

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

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

**EFEITOS TRANSIENTES NO PROJETO  
E ANÁLISE DE GAS LIFT CONTÍNUO**

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À PARTE FINAL DA TESE  
DEFEITADA PELO ENGº SÉRGIO VASCONCELLOS MARTINS E APROVADA  
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 04/12/91

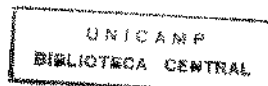
*Kelsen Valente Serra*

KELSEN VALENTE SERRA

Autor: **Sérgio Vasconcellos Martins** <sup>m</sup>  
Orientador: **Kelsen Valente Serra** <sup>t</sup>

58191

Dezembro de 1991



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

A dissertação "Efeitos Transientes no Projeto e Análise de *Gas Lift* Contínuo", elaborada por Sérgio Vasconcellos Martins e aprovada por todos os membros da Banca Examinadora, foi aceita pela Sub-Comissão de Pós Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial à obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

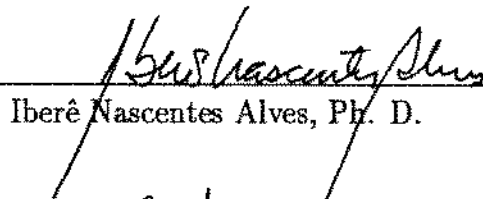
Campinas, 4 de dezembro de 1991

Banca Examinadora



---

Kelsen Valente Serra, Ph. D.  
(Orientador)



---

Iberê Nascentes Alves, Ph. D.



---

Celso Kazuyuki Morooka, Ph. D.

*Feci quod potui, faciant meliora potentes.*

**Aos meus pais,  
Iza e José**

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Kelsen Valente Serra, pelo valioso estímulo e invencível entusiasmo.

Aos muitos amigos cuja agradável convivência durante o curso se traduziu em inestimável incentivo.

À PETROBRÁS e à UNICAMP, porque proporcionaram as condições para realização deste trabalho.

# Conteúdo

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1	Revisão Bibliográfica . . . . .	3
<b>2</b>	<b>MÉTODOS CONVENCIONAIS DE PROJETO PARA GLC</b>	<b>4</b>
2.1	Generalidades . . . . .	4
2.1.1	<i>Gas Lift</i> Contínuo (GLC) . . . . .	5
2.1.2	Mecanismo da Descarga . . . . .	6
2.1.3	Válvulas para GLC . . . . .	6
2.2	Método de Projeto Adotado . . . . .	8
<b>3</b>	<b>PROJETOS COM O MÉTODO ADOTADO E ANÁLISE TRANSI- ENTE</b>	<b>15</b>
3.1	Primeiro Caso . . . . .	15
3.2	Segundo Caso . . . . .	23
3.2.1	Segundo caso com alteração na regulação das válvulas . . . . .	30

<b>4</b>	<b>DESCARGA UTILIZANDO DUAS VÁLVULAS</b>	<b>35</b>
4.1	Primeiro Caso . . . . .	36
4.2	Segundo Caso . . . . .	41
4.3	Terceiro Caso . . . . .	46
4.4	Alguns Comentários Adicionais . . . . .	51
<b>5</b>	<b>ESTUDO PARAMÉTRICO</b>	<b>53</b>
5.1	Análise dos Resultados . . . . .	64
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>65</b>
<b>7</b>	<b>RECOMENDAÇÕES</b>	<b>67</b>
	<b>NOMENCLATURA</b>	<b>68</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>71</b>
	<b>BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR</b>	<b>74</b>

APÊNDICE  
FUNDAMENTOS DO SIMULADOR COMPUTACIONAL

76



## Lista de Figuras

1	Esquema do projeto de GLC adotado . . . . .	12
2	Distribuição das válvulas para o primeiro caso . . . . .	17
3	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - primeiro caso . . . . .	19
4	Vazão de líquido nas válvulas - primeiro caso . . . . .	19
5	Vazão de líquido na coluna - primeiro caso . . . . .	21
6	Velocidade superficial do gás na coluna - primeiro caso . . . . .	21
7	Pressão versus profundidade - primeiro caso . . . . .	22
8	Distribuição das válvulas para o segundo caso . . . . .	26
9	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - segundo caso . . . . .	27
10	Vazão de líquido nas válvulas - segundo caso . . . . .	27
11	Vazão de líquido na coluna - segundo caso . . . . .	28
12	Pressão na profundidade da válvula 4 - segundo caso . . . . .	28
13	Pressão versus profundidade - segundo caso . . . . .	29

14	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - segundo caso alterado . . . . .	32
15	Vazão de líquido nas válvulas - segundo caso alterado . . . . .	32
16	Vazão de líquido na coluna - segundo caso alterado . . . . .	33
17	Velocidade superficial do gás na coluna - segundo caso alterado . . . . .	33
18	Pressão versus profundidade - segundo caso alterado . . . . .	34
19	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - primeiro caso com duas válvulas . .	37
20	Vazão de líquido pelas válvulas - primeiro caso com duas válvulas . . . . .	37
21	Vazão de líquido na coluna - primeiro caso com duas válvulas . . . . .	39
22	Velocidade superficial do gás na coluna - primeiro caso com duas válvulas .	39
23	Pressão versus profundidade - primeiro caso com duas válvulas . . . . .	40
24	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - segundo caso com duas válvulas . .	43
25	Vazão de líquido pelas válvulas - segundo caso com duas válvulas . . . . .	43
26	Vazão de líquido na coluna - segundo caso com duas válvulas . . . . .	44
27	Velocidade superficial do gás na coluna - segundo caso com duas válvulas .	44

28	Pressão versus profundidade - segundo caso com duas válvulas . . . . .	45
29	Distribuição das válvulas para o terceiro caso . . . . .	48
30	Vazão de gás no <i>choke</i> e nas válvulas - terceiro caso . . . . .	49
31	Vazão de líquido na coluna - terceiro caso . . . . .	49
32	Pressão versus profundidade - terceiro caso . . . . .	50
33	Consumo de tempo e de gás como função de $P_e$ . . . . .	57
34	Consumo de tempo e de gás como função de $P_{cab}$ . . . . .	58
35	Consumo de tempo e de gás como função de $P_{ko}$ . . . . .	59
36	Consumo de tempo e de gás como função da abertura do <i>choke</i> . . . . .	60
37	Consumo de tempo e de gás como função do $^{\circ}$ API . . . . .	61
38	Consumo de tempo e de gás como função do IP . . . . .	62
39	Consumo de tempo e de gás como função da RGOF . . . . .	63
A.1	Esquema do poço considerado . . . . .	78
A.2	Célula genérica da coluna . . . . .	86

## Lista de Tabelas

1	Dados do poço do primeiro caso . . . . .	16
2	Dados das válvulas para o primeiro caso . . . . .	16
3	Dados do poço do segundo caso . . . . .	25
4	Dados das válvulas para o segundo caso . . . . .	25
5	Válvulas com calibração alterada - segundo caso . . . . .	30
6	Dados para as duas válvulas - primeiro caso . . . . .	36
7	Dados para as duas válvulas - segundo caso . . . . .	41
8	Dados do poço do terceiro caso . . . . .	47
9	Dados das válvulas para o terceiro caso . . . . .	47

## Sumário

A descarga de um poço de petróleo por *gas lift* contínuo se desenvolve em condições de fluxo multifásico transiente, entretanto, os métodos de projeto disponíveis para a instalação do *gas lift* contínuo assumem escoamento em regime permanente desde a partida até a estabilização do poço. Utilizando um simulador computacional existente, que tem por base a equação da conservação da quantidade de movimento para a mistura e a equação da conservação da massa para as fases, este trabalho avalia os efeitos transientes do fluxo multifásico quando se tem espaçamento e regulação de válvulas na coluna de produção obedecendo a um projeto convencional. Um método de projeto convencional é detalhado e em seguida três poços hipotéticos, primeiro dimensionados conforme o método descrito e depois tendo apenas duas válvulas na coluna, são submetidos ao simulador e os resultados confrontados e analisados sob o ponto de vista transiente. Especial ênfase é dada ao tempo total decorrido e volume de gás de injeção consumido durante a descarga. Paralelamente, se conduz uma análise de sensibilidade de alguns parâmetros do poço (pressão estática de reservatório,  $P_e$ ; pressão de fluxo na superfície,  $P_{cab}$ ; pressão disponível de gás de injeção,  $P_{ko}$ ; abertura do *choke*; grau API do óleo,  $^{\circ}$ API; índice de produtividade, IP e razão gás/óleo da formação, RGOF) envolvidos na descarga.

## Abstract

Oil wells unloading by gas lift is a transient phenomenon. However, available design and analysis methods for continuous flow gas lift installations are based on steady state flow conditions. This work uses a computer model (based on gas and liquid mass-conservation laws and mixture momentum-conservation law) to study multiphase flow transient effects in gas lift wells when valves distribution in the string and calibration are set based on conventional design methods. A conventional method of design is given in detail. Three hypothetical wells conventionally designed are then unloaded and analysed under transient flow conditions. After that, each hypothetical well with only two valves remained in the string is unloaded to verify the influence of the number of the valves and transient effects in the unloading process. This work devotes special emphasis to the time and lift gas consumption during wells unloading. Also, some wells parameters have its sensibility analysis done (static reservoir pressure,  $P_e$ ; desired head pressure,  $P_{cut}$ ; kick off pressure,  $P_{ko}$ ; choke opening; oil °API; productivity index, IP; formation gas/oil ratio, RGOF).

# 1 INTRODUÇÃO

Numa perspectiva de curto ou mesmo médio prazos, não se vislumbram sucedâneos de fato viáveis para o petróleo como gerador de energia e derivados. Modernamente, a humanidade se acostumou de tal forma a fruir de seus benefícios que a possibilidade de escassez ou falta de hidrocarbonetos, sem que se disponham de alternativas, remete a um cenário caótico. Mas o petróleo não se renova, é raro e caro.

Em geral, como é óbvio, um país não pode prescindir do petróleo. Em particular, o Brasil tem, entre outras, também esta questão mal resolvida: importa pouco menos de metade de tudo o que consome. Tal dependência, afora o gigantesco dispêndio de divisas que representa, suscita considerável desconforto, notadamente quando se tem em conta que os grandes fornecedores se situam numa região do planeta cronicamente conflagrada. Assim sendo, perseguir a auto-suficiência é vital para o Brasil.

Até onde se sabe, a plataforma continental, com destaque para o litoral de Campos - RJ, é a região que se revela mais promissora no que se refere à ampliação da capacidade produtora brasileira. Contudo, o petróleo que se extrai do subsolo marinho é ainda mais caro, exigindo pesados investimentos antes que se torne utilizável.

O quadro então não é dos mais favoráveis, sinalizando a relevância e urgência da definição e implantação de estratégias objetivando otimizar a prospecção, a produção

e o consumo de petróleo no Brasil. Quanto à racionalização da produção , este trabalho busca dar um pequeno passo nesta direção .

Um reservatório de petróleo não produzirá todo o seu potencial, exceto que algum tipo de elevação artificial seja empregado. Contando apenas com sua própria energia, com o tempo de produção a pressão diminui e o óleo não mais poderá alcançar a superfície. A elevação artificial é responsável por mais da metade de todo o petróleo que se produz no Brasil e, deste total, mais de 20% se deve ao emprego do *gas lift* contínuo. Este método é também o mais indicado para produção marítima, tendo sido o Brasil pioneiro em sua utilização em poços satélites. A depleção dos reservatórios atuais e a aplicação deste método na exploração de poços de águas profundas tenderão a ampliar ainda mais sua utilização , daí ser oportuno o estudo de seus projetos.

Desde sempre, o escoamento em regime permanente norteia os métodos de projeto para *gas lift* contínuo ainda que a descarga de um poço de petróleo efetivamente se desenvolva com o fluxo multifásico em regime transitório. Isto implica em alguns efeitos para a distribuição e calibração das válvulas de *gas lift* instaladas na coluna de produção , o que por sua vez se reflete no tempo de partida do poço e volume de gás de injeção consumido. Analisar estas conseqüências é o propósito deste trabalho.



## 1.1 Revisão Bibliográfica

Salvo pela dissertação de Capucci [8], na qual se baseia este trabalho, nada há na literatura que se dedique ao estudo do aspecto transiente do fluxo da mistura na descarga de poços de petróleo equipados com *gas lift* contínuo. Para sua tese, com a finalidade de fazer a varredura das variáveis afetas ao processo de descarga de um poço, Capucci criou a versão preliminar do programa computacional que aqui é utilizado. A análise dos projetos convencionais para *gas lift* contínuo à luz dos efeitos transientes do fluxo bifásico no poço é inédita.

Na Engenharia de Petróleo há estudos do fluxo transitório como os de Starrett [13], Nickens [10] e Santos [12], todos voltados para o controle do poço durante a fase da perfuração. Mais comuns são os estudos que se referem ao fluxo bifásico transiente em tubulações como o modelo dinâmico denominado OLGA elaborado por Bendiksen *et alii* [2] e aquele conduzido por Lyczkowski [9], na área da engenharia nuclear. Outros ramos da engenharia se dedicam ao escoamento transiente sem, entretanto, ter qualquer ligação com os objetivos deste trabalho.

Quanto aos métodos de projetos para GLC disponíveis, a literatura é já clássica como, por exemplo, os trabalhos de Brown *et alii* [6] e Blann, J.R. [4]. O Brasil registra pesquisas compreendendo aperfeiçoamento nos métodos já existentes como aquela reportada por Peixoto *et alii* [11] e a dissertação de Candido [7], todas visando à diminuição do número de válvulas na coluna de produção do poço.

## 2 MÉTODOS CONVENCIONAIS DE PROJETO PARA GLC

### 2.1 Generalidades

No decorrer da vida produtiva de um poço de petróleo, as características do reservatório se alteram e , conseqüentemente, quase sempre, algum tipo de elevação artificial deverá ser implantado. Dentre os métodos disponíveis, o *gas lift*, também dito *elevação pneumática*, se destaca pela grande versatilidade de produção e relativa facilidade de instalação , caracterizando-se pela injeção de gás na coluna de produção . A injeção pode ocorrer instantânea e periodicamente sob um volume acumulado de líquido na coluna, conduzindo-o, pela expansão do gás, balisticamente à superfície e tem-se o *gas lift* intermitente (GLI). Se a injeção de gás acontecer continuamente num ponto da coluna de modo a baixar o valor do gradiente de pressão a partir do ponto de injeção ,tem-se o *gas lift* contínuo (GLC). Este último método de elevação pneumática se aplica a poços de relativamente alto índice de produtividade com razoável nível de pressão estática de reservatório conforme a profundidade dos canhoneados. Nestas condições, uma faixa de 30 a 3000 m<sup>3</sup>/d de fluido pode ser produzida com coluna de diâmetro normal (2"; 2,5"; 3" ou 3,5"). Embora mais raramente, o fluxo de produção também é possível pelo espaço

anular, quando se pode ter até 12000 m<sup>3</sup>/d de vazão de líquido.

Dado que o GLI bem como os demais métodos de elevação artificial fogem ao escopo deste trabalho, neste capítulo exclusivamente o GLC será tratado.

### 2.1.1 *Gas Lift* Contínuo (GLC)

O *gas lift* contínuo é adequado tanto para aumentar a produção de poços surgentes como para promover produção de poços naturalmente sem condições de surgência. Por ser contínua a injeção de gás na coluna, torna-se uma continuação do próprio fluxo multifásico natural, daí decorrendo sua ampla aplicação como mecanismo de elevação artificial de líquido em poços produtores de óleo e/ou água.

O gás injetado em um ponto da coluna promove um aumento da razão gás/líquido do fluxo, isto é, acima do ponto de injeção se consegue uma diminuição no gradiente de pressão na tubulação, acarretando, portanto, redução no valor da pressão de fundo em fluxo de modo a se ter maior vazão de líquido do reservatório. Para que melhores resultados sejam alcançados, o gás deve ser injetado o mais profundamente no poço. Aliás, o ideal é que a injeção se dê precisamente no fundo do poço, com o que se tem mínimo consumo de gás. Entretanto, nem sempre isto será possível, em função de limitações na disponibilidade de pressão do gás e nas máximas vazões de líquido produzido. Também por isso, válvulas são instaladas na coluna de modo a se promover a descarga e possibilitar que o gás atinja o ponto de injeção definido conforme projetado.

### 2.1.2 Mecanismo da Descarga

Durante a descarga, o gás expulsa o fluido de amortecimento presente até então no poço (anular e coluna de produção), propiciando, desta forma, adequada diferença de pressão reservatório/poço, com o que se obtém a produção desejada. O que se pretende é que o gás pressione o líquido através das válvulas de descarga, inicialmente abertas, as quais vão se fechando, sucessivamente, por ação da queda de pressão à medida em que uma válvula inferior é descoberta pelo gás do anular. Depois que o gás atinge a última válvula, chamada válvula operadora, a injeção dar-se-á exclusivamente neste ponto, com todas as válvulas superiores permanecendo fechadas. Para que isto ocorra, tais válvulas, dotadas de retenção contra fluxo reverso, são estrategicamente posicionadas na coluna de produção e exigem prévia e adequada calibração.

### 2.1.3 Válvulas para GLC

As válvulas de *gas lift* desempenham importante papel nas instalações seja durante a descarga seja durante o período de produção do poço. É, por isso mesmo, a principal fonte de anormalidade numa instalação de GLC. Dizem-se de orifício, quando apenas têm retenção incorporada à abertura, ou de pressão<sup>1</sup>. Estas últimas são dispositivos que basicamente funcionam como válvula de alívio, permitindo ou não a passagem de fluxo, dependendo dos valores de pressão a que estão expostos.

Quando instalada no poço, a válvula está sujeita a duas fontes de pressão que

---

<sup>1</sup>Nomenclatura algo inadequada, mas já consagrada.

controlam sua operação : coluna de produção e espaço anular. Estas pressões se traduzem em forças que tendem a abrir a passagem do fluxo. Sua sensibilidade será maior àquela fonte em contato com sua maior área (fole). Lembrando que a injeção pode ocorrer tanto na coluna quanto no anular, uma mesma válvula poderá ter maior sensibilidade à pressão do revestimento ou à pressão da coluna.

Nos casos tratados neste trabalho, o gás é injetado sempre pelo espaço anular, a válvula operadora é do tipo orifício e as demais modeladas como tendo maior sensibilidade à pressão do revestimento, de fole carregado e sem mola, do tipo CAMCO R20. Além disso, usam-se as relações :

- $R$ , relação entre áreas:

$$R = \frac{A_v}{A_b} \quad (1)$$

sendo  $A_v$  a área do orifício da sede e  $A_b$ , a área do fole (dados fornecidos pelo fabricante).

- $P_{bt}$ , pressão de nitrogênio no fole da válvula na temperatura de operação :

$$P_{bt} = P_t R + P_{vo}(1 - R) \quad (2)$$

onde  $P_t$  e  $P_{vo}$  são, respectivamente, as pressões da coluna e do anular à profundidade da válvula.

- $P_{b@80}$ , pressão de nitrogênio no fole a 80° F:

$$P_{b@80} = \frac{P_{bt} - 16,0866T + 802}{3,9807 \times 10^{-3}T - 0,1673} + 4137 \quad (3)$$

na qual  $T$  é a temperatura de operação . A equação (3) mostra a relação entre a pressão no fole da válvula para qualquer temperatura,  $P_{bt}$ , e a pressão no fole à temperatura de 80° Fahrenheit.

- $P_{cal@80}$ , pressão de calibração da válvula:

$$P_{cal@80} = \frac{P_{b@80}}{(1 - R)} \quad (4)$$

## 2.2 Método de Projeto Adotado

Cada uma das Companhias de petróleo tem seu método próprio de projeto para instalações de GLC, em geral baseado na literatura especializada e se diferenciando uns dos outros principalmente pelo fator de segurança adotado para a distribuição e regulagem das válvulas de descarga. Mais recentemente, a Petrobrás desenvolveu o assim chamado

*Método da RPSE* (Região de Produção do Sudeste) [11], que vem sendo aplicado nas instalações da empresa na bacia de Campos em poços marítimos. Em que pese o caráter transitório da descarga de um poço, todos os métodos de projeto disponíveis se baseiam em escoamento em regime permanente e, como consequência, as conclusões, fruto da análise de um método qualquer, podem imediatamente ser extrapoladas para todos os outros. Aqui se detalha o método de Brown [6], incorporando algumas modificações, com o qual os casos simulados foram projetados.

Um projeto de GLC objetiva solucionar os seguintes problemas para obtenção da vazão de líquido requerida:

a) Primeiro

- Determinação do ponto de injeção de gás na coluna de produção ;
- Dimensionamento das válvulas (espaçamento e regulagem);

b) Segundo

- Distribuição dos mandris, mormente em poços marítimos, para posterior instalação das válvulas. Isto, via de regra, acontece com grande antecedência, quando normalmente se dispõem de informações limitadas sobre o poço ;
- Instalação das válvulas em mandris já existentes na coluna. Como o espaçamento dos mandris é fixo, deve-se decidir quais serão usados e com que calibragem nas válvulas.

A solução para o segundo problema é discutida posteriormente ao longo deste trabalho, enquanto que, para o primeiro, vem a seguir. Para tanto, as seguintes características do poço devem ser conhecidas:

- diâmetros da coluna de produção e do revestimento;
- profundidade dos canhoneados (topo e base);
- massa específica do óleo ( $^{\circ}$ API);
- densidade do gás (injeção e formação );
- gradiente estático do fluido de amortecimento;
- *BSW* (fração de água produzida mais sedimentos);
- *RGO* da formação ;
- vazão de óleo e água desejada;
- densidade da água;
- vazão e pressão disponíveis para o gás de injeção ;
- pressão de produção desejada na superfície;
- pressão estática do reservatório;
- temperaturas de fluxo no fundo e na superfície;
- índice de produtividade ou *IPR* do poço ;



- tipo de reservatório.

Feito isto, o método, ilustrado na Fig. 1, é exposto passo a passo <sup>2</sup>:

1. Traçam-se dois eixos perpendiculares, figurando a pressão na abcissa e a profundidade na ordenada. O zero das escalas se situa no ponto de interseção e os valores crescem para a direita e para baixo. A superfície está na profundidade zero.
2. Na linha de superfície são marcadas: pressão disponível de injeção,  $P_{ko}$ ; pressão de operação,  $P_{so} = P_{ko} - 700$  kPa e pressão de fluxo desejada na superfície,  $P_{cab}$ . A partir de  $P_{so}$  é traçada a linha de gradiente de pressão de gás no anular.  $P_{ko}$  é definido como o máximo valor possível para a pressão do gás de injeção;
3. Na profundidade média dos canhoneados, a partir do valor da pressão de fundo em fluxo,  $P_{ff}$ , é traçada a linha do gradiente do fluxo, com base em curva mestra, até cruzar a linha obtida no passo 2. A interseção é o ponto de equilíbrio, onde as pressões do anular e da coluna se igualam.  $P_{ff}$  é calculada usando o  $IP$ , a vazão de líquido desejada e a pressão estática do reservatório,  $P_e$ .
4. O ponto de injeção, onde se aloja a válvula operadora, é determinado subindo o equivalente a  $\Delta P_T = 1700$  kPa a partir do ponto de equilíbrio. Este valor de pressão é resultado da soma do diferencial na válvula de orifício, 700 kPa, e aquele atribuído à distribuição das válvulas de descarga, 1000 kPa, como fator de segurança, presumidamente assegurando passagem de gás por uma válvula de descarga qualquer,

<sup>2</sup>É adotada a forma gráfica, mas os passos do algoritmo podem ser automatizados via computador.

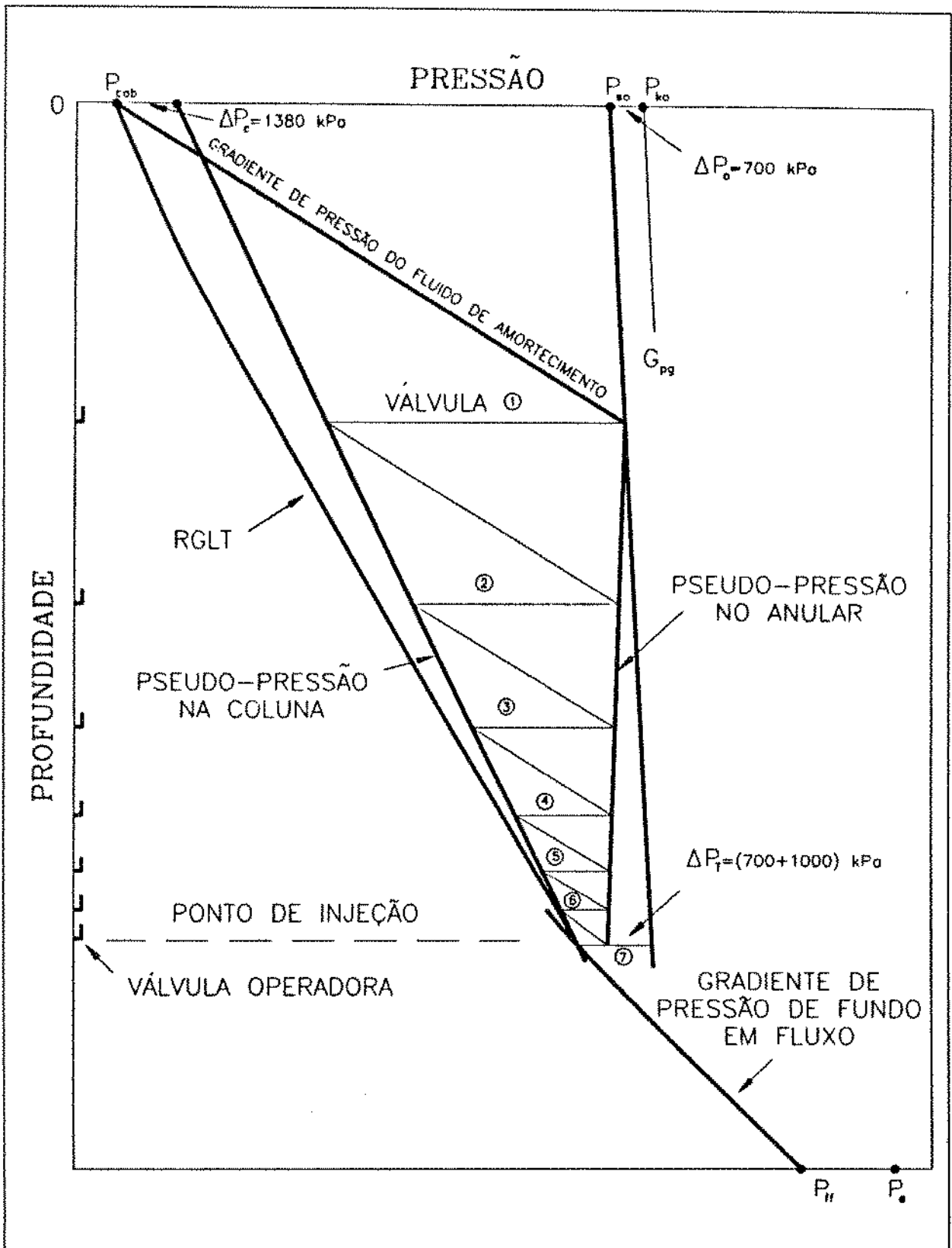


Figura 1: Esquema do projeto de GLC adotado

estando a superior fechada em condições de operação .

5. Na profundidade zero, a partir do ponto equivalente à  $P_{cab} + 1380$  kPa, é descida a linha de pseudo-pressão de coluna até encontrar a curva de gradiente de pressão de fluxo na altura do ponto de injeção . Esta reta é acrescentada também como fator de segurança e balizará a distribuição das válvulas.
6. Na superfície, partindo de  $P_{cab}$ , baixa-se a reta que reproduz o gradiente de pressão do fluido de amortecimento até a linha de pressão do gás no espaço anular. Como este ponto representa a coincidência de nível de pressão de coluna e anular na partida, nesta profundidade é instalada a primeira válvula. Unindo-se este ponto com um outro, distante 700 kPa à direita daquele gerado no passo 5, se conhece a linha de pseudo-pressão no anular.
7. Após a primeira, as demais válvulas se localizam nas profundidades dos pontos obtidos com o traçado sucessivo de reta horizontal e reta paralela ao gradiente de fluido de amortecimento na região delimitada pelas duas linhas de pseudo-pressão até ultrapassar a válvula operadora.
8. Com a linha convenientemente unindo  $P_{cab}$  ao ponto de injeção , têm-se o gradiente de pressão final na coluna e a RGLT. Seu traçado se faz com o auxílio de curvas mestras.

Uma vez concluído o esquema gráfico, a regulação das válvulas é conduzida fazendo uso das expressões (1), (2), (3) e (4) tomando para  $P_l$  e  $P_{vo}$ , respectivamente, os valores assinalados nas linhas de pseudo-pressão da coluna e do anular na profundidade

das válvulas. A temperatura de operação para cada uma das válvulas se obtém a partir da linha de gradiente de temperatura (não mostrada na Fig.1).

Cumprir notar que, em lugar de meramente se usar a curva de gradiente de pressão de fluxo na obtenção do ponto de injeção de que trata o passo 4, idealmente seria empregado algum tipo de *Curva Lugar Geométrico dos Pontos de Injeção*<sup>3</sup>. Todavia, em razão de os casos analisados não estabelecerem restrições para volume de gás de injeção nem tampouco vazão máxima de produção, porque não são estes os pontos de análise, semelhante simplificação na abordagem parece não comprometer os resultados.

---

<sup>3</sup>Curva lugar geométrico baseada em algum critério para a RGL de injeção tais como RGLI constante, ótima, econômica e etc.

### 3 PROJETOS COM O MÉTODO ADOTADO E ANÁLISE TRANSIENTE

Com base no método de projeto para GLC detalhado no capítulo anterior, dois poços hipotéticos são dimensionados com respeito à distribuição e regulação das válvulas. A seguir, assumindo anular e coluna completamente cheios de fluido de amortecimento, seus dados são processados pelo simulador computacional (cf. apêndice) e os efeitos analisados sob o enfoque transiente desenvolvido neste trabalho. Esta análise fundamentará o comportamento transiente da descarga por GLC.

#### 3.1 Primeiro Caso

Seja o poço vertical cujas características são listadas na tabela 1.

Com os dados disponíveis do poço , a distribuição das válvulas será conforme aparece na Fig.2, onde se observa a necessidade de emprego de três válvulas. As duas primeiras de descarga e a terceira, operadora. Com isto e mais o procedimento já descrito, a tabela 2 para as válvulas pode ser montada.

Seguem-se alguns gráficos cartesianos retratando o comportamento das variáveis com o tempo e a profundidade.

Poço Vertical	
Profundidade	1900 m
Diâmetro interno da coluna	0,0762 m (3")
Diâmetro externo da coluna	0,0889 m (3,5")
Diâmetro interno do revestimento	0,1905 m (7,5")
Grau API do óleo	25
Abertura do <i>choke</i>	25/64 "
Densidade do gás (injeção e formação )	0,65
Gradiente estático do fluido de amortecimento	8,88 kPa/m
Percentagem de água	0%
Índice de produtividade	0,06 (m <sup>3</sup> /d)/kPa
RGO da formação	40 Nm <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>
Vazão de óleo desejada	195 m <sup>3</sup> /d
Volume de gás de injeção disponível	ilimitado
Pressão disponível de gás de injeção	11700 kPa
Pressão de fluxo na superfície desejada	1000 kPa
Pressão estática de reservatório	14500 kPa
Temperatura de fluxo na superfície	38 <sup>o</sup> C
Temperatura de fluxo no fundo	82 <sup>o</sup> C
Tipo de reservatório	influxo de água

Tabela 1: Dados do poço do primeiro caso

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	P <sub>cal80</sub> (kPa)
1	R20	1½"	1/4"	0,067	1250	153	10910
2	R20	1½"	1/4"	0,067	1660	170	10375
3	orifício	1½"	5/16"		1850	178	

Tabela 2: Dados das válvulas para o primeiro caso

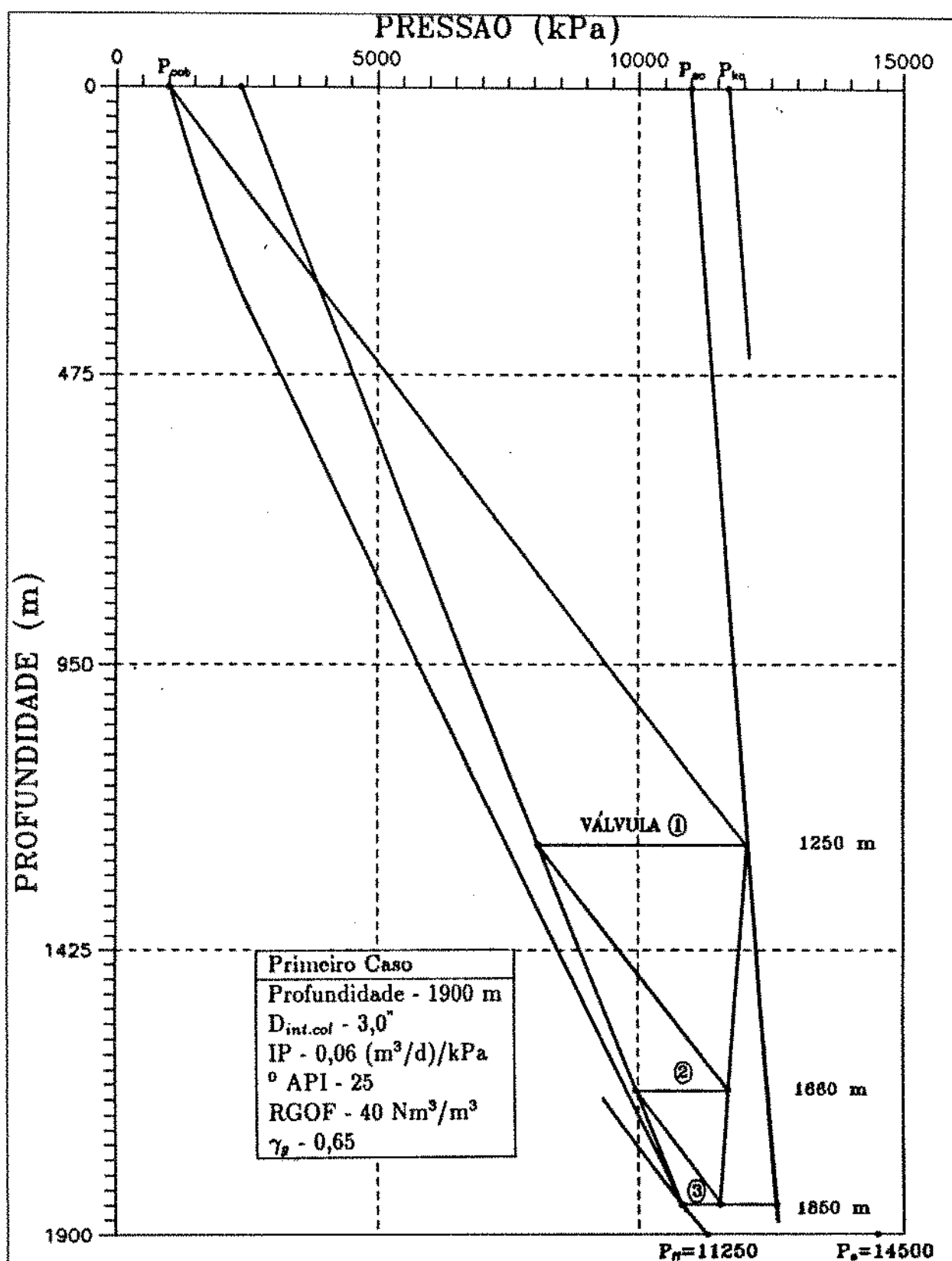


Figura 2: Distribuição das válvulas para o primeiro caso

- Na Fig.3, aparece o gráfico cartesiano das vazões nas válvulas e no *choke* de superfície versus tempo desde o instante zero até que o fluxo se dê em regime permanente, quando se supõe a descarga completada. Segundo o critério adotado (cf. apêndice), isto acontece em 11080 s. O volume de gás injetado na coluna - soma das áreas sob as curvas de vazão nas válvulas - durante esse período foi de 6563 Nm<sup>3</sup>. Por influência das condições iniciais, a vazão no *choke* é nula nos primeiros segundos, quando atinge um máximo a partir do qual experimenta um declínio acentuado até que o gás atinja a primeira válvula, ocasião em que a tendência se inverte. Isto acontece porque durante este período a pressão no anular é crescente, graças à injeção de gás. Uma válvula se fecha pouco depois que o gás alcança a inferior, evidenciando correção na calibragem. Por volta de 6000 s, ocorre de o somatório das vazões nas válvulas superar o valor da vazão no *choke*, o que pode ser creditado ao efeito de estocagem no anular (Fig.7). Por fim, as vazões de gás na válvula de orifício e no *choke* tendem ao valor estável de 98000 Nm<sup>3</sup>/d.
- A Fig.4 apresenta as vazões de líquido nas válvulas contra o tempo. No princípio as vazões sofrem consideráveis oscilações num período acentuadamente transiente. As válvulas 1 e 2 têm a mesma área de porta e são submetidas à mesma diferença de pressão, por isso suas vazões são idênticas. Até 3300 s, tem-se tendência declinante das vazões porque a pressão à montante das válvulas também diminui em vista de a perda de peso de fluido no anular não ser compensada pela injeção de gás, exceto para válvula 1 momentos antes de ser atravessada pelo gás, período de vazão quase constante. Depois que o gás acessa a coluna pela válvula 1, sua pressão de fundo



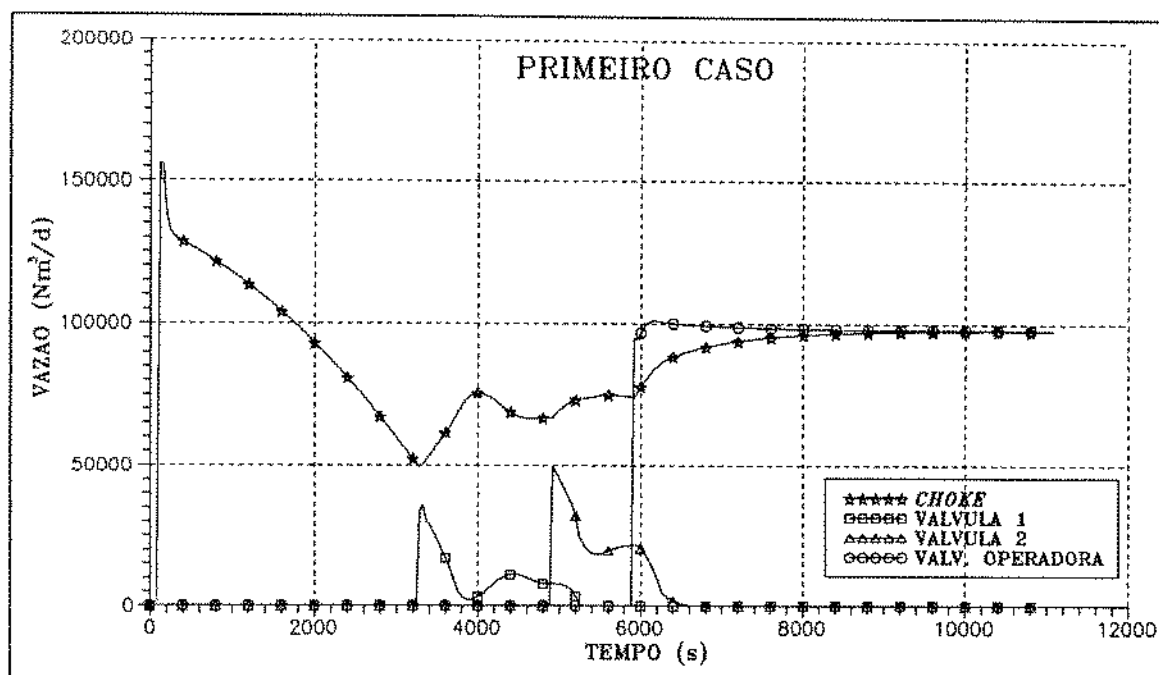


Figura 3: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - primeiro caso

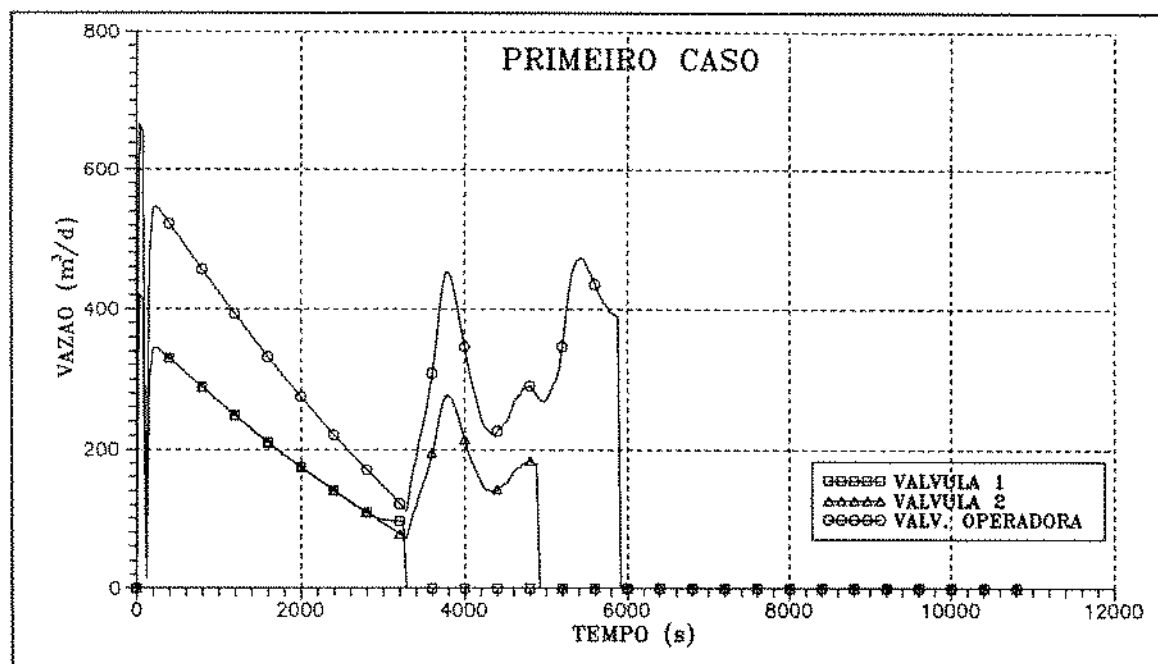


Figura 4: Vazão de líquido nas válvulas - primeiro caso

diminui o suficiente para promover produção de líquido e gás do reservatório, contribuindo ainda mais para diminuir o gradiente de pressão. Como isto não acontece instantânea e uniformemente ao longo da coluna, e também porque menos válvulas estão disponíveis para passagem de líquido, as curvas assumem um aspecto sinuoso após 3300 s.

- Na Fig.5, pode ser visto o gráfico de vazões de líquido no fundo e na superfície versus tempo. A destacar o caráter fortemente transiente da vazão de líquido na superfície num período que coincide com início da passagem de gás pela primeira válvula e se estende até 6300 s. O reservatório começa a produzir após 3600 s, interrompe por alguns segundos e então, num crescendo, se estabiliza em 620 m<sup>3</sup>/d com o que a razão gás-líquido total se torna 203 Nm<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>.
- Na Fig.6, a velocidade superficial do gás na coluna é plotada contra a profundidade para diversos tempos. Deve ser notado que a velocidade superficial do gás cresce com o tempo e com a altura pela expansão do gás.
- Na Fig.7, para quatro tempos distintos, são traçadas as pressões versus profundidade para o anular e a coluna com os valores projetados e os gerados pela simulação . O gradiente de pressão de escoamento no tubo decresce com o tempo, como era de se esperar. Uma vez concluída a descarga, a pressão de fundo permanece num valor bem menor do que o projetado, acarretando uma produção de óleo (Fig.5) bem acima da requerida.

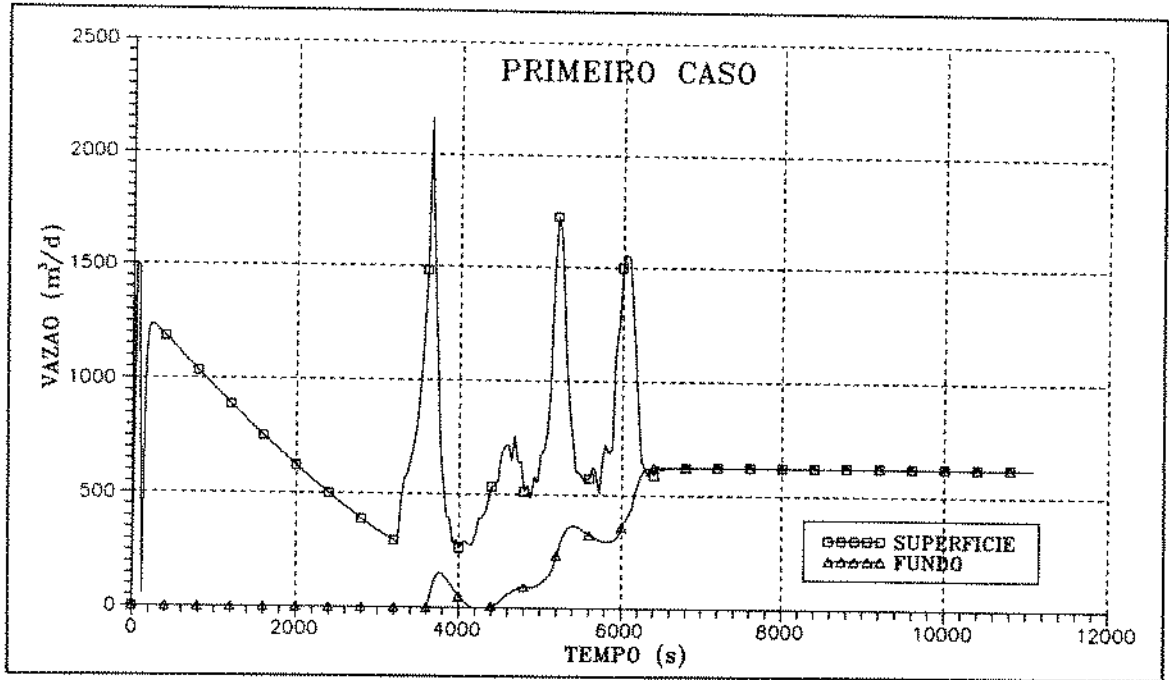


Figura 5: Vazão de líquido na coluna - primeiro caso

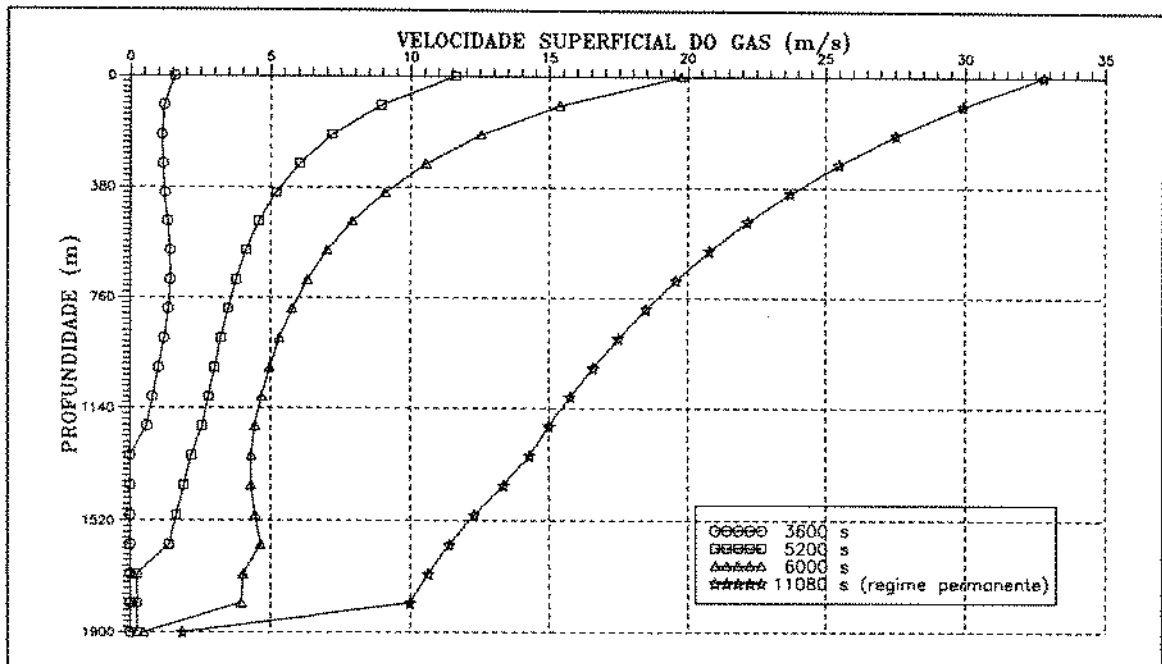


Figura 6: Velocidade superficial do gás na coluna - primeiro caso

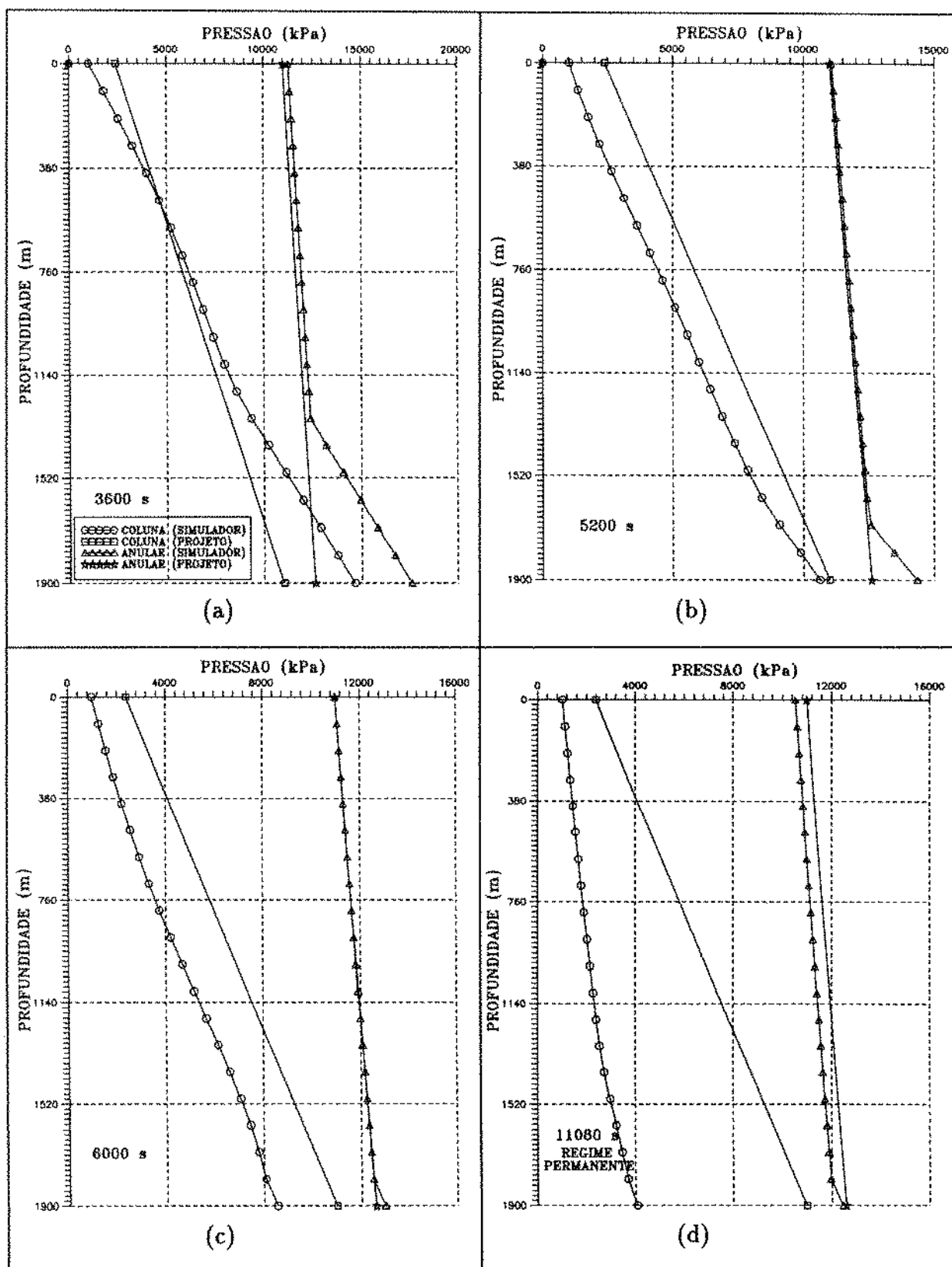


Figura 7: Pressão versus profundidade - primeiro caso

### 3.2 Segundo Caso

O poço submetido ao simulador neste caso tem as características mostradas na tabela 3. Empregando-se o método de projeto convencional adotado, o espaçamento das válvulas é ilustrado pela Fig.8. Obedecendo à mesma conduta do primeiro caso, as informações sobre as válvulas são relacionadas na tabela 4.

- Na Fig.9 é apresentado o gráfico das vazões de gás através do *choke* e das válvulas versus tempo. Passados 18500 s a descarga se completa, com injeção de 9582 Nm<sup>3</sup> de gás na coluna. Um ponto a ser destacado é que a válvula 4 se mantém aberta, permitindo passagem de gás juntamente com a válvula operadora, a despeito de sua calibração . Há, assim, duplo ponto de injeção , o que compromete a performance de produção do poço . A vazão final do gás de injeção é de 92000 Nm<sup>3</sup>/d.
- A Fig.10 mostra o gráfico das vazões de líquido nas válvulas contra o tempo. Seu aspecto é semelhante àquele do caso anterior, mas deve-se atentar para os valores compreendidos entre 4000 e 12000 s, de cunho algo transitório.
- A Fig.11 apresenta o gráfico de vazões de líquido, no fundo e na superfície versus tempo. O reservatório começa a produzir de fato após 6400 s alcançando uma vazão final de 670 m<sup>3</sup>/d, o que projeta uma RGLT de 197 Nm<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>.
- A Fig.12 justifica o fato de a válvula 4 não se fechar, mesmo depois de efetivada a descarga: a pressão no anular na altura desta válvula é sempre maior que a pressão abaixo da qual a válvula se fecha, no caso,  $P_{vc} = P_{bt} = 10926$  kPa. Como o tipo

de válvula utilizado é mais sensível à pressão do revestimento, seu fechamento não acontece, mesmo com acentuada queda de pressão na coluna ao longo da descarga.

- Na Fig.13 tem-se o comportamento da pressão para quatro tempos. Observe-se que a pressão final de fundo assume um valor menor do que o requerido, com o que o poço produz além do pretendido.

Poço Vertical	
Profundidade	2500 m
Diâmetro interno da coluna	0,08255 m ( $3 \frac{1}{4}$ " )
Diâmetro externo da coluna	0,09525 m ( $3 \frac{3}{4}$ " )
Diâmetro interno do revestimento	0,2286 m (9")
Grau API do óleo	28
Abertura do <i>choke</i>	25/64 "
Densidade do gás (injeção e formação )	0,70
Gradiente estático do fluido de amortecimento	8,70 kPa/m
Porcentagem de água	0%
Índice de produtividade	0,05 (m <sup>3</sup> /d)/kPa
RGO da formação	55 Nm <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>
Vazão de óleo desejada	390 m <sup>3</sup> /d
Volume de gás de injeção disponível	ilimitado
Pressão disponível de gás de injeção	10700 kPa
Pressão de fluxo na superfície desejada	1000 kPa
Pressão estática de reservatório	18400 kPa
Temperatura de fluxo na superfície	38° C
Temperatura de fluxo no fundo	94° C
Tipo de reservatório	influxo de água

Tabela 3: Dados do poço do segundo caso

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	P <sub>ca180</sub> (kPa)
1	R20	1 $\frac{1}{2}$ "	1/4"	0,067	1150	146	9970
2	R20	1 $\frac{1}{2}$ "	1/4"	0,067	1720	169	9672
3	R20	1 $\frac{1}{2}$ "	1/4"	0,067	2080	183	9498
4	R20	1 $\frac{1}{2}$ "	1/4"	0,067	2300	192	9396
5	orifício	1 $\frac{1}{2}$ "	5/16"		2450	198	

Tabela 4: Dados das válvulas para o segundo caso

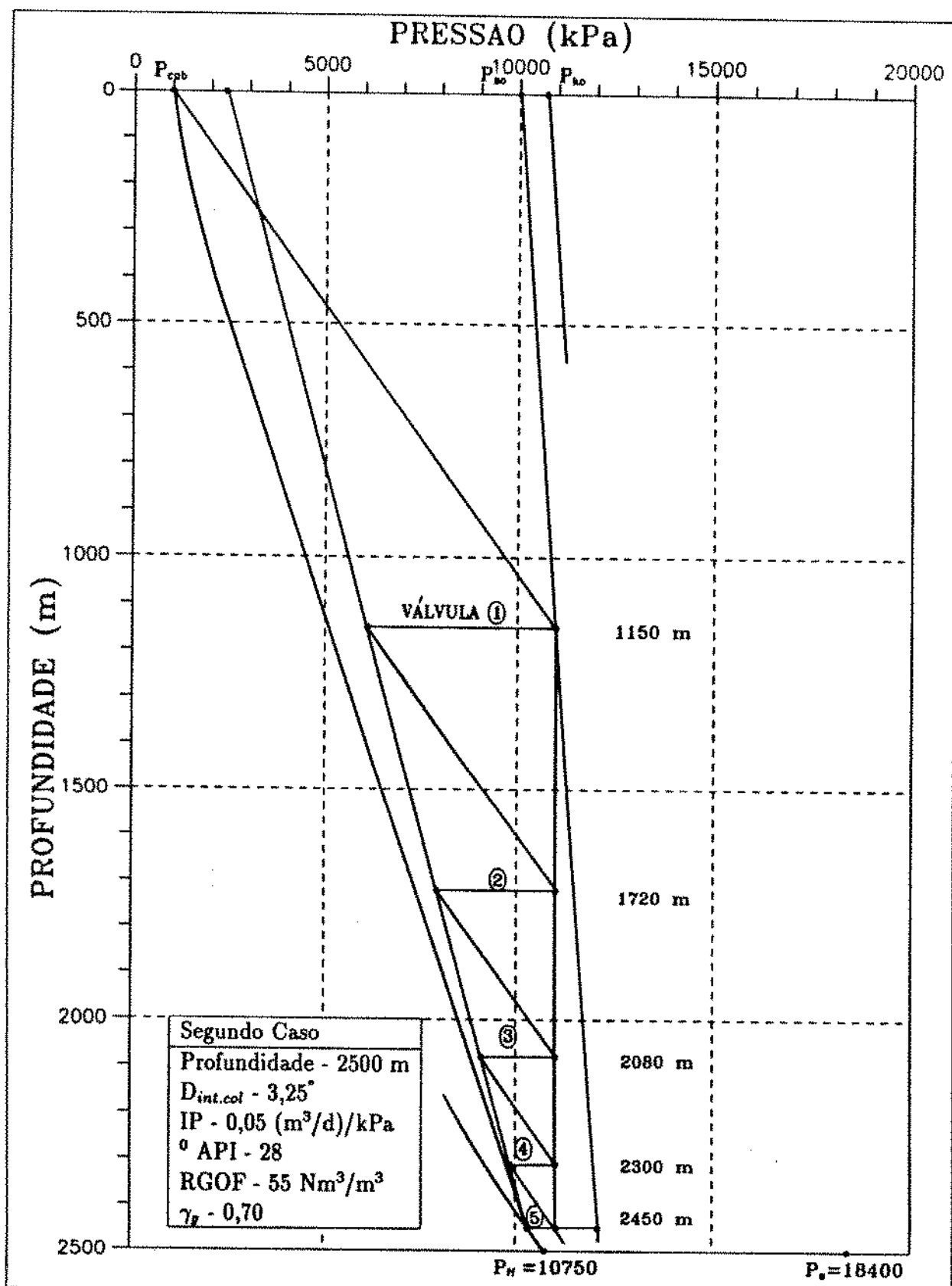


Figura 8: Distribuição das válvulas para o segundo caso



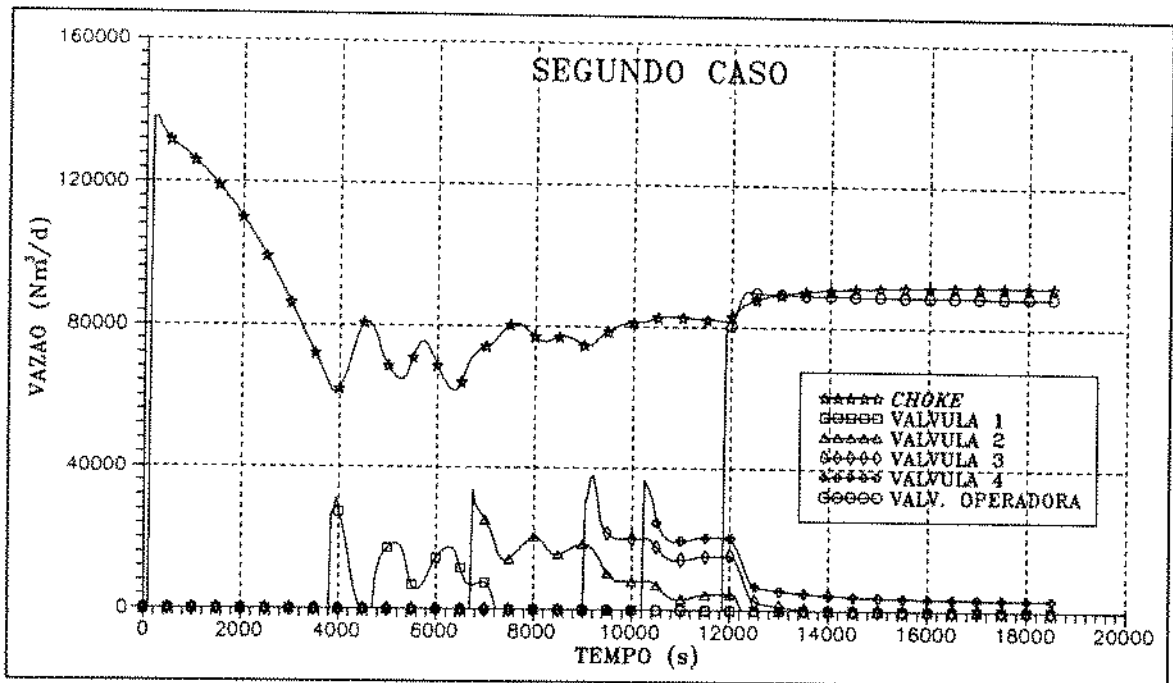


Figura 9: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - segundo caso

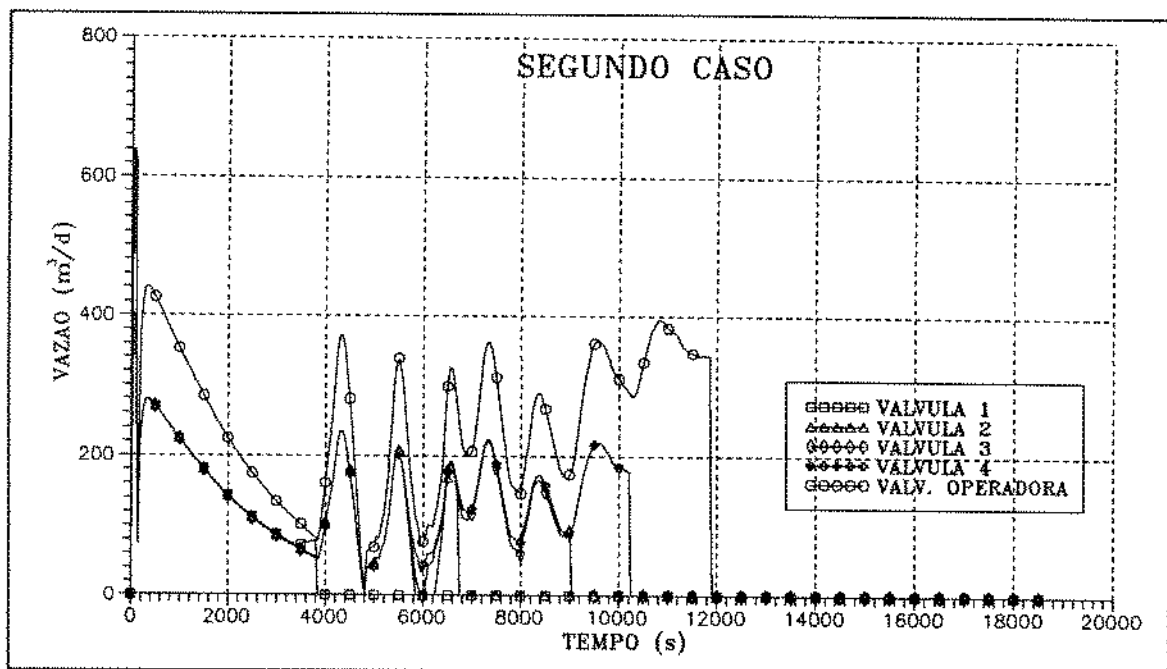


Figura 10: Vazão de líquido nas válvulas - segundo caso

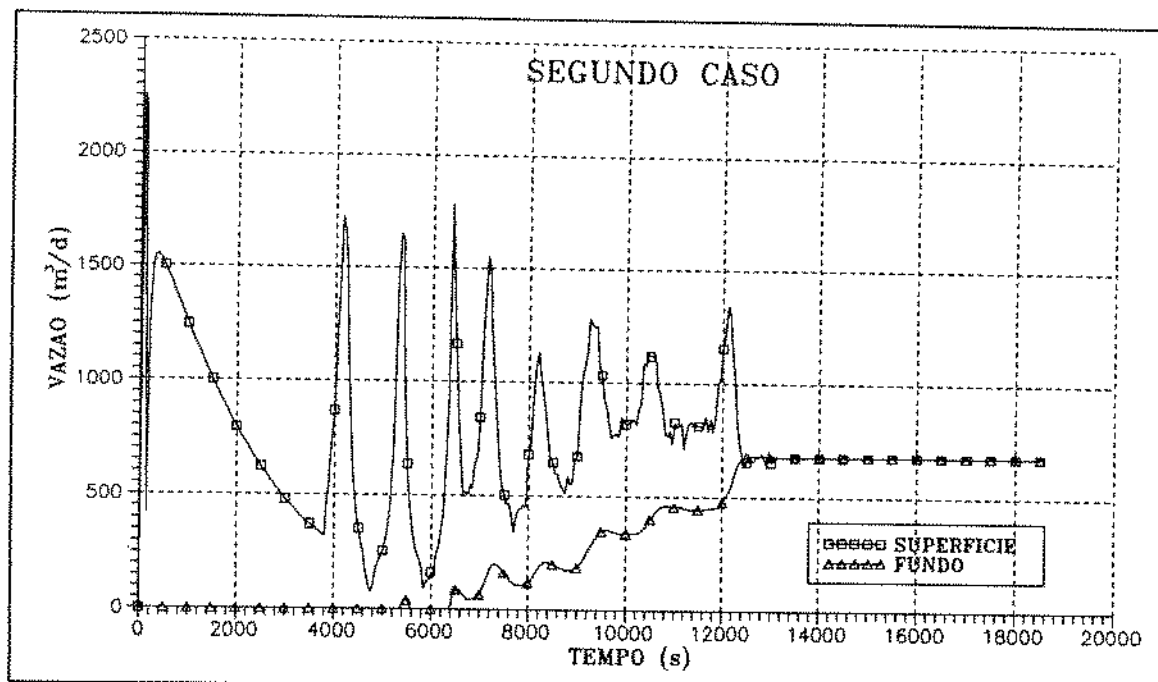


Figura 11: Vazão de líquido na coluna - segundo caso

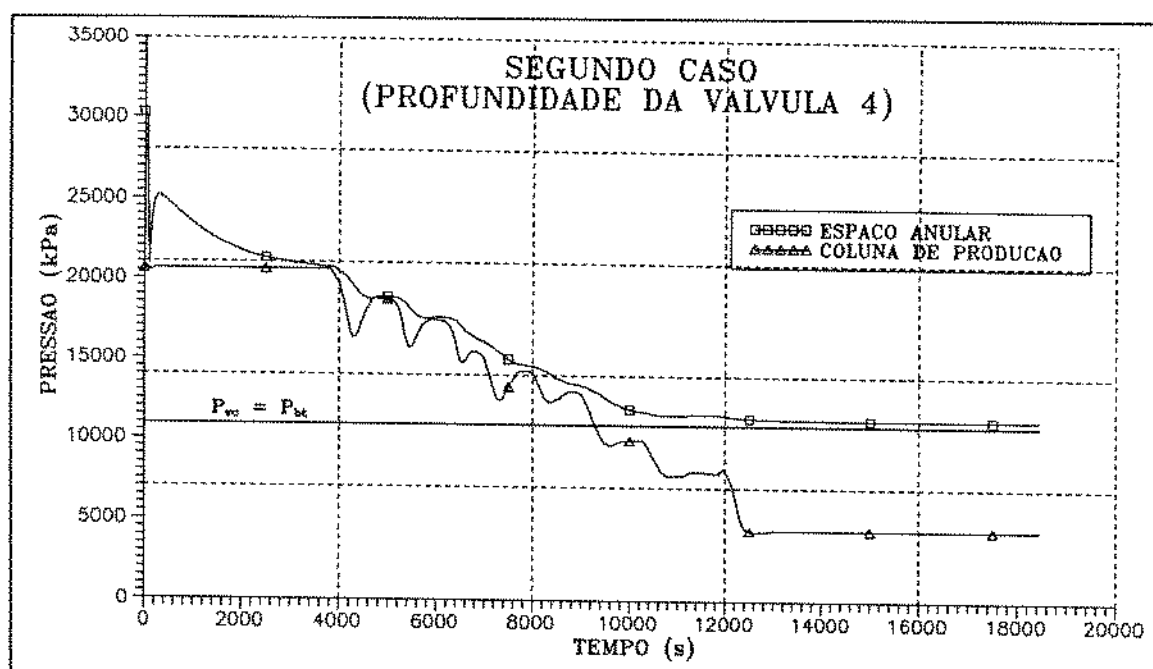


Figura 12: Pressão na profundidade da válvula 4 - segundo caso

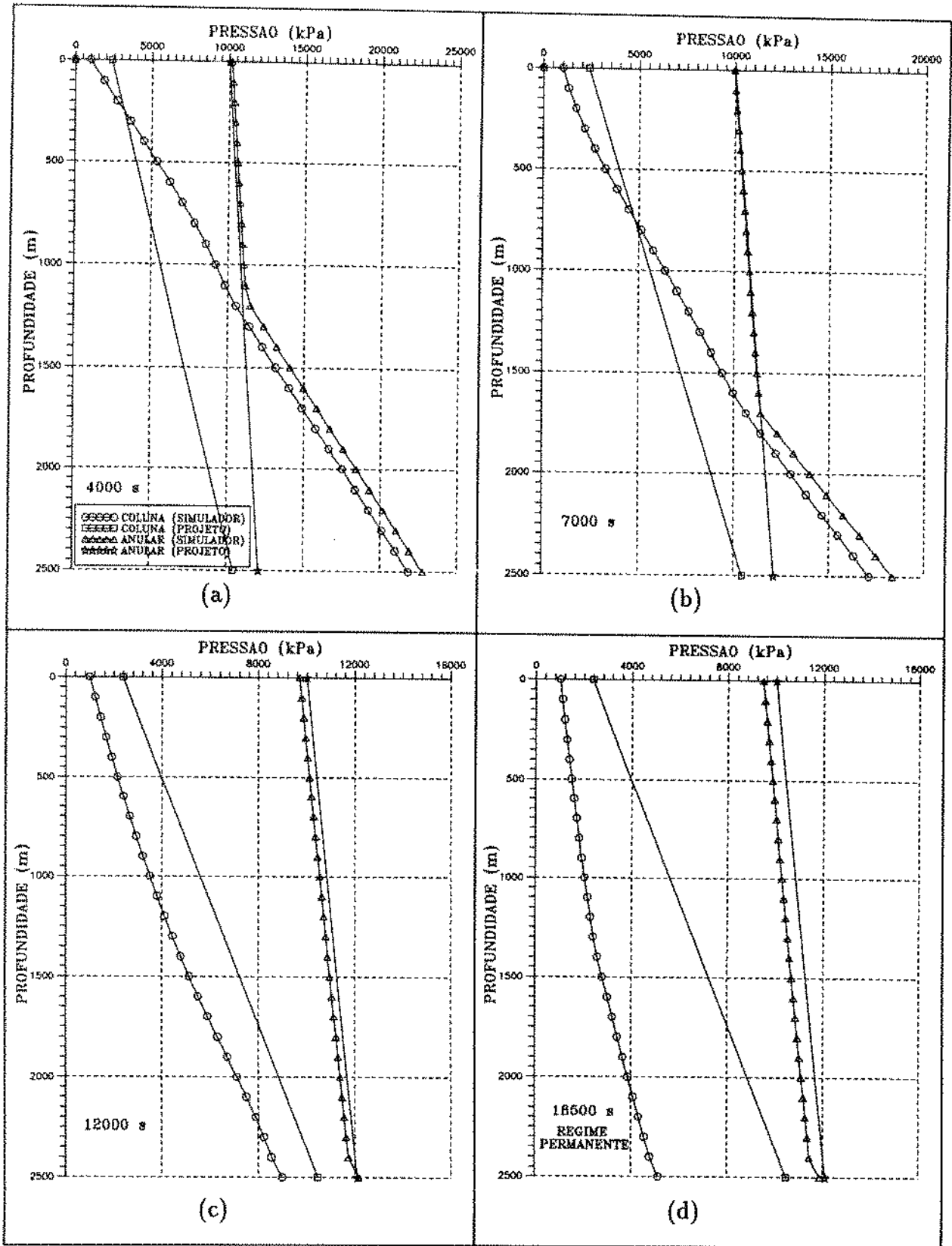


Figura 13: Pressão versus profundidade - segundo caso

### 3.2.1 Segundo caso com alteração na regulagem das válvulas

O mesmo poço hipotético tem aqui novamente a descarga simulada, porém com alteração na regulagem das válvulas intermediárias de número 2, 3 e 4. Procurando-se manter a calibração da primeira válvula segundo estabelecido pelo projeto, o critério aplicado foi fixar o valor mínimo de  $P_{cal@80}$  com o qual todas as válvulas acima da operadora resultem fechadas. A alteração é apresentada na tabela 5. Com a mudança efetuada, os efeitos são exibidos nas figuras 14, 15, 16, 17 e 18.

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	$P_{cal80}$ (kPa)
1	R20	1½"	1/4"	0,067	1150	146	9970
2	R20	1½"	1/4"	0,067	1720	169	9750
3	R20	1½"	1/4"	0,067	2080	183	9600
4	R20	1½"	1/4"	0,067	2300	192	9500
5	orifício	1½"	5/16"		2450	198	

Tabela 5: Válvulas com calibração alterada - segundo caso

Note pela Fig.14 que todas as válvulas superiores se mantêm fechadas a partir da fase final do processo. A vazão final de gás de injeção se torna 89000 Nm<sup>3</sup>/d, portanto menor que a anterior. Não obstante, a descarga se deu mais lentamente demandando um total de 21900 s. Também, o volume de gás consumido nas válvulas é mais elevado que o anterior, ou seja, 12546 Nm<sup>3</sup>. A produção final do poço é igual à anterior, como mostra

a Fig.16, com o que se tem uma RGLT de  $193 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$ . Um outro ponto notável fruto da observação da Fig.14 é que nem sempre uma válvula se fecha imediatamente após a inferior receber gás. Muito ao contrário do que costumeiramente se supõe, há período em que as quatro últimas permitem a passagem simultânea de gás. Na Fig.17 a velocidade superficial do gás na coluna é plotada para diversos tempos e as demais figuras prestam-se apenas ao confronto com aquelas em que a regulagem das válvulas é a de projeto. Por exemplo, os sucessivos gradientes de pressão do poço são bem semelhantes como se percebe cotejando a Fig.18 com sua análoga (Fig.13).

Em verdade, a pressão de injeção que promove a partida do poço não é necessariamente aquela de produção . Na locação , dependendo-se da disponibilidade, pode-se usar um nível de pressão mais elevado apenas o suficiente para expulsar o fluido a princípio presente no poço e, com o termo da descarga, baixar a pressão para um valor mais adequado às condições locais. Se este for o caso, provavelmente a válvula 4 também se manteria fechada com a regulagem de projeto. Naturalmente, esta prática também traz conseqüências para os demais parâmetros de produção e, portanto, estaria subordinada a um objetivo mais amplo.

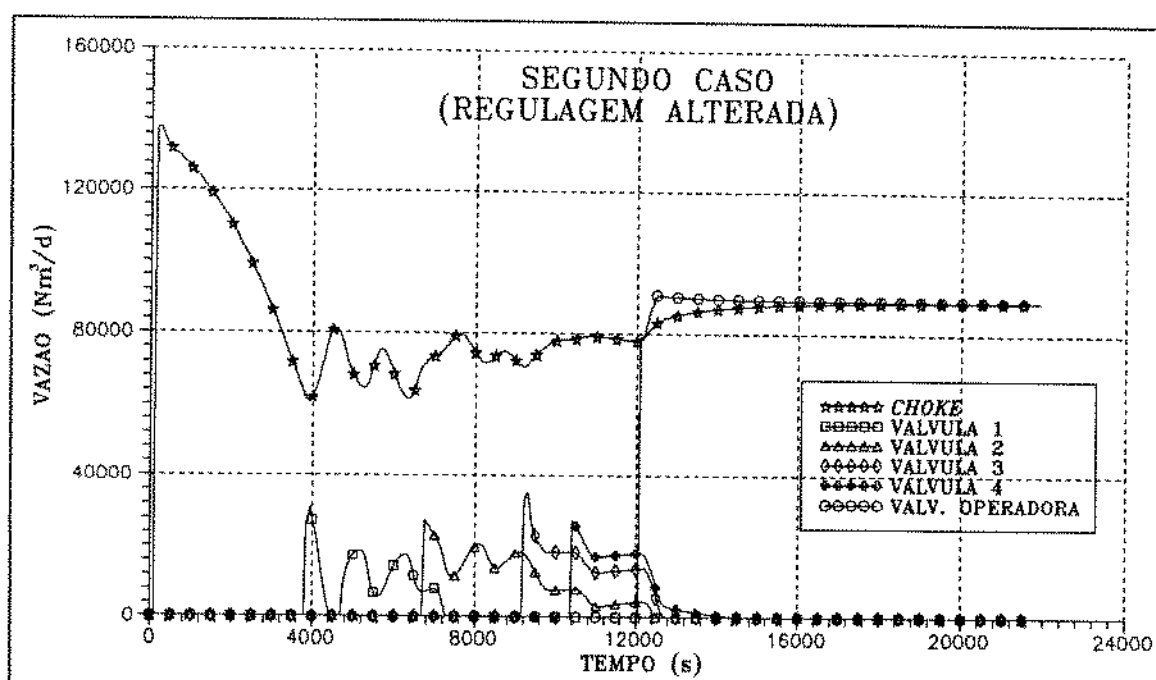


Figura 14: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - segundo caso alterado

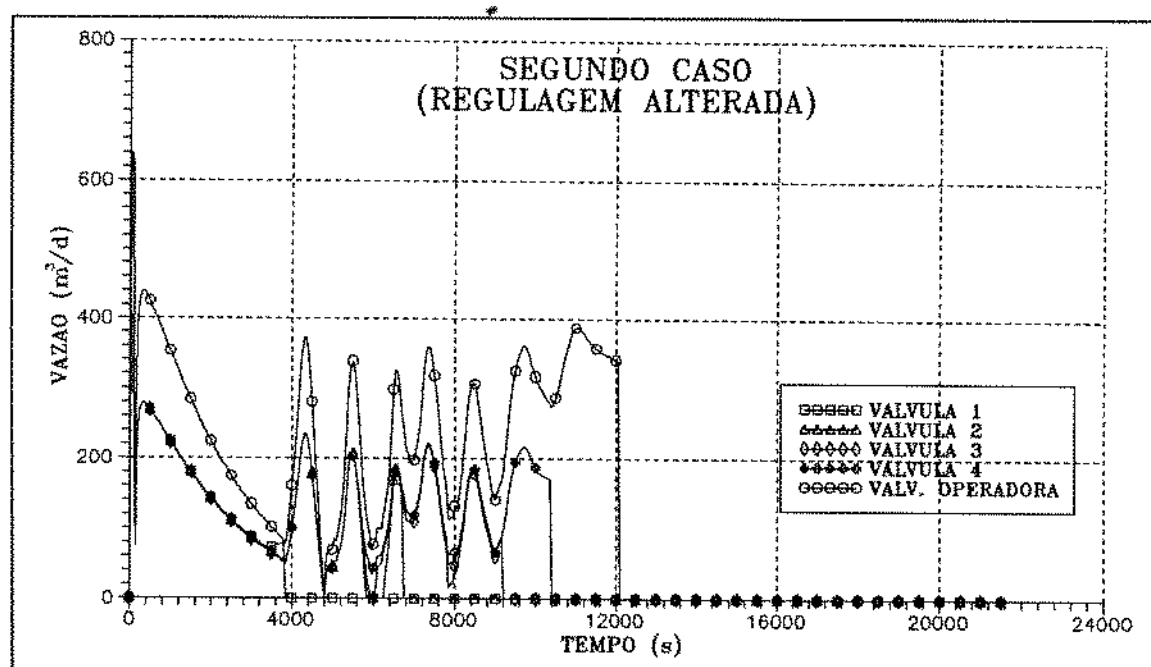


Figura 15: Vazão de líquido nas válvulas - segundo caso alterado

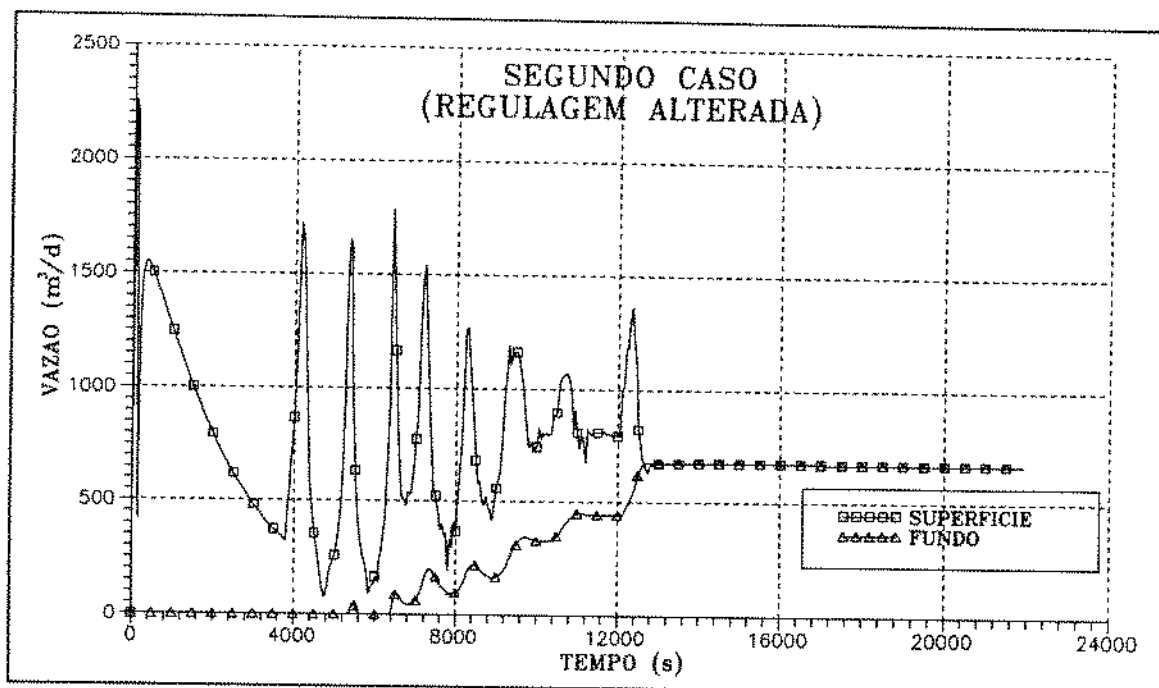


Figura 16: Vazão de líquido na coluna - segundo caso alterado

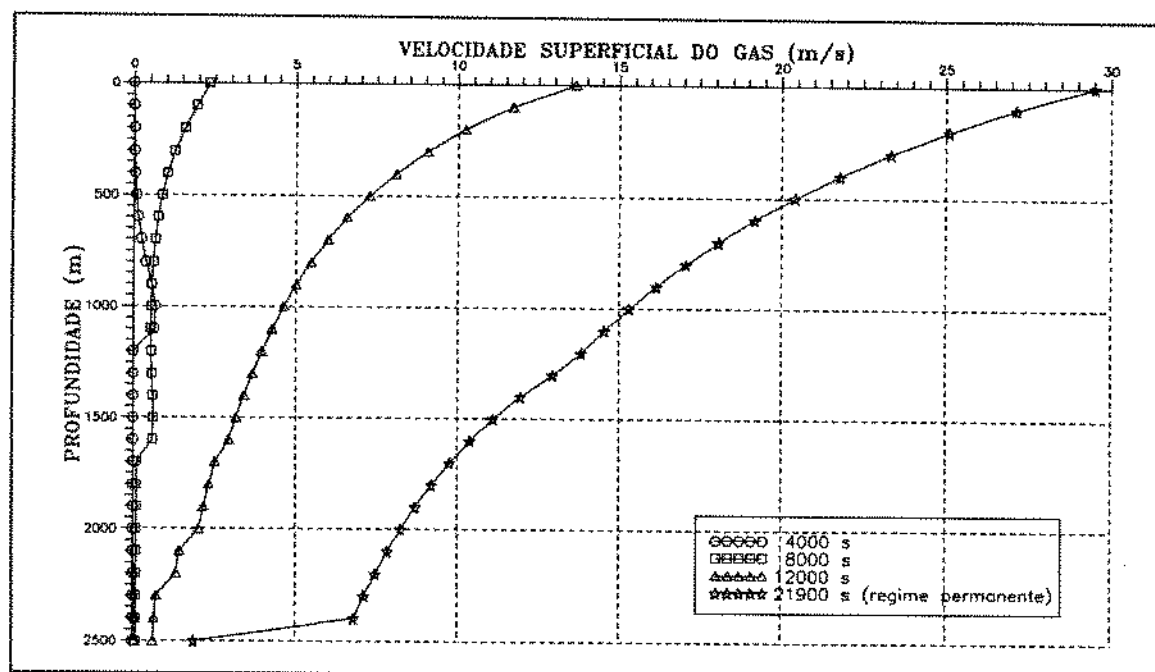


Figura 17: Velocidade superficial do gás na coluna - segundo caso alterado

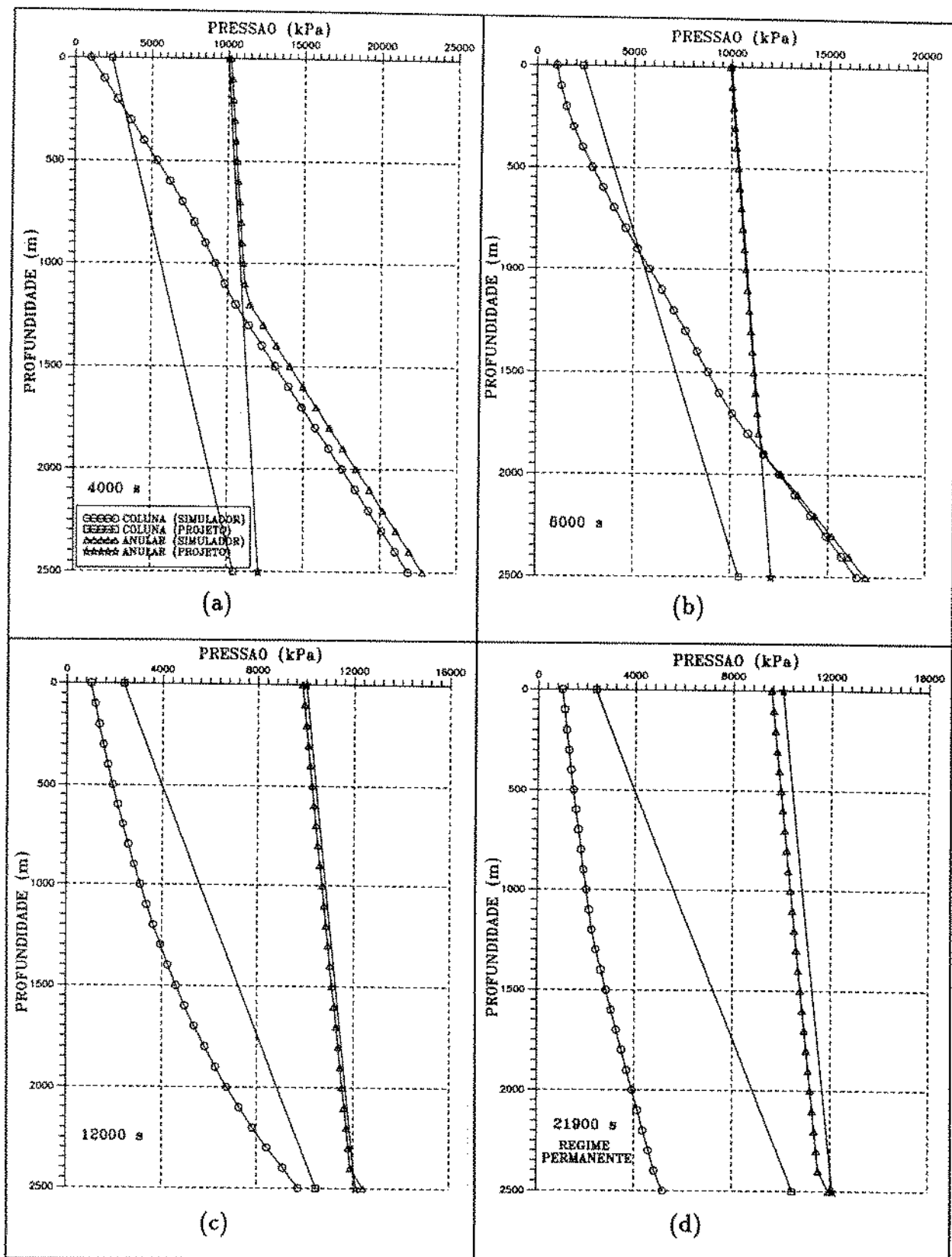


Figura 18: Pressão versus profundidade - segundo caso alterado



## 4 DESCARGA UTILIZANDO DUAS VÁLVULAS

Intuitivamente, e também pela simples observação dos gráficos do capítulo 3, percebe-se que o descarregamento de um poço de petróleo por GLC envolve fases de acentuada oscilação nas variáveis de interesse. Por exemplo, há momentos em que o fluxo da mistura bifásica está imbuído de ponderável quantidade de movimento. Ainda, algum tempo após o início do processo, o reservatório começa a produzir óleo e gás, o que pode também contribuir para a descarga. Contudo, os projetos disponíveis para GLC não exatamente tomam tudo isso em conta.

Principalmente por considerar escoamento em regime permanente em todas as suas fases, virtualmente desprezando os efeitos inerciais do fluxo da mistura, os métodos convencionais de projeto para GLC tornam-se excessivamente conservadores, isto é, acabam por exigir um número de válvulas além do suficiente para propiciar a partida do poço e válvula, como já salientado antes, é potencialmente fonte de disfunção na instalação .

Apenas buscando ilustrar a argumentação sem pretender sugerir qualquer outra alternativa mais analítica de projeto, neste capítulo são processados os mesmos casos já vistos, mas agora mantendo apenas duas válvulas na coluna, a primeira e a última, permanecendo inalteradas todas as outras condições . Também, objetivando conclusões mais abrangentes, um terceiro caso é introduzido.

#### 4.1 Primeiro Caso

Com a mesma regulagem na válvula 1, tem-se então o que mostra a tabela 6.

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	$P_{ca180}$ (kPa)
1	R20	1 $\frac{1}{2}$ "	1/4"	0,067	1250	153	10910
operadora	orifício	1 $\frac{1}{2}$ "	5/16"		1850	178	

Tabela 6: Dados para as duas válvulas - primeiro caso

Pelo exame da Fig.19, nota-se que, apesar do emprego de apenas duas válvulas na coluna, a descarga pode ser levada a efeito sem embargo. No entanto, esta situação redundou em maior consumo de tempo e gás de injeção. Com efeito, utilizando-se três válvulas, a descarga se concretizou num prazo de 11080 s, passando 6563 Nm<sup>3</sup> de gás pelas válvulas (Fig.3), ao passo que agora estes números são 13120 s e 7199 Nm<sup>3</sup> respectivamente. Note-se que o gás demora mais até atingir a válvula 1, a qual apresenta um nível mais estabilizado de vazão e permanece mais tempo aberta, somente se fechando segundos após o gás atingir a operadora. A vazão final do gás de injeção é a mesma, isto é, 98000 Nm<sup>3</sup>/d.

Confrontando-se a Fig.20 com a Fig.4, pode-se ver que, a despeito de a vazão de líquido ser maior, leva mais tempo até que todo o líquido seja expulso do anular, obviamente porque agora há apenas duas válvulas na coluna. Após um pico, a vazão de líquido se torna bem mais linearizada.

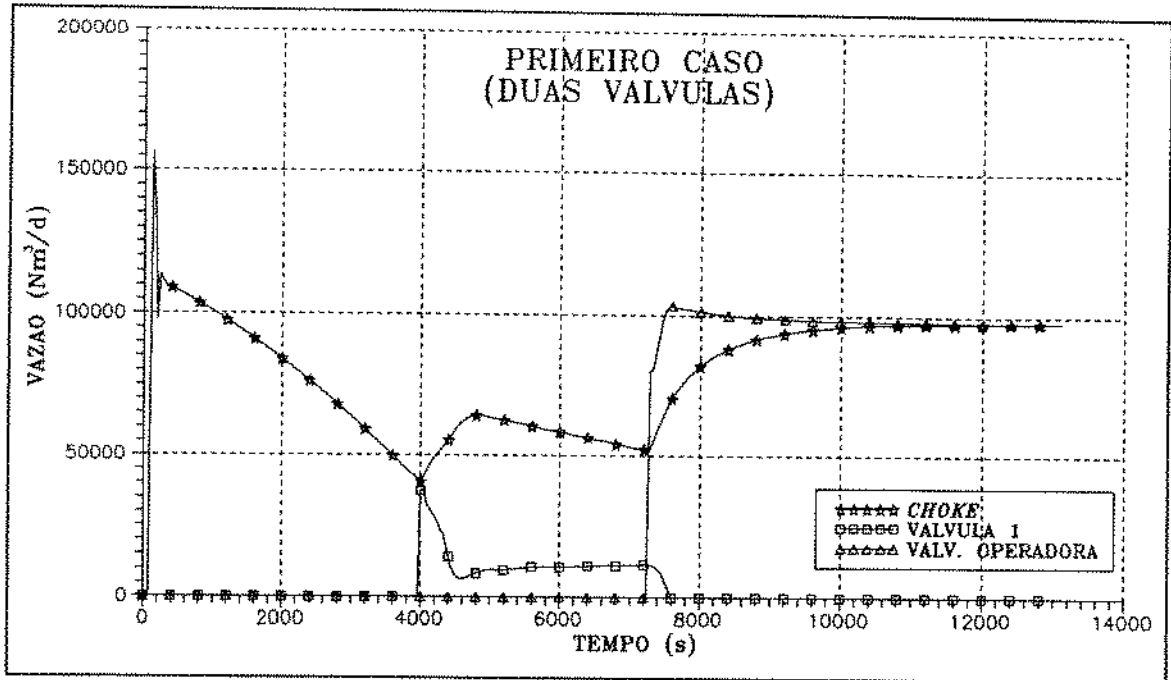


Figura 19: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - primeiro caso com duas válvulas

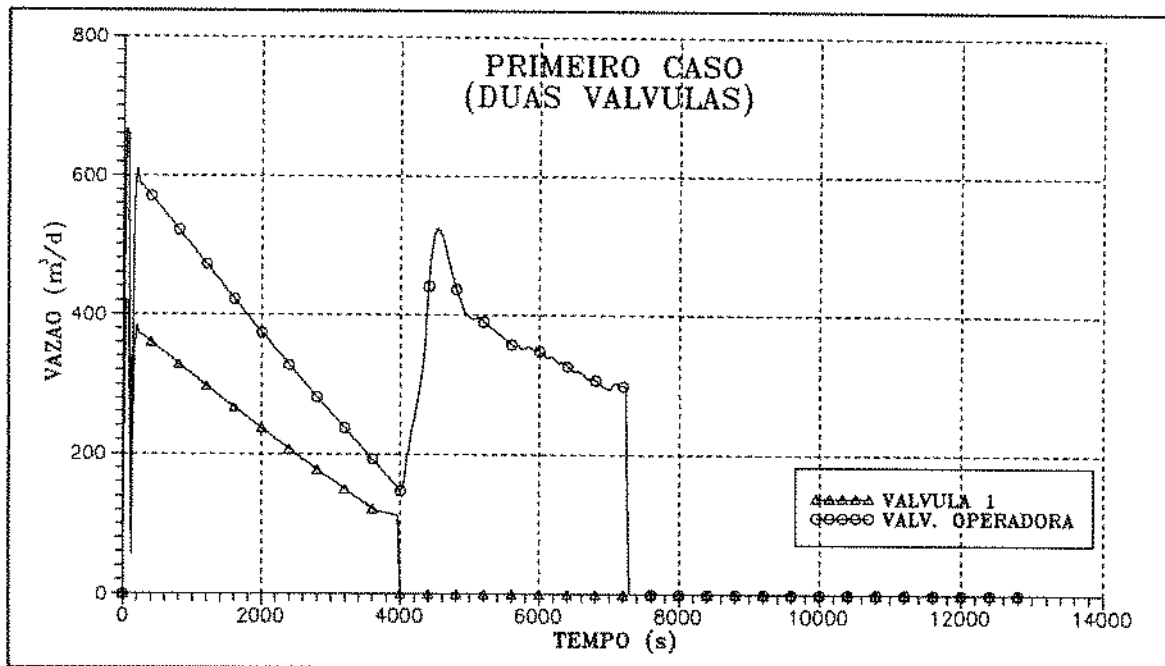


Figura 20: Vazão de líquido pelas válvulas - primeiro caso com duas válvulas

Prosseguindo na comparação , tomando agora as figuras 21 e 5, vê-se que a vazão de líquido também é de  $620 \text{ m}^3/\text{d}$ , mantendo-se assim inalterada a RGLT de  $203 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$ . A vazão na superfície igualmente oscila muito assim que o gás passa pela primeira válvula até a estabilização . Note que o reservatório somente começa a produzir depois de transcorridos 4300 s.

A Fig.22 demonstra que houve um acentuado aumento da velocidade superficial do gás, quando comparada à Fig.6. Os tempos de 6000 s (Fig.6) e 7600 s (Fig.22) são respectivamente correspondentes a quando o gás alcança a válvula operadora. Quando se têm duas válvulas na coluna, neste instante a velocidade superficial do gás é bem maior.

A Fig.23 deve ser cotejada com a Fig.7, com o que se observa uma discreta tendência de maiores gradientes de pressão ao longo da coluna quando se usam apenas duas válvulas. Porém, os gradientes finais de pressão são idênticos.

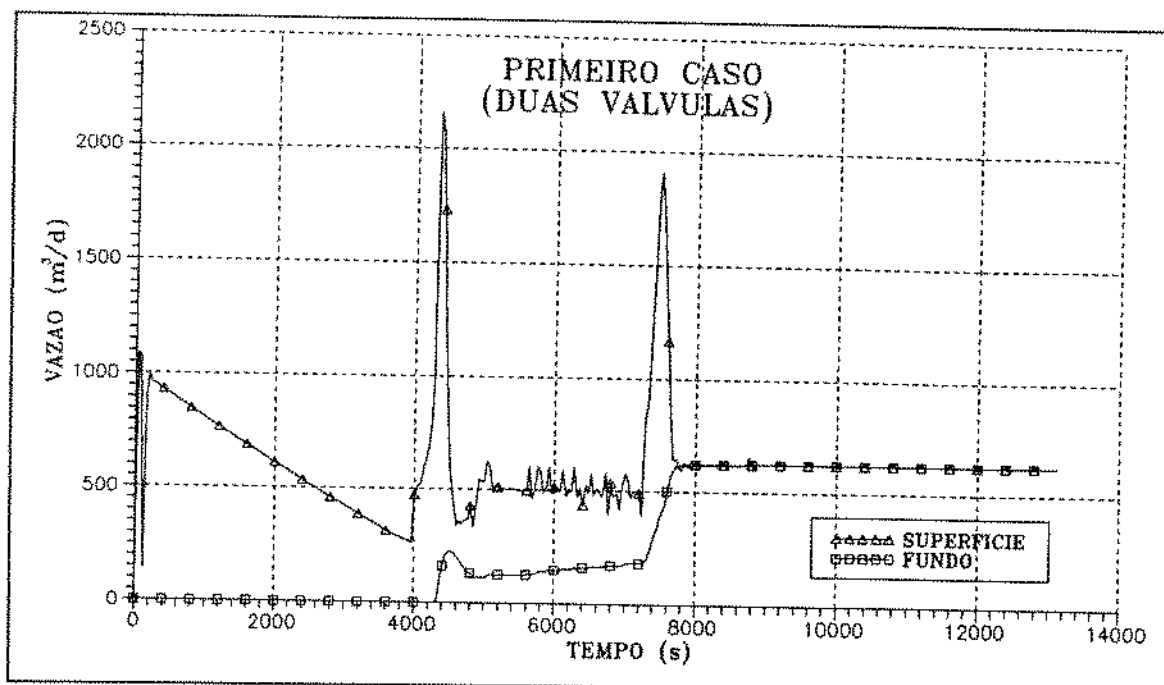


Figura 21: Vazão de líquido na coluna - primeiro caso com duas válvulas

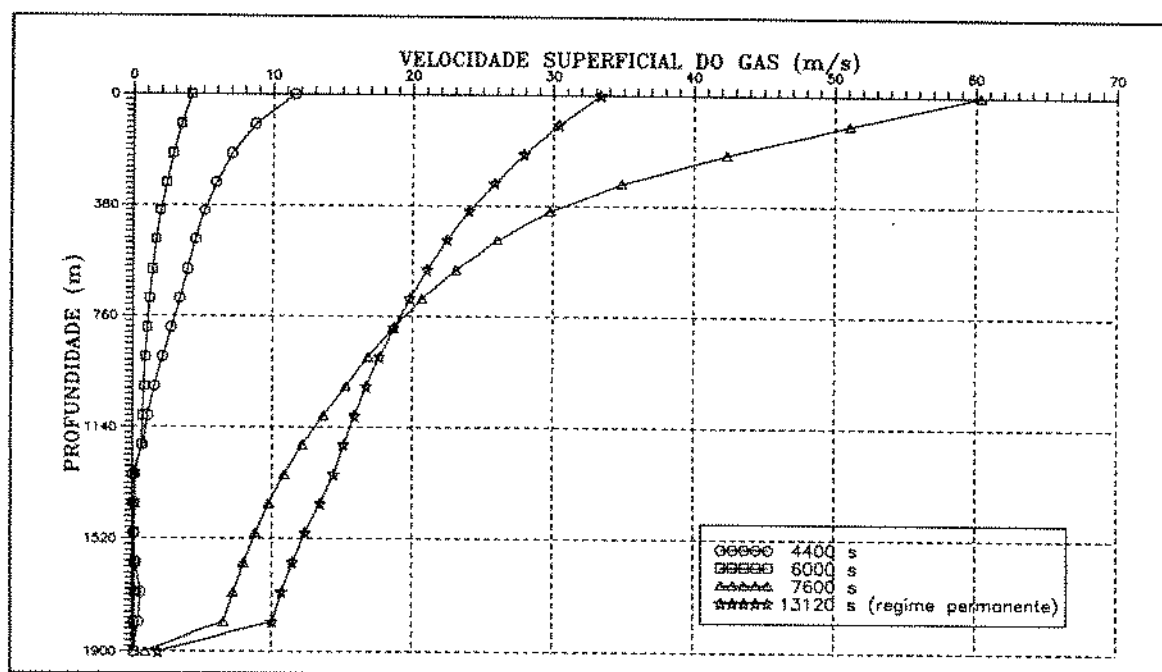


Figura 22: Velocidade superficial do gás na coluna - primeiro caso com duas válvulas

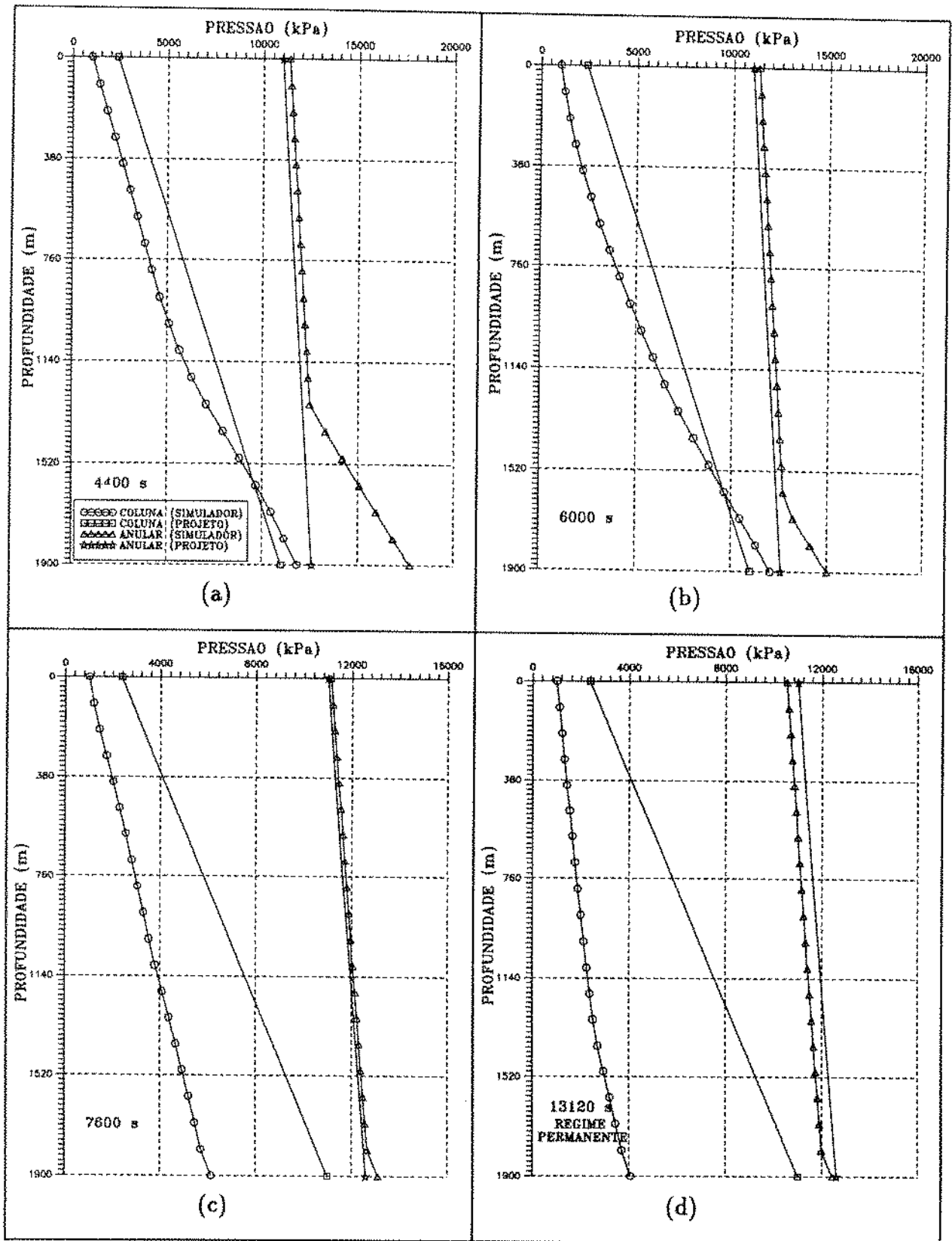


Figura 23: Pressão versus profundidade - primeiro caso com duas válvulas

## 4.2 Segundo Caso

Mais uma vez o poço representado pela tabela 3 tem sua descarga simulada. Os dados das válvulas são apresentados na tabela 7. A válvula 1 teve seu diâmetro de orifício arbitrariamente alterado de 1/4" para 5/16" apenas para se compatibilizar com um maior volume de gás pelo qual agora será atravessada. Entretanto, sua profundidade e pressão de calibração são fixadas ainda com base no projeto já visto.

Seguem-se cinco figuras ilustrando os resultados, os quais devem ser confrontados com aqueles alcançados no parágrafo 3.2.1.

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	P <sub>ca/80</sub> (kPa)
1	R20	1½"	5/16"	0,104	1150	146	10210
operadora	orifício	1½"	5/16"		2450	198	

Tabela 7: Dados para as duas válvulas - segundo caso

Pelo menos para a consecução da descarga, segundo a simulação, duas válvulas bastam, conforme se infere da Fig.24. Analogamente ao parágrafo anterior, a partida nestas condições é mais demorada e exige mais gás pelas válvulas, ou seja, 30950 s e 16249 Nm<sup>3</sup>. O *choke* tem vazões intermediárias menores, enquanto passa gás através da válvula 1, mas acaba por se estabilizar no mesmo valor de 89000 Nm<sup>3</sup>/d. Deve ser salientado na Fig.24 o considerável pico no valor da vazão assim que o gás chega na válvula 1 imediatamente após 5000 s, ponto em que o reservatório, por isso mesmo, já inicia a

produção (Fig.26). Após dois impulsos no início, a vazão de gás através da válvula 1 se mantém num nível bem próximo do anterior, embora quase constante, apesar de ter tido sua área de porta ampliada, evidenciando ter-se submetido à menor e mais constante diferença de pressão anular/coluna, pela ausência de válvulas intermediárias.

A vazão de líquido através das válvulas é bem maior, como se pode ver na Fig.25. Na válvula 2 atinge um máximo de  $550 \text{ m}^3/\text{d}$  assim que o gás descobre a posterior e o reservatório produz. A produção de óleo do poço fica em  $670 \text{ Nm}^3/\text{d}$ , ensejando RGLT de  $193 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$ , quantidades idênticas àquelas do caso discutido no parágrafo 3.2.1 (Figs. 16 e 26).

A Fig.27 mostra como a velocidade superficial do gás varia na coluna com o tempo e deve ser comparada com a Fig.17. Deve ser notado que, para determinado trecho da coluna, a velocidade superficial do gás é maior aos 18000 s do que aos 30950 s, quando se tem regime permanente de fluxo. Nas figuras 28 e 18 detectam-se as diferenças entre os sucessivos gradientes de pressão.



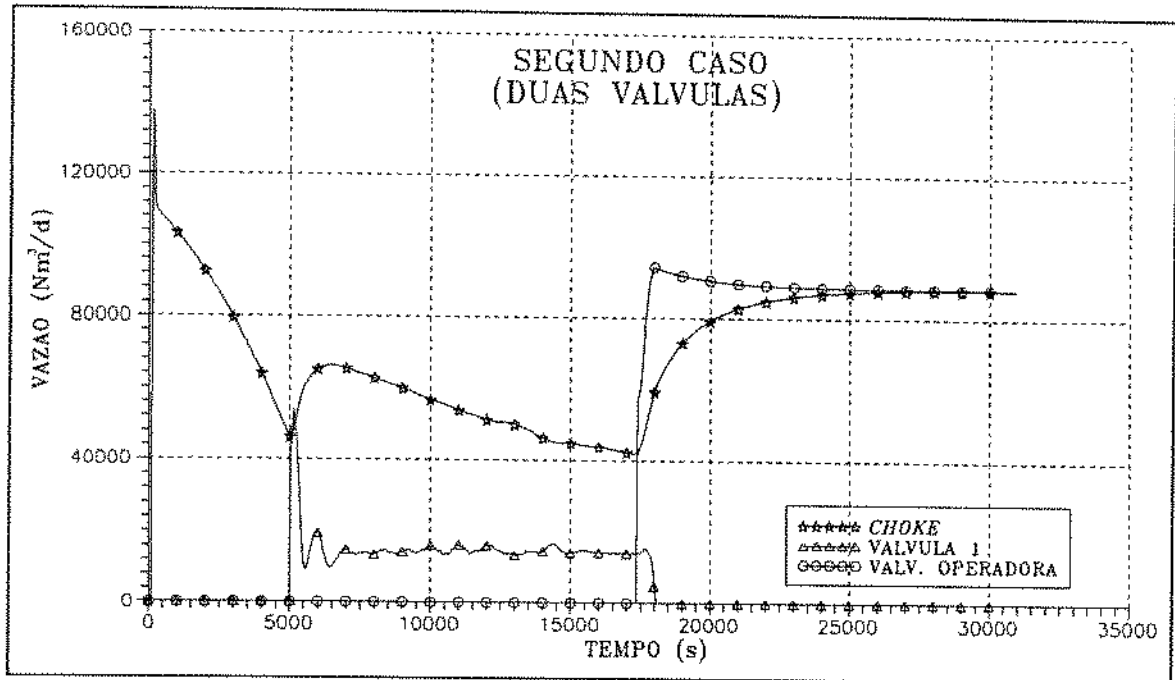


Figura 24: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - segundo caso com duas válvulas

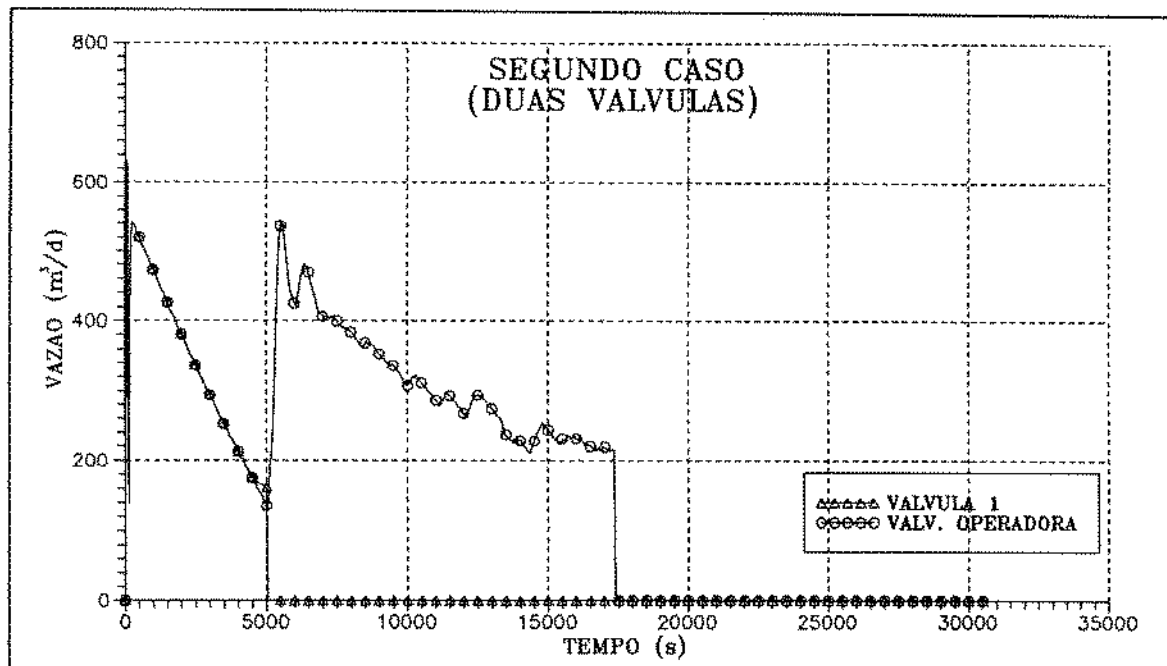


Figura 25: Vazão de líquido pelas válvulas - segundo caso com duas válvulas

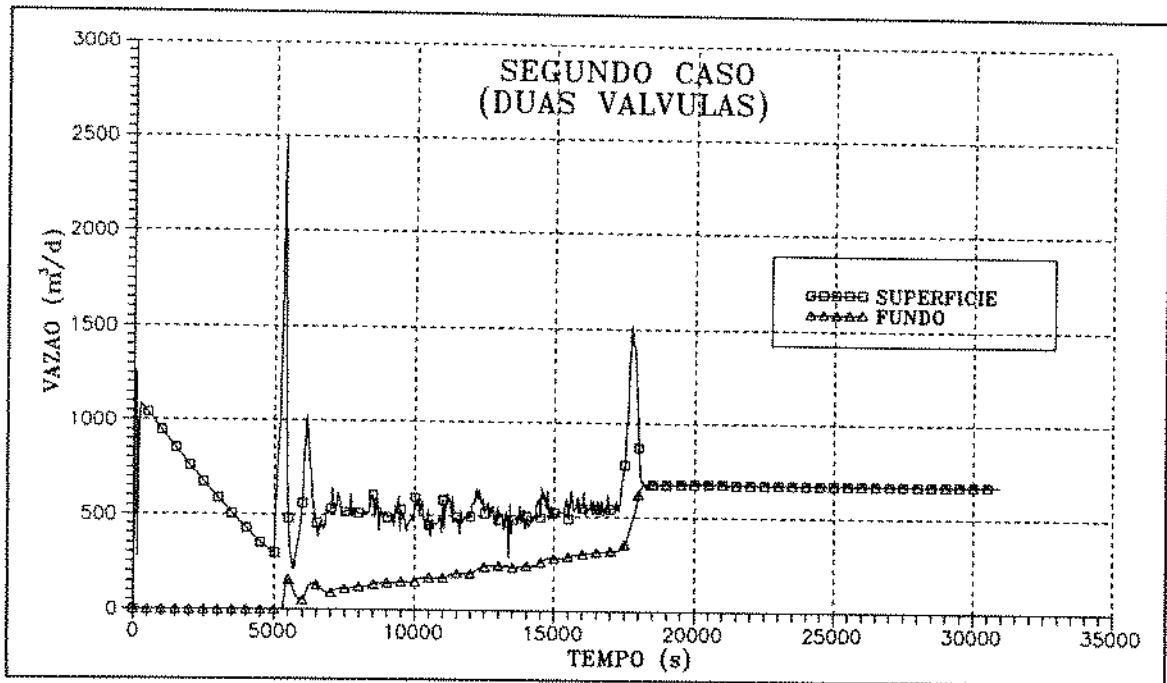


Figura 26: Vazão de líquido na coluna - segundo caso com duas válvulas

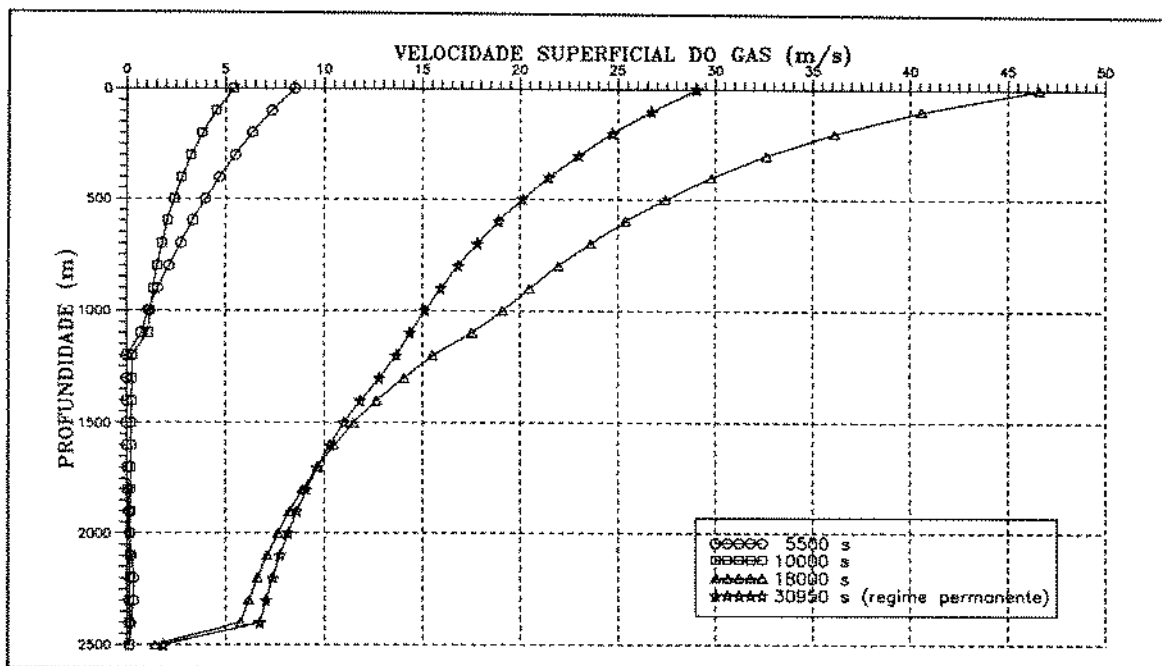


Figura 27: Velocidade superficial do gás na coluna - segundo caso com duas válvulas

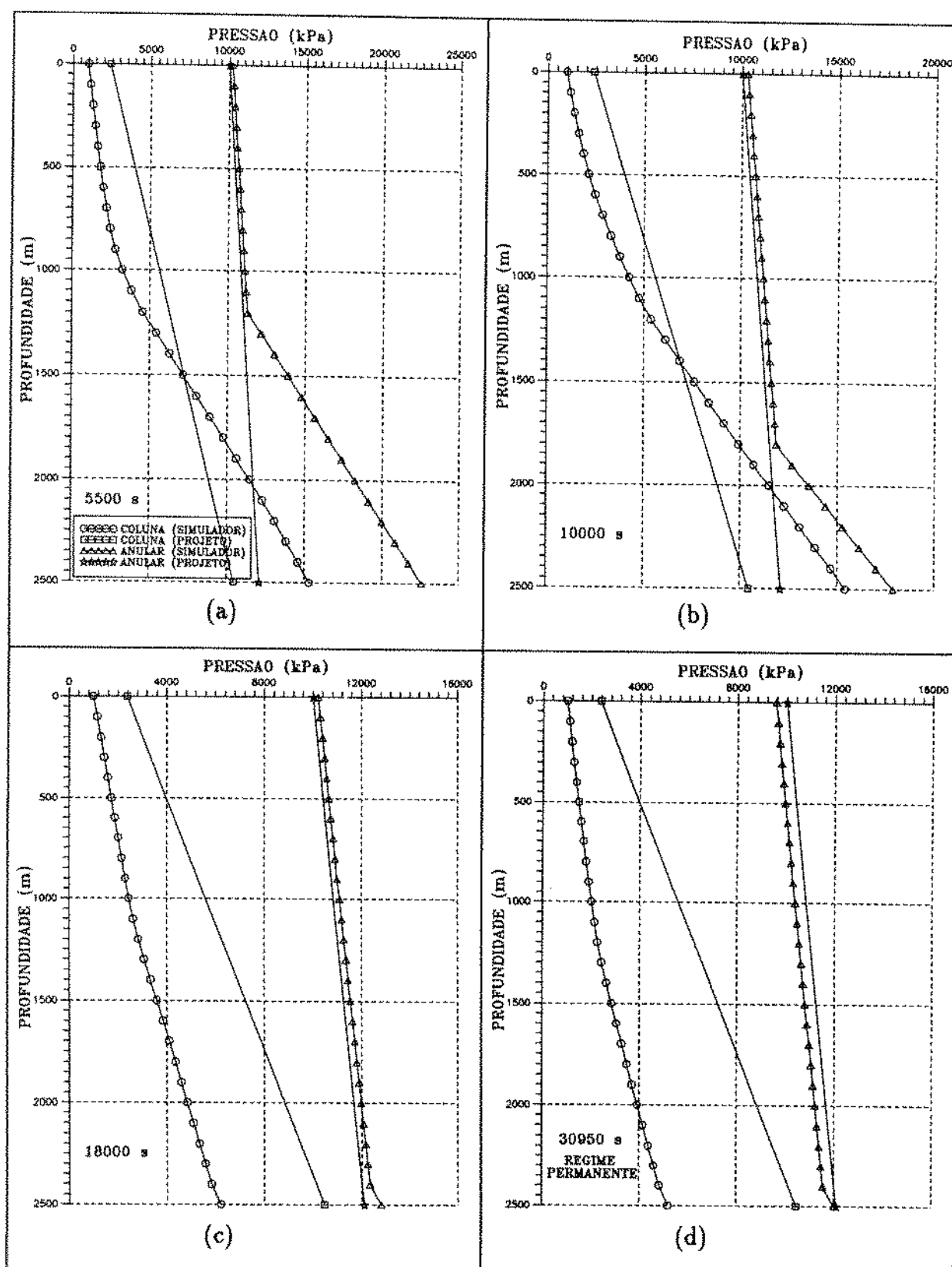


Figura 28: Pressão versus profundidade - segundo caso com duas válvulas

### 4.3 Terceiro Caso

Generalizando as possibilidades sugeridas até agora, neste parágrafo um terceiro poço hipotético, mais profundo que os antecedentes, é resumidamente ensaiado. A tabela 8 relaciona as suas características enquanto a distribuição das válvulas, ditada pelo método adotado, aparece na Fig.29.

O projeto impõe a instalação de cinco válvulas na coluna. Contudo, a simulação é feita diretamente com apenas duas válvulas, a primeira e a operadora, nos moldes dos casos precedentes. A tabela 9 apresenta os dados das válvulas aplicadas. Apenas são mostrados os gráficos referentes às pressões no poço e às vazões de gás no *choke* de injeção e nas válvulas e de líquido na coluna.

Note-se, pela Fig.30, que igualmente neste caso a descarga é possível com duas válvulas, isto se dando em 19750 s com uma injeção de 10053 Nm<sup>3</sup> de gás através das válvulas. Estes valores são menores do que aqueles do segundo caso (Fig.24), ainda que agora se tenha um maior volume inicial de fluido de amortecimento. Mas, também pela Fig.31, em vista das condições do poço, maiores velocidades estão envolvidas no processo atual, além de a abertura do *choke* ser maior <sup>4</sup>. Na Fig.32, são apresentados os gráficos dos gradientes de pressão na coluna e no anular.

---

<sup>4</sup>No próximo capítulo, conduz-se uma pesquisa mais pormenorizada contemplando consumo de tempo e gás ao se descarregar um poço por GLC.

Poço Vertical	
Profundidade	3000 m
Diâmetro interno da coluna	0,0762 m (3")
Diâmetro externo da coluna	0,0889 m (3 1/2")
Diâmetro interno do revestimento	0,2159 m (8 1/2")
Grau API do óleo	26
Abertura do <i>choke</i>	32/64 "
Densidade do gás (injeção e formação )	0,70
Gradiente estático do fluido de amortecimento	8,87 kPa/m
Porcentagem de água	0%
Índice de produtividade	0,08 (m <sup>3</sup> /d)/kPa
RGO da formação	56 Nm <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>
Vazão de óleo desejada	435 m <sup>3</sup> /d
Volume de gás de injeção disponível	ilimitado
Pressão disponível de gás de injeção	13800 kPa
Pressão de fluxo na superfície desejada	1000 kPa
Pressão estática de reservatório	20750 kPa
Temperatura de fluxo na superfície	38° C
Temperatura de fluxo no fundo	110° C
Tipo de reservatório	influxo de água

Tabela 8: Dados do poço do terceiro caso

Válvula	Tipo	Diâmetro Externo	Diâmetro do Orifício	R	Profundidade (m)	Temperatura (° C)	P <sub>ca180</sub> (kPa)
1	R20	1 1/2"	5/16"	0,104	1560	167	13290
operadora	orifício	1 1/2"	5/16"		2940	227	

Tabela 9: Dados das válvulas para o terceiro caso

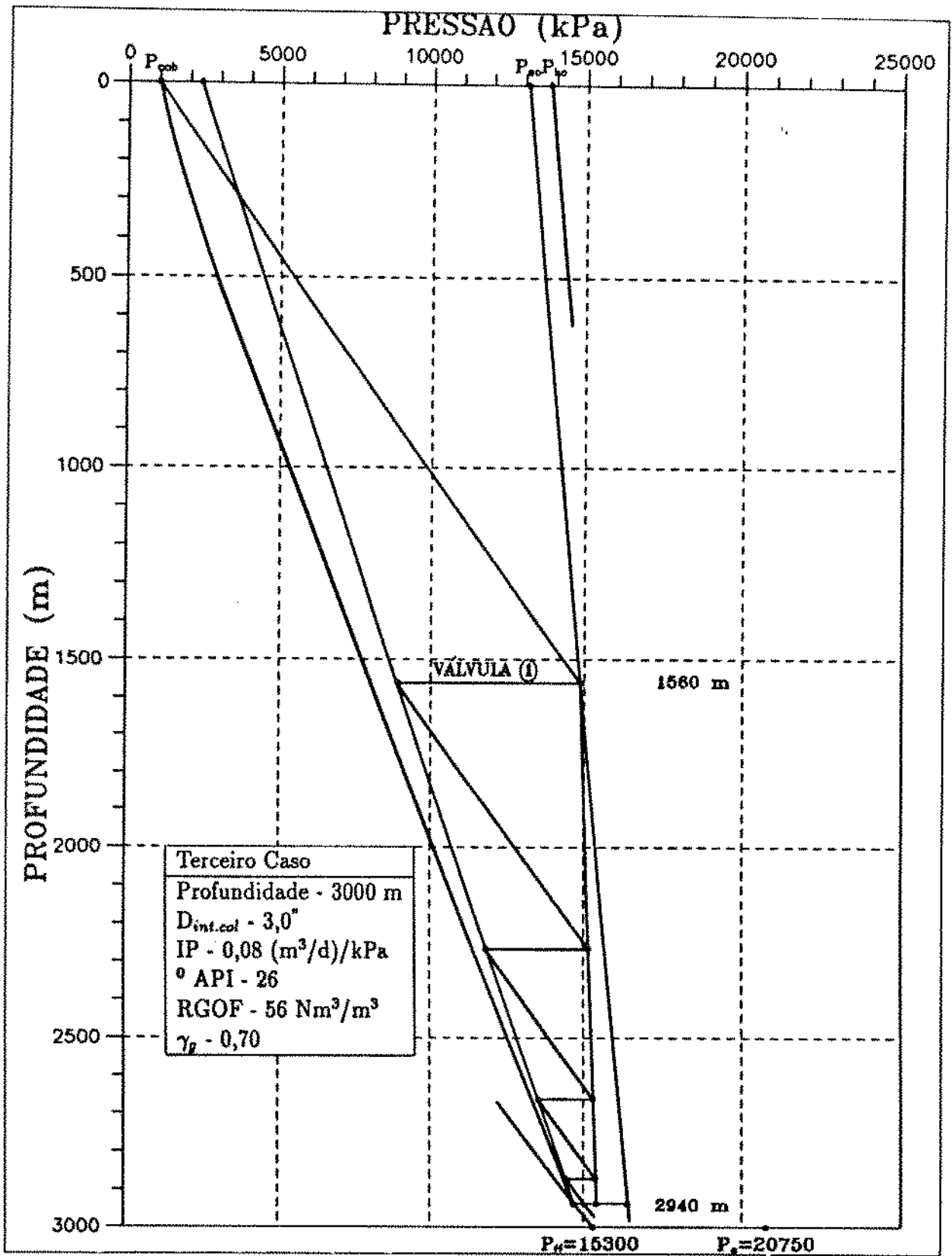


Figura 29: Distribuição das válvulas para o terceiro caso

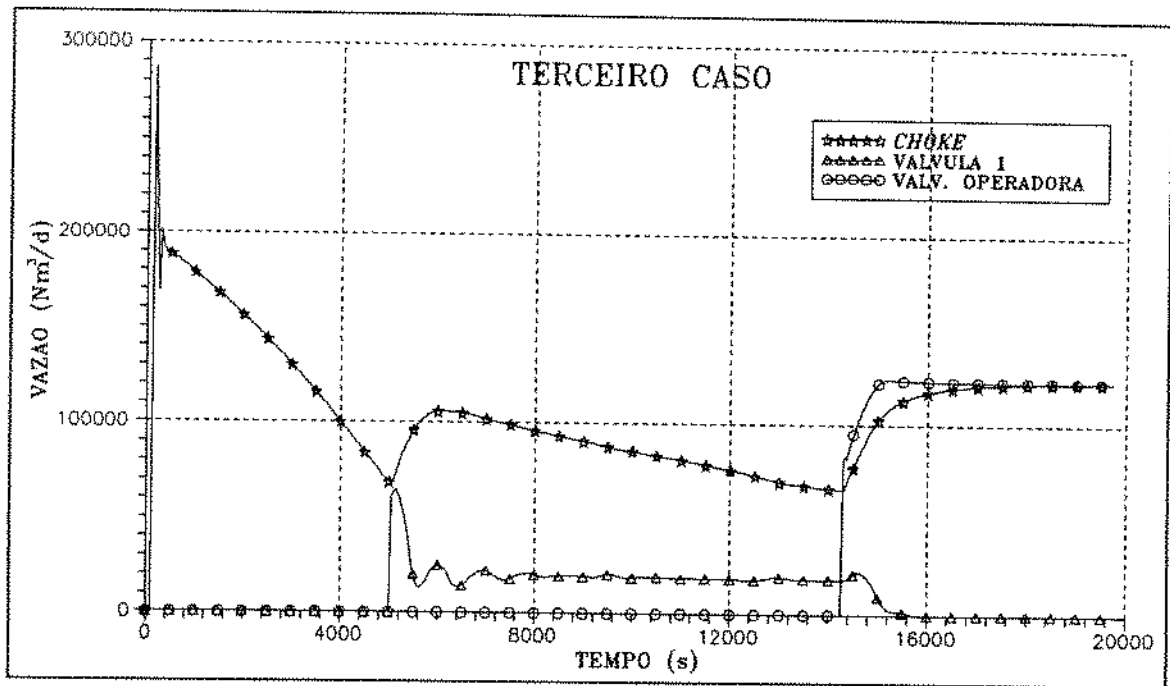


Figura 30: Vazão de gás no *choke* e nas válvulas - terceiro caso

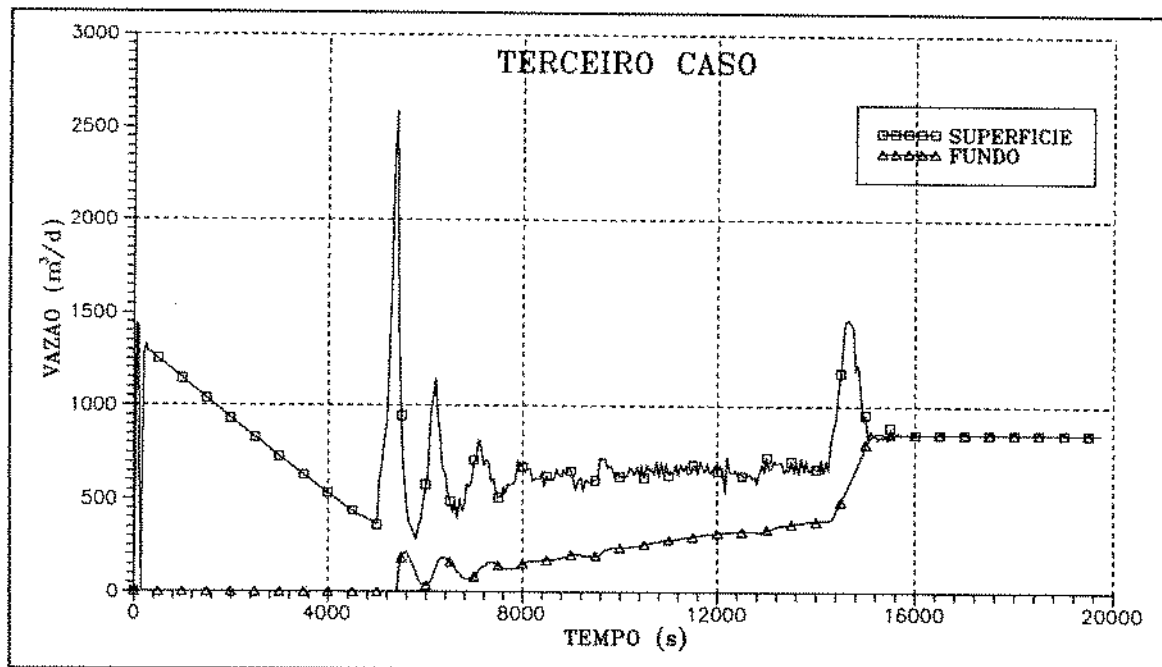


Figura 31: Vazão de líquido na coluna - terceiro caso

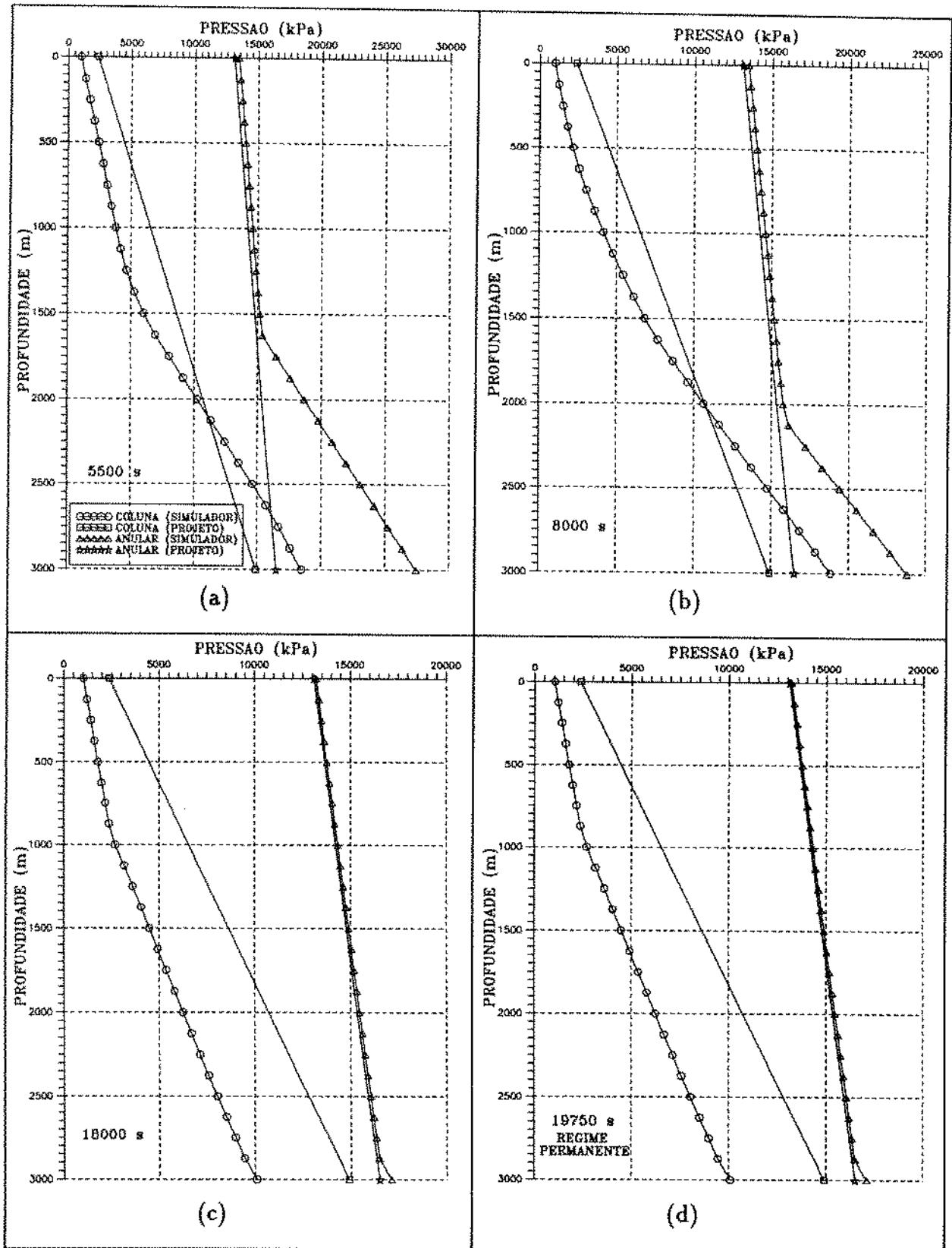


Figura 32: Pressão versus profundidade - terceiro caso



Analisando mais detidamente os dois gráficos de vazão, pode-se perceber que, mais uma vez, imediatamente depois que o gás atinge a válvula superior (ao redor de 5000 s), sua vazão é máxima, o mesmo sucedendo com o líquido na superfície e então o reservatório produz. A produção de óleo de  $850 \text{ m}^3/\text{d}$ , combinada com uma RGOF de 56  $\text{Nm}^3/\text{m}^3$  e injeção de  $123000 \text{ Nm}^3/\text{d}$  de gás resulta uma RGLT na ordem de  $200 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$ .

#### 4.4 Alguns Comentários Adicionais

Nesta altura do trabalho, com os casos já expostos em detalhes, alguns tópicos de interesse são enfatizados ou esclarecidos:

- Nos três casos estudados, a pressão de gás de injeção é mais elevada do que aquela com que normalmente se pode contar nas locações (aproximadamente 8000 kPa), exceto quando se dispõe de compressor Booster ou facilidades de nitrogênio, o que é comum em poços marítimos (mais de 15000 kPa). Dispondo-se na superfície de níveis de pressão de gás mais elevados, logra-se atingir pontos mais profundos na coluna e, com isso, maior rendimento na instalação. Grosso modo, isto governou a escolha da pressão. Tal opção não impede que as conclusões possam ser generalizadas.
- Nenhum esforço é feito no sentido de se obter a linha do lugar geométrico dos pontos de injeção por qualquer critério e também sempre se dispõe de vazão de gás ilimitada, daí porque a vazão de óleo final se torna bem maior que a requerida nos três casos estudados quando o gás é injetado no fundo da coluna. A pressão e a vazão de gás

no *choke* de superfície podem ser ajustadas, uma vez concluída a descarga, de modo a se produzir a vazão de líquido desejada.

- Uma hipótese restritiva do simulador empregado (apêndice) é que o fluido de amortecimento deve ter as mesmas características do líquido do reservatório. Apenas por isso o gradiente de pressão do fluido de amortecimento usado é ligeiramente inferior ao que é usual. Mas isto não afeta em nada as conclusões.
- Finalmente, deve ser ressaltado que, segundo o simulador, o fato de a substituição do número de válvulas do projeto convencional por apenas duas válvulas não obstaculizar a descarga deve ser creditado, em boa medida, aos grandes picos de velocidade (efeitos inerciais) que surgem momentos antes de o reservatório produzir, característica recorrente nas figuras correspondentes apresentadas. Esta peculiaridade somente pode ser captada numa análise transiente e sempre é desprezada por todos os métodos disponíveis para projetos de GLC.

## 5 ESTUDO PARAMÉTRICO

Manobras de coluna de produção e mesmo outras intervenções no poço são sempre operações muito dispendiosas. Prevenindo-se quanto a isto, principalmente em poços marítimos, é usual a instalação de mandris de *gas lift* por ocasião da completação, ou seja, bem antes do efetivo emprego do GLC. Ademais, no desenvolvimento de poços satélites, às vezes se torna inevitável o projeto de espaçamento dos mandris com poucas informações confiáveis sobre o poço.

Retomando então a questão colocada em 2.2, da necessidade de projeto de GLC quando se têm limitadas informações sobre o poço e, também, atentando para os custos associados à partida de um poço, sempre diretamente proporcionais ao tempo e volume de gás consumidos, este capítulo se dedica à análise de sensibilidade destas grandezas a alguns parâmetros relevantes.

Um parâmetro é reiteradamente ensaiado pelo simulador, assumindo a cada vez valor crescente, permanecendo os demais com os seus valores originais constantes, com o volume de gás <sup>5</sup> e o tempo sendo medidos a cada incremento. O poço escolhido para a pesquisa, com apenas duas válvulas na coluna, é aquele de 2500 m de profundidade cujas características estão na tabela 3 e que é estudado no parágrafo 4.2. Os parâmetros

---

<sup>5</sup>Enquanto nos capítulos 3 e 4 se computa o volume de gás injetado na coluna através das válvulas, aqui o volume de gás consumido engloba todo o gás que passa pelo *choke* no decurso do descarregamento.

monitorados são:

- pressão estática do reservatório,  $P_e$ ;
- pressão de fluxo na superfície,  $P_{cab}$ ;
- pressão disponível de gás de injeção,  $P_{ko}$ ;
- abertura do *choke*;
- grau API do óleo,  $^{\circ}API$ ;
- índice de produtividade, IP;
- razão gás-óleo da formação, RGOF.

Os resultados alcançados são apresentados nas figuras de número 33 até 39.

A Fig.33 mostra o consumo de tempo e de gás como função de  $P_e$ . Na faixa de pressão estudada, de 18200 kPa a 20000 kPa, o volume de gás total e o tempo consumidos para a descarga por GLC são menores a cada incremento da pressão estática de reservatório,  $P_e$ . O tempo para se completar a descarga é um pouco mais sensível à variação da pressão de reservatório do que o volume de gás consumido.

A Fig.34 apresenta o consumo de tempo e de gás como função de  $P_{cab}$ . A pressão na cabeça do poço varia de 900 kPa até 1100 kPa. O tempo para a descarga e o volume de gás consumido crescem com a pressão de fluxo desejada na superfície. O

tempo é mais afetado pelo incremento de  $P_{cab}$ . Para a variação de  $P_{cab}$  mostrada, pode-se ter um aumento de mais de 3% no tempo de descarga para as condições impostas.

A Fig.35 mostra o consumo de tempo e de gás como função de  $P_{ko}$ . Se por um lado maior disponibilidade de pressão do gás de injeção permite diminuir bastante o tempo de descarga, por outro lado isto implica em razoável aumento no volume de gás. Entretanto, o tempo de descarga é bem mais sensível ao valor de  $P_{ko}$ . Varrendo uma faixa de valores de  $P_{ko}$  de 10400 kPa até 11300 kPa, o tempo para conclusão da descarga se altera em até 22% ao passo que o consumo de gás somente cresce 9%. Deve ser salientado que estes gráficos tomados em conjunto se relacionam diretamente com a potência do compressor.

A Fig.36 mostra o consumo de tempo e de gás como função da abertura do *choke*. A abertura equivalente do *choke* percorre valores de 0,008 m até 0,03 m ( 20/64 " a 76/64 " ). Até 0,016 m ( 40/64 " ) o tempo e o volume de gás decrescem acentuadamente com o aumento da abertura do *choke* contudo, a partir deste valor, o tempo não se altera ao contrário do consumo de gás, que aumenta consideravelmente. Daí se conclui que, para este caso em particular, há um valor ideal de abertura de *choke* que minimiza o consumo de gás sem prejuízo do tempo demandado para a descarga.

A Fig.37 mostra o consumo de tempo e de gás como função do  $^{\circ}$ API. O grau API do óleo está inversamente associado ao valor de sua massa específica. Então, como era de se esperar, o tempo e o volume de gás serão menores à medida em que se têm menores valores para o  $^{\circ}$ API numa relação praticamente linear. Mais uma vez, o tempo

é mais sensível ao parâmetro.

A Fig.38 apresenta o consumo de tempo e de gás como função do IP. O IP traduz a capacidade de produção de um poço . Pelos dois gráficos cartesianos da fig. 38, nota-se que o tempo e o volume de gás gastos numa descarga serão menores para maiores valores de IP. Todavia, estas grandezas não são grandemente sensíveis ao IP do poço .

A Fig.39 mostra o consumo de tempo e de gás como função da RGOF. A RGOF varia de  $50 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$  até  $145 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$  em ambos os gráficos. O gás da formação por ser compressível e mais leve que o óleo, acaba por favorecer a descarga e, por isso, quanto maior a RGOF, menor o consumo de tempo e gás de injeção para o GLC. Na faixa estudada, a variação da RGOF repercute em até 20% para o tempo e 10% para o consumo de gás.

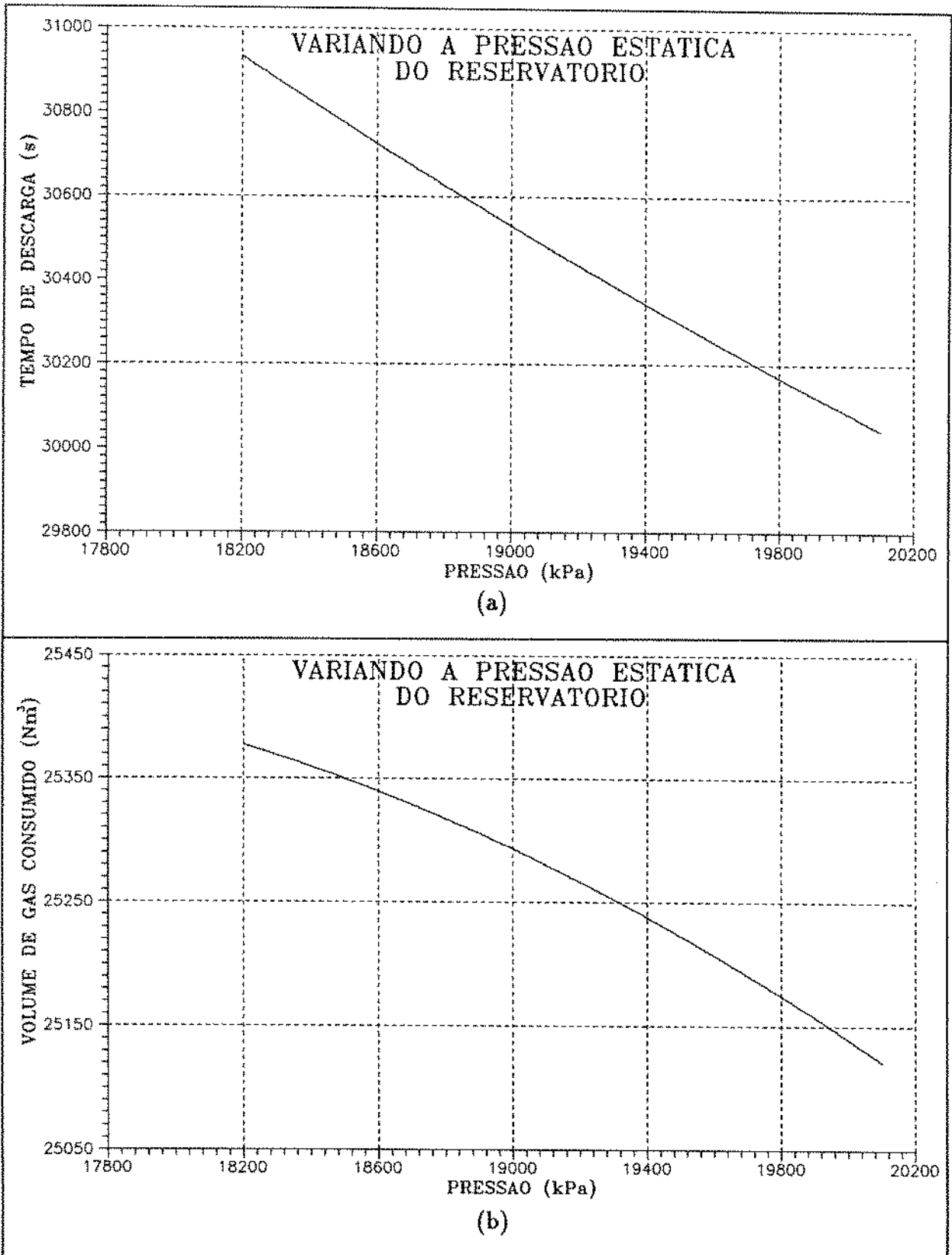


Figura 33: Consumo de tempo e de gás como função de  $P_e$

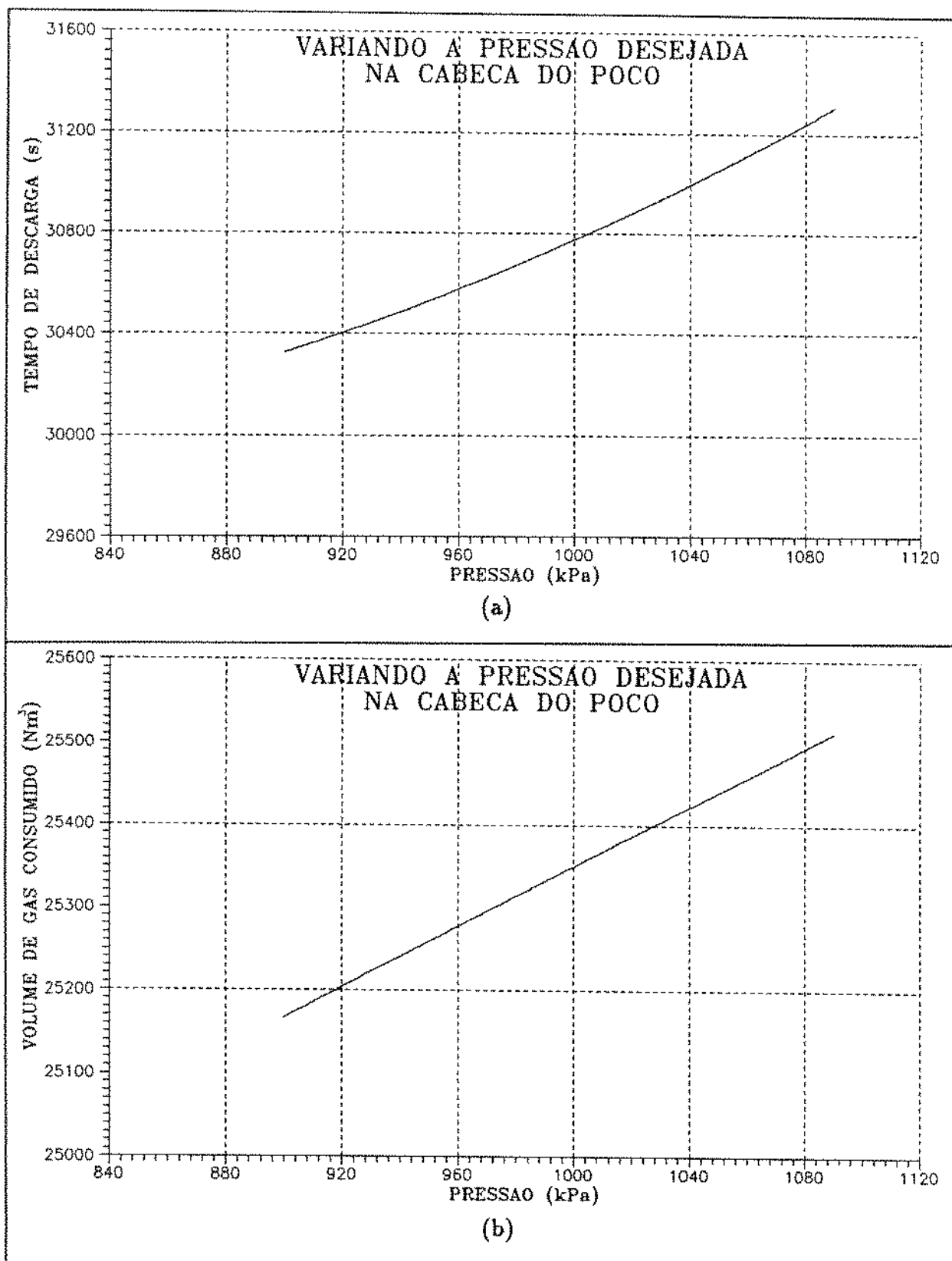


Figura 34: Consumo de tempo e de gás como função de  $P_{cab}$



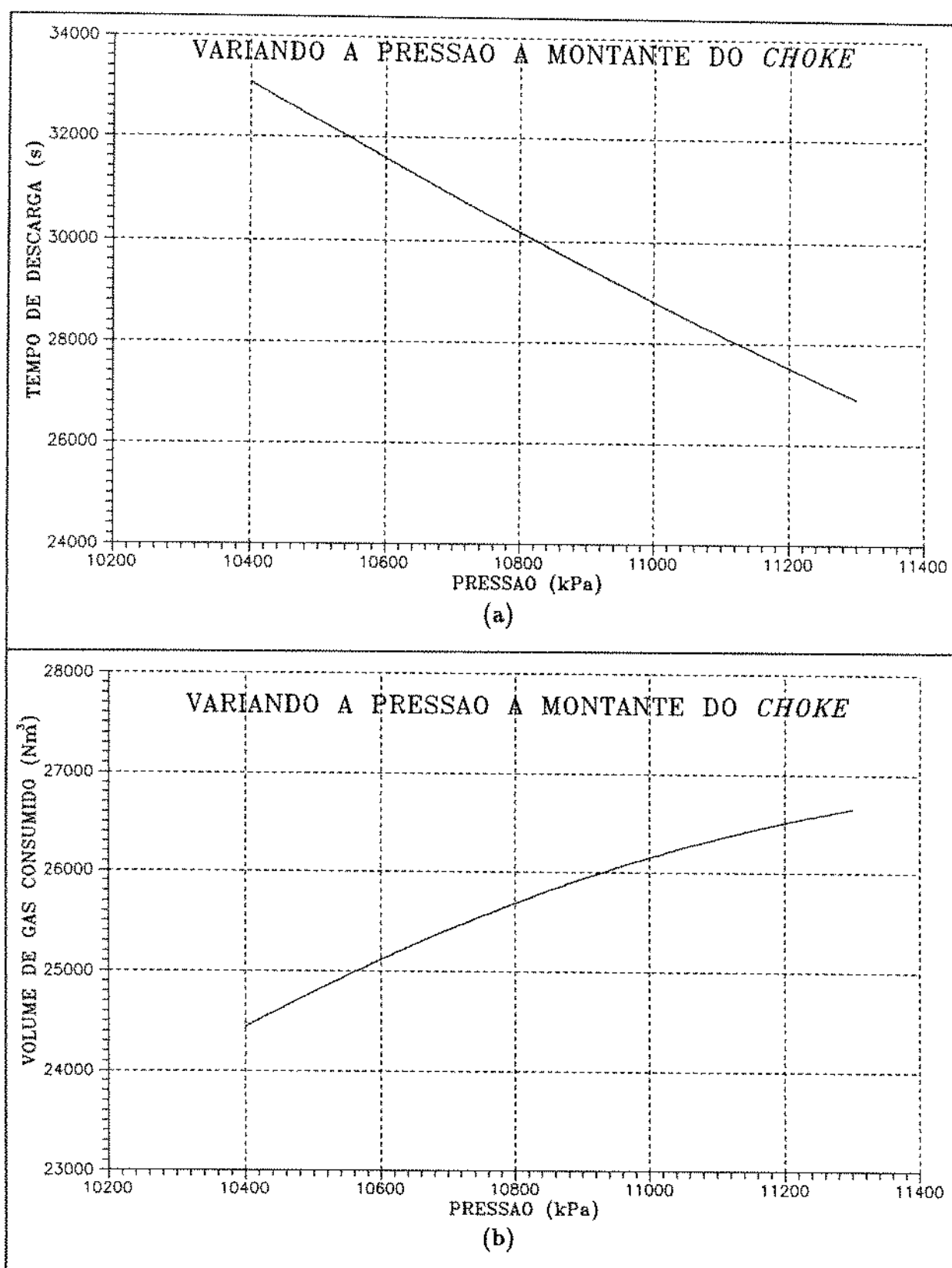


Figura 35: Consumo de tempo e de gás como função de  $P_{ko}$

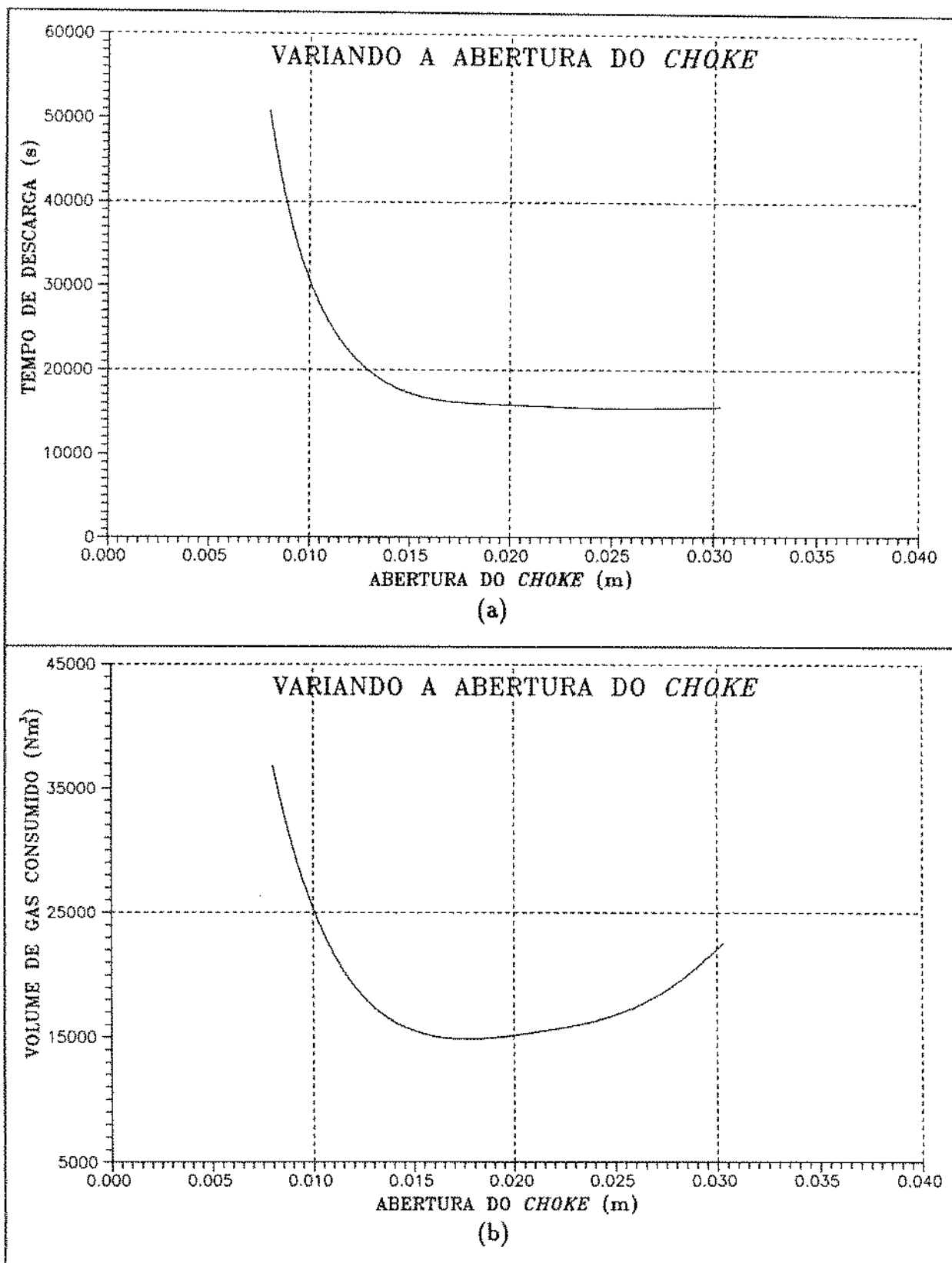


Figura 36: Consumo de tempo e de gás como função da abertura do *choke*

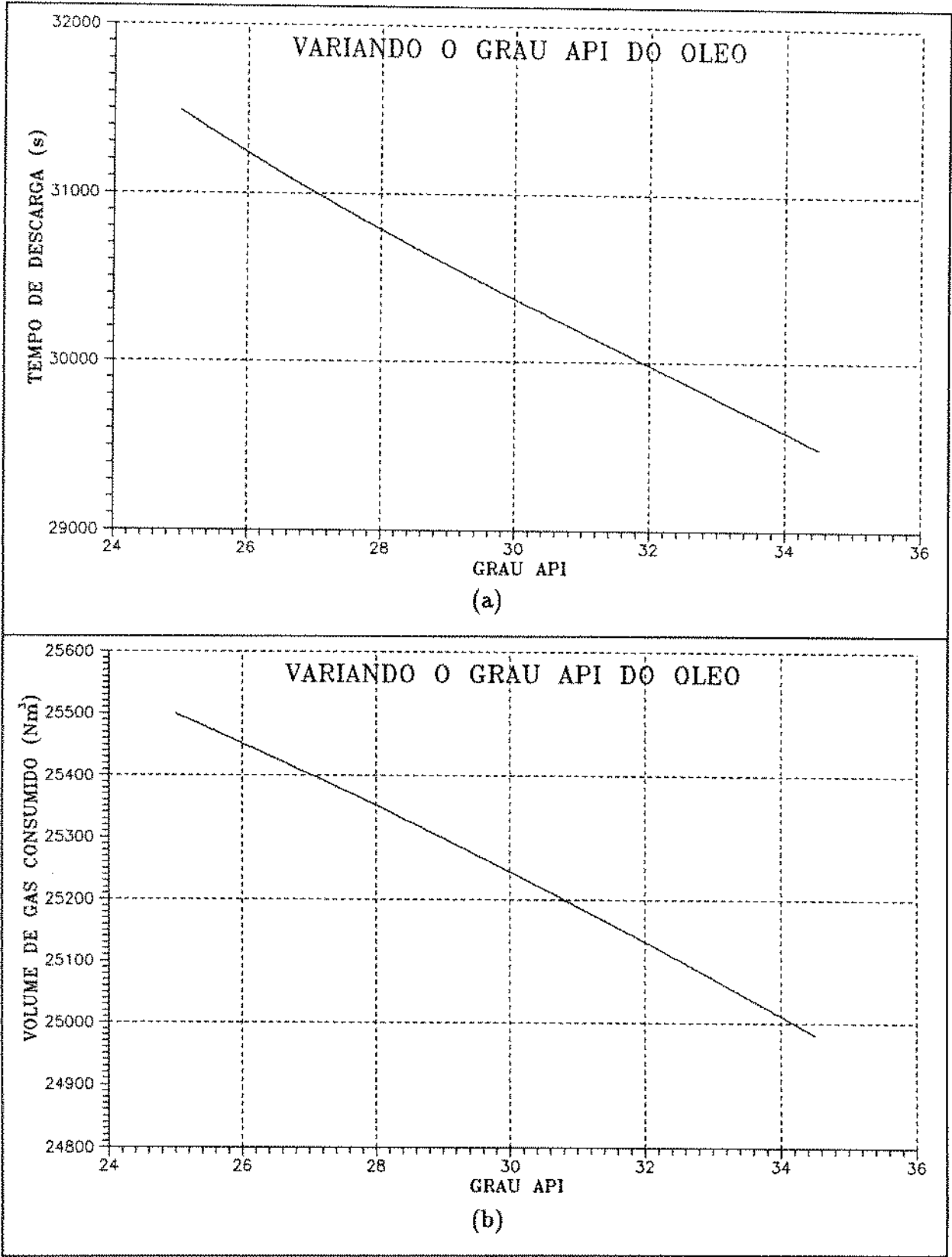


Figura 37: Consumo de tempo e de gás como função do ° API

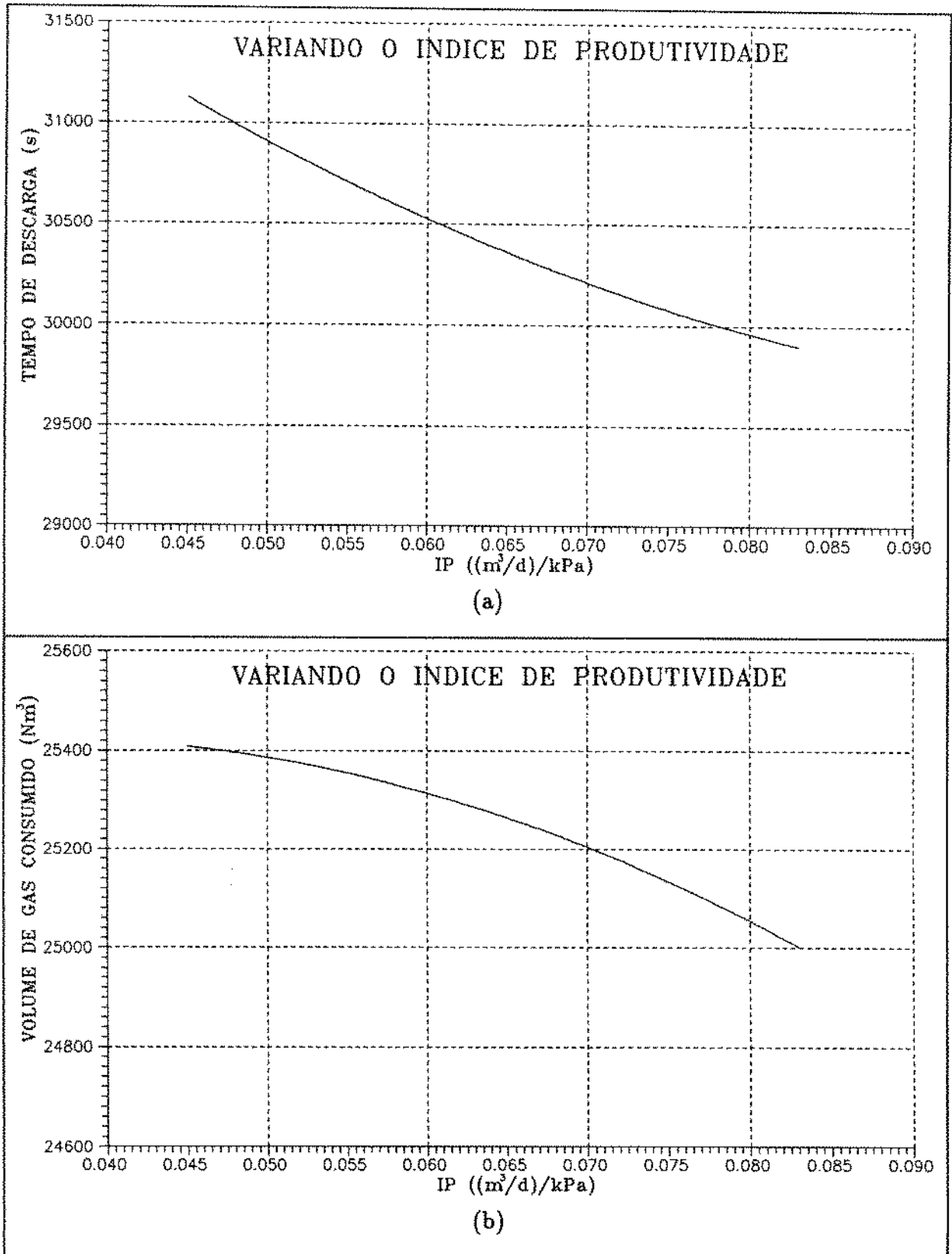


Figura 38: Consumo de tempo e de gás como função do IP

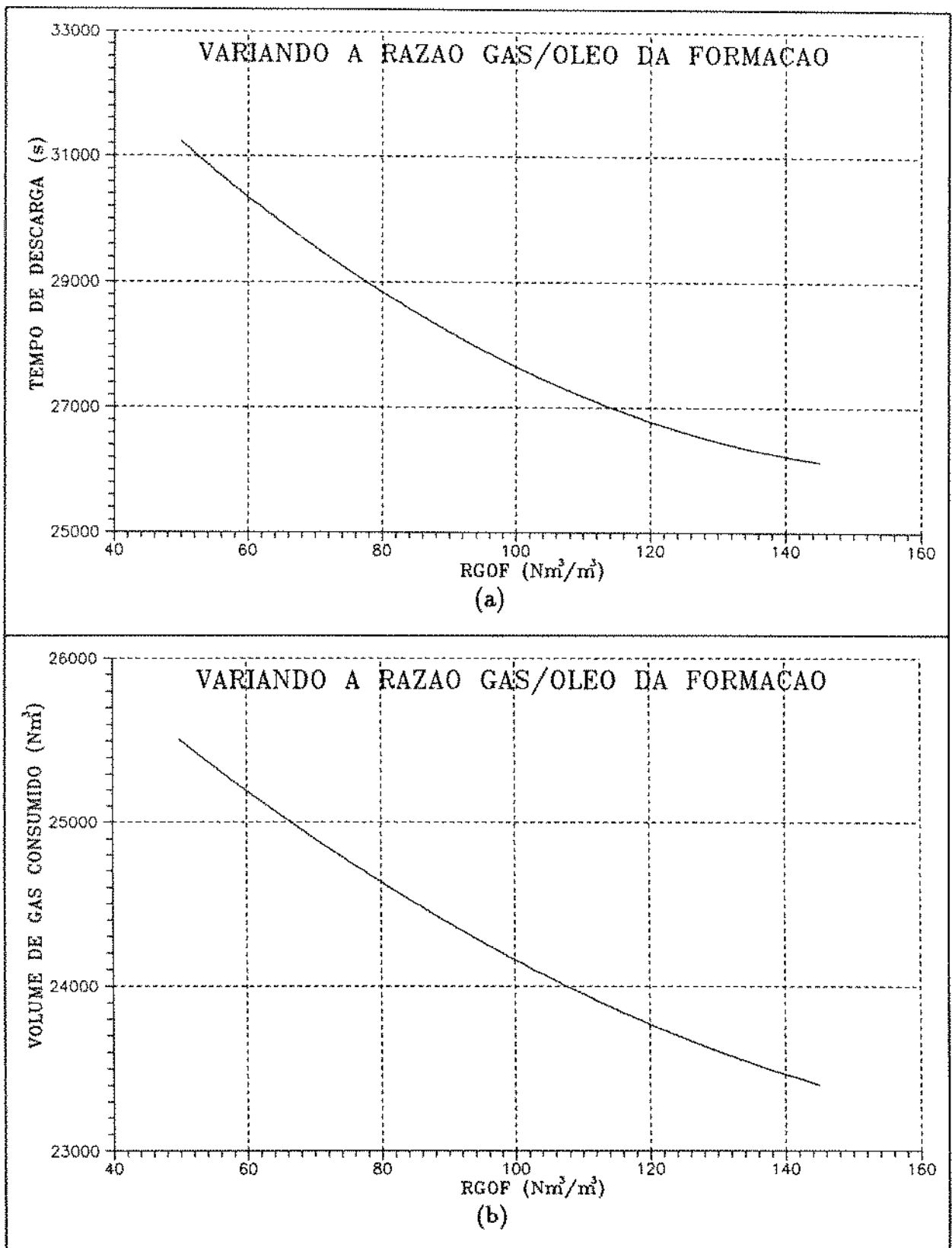


Figura 39: Consumo de tempo e de gás como função da RGOF

## 5.1 Análise dos Resultados

Pelo que se depreende das figuras exibidas neste capítulo, o tempo para a consecução da descarga por GLC é mais sensível aos parâmetros aqui considerados do que a demanda de gás de injeção, muito embora ambas as grandezas acusem diferenças com a alteração dos parâmetros segundo a metodologia empregada.

Todo o estudo foi conduzido tendo-se um poço equipado com duas válvulas na coluna de produção, como já explicado antes. Assim, deve-se considerar que quando se tem um poço projetado para o GLC seguindo um método convencional, alguma coisa pode mudar no que tange à sensibilidade das grandezas tempo e volume de gás. Particularmente, a regulagem do *choke* possivelmente não apresentasse um ponto ótimo tão evidente, o que pode ser desvantajoso.

Dos parâmetros acompanhados neste estudo, alguns não são passíveis de controle do ponto de vista da elevação artificial por se tratar de característica natural do reservatório (pressão estática de reservatório,  $P_e$ ; grau API do óleo,  $^{\circ}\text{API}$ ; índice de produtividade, IP e razão gás/óleo da formação, RGOF) enquanto que outros já o são (pressão de fluxo na superfície,  $P_{cab}$ ; pressão disponível de gás de injeção,  $P_{ko}$  e abertura do *choke*). Aqui, o que se almeja é, além de avaliar os efeitos para a descarga de um projeto feito a partir de dados incertos, poder também fornecer subsídios para uma definição mais acertada dos parâmetros controláveis. Com isto, pode-se ter uma condição de produção economicamente mais interessante para a instalação.

## 6 CONCLUSÕES

Assumindo as hipóteses feitas no corpo do trabalho, as investigações conduzidas com o simulador computacional sugerem que:

- Uma instalação de GLC, seguindo o espaçamento das válvulas ditado pelo método de projeto convencional descrito no capítulo 2, nem sempre vai operar protegida contra múltiplos pontos de injeção de gás na coluna, o que pode provocar menor rendimento na operação . O projeto incorpora critérios necessários mas não suficientes para assegurar o fechamento de todas as válvulas acima da operadora uma vez concluída a descarga.
- Quando despreza as particularidades de fluxo transitório inerentes ao descarregamento de um poço , o projeto convencional para GLC acaba por indicar um número de válvulas além do mínimo necessário.
- Fixadas todas as outras condições , a partida de um poço será tão mais rápida quanto maior o número de válvulas presentes na coluna. Se por um lado a brevidade da operação baixa o consumo de gás, por outro lado os riscos de intervenção crescem com o número de válvulas. A possibilidade de avaria nas válvulas não é compensada pela eventual economia no uso do gás de injeção , mesmo quando se emprega o nitrogênio para este fim e o custo de sonda também existe. Em suma, deve-se instalar o menor número de válvulas possível.

- Para cada poço em particular, com apenas duas válvulas na coluna de produção , há um valor ideal para a abertura do *choke* o qual minimiza o consumo de gás na descarga sem que isso demande um maior tempo total.
- O tempo e o volume de gás consumidos na descarga não são muito sensíveis ao IP do poço quando a injeção de gás ocorre no fundo da coluna de produção .
- O tempo de descarga é mais sensível ao valor da pressão de gás de injeção disponível do que o volume de gás.



## 7 RECOMENDAÇÕES

- O simulador empregado reúne hipóteses simplificadoras que podem comprometer o rigor dos resultados. Modificações devem ser introduzidas com o tempo de modo a se contornar estas limitações bem como ampliar suas possibilidades. Por exemplo, não é possível simular reentrada em operação de poços , ocasião em que a coluna contém líquido enquanto o anular está totalmente preenchido pelo gás, situação bastante comum na prática.
- Também, tendo em vista o caráter experimental do simulador, seria interessante que operações reais pudessem ter seus resultados confrontados com aqueles gerados pela simulação .
- As deficiências dos métodos convencionais são apontadas, contudo não se pode contar com nenhuma outra alternativa ainda. Sobretudo pelas vantagens obtidas com a diminuição do número de válvulas, um método analítico para projeto de GLC com no máximo duas válvulas na coluna de produção deve ser idealizado.

## NOMENCLATURA

### Letras Romanas:

$A$	área transversal da coluna de produção, $m^2$
$A_b$	área do fole da válvula de <i>gas lift</i> , $m^2$
$A_v$	área do orifício da válvula de <i>gas lift</i> , $m^2$
$API$	grau <i>API</i> do óleo
$B_g$	fator volume de formação do gás
$BSW$	fração de água (não se considera sólido)
$d$	diâmetro interno do orifício da válvula de gás/líquido, $m$
$D$	diâmetro interno da tubulação, $m$
$F_{tp}$	fator de fricção de duas fases
$g$	aceleração da gravidade, $\frac{m}{s^2}$
$GLC$	<i>gas lift</i> contínuo
$GLI$	<i>gas lift</i> intermitente
$H_k$	<i>hold up</i> da fase $k$ com escorregamento
$IP$	índice de produtividade do poço, $\frac{m^3/d}{kPa}$
$L$	profundidade, $m$
$m$	massa, $kg$
$\dot{M}$	vazão mássica, $\frac{kg}{s}$
$\dot{m}_k$	vazão mássica por unidade de volume da fase $k$ , $\frac{kg}{sm^3}$
$P_{b@80}$	pressão de nitrogênio no fole da válvula a 80°F, $kPa$
$P_{bt}$	pressão de nitrogênio no fole da válvula na temperatura de operação, $kPa$
$P_{cab}$	pressão desejada na cabeça do poço, $kPa$
$P_{cal@80}$	pressão de calibração a 80°F, $kPa$
$P_e$	pressão estática do reservatório, $kPa$
$P_{ff}$	pressão de fundo em fluxo, $kPa$
$P_{ms}$	pressão a montante do "choke" de injeção de gás, $kPa$
$P_t$	pressão na coluna de produção, $kPa$
$P_{vc}$	pressão abaixo da qual não há fluxo pela válvula, $kPa$
$P_{vo}$	pressão acima da qual há fluxo pela válvula, $kPa$
$Q_{gc}$	vazão de gás na cabeça do poço, $\frac{Nm^3}{d}$
$Q_{gf}$	vazão de gás no fundo do poço, $\frac{Nm^3}{d}$
$Q_{gs}$	vazão de gás através do <i>choke</i> de injeção, $\frac{Nm^3}{d}$

$Q_{gv}$	vazão de gás através da válvula, $\frac{Nm^3}{d}$
$Q_{lc}$	vazão de líquido na cabeça do poço, $\frac{m^3}{d}$
$Q_{lf}$	vazão de líquido no fundo do poço, $\frac{m^3}{d}$
$Q_{lv}$	vazão de líquido através da válvula, $\frac{m^3}{d}$
$R$	razão entre áreas da válvula (orifício e fole)
$RGL$	razão gás/líquido
$RGLI$	razão gás/líquido de injeção
$RGO$	razão gás/óleo
$RGOF$	razão gás/óleo da formação
$RGOT$	razão gás/óleo total
$t$	tempo, $s$
$T$	temperatura absoluta, $K$
$v_a$	volume total do espaço anular, $m^3$
$v_g$	volume do espaço anular ocupado pelo gás, $m^3$
$v_l$	volume do espaço anular ocupado pelo líquido, $m^3$
$V_m$	velocidade da mistura, $\frac{m}{s}$
$V_{sk}$	velocidade superficial da fase $k$ , $\frac{m}{s}$
$Z$	fator de compressibilidade do gás
$z$	variável de posição, $m$

#### Letras gregas:

$\alpha_e$	ponderador referente ao gradiente de pressão devido a elevação
$\alpha_f$	ponderador referente ao gradiente de pressão devido a fricção
$\gamma_k$	densidade da fase $k$
$\Delta t$	intervalo de tempo, $s$
$\Delta z$	comprimento da célula, $m$
$\theta$	ângulo de inclinação do poço com a horizontal, grau
$\rho_k$	massa específica da fase $k$ , $\frac{kg}{m^3}$
$\sigma_k$	tensão superficial, $N/m$

## Subscritos:

<i>f</i>	fundo
<i>g</i>	gás
<i>k</i>	fase <i>k</i>
<i>l</i>	líquido
<i>o</i>	óleo
<i>p</i>	condições -padrão
<i>s</i>	superfície
<i>v</i>	válvula
<i>w</i>	água

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

### Referências

- [1] Almeida, A.R., "Vazão de Gás Através de Válvulas de Elevação Pneumática", partes 1 e 2, CENPES / DIPLOT / SEPROV (1991).
- [2] Bendiksen, K.H., "The Dynamic Two-Fluid Model OLGA: Theory and Application", SPE Production Engineering, vol. 6 N.2 (May, 1991) pp. 171 - 180.
- [3] Biglarbigi, K., "Gas Performance of Gas Lift Valves", M. Sc. Thesis, The University of Tulsa, Oklahoma (1985).
- [4] Blann, J.R. *et alii*, "Gas lift" - Book 6 of the Vocational Training Series, 2ª ed., Production Department, American Petroleum Institute (1984).
- [5] Brill, J.P. & Beggs, H.D., "Two Phase Flow in Pipes", 5ª ed., The University of Tulsa, Oklahoma (1986).
- [6] Brown, K.E., "The Technology of Artificial Lift Methods", 2ª ed., Petroleum Publishing co., Tulsa, Oklahoma (1980).

- [7] Candido, S.F., "Sistema de Produção de Petróleo no Mar em Áreas de Grandes Lâminas D'Água: Dimensionamento das Linhas e do Método de Elevação artificial", Tese de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas (1989).
- [8] Capucci, E.C., "Simulação de Descarga de Poços Através de Válvulas de Gas Lift", Tese de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas (1990).
- [9] Lyczkowski, R.W., Gidaspow, D., Solbrig, C.W., Hughes, E.D., "Characteristics and Stability of Transient One-Dimensional Two-Phase Flow Equations and Their Finite Difference Aproximations", Nuclear Science and Engineering 66. 378 - 396 (1978).
- [10] Nickens, H.V., "A Dynamic Computer Model of a Kicking Well" , SPE Drilling Engineering, June (1987).
- [11] Peixoto, G.A. *et alii.*, "Projeto de Gas Lift Contínuo - O Método RPSE", Petrobrás, RPSE/DIROL/SEMEP (1988).

- [12] Santos, O.L.A., "A Dynamic Model of Diverter Operations for Handling Shallow Gas Hazards in Oil and Gas Exploratory Drilling", Ph. D. Dissertation, Louisiana State University (1989).
- [13] Starrett, M. *et alii*, "A Shallow Gas Kick Simulator Including Diverter Performance", artigo SPE 18019 - 63a Conferência Técnica Anual, Houston, Texas, Out. (1988).

## BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR

Asheim, H., "Criteria for *Gas Lift Stability*", Journal of Petroleum Technology, 1452 - 1456 (1988).

Benneti, C.O. & Myers, J.E., "Momentum, Heat and Mass Transfer", 5a ed., McGraw-Hill Book Company (1982).

Bird, R.B. *et alii.*, "Transport Phenomena", 1a ed., John Wiley & Sons (1960).

Carnahan, B., Luther, H.A. & Wilkes, J.O., "Applied Numerical Methods", N.Y., John Wiley & Sons, Inc. (1969).

Decker, L.A., "Analytical Methods for Determining Pressure Response of Bel-  
lows Operated Valves", SPE (1985).

Griffith, P.R. and Wallis, G.B., "Two-Phase Slug Flow", Jour. of Heat Transfer, vol. 83, no 3, pp. 307 - 407 (1961).



Liles, D.R. and Reed, W.H., "A Semi-implicit Method for Two-Phase Fluid Dynamics", Jour. Comp. Phys. 390 - 407 (1978).

Matos, J.S., "Gas lift Contínuo", CAPRO, CEN-NOR, Salvador, BA (1989).

Motta Filho, B.R., "Método para Análise do "Gas lift" Contínuo em Poços de Petróleo", Tese de Mestrado, Universidade Federal de Ouro Preto (1987).

Nieberding, M.A., Schmidt, Z.X., Blais, R.N. and Doty, D.R., "Normalization of Nitrogen-Loaded Gas-lift Valve", artigo SPE 20673 - 65ª Conferência Técnica Anual, New Orleans, LA, Setembro 23 - 26 (1990).

Rubel, M.T., "Laboratory Validation of Critical Flow Choke Rate Equations for Wet Steam at Field Operating Conditions", artigo SPE 19699 - 64ª Conferência Técnica Anual em Outubro de 1989.

Winkler, H.W. and Camp, G.F., "Dynamic Performance Testing of Single Element Unbalanced Gas-lift Valves", artigo SPE 14348 - 60ª Conferência Técnica Anual; Society of Petroleum Engineers; Las Vegas, Set. (1985).

## APÊNDICE

### FUNDAMENTOS DO SIMULADOR COMPUTACIONAL

Aqui será delineado sucintamente o simulador utilizado na investigação conduzida nos capítulos precedentes. Trata-se de um programa computacional em linguagem FORTRAN elaborado por Capucci [8] para sua tese de mestrado em 1990, revisto e adaptado aos fins deste estudo.

Assim, partindo da condição de poço amortecido equipado com válvulas de *gas lift*, de pressão ou de orifício, o simulador, baseado nas equações de conservação, reproduz os fenômenos que se sucedem ao longo da descarga até a condição de produção em regime permanente.

#### 1. Modelo Físico

O poço objeto de estudo, esboçado na figura A.1, é subdividido em três volumes de controle que permanecem em contínua interação :

- (a) Coluna de Produção : é subdividida em várias células superpostas. A execução numérica se processa célula a célula desde o fundo até o topo. Na partida, sempre estará completamente cheia de líquido. Suas válvulas se comportam como fontes de massa conectadas ao anular.

(b) Anular: para efeito de cálculo, é considerado um volume único que abastece a coluna de produção com fluido durante a descarga via válvulas de *gas lift*.

Na partida, poderá estar parcialmente cheio de líquido, desde que o nível seja maior ou igual à altura da primeira válvula, isto é, todas as válvulas devem partir cobertas pelo líquido.

(c) Reservatório: é modelado como sendo uma fonte de massa para a coluna de produção e representado pela IPR do poço.

A cada passo temporal, as variáveis (pressão, velocidade, *hold-up*, etc.) da coluna de produção são obtidas via resolução do balanço de massa e da quantidade de movimento, célula a célula, computando o fluxo de massa das fontes: reservatório, substituído pela IPR e válvulas, cujas vazões são calculadas com o emprego de equações características de desempenho. Para que este objetivo seja alcançado mais facilmente, são observadas as seguintes hipóteses simplificadoras:

- despreza-se a transferência de massa, embora se considere escorregamento entre as fases;
- mistura água/óleo totalmente homogênea com massa específica constante obtida por

$$\rho_l = \rho_o(1 - BSW) + \rho_w BSW$$

- desprezam-se perdas de carga por fricção e aceleração no espaço anular onde também não ocorre mistura gás-líquido;

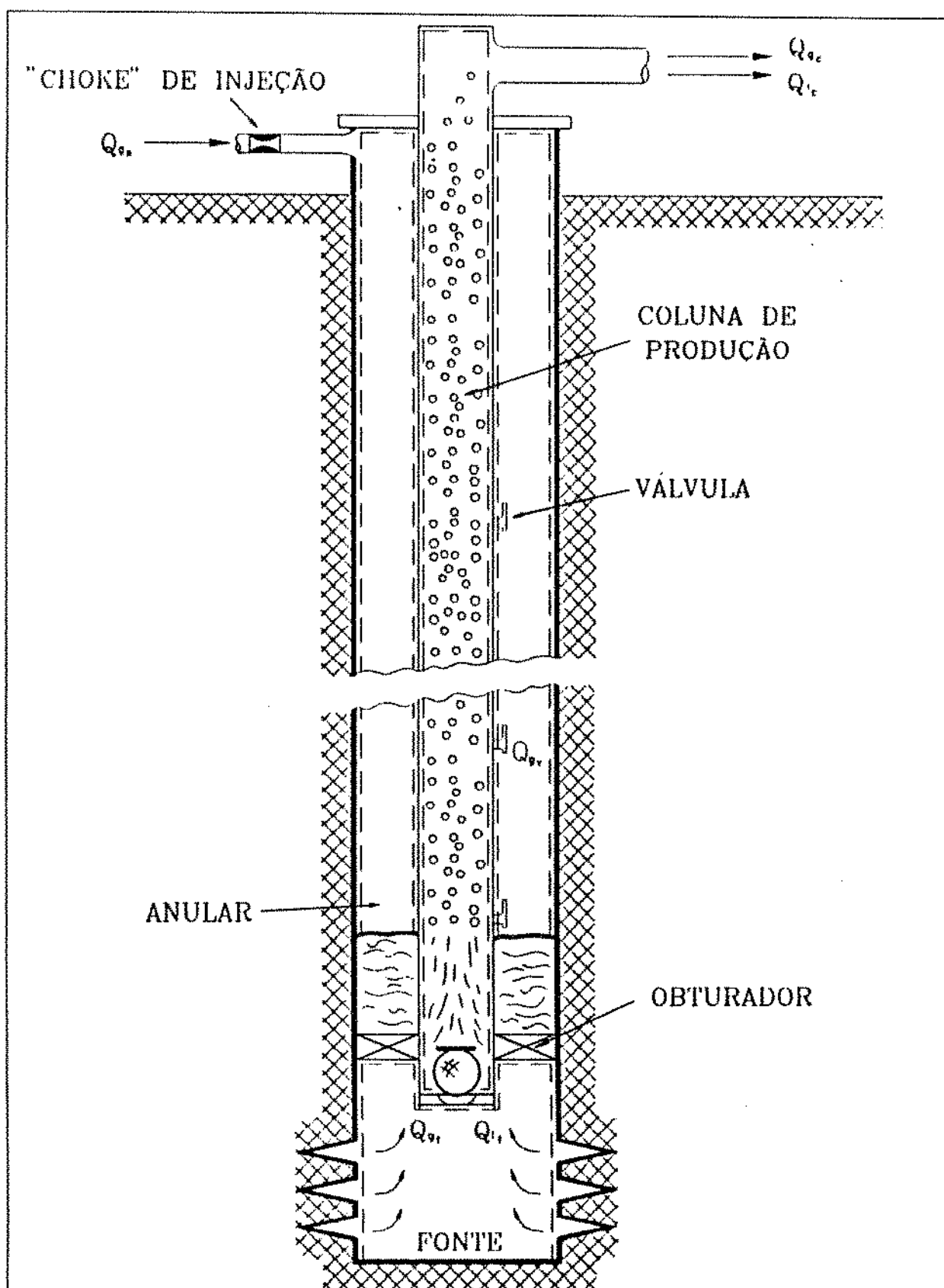


Figura A.1: Esquema do poço considerado

- líquido produzido e aquele inicialmente no poço têm as mesmas características;
- gás injetado e gás produzido de características idênticas;
- líquido livre de gás dissolvido;
- pressão invariável a montante do *choke* de injeção ;
- temperatura de gradiente retilíneo e constante (por isso não é usada a equação da conservação da energia);
- reservatório de transmissibilidade infinita.

## 2. Modelo Matemático

Os valores das incógnitas são obtidos utilizando 5 equações: balanço de massa e de estado (uma para cada fase) e balanço da quantidade de movimento da mistura. Além disso, para o cálculo do fator de fricção de duas fases e do *hold-up* líquido, duas correlações são empregadas. Para efeito de modelagem matemática, são considerados os dois volumes de controle representados pelo espaço anular e pela coluna de produção . Para tanto, os parâmetros a seguir devem ser conhecidos *a priori*:  $P_e, P_{cab}, P_{ms}, IP, D, RGL, API, BSW, \gamma_g, T_f, T_s, \sigma_l, P_{cal@80}, d, R$  e  $B_g$ .

### (a) Coluna de Produção

É empregada a equação da continuidade na forma unidimensional com um termo que incorpora a fonte. Para fluxo transiente de mistura gás-líquido isto se traduz na seguinte expressão para cada fase:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_k H_k) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_k V_{zk}) + \dot{m}_k = 0 \quad (\text{A.1})$$

onde  $H_k$  representa o *hold-up* com escorregamento da fase  $k$  (relação entre o volume ocupado pela fase  $k$  e o volume total em dado trecho) e  $V_{sk}$  é a velocidade superficial da fase  $k$  (vazão volumétrica sobre a área transversal do duto). O termo de geração,  $\dot{m}_k$ , tem dimensão de vazão mássica por unidade de volume e leva em conta o fluxo nas válvulas <sup>6</sup>, positivo no sentido anular-coluna.

Para a mistura, usa-se a equação da conservação da quantidade de movimento na forma:

$$-\frac{\partial P}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l V_{sl} + \rho_g V_{sg}) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\rho_l V_{sl}^2}{H_l} + \frac{\rho_g V_{sg}^2}{1 - H_l} \right) + \frac{\partial P}{\partial z_{grav}} + \frac{\partial P}{\partial z_{atrito}} \quad (A.2)$$

na qual,

$$\frac{\partial P}{\partial z} = \text{queda de pressão total};$$

$$\frac{\partial P}{\partial z_{grav}} = \text{queda de pressão por ação da gravidade}$$

$$= g \rho_m \text{sen} \theta = g[\rho_g(1 - H_l) + \rho_l H_l] \text{sen} \theta;$$

$$\frac{\partial P}{\partial z_{atrito}} = \text{queda de pressão por fricção}$$

$$= \frac{F_{fp} \rho_{ms} V_m^2}{2D},$$

$$\text{onde } \rho_{ms} = \frac{\rho_l V_{sl} + \rho_g V_{sg}}{V_{sl} + V_{sg}} \text{ e}$$

$$V_m = V_{sl} + V_{sg}.$$

<sup>6</sup>Para o cálculo das vazões de gás, é aplicada a metodologia desenvolvida por Biglarbigi [3] se válvula de pressão ou a equação de Thornhill & Craver [1] se de orifício.

O fator de fricção de duas fases,  $F_{tp}$ , é obtido através de correlações: Beggs & Brill [5] quando  $H_l > 0,1$  e Duns & Ros quando  $H_l < 0,1$ . O *hold-up* líquido com escorregamento é avaliado segundo os critérios estabelecidos por Santos [12], onde o cálculo subordina-se ao regime de fluxo reinante.

Dado que a massa específica do líquido,  $\rho_l$ , por simplicidade, permanece invariável, resta então conhecer-se  $\rho_g$ , o que se consegue com a equação de estado:

$$\rho_g = \frac{3,49 \gamma_g P}{Z T} \quad (\text{A.3})$$

em unidades SI.

#### (b) Espaço Anular

Neste volume de Controle, a pressão na entrada é fornecida por

$$\frac{dP}{dt_{sup}} = \frac{\rho_{gp}(Q_{gs} - \sum Q_{gv}) - \rho_g \sum Q_{lv}}{v_g \frac{d\rho_g}{dP_{sup}}} \quad (\text{A.4})$$

que se origina do desenvolvimento a seguir. Aplicando a equação da continuidade para as fases segregadas, em cada instante, teremos para o líquido:

$$\sum \dot{M}_{lv} + \rho_l \frac{dv_l}{dt} = 0$$

ou,

$$\frac{dv_l}{dt} = -\sum Q_{lv} \quad (\text{A.5})$$

e para o gás,

$$\sum \dot{M}_{gv} + \frac{dv_g \rho_g}{dt} = \dot{M}_{gs}$$

ou,

$$\rho_{gp} \sum Q_{gv} + \rho_g \frac{dv_g}{dt} + v_g \frac{d\rho_g}{dt} = \rho_{gp} Q_{gs}. \quad (\text{A.6})$$

Mas  $v_l = v_A - v_g$ , que diferenciado em relação ao tempo,  $\frac{dv_l}{dt} = -\frac{dv_g}{dt}$  e aplicada em (A.5) torna-se:

$$\frac{dv_g}{dt} = \sum Q_{lv} \quad (\text{A.7})$$

Substituindo (A.7) em (A.6) e aplicando a regra da cadeia em  $v_g \frac{d\rho_g}{dt}$ , resulta:

$$\rho_{gp} \sum Q_{gv} + \rho_g \sum Q_{lv} + v_g \frac{d\rho_g}{dP} \frac{dP}{dt} = \rho_{gp} Q_{gs},$$

de onde se obtém (A4) quando o termo  $\frac{dP}{dt}$  é isolado.



## (c) Condições iniciais

Em  $t = 0$ , temos:

- $V_{sl}(z, 0) = 0$ ;
- $V_{sg}(z, 0) = 0$ ;
- $H_l(z, 0) = 1$ ;
- o reservatório não produz nem recebe fluxo reverso;
- a pressão em qualquer ponto da coluna é a hidrostática;
- espaço anular cheio de líquido até pelo menos cobrir a primeira válvula.

## (d) Condições de Contorno

- $P(L, t) = \text{constante}$ ;

•

$$V_{sl}(0, t) = \frac{IP(P_e - P_{ff})}{A} ; \quad (\text{A.8})$$

•

$$V_{sg}(0, t) = RGL \times V_{sl} \times B_g ; \quad (\text{A.9})$$

- $P_{ms} = \text{constante}$ .

## 3. Método Numérico

Para a coluna de produção, agora é possível montar um sistema de equações já mostradas, propiciando solução para as cinco incógnitas ( $P, V_{sl}, V_{sg}, \rho_g$  e  $H_l$ ) todas como função do tempo e do espaço. Contudo, um método numérico deverá ser adotado para o cômputo dos valores aproximados destas variáveis, tendo em vista

a inexistência de solução analítica para equações diferenciais parciais hiperbólicas, tais como as deste caso.

Dentre os métodos numéricos disponíveis, optou-se pela técnica das diferenças finitas para a aproximação das soluções, pela conveniência de simplicidade e suficiente precisão. A figura A.2 mostra o esquema adotado: uma célula qualquer nos tempos anterior e atual. Os valores nos pontos 1, 2 e 5 são aqueles conhecidos com os quais se obtêm aqueles do ponto 6. Os pontos 3 e 4 representam as médias das propriedades em ambos os tempos.

Uma vez discretizadas, as equações se tornam:

- Líquido:

$$\frac{H_{16} + H_{15} - H_{12} - H_{11}}{2 \Delta t} + \frac{V_{sl6} - V_{sl5}}{\Delta z} = -\frac{Q_l}{A \Delta z} \quad (\text{A.10})$$

- Gás:

$$\frac{\rho_{g6}(1 - H_{16}) + \rho_{g5}(1 - H_{15}) - \rho_{g2}(1 - H_{12}) - \rho_{g1}(1 - H_{11})}{2 \Delta t} + \frac{\rho_{g6}V_{sg6} - \rho_{g5}V_{sg5}}{\Delta z} = -\frac{\rho_{gp}Q_g}{A \Delta z} \quad (\text{A.11})$$

• Mistura:

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{2 \Delta t} (\rho_l V_{sl6} + \rho_{g6} V_{sg6} + \rho_l V_{sl5} + \rho_{g5} V_{sg5} - \rho_l V_{sl2} - \rho_{g2} V_{sg2} - \rho_l V_{sl1} - \rho_{g1} V_{sg1}) + \\
& + \frac{1}{2 \Delta z} \left( \frac{\rho_l V_{sl6}^2}{H_{l6}} + \frac{\rho_{g6} V_{sg6}^2}{(1 - H_{l6})} + \frac{\rho_l V_{sl2}^2}{H_{l2}} + \frac{\rho_{g2} V_{sg2}^2}{(1 - H_{l2})} - \frac{\rho_l V_{sl5}^2}{H_{l5}} - \frac{\rho_{g5} V_{sg5}^2}{(1 - H_{l5})} - \frac{\rho_l V_{sl1}^2}{H_{l1}} \right. \\
& \left. - \frac{\rho_{g1} V_{sg1}^2}{(1 - H_{l1})} \right) + \frac{P_6 - P_5}{\Delta z} + \frac{g}{2} (1 - \alpha_e) [\rho_l H_{l6} + (1 - H_{l6}) \rho_{g6} + \rho_l H_{l5} + (1 - H_{l5}) \rho_{g5}] \times \\
& \times \text{sen} \theta + \frac{g}{2} \alpha_e [\rho_l H_{l1} + (1 - H_{l1}) \rho_{g1} + \rho_l H_{l2} + (1 - H_{l2}) \rho_{g2}] \text{sen} \theta + \frac{(1 - \alpha_f)}{4D} \times \\
& \times \left\{ F_{tp6} [\rho_l H_{l6} + \rho_{g6} (1 - H_{l6})] (V_{sl6} + V_{sg6})^2 + F_{tp5} [\rho_l H_{l5} + \rho_{g5} (1 - H_{l5})] (V_{sl5} + V_{sg5})^2 \right\} + \\
& \frac{\alpha_f}{4D} \left\{ F_{tp1} [\rho_l H_{l1} + \rho_{g1} (1 - H_{l1})] (V_{sl1} + V_{sg1})^2 + F_{tp2} [\rho_l H_{l2} + \rho_{g2} (1 - H_{l2})] (V_{sl2} + V_{sg2})^2 \right\} = \\
& = 0 \tag{A.12}
\end{aligned}$$

para a coluna de produção , e

$$P^{t+\Delta t} = P^t + \frac{\Delta t}{v_g^t \frac{d\rho_g^t}{dP}} \left[ \rho_{gp} (Q_{gs}^t - \sum Q_{gv}^t) - \rho_g^t \sum Q_{iv}^t \right] \tag{A.13}$$

para o anular.

• Fluxograma

Trata-se de cálculo iterativo pela não-linearidade das equações disponíveis. Os

passos são:

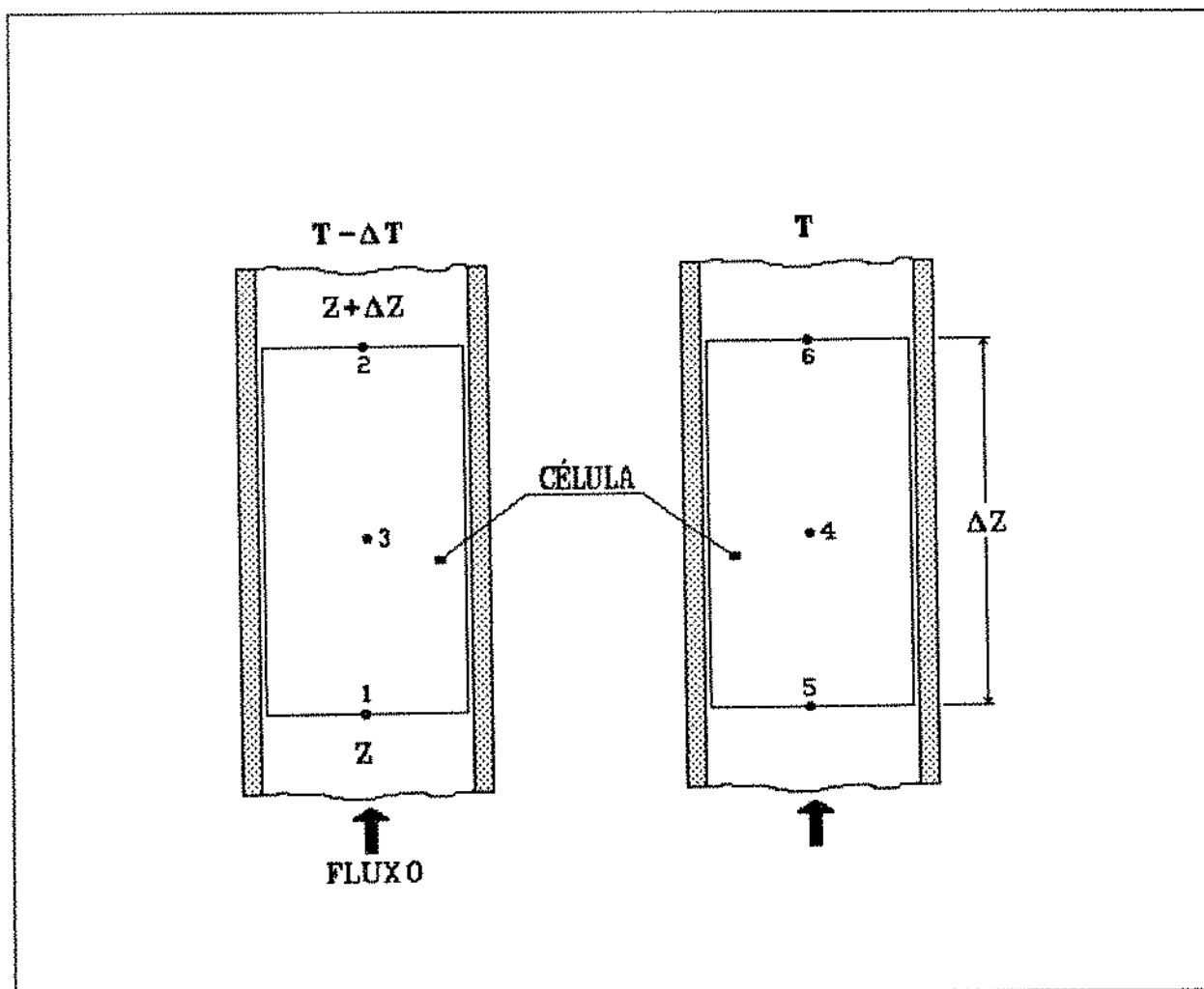


Figura A.2: Célula genérica da coluna

- (a) estima-se  $H_{t6}$ ;
- (b) por (A.10) calcula-se  $V_{s16}$ ;
- (c) valendo-se da correlação de *hold up*, obtém-se  $V_{s96}$ ;
- (d) cálculo de  $F_{tp6}$  com a correlação adequada;
- (e) com (A.11) avalia-se  $\rho_{g6}$ ;

- (f)  $P_6$  é computado usando a equação de estado;
- (g) verificação dos valores por (A.12).

Se o resultado do passo (g) for satisfatório, uma próxima célula é processada até que se alcance a extremidade superior da coluna; caso contrário, retorna-se ao passo (a) e outro  $H_{16}$  é testado até a convergência. Entretanto, de modo a se atender às condições de contorno, a princípio,

- escolhe-se  $P_5$  para a primeira célula;
- com (A.8) e (A.9) descobrem-se  $V_{s15}$  e  $V_{sg5}$ ;
- cálculo de  $H_{15}$  via correlação ;
- início da seqüência anterior;
- $P_6$  da última célula é confrontada com aquela da condição de contorno.

Caso haja coincidência de valores neste último passo, a menos de uma tolerância, o próximo intervalo de tempo se inicia; se não, outro valor de  $P_5$  será tentado até que se alcance a convergência. Todo o processo se repete a cada passo temporal e se prolonga desde a partida até quando o fluxo se estabiliza. Os critérios impostos para se considerar regime de fluxo permanente são dados por (Fig.A1):

$$\left\| \frac{(Q_{gs} + Q_{gf}) - Q_{gc}}{Q_{gc}} \right\| \leq 0,001,$$

$$\left\| \frac{Q_{lf} - Q_{lc}}{Q_{lc}} \right\| \leq 0,001$$

e

$$\left\| \frac{\sum Q_{gv} - Q_{gs}}{Q_{gs}} \right\| \leq 0,001 \quad .$$

Isto é, contando as duas fases isoladamente em um dado volume de controle, quando a diferença entre as vazões volumétricas, entrando e saindo, for menor ou igual a 0,1% da vazão que sai, simultaneamente, admite-se que o escoamento esteja ocorrendo plenamente em regime permanente, ocasião em que a descarga se concretizou.