *RGIL*, sobre o ganho aumenta quando a razão custo-receita  $c_g/l_o \rightarrow RGO^{-1}$ .

- Para diferentes produtividades e alturas estáticas de líquido do poço, o GLI-I tende a produzir um maior volume diário de líquido, quando comparado ao GLI, proporcionando maiores ganhos econômicos apesar do aumento do volume de gás injetado. Esta vantagem em prol do GLI-I é acentuada na direção dos maiores índices de produtividade e menores alturas estáticas de líquido.
- A vantagem econômica do GLI-I sobre o GLI tende a aumentar quando a relação custo-receita  $c_g/l_o$  é muito pequena e o ganho percebido se aproxima da produção diária de óleo do poço.

### 8.3 Sugestões para trabalhos futuros

Apesar de todo o *knowhow* tecnológico já desenvolvido em torno do assunto, o domínio do complexo comportamento dinâmico do *Gas Lift* intermitente continua a ser um desafio para os engenheiros envolvidos no seu projeto e operação. Não obstante os novos conhecimentos agregados com o presente trabalho, este assunto ainda apresenta diversas lacunas a serem preenchidas em trabalhos futuros. Com o objetivo de contribuir para a continuidade das pesquisas, novos desenvolvimentos são sugeridos a seguir:

- Levantamento de dados experimentais e de campo para o GLI e o GLI-I, registrando os resultados de produção para os ciclos estabilizados;
- Continuidade do esforço de validação dos módulos de simulação implementados, especialmente do módulo de GLI-I, confrontando seus resultados numéricos com medições experimentais e de campo, e soluções analíticas conhecidas de situações simplificadas;
- Investigação da influência da válvula operadora sobre o desempenho do *Gas Lift* intermitente, empregando modelos que representem melhor a dinâmica na válvula e o escoamento no seu interior;
- Consideração da produção de gás (livre + associado), proveniente da formação do reservatório, e seus efeitos sobre a dinâmica do *Gas Lift* intermitente;
- Introdução de modelos para considerar os efeitos do entranhamento (*entrainment*) de líquido no gás sobre a dinâmica do *Gas Lift* intermitente;
- Introdução de modelos para cálculo do índice de produtividade do poço, adequados aos casos em que a pressão estática do reservatório é inferior à pressão de saturação do óleo (*i.e.*, modelo de Vogel);

- Inclusão dos efeitos de transmissão de calor no interior do poço, nos ciclos de *Gas Lift* intermitente;
- Investigação dos efeitos da viscosidade do óleo sobre a produção com *Gas Lift* intermitente e o ganho econômico decorrente;
- Desenvolvimento de novas expressões analíticas para estimar os parâmetros operacionais e resultados de produção do *Gas Lift* intermitente;
- Avaliação da eficiência energética do *Gas Lift* intermitente e a sua relação com o Ganho econômico oriundo da produção;
- Aplicação de técnicas de otimização e pesquisa operacional para a maximização do Ganho econômico;
- Extensão da modelagem aplicada ao GLI e ao GLI-I às demais variantes do *Gas Lift* intermitente, de modo constituir uma plataforma comum de simulação que auxilie o engenheiro na seleção e no projeto de métodos de elevação artificial mais eficientes.

## Referências Bibliográficas

- ABE, Y.; AKIMOTO, H.; MURAO, Y. Estimation of shear stress in counter-current annular flow. *Journal of Nuclear Science and Technology*, v. 28, n. 3, p. 208–217, mar. 1991.
- ABRAMOWITZ, M.; STEGUN, I. A. *Handbook of Mathematical Functions – With Formulas, Graphs and Mathematical Tables*. New York: Dover Pub., 1972.
- AGÊNCIA INTERNACIONAL DE ENERGIA. *Key World Energy Statistics from the IEA*. 2003. Disponível em: <<http://www.iea.org/>>. Acesso em: 7 jun. 2004.
- AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO – ANP. *Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo e do Gás Natural*. Brasília-DF, 2003. Disponível em: <<http://www.anp.gov.br/>>. Acesso em: 7 jun. 2004.
- BEGGS, H. D.; BRILL, J. P. *Two-Phase Flow in Pipes*. 1984.
- BRILL, J. P.; DOERR, T. C.; BROWN, K. E. An Analytical Description of Liquid Slug Flow in Small-Diameter Vertical Conduits (SPE 1526). *Journal of Petroleum Technology*, mar. 1967.
- BROWN, K. E. *The Technology of Artificial Lift Methods*. Tulsa: PennWell Books, 1980.
- BROWN, K. E.; JESSEN, F. W. Evaluation of Valve Port Size, Surface Chokes and Fluid Fall-Back in Intermittent Gas-Lift Installations. *Journal of Petroleum Technology*, p. 315–22, mar. 1962.
- BUCARAM, S. M.; PATTERSON, J. C. Managing Artificial Lift (SPE 26212). p. 335–340, abr. 1994.
- CHACÍN, J.; SCHMIDT, Z.; DOTY, D. Modeling and Optimization of Plunger Assisted Intermittent Gas Lift Installations (SPE 23683). *Society of Petroleum Engineers*, 1992.

- CHACÍN, J. E. Selection of Optimum Intermittent Lift Scheme for Gas Lift Wells (SPE 27986). *Society of Petroleum Engineers*, 1994.
- CLEGG, J. D.; BUCARAM, S. M.; HEIN JR., N. W. Recommendations and Comparisons for Selecting Artificial-Lift Methods. *Journal of Petroleum Technology*, dez. 1993.
- CORREA, J. F.; SANTOS, O. G.; INAZUMI, P. C. M. Intelligent Automation for Intermittent-Gas-Lift Oil Wells (SPE 69404). *Society of Petroleum Engineers*, mar. 2001.
- DEPARTAMENTO NACIONAL DE POLÍTICAS ENERGÉTICAS – DNPE. *Balço Energético Nacional 2003*. Brasília-DF, 2003. Disponível em: <<http://www.mme.gov.br/>>. Acesso em: 7 jun. 2004.
- DRANCHUK, P. M.; PURVIS, R. A.; ROBINSON, D. B. Computer Calculation of Natural Gas Compressibility Factors Using the Standing and Katz Correlation. *Institute of Petroleum*, 1974.
- FERZIGER, J. H. *Numerical Methods for Engineering Application*. 2. ed. New York: Wiley-Interscience Pub., 1998.
- FORE, L. B.; BEUS, S. G.; BAUER, R. C. Interfacial Friction in Gas-Liquid Annular Flow: Analogies to Full and Transition Roughness. *Int. J. Multiphase Flow*, v. 26, n. 11, p. 1755–1769, 2000.
- IKOKU, C. U. *Natural Gas Production Engineering*. New York: John Wiley & Sons, 1984.
- JAIN, A. K. An Accurate Explicit Equation for Friction Factor. *J. Hydraulics Div. ASCE*, v. 102, n. HY5, 1976.
- KELESSIDIS, V. C.; DUKLER, A. E. Modeling Flow Pattern Transitions for Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Concentric and Eccentric Annuli. *Int. J. Multiphase Flow*, v. 15, n. 2, p. 173–191, 1989.
- KREYSZIG, E. *Advanced Engineering Mathematics*. 7. ed. New York: John Wiley & Sons, 1993.
- LIAO, T. *Mechanistic Modeling of Intermittent Gas Lift*. Tese (Doutorado) — University of Tulsa, 1991.
- LIAO, T.; SCHMIDT, Z.; DOTY, D. R. Investigation of intermitent gas lift by using mechanistic modeling (SPE 29454). *Society of Petroleum Engineers*, 1995.
- LIMA, P. C. R. Pig Lift: A New Artificial Lift Method (SPE 36598). *Society of Petroleum Engineers*, 1996.

- MACHADO, R. T. H. *Modelagem e Simulação Numérica do Mecanismo de Gás Lift Intermitente*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, 1988.
- MOWER, L. N. et al. Defining the Characteristics and Performance of Gas Lift Plungers (SPE 14344). *Society of Petroleum Engineers*, 1985.
- NEELY, A. B.; MONTGOMERY, J. W.; VOGEL, J. V. A Field Test and Analytical Study of Intermittent Gas Lift (SPE 4538). *Society of Petroleum Engineers*, out. 1973.
- OUYANG, L.-B.; AZIZ, K. Development of New Wall Friction Factor and Interfacial Friction Factor Correlations for Gas-Liquid Stratified Flow in Wells and Pipelines (SPE 35679). *Society of Petroleum Engineers*, 1996.
- PRESS, W. H. *Numerical Recipes in C – The Art of Scientific Computing*. [S.l.]: Cambridge Univ. Press, 1988.
- SANTOS, O. G. *Métodos Pneumáticos Intermitentes: análise e comparação*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, 1997.
- SANTOS, O. G.; BORDALO, S. N.; ALHANATI, F. J. S. Study of the dynamics, optimization and selection of intermittent gas-lift methods - a comprehensive model. *Journal of Petroleum Science & Engineering*, n. 32, p. 231–248, 2001.
- SCHMIDT, Z. et al. Hydrodynamic Model for Intermittent Gas Lifting of Viscous Oil. *Journal of Petroleum Technology*, p. 475–85, mar. 1984.
- SPIEGEL, M. R. *Manual de Fórmulas, Métodos e Tabelas de Matemática – Edição Revisada e Ampliada*. 2. ed. Rio de Janeiro: McGraw-Hill, 1992.
- STANDING, M. B. *Volumetric and Phase Behaviour of Oil Field Hydrocarbon Systems*. [S.l.], 1981.
- STOECKER, W. F. *Design of Thermal Systems*. 3. ed. New York: McGraw-Hill IE, 1989.
- VELLOSO, N. Elevação Pneumática "Gas Lift". S.d.
- WHITE, G. W. Combine Gas Lift - Plunger to Increase Production Rate. *World Oil*, p. 69–76, nov. 1982.
- WHITE, G. W. et al. An Analytical Concept of the Static and Dynamic Parameters of Intermittent Gas Lift. *Journal of Petroleum Technology*, v. 228, p. 301–08, mar. 1963.

WINKLER, H.; CAMP, G. Down-Hole Chambers Increase Gas-Lift Efficiency. *The Petroleum Engineer*, jun. 1956.

WINKLER, H. W. Gas Lift. In: BRADLEY, H. B. (Ed.). *Petroleum Engineering Handbook*. 2. ed. Richardson, TX.: Society of Petroleum Engineers, 1989.

## Apêndice A

### Densidade em um Ponto e Densidade Média em uma Coluna Hidrostática de Gás

#### A.1 Densidade em um ponto de uma coluna hidrostática de gás

O balanço de forças em uma coluna hidrostática de gás é dado por:

$$\frac{dP}{dz} = -\rho g \quad (\text{A.1})$$

onde  $P$  é a pressão e  $\rho$ , a densidade do gás em um ponto qualquer da coluna. A pressão do gás pode ser relacionada à sua densidade através da equação de estado do gases reais, como:

$$P = \frac{Z\bar{R}T}{M} \rho \quad (\text{A.2})$$

Mediante as hipóteses de que as variações de temperatura e do fator de compressibilidade do gás ao longo da coluna sejam negligenciáveis, quando comparadas com as variações de pressão e densidade na mesma, a substituição da Equação A.2 na Equação A.1 fornece uma expressão para a variação da densidade do gás ao longo da coluna:

$$\frac{d\rho}{dz} = - \underbrace{\left( \frac{Mg}{Z\bar{R}T} \right)}_{\lambda} \rho \quad (\text{A.3})$$

onde  $\lambda$  é uma constante. Rearranjando os termos da Equação A.3, ela pode ser integrada entre dois pontos quaisquer da coluna:

$$\int_{\rho(z_0)}^{\rho(z)} \frac{d\eta}{\eta} = - \int_{z_0}^z \lambda d\phi \quad (\text{A.4})$$

As integrais da Equação A.4 são definidas, e a densidade do gás em um ponto pode ser prontamente determinada a partir da densidade conhecida em outro ponto e da posição relativa entre eles:

$$\rho(z) = \rho(z_0) \exp[-\lambda(z - z_0)] \quad (\text{A.5})$$

## A.2 Relação entre a densidade em um ponto e a densidade média em uma coluna hidrostática de gás

A densidade média do gás ( $\bar{\rho}$ ) em uma coluna de altura  $h$  pode ser expressada como:

$$\bar{\rho} = \frac{\int_0^h \rho(z) dz}{\int_0^h dz} \quad (\text{A.6})$$

A substituição da Equação A.5 na Equação A.6 fornece a seguinte expressão:

$$\bar{\rho} = \frac{\rho(0)}{h} \int_0^h \exp(-\lambda\zeta) d\zeta \quad (\text{A.7})$$

Sendo  $\lambda$  constante, a integral do lado direito da Equação A.7 pode ser resolvida e a densidade média do gás na coluna, expressada em função da densidade na sua base:

$$\bar{\rho} = \rho(0) \frac{[\exp(\lambda h) - 1]}{\lambda h \exp(\lambda h)} \quad (\text{A.8})$$

Os termos da Equação A.8 podem ser igualmente rearranjados com a ajuda da Equação A.5, para expressar a densidade média do gás em função da densidade no topo da coluna:

$$\bar{\rho} = \rho(h) \frac{[\exp(\lambda h) - 1]}{\lambda h} \quad (\text{A.9})$$

## Apêndice B

### Correlações Adotadas na Modelagem do *Gas Lift* intermitente

#### B.1 Densidade da fase líquida

$$\rho_L = FV_w \rho_w + (1 - FV_w) \rho_o \quad (\text{B.1})$$

onde:

$\rho_L$  - densidade de líquido;

$FV_w$  - fração volumétrica de água na fase líquida;

$\rho_w$  - densidade da água;

$\rho_o$  - densidade do óleo.

#### B.2 Correlação de Beal (apud Standing, 1981) para a viscosidade do óleo morto

$$\mu_{oD} = \left( 0,32 + \frac{1,8 \times 10^7}{\text{API}^{4,53}} \right) \left( \frac{360}{T + 200} \right)^a \quad (\text{B.2})$$

onde:

$\mu_{oD}$  - viscosidade do óleo morto em cP ( $1,0 \text{ cP} = 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ );

$a = 10^{(0,43 + \frac{8,33}{\text{API}})}$ ;

$^{\circ}API$  - graduação API do óleo morto,  $^{\circ}API = \frac{141,5}{d_o} - 131,5$ ;

$d_o$  - densidade relativa do óleo morto,  $d_o = \rho_{osc} / \rho_{wsc}$

$T$  - temperatura do óleo morto em  $^{\circ}F$ .

### B.3 Correlação de Van Wingen (apud Beggs e Brill, 1984) para a viscosidade da água

$$\mu_w = \exp(1,003 - 1,479 \times 10^{-2}T + 1,982 \times 10^{-5}T^2) \quad (B.3)$$

onde:

$\mu_w$  - viscosidade da água em cP ( $1,0 \text{ cP} = 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ );

$T$  - temperatura da água em  $^{\circ}F$ .

### B.4 Estimativa da viscosidade da fase líquida

$$\mu_L = FV_w \mu_w + (1 - FV_w) \mu_{oD} \quad (B.4)$$

onde:

$\mu_L$  - viscosidade da fase líquida;

$FV_w$  - fração volumétrica de água na fase líquida.

### B.5 Correlação de Lee et al. (apud Beggs e Brill, 1984) para a viscosidade do gás

$$\mu_g = K \times 10^{-4} \cdot \exp(X \cdot \rho_g^y) \quad (B.5)$$

onde:

$\mu_g$  - viscosidade do gás em cP ( $1,0 \text{ cP} = 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ );

$$K = \frac{(9,4+0,02 \cdot M)T^{1,5}}{209+19 \cdot M+T};$$

$$X = 3,5 + 986/T + 0,01 \cdot M;$$

$$y = 2,4 - 0,2 \cdot X;$$

$M$  - peso molecular do gás em g/mol;

$T$  - temperatura absoluta do gás em °R;

$\rho_g$  - densidade do gás em g/cm<sup>3</sup>.

## B.6 Correlação de Dranchuk, Purvis e Robinson (apud Ikoku, 1984) para o fator de compressibilidade do gás

$$Z = 1 + (A_1 + A_2/T_r + A_3/T_r^3) \rho_r + (A_4 + A_5/T_r) \rho_r^2 + A_5 A_6 \rho_r^5 / T_r + A_7 \rho_r^2 / T_r^3 (1 + A_8 \rho_r^2) \exp(-A_8 \rho_r^2) \quad (\text{B.6})$$

onde:

$Z$  - fator de compressibilidade do gás;

$$\rho_r = 0,27 P_r / (Z T_r)$$

$P_r$  - pressão reduzida do gás;

$T_r$  - temperatura reduzida do gás;

$A_{1...8}$  - constantes da correlação:

$$A_1 = 0,315\,062\,37 \quad A_2 = -1,046\,709\,90 \quad A_3 = -0,578\,327\,29$$

$$A_4 = 0,535\,307\,71 \quad A_5 = -0,612\,320\,32 \quad A_6 = -0,104\,888\,13$$

$$A_7 = 0,618\,570\,01 \quad A_8 = 0,684\,465\,49$$

### B.7 Correlação de Fore, Beus e Bauer (2000) para o coeficiente de atrito na interface do filme de líquido com a bolha de gás – escoamento em correntes paralelas de mesmo sentido

$$C_f = 0,005 \left\{ 1 + 300 \left[ \left( 1 + \frac{17500}{Re_g} \right) \frac{h}{D} - 0,0015 \right] \right\} \quad (B.7)$$

onde:

$C_f$  - fator de atrito na interface do filme de líquido com a bolha de gás – escoamento em correntes paralelas de mesmo sentido;

$Re_g$  - número de *Reynolds* do gás,  $Re_g = \rho_g v_g D_h / \mu_g$ ;

$D_h$  - diâmetro hidráulico da bolha de gás (*gas core*),  $D_h = 4A_b/P_b$ ;

$A_b$  - área da seção transversal da bolha de gás;

$P_b$  - perímetro da seção transversal da bolha de gás;

$h$  - espessura média do filme de líquido;

$D$  - diâmetro do duto.

Para simplificar a modelagem do escoamento, a Equação B.7 também é empregada no cálculo do fator de atrito na interface do filme de líquido com a bolha de gás, no escoamento em contracorrente.

### B.8 Correlações para o fator de atrito no escoamento monofásico

Os regimes de escoamento são determinados em função do número de *Reynolds*, conforme indicado na Tabela B.1:

O fator de atrito ( $f$ ) para o escoamento laminar é fornecido pela expressão:

$$f = \frac{64}{Re} \quad (B.8)$$

onde:

$f$  - fator de atrito para o escoamento monofásico laminar;

Tabela B.1 - Regime de escoamento em função do número de *Reynolds* (*Re*).

Critério	Regime de escoamento
$Re < 2100$	laminar
$2100 \leq Re < 4000$	transição
$Re \geq 4000$	turbulento

nota:  $Re = \rho v D / \mu$

*Re* - número de *Reynolds* laminar.

No escoamento turbulento, o fator de atrito é calculado a partir da correlação de Jain (apud Ikoku, 1984). Esta correlação fornece uma aproximação explícita da correlação de Colebrook para dutos rugosos. A diferença entre os resultados das duas correlações é de  $\pm 1\%$  nos intervalos  $5 \times 10^3 < Re < 10^8$  e  $10^{-6} < \varepsilon/d < 10^{-2}$ . A diferença máxima fora destes intervalos é de 3%.

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 1,14 - 2 \log \left( \frac{\varepsilon}{d} + \frac{21,25}{Re^{0,9}} \right) \quad (B.9)$$

onde:

*f* - fator de atrito para o escoamento monofásico turbulento em dutos rugosos;

$\varepsilon/d$  - rugosidade relativa do duto;

*Re* - número de *Reynolds* turbulento.

Devido à falta de uma correlação apropriada para o regime de transição do escoamento, o fator de atrito neste regime é interpolado linearmente entre os valores extremos de *f*, nos regimes laminar e turbulento para dutos lisos, em função de *Re*.

### **B.9 Correlação de Ouyang e Aziz (1996) para o coeficiente de atrito na interface do filme de líquido com a parede – escoamento em correntes paralelas de mesmo sentido**

$$C_f = 1,6291 Re_L^{-0,5161} Rv^{0,0926} \quad (B.10)$$

onde:

$C_f$  - fator de atrito na interface do filme de líquido com a parede – escoamento em correntes paralelas de mesmo sentido;

$Re_L$  - número de *Reynolds* do escoamento na fase líquida,  $Re_L = \rho_L v_L D_h / \mu_L$ ;

$Rv$  - razão entre as velocidades superficiais do gás e do líquido,  $Rv = \rho_g v_g / \rho_L v_L$ .

### **B.10 Correlação de Abe, Akimoto e Murao (1991) para o coeficiente de atrito na interface do filme de líquido com a parede – escoamento em contracorrente**

$$C_f = \frac{300}{Re_L} \quad (\text{B.11})$$

onde:

$C_f$  - fator de atrito na interface do filme de líquido com a parede, em escoamento contracorrente;

$Re_L$  - número de *Reynolds* do escoamento,  $Re_L = G_L D_h / \mu_L$ ;

$G_L$  - fluxo mássico de líquido,  $G_L = \rho_L v_L$ ;

$D_h$  - diâmetro hidráulico do duto (= diâmetro do duto).

## Apêndice C

### Arquivos de Configuração do Simulador

#### C.1 Arquivo para os módulos de simulação de GLI, GLI-P e GLI-IV

```
# SEAGLI - arq. de configuração
#
# Regras a observar:
# 1-As linhas de comentário devem ser iniciadas com "#";
# 2-Os dados de entrada devem ser separados por espaços (1 ou +);
# 3-As cadeias alfanuméricas não devem conter espaços;
# 4-Linhas em branco são toleradas desde que não contenham espaços;
# 5-A última linha deve estar em branco.
#
# Descrição: Simulação do poço-base equipado com GLI convencional.
#
#####
# Bloco de instruções do simulador :
# _____
# [Modo de execução: 0-nulo; 1-simulação ]
1
# [Módulo de simulação: 10-GLI; 20-GLI-P; 30-GLI-I; 40-GLI-IV ]
10
# [Duração da simulação (s)]
8751.0
```

```

# [Passo de tempo (s)]
1.0e-1
# [No. max. de iterações permitido a cada passo de tempo]
500
# [Contr. do passo de tempo: 0-desativado 1-ativado]
1
# [Max. tolerância ao erro admitida (%)]
1.0e-3
# [Intervalo p/ impressão de resultados <no. de passos de tempo>]
10
# Lista de variáveis p/ impressão:
# 1-DENCS 2-DENCS1 3-DENCS2 4-PRSCS1 5-PRSCS2 6-ZEDCS 7-RTEGI
# 8-DENGB 9-DENGB1 10-PRST1 11-ZEDGB1 12-DENGB2 13-PRST2
# 14-ZEDGB2 15-ZELB 16-VELB 17-YF 18-ZELF 19-VELF
# 20-ZELS 21-VELS 22-ZELL 23-VELL 24-RTEGV 25-RTELR
# 26-PRST1 27-PRSWH 28-LFLAG1 29-LFLAG2 30-LFLAG3
# 31-VALMAX 32-IVAL 33-RESMAX 34-JRES
# [No. de var.] [Lista de id. das variáveis]
16 4 5 10 13 15 16 17 19 20 21 22 23 24 25 26 27
#
#####
# Bloco de configuração do caso:
# _____
# Poço e reservatório :
# [Profundidade do canhoneio (m)]
1500.0
# [Diam. int. do Revest.(mm)] [Diam. int. da Col. de Prod.(mm)]
# 5 1/2 pol (ID=4.95 pol) 2 3/8 pol (ID=1.995 pol)
126.0 51.0
# [Pressão na cabeça do poço (Pa)]
# 7.0 kgf/cm^2
686465.5

```

# [Coef. de perda de carga na cabeça do poço p/ liq. (-)]  
 0.6  
 # [Press. estat. do reserv. (Pa)]  
 #  $h_{ws}/H_w = 0.5$   
 7216855.0  
 # [Compr. inicial da coluna de liq. (m)]  
 350.0  
 # [Índice de produtividade ( $m^3/d/MPa$ )]  
 15.0  
 # \_\_\_\_\_  
 # Válvula motora:  
 # [Pressão de inj. do gás (Pa)]  
 #  $70.0 \text{ kgf/cm}^2$   
 6864655.0  
 # [Tempo de inj. (s)] [Tempo de ciclo (s)]  
 50.0 1250.0  
 # [Coef. de descarga da valv. motora (-)]  
 8.5  
 # \_\_\_\_\_  
 # Válvula operadora: 1 1/2", R-20, fole carregado, sem mola, não compensada,  
 # [Posição da válvula (m)]  
 25.0  
 # [Diam. da sede da válvula (mm)]  
 # 7/16 pol  
 11.1  
 # [Rel. de áreas da valv.  $\langle A_{sede}/A_{domo} \rangle$  ( $m^2/m^2$ )]  
 0.2  
 # [Pressão de carga do domo @  $T_{gv}$  (Pa)]  
 5.8E6  
 # [Coef. de descarga da válvula (-)]  
 0.865

```

# _____
# Propriedades dos fluidos:
# [Temperatura de superfície (K)] [Grad. geotérmico (K/m)]
# 60.0 oF
288.7 0.036
# [0_Dens. rel. do óleo (kg/m^3/(kg/m^3_H2O@SC)); 1_Gr.API do óleo (gr.)]
1 30.0
# [0_Visc. do óleo calc.(Pa*s); 1_Visc. do óleo (Pa*s)]
0
# [Densidade rel. do gás (kg/m^3/(kg/m^3_Ar@SC))]
0.7
# [Pressão crítica do gás (Pa)]
4619650.0
# [Temperatura crítica do gás (K)]
214.0
# [Cte. adiabática do gás (-)]
1.31
# [Fração vol. de água produzida (%)]
50.0
# [Densidade rel. da água produzida <água=1> (kg/m^3/(kg/m^3_H2O@SC))]
1.06
# _____
# Estimativa inicial das var.:
# Obs.: Alguns valores são ajustados automaticamente pelo simulador!
# [No. de valores estimados]
1
# [id. da variável] [valor inicial]
17 0.011 # espessura do filme de líquido (m)
# Fim.

```

## C.2 Arquivo para o módulo de simulação de GLI-I

```
# SEAGL2I - arquivo de configuração
#
# Regras a observar:
# 1-As linhas de comentário devem ser iniciadas com "#";
# 2-Os dados de entrada devem ser separados por espaços (1 ou +);
# 3-As cadeias alfanuméricas não devem conter espaços;
# 4-Linhas em branco são toleradas desde que não contenham espaços;
# 5-A última linha deve estar em branco.
#
# Descrição: simulação do poço-base equipado com GLI invertido.
#
#####
# Bloco de instruções do simulador :
# _____
# [Modo de execução: 0-nulo; 1-simulação]
1
# [Módulo para simulação: 10-GLI; 20-GLI-P; 30-GLI-I; 40-GLI-IV]
30
# [Duração da simulação (s)]
14001.0
# [Passo de tempo (s)]
1.0e-1
# [No. max. de iterações permitido a cada passo de tempo]
500
# [Contr. do passo de tempo: 0-desativado 1-ativado]
1
# [Max. tolerância ao erro admitida (%)]
1.0e-3
# [Intervalo p/ impressão de resultados <no. de passos de tempo>]
10
```

```

# _____
# Lista de variáveis p/ impressão:
# 1-DENGT 2-DENGT1 3-PRSGT1 4-ZEDGT1 5-DENGT2 6-PRSGT2 7-ZEDGT2
# 8-PRST2 9-ZELLT 10-VELLT 11-RTEGI 12-DENGCS 13-DENGCS1
# 14-PRSGCS1 15-ZEDGCS1 16-DENGCS2 17-PRSGCS2 18-ZEDGCS2 19-PRSCS1
# 20-ZELBCS 21-VELBCS 22-YFO 23-YFI 24-ZELFCS 25-VELFCS
# 26-ZELSCS 27-VELSCS 28-ZELLCS 29-VELLCS 30-RTEOR 31-RTELR
# 32-PRSWH 33-PRSWF 34-LFLAG1 35-LFLAG3 36-VALMAX 37-IVAL
# 38-RESMAX 39-JRES
# [No. de var.] [Lista de id. das variáveis]
23 3 6 8 9 11 14 17 19 20 21 22 25 26 27 28 30 31 32 33 34 35 36 38
#
#####
# Bloco de configuração do caso :
# _____
# Poço e reservatório :
# [Profundidade do canhoneio (m)]
1500.0
# [Diam. int. do Revest.(mm)] [Diam. int. da Col. de Prod.(mm)]
# 5 1/2 pol (ID=4.95 pol) 2 3/8 pol (ID=1.995 pol)
126.0 51.0
# [Pressão na cabeça do poço (Pa)]
# 7.0 kgf/cm^2
686465.5
# [Coef. de perda de carga na cabeça do poço p/ liq. (-)]
0.6
# [Press. estat. do reserv. (Pa)]
# h_s/H_wh = 0.5
7216855.0
# [Compr. inicial da coluna de liq. (m)]
200.0
# [Índice de produtividade (m^3/d/MPa)]
15.0

```

```

# _____
# Válvula motora:
# [Pressão de inj. do gás (Pa)]
# 70.0 kgf/cm^2
6864655.0
# [Tempo de inj. (s)] [Tempo de ciclo (s)]
150.0 2000.0
# [Coef. de descarga da valv. motora (-)]
8.5
# _____
# Orifício:
# [Posição da orifício (m)]
25.0
# [Diam. do orifício (mm)]
# 1.0 pol
25.4
# [Coef. de descarga do orifício p/ gás (-)]
0.865
# [Coef. de vazão do orifício p/ liq. (-)]
0.4
# _____
# Propriedades dos fluidos:
# [Temperatura de superfície (K)] [Grad. geotérmico (K/m)]
# 60.0 oF
288.7 0.036
# [0_Dens. rel. do óleo (kg/m^3/(kg/m^3_H2O@SC)); 1_Gr.API do óleo (gr.)]
1 30.0
# [0_Visc. do óleo calc. (Pa*s); 1_Visc. do óleo (Pa*s)]
0
# [Densidade rel. do gás (kg/m^3/(kg/m^3_Ar@SC))]
0.7
# [Pressão crítica do gás (Pa)]
4619650.0

```

```
# [Temperatura crítica do gás (K)]
214.0
# [Cte. adiabática do gás (-)]
1.31
# [Fração vol. de água produzida (%)]
50.0
# [Densidade rel. da água produzida <água=1> (kg/m^3/(kg/m^3_H2O@SC))]
1.06
# _____
# Estimativa inicial do valor das var.:
# Obs.: Alguns valores são ajustados automaticamente pelo simulador.
# [No. de valores estimados]
1
# [id. da variável] [valor inicial]
22 0.003 # espessura do filme de líquido (m)
#
# Fim.
```

## Apêndice D

### Estimativa do Tempo de Alimentação da Carga de Líquido na Coluna de Produção

#### D.1 Posição do topo da carga de líquido com o tempo

O balanço de massa para a carga de líquido alimentada pelo reservatório e acumulada na coluna de produção, vista na Figura D.1, é expressado como:

$$\left(\frac{dm}{dt}\right)_{V_i} = \rho_L q_{LR} \quad (\text{D.1})$$

onde  $\rho_L$  é a massa específica do líquido e  $q_{LR}$  representa a vazão de líquido alimentada pelo reservatório, expressada em função do índice de produtividade do poço ( $IP$ ) e da diferença de pressão entre o reservatório ( $P_R$ ) e o fundo do poço ( $P_{wf}$ ):

$$q_{LR} = IP(P_R - P_{wf}) \quad (\text{D.2})$$

Assumindo o líquido como um fluido incompressível ( $\rho_L$  constante) e que, durante a alimentação, o balanço de forças na carga seja aproximado por uma coluna hidrostática de líquido, a pressão em fluxo na base da carga ( $P_{wf}$ ) pode ser aproximada como:

$$P_{wf} \approx P_{wh} + \rho_L g z_{l2} \quad (\text{D.3})$$

onde  $P_{wh}$  representa a pressão na cabeça do poço e  $z_{l2}$ , a posição do topo da carga de líquido na coluna de produção.

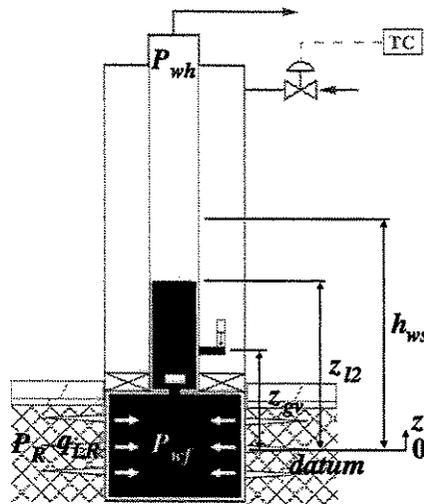


Figura D.1 - Alimentação da carga de líquido na coluna de produção.

Substituindo as Equações D.2 e D.3 na Equação D.1 e rearranjando os termos da expressão resultante, o crescimento da carga é expressado por:

$$\frac{dz_{l2}}{dt} = \frac{IP}{A_t} [P_R - (P_{wh} + \rho_L g z_{l2})]$$

$$\therefore \frac{dz_{l2}}{dt} + \left( \frac{IP}{A_t} \rho_L g \right) z_{l2} = \frac{IP}{A_t} (P_R - P_{wh}) \quad (D.4)$$

A condição inicial necessária a solução da Equação D.4 é estabelecida pela posição do topo da carga no começo da alimentação ( $t = 0 \rightarrow z_{l2} = z_{gv}$ ). A Equação D.4 possui solução analítica conhecida na forma:

$$z_{l2}(t) = \frac{P_R - P_{wh}}{\rho_L g} - \left[ \frac{P_R - P_{wh}}{\rho_L g} - z_{gv} \right] \exp \left( - \frac{IP \rho_L g}{A_t} t \right) \quad (D.5)$$

O termo  $(P_R - P_{wh})/(\rho_L g)$  da Equação D.5 corresponde à altura estática do poço  $h_{ws}$ . A posição do topo da carga de líquido no instante de tempo  $t$  é fornecida pela expressão:

$$z_{l2}(t) = h_{ws} - (h_{ws} - z_{gv}) \exp \left( - \frac{IP \rho_L g}{A_t} t \right) \quad (D.6)$$

A partir da Equação D.6, é possível determinar também o tempo necessário  $t_{alim}$  para o topo da carga de líquido alimentada atingir uma posição pré-estabelecida  $z_{li}$ :

$$t_{alim} = \frac{A_t}{IP \rho_L g} \ln \left( \frac{h_{ws} - z_{gv}}{h_{ws} - z_{li}} \right) \quad (D.7)$$

## Apêndice E

### Estimativa do Tempo de Injeção de Gás para Abertura da Válvula Operadora

#### E.1 Tempo de injeção para abertura da válvula operadora

Estando a válvula operadora inicialmente fechada, o balanço de massa do gás no espaço anular ( $m_{gc}$ ) estabelece que:

$$\frac{dm_{gc}}{dt} = \dot{m}_{gi} = \rho_{g@sc} \cdot q_{gi} \quad (\text{E.1})$$

onde a vazão mássica de gás injetada através da válvula motora ( $\dot{m}_{gi}$ ) fornecida pelo produto da densidade do gás na condição-padrão  $\rho_{g@sc}$  com a vazão volumétrica  $q_{gi}$  correspondente.

De acordo com a Equação 2.23 do Capítulo 2, a vazão  $q_{gi}$  é função da razão de pressões a jusante ( $P_{c1}$ ) e a montante ( $P_{gi}$ ) da válvula motora, e pode ser expressada na forma geral como:

$$q_{gi} = f\left(\frac{P_{c1}}{P_{gi}}\right) \quad (\text{E.2})$$

onde,

$$f(x) = K\sqrt{x - x^2} \quad ; \quad 0,5 \leq x \leq 1 \text{ e } K = cte. \quad (\text{E.3})$$

Visando reescrever a Equação E.1 em termos de pressão, a massa  $m_{gc}$  é relacionada à pressão média no espaço anular ( $P_c$ ), através da equação de estado dos gases reais:

$$m_{gc} = \frac{P_c V_c M}{Z_c \overline{R} T_c} \quad (\text{E.4})$$

Assumindo que o balanço de forças no espaço anular seja aproximado ao de uma coluna estática de gás de altura ( $H_c$ ), a pressão  $P_c$  pode ser relacionada a  $P_{c1}$ :

$$P_c = \alpha P_{c1} \quad (\text{E.5})$$

onde,

$$\alpha = \frac{\exp(\lambda H_c) - 1}{\lambda H_c} \quad (\text{E.6})$$

e

$$\lambda = \frac{Mg}{Z_c \overline{R} T_c} \quad (\text{E.7})$$

A Equação E.1 é rearranjada então na forma:

$$\frac{dP_c}{dt} = \left( \frac{\lambda V_c}{\rho_{g@sc} g} \right)^{-1} \frac{K}{\alpha} \sqrt{\alpha \left( \frac{P_c}{P_{gi}} \right) - \left( \frac{P_c}{P_{gi}} \right)^2} \quad (\text{E.8})$$

A integração da Equação E.8 é facilitada pela substituição de variáveis  $u = P_c/P_{gi}$  ( $dP_c = P_{gi} du$ ), e pelo agrupamento das constantes no lado direito da equação:

$$K_1 = \left( \frac{\lambda P_{gi} V_c}{\rho_{g@sc} g} \right)^{-1} \frac{K}{\alpha} \quad (\text{E.9})$$

A Equação E.8 assume a forma geral:

$$\frac{du}{dt} = K_1 \sqrt{\alpha u - u^2} \quad (\text{E.10})$$

que rearranjada, permite a integração:

$$\int_{u_0}^u \frac{d\eta}{\sqrt{\alpha\eta - \eta^2}} = \int_{t_0}^t K_1 d\theta \quad (\text{E.11})$$

A integral no lado esquerdo da Equação E.11 é definida (Abramowitz e Stegun, 1972) como:

$$\int \frac{dx}{\sqrt{2ax - x^2}} = \arcsin \left( \frac{x - a}{a} \right) \quad (\text{E.12})$$

A substituição deste resultado para  $a = \frac{\alpha}{2}$  e a solução da integral remanescente na Equação E.11 fornecem a expressão que relaciona a elevação de pressão no anular com a injeção de gás no intervalo de tempo  $t - t_0$ :

$$\arcsin \left[ \frac{2}{\alpha} \left( \frac{P_c}{P_{gi}} \right) - 1 \right] - \arcsin \left[ \frac{2}{\alpha} \left( \frac{P_{c0}}{P_{gi}} \right) - 1 \right] = K_1 (t - t_0) \quad (\text{E.13})$$

A pressão  $P_c$  em qualquer instante pode ser expressada em função da pressão a montante da válvula operadora ( $P_{c2}$ ) como segue:

$$P_c = P_{c2} \frac{\exp(\lambda H_c) - 1}{\lambda H_c \exp(\lambda H_c)} = \alpha \frac{\beta}{2} P_{c2} \quad (\text{E.14})$$

onde:

$$\beta = \frac{2}{\exp(\lambda H_c)} \quad (\text{E.15})$$

Desta maneira, uma forma mais direta da Equação E.13 é obtida em função de  $P_{c2}$ , no início da injeção ( $t_0 = 0$ ) e no instante de abertura da válvula ( $t = t_{inj,vo}$ ):

$$t_0 = 0 \rightarrow P_{c2} = P_d$$

$$t = t_{inj,vo} \rightarrow P_{c2} = P_{co}$$

e

$$t_{inj,vo} = \frac{1}{K_1} \left\{ \arcsin \left[ \beta \left( \frac{P_{co}}{P_{gi}} \right) - 1 \right] - \arcsin \left[ \beta \left( \frac{P_d}{P_{gi}} \right) - 1 \right] \right\} \quad (\text{E.16})$$

onde:

$P_d$  - pressão de carga no domo da válvula operadora (@ $T_{gv}$ );

$P_{co}$  - pressão à montante da válvula operadora no instante da sua abertura.

## E.2 Volume de gás injetado para a abertura da válvula motora

O volume de gás necessário à abertura da válvula operadora ( $V_{gi,vo}$ ) pode ser determinado através do balanço de massa do gás no espaço anular, entre o início da injeção e o instante da abertura da válvula operadora:

$$V_{gi,vo} = V_{gc,vo} - V'_{gc} \quad (E.17)$$

onde:

$V_{gc,vo}$  - volume de gás no espaço anular, no instante da abertura da válvula operadora;

$V'_{gc}$  - volume de gás no espaço anular, no início da injeção.

O volume de gás acumulado no espaço anular ( $V_{gc}$ ), na condição-padrão, é expressado por:

$$V_{gc} = \frac{P_c}{P_{sc}} \cdot \frac{T_{sc}}{T_c} \cdot \frac{V_c}{Z_c} \quad (E.18)$$

onde:

$P_c$  - pressão média do gás no espaço anular;

$T_c$  - temperatura absoluta média do gás no espaço anular;

$V_c$  - volume do espaço anular;

$Z_c$  - fator de compressibilidade médio do gás no espaço anular;

Desta forma, o balanço de massa do gás no espaço anular é reescrito como:

$$V_{gi,vo} = \frac{(P_{c,vo} - P'_c)}{P_{sc}} \cdot \frac{T_{sc}}{T_c} \cdot \frac{V_c}{Z_c} \quad (E.19)$$

As pressões  $P'_c$  e  $P_{c,vo}$  podem ser expressadas em função das pressões correspondentes à montante da válvula operadora, no início da injeção e na abertura da válvula, de acordo com a Equação E.5:

$$P_{c,vo} = \alpha P_{co} \quad (E.20)$$

e

$$P'_c = \alpha P_d \quad (\text{E.21})$$

Sendo assim, o volume de gás injetado para a abertura da válvula motora é fornecido pela seguinte expressão:

$$V_{gic,vo} = \alpha \frac{(P_{co} - P_d)}{P_{sc}} \cdot \frac{T_{sc}}{T_c} \cdot \frac{V_c}{Z_c} \quad (\text{E.22})$$

### E.3 Volume da bolha de gás no início da elevação

A vazão mássica de gás ( $k \approx 1,31$ ) na válvula operadora – fornecida pela Equação 2.25 de *Thornhill-Craver* (Santos, 1997) – pode ser convenientemente aproximada por uma expressão na forma da Equação E.2:

$$q_{gv} = f \left( \frac{P_{t1}}{P_{c2}} \right) \approx \frac{0,04842 C_d A_p P_{c2}}{\sqrt{d_g T_{gv}}} k \sqrt{\left( \frac{P_{t1}}{P_{c2}} \right) - \left( \frac{P_{t1}}{P_{c2}} \right)^2} \quad (\text{E.23})$$

Considerando constante a pressão à montante da válvula operadora ( $P_{c2}$ ), bem no início da elevação, a Equação E.23 pode ser empregada no desenvolvimento realizado na Seção E.1, resultando em uma expressão semelhante à Equação E.16. Após um intervalo de tempo suficientemente próximo à abertura da válvula operadora, a bolha de gás admitida na coluna é pequena ( $h_b \rightarrow 0$ ) e os valores das constantes  $\alpha$  e  $\beta$  – Equações E.6 e E.15 – tendem a 1 e 2, respectivamente.

Os termos da Equação E.16 podem ser rearranjados de modo a explicitar o volume inicial de gás ( $V_b$ ) admitido na coluna, para o primeiro intervalo de tempo após a abertura da válvula operadora (início da elevação):

$$V_b = \left( \frac{K Z_{gt1} \bar{R} T_{gv}}{P_{co} M} \right) \left[ \arcsin \left( 2 \frac{P_{t1}}{P_{co}} - 1 \right) - \arcsin \left( 2 \frac{P_{to}}{P_{co}} - 1 \right) \right]^{-1} \Delta t \quad (\text{E.24})$$

onde:

$$K = \rho_{gsc} \frac{0,04842 C_d A_p P_{co}}{\sqrt{d_g T_{gv}}} k \quad (\text{E.25})$$

## Apêndice F

### Estimativa do Tempo de Elevação da Golfada de Líquido

#### F.1 Velocidade de ascensão da golfada de líquido

A velocidade de ascensão da golfada de líquido ( $v$ ) é estabelecida pelo balanço das forças que agem sobre o fluido, visto na Figura F.1 e expressado como:

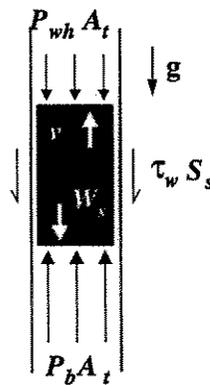


Figura F.1 - Balanço de forças sobre a golfada de líquido em ascensão.

$$\rho_L V_s \frac{dv}{dt} = (P_b - P_{wh}) A_t - W_s - \tau_w S_s \quad (\text{F.1})$$

onde

$$\tau_w = \frac{1}{2} C_f \rho_L v^2 \quad (\text{F.2})$$

$$W_s = \rho_L V_s g \quad (\text{F.3})$$

A Equação F.1 pode ser resolvida analiticamente, mediante a consideração das seguintes hipóteses simplificativas:

- A massa de líquido elevada é constante (não há *fallback*);
- A pressão do gás que impulsiona a carga de líquido ( $P_b$ ) é constante;
- O coeficiente de atrito do líquido ao escoar ( $C_f$ ) é constante;

Para facilitar a manipulação dos termos da Equação F.1, ela pode ser escrita na forma geral:

$$a_1 \frac{dv}{dt} = h - a_0 v^2 \quad (\text{F.4})$$

onde

$$a_0 = \frac{1}{2} C_f \rho_L S_s \quad (\text{F.5})$$

$$a_1 = \rho_L V_s \quad (\text{F.6})$$

$$h = (P_b - P_{wh}) A_t - \rho_L V_s g \quad (\text{F.7})$$

Os termos da Equação F.4 podem ser rearranjados na forma:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{h}{a_1} - \frac{a_0}{a_1} v^2 \quad (\text{F.8})$$

e aplicada a seguinte substituição de variáveis à Equação F.8:

$$u = \frac{h}{a_1} - \frac{a_0}{a_1} v^2 \Rightarrow v = \sqrt{\frac{a_1}{a_0} \left( \frac{h}{a_1} - u \right)} \quad (\text{F.9})$$

$$du = -\frac{2a_0}{a_1} v dv \Rightarrow dv = -\frac{a_1}{2a_0} \frac{du}{\sqrt{\frac{a_1}{a_0} \left( \frac{h}{a_1} - u \right)}} \quad (\text{F.10})$$

Procedida a substituição indicada, a equação resultante é dada por:

$$\frac{1}{\sqrt{\frac{a_1}{a_0} \left( \frac{h}{a_1} - u \right)}} \frac{du}{dt} = -\frac{2a_0}{a_1} u \quad (\text{F.11})$$

A Equação F.11 pode ser integrada, isolando as variáveis  $u$  e  $t$  como segue:

$$\int_{u_0}^u \frac{d\eta}{\eta \sqrt{\frac{h}{a_1} - \eta}} = - \int_{t_0}^t 2\sqrt{\frac{a_0}{a_1}} d\theta \quad (\text{F.12})$$

O resultado da integral presente no lado esquerdo da Equação F.12 é conhecido e definido como (Spiegel, 1992):

$$\int \frac{dx}{x\sqrt{ax+b}} = \frac{1}{\sqrt{b}} \ln\left(\frac{\sqrt{ax+b} - \sqrt{b}}{\sqrt{ax+b} + \sqrt{b}}\right) \quad (\text{F.13})$$

logo:

$$\int_{u_0}^u \frac{d\eta}{\eta \sqrt{\frac{h}{a_1} - \eta}} = \sqrt{\frac{a_1}{h}} \ln\left(\frac{\sqrt{h/a_1 - \eta} - \sqrt{h/a_1}}{\sqrt{h/a_1 - \eta} + \sqrt{h/a_1}}\right) \Bigg|_{u_0}^u \quad (\text{F.14})$$

A integral remanescente na Equação F.12 é prontamente determinada. A substituição dos resultados das integrais na equação fornece:

$$\ln\left(\frac{\sqrt{h/a_1 - u} - \sqrt{h/a_1}}{\sqrt{h/a_1 - u} + \sqrt{h/a_1}}\right) - \ln\left(\frac{\sqrt{h/a_1 - u_0} - \sqrt{h/a_1}}{\sqrt{h/a_1 - u_0} + \sqrt{h/a_1}}\right) = -\frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \underbrace{(t - t_0)}_{\Delta t} \quad (\text{F.15})$$

Substituindo novamente as variáveis na Equação F.15, agora no sentido inverso  $u \rightarrow v$ :

$$\ln\left(\frac{\sqrt{a_0/a_1} v - \sqrt{h/a_1}}{\sqrt{a_0/a_1} v + \sqrt{h/a_1}}\right) = \ln\left(\underbrace{\frac{\sqrt{a_0/a_1} v_0 - \sqrt{h/a_1}}{\sqrt{a_0/a_1} v_0 + \sqrt{h/a_1}}}_K\right) - \frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \Delta t \quad (\text{F.16})$$

e manipulando convenientemente os termos resultantes, a expressão analítica para a velocidade de ascensão da golfada de líquido fica determinada como:

$$v = \sqrt{h/a_0} \frac{1 + K \exp(-\frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \Delta t)}{1 - K \exp(-\frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \Delta t)} = \sqrt{h/a_0} \frac{\exp(\frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \Delta t) + K}{\exp(\frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \Delta t) - K} \quad (\text{F.17})$$

## F.2 Posição da golfada de Líquido em função do tempo

Uma vez conhecida a expressão da velocidade de ascensão da golfada de líquido, é possível determinar também a sua posição em função do tempo. Tomando a definição de velocidade:

$$v = \frac{dz}{dt} \quad (\text{F.18})$$

juntamente com a Equação F.17, a Equação F.18 pode ser reescrita na forma geral como:

$$\frac{dz}{dt} = l \frac{\exp(m_1 t - m_0) + K}{\exp(m_1 t - m_0) - K} \quad (\text{F.19})$$

onde:

$$l = \sqrt{h/a_0} \quad (\text{F.20})$$

$$m_1 = \frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} \quad (\text{F.21})$$

$$m_0 = \frac{2}{a_1} \sqrt{ha_0} t_0 \quad (\text{F.22})$$

Procedendo a seguinte substituição de variáveis:

$$u = \exp(m_1 t - m_0) \Rightarrow t = \frac{\ln(u) + m_0}{m_1} \quad (\text{F.23})$$

$$du = m_1 \underbrace{\exp(m_1 t - m_0)}_u dt \Rightarrow dt = \frac{du}{m_1 u} \quad (\text{F.24})$$

As variáveis da Equação F.19 podem ser isoladas, permitindo a sua integração:

$$\int_{z_0}^z \frac{m_1}{l} d\lambda = \int_{u_0=1}^u \underbrace{\frac{1}{\xi}}_{\omega} \underbrace{\frac{\xi + K}{\xi - K}}_{d\eta} d\xi \quad (\text{F.25})$$

O lado esquerdo da Equação F.25 não oferece dificuldade à integração. Já o argumento do lado oposto requer uma integração por partes. A expressão de  $\psi$  é fornecida pela integral  $\int d\psi$ , que é conhecida e definida como (Spiegel, 1992):

$$\int \frac{ax + b}{px + q} dx = \frac{ax}{p} + \frac{bp - aq}{p^2} \ln(px + q) \quad (\text{F.26})$$

logo,

$$\psi = \int d\psi = \xi + 2K \ln(\xi - K) \quad (\text{F.27})$$

A determinação de  $\int \omega d\psi$  requer nova integração por partes:

$$\int_1^u \omega d\psi = \frac{1}{\xi} [\xi + 2K \ln(\xi - K)] \Big|_1^u + \int_1^u \frac{1}{\xi} d\xi + 2K \int_1^u \underbrace{\ln(\xi - K)}_{\omega'} \underbrace{\frac{1}{\xi^2} d\xi}_{d\psi'} \quad (\text{F.28})$$

onde,

$$\int_1^u \omega' d\psi' = -\frac{1}{\xi} \ln(\xi - K) \Big|_1^u - (-1) \int_1^u \frac{1}{\xi(\xi - K)} d\xi \quad (\text{F.29})$$

A integral remanescente no lado direito da Equação F.29, por sua vez, é conhecida e definida como (Spiegel, 1992):

$$\int \frac{dx}{x(ax + b)} = \frac{1}{b} \ln \left( \frac{ax}{ax + b} \right) \quad (\text{F.30})$$

Concluída a integração de  $\int \omega d\psi$ , a Equação F.25 assume a forma:

$$\begin{aligned} \frac{m_1}{l} \underbrace{(z - z_0)} &= 2K \frac{\ln(u - K)}{u} + 2K \ln(1 - K) + \ln(u) \dots \\ &\quad - 2K \left[ \frac{\ln(u - K)}{u} - \ln(1 - K) + \frac{1}{K} \ln \left( \frac{u(1 - K)}{u - K} \right) \right] \end{aligned} \quad (\text{F.31})$$

que simplificada, se resume a:

$$\frac{m_1}{l} \Delta z = \ln(u) - 2 \ln \left[ \frac{u(1 - K)}{u - K} \right] \quad (\text{F.32})$$

A expressão final da posição da golfada de líquido em função do tempo é obtida explicitando  $t$  na Equação F.32 e rearranjando seus termos conforme:

$$\Delta z = l \left\{ \Delta t - \frac{2}{m_1} \ln \left[ \frac{\exp(m_1 \Delta t)(1 - K)}{\exp(m_1 \Delta t) - K} \right] \right\} \quad (\text{F.33})$$

Considerando que, no início da elevação ( $t_0 = 0$ ), a posição da base da golfada coincide com a posição da válvula operadora ( $z_0 = z_{gv}$ ), o tempo total de elevação e produção da golfada  $t_{elev}$  pode ser estimado a partir da Equação (F.33). A estimativa do tempo  $t_{elev}$  é facilitada ao negligenciar o intervalo de tempo correspondente à aceleração inicial da golfada – segundo termo entre chaves na Equação (F.33):

$$t_{elev} = \frac{H_w - z_{gv}}{l} \quad (\text{F.34})$$

onde  $l$  representa a velocidade estabilizada de ascensão da golfada, fornecida pela Equação (F.20).

## Apêndice G

### Expressões Encontradas na Literatura para Cálculo dos Parâmetros Operacionais do GLI

#### G.1 *Fallback* de líquido

Para fins de projeto, o *fallback* de líquido pode ser estimado em 7% da carga inicial para cada 304,8 m (1000 ft) de elevação (Brown, 1980).

#### G.2 Volume de líquido produzido por ciclo

O volume de líquido produzido por ciclo de GLI é estimado pela seguinte expressão<sup>1</sup> (BROWN, 1980):

$$V_{LpC} = \frac{C_t (P_{to} - P_{wh})}{G_{Ls}} \left[ 1 - FB \left( \frac{D_v}{304,8} \right) \right] \quad (G.1)$$

onde:

$V_{LpC}$  - volume de líquido produzido em m<sup>3</sup>/ciclo;

$P_{to}$  - pressão da coluna de produção na base da golfada de líquido, à jusante da válvula operadora no início da elevação, em Pa;

$C_t$  - capacidade da coluna de produção<sup>2</sup> em m<sup>3</sup>/m;

<sup>1</sup>A nomenclatura das expressões apresentadas neste apêndice procura, sempre que possível, conciliar as designações originais, encontradas na literatura, com as convencionadas no presente texto.

<sup>2</sup>A capacidade da coluna de produção é numericamente igual à área da sua seção transversal interna.

$FB$  - *fallback* de líquido estimado (Seção G.1);

$P_{wh}$  - pressão da coluna no topo da golfada<sup>3</sup> em Pa;

$D_v$  - profundidade da válvula operadora em m;

$G_{Ls}$  - gradiente estático de pressão do líquido no poço em Pa/m.

### G.3 Volume de gás para elevação intermitente

O procedimento de cálculo de Brown (1980) para determinar o volume de gás a ser injetado para elevação intermitente é descrito por Velloso em detalhes, como segue:

1. Determinação da pressão média do gás na coluna de produção:

(a) Pressão da coluna de produção, na base da golfada de líquido ( $P_{s1}$ ):

$$P_{s1} = P_{wh} + h_s \cdot G_{Ls} \quad (G.2)$$

onde:

$h_s$  - comprimento final da golfada,  $h_s = (1 - FB) h_{li}$ ;

$h_{li}$  - comprimento inicial da golfada (*i.e.*, da carga de líquido);

(b) Pressão na coluna à profundidade da válvula operadora ( $P_t$ ): De acordo com Velloso: “A perda de carga através da válvula é suposta igual ao aumento de pressão devido ao peso da coluna estática de gás, desde a superfície até a profundidade da válvula”. A pressão  $P_t$  é tomada igual à pressão superficial de fechamento, ao invés da pressão de fechamento oposta à válvula operadora:

$$P_t = P_{c1} \quad (G.3)$$

(c) Pressão média do gás na coluna de produção:

$$P_m = \frac{P_{s1} + P_t}{2} = \frac{P_{s1} + P_{c1}}{2} \quad (G.4)$$

---

<sup>3</sup>A pressão no topo da golfada pode ser aproximada pela pressão na cabeça do poço em fluxo.

2. Determinação do volume de gás na coluna de produção:

(a) Volume total da coluna de produção ( $V_t$ ):

$$V_t = D_v \cdot C_t \quad (G.5)$$

onde:

$D_v$  : profundidade da válvula operadora;

$C_t$  : capacidade da coluna.

(b) Volume inicial da golfada ( $V_{si}$ ):

$$V_{si} = h_{li} \cdot C_t \quad (G.6)$$

(c) Volume de gás na coluna de produção ( $V_{gt}$ ):

$$V_{gt} = V_t - V_{si} \quad (G.7)$$

3. Determinação da temperatura média na coluna de produção ( $T_m$ ):

$$T_m = \frac{(T_{sup} + G_T \cdot h_s) + (T_{sup} + G_T \cdot D_v)}{2} \quad (G.8)$$

onde  $T_{sup}$  é a temperatura (absoluta) da superfície.

4. Determinação do fator de compressibilidade do gás: É determinado a partir da densidade do gás (valor conservativo:  $Z_m = 0,8 @ 49^\circ\text{C}$ ) e dos valores médios de pressão e temperatura.

5. Volume mínimo de gás requerido para elevação da golfada ( $V_{giC}$ ):

$$V_{giC} = V_{gt} \left( \frac{P_m T_{sc}}{Z_m P_{sc} T_m} \right) \quad (G.9)$$

e

$$V_{gi} = n_C \cdot V_{giC} \quad (G.10)$$

onde:

$V_{giC}$  : volume mínimo de gás a ser injetado para elevação da golfada;

$V_{gi}$  : volume diário de gás injetado na condição padrão;

$n_C$  : número de ciclos por dia.

## Apêndice H

### Medições Experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973)

#### H.1 Medições dos ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973)

Tabela H.1 - Medições dos ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973).

Ensaio	$P_{to}$ (Pa)	$P_{co} - P_{to}$ (Pa)	$V_{giC}$ (m <sup>3</sup> )	$V_{LPc}$ (m <sup>3</sup> )	Recuperação (%)
1	1.480.304	3.528.047	117,5	0,18	50,0
2	1.569.936	3.479.784	129,5	0,18	53,3
3	1.480.304	3.569.416	134,2	0,18	54,3
4	1.480.304	3.569.416	123,2	0,16	45,7
5	1.480.304	3.569.416	124,9	0,17	48,6
6	2.342.149	2.514.518	105,1	0,29	48,3
7	2.204.254	2.652.413	113,3	0,32	55,4
8	2.259.412	2.597.255	122,9	0,33	56,5
9	2.169.780	2.686.887	121,8	0,27	49,1
10	2.169.780	2.686.887	141,0	0,30	53,6
11	2.859.256	1.804.358	106,6	0,44	58,0
12	2.859.256	1.804.358	101,9	0,44	60,0
13	2.859.256	1.804.358	96,8	0,49	64,0
14	2.879.940	1.783.674	113,3	0,46	60,3
15	2.928.203	1.735.410	69,1	0,44	57,8
16	3.548.732	1.045.935	98,5	0,56	57,9
17	3.548.732	928.724	116,7	0,56	57,9
18	3.569.416	983.882	77,3	0,45	46,6
19	3.548.732	928.724	92,0	0,55	57,9
20	3.603.890	873.566	92,0	0,32	32,6

nota: Recuperação (%) = 100% - *fallback* de líquido (%)

## H.2 Resultados numéricos de simulação (módulo SIMGLI) dos ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973)

Tabela H.2 - Resultados numéricos do módulo de simulação SIMGLI para os ensaios experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973).

Ensaio	$P_{to}$ (Pa)	$P_{co} - P_{to}$ (Pa)	$V_{giC}$ (m <sup>3</sup> )	$V_{LpC}$ (m <sup>3</sup> )	Recuperação (%)
1	1.528.700	3.555.400	199,25	0,16	45,53
2	1.487.200	3.607.300	205,22	0,15	43,98
3	1.466.500	3.633.200	205,20	0,15	42,95
4	1.528.700	3.555.400	199,25	0,16	45,53
5	1.528.700	3.555.400	199,25	0,16	45,53
6	2.399.400	2.467.000	127,74	0,36	58,31
7	2.316.500	2.570.700	133,71	0,34	58,16
8	2.337.200	2.544.800	145,69	0,35	58,94
9	2.223.200	2.687.300	142,79	0,32	56,44
10	2.254.300	2.648.400	139,70	0,32	56,68
11	2.896.900	1.845.100	106,61	0,42	56,22
12	2.803.700	1.961.700	100,59	0,41	56,46
13	2.917.700	1.819.200	97,54	0,42	55,64
14	2.928.000	1.806.300	112,65	0,43	56,12
15	2.896.900	1.845.100	85,48	0,41	54,85
16	3.612.200	951.000	97,60	0,31	32,23
17	3.612.200	951.000	115,76	0,33	34,51
18	3.591.500	976.900	76,36	0,29	29,94
19	3.550.000	1.028.800	91,53	0,34	35,80
20	3.726.200	808.500	91,55	0,22	22,06

nota: Recuperação (%) = 100% - *fallback* de líquido (%)

### H.3 Comparação entre as medidas experimentais de Neely, Montgomery e Vogel (1973) e os resultados de simulação correspondentes

Tabela H.3 - Diferença entre as medições de Neely, Montgomery e Vogel (1973) e os resultados numéricos (SIMGLI) correspondentes.

Ensaio	$\Delta P_{to}$ (%)	$\Delta (P_{co} - P_{to})$ (%)	$\Delta V_{giC}$ (%)	$\Delta V_{LpC}$ (%)	$\Delta$ Recuperação (%)
1	-3,27	-0,78	-69,55	8,09	8,94
2	5,27	-3,66	-58,41	17,22	17,49
3	0,93	-1,79	-52,88	20,56	20,90
4	-3,27	0,39	-61,76	-0,02	0,37
5	-3,27	0,39	-59,56	5,54	6,32
6	-2,44	1,89	-21,59	-20,91	-20,73
7	-5,09	3,08	-18,05	-5,03	-4,98
8	-3,44	2,02	-18,55	-4,46	-4,32
9	-2,46	-0,02	-17,27	-15,27	-14,95
10	-3,90	1,43	0,93	-5,94	-5,74
11	-1,32	-2,26	0,00	2,98	3,07
12	1,94	-8,72	1,32	5,69	5,89
13	-2,04	-0,82	-0,72	12,99	13,06
14	-1,67	-1,27	0,55	7,02	6,93
15	1,07	-6,32	-23,72	4,97	5,11
16	-1,79	9,08	0,95	44,21	44,33
17	-1,79	-2,40	0,78	40,28	40,41
18	-0,62	0,71	1,22	35,63	35,75
19	-0,04	-10,78	0,54	38,15	38,18
20	-3,39	7,45	0,52	32,25	32,34

nota: Recuperação (%) = 100% - *fallback* de líquido (%)