

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

CAPUCCI

SIMULAÇÃO DE DESCARGA DE POÇOS
ATRAVÉS DE VÁLVULAS DE "GAS LIFT"

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A PARTE FINAL
DA TESE DEFENDIDA POR ENGO EDSON
CORRÊA CAPUCCI E APROVADA PELA COMISSÃO
JULGADORA EM 12/11/90

40/90

Kelsen Valente Serra
PRF: Kelsen Valente Serra
Autor: Edson Corrêa Capucci *et.*

Orientador : Kelsen Valente Serra *et.*

novembro de 1990

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

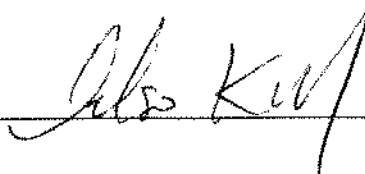
A dissertação "Simulação de Descarga de Poços através de Válvulas de *Gas Lift*", elaborada por Edson Corrêa Capucci e aprovada por todos os membros da Banca Examinadora foi aceita pela Sub-Comissão de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial a obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 12 de Novembro de 1990.

Banca Examinadora



Kelsen Valente Serra, Ph.D.



Celso Morooka, Ph.D.



Elísio Caetano Filho, Ph.D.

À

Yone

Gisele

Felipe

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. KELSEN VALENTE SERRA pela orientação e incentivo.

À PETROBRAS pela oportunidade de realizar este trabalho.

E a todos aqueles que de alguma forma ajudaram a realizar este trabalho.

Índice

1	O PROBLEMA	1
1.1	INTRODUÇÃO	1
1.2	OBJETIVO	3
1.3	DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO	3
1.4	HIPÓTESES SIMPLIFICADORAS	6
1.5	SISTEMAS DE UNIDADES	8
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	9
3	MODELO MATEMÁTICO	12
3.1	EQUACIONAMENTO MATEMÁTICO	13
3.1.1	TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO	13
3.1.2	ANULAR	16
3.2	CONDIÇÕES INICIAIS:	16
3.2.1	TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :	16
3.2.2	ANULAR:	17
3.3	CONDIÇÕES DE CONTORNO:	18
3.3.1	TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :	18
3.3.2	ANULAR:	19
4	MODELO DE DIFERENÇAS FINITAS:	20
4.1	TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :	20

4.2	ANULAR:	24
4.3	ALGORÍTIMO DE CÁLCULO	26
5	ANÁLISE DOS RESULTADOS	30
5.1	CASO 1 (Uma Válvula)	31
5.2	CASO 2 (Duas Válvulas)	44
5.3	CASO 3 (Tres Válvulas)	57
6	CONCLUSÕES	65
7	RECOMENDAÇÕES	66
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67
9	APÊNDICES	70
A	EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA PRESSÃO NO ANULAR	70
B	FLUXO ATRAVÉS DE RESTRIÇÕES :	76
B.1	GÁS:	76
B.1.1	Válvulas de Orifício:	76
B.1.2	Válvulas de Pressão:	77
B.2	LÍQUIDO:	86
C	CÁLCULO DO FATOR DE FRICÇÃO DE DUAS FASES. CORRELAÇÃO DE BEGGS & BRILL.	87
D	CÁLCULO DO FATOR DE FRICÇÃO PARA O REGIME DE FLUXO	

ANULAR NEVOEIRO:	92
E CÁLCULO DO "HOLDUP" LÍQUIDO:	95

Lista de Figuras

1	Desenho esquemático do modelo físico proposto	4
2	Esquema de Diferenças Finitas para uma célula qualquer da Tubulação de Produção	22
3	Caso 1: Pressão na Coluna <i>versus</i> Tempo	31
4	Caso 1: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Tempo	32
5	Caso 1: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Tempo	32
6	Caso 1: Fração de Líquido <i>versus</i> Tempo	33
7	Caso 1: Pressão no Anular <i>versus</i> Tempo	34
8	Caso 1: Vazão de Líquido através da Válvula <i>versus</i> Tempo	34
9	Caso 1: Vazão de Gás através da Válvula e do "choke" <i>versus</i> Tempo . . .	35
10	Caso 1: Pressão na Coluna <i>versus</i> Profundidade	36
11	Caso 1: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Profundidade	37
12	Caso 1: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Profundidade	37
13	Caso 1: Fração de Líquido <i>versus</i> Profundidade	38
14	Caso 1: Pressão no Anular <i>versus</i> Profundidade	38
15	Caso 2: Pressão na Coluna <i>versus</i> Tempo	44
16	Caso 2: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Tempo	45
17	Caso 2: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Tempo	45
18	Caso 2: Fração de Líquido <i>versus</i> Tempo	46
19	Caso 2: Pressão no Anular <i>versus</i> Tempo	47
20	Caso 2: Vazão de Líquido através das Válvulas <i>versus</i> Tempo	48

21	Caso 2: Vazão de Gás através das Válvulas e do "choke" <i>versus</i> Tempo . . .	48
22	Caso 2: Pressão na Coluna <i>versus</i> Profundidade	49
23	Caso 2: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Profundidade	49
24	Caso 2: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Profundidade	50
25	Caso 2: Fração de Líquido <i>versus</i> Profundidade	50
26	Caso 2: Pressão no Anular <i>versus</i> Profundidade	51
27	Caso 3: Pressão na Coluna <i>versus</i> Tempo	57
28	Caso 3: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Tempo	58
29	Caso 3: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Tempo	58
30	Caso 3: Fração de Líquido <i>versus</i> Tempo	59
31	Caso 3: Pressão no Anular <i>versus</i> Tempo	59
32	Caso 3: Vazão de Líquido através das Válvulas <i>versus</i> Tempo	60
33	Caso 3: Vazão de Gás através das Válvulas e do "choke" <i>versus</i> Tempo . .	60
34	Caso 3: Pressão na Coluna <i>versus</i> Profundidade	61
35	Caso 3: Velocidade Superficial do Líquido <i>versus</i> Profundidade	61
36	Caso 3: Velocidade Superficial do Gás <i>versus</i> Profundidade	62
37	Caso 3: Fração de Líquido <i>versus</i> Profundidade	62
38	Caso 3: Pressão no Anular <i>versus</i> Profundidade	63

Lista de Tabelas

1	Dados de entrada comuns para os casos: 1, 2 e 3	30
2	Coefficientes Experimentais de Biglarbigi	78
3	Valores Experimentais de Nieberding	84

Sumário

O projeto e a análise de colunas de "gas-lift" em poços de petróleo têm sido realizados até o presente momento sem consideração dos efeitos transitórios do fluxo multifásico em coluna de produção . Este trabalho estuda o fenômeno transitório da descarga de um poço equipado com válvulas de "gas-lift" desde a sua condição estática (poço morto), até a condição de fluxo estabilizado. Inicialmente o espaço anular pode conter líquido que é deslocado de forma tampão pelo gás injetado. O reservatório é representado por sua curva de produtividade (IPR). Para resolver este problema, foi elaborado um modelo computacional baseado nas equações de conservação da massa do líquido e do gás, e na equação da conservação da quantidade de movimento da mistura. Este modelo acopla o fluxo no espaço anular com o fluxo na coluna de produção através das válvulas de "gas-lift". Transferência de massa entre as fases não é considerada. Variáveis operacionais da coluna de produção (Pressão, P , Fração de Líquido com Escorregamento, H_L , Velocidade Superficial do Líquido, V_{sL} , Velocidade Superficial do Gás, V_{sg}) são analisadas em função do tempo e da profundidade. A vazão de gás injetado na superfície, as vazões de líquido e gás através das válvulas de "gas-lift", bem como a pressão em cada ponto do anular, são também monitoradas com o tempo. Novas propostas são sugeridas para a análise e projetos de instalações de "gas-lift".

Abstract

The analysis and design of gas lift strings in oil wells have been done without considering the transient effect of multiphase flow in pipes. The reason for this relies on the complexities involved in such a phenomenon. This work considers the transient aspects of unloading gas lift wells since the initial static conditions (dead well) until the condition of stabilized flow. At the beginning, the annulus may contain liquid, which is pushed in a piston like manner by the injected gas. The reservoir is represented by its Inflow Performance Relationship Curve (IPR). The problem is solved by a computer model based on the liquid and gas mass conservation laws and the momentum conservation law of the mixture. The model couples the annulus and the upward vertical flow through the gas lift valves. Mass transfer between phases is not considered. Operational variables (pressure, superficial liquid and gas velocities, slippage liquid holdup) are displayed as function of time and depth. Gas injection rate at surface, liquid and gas rate through the valves, as well as pressure profiles in the annulus space are also monitored with time. Proposals for new analysis and design of gas lift installations are furnished.

NOMENCLATURA

Letras Romanas:

A	área transversal da coluna de produção, m^2
A_c	área transversal do anular, m^2
API	grau API do óleo
B_g	fator volume de formação do gás
BSW	fração de água (não se considera sólido, $f_w = BSW$)
C	constante para determinação de H_L
$\hat{C}$	constante de transformação de unidades
C_d	coeficiente de descarga
d	diâmetro interno do orifício da válvula de "gas-lift", m
D	diâmetro interno da tubulação, m
f	fator de fricção
f_t	fator de correção de temperatura
F_a	fator de expansão térmica do material
g	aceleração da gravidade, $\frac{m}{s^2}$
H_k	fração da fase k com escorregamento
IP	índice de produtividade do poço, $\frac{m^3/d}{kPa}$
j	parâmetro usado na determinação da vazão de gás pela válvula de "gas-lift"
K	razão entre calores específicos
m	massa, kg
$\dot{m}$	vazão mássica, $\frac{kg}{s}$
$\dot{m}_{vk}$	vazão mássica por unidade de volume da fase k , $\frac{kg}{sm^3}$
N	número de células
N_p	pressão adimensional
N_{Re}	número de Reynolds
N_{We}	número de Weber
N_{LV}	número da velocidade do líquido
N_μ	número da viscosidade do líquido
P	pressão na coluna de produção, kPa
P_1	pressão à montante da válvula de "gas-lift", kPa
P_2	pressão à jusante da válvula de "gas-lift", kPa
P_{cal}	pressão de calibração da válvula de "gas-lift", kPa
$P_{cal@80}$	pressão de calibração a 80 graus <i>Fahrenheit</i> , kPa
P_e	pressão estática do reservatório, kPa
P_f	pressão no fundo, kPa
P_{FO}	pressão mínima necessária a montante da válvula de "gas-lift" para que a mesma se comporte como válvula de orifício, kPa
P_{ms}	pressão a montante do "choke" de injeção de gás, kPa

P_{pdc}	pressão de fechamento de produção
P_{rev}	pressão no revestimento, kPa
P_{sup}	pressão no revestimento na superfície, kPa
P_{lfc}	pressão na tubulação onde inicia o fluxo crítico através da válvula para um determinado valor de pressão no revestimento $\geq P_{FO}$, kPa
P_{vc}	pressão de fechamento da válvula de "gas-lift", kPa
Q	vazão volumétrica pela válvula de "gas-lift", $\frac{m^3}{d}$
r	razão entre pressões de jusante e montante da válvula de "gas-lift"
R	razão entre área do orifício e área do fole da válvula de "gas-lift"
RGL	razão gás/líquido
s	parâmetro da correlação de H_L de <i>Beggs e Brill</i>
t	tempo, s
T	temperatura absoluta, K
v_c	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_{sk}	velocidade superficial da fase k , $\frac{m}{s}$
V_k	velocidade da fase k , $\frac{m}{s}$
V_s	velocidade de escorregamento, $\frac{m}{s}$
Y	fator de expansão do gás
y	parâmetro da correlação de H_L de <i>Beggs e Brill</i>
$X_{nível}$	profundidade do nível de líquido no anular, m
Z	fator de compressibilidade do gás
z	variável dependente: <i>posição</i> , m
z_h	profundidade vertical a partir da superfície, m

Letras gregas:

α	coeficiente para determinação do peso do gás
α_e	ponderador referente ao gradiente de pressão devido a elevação
α_f	ponderador referente ao gradiente de pressão devido a fricção
β	razão entre diâmetro do orifício e diâmetro interno da válvula de "gas-lift"
γ_k	densidade da fase k
Δt	intervalo de tempo, s
Δz	comprimento da célula, m
ϵ	espessura de filme líquido, rugosidade das paredes internas da tubulação, m
θ	ângulo de inclinação do poço com a horizontal (positivo, ascendente), graus
μ_k	viscosidade da fase k , $kPa.s$
Φ	parâmetro da correlação de Beggs & Brill para fator de fricção
Ψ	parâmetro da correlação de Beggs & Brill para fator de fricção
ρ_k	massa específica da fase k , $\frac{kg}{m^3}$

Subscritos:

g	gás
i	injeção
k	fase k
L	líquido
o	óleo
sc	condições -padrão
w	água

1 O PROBLEMA

1.1 INTRODUÇÃO

Em poços de petróleo, especialmente em alto-mar, é usado gás natural ou nitrogênio para a descarga do fluido do anular e tubulação de produção para indução de surgência.

Esta descarga poderá ser feita através de "flexitubo" ou através de válvulas de "gas-lift".

O "flexitubo" é uma mangueira introduzida na coluna de produção, sendo normalmente usado para descargas de poços não equipados com válvulas de "gas-lift" ou em casos onde elas se mostraram insatisfatórias para a descarga.

As operações feitas em poços em alto-mar são mais caras que as de poços terrestres. Com a queda gradual da pressão estática do reservatório, o poço precisará oportunamente de elevação artificial e, tais operações de indução de surgência se tornam mais freqüentes, demandando portanto, um conhecimento mais profundo do fenômeno para uma análise econômica criteriosa. Os poços já são, via de regra, completados com válvulas de "gas-lift", mesmo quando inicialmente surgentes, para prever possíveis operações de indução de surgência.

Ultimamente se tem adotado a prática na Bacia de Campos de se instalar pelo menos uma válvula de "gas-lift", mesmo quando se espera que o poço permanecerá surgente até a próxima intervenção de sonda prevista. Esta válvula tem a finalidade de ser usada, se preciso, para ajudar a dar descargas do poço após eventuais paradas.

Poços muito profundos como os da Bacia de Campos (da ordem de 2000 m a 3000 m de profundidade), requerem um grande número de válvulas de "gas-lift" (9 ou 10), adotando-se a pressão máxima de descarga no compressor da ordem de 1500 psia (cerca

de 10000 kPa), segundo o Método de Brown Simplificado ¹, que é o método adotado na PETROBRÁS para o projeto de espaçamento de válvulas a serem colocadas no poço.

A unidade de nitrogênio pode proporcionar pressões bem maiores que 10000 kPa. Um compressor "booster" usando gás natural, só na descarga, é também uma opção para elevar a pressão disponível.

Fazendo-se o projeto considerando por exemplo, uma pressão de descarga de 14000 kPa, (ou até mais), aquele número de válvulas poderá ser reduzido à metade. Isto traz um grande benefício em termos de economia de material (válvulas e mandris) ao mesmo tempo que existindo menos equipamento dentro do poço, há menos chance de ocorrência de problemas, como por exemplo, descalibração de válvulas, etc.

A descarga efetuada por intermédio do "flexitubo" usando N_2 , é mais cara que aquela feita por meio de válvulas de "gas-lift".

Pelas razões expostas acima, o nitrogênio tem sido usado em larga escala em poços em alto-mar (principalmente na Bacia de Campos por falta de outra opção), e o uso de um compressor "booster" apresenta-se como uma viabilidade técnica bastante atrativa.

Os projetos de "gas-lift" usando gás natural e as operações de descarga com N_2 efetuadas até o momento, nunca levaram em consideração o volume necessário de gás gasto durante a descarga, bem como o tempo de operação (tempo de sonda) necessário. Este trabalho, entre outros pontos, permite calcular estes parâmetros; isto é, volume de gás gasto durante a descarga e tempo de sonda.

O uso de nitrogênio na descarga de poços de "gas-lift" motivou o presente estudo. Todavia a aplicação deste trabalho é mais abrangente, como será visto adiante.

¹O Método de Brown Simplificado em linhas gerais baseia-se no princípio de que o poço não seja surgente; que o anular e a coluna estejam ambos cheios de fluido de completação; que as válvulas superiores sirvam unicamente para auxiliar na descarga; e que logo após a concretização desta, o poço fique produzindo por Gas Lift Contínuo pela última válvula (denominada: válvula operadora), permanecendo as demais fechadas.

1.2 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é, portanto, estudar o fenômeno físico transiente que ocorre durante a descarga de um poço equipado com válvulas de "gas-lift", de modo a oferecer condições de se prever o consumo de gás injetado, bem como o tempo gasto até a estabilização do poço; e com isso, possibilitar uma programação que traga mais eficiência e economia na operação, proporcionando subsídios para possível correção de projetos de "gas-lift" considerando o tempo de partida.

1.3 DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO

Esta secção objetiva descrever em linhas gerais o modo como é feita a abordagem física do problema; isto é, descrever o modelo físico.

É considerado um poço vertical (ou inclinado) equipado com coluna de "gas-lift", "packer" e "choke" na linha do anular na superfície, como mostra a Figura 1.

Logo abaixo do "packer" é considerada uma "fonte" que representa o reservatório.

Considerando o poço (anular e coluna de produção) cheio de líquido até a superfície, o gás injetado inicialmente, desloca o líquido no espaço anular de forma tampão. Quando o gás penetra na coluna de produção, começa o fluxo ascendente multifásico transiente. Existe escorregamento entre as fases, mas não é considerada transferência de massa de uma fase para outra. O líquido é tratado como incompressível.

Dada uma condição inicial qualquer, (por exemplo: a coluna de produção e anular cheios de líquido; uma dada pressão de gás a montante do "choke" na linha para o anular; uma pressão na cabeça), o comportamento das velocidades do líquido e do gás, da fração de vazios, são calculados em cada ponto da coluna com o tempo.

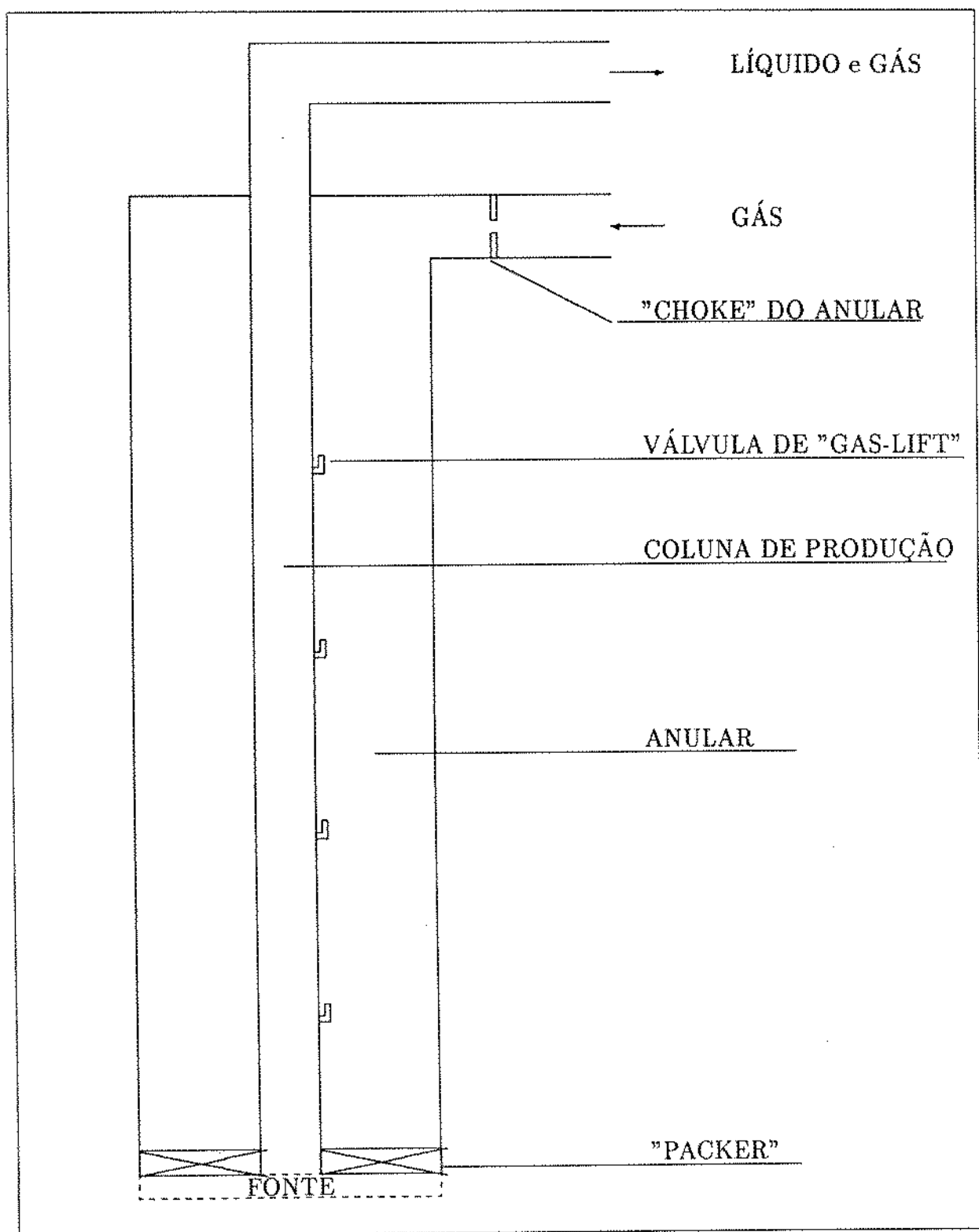


Figura 1: Desenho esquemático do modelo físico proposto

Para fins práticos pode-se considerar como tempo inicial ($t=0$), o instante em que a primeira molécula de gás penetra na coluna através de uma das válvulas de "gas-lift", pois é nesse instante que realmente se inicia o fluxo transiente multifásico.

Anteriormente havia somente deslocamento de líquido (mecanismo de tubo em "U"), do anular para a coluna de produção . Este trabalho considera qualquer situação inicial, isto é, o anular cheio de líquido até a superfície, ou, parcialmente cheio de líquido com qualquer quantidade.

O fenômeno compreende tres regiões distintas que se interagem simultaneamente:

- a) tubulação de produção
- b) anular
- c) fonte

A tubulação de produção foi subdividida em várias células ao passo que o anular foi considerado como sendo uma região única.

A fonte é representada pela IPR do poço. Nos casos apresentados no capítulo 5 , foram consideradas IPR retas, porém poderiam ser curvilíneas (VOGEL), ou resultados de acoplamentos com simuladores de reservatórios mais sofisticados.

O modelo hidrodinâmico das válvulas de "gas-lift" é incorporado através de suas equações características de desempenho.

Em cada célula da tubulação de produção é resolvido o balanço de massa e de quantidade de movimento enquanto que no anular é feito um balanço global a cada passo temporal.

Uma válvula é modelada como uma fonte de massa. A cada passo temporal é calculada a vazão de gás ou de líquido que passa pelas válvulas.

1.4 HIPÓTESES SIMPLIFICADORAS

As hipóteses simplificadoras são:

1) Fase líquida incompressível, (ρ_L é constante).

2) A mistura água e óleo é totalmente homogênea, portanto, a velocidade da água é igual a do óleo, e a massa específica do líquido é a média aritmética ponderada que dada pela relação :

$$\rho_L = \rho_o(1 - BSW) + \rho_w BSW,$$

onde:

ρ_o é a massa específica do óleo;

ρ_w é a massa específica da água.

3) O BSW é aqui considerado simplesmente como sendo a fração de água, isto é, a relação entre o volume de água e o volume total de líquido, muito embora a definição clássica considera o volume de água mais sedimentos em relação ao volume de líquido.

4) Transmissibilidade infinita no reservatório. (decorre do fato de se ter representado o reservatório pela IPR).

5) Gás produzido pelo reservatório e o injetado tem as mesmas características. (Admite-se que para a análise do fenômeno não importa se o gás é N_2 ou natural).

6) O líquido produzido pelo reservatório e aquele que inicialmente está no espaço anular, tem as mesmas características.

7) São desprezadas as perdas de carga por fricção e aceleração no cálculo

do gradiente de pressão total no espaço anular.

8) No espaço anular não há mistura gás-líquido, isto é, admite-se que o gás ao penetrar no espaço anular pelo "choke" do anular na superfície pressione o líquido ali contido, para baixo e jamais se misture com ele.

9) As curvas de desempenho das válvulas de pressão são obtidas por um método empírico desenvolvido por Biglarbigi[3],(1985). Nos casos apresentados no capítulo 5, só foram usadas válvulas do tipo CAMCO-R20, cujo diâmetro externo é de uma polegada e meia.

10) Não há solubilidade do gás no óleo.

11) Perfil temperatura é retilíneo e invariável com o tempo.

12) Pressão de injeção do gás a montante do "choke" é mantida constante com o tempo.

1.5 SISTEMAS DE UNIDADES

Neste trabalho é usado o Sistema Internacional de Unidades (SI), porém algumas fórmulas, tradicionalmente usadas na indústria do petróleo, são fornecidas no Sistema Inglês de Unidades.

Portanto:

GRANDEZA	SI	INGLÊS
comprimento	m	ft
área	m^2	ft^2
volume	m^3	ft^3
tempo	s	s
massa	kg	lb_m
temperatura	K	$^{\circ}F, ^{\circ}R$
pressão	kPa	psia
velocidade	m/s	ft/s
aceleração	m/s^2	ft/s^2
vazão	m^3/d	ft^3/s
tensão superficial	N/m	dyna/cm
viscosidade	kPa.s	cp

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O estudo do fluxo bifásico transiente (transitório) em tubulação na indústria do petróleo é recente. Trabalhos nesta área começaram a aparecer na década de 70 e têm ganhado admirável impulso nos últimos anos.

Suas principais aplicações são: acoplamento reservatório-poço, "kick" em poços durante a perfuração, fluxo em tubulação de produção, etc.

Em outras áreas da Engenharia, também é comum encontrar trabalhos relacionados com fluxo bifásico transiente. A indústria nuclear, por exemplo, recebeu notável avanço a partir dos anos 60, [9].

Verificou-se que na literatura não se encontra registro de temas que abordam a análise e/ou verificação do fluxo transiente durante a operação de descarga de poços por meio de válvulas de "gas-lift".

Entretanto, os princípios que regem um "kick" são os mesmos que regem uma descarga de poço. Na área da engenharia de petróleo relacionada com prevenção e combate a "kicks", muitos estudos já foram feitos.

Nickens, [11], em 1985, ao estudar como prevenir e controlar "kicks" de gás, propôs um modelo computacional fundamentado num equacionamento matemático que envolvia duas equações do balanço de massa, sendo uma para cada fase (líquido ou gás) tratadas separadamente; uma equação do balanço da quantidade de movimento para a mistura (líquido e gás), e também duas equações de estado: uma para cada fase.

Em 1988 Starrett, Hill e Sephrnoori [17] desenvolveram um simulador computacional do comportamento do fluxo e pressão em poços e sistemas de desvio de fluxo ("diverter systems") a fim de diagnosticar o comportamento das diversas variáveis de

fluxo envolvidas durante uma explosão descontrolada do poço (*"blow-out"*). Este simulador se baseia na solução da equação de balanço de energia mecânica em regime transiente para uma tubulação .

Mais tarde, em 1989, Santos O.L.A. [16] também usou o mesmo sistema de equação usado por Nickens, para criar um simulador numérico para prognosticar cargas dinâmicas impostas nos sistemas de desvio de fluxo durante a descarga de um poço em situação de eminente perigo de explosão.

Embora não seja o objetivo principal deste trabalho, vale a pena salientar que estudos criteriosos foram efetuados por diversos pesquisadores, sobre comportamento das válvulas de "gas-lift".

Biglarbigi [3], em 1985, fez vários testes em 3 tipos de válvulas de "gas-lift", sendo que para a válvula tipo CAMCO R20, ele desenvolveu uma metodologia para cálculo de gás a qual foi considerada neste trabalho, (vide Apêndice B). Em 1987 Motta Filho, B.R. [10] também usa esta mesma metodologia em sua tese, onde desenvolveu um método para análise de "gas-lift" contínuo em poços de petróleo. Recentemente, Nieberding et alli [12], apresentaram novos avanços referentes às curvas características das válvulas de "gas-lift" de fole carregado, apresentando curvas normalizadas obtidas de experimentação

Winkler [18], em 1985, esboçou um procedimento de testes (dinâmicos e estáticos) para avaliar o comportamento de válvulas de "gas-lift". Em seu trabalho, ele concluiu por exemplo que válvulas de "gas-lift" de mesmo diâmetro interno e diâmetros externos diferentes (uma polegada e uma polegada e meia), proporcionam vazões diferentes embora na mesma temperatura e mesmas pressões a montante e a jusante, (i.e., possuem curvas de desempenho distintas).

Rubel [14] em 1989, por meio de vários testes de laboratório, gerou um banco de dados com a finalidade de validar as equações já existentes que regem o fluxo

crítico de vapor através de "*chokes*" (restrições), bem como ajudar no desenvolvimento de novas correlações para este tipo de fluxo.

Decker [6] em 1986, desenvolveu um simulador computacional para avaliar o desempenho de válvulas de "gas-lift" tipo Merla, que possuem mola.

3 MODELO MATEMÁTICO

No modelo matemático apresentado a seguir, devem ser conhecidos os seguintes parâmetros:

A IPR do poço, isto é: Pressão estática (P_e) e Índice de Produtividade (IP).

Diâmetro interno da tubulação de produção, D ;

Perfil profundidade vertical *versus* profundidade medida;

Rugosidade das paredes internas da tubulação, ϵ ;

Razão Gás Líquido, RGL ;

Grau API do óleo produzido, API ;

Basic Sediment and Water (BSW - considerado igual a fração de água).

Densidade do Gás, γ_g ;

Temperatura no fundo, (fonte), T_f ;

Temperatura na superfície, T_s ;

Pressão na cabeça desejada, P_{cab} ;

Tensão superficial do líquido, σ_L ;

Pressão de calibração de cada válvula, P_{cal} ;

Diâmetro do orifício de cada válvula, d ;

Tipo e parâmetro " R " de cada válvula;

Pressão a montante do "*choke*" de injeção de gás na linha do anular, P_{ms} ;

3.1 EQUACIONAMENTO MATEMÁTICO

O equacionamento matemático foi dividido em duas partes:

- a) tubulação de produção ,
- b) anular.

3.1.1 TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO

Foram usadas 5 equações : duas do balanço de massa (uma para cada fase), uma do balanço da quantidade de movimento (mistura) e duas equações de estado. Foram usadas também duas correlações : uma para o fator de fricção de duas fases, e outra para o "holdup" líquido.

Balanço de Massa: Também chamada equação da continuidade, baseia-se no princípio da conservação da massa. Para uma mistura gás / líquido fluindo em regime transiente, a equação da continuidade para a fase k , (onde k pode ser gás (g) ou líquido (L)) tem a seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_k H_k) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_k V_{sk}) = -\dot{m}_{vk} \quad (1)$$

onde, t é a variável independente denominada tempo e z é a variável independente denominada espaço. Os outros parâmetros são:

ρ_k , a massa específica da fase k ;

H_k , o "Holdup" líquido da fase k ;

V_{sk} , a velocidade superficial da fase k ;

A velocidade superficial da fase k , V_{sk} , é definida como sendo a razão entre a

vazão volumétrica da fase k e a área transversal do tubo. O "holdup" da fase k é definido como a fração volumétrica "in situ" da fase k .

O termo $\dot{m}_{vk}$ é uma vazão mássica por unidade de volume. Quando positivo, representa entrada de líquido ou gás para a coluna de produção proveniente do espaço anular através das válvulas de "gas-lift". Portanto, as válvulas são consideradas fontes de gás ou líquido, conforme o caso.

Balanco de Quantidade de Movimento (mistura): A equacao do Balanco de Quantidade de Movimento é baseada na segunda lei de Newton, e postula que o somatório de todas as forças que agem em um dado sistema, é igual a variação da quantidade de movimento deste sistema.

Foi considerado no modelo, o balanço da quantidade de movimento para a mistura gás/líquido, isto é:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_L V s_L + \rho_g V s_g) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\rho_L V s_L^2}{H_L} + \frac{\rho_g V s_g^2}{1 - H_L} \right) + \frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial P}{\partial z}_{elev} + \frac{\partial P}{\partial z}_{fric} = 0. \quad (2)$$

Na Equação 2 acima temos os seguintes parâmetros:

P , pressão, função do tempo e do espaço;

$\frac{\partial P}{\partial z}$, gradiente de pressão total;

$\frac{\partial P}{\partial z}_{elev}$, gradiente de pressão hidrostático, dado por

$\frac{\partial P}{\partial z}_{elev} = g \cdot \rho_m \cdot \sin \theta$, onde: ρ_m é massa específica da mistura, $\rho_m = \rho_g(1 - H_L) + \rho_L H_L$, θ , o ângulo que o duto forma com a horizontal, g é a aceleração da gravidade;

$\frac{\partial P}{\partial z}_{fric}$, gradiente devido a fricção .

Correlação para o fator de fricção de 2 fases: $F_{tp} = F_{tp}(V s_L, V s_g, \rho_L, \rho_g, \mu_L, \mu_g, T, P)$

O termo $\frac{\partial P}{\partial z}_{fric}$ representa a perda de carga por fricção, e é definido por:

$$\frac{\partial P}{\partial z}_{fric} = \frac{F_{tp} \cdot \rho_{ns} \cdot V_m^2}{2d}.$$

No termo do gradiente de pressão devido a fricção, temos as seguintes definições:

ρ_{ns} é a massa específica da mistura, sem escorregamento entre as fases,

$$\rho_{ns} = \frac{\rho_L V_{sL} + \rho_g V_{sg}}{V_{sL} + V_{sg}};$$

V_m é a velocidade da mistura, $V_m = V_{sL} + V_{sg}$

F_{tp} é o fator de fricção de duas fases. Quando H_L for maior que 0,1, este fator é calculado pela correlação de Beggs & Brill (vide Apêndice C). Quando H_L for inferior a 0,1, então o F_{tp} é calculado pela correlação de Dun & Ros (vide Apêndice D). H_L menor que 0,1 caracteriza no nosso modelo o *Fluxo Anular Nevoeiro*.

Correlação para "Hold-up" Líquido: $H_L = H_L(V_{sL}, V_{sg})$

Para a obtenção do H_L (com escorregamento), foi utilizada a mesma metodologia adotada por Santos O.A. em seu trabalho (1989) - (Vide Apêndice E).

Entretanto poder-se-ia usar qualquer outra correlação para H_L , como por exemplo, a correlação de Beggs & Brill, Orkiszewski, Hagedorn & Brown, e outros, [4].

Equações de Estado: A equação de estado relaciona a massa específica do fluido com a pressão e temperatura. Duas equações de estado são consideradas neste modelo:

A equação de estado para gases que tem a fórmula:

$$\rho_g = \frac{3,49 \cdot \gamma_g P}{ZT} \quad (3)$$

para ser usada no sistema SI,

ou,

$$\rho_g = \frac{2,7027 \cdot \gamma_g P}{ZT} \quad (4)$$

para ser usada no sistema inglês.

A equação de estado para líquido que é uma constante porque o líquido é considerado incompressível, isto é,

$$\rho_L = \text{constante} \quad (5)$$

3.1.2 ANULAR

O espaço anular é considerado como sendo uma região única, que é acoplada à tubulação de produção através das válvulas de "gas-lift". (Ver descrição do modelo físico.)

A equação utilizada no cálculo do balanço de massa global no anular a cada passo temporal é:

$$\frac{dP}{dt}_{\text{superfície}} = \frac{1}{v_g \frac{d\rho_g}{dP}_{\text{superfície}}} (\rho_{gsc} Q_{gs} - \rho_{gsc} \sum Q_{gi} - \rho_g \sum Q_{Li}) \quad (6)$$

A dedução desta equação se encontra no apêndice A.

3.2 CONDIÇÕES INICIAIS:

3.2.1 TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :

No início ($t = 0$), considera-se que toda a coluna de produção esteja cheia

de líquido. A coluna hidrostática do líquido na tubulação de produção causa uma pressão no fundo maior ou igual a pressão estática do reservatório.

Admite-se que nenhum fluido que esteja no poço retorne ao reservatório (o qual no nosso modelo é representado por uma fonte). Portanto o reservatório não está produzindo no instante inicial.

A velocidade superficial do líquido, V_{sL} , e a velocidade superficial do gás, V_{sg} , são nulas em toda a extensão da tubulação, isto é,

$$V_{sL}(Z, 0) = 0$$

e

$$V_{sg}(Z, 0) = 0$$

O H_L (Liquid Holdup) é considerado como sendo igual a um em toda a extensão da coluna de produção, porque há ausência de gás na coluna no momento inicial.

O perfil de pressão inicial é dado pela coluna hidrostática de líquido.

3.2.2 ANULAR:

Só gradiente de pressão devido à gravidade é considerado no anular; despreza-se a fricção e a aceleração. Admite-se que o espaço anular esteja cheio de líquido, e que este líquido tenha as mesmas características do líquido produzido.

OBS: Estas foram as condições iniciais consideradas nos casos apresentados no capítulo 5.

Entretanto, pode-se considerar como tempo inicial ($t = 0$), qualquer situação. Por exemplo, quando a primeira molécula de gás penetra na coluna de produção

por uma das válvulas de "gas-lift" é uma condição inicial. Esta reconsideração da condição inicial economiza tempo de computação, uma vez que antes havia simplesmente um deslocamento de líquido em mecanismo de tubo em "U".

3.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO:

3.3.1 TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :

A pressão na cabeça, $P_{(L,t)}$, é constante com o tempo desde que a velocidade superficial do líquido, $V_{sL(L,t)}$, seja ascendente em toda a extensão da tubulação. (Seria um contra-senso admitir velocidades descendentes quando se quer justamente descarregar o poço). Velocidade superficial do líquido, $V_{sL(L,t)}$, constante e ascendente quando não for possível manter uma pressão constante na cabeça.

A velocidade superficial do líquido no fundo (fonte), $V_{sL}(0,t)$, é dada pela fórmula,

$$V_{sL}(0,t) = \frac{IP(P_e - P_f)}{A} \quad (7)$$

onde, IP é o índice de produtividade do poço no caso de se admitir IPR reta;

P_e , é a pressão estática do reservatório;

P_f , é a pressão de fundo, ($P_f = P_{(0,t)}$);

A é a área da secção transversal da coluna.

Sempre que P_f for maior ou igual a P_e , a velocidade superficial do líquido no fundo é igual a zero, como explicado anteriormente; isto é, não há retorno de fluido da

coluna de produção para o reservatório.

A velocidade superficial do gás no fundo (fonte) é calculada pela fórmula:

$$V_{sg}(0, t) = RGL.V_{sL}.B_g \quad (8)$$

onde,

RGL é a razão gás líquido de formação , (constante);

B_g é o fator volume de formação do gás.

A RGL é a relação entre a vazão de gás medida em condições -padrão de temperatura e pressão, e a vazão de líquido.

3.3.2 ANULAR:

Nos casos estudados no capítulo 5, a pressão de gás a montante do "choke" na superfície, foi considerada constante.

4 MODELO DE DIFERENÇAS FINITAS:

4.1 TUBULAÇÃO DE PRODUÇÃO :

As equações relativas à coluna de produção descritas no capítulo anterior, constituem um sistema não linear de cinco equações com cinco variáveis dependentes:

- Pressão, P ;
- Velocidade superficial do líquido, V_{sL} ;
- Velocidade superficial do gás, V_{sg} ;
- Massa específica do gás, ρ_g ;
- "Holdup" líquido, H_L ;

Estas cinco variáveis dependentes são funções do tempo, t , e da posição na coluna de produção, z . Uma solução numérica do sistema é requerida, uma vez que não existe solução analítica para sistemas não lineares dessa natureza.

Este sistema de equações foi resolvido numericamente por meio do Método das Diferenças Finitas. Este método consiste em dividir a coluna de produção em várias células onde são calculadas *aproximações* das equações de fluxo através de diferenças finitas.

Há várias maneiras de se discretizar equações diferenciais. Neste modelo foi escolhida a discretização proposta por Santos O.L.A. [16] em seu trabalho sobre "*diverters*" em 1989.

O modelo de diferenças finitas adotado é ilustrado pela Figura 2 que mostra uma célula genérica (ou trecho da coluna) em dois instantes consecutivos os quais

constituem o início e o fim de um passo temporal.

O ponto 1 representa as propriedades de fluxo (i.e., as cinco variáveis dependentes acima citadas), no início do intervalo de tempo considerado e no limite inferior da célula. O ponto 2 representa as propriedades de fluxo também no início deste mesmo intervalo de tempo, porém no limite superior da célula. O ponto 3 consiste na média aritmética destas propriedades, e está situado no centro da célula e refere-se também ao início do intervalo de tempo. Os pontos 5, 6 e 4 representam respectivamente o que os pontos 1, 2 e 3 representam, só que neste caso no fim do passo temporal.

As propriedades de fluxo são conhecidas nos pontos 1, 2 e 5. O modelo de diferenças finitas estima as propriedades no ponto 6.

Na formulação de diferenças finitas para as equações da continuidade, sendo U uma função qualquer, a equação diferencial parcial foi aproximada da seguinte maneira:

a) Em relação ao espaço;

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \frac{U_6 - U_5}{\Delta z},$$

isto é, avançada no tempo;

b) Em relação ao tempo;

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{U_4 - U_3}{\Delta t} = \frac{U_6 + U_5 - U_2 - U_1}{2\Delta t}$$

isto é, centrada no espaço.

Depois de se aplicar estas aproximações às equações da continuidade apresentadas no capítulo 3, as equações discretizadas para o líquido e para o gás se tornam respectivamente:

a) Líquido:

$$\frac{H_{L6} + H_{L5} - H_{L2} - H_{L1}}{2\Delta t} + \frac{V_{SL6} - V_{SL5}}{\Delta z} = -\frac{Q_L}{A\Delta z} \quad (9)$$

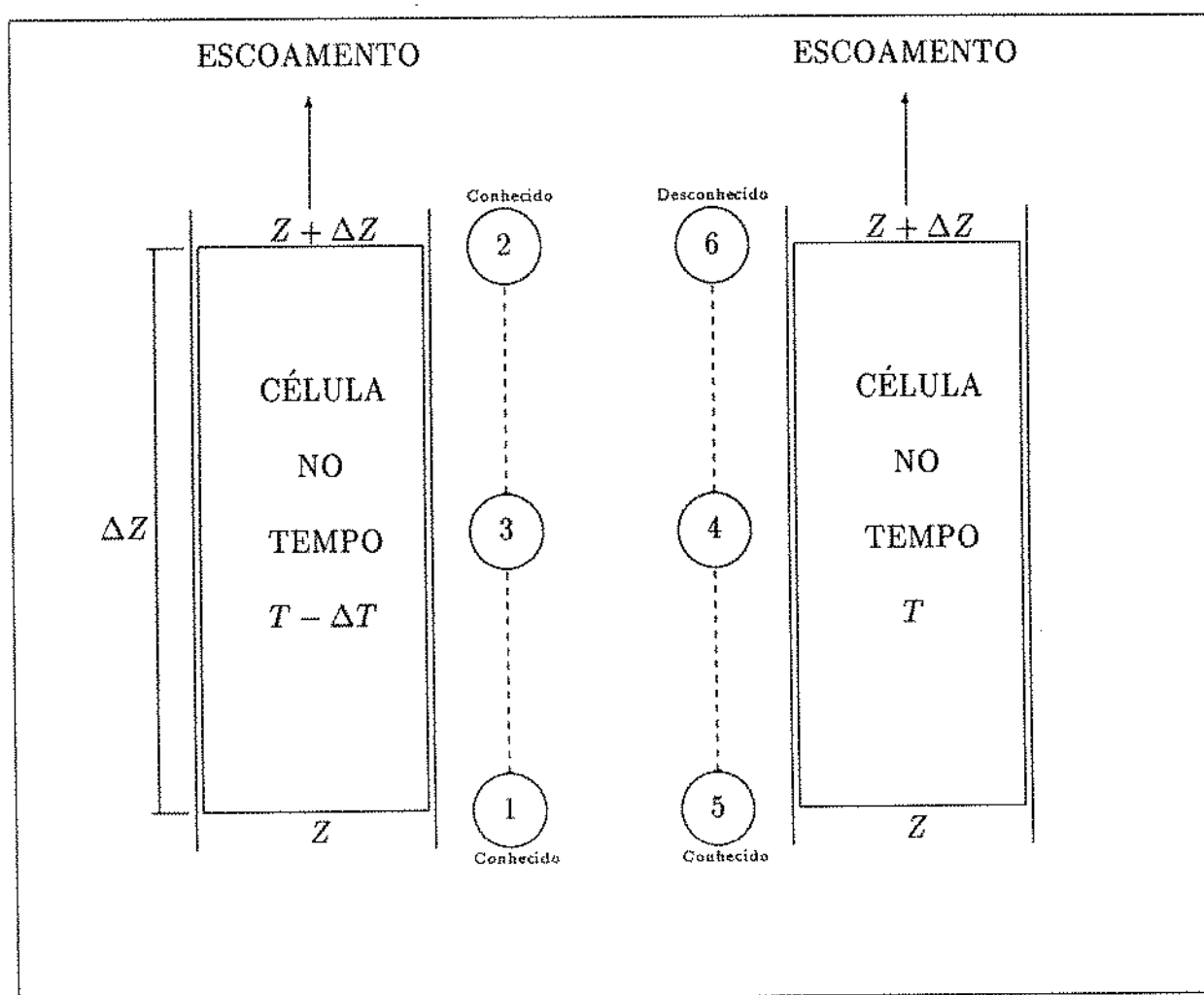


Figura 2: Esquema de Diferenças Finitas para uma célula qualquer da Tubulação de Produção

onde,

A é a área da secção transversal da coluna;

Q_L é a vazão volumétrica do líquido vindo do espaço anular pela válvula de "gas-lift".

Ficou convencionado o sinal negativo para representar esta entrada de líquido.

Na verdade Q_L é uma variável que depende do espaço e do tempo, pois é função da pressão P (que fica a jusante da válvula de "gas-lift") e função da pressão do revestimento (P_{rev}) (que fica a montante da válvula),(vide Apêndice B e item 4.2 a seguir). Seria impossível resolver este sistema considerando Q_L como função também de P_4 que é desconhecida. Por isso Q_L é calculada como função apenas de P_3 ,

$$P_3 = \frac{P_1 + P_2}{2},$$

isto é, média aritmética das pressões do ponto 1 e do ponto 2 (que são parâmetros já então conhecidos).

b) A equação do gás é:

$$\frac{\rho_{g6}(1 - H_{L6}) + \rho_{g5}(1 - H_{L5}) - \rho_{g2}(1 - H_{L2}) - \rho_{g1}(1 - H_{L1})}{2\Delta t} + \frac{\rho_{g6}Vs_{g6} - \rho_{g5}Vs_{g5}}{\Delta z} = -\frac{\rho_{gsc}Q_g}{A\Delta z} \quad (10)$$

Q_g é a vazão volumétrica do gás, vindo do espaço anular pela válvula de "gas-lift".

c) A equação do balanço da quantidade de movimento da mistura gás-líquido foi aproximada considerando um modelo de diferenças finitas centrado no espaço e centrado no tempo. Neste caso a derivada parcial em relação ao tempo, tem a mesma discretização proposta para o caso das equações da continuidade. Entretanto a derivada parcial de U em relação ao espaço tem uma discretização diferente.

Assim temos:

$$\frac{\partial U}{\partial z} = \left(\frac{U_6 + U_2}{2} - \frac{U_5 + U_1}{2} \right) \cdot \frac{1}{\Delta z} = \frac{U_6 - U_5 + U_2 - U_1}{2\Delta z}$$

e

$$\frac{\partial U}{\partial t} = \frac{U_6 + U_5 - U_2 - U_1}{2\Delta t}$$

Portanto a equação do Balanço da Quantidade de Movimento discretizada é:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2\Delta t}(\rho_L V s_{L6} + \rho_{g6} V s_{g6} + \rho_L V s_{L5} + \rho_{g5} V s_{g5} - \rho_L V s_{L2} - \rho_{g2} V s_{g2} - \rho_L V s_{L1} - \\ & \rho_{g1} V s_{g1}) + \frac{1}{2\Delta z} \left(\frac{\rho_L V s_{L6}^2}{H_{L6}} + \frac{\rho_{g6} V s_{g6}^2}{1-H_{L6}} + \frac{\rho_L V s_{L2}^2}{H_{L2}} + \frac{\rho_{g2} V s_{g2}^2}{1-H_{L2}} - \frac{\rho_L V s_{L5}^2}{H_{L5}} - \frac{\rho_{g5} V s_{g5}^2}{1-H_{L5}} - \frac{\rho_L V s_{L1}^2}{H_{L1}} - \frac{\rho_{g1} V s_{g1}^2}{1-H_{L1}} \right) + \\ & \frac{P_3 - P_5}{\Delta z} + \frac{g}{2}(1 - \alpha_e)[\rho_L H_{L6} + (1 - H_{L6})\rho_{g6} + \rho_L H_{L5} + (1 - H_{L5})\rho_{g5}] \sin \theta + \frac{g}{2}\alpha_e[\rho_L H_{L1} + (1 - \\ & H_{L1})\rho_{g1} + \rho_L H_{L2} + (1 - H_{L2})\rho_{g2}] \sin \theta + \frac{(1 - \alpha_f)}{4d} \{ f t p_6 [\rho_L H_{L6} + \rho_{g6}(1 - H_{L6})](V s_{L6} + V s_{g6})^2 + \\ & f t p_5 [\rho_L H_{L5} + \rho_{g5}(1 - H_{L5})](V s_{L5} + V s_{g5})^2 \} + \frac{\alpha_f}{4d} \{ f t p_1 [\rho_L H_{L1} + \rho_{g1}(1 - H_{L1})](V s_{L1} + V s_{g1})^2 + \\ & f t p_2 [\rho_L H_{L2} + \rho_{g2}(1 - H_{L2})](V s_{L2} + V s_{g2})^2 \} = 0 \end{aligned} \quad (11)$$

Esta formulação foi usada por Nickens [11] em 1985 em seu estudo sobre "kicks", e também por Santos O.L.A. [16] em 1989 em seu trabalho sobre "diverters".

α_e e α_f são, respectivamente, pesos referentes aos gradientes de pressão devido à elevação e à fricção, no tempo. Foi adotado o valor 0,5 para ambos, nos casos estudados neste trabalho.

4.2 ANULAR:

A equação diferencial descrita no capítulo anterior que exprime o balanço de massa global no anular, deve ser discretizada no tempo, a fim de que seja possível calcular a pressão do revestimento em frente a cada válvula (i.e., a montante da válvula), no final

de cada intervalo de tempo. Estas respectivas pressões serão usadas para se calcular as novas vazões de gás e líquido que serão consideradas como parâmetros constantes durante o passo temporal seguinte.

Na discretização da Equação 6, todas as variáveis dependentes que aparecem no segundo membro, serão consideradas no tempo anterior (i.e., início do passo temporal), a fim de que se tornem função apenas de parâmetros conhecidos.

Portanto depois de discretizada, a equação diferencial do anular toma a forma:

$$\frac{P^{t+\Delta t}_{sup} - P^t_{sup}}{\Delta t} = \frac{1}{v_g^t \frac{d\rho_g}{dP}_{superfície}} (\rho_{gsc}(Q_{gs}^t - \sum Q_{gi}^t) - \rho_g^t \sum Q_{Li}^t), \text{ ou seja,}$$

$$P^{t+\Delta t}_{sup} = P^t_{sup} + \frac{\Delta t}{v_g^t \frac{d\rho_g}{dP}_{superfície}} (\rho_{gsc}(Q_{gs}^t - \sum Q_{gi}^t) - \rho_g^t \sum Q_{Li}^t) \quad (12)$$

Conhecendo-se a pressão do revestimento na superfície a jusante do "choke", a pressão em cada ponto do revestimento ocupado pelo gás, é calculada pela seguinte fórmula empírica, que traduz com boa precisão o peso próprio do gás:

$$P_{rev} = P_{sup} + \frac{\alpha \cdot z \cdot f_t}{44,2075} \quad (13)$$

onde,

α é um parâmetro calculado dependendo da densidade do gás (γ_g):

Se $\gamma_g \leq 0,8$, então,

$$\alpha = (-150,67\gamma_g^2 + 261\gamma_g - 82,45) \frac{P_{sup}}{6894,757}$$

Se $\gamma_g > 0,8$, então,

$$\alpha = (37,3\gamma_g + 0,08) \frac{P_{sup}}{6894,757}$$

z_h é a profundidade vertical do ponto onde se está calculando a pressão, tomada a partir da superfície ("choke"), em metros;

f_t é um fator de correção de temperatura dada pela fórmula,

$$f_t = \frac{z_h \cdot 0,02625 + 545}{(T + T_{sup}) \cdot 0,9}$$

Onde,

T e T_{sup} são respectivamente as temperaturas em *graus kelvin* no ponto onde se quer calcular a pressão e na superfície ("choke").

4.3 ALGORÍTIMO DE CÁLCULO

Uma vez iniciados os cálculos relativos a um intervalo de tempo, tudo se processa dentro da coluna de produção, pois as quantidades Q_L e Q_g referentes às vazões de líquido e de gás através das válvulas de "gas-lift", já foram calculadas com antecedência.

Como foi explicado na secção 4.1, o ponto 6 é aquele onde estão todas as 5 variáveis dependentes desconhecidas. As propriedades de fluxo do ponto 6 são calculadas a partir daquelas conhecidas nos pontos 1, 2 e 5.

Este cálculo requer um processo iterativo devido a falta de linearidade das equações diferenciais que descrevem o fluxo de fluidos compressíveis.

O procedimento adotado é o seguinte:

- 1) Escolhe-se um "holdup" líquido (H_{L6}) com escorregamento para o ponto 6;
- 2) Calcula-se pela equação do balanço de massa, do líquido (Eq. 9), a

velocidade superficial do líquido no ponto 6 (V_{sL6});

3) Através de uma correlação para "*holdup*" líquido, calcula-se a velocidade superficial do gás (V_{sg6}). Nos casos apresentados no capítulo 5 foi utilizada aquela correlação mostrada no Apêndice E;

4) Por meio de uma correlação para fator de fricção de duas fases, calcula-se o fator de fricção de duas fases no ponto 6 (F_{tp6}). Nos casos apresentados neste trabalho, foram utilizadas as correlações de Brill e Dun & Ros dependendo de H_L ser maior que 0,1 ou menor que 0,1 respectivamente (Vide Apêndices C e D);

5) Calcula-se pela equação do balanço de massa do gás, (Eq. 10), a massa específica do gás no ponto 6 (ρ_{g6});

6) Calcula-se a pressão no ponto 6 (P_6), com auxílio da equação de estado para o gás (Eq. 3). Neste passo é necessário um outro processo iterativo porque o fator de compressibilidade do gás (Z) é uma função da pressão;

7) Como todas as propriedades no ponto 6 agora já são conhecidas, resta somente verificar se a equação do balanço da quantidade de movimento é satisfeita, (Eq. 11).

Caso este conjunto de parâmetros não satisfaça equação do balanço da quantidade de movimento dentro da tolerância admitida, deve-se então voltar ao item 1, e escolher outro "*holdup*" líquido, e repetir todos os itens de um até sete, quando nova verificação pelo balanço da quantidade de movimento é realizada, e o processo se repete até a convergência.

O método das secantes foi empregado para acelerar o processo de convergência.

Este procedimento vale para uma célula individualmente. No final da convergência de cada célula, passa-se à célula superior seguinte. Os pontos 2 e 6 da célula

anterior são agora rebatizados para 1 e 5 desta nova célula.

Os cálculos são efetuados desta maneira, célula após célula desde a "*fonte*" até a superfície.

Procedimento adotado para satisfazer as condições de contorno:

Como foi visto em 3.3, as velocidades superficiais do líquido e do gás no fundo ("*fonte*") são calculáveis em função da pressão na fonte (que é uma incógnita), enquanto que a pressão na superfície é mantida constante desde que isto resulte em velocidades superficiais ascendentes ao longo de toda a coluna.

As células são enumeradas de baixo para cima, e o sentido de cálculo é o mesmo do fluxo.

Adota-se o seguinte procedimento:

- 1) Estima-se uma pressão P na *fonte* que será a pressão P_5 da célula 1;
- 2) Calcula-se as velocidades superficiais do líquido e do gás na fonte (V_{sL5} e V_{sg5} da célula 1, vide secção 3.3.1);
- 3) Calcula-se H_L na *fonte* (H_{L5}) a partir das velocidades superficiais calculadas no passo anterior e com auxílio da correlação de "*holdup*";
- 4) Valendo-se do procedimento anterior, calcula-se as propriedades de fluxo célula após célula até a superfície;
- 5) Compara-se as pressões calculada (P_6) da última célula (superfície) com a pressão desejada (condição de contorno). Se a diferença entre elas for menor ou igual a uma certa tolerância, então passa-se para outro intervalo de tempo. Caso contrário, volta-se ao passo 1 deste procedimento, escolhendo-se outra pressão na *fonte*.

Repete-se todo o procedimento até a convergência.

Neste caso foi utilizado o método da bissecção para acelerar a convergência. O método das secantes não foi empregado neste caso, porque foram observadas descontinuidades na derivada primeira da curva obtida num gráfico cartesiano de pressão no fundo *versus* pressão calculada na superfície.

Com base no que foi descrito até aqui, foi elaborado um programa de computador em linguagem "FORTRAN" . Este programa foi usado para *rodar* os casos que estão apresentados e analisados no capítulo seguinte.

5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados três casos-exemplos para mostrar o uso do modelo descrito nos capítulos anteriores. Os dados da tabela a seguir são comuns aos três casos:

Poço	Vertical
Número de Células	12
Comprimento de cada célula	150 m
Diâmetro interno da coluna de produção	0,0628 m
Diâmetro externo da coluna de produção	0,0762 m
Diâmetro interno do revestimento	0,1905 m
Razão Gás Líquido	60 m ³ /m ³
Índice de Produtividade	0,03548 (m ³ /d)/kPa
Pressão Estática do Reservatório	15.500 kPa
BSW	0
Intervalo de Tempo (Δt)	30 s
Tensão Superficial do Líquido	.05 N/m
Grau API do óleo	27
Densidade do Gás	0,7
Pressão na Cabeça desejada	1000 kPa
Temperatura na Superfície	38 C
Temperatura no Fundo (" <i>Fonte</i> ")	93 C
Válvula de "gas-lift"	localizada na célula 7, (a 825 m)
Diâmetro Interno da Válvula de "gas-lift"	0,00476 m
Pressão de Calibração a 80 graus F	7580 kPa
Razão entre a área do fole e a área da válvula	0,038
Condições Iniciais	
Coluna de Produção e Anular	cheios de líquido
Pressão no Revestimento na Superfície	8.500 kPa
Pressão a Montante do " <i>Choke</i> " do Anular	8.500 kPa

Tabela 1: Dados de entrada comuns para os casos: 1, 2 e 3

5.1 CASO 1 (Uma Válvula)

Este caso consiste em uma coluna de produção com apenas uma válvula de "gas-lift", (ver Tab.1). No início o anular e a coluna estão cheios de líquido. O reservatório não pode alimentar, pois a pressão no fundo é maior que a pressão estática.

As Figuras de 3 a 14 referem-se a este caso.

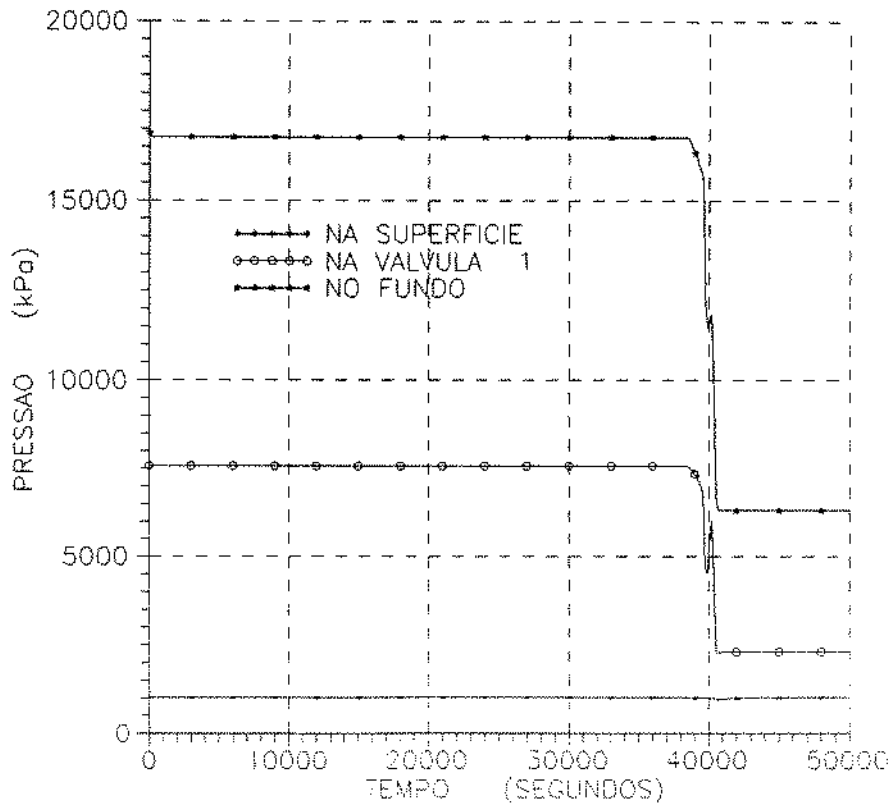


Figura 3: Caso 1: Pressão na Coluna *versus* Tempo

A Figura 3 é um gráfico cartesiano da pressão na coluna de produção versus tempo. Nele aparecem três curvas, referentes à pressão na superfície, na profundidade da válvula 1 e no fundo. Como pode ser observado, variações de pressão na superfície e na profundidade da válvula 1 ocorrem no período de 37500 segundos a 41000 segundos. Isso ocorre devido a entrada de gás na tubulação de produção.

A Figura 4 é também um gráfico cartesiano da velocidade superficial do

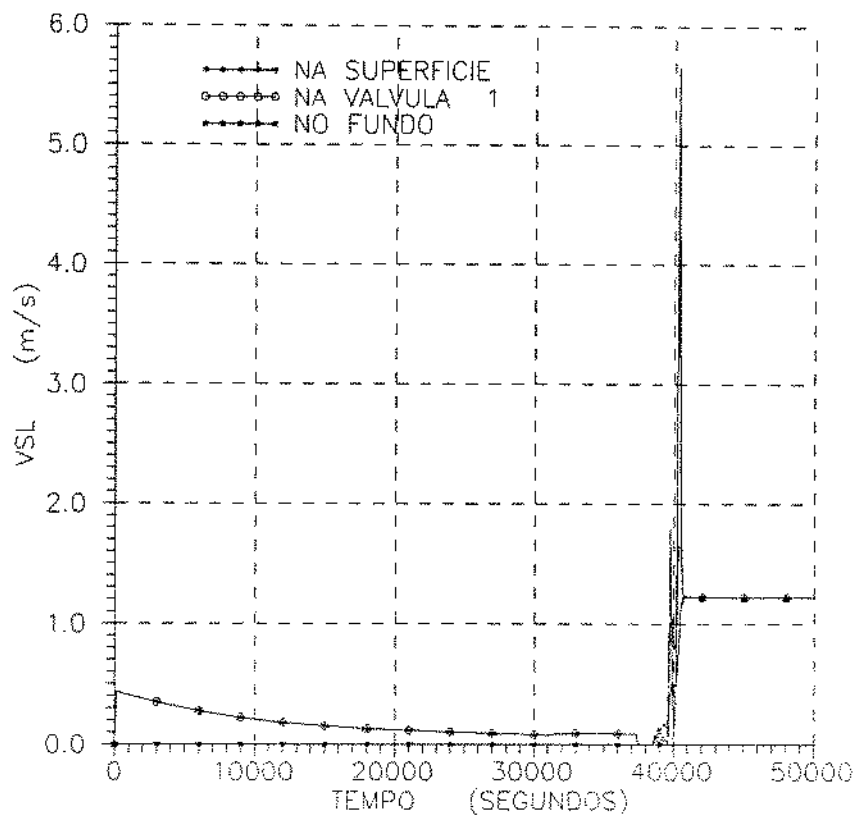


Figura 4: Caso 1: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Tempo

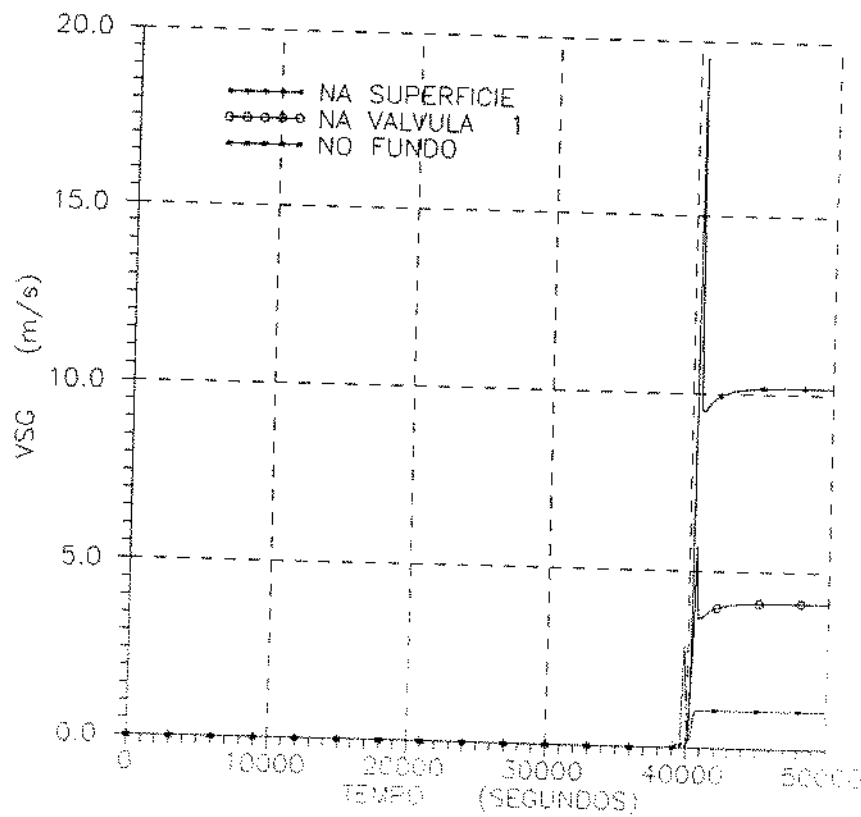


Figura 5: Caso 1: Velocidade Superficial do Gás *versus* Tempo

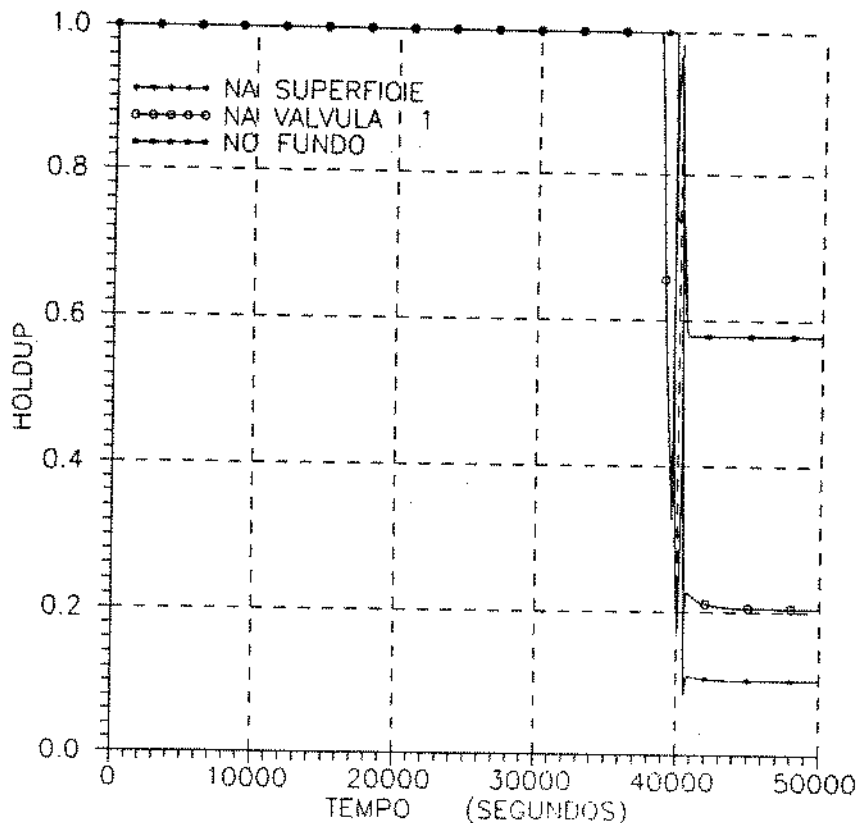


Figura 6: Caso 1: Fração de Líquido *versus* Tempo

líquido na coluna *versus* tempo, onde aparecem três curvas referentes às velocidades superficiais do líquido na superfície, na profundidade da válvula e no fundo. As velocidades na superfície e na profundidade da válvula, praticamente coincidentes, decaem com o tempo desde o início do fenômeno até 37500 segundos. Sofrem grandes oscilações no período de 38500 até 41000 segundos. E a partir daí permanecem constantes. A velocidade no fundo é zero até 38500 segundos, pois o reservatório só produz quando houver um abaixamento de pressão.

A Figura 5 mostra um gráfico cartesiano de velocidade superficial do gás *versus* tempo. Como nos gráficos anteriores, aparecem três curvas referentes à superfície, à profundidade da válvula e ao fundo. As velocidades são nulas desde o início até 38500 segundos, período em que ainda não há gás dentro da coluna. As velocidades do gás sofrem grandes oscilações no período de 38500 a 41000 segundos, e estabilizam a partir deste ponto.

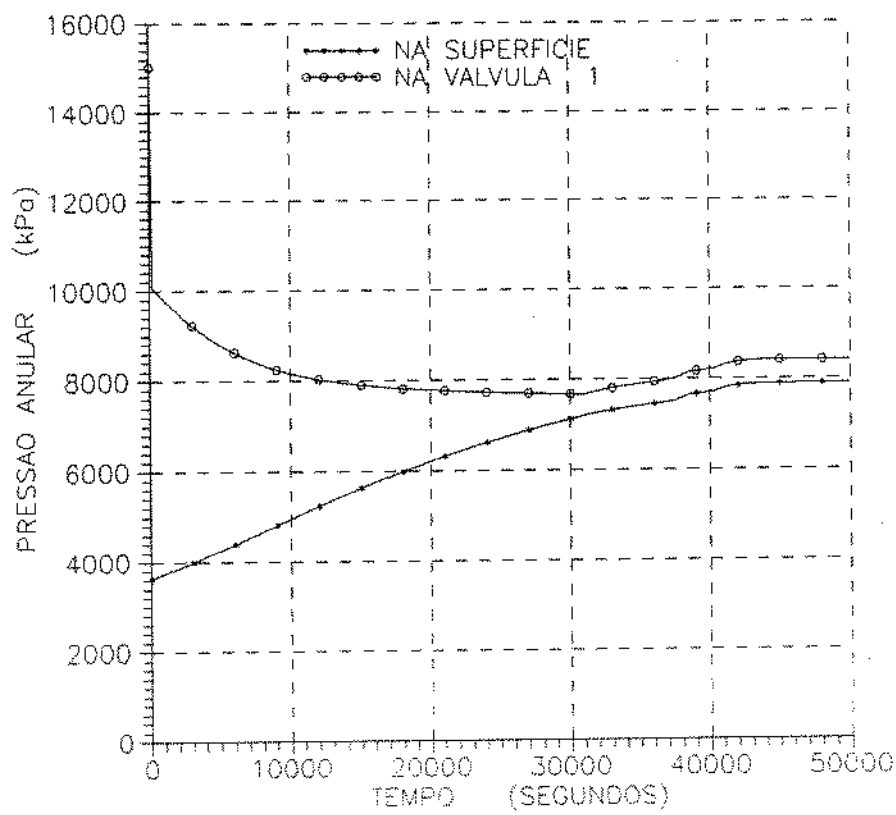


Figura 7: Caso 1: Pressão no Anular *versus* Tempo

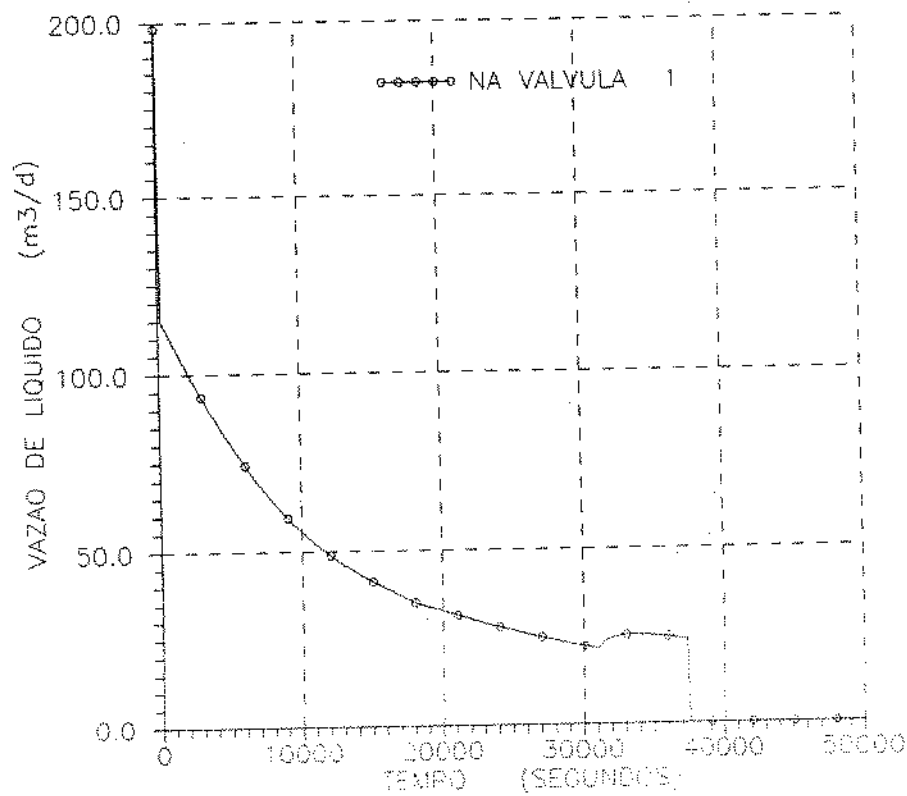


Figura 8: Caso 1: Vazão de Líquido através da Válvula *versus* Tempo

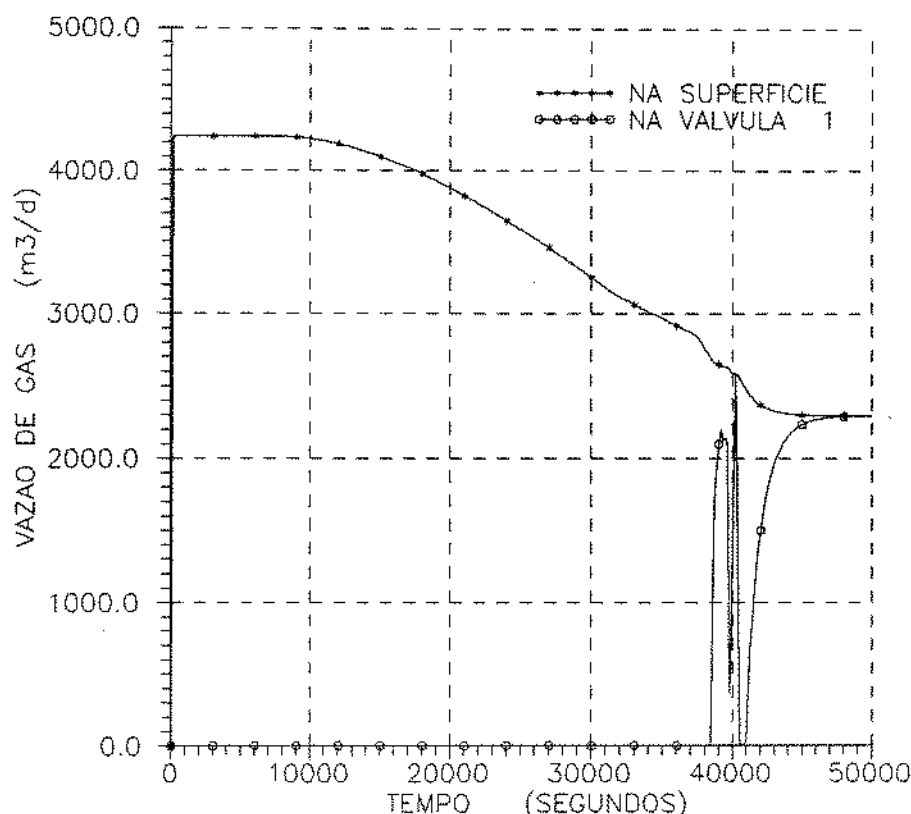


Figura 9: Caso 1: Vazão de Gás através da Válvula e do "choke" versus Tempo

A Figura 6 mostra um gráfico cartesiano de fração de líquido com escorregamento ("*liquid holdup*") versus tempo. Aparecem tres curvas referentes aos pontos na superfície, profundidade da válvula e fundo. No período em que não há gás na coluna (do início até 38500 segundos), o "*holdup*" é igual a 1 para as 3 profundidades apresentadas. De 38500 segundos até 41000 segundos sofrem grandes oscilações, e se estabilizam a partir de 41000 segundos.

A Figura 7 é um gráfico cartesiano da pressão no anular versus tempo. Aparecem duas curvas referentes a superfície (a jusante do "*choke*"), e na profundidade da válvula de "*gas-lift*". A diferença de pressão entre as curvas diminui constantemente desde o início até 37500 segundos, e se estabiliza a partir daí. No início é grande, porque o anular está cheio de líquido (alto gradiente de pressão) e após 37500 segundos é pequeno, pois o anular acima da válvula de "*gas-lift*" está cheio de gás (baixo gradiente). Note que logo no primeiro intervalo de tempo, as pressões se ajustam rapidamente, e que não foi

colocado o ponto (8500 kPa) no instante inicial na curva referente a superfície.

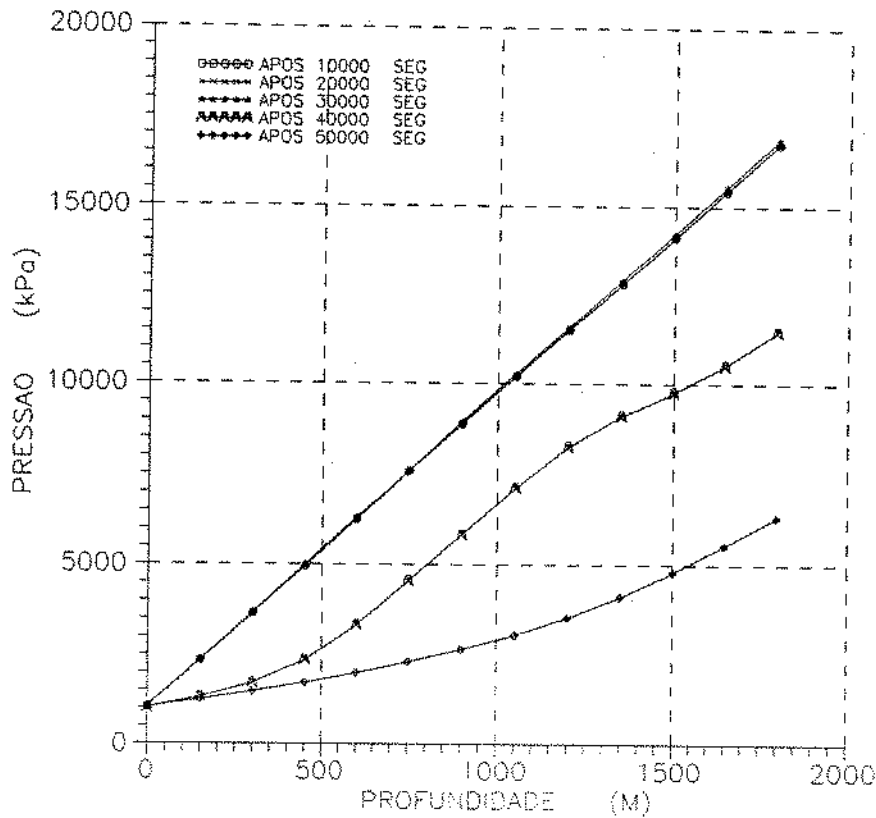


Figura 10: Caso 1: Pressão na Coluna *versus* Profundidade

A Figura 8 é um gráfico de vazão de líquido através da válvula de "gas-lift" *versus* tempo. A vazão de líquido começa alta e vem decaindo com o tempo até 37500 segundos, quando cai bruscamente para zero, significando que o gás no anular atinge a válvula nesse instante.

A Figura 9 mostra um gráfico de vazão de gás *versus* tempo. Existem duas curvas, uma referente à entrada de gás para o espaço anular através do "choke" na superfície, e a outra referente à passagem de gás do anular para a coluna de produção através da válvula de "gas-lift". É possível ver que a válvula se fecha duas vezes por período muito curto. A partir de 41000 segundos permanece aberta definitivamente. As duas curvas permanecem unidas após 47000 segundos significando que o mesmo volume de gás que entra pelo "choke" para o anular, sai pela válvula de "gas-lift" para a tubulação de produção.

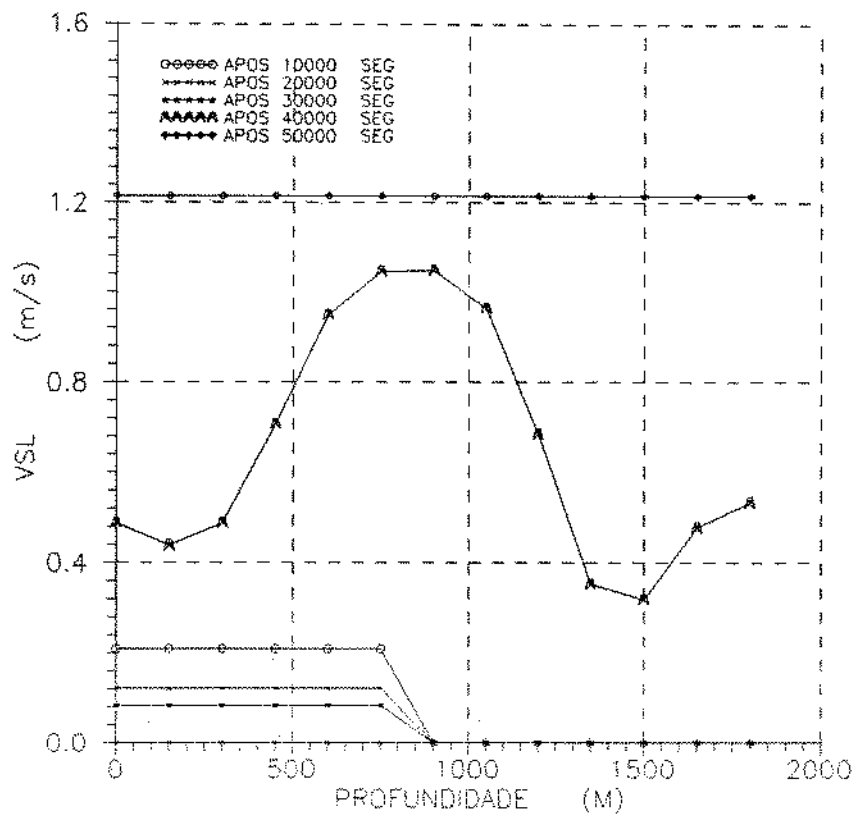


Figura 11: Caso 1: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Profundidade

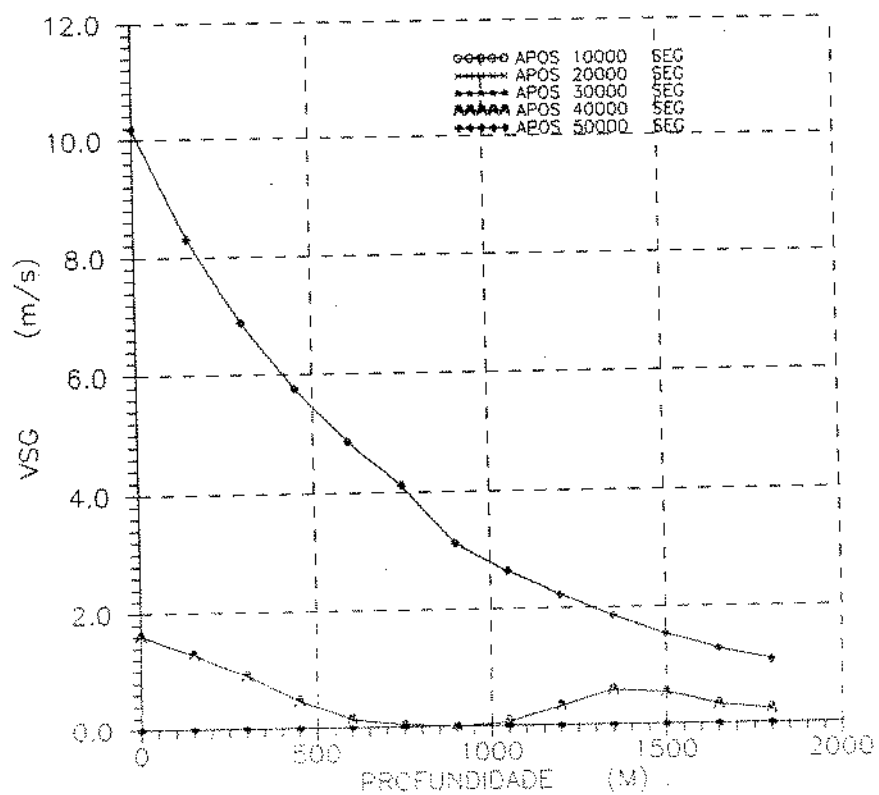


Figura 12: Caso 1: Velocidade Superficial do Gás *versus* Profundidade

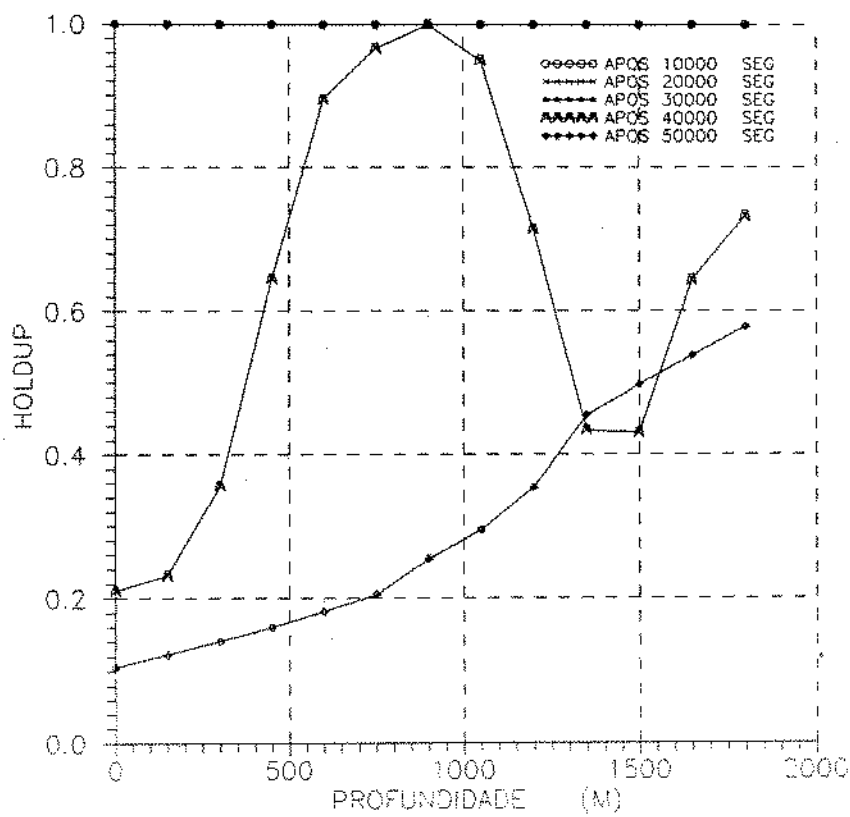


Figura 13: Caso 1: Fração de Líquido *versus* Profundidade

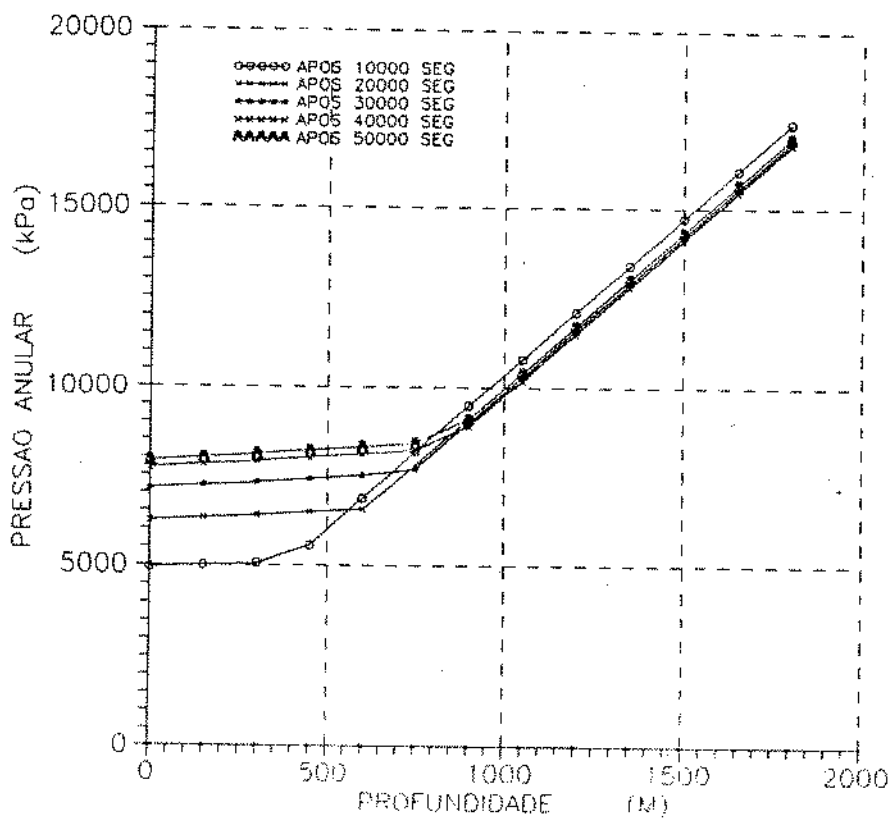


Figura 14: Caso 1: Pressão no Anular *versus* Profundidade

A Figura 10 mostra um gráfico cartesiano da pressão na coluna de produção versus profundidade para diferentes tempos. Aparecem 6 curvas relativas a 6 tempos diferentes. A curva referente a 50000 segundos mostra o regime de fluxo permanente. Note que a curva de 40000 segundos ainda está no fluxo transitório.

A Figura 11 mostra um gráfico de velocidade superficial do líquido na coluna versus profundidade, para diferentes tempos. Como esperado, após 50000 segundos (fluxo permanente), a velocidade é constante em toda a extensão da coluna, pois o líquido é incompressível segundo o modelo. Entretanto, antes do estabelecimento do fluxo permanente, a velocidade superficial do líquido apresenta um comportamento que depende do ponto de injeção de gás e da *RGL* da formação. Note a curva de 40000 segundos.

A Figura 12 mostra um gráfico cartesiano de velocidade superficial do gás na coluna versus profundidade para vários tempos. A 50000 segundos (fluxo estabilizado), a velocidade é crescente no sentido fundo-superfície, pois o gás se expande à medida em que a pressão decresce. Observe uma pequena descontinuidade na linha em 900 metros. Ela se deve à entrada de gás vinda do espaço anular pela válvula de "*gas-lift*".

A Figura 13 mostra o "*holdup*" líquido na coluna versus profundidade para diversos tempos. As primeiras 4 curvas (do início até 30000 segundos) o "*holdup*" é 1 em toda a extensão (praticamente só há líquido na coluna). A curva de 40000 segundos mostra muito líquido no meio do poço e muito gás próximo à superfície e ao fundo. Isto é devido à entrada de gás da formação no fundo e gás através da válvula. A 50000 segundos vê-se um "*holdup*" decrescente com a profundidade, devido expansão do gás (conforme explicado acima).

A Figura 14 mostra a pressão do anular versus profundidade em diferentes tempos. Em cada linha aparece um ponto de descontinuidade. Este ponto é onde está o nível de líquido no espaço anular.

Discussão dos resultados:

1) Logo no primeiro intervalo de tempo (Δt), a pressão no revestimento na superfície a jusante do "choke" é bruscamente ajustada para um determinado valor, a partir do qual esta pressão varia suavemente (Fig. 7). O mesmo acontece com a vazão de gás para o anular na superfície e a vazão de líquido na válvula de "gas-lift" (Fig. 8 e 9). Este rápido ajuste ocorre porque no início o volume de gás dentro do anular é desprezível, e portanto estas três grandezas mencionadas acima ficam dependendo muito mais das condições de contorno e restrições do que da condição inicial.

2) Desde o início até 37500 segundos, há somente circulação de líquido através da válvula. Neste período, quanto maior a pressão no anular na altura da válvula de "gas-lift" (Fig.7), maior a vazão de líquido por essa válvula (Fig.8), uma vez que a pressão na tubulação na sua profundidade permanece praticamente inalterada (Fig.3).

3) Embora haja entrada de gás para o anular, todavia ela não é suficientemente rápida para compensar a perda de carga hidrostática ocasionada pela saída do líquido do anular; por isso a pressão no anular na altura da válvula de "gas-lift" é declinante; conseqüentemente, a vazão de líquido é declinante no período de zero a 31.000 segundos (Fig.8 e 9). Esta diminuição da vazão de líquido explica o motivo pelo qual a velocidade superficial do líquido na tubulação de produção é também declinante neste período (Fig.4).

4) Devido ao fato do gradiente de pressão hidrostático no anular diminuir antes da entrada do gás na coluna de produção, (saída de líquido que é mais pesado, e entrada de gás para o anular, que é mais leve), há necessidade que a pressão do anular na superfície aumente com o tempo a fim de compensá-lo (Fig.7). Assim, à medida que a pressão a jusante do "choke" no anular vai aumentando, a vazão de gás para o anular na superfície diminui. (Lembre-se que como a pressão de montante do "choke" do anular

na superfície é constante, então quanto maior a pressão de jusante deste "choke", menor a vazão de gás para o anular),(Fig.9).

5) A 37.500 segundos, o gás do anular atinge a válvula de "gas-lift". Porém devido à sua calibração, ($P_{cal}@80 = 7580kPa$) ela se encontra fechada para a passagem de gás (Fig. 8, 9 e 14).

6) No período de 37.500 segundos a 38.500 segundos, não há passagem de nenhum fluido pela válvula de "gas-lift"(Fig. 8 e 9). Em consequência disso, nada acontece dentro da tubulação de produção (i.e., as velocidades superficiais do líquido e do gás são ambas nulas), (Fig.4 e 5). Entretanto neste período as pressões no anular na altura da válvula e na superfície continuam subindo, porque gás continua a entrar para o anular através do "choke" de superfície (Fig. 7).

7) Portanto, a 38.500 segundos, a pressão no revestimento é suficiente para abrir a válvula de "gas-lift"(Fig.9). Assim que esta válvula se abre, o gás que está no anular começa a entrar na tubulação a alta vazão (atingindo um pico de mais de 2000 m^3/d a 39.000 segundos).

8) À medida que o gás penetra na tubulação, esta começa a ficar mais leve, e portanto a pressão na coluna em todos os pontos começa a diminuir com o tempo (Fig. 3 e 10).

9) A 39.000 segundos, a pressão no fundo fica menor que a pressão estática do reservatório ("fonte") e portanto o poço começa a produzir (Fig.3).

10) Embora a "fonte" produza líquido e gás, ela deve, entretanto, expulsar o líquido que está dentro da coluna entre a válvula de "gas-lift" e o fundo. A medida que esse líquido é deslocado para cima, ele vai tomando os espaços vazios ocupados pelo gás acima da válvula. A coluna então se torna mais pesada nos pontos entre a válvula e a superfície. Conseqüentemente a pressão na coluna de produção em frente a válvula de "gas-lift" cresce fazendo diminuir a vazão de gás pela válvula de "gas-lift"(Fig. 10, 11, 12

e 13).

11) Desta maneira, a 39.500 segundos, há pouco gás passando pela válvula de "gas-lift"(Fig.9), há muito gás saindo na superfície (a velocidade superficial do gás atinge 3 m/s), (Fig.5), muito gás entrando no poço produzido pela "fonte", e muito líquido (ou quase nenhum gás) na coluna próximo da válvula de "gas-lift"(Fig. 11, 12 e 13).

12) A 40.000 segundos, com a diminuição da vazão de gás pela válvula de "gas-lift", a pressão no anular aumenta um pouco (Fig. 7). Neste mesmo instante gás e líquido produzidos pelo reservatório já se encontram na região da coluna acima da válvula de "gas-lift"(a uns 700 metros da superfície). Não há mais muito gás saindo do poço na superfície. Por isso a pressão média na coluna aumenta, e a pressão no fundo também aumenta, fazendo com que o poço alimente menos (i.e., velocidades superficiais decrescentes no fundo), (Fig. 10, 11, 12 e 13).

13) A partir de 40.000 segundos, à medida em que o líquido sai da coluna, esta vai ficando mais leve e portanto a pressão da coluna na profundidade da válvula de "gas-lift"vai diminuindo (Fig. 3). Também ocorre o mesmo com a pressão no fundo do poço, e então este começa a produzir mais.

14) A combinação desses dois fatores descritos nos itens 12 e 13, isto é, aumento da pressão do anular (Fig.7) e diminuição da pressão da coluna (Fig.3), ambas na mesma profundidade da válvula, faz com que a vazão de gás pela válvula de "gas-lift"volte a crescer (Fig. 9).

15) A 40.500 segundos, há muito gás saindo na superfície (velocidade superficial do gás de até 20 m/s), (Fig.5). A válvula de "gas-lift"se fecha devido a sua calibração , porque a pressão na coluna agora é pequena demais (Fig. 3 e 9).

16) A 41.000 segundos a válvula de "gas-lift"volta a abrir, pois a pressão no anular está maior devido ao anterior fechamento da válvula (Fig. 7 e 9).

17) A partir de 48.000 segundos, o anular e a coluna estão em regime permanente.

Em resumo, há duas golfadas de gás durante a descarga do poço:

a) A primeira é pequena, e é provocada pelo gás injetado na coluna através da válvula de "gas-lift" (como foi explicado no item 8).

b) A segunda é bem maior que a primeira, e é provocada pela ação combinada do gás injetado na coluna (item 14) e o produzido pelo poço logo no início (item 9).

5.2 CASO 2 (Duas Válvulas)

Este caso consiste em uma coluna de produção contendo 2 válvulas de "gas-lift". No início o anular e a coluna estão ambos cheios de líquido. O reservatório não pode alimentar, pois a pressão no fundo é maior que a pressão estática. Os dados de entrada são os mesmos da tabela 1 porém foi acrescentada na célula 1 (no fundo, i.e, a 1725 m), uma outra válvula (válvula 2), idêntica à primeira mas com pressão de calibração ($P_{cal@80}$) de 7500 kPa.

As Figuras de 15 até 26 são relativas ao caso 2. Estas Figuras são correspondentemente análogas às Figuras de 3 até 14 do caso anterior.

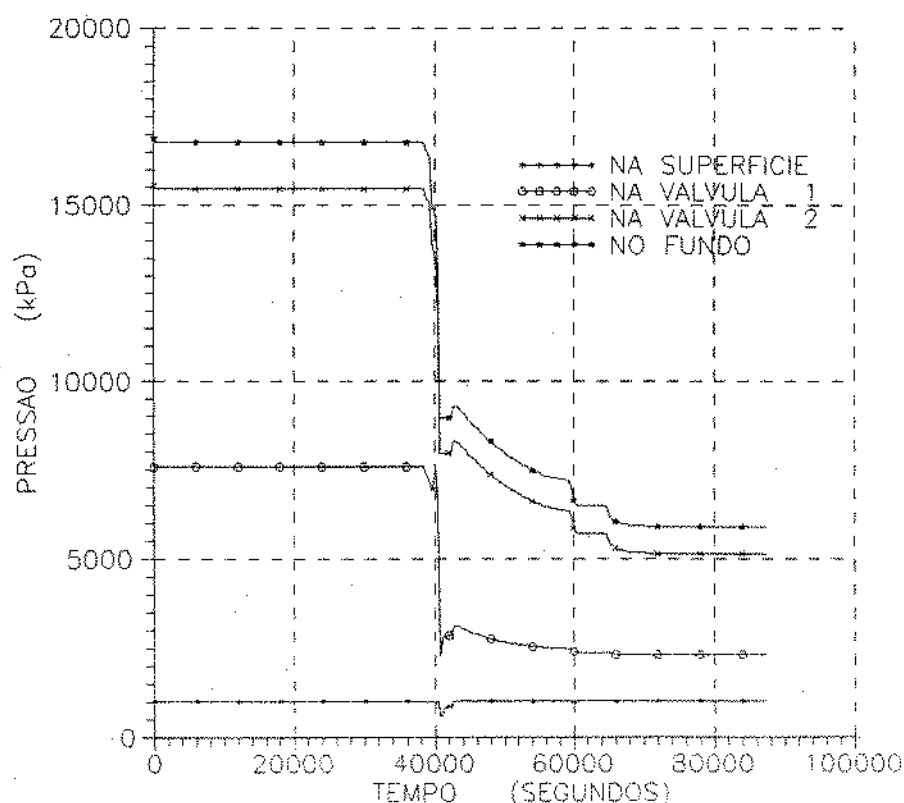


Figura 15: Caso 2: Pressão na Coluna *versus* Tempo

A Figura 15 mostra um gráfico cartesiano de pressão na coluna *versus* tempo. Há 4 curvas, referentes à pressão na superfície, na profundidade da válvula 1,

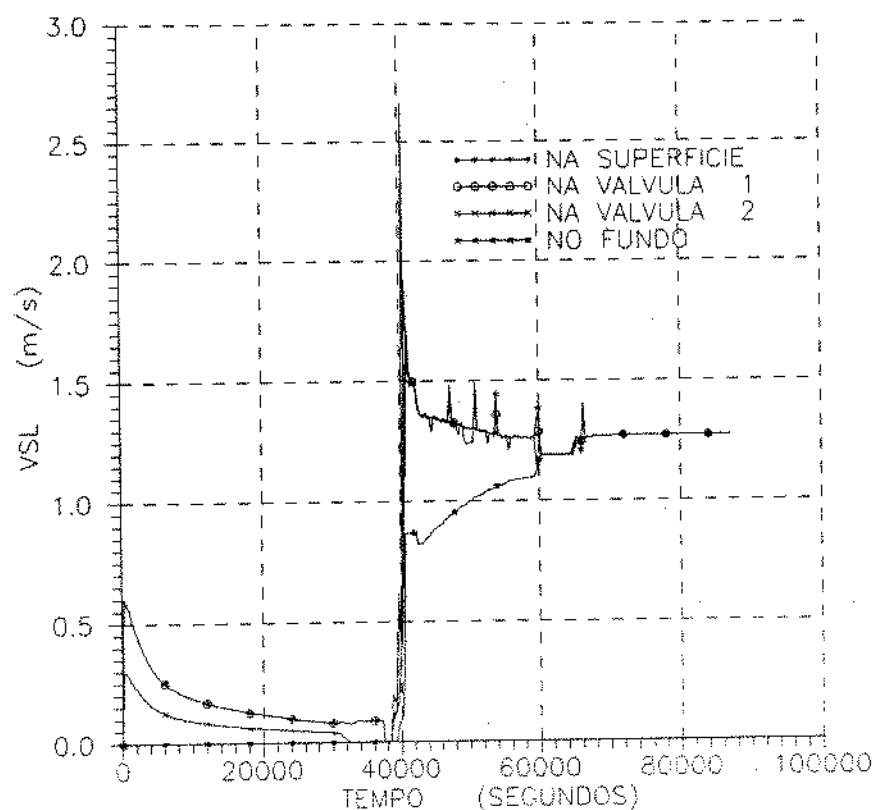


Figura 16: Caso 2: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Tempo

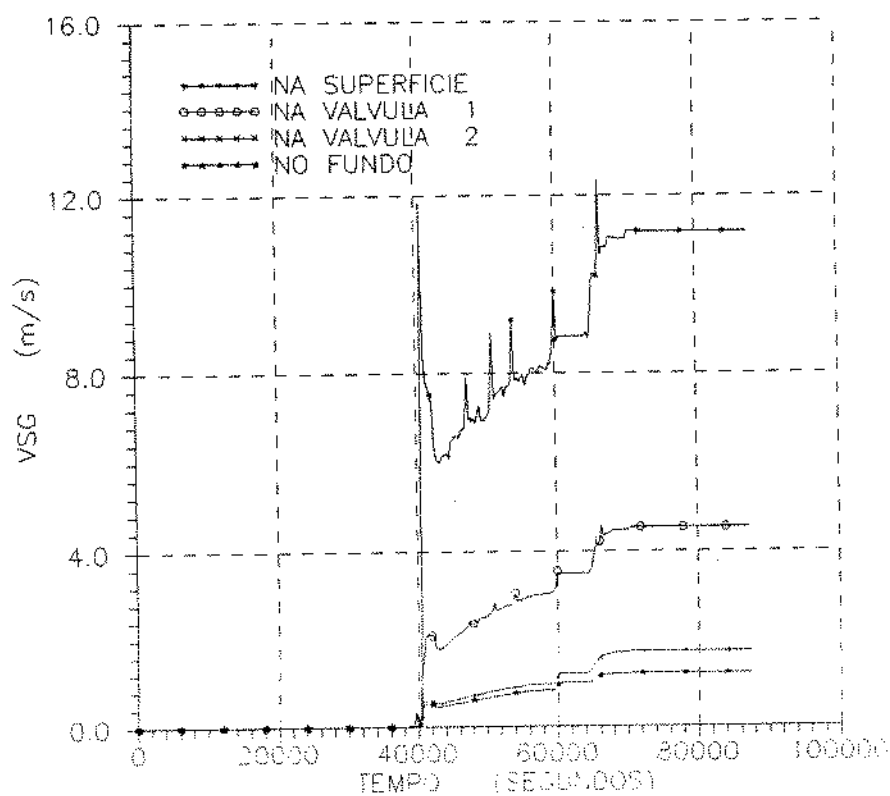


Figura 17: Caso 2: Velocidade Superficial do Gás *versus* Tempo

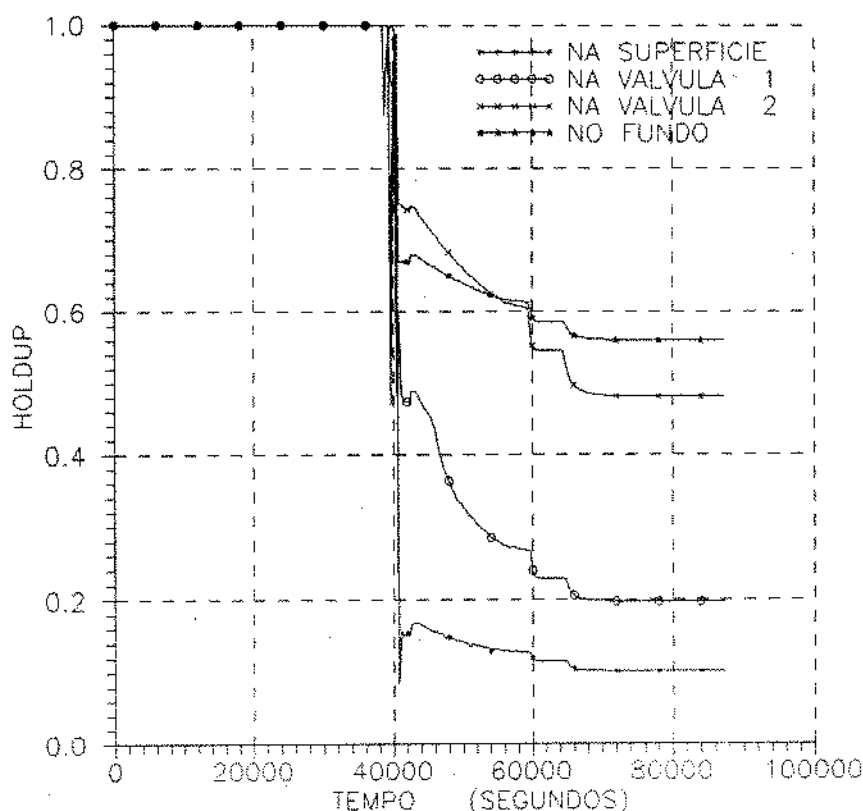


Figura 18: Caso 2: Fração de Líquido *versus* Tempo

na profundidade da válvula 2 e no fundo. Grandes variações de pressão ocorrem no período de 39000 a 41000 segundos, mas somente após 64000 segundos é que aparece o regime permanente.

A Figura 16 mostra um gráfico cartesiano da velocidade superficial do líquido na coluna *versus* tempo, referentes à superfície, profundidades das válvulas 1 e 2, e fundo. Note que a velocidade na superfície coincide com a velocidade na válvula 1. A velocidade em cada ponto (exceto na superfície) desde o início até aproximadamente 38000 segundos, é decrescente. De 38000 segundos até 40500 segundos há enormes variações de velocidades, mas somente após 64000 segundos é que ocorre a estabilização total. As curvas se juntam a partir deste ponto porque o líquido é incompressível e a vazão mássica é constante.

A Figura 17 mostra um gráfico de velocidade superficial do gás na coluna *versus* tempo, para a superfície, válvula 1, válvula 2 e fundo. A partir de 39500 segun-

dos podem ser vistas grandes oscilações, diminuindo a partir daí, cada vez mais até estabilização completa após 64000 segundos.

A Figura 18 é um gráfico cartesiano de "holdup" versus tempo. Aparecem também 4 curvas referentes à superfície, às válvulas 1 e 2 e ao fundo. Após grandes oscilações no período de 39500 até 41000 segundos, tendem cada vez mais para valores constantes a partir daí. Mas a estabilização completa só ocorre após 64000 segundos.

A Figura 19 é um gráfico cartesiano de pressão no anular versus tempo, referentes à superfície, válvula 1 e válvula 2. Como explicado anteriormente, as curvas tendem a se unir à medida que o líquido é expelido do espaço anular.

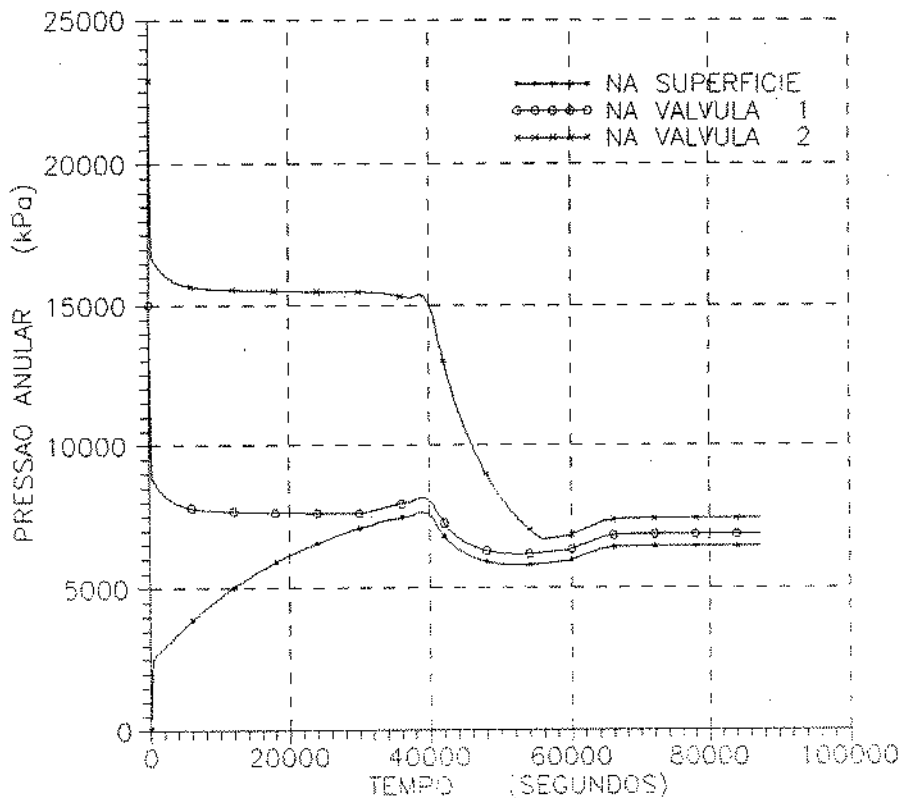


Figura 19: Caso 2: Pressão no Anular versus Tempo

A Figura 20 mostra um gráfico cartesiano de vazão de líquido pelas válvulas versus tempo. Pode-se através dele constatar que o gás atinge a válvula 1 a 38500 segundos, e atinge a válvula 2 a 60000 segundos.

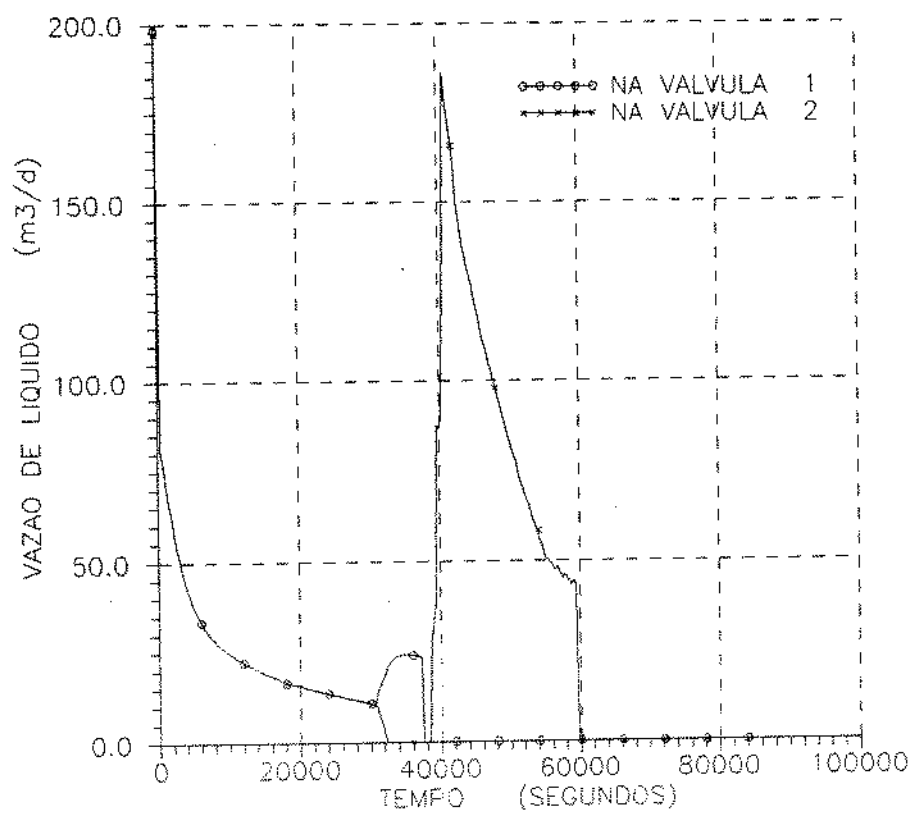


Figura 20: Caso 2: Vazão de Líquido através das Válvulas *versus* Tempo

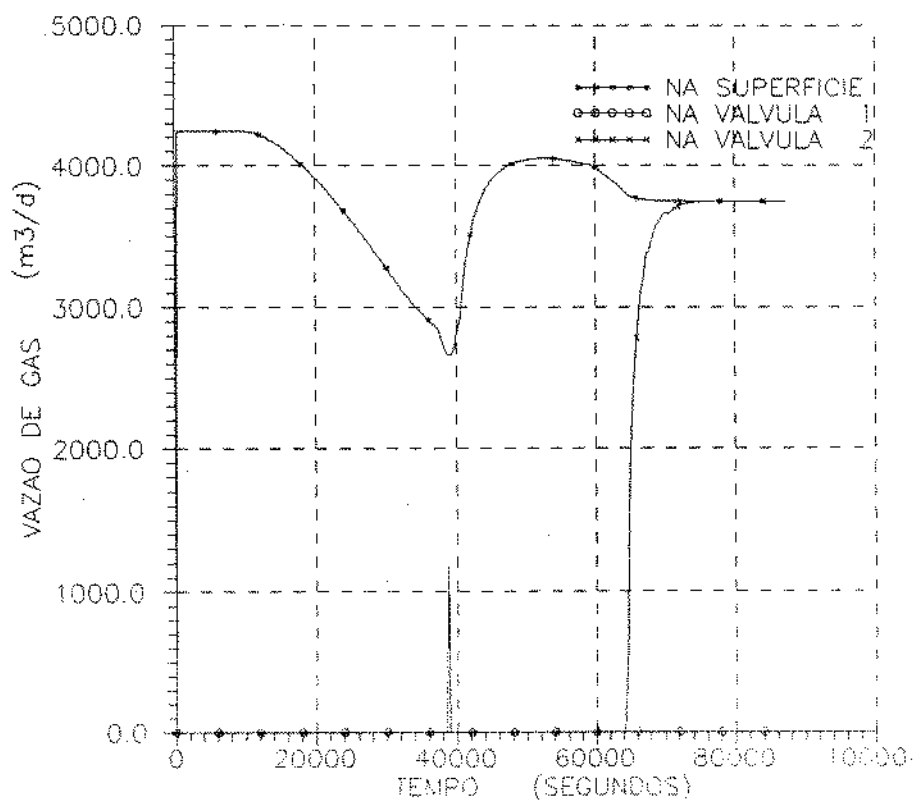


Figura 21: Caso 2: Vazão de Gás através das Válvulas e do "choke" *versus* Tempo

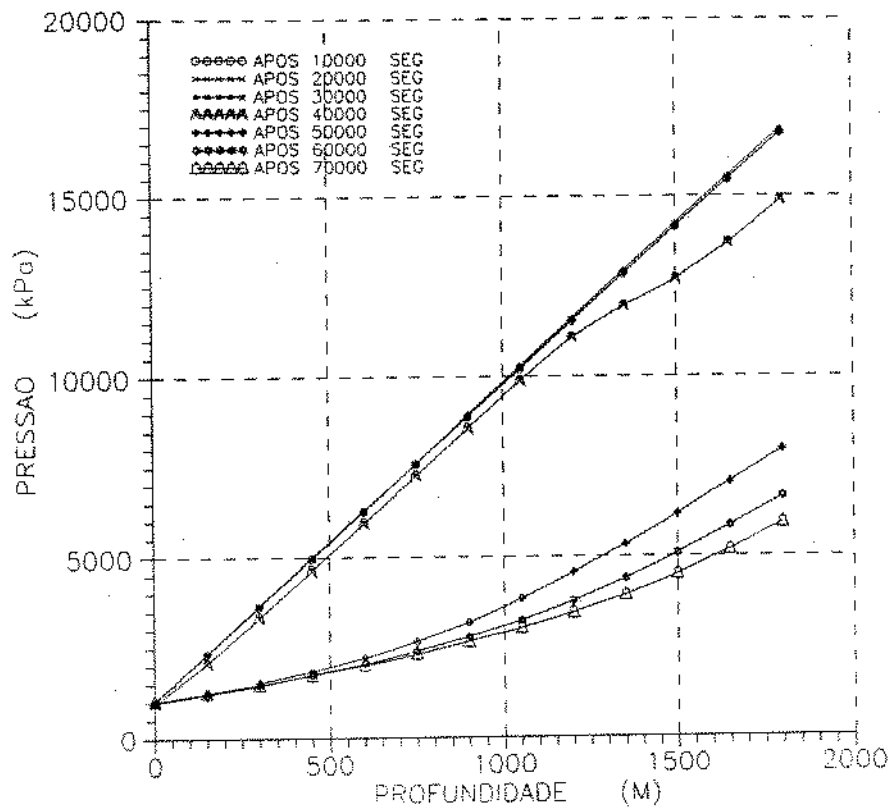


Figura 22: Caso 2: Pressão na Coluna *versus* Profundidade

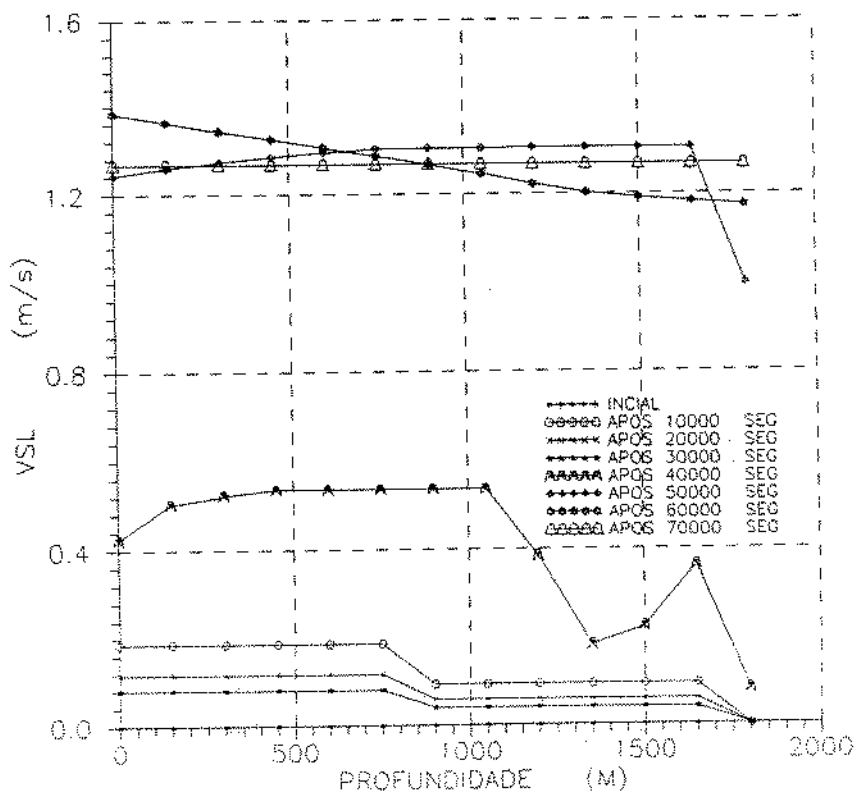


Figura 23: Caso 2: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Profundidade

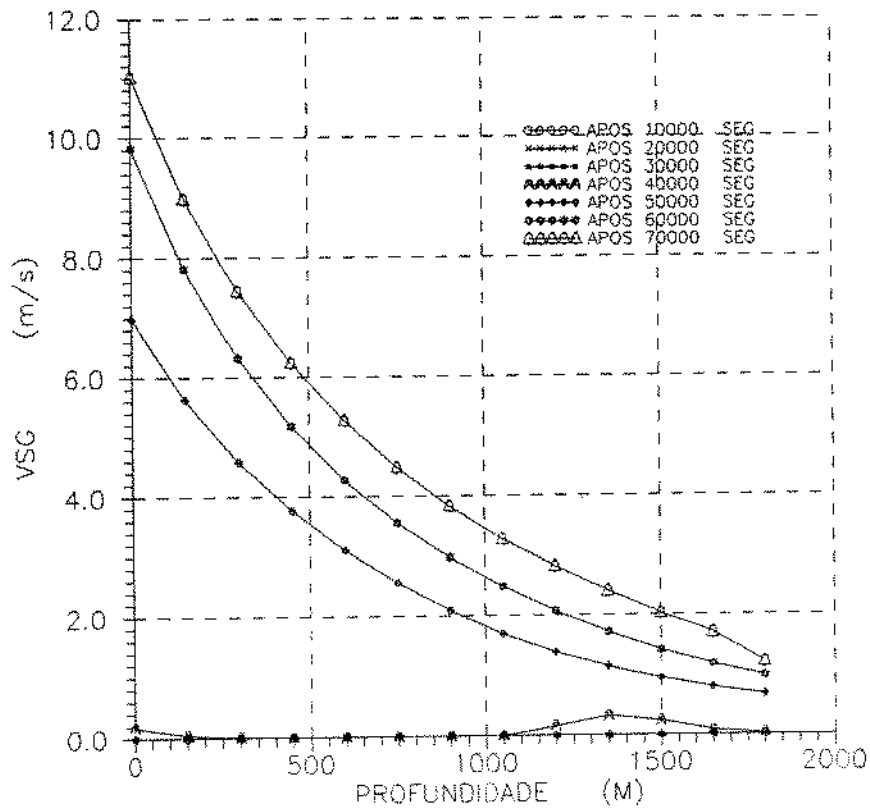


Figura 24: Caso 2: Velocidade Superficial do Gás *versus* Profundidade

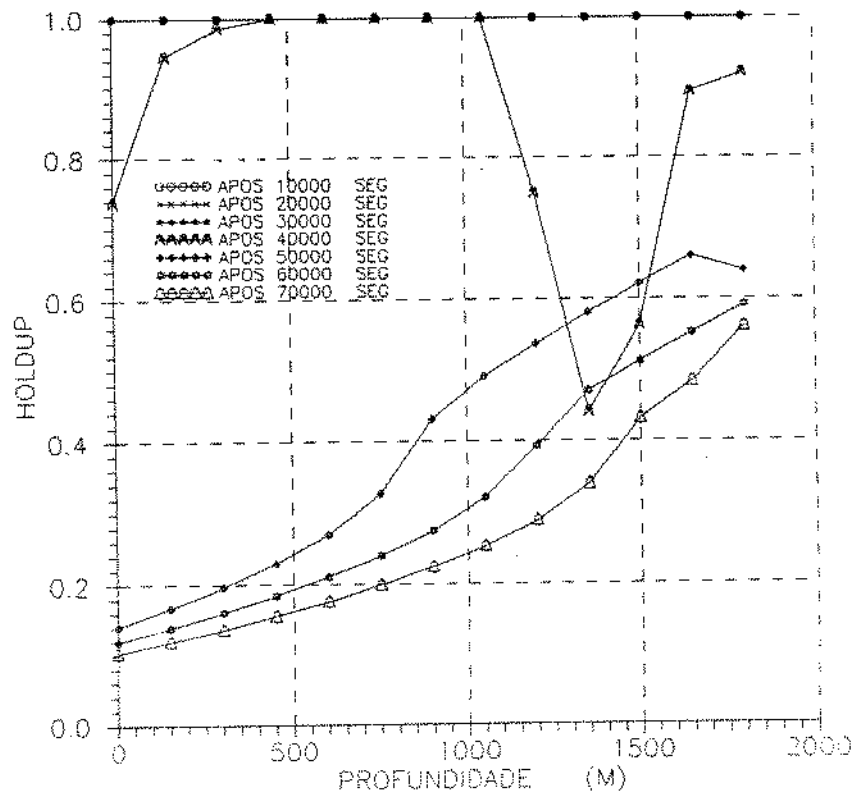


Figura 25: Caso 2: Fração de Líquido *versus* Profundidade

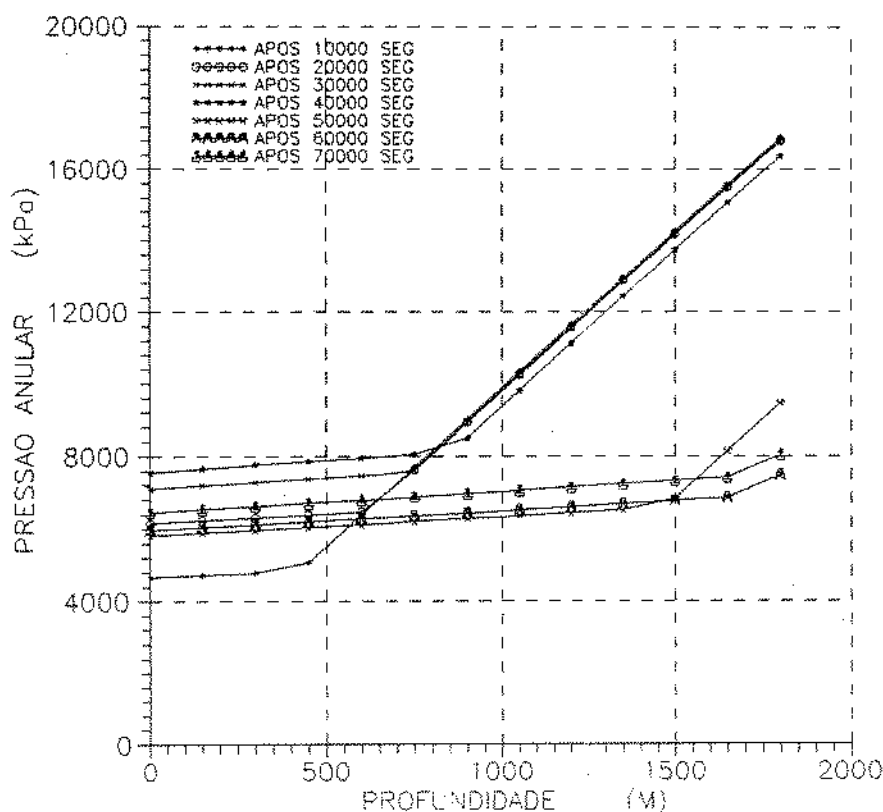


Figura 26: Caso 2: Pressão no Anular versus Profundidade

A Figura 21 mostra um gráfico cartesiano de vazão de gás versus tempo. Há 3 curvas, uma referente à vazão de gás entrando para o anular pelo "choke" na superfície, e as outras duas referentes à vazão do gás saindo do espaço anular para a coluna através das válvulas de "gas-lift". Pode ser observado, que por volta de 38500 segundos a válvula 1 permanece aberta durante um curto período, fechando-se definitivamente logo após por causa de sua calibração. Somente após 64000 segundos começa passar gás pela válvula 2. As curvas referentes à entrada de gás na superfície e à saída de gás pela válvula 2, se juntam definitivamente após 70000 segundos porque o mesmo volume de gás que entra pelo "choke" sai pela válvula 2.

A Figura 22 mostra um gráfico de pressão na coluna versus profundidade para diferentes tempos. Após 70000 segundos o fluxo é permanente.

A Figura 23 mostra um gráfico de velocidade superficial do líquido na coluna versus profundidade. Como já explicado, após 70000 segundos, a velocidade superficial

do líquido é constante em toda a extensão do poço, pois o líquido é incompressível e o regime é permanente.

A Figura 24 mostra um gráfico de velocidade superficial do gás na coluna versus profundidade para vários tempos. No regime permanente, após 70000 segundos, a velocidade é crescente no sentido fundo-superfície, pois o gás se expande para pressões menores.

A Figura 25 mostra um gráfico cartesiano de "*holdup*" versus profundidade. A linha referente a 70000 segundos mostra o regime permanente.

A Figura 26 mostra o gradiente de pressão no espaço anular para diversos tempos. Observe a descontinuidade existente em cada linha. Esta descontinuidade mostra o ponto da coluna onde está o nível do líquido no anular. A 40000 segundos o nível está na profundidade da válvula 1 e a 70000 segundos na profundidade da válvula 2.

Discussão dos resultados:

1) Desde o início até 30.000 segundos, as duas válvulas apresentam respectivamente as mesmas vazões de líquido (Fig.20). Nesse período há um pequeno decréscimo da pressão no revestimento na altura da válvula 2 (Fig. 19), porém o suficiente para fazê-la fechar a 30000 segundos, pois a pressão no revestimento fica menor que a pressão de jusante (coluna na altura da válvula 2). Em consequência disso, a válvula 1 sofre um abrupto aumento em sua vazão (Fig.20). Este rápido aumento de vazão pode também ser explicado por dois motivos: primeiro porque há uma diminuição da pressão de jusante da válvula 1 devido a uma perda de carga por fricção menor na coluna (Fig.16); e segundo porque o líquido no anular deixou de se dividir para duas válvulas.

2) No período de zero a 38.000 segundos, há apenas circulação de líquido, porque o gás no anular ainda não atingiu a primeira válvula. Sendo que de zero a 30.000 segundos há circulação pelas duas válvulas enquanto que de 30.000 a 38.000 segundos o líquido circula apenas pela primeira válvula (Fig. 20).

3) Nesse período (isto é, de zero a 38000 seg.) a vazão de gás na superfície no anular, é sempre declinante (Fig. 21). Por isso, as vazões de líquido nas válvulas, são também declinantes, exceto a 30.000 segundos como foi explicado no item 1 (Fig.20).

4) No período em que há apenas circulação de líquido, a pressão no anular na superfície cresce rapidamente, o que explica a vazão de gás para o anular na superfície ser declinante neste mesmo período (Fig. 19 e 21).

5) Com o fechamento da válvula 2 (a 30.000 segundos), a pressão no anular na altura da válvula 1 cresce um pouco (Fig. 19).

6) A 38.000 segundos o gás do anular atinge a primeira válvula (Fig. 20 e 26). Nesse instante começa o fluxo transiente multifásico na coluna propriamente dito. A partir daí, o gás começa a passar pela primeira válvula, despressurizando rapidamente o

anular.

7) Pouco tempo depois de o gás ter penetrado na coluna de produção por intermédio da primeira válvula (Fig. 21), é formado um "bolsão" de gás na coluna logo acima dela, de modo que nesse instante o "*holdup*" cai para valores bem baixos (Fig. 18). A 40.000 segundos o gás atinge a superfície, e devido à sua expansão, o "*holdup*" na superfície de um modo geral atinge valores mais baixos do que no restante da coluna (Fig. 25).

8) O líquido é considerado incompressível, por isso assim que o gás penetra na coluna de produção pela válvula 1 (Fig. 20), o líquido da coluna acima da primeira válvula começa a ser expulso a alta vazão (Fig. 16). Esta rápida saída do líquido, provoca uma despressurização da coluna (Fig. 15). Entretanto, devido a esta despressurização, o reservatório "*fonte*" começa produzir. É evidente que tal despressurização é tanto maior quanto mais profunda a coluna.

9) A combinação de dois fatores simultâneos, a saber, pressões menores tanto na coluna quanto no anular, faz fechar a válvula 1 a 39.000 segundos (Fig. 15 e 19). Assim ambas as válvulas de "gas-lift" ficam fechadas (Fig. 20 e 21).

10) Ao mesmo tempo porém, porque o anular está com a pressão baixa (vide item 6), a vazão de gás para o anular na superfície cresce rapidamente a partir dos 40.000 segundos (Fig. 21). A taxa de crescimento diminui paulatinamente até os 60.000 segundos (vide causa no item 11).

11) Como explicado no item 8, por causa da despressurização da coluna, a válvula 2 reabre porque a pressão no revestimento (montante) é maior que a pressão na coluna (jusante) na altura da válvula (Fig. 15 e 19). Líquido começa então a passar por ela, inicialmente a alta vazão, a qual decresce com o tempo (Fig. 20). Por causa da abertura da válvula 2, a pressão no anular começa a cair (Fig. 19). Portanto a vazão de gás para o anular na superfície começa crescer, porém não o bastante para que a pressão

no anular não continue a cair (Fig. 19 e 21).

12) No período de 52.000 até 60.000 segundos, a vazão de líquido pela válvula 2 é pequena (Fig. 20), portanto basta que o gás entre pela válvula da superfície para que a pressão no anular se mantenha quase estável (Fig.19). Por isso a vazão de gás para o anular na superfície permanece estável nesse período (Fig. 21).

13) A 60.000 segundos o gás no anular atinge a segunda válvula (Fig. 21). Porém devido à calibração da válvula, esta se encontra fechada para o gás, (vide apêndice B).

14) No período de 60.000 a 64.000 segundos, o sistema dentro da coluna já está em fluxo permanente, isto é, as pressões, as velocidades superficiais do líquido e do gás, o "*holdup*", estão constantes com o tempo, e provavelmente permaneceria em fluxo permanente se a válvula 2 não abrisse a 64.000 segundos (Fig. 15, 16, 17 e 18).

15) A válvula 2 abre a 64.000 segundos, porque no período de 60.000 a 64.000 segundos há entrada de gás para o anular através da válvula de superfície (Fig. 21). A pressão no anular então cresce o suficiente para que a válvula 2 se abra (Fig. 19).

16) Assim pois, após a ação de abertura da válvula 2 a 64.000 segundos, recomeça-se um novo fluxo transiente multifásico de curta duração , de maneira que a partir de 66.000 segundos, o fluxo já se encontra novamente em regime permanente, porém num outro estado de equilíbrio, qual seja: pressões e "*holdups*" menores, e velocidades superficiais do líquido e do gás maiores (Fig. 15, 16, 17 e 18).

Em resumo, pode-se dividir o fenômeno em 3 etapas:

a) Circulação de líquido: desde o início até aos 38.000 segundos. Neste período há apenas circulação de líquido na coluna, semelhante a um mecanismo de tubo em "U". Entretanto ao se pensar no sistema como um todo, há de se considerar que o regime é transiente neste período, porque os parâmetros de fluxo que regem o anular estão

variando com o tempo.

b) Transiente multifásico na coluna: de 38.000 a 66.000 segundos. No início desta etapa, isto é de 38.000 a 40.000 segundos, há variações bruscas nas variáveis de fluxo envolvidas. De 40.000 a 60.000 segundos, há uma acomodação cada vez maior destas mesmas variáveis. De 60.000 a 64.000 segundos, há um regime permanente de curta duração, interrompido pela ação do anular (válvula 2), como explicado no item 15 acima. De 64.000 a 66.000 segundos, há um transiente curto, convergindo cada vez mais para novos valores.

c) Regime permanente: de 66.000 segundos em diante. Desta vez até o anular se encontra em regime permanente.

Finalmente, pode-se dizer que neste caso aqui apresentado, só a válvula 1 é suficiente para provocar a descarga do poço, com um mínimo de consumo de gás. A válvula 2 apenas foi usada para manter o poço produzindo com vazões maiores.

Comparando-se este caso com o anterior, constata-se que a válvula 1 em ambos os casos é suficiente para dar a descarga do poço. A diferença é que no caso anterior como não havia outra válvula, então a válvula 1 ficou fazendo o "gas-lift" contínuo (GLC) após a descarga do poço. Enquanto que neste caso como existe a válvula 2 (no fundo), esta é que passa a fazer o GLC após certo tempo. A válvula 1 neste caso permaneceu fechada devido à sua calibração.

5.3 CASO 3 (Tres Válvulas)

Este caso consiste em uma coluna de produção contendo 3 válvulas de "gas-lift". No início o anular e a coluna estão ambos cheios de líquido. O reservatório não pode alimentar, pois a pressão de fundo é maior que a pressão estática.

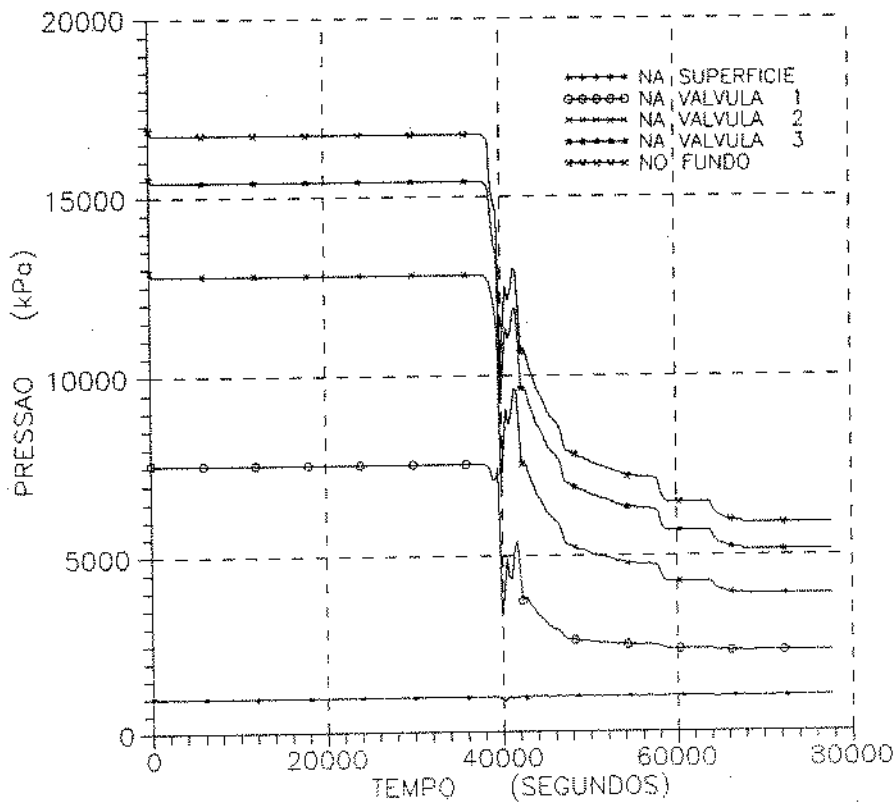


Figura 27: Caso 3: Pressão na Coluna *versus* Tempo

Os dados de entrada são os mesmos da Tabela 1, com a diferença que além da válvula acrescentada no caso 2, foi ainda acrescentada uma terceira válvula na célula 3 (a 1425 m), idêntica à válvula 1, porém com P_{cal80} de 7530 kPa. Esta válvula passa a denominar válvula 2. Portanto há 3 válvulas: válvula 1 na célula 7 (a 825 m), com P_{cal80} de 7580 kPa; válvula 2 na célula 3 (a 1425 m), com P_{cal80} de 7530 kPa; e, válvula 3 na célula 1 (a 1725 m), com P_{cal80} de 7500 kPa, (esta última corresponde a válvula 2 do caso anterior).

As Figuras de 27 até 38 referem-se a este caso. As Figuras de de 27 até 33

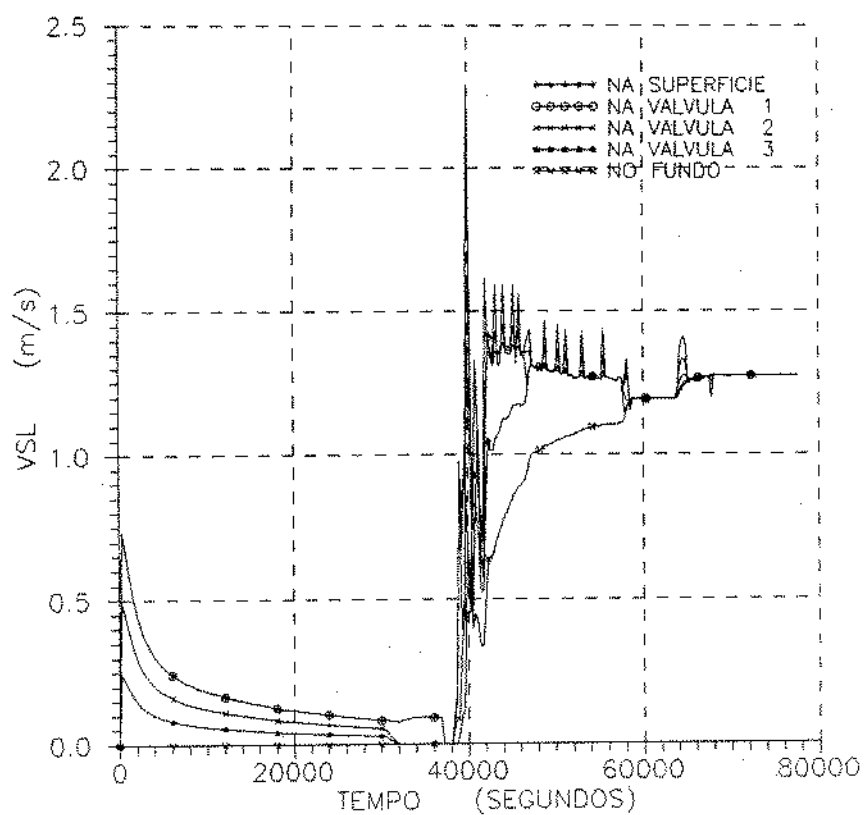


Figura 28: Caso 3: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Tempo

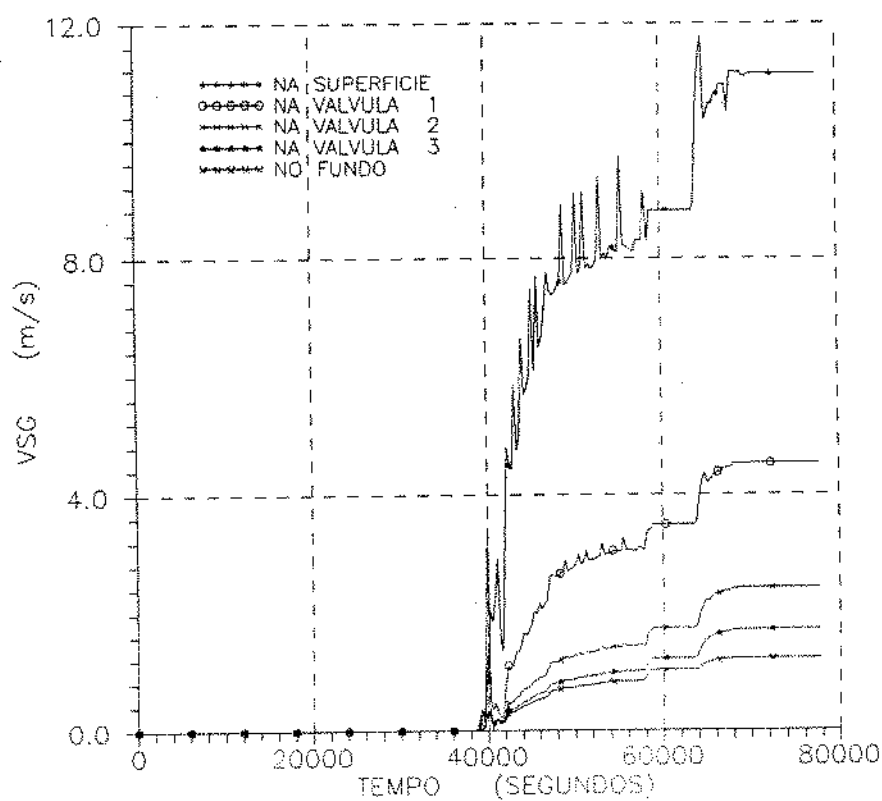
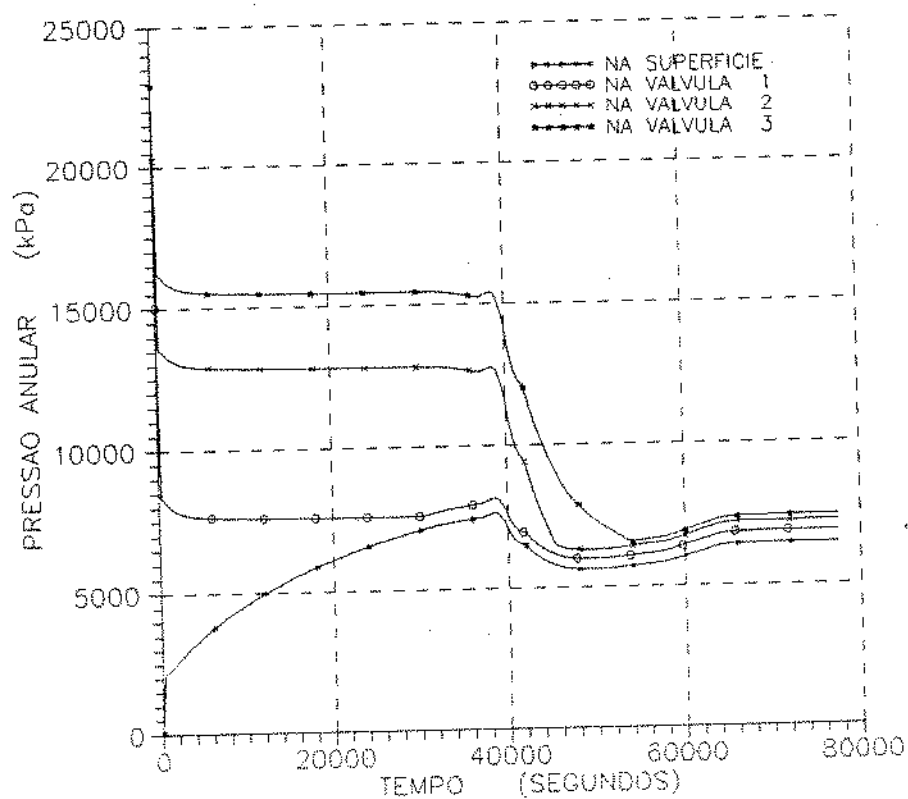
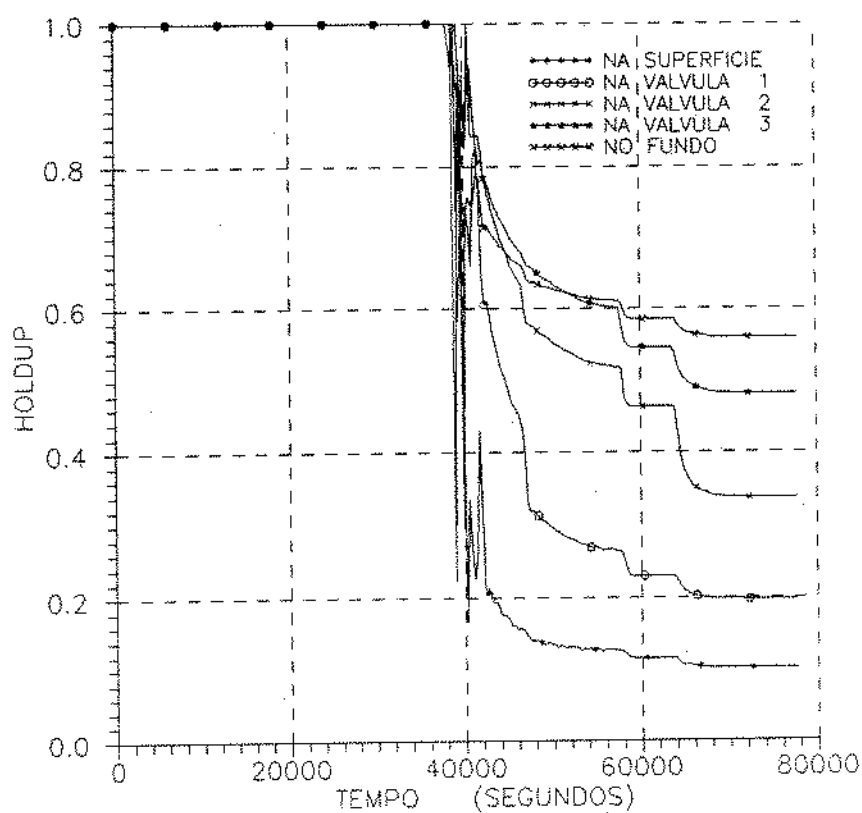


Figura 29: Caso 3: Velocidade Superficial do Gás *versus* Tempo



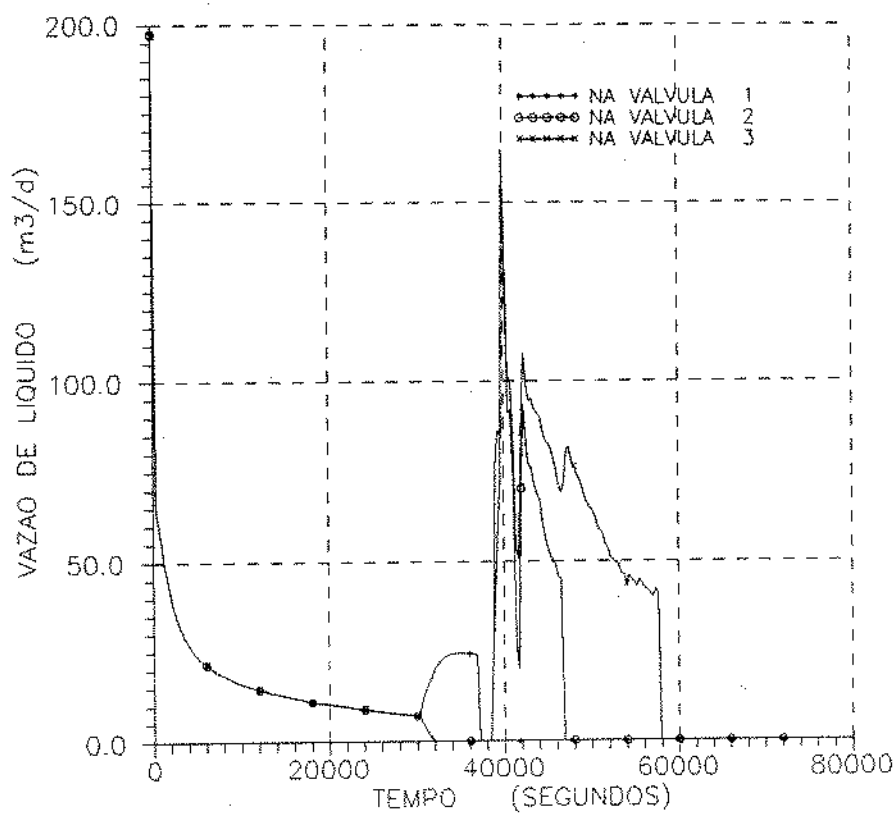


Figura 32: Caso 3: Vazão de Líquido através das Válvulas *versus* Tempo

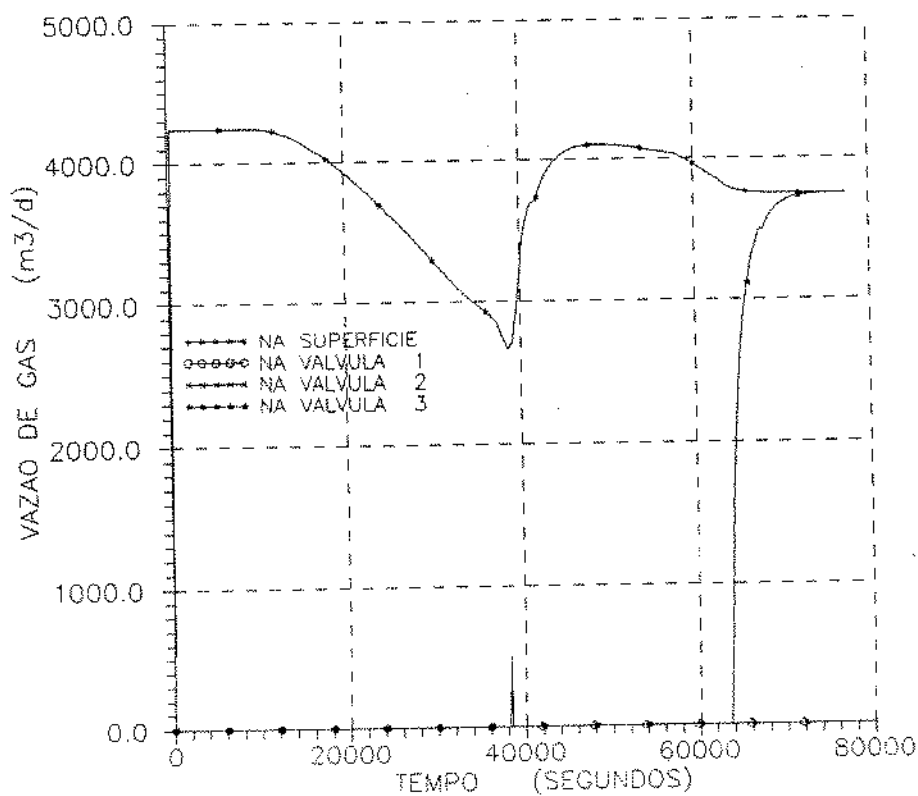


Figura 33: Caso 3: Vazão de Gás através das Válvulas e do "choke" *versus* Tempo

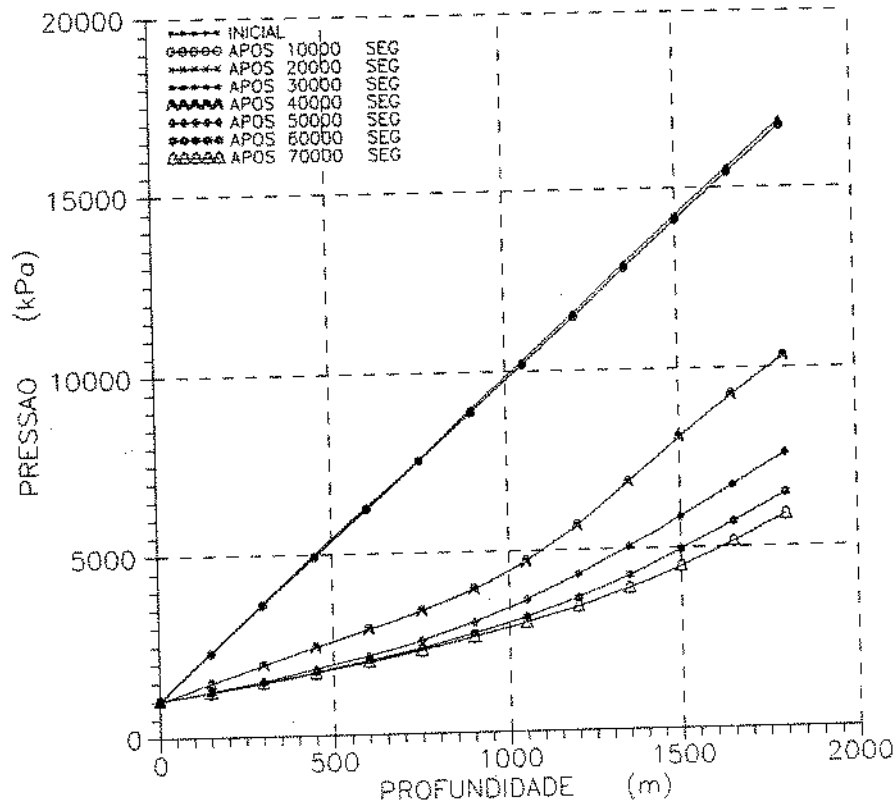


Figura 34: Caso 3: Pressão na Coluna *versus* Profundidade

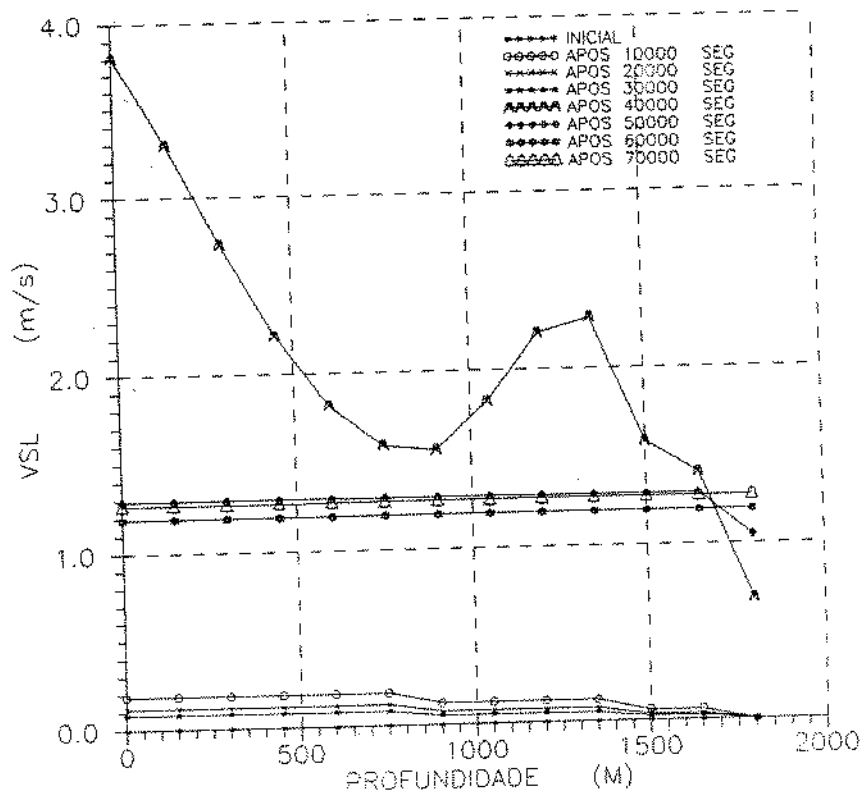


Figura 35: Caso 3: Velocidade Superficial do Líquido *versus* Profundidade

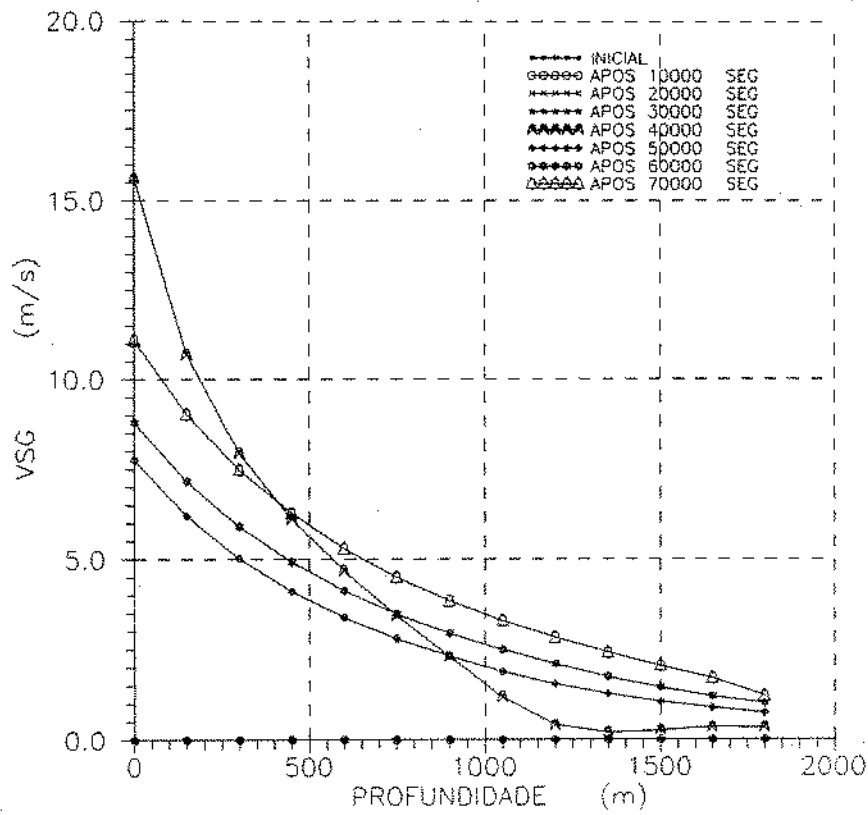


Figura 36: Caso 3: Velocidade Superficial do Gás *versus* Profundidade

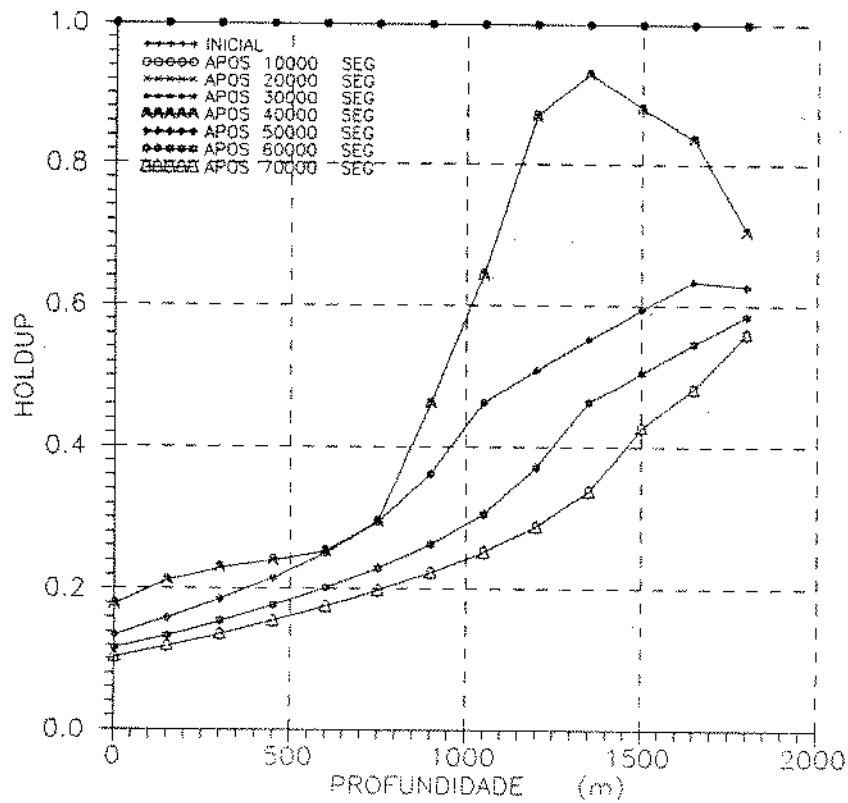


Figura 37: Caso 3: Fração de Líquido *versus* Profundidade

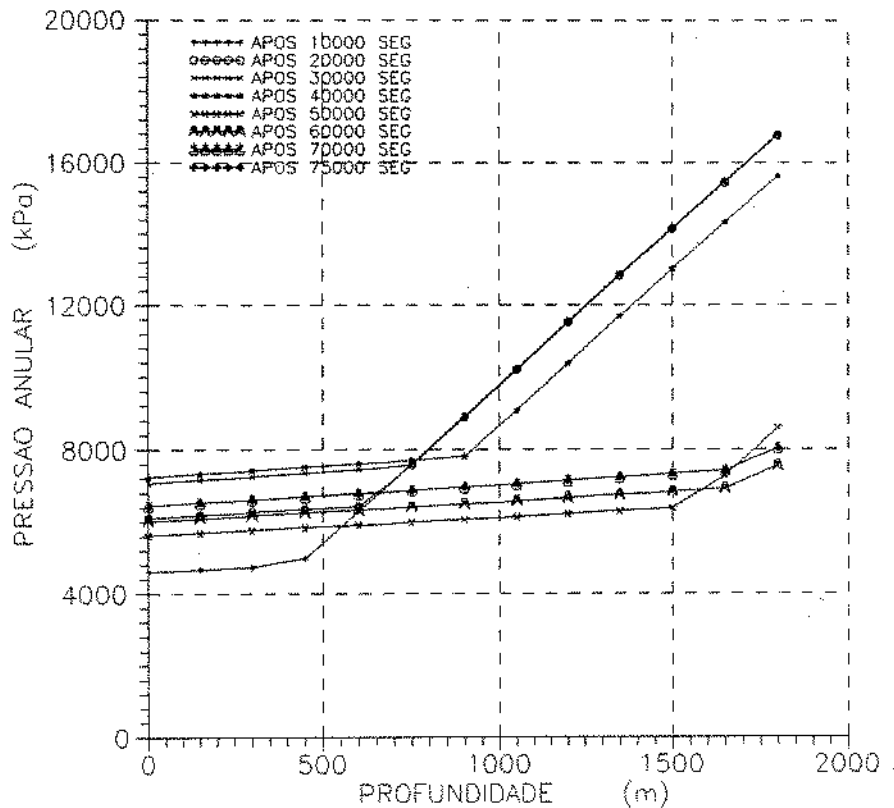


Figura 38: Caso 3: Pressão no Anular *versus* Profundidade

podem ser compreendidas de forma análoga às Figuras de 15 até 21 (Caso 2). Em cada uma delas aparece uma curva adicional, que corresponde a mais uma válvula. As Figuras de 34 até 38 podem ser entendidas de maneira análoga às Figuras de 22 até 26 (Caso 2).

Ao se comparar os gráficos obtidos neste caso com aqueles relativos ao caso anterior (caso 2, com 2 válvulas), constata-se que eles são muito semelhantes.

A importância do caso 3 é mostrar a generalização de análise aqui proposta para um número qualquer de válvulas.

A semelhança com o Caso 2 sugere que neste exemplo pelo menos, a descarga efetuada por apenas duas válvulas é muito parecida com a descarga por 3 válvulas. Isto se deu devido ao fato que a válvula extra colocada na célula três (i.e., válvula 2 do caso 3), não teve função nenhuma para a descarga do poço, a não ser ajudar a acelerar a circulação de líquido durante a primeira etapa do fenômeno.

Em nenhum instante o gás passa pela válvula 2, devido à sua pressão de calibração .

6 CONCLUSÕES

1) Foram feitas simulações transientes (ou transitórias) da descarga de um poço de "gas lift".

2) Informações foram dadas sobre o comportamento das variáveis Pressão, P , Fração de Líquido com Escorregamento, H_L , Velocidade Superficial do Líquido e do Gás, V_{sL} e V_{sg} , em diversos pontos da coluna com o tempo.

3) As vazões de líquido e gás através das válvulas de "gas lift" foram monitoradas com o tempo.

4) A vazão de injeção de gás no "choke" de superfície com o tempo foi fornecida. Esta vazão é importante para saber o volume de gás gasto na descarga.

5) Os casos estudados mostram que a análise e o projeto de uma instalação de "gas lift", convencionalmente feitos usando regime permanente, precisam ser reestudados considerando o aspecto transitório.

7 RECOMENDAÇÕES

1) Estudos mais detalhados devem ser feitos durante a fase de projeto de uma coluna de "gas lift", para trazer mais eficiência e economia na descarga. Isto economizará tempo de sonda e consumo de gás, notadamente em poços de alto-mar com ou sem o uso de N_2 .

2) Com a finalidade de trazer mais precisão nos cálculos, sugere-se que seja elaborado novo modelo computacional que considere: 3 fases (água, óleo e gás); transferência de massa entre fases e compressibilidade do óleo; efeitos transitórios no reservatório; líquido do anular e gás injetado diferentes dos produzidos pelo poço.

3) Comparação de diversos modelos numéricos existentes na literatura e uma avaliação mais detalhada das instabilidades numéricas e o tempo de processamento.

4) Novas escolhas de correlações empíricas para o cálculo da fração de líquido com escorregamento, e o fator de fricção de duas fases podem e devem ser feitas. À medida que novas análises e comparações entre os resultados obtidos em operações reais, e os resultados obtidos através de simulações teóricas, forem ocorrendo, o modelo aqui apresentado poderá sofrer aperfeiçoamentos, trazendo cada vez mais confiança ao usuário.

5) Modelos fenomenológicos devem ser considerados em futuros estudos.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Referências

- [1] ALHANATI, F.J.S.: *"gas-lift"- Desempenho dinâmico de válvulas de fabricação nacional*. Projeto 02-01-84. PROCAP: PER-06 - PETROBRAS.CENPES (1988).
- [2] ALMEHAIDEB, R.A.: *A Reservoir/Welbore Model for Multiphase Injection and Pressure Transient Analysis* Thesis. Stanford University, Califórnia (1989).
- [3] BIGLARBIGI, K.: *Gas Performance of Gas Lift Valves* M. Sc. Thesis, the University of Tulsa, Oklahoma, (1985).
- [4] BRILL, J.P. & BEGGS, H.D. *Two Phase Flow in Pipes* 5, ed The University of Tulsa, Oklahoma, (1986).
- [5] CAETANO FILHO, E.: *Upward Vertical Two-phase Flow Through an Annulus* Ph.D. Dissertation, University of Tulsa, (1985).
- [6] DECKER, L.A.: *Analytical Methods for Determining Pressure Response of Bellows Operated Valves*. SPE - (1985).
- [7] GRIFFITH, P. and WALLIS, G.B.: *Two-phase Slug Flow* Jour. of Heat Transfer, vol.83, no.3, pp. 307-320 (1961).
- [8] LILES, D.R. and REED, W.H.: *A Semi-implicit Method for Two Phase Fluid Dynamics* Jour. Comp. Phys. 390-407 (1978).
- [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 Approximations* Nuclear Science and Engineering 66.378-396 (1978).

- [10] MOTTA FILHO, B.R.: *Método para Análise do "gas-lift" Contínuo em Poços de Petróleo*. Tese, Universidade Federal de Ouro Preto, (1987).
- [11] NICKENS, H.V.: *A Dynamic Computer Model of a Kicking Well. Part I - The Theoretical Model*. Artigo SPE 14183 apresentado na 60a Conferência Técnica Anual, Las Vegas, NV, Setembro 22-25 (1985).
- [12] NIEBERDING, M.A.; SCHMIDT, Z.X.; BLAIS, R.N. e DOTY, D.R.: *Normalization of Nitrogen-Loaded Gas-Lift Valve*. Artigo SPE 20673 apresentado na 65a Conferência Técnica Anual, New Orleans, LA, Setembro 23-26, (1990).
- [13] PRINCE, J.A.P. e GARCIA, J.E.L.: *Procedimento para Descarga de Poços com Nitrogênio*. PETROBRAS-RPSE/DIROL. (1988).
- [14] RUBEL, M.T.: *Laboratory Validation of Critical Flow Choke Rate Equations for Wet Steam at Field Operating Conditions*. Artigo SPE 19699 preparado para ser apresentado na 64a Conferência Técnica Anual em outubro de 1989.
- [15] RUGGIERO, M.A.G e LOPES, V.L.R.: *Cálculo Numérico - Aspectos Teóricos e Computacionais* Inst. de Matemática, Estatística e Ciência da Computação - UNICAMP - MC-GRAW-HILL. (1988).
- [16] 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).
- [17] STARRETT, M.; HILL, A.D. and SEPEHRNOOR, K.: *A Shallow Gas Kick Simulator Including Diverter Performance*. artigo SPE 18019 apresentado na 63a Conferência Técnica Anual. - Houston, Texas, Out. (1988).
- [18] WINKLER, H.W. and CAMP, G.F.: *Dynamic Performance Testing of Single Element Unbalanced Gas-Lift Valves*. Artigo SPE 14348 apresentado na 60a Conferência

Técnica Anual e mostrado na Society of Petroleum Engineers em Las Vegas Set.
(1985).

9 APÊNDICES

A EQUAÇÃO DIFERENCIAL DA PRESSÃO NO ANULAR

Neste apêndice é deduzida a equação que rege o comportamento da pressão no espaço anular. Esta é a pressão a jusante do "choke" de injeção de gás na superfície. Lembre que no nosso modelo, a pressão a montante desse "choke" é mantida constante com o tempo. Como descrito no capítulo 1 (hipótese simplificadora), em cada instante há duas regiões distintas no anular: uma região que contém apenas líquido e outra que contém apenas gás.

Em um dado instante qualquer, o volume do espaço anular ocupado pelo líquido (v_L) é dado pela seguinte expressão:

$$v_L = v_c - v_g \quad (\text{a.1})$$

onde,

v_c é o volume total do espaço anular (invariável),

v_g é o volume do espaço anular ocupado pelo gás.

Como o comprimento do espaço anular é considerado exatamente igual ao da coluna de produção, v_c pode ser dado pela relação :

$$v_c = A_c N \Delta z \quad (\text{a.2})$$

onde,

A_c é a área da coroa circular que está contida na secção transversal do anular,

N , o número de células em que a coluna de produção foi dividida,

Δz , é o comprimento de cada célula.

Substituindo (a.2) em (a.1), temos:

$$v_L = A_c N \Delta z - v_g \quad (\text{a.3})$$

O volume do espaço anular ocupado pelo gás é o produto da área da coroa circular, A_c , pela profundidade medida do nível do líquido a partir da superfície, ($X_{nível}$):

$$v_g = X_{nível} A_c \quad (\text{a.4})$$

Fazendo o balanço de massa para o líquido, num dado intervalo de tempo, temos:

$$0 = \sum \dot{m}_{Li} + \frac{dv_L \rho_L}{dt} \quad (\text{a.5})$$

$\sum \dot{m}_{Li}$ é o somatório de toda a massa de líquido que sai do espaço anular e entra na tubulação de produção por meio das válvulas de "gas-lift", $i = 1, 2, \dots, N_{vL}$, N_{vL} é o número de válvulas atravessadas pelo líquido. Note que não há entrada de líquido para o espaço anular pela válvula de superfície, nem pelas válvulas de "gas-lift", pois essas últimas possuem válvula de retenção, não permitindo fluxo nem de gás, nem de líquido da coluna de produção para o anular.

O termo $\frac{dv_L \rho_L}{dt}$ representa a quantidade de massa acumulada no espaço anular durante o intervalo de tempo considerado.

Como ρ_L não é função do tempo (vide hipóteses simplificadoras 1.4), então

$$\frac{dv_L \rho_L}{dt} = \rho_L \frac{dv_L}{dt}$$

Assim a Equação (a.5) se torna:

$$0 = \sum \dot{m}_L i + \rho_L \frac{dv_L}{dt} \quad (\text{a.6})$$

Fazendo o balanço de massa para o gás, para um dado intervalo de tempo, temos:

$$\dot{m}_{gs} = \sum \dot{m}_g i + \frac{dv_g \rho_g}{dt} \quad (\text{a.7})$$

$\dot{m}_{gs}$ é a vazão mássica de gás que entra no anular pelo "choke" de superfície.

$\sum \dot{m}_g$ é o somatório da vazão mássica de gás que sai do espaço anular pelas válvulas de "gas-lift", $i = 1, 2, \dots, N_{gv}$, N_{gv} é o número de válvulas atravessadas pelo gás).

O termo $\frac{dv_g \rho_g}{dt}$ representa a massa gasosa que se acumula no espaço anular no intervalo de tempo.

A Equação (a.6) poderá ser escrita na forma:

$$\frac{dv_L}{dt} = - \frac{\sum \dot{m}_L}{\rho_L} \quad (\text{a.8})$$

A Equação (a.8) pode ser ainda escrita em termos de vazão volumétrica, porque a vazão mássica é igual ao produto da massa específica pela vazão volumétrica, (líquido incompressível), isto é,

$$\frac{dv_L}{dt} = - \sum Q_{Li} \quad (\text{a.9})$$

O líquido é incompressível, portanto Q_L é invariável com a pressão.

Analogamente, a Equação (a.7) pode ser escrita na seguinte forma:

$$\rho_{gsc} Q_{gs} = \rho_{gsc} \sum Q_{gi} + \frac{dv_g \rho_g}{dt} \quad (a.10)$$

Onde ρ_{gsc} é a massa específica do gás medida em condições -padrão de temperatura e pressão.

Q_{gs} e $\sum Q_{gi}$ são, respectivamente, a vazão de gás na entrada para o anular pelo "choke" de superfície e a soma das vazões de gás através das válvulas de "gas-lift", medidas em condições -padrão.

Desenvolvendo o termo $\frac{dv_g \rho_g}{dt}$ e substituindo na Equação (a.10), temos:

$$\rho_{gsc} Q_{gs} = \rho_{gsc} \sum Q_{gi} + \rho_g \frac{dv_g}{dt} + v_g \frac{d\rho_g}{dt} \quad (a.11)$$

Derivando ambos os termos da Equação (a.3) em relação ao tempo, temos que,

$$\frac{dv_L}{dt} = -\frac{dv_g}{dt}$$

ou seja,

$$\frac{dv_g}{dt} = -\frac{dv_L}{dt} \quad (a.12)$$

Substituindo a Equação (a.9) na Equação (a.12), temos então:

$$\frac{dv_g}{dt} = \sum Q_{Li} \quad (a.13)$$

Substituindo a Equação (a.13) em (a.11), temos:

$$\rho_{gsc} Q_{gs} = \rho_{gsc} \sum Q_{gi} + \rho_g \sum Q_{Li} + v_g \frac{d\rho_g}{dt} \quad (\text{a.14})$$

Aplicando a regra da cadeia no último termo, vem:

$$\rho_{gsc} Q_{gs} = \rho_{gsc} \sum Q_{gi} + \rho_g \sum Q_{Li} + v_g \frac{d\rho_g}{dP} \frac{dP}{dt} \quad (\text{a.15})$$

Na verdade o P que aqui aparece, é a pressão média $\bar{P}$, no volume de gás do espaço anular. Porém usaremos a seguinte simplificação :

$$\frac{dP}{dt}_{\text{médio}} \approx \frac{dP}{dt}_{\text{superfície}} \quad (\text{a.16})$$

A massa específica do gás é dada por:

$$\rho_g = \frac{3,49 P \gamma_g}{T Z} \quad (\text{a.17})$$

Onde,

P é a pressão em kPa;

γ_g é a densidade do gás em relação ao ar;

T é a temperatura em graus Kelvin;

Z é o fator de compressibilidade do gás.

Derivando γ_g em relação à pressão, temos:

$$\frac{d\rho_g}{dP} = \frac{3,49 \gamma_g}{T} \left(\frac{1}{Z} - \frac{P}{Z^2} \frac{dZ}{dP} \right) \quad (\text{a.18})$$

Todos os termos do segundo membro da Equação a.18 são conhecidos.

Isolando o termo $\frac{dP}{dt}$ da Equação (a.15), vem:

$$\frac{dP}{dt \text{ superficie}} = \frac{1}{v_g \frac{d\rho_g}{dP} \text{ superficie}} (\rho_{gsc} Q_{gs} - \rho_{gsc} \sum Q_{gi} - \rho_g \sum Q_{Li}) \quad (\text{a.19})$$

A Equação (a.19) é a utilizada no cálculo do balanço de massa global no anular a cada passo temporal, com $\frac{d\rho_g}{dP}$ fornecida por a.18.

As quantidades Q_{gs} , Q_{gi} e Q_{Li} são calculadas da maneira exposta no apêndice B.

B FLUXO ATRAVÉS DE RESTRIÇÕES :

B.1 GÁS:

B.1.1 Válvulas de Orifício:

Para o cálculo da vazão de gás em válvulas de orifício, usa-se a equação de Thornhill & Craver modificada:

$$Q_g = \frac{96541,5 d^2 P_1 Y^{\frac{1}{2}}}{\sqrt{\gamma_g T}} \quad (\text{b.1})$$

no sistema SI, ou

$$Q_g = \frac{33,911 d^2 P_1 Y^{\frac{1}{2}}}{\sqrt{\gamma_g (T + 460)}} \quad (\text{b.2})$$

no sistema inglês.

onde:

$$Y = \left(\frac{k}{k-1}\right) \left(r^{\frac{2}{k}} - r^{\left(\frac{k+1}{k}\right)}\right);$$

Q_g é a vazão de gás em condições -padrão;

P_1 é a pressão a montante do orifício;

γ_g é a densidade do gás;

T é a temperatura em graus *Fahrenheit* , se o sistema inglês é usado;

k é a razão entre calores específicos;

d é o diâmetro do orifício;

r é a razão entre a pressão de jusante e a pressão de montante do orifício.

Neste caso, o coeficiente de descarga (C_d) é assumido constante e igual a 0,865 (mas já está embutido na fórmula). No caso de válvulas de pressão a vazão de gás é calculada segundo outro modelo mais adequado.

B.1.2 Válvulas de Pressão:

Modelo sugerido por Biglarbigi:

Biglarbigi, [3], em sua tese propôs uma metodologia para o cálculo desse coeficiente de descarga. C_d é calculado pela fórmula:

$$C_d = C_0 \cdot Y^{C_1} \beta^{C_2 - C_3} \cdot \frac{P_{rev}^{C_4}}{P_{col}} \cdot \frac{\delta P^{C_5}}{P_{rev}} \quad (b.3)$$

Os diversos parâmetros em (b.3) são a seguir definidos:

Y é o efeito da compressibilidade do gás representado pelo fator de expansão, sendo o mais adequado neste caso, o adotado para os dispositivos do tipo *Venturi* pela semelhança do dispositivo com a configuração da válvula. Y é dado pela fórmula:

$$Y = \left[r^{\frac{2}{k}} \left(\frac{k}{k-1} \right) \left(\frac{1 - r^{\frac{k-1}{k}}}{1 - r} \right) \left(\frac{1 - \beta^4}{1 - \beta^4 r^{\frac{2}{k}}} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (b.4)$$

β é a razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro interno da válvula a montante, que no caso específico das válvulas tipo CAMCO-R20, vale 0,033 metros;

r é a razão entre a pressão de jusante e montante do orifício, que nesse caso são respectivamente pressão na coluna e pressão no revestimento na altura da válvula;

P_{rev} é a pressão do revestimento;

ΔP é o diferencial de pressão entre o revestimento e a coluna de produção ;

Os coeficientes C0, C1, C2, C3, C4 e C5 são dados pela tabela abaixo e dependem do fluxo ser crítico ou subcrítico.

	Crítico	Subcrítico
C0	0,0824	0,0355
C1	-0,114	-0,452
C2	-1,156	-1,798
C3	$2,079 \times \log \beta$	$2,427 \times \log \beta$
C4	-0,00415	-0,0224
C5	-0,0187	-0,129

Tabela 2: Coeficientes Experimentais de Biglarbigi

Entretanto, ainda há de se considerar as situações em que as válvulas ficam totalmente abertas, totalmente fechadas ou parcialmente abertas, dependendo das pressões, P_{vc} , P_{cal} e P_{FO} , que serão explicadas mais adiante.

Usa-se a equação de fluxo adiabático através de restrição, para se determinar a vazão de gás através da válvula de pressão; ou seja,

$$Q_g = \frac{\hat{C}_1 \cdot Y F_a C_d (\rho_{g1} (P_1 - P_2))^{\frac{1}{2}}}{\gamma_{gi}} \quad (\text{b.5})$$

$\hat{C}_1 = 1600$ no sistema SI e

$\hat{C}_1 = 6,872$ no sistema inglês;

P_1 é pressão a montante, e P_2 a jusante do orifício;

$F_a = 1 + 0,0000185 \cdot (1,8T - 528)$

no sistema SI, e

$F_a = 1 + 0,0000185 \cdot (T - 68)$

no sistema inglês.

T no sistema inglês é em graus *Fahrenheit*.

Para verificar o efeito da calibração da válvula, calcula-se a pressão mínima requerida no revestimento que garanta que a válvula se comporte como uma válvula de

orifício, (P_{Fo}) pela fórmula,

$$P_{Fo} = \frac{P_{cal}(1 - R)}{(1 - 2R)} \quad (b.6)$$

onde,

P_{cal} é a pressão de calibração na temperatura real de operação da válvula.

P_{cal} é obtida pela fórmula:

$$P_{cal} = \frac{P_{vc}}{1 - R} \quad (b.7)$$

Nas Equações b.6 e b.7 , R é a relação entre a área do orifício e a área do fole da válvula. É portanto um parâmetro conhecido e que depende das dimensões geométricas da válvula.

P_{vc} é a pressão de fechamento da válvula calculada pela fórmula:

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

no sistema SI, e,

$$P_{vc} = (P_{b@80} - 600)(2,2115 \cdot 10^{-3}T + 0,85) + 1,2962T + 480$$

no sistema inglês, T em graus *Fahrenheit*.

sendo que:

$$P_{b@80} = P_{cal@80} \cdot (1 - R)$$

Observe que $P_{cal@80}$ é a pressão de calibração medida na temperatura padrão de 80 graus *Fahrenheit*.

Há de se calcular também a pressão na coluna, a partir da qual se inicia o fluxo crítico (P_{tfc}), pela fórmula:

$$P_{tfc} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\left(\frac{k}{k-1} \right)} P_{rev} \quad (b.8)$$

onde,

P_{rev} é a pressão no revestimento;

k é a razão entre calores específicos: $\frac{C_p}{C_v}$.

Se a pressão no revestimento, P_{rev} , isto é, a pressão a montante da válvula for maior ou igual a P_{Fo} , então nesse caso nenhuma correção deve ser feita, e a vazão de gás é calculada simplesmente pela Equação b.5 acima. (Obs.: é necessário verificar se o fluxo é crítico ou sub-crítico).

Se a pressão do revestimento for inferior a pressão de fechamento P_{vc} , nesse caso então a válvula está totalmente fechada e portanto $Q_g = 0$.

Se a pressão do revestimento for inferior à pressão da tubulação de produção, ambas na mesma profundidade da válvula, então a vazão é também zero, pois existe uma válvula de retenção na válvula de "gas-lift" que não permite fluxo da coluna para o anular.

Se a pressão no revestimento for maior que a pressão de fechamento e inferior à pressão mínima necessária para que haja fluxo através de orifício (P_{FO}), então nesse caso a válvula é considerada semi-aberta (situações I e II abaixo), e portanto correção deve ser feita na vazão de gás calculada pela equação acima. Esta correção dependerá da pressão da coluna de produção em frente a válvula, isto é, a jusante da mesma. Verificar as condições I e II abaixo referentes à pressão no revestimento:

I) Pressão no revestimento entre P_{vc} e P_{cal} :

Assim pois, se a pressão no revestimento for maior que a pressão de fechamento e ao mesmo tempo menor que a pressão de calibração, então há de se verificar duas situações com relação à pressão na coluna, (situações a e b abaixo):

I.a) Se a pressão na coluna for menor que a pressão de fechamento, calcula-se a vazão de gás pela fórmula:

$$Q_g = Q_{g1} - Q_{g2} \cdot \frac{(P_{vc} - P_t)}{P_{vc}} \quad (b.9)$$

onde,

Q_{g1} é calculada pela Equação b.5 acima utilizando os coeficientes da tabela 2 para fluxo crítico e fazendo $P_1 = P_{rev}$ e $P_2 = P_{vc}$.

Q_{g2} é também calculada pela Equação b.5, utilizando-se também coeficientes da Tabela 2 para fluxo crítico e fazendo-se $P_1 = P_{cal}$ e $P_2 = P_{vc}$.

Se o resultado obtido pela Equação b.9 for negativo, então $Q_g = 0$.

I.b) Se a pressão na coluna for maior ou igual à pressão de fechamento, o fluxo é sub-crítico, e então a vazão é calculada pela Equação b.5, considerando-se $P_1 = P_{rev}$ e $P_2 = P_t$ e coeficientes da Tabela 2 para fluxo sub-crítico.

II) Pressão no revestimento entre P_{cal} e P_{FO} :

Se a pressão no revestimento for maior ou igual à pressão de calibração e ao mesmo tempo menor que a pressão mínima necessária para que haja fluxo através de orifício, há então de se verificar 3 situações com relação à pressão na coluna (P_t), (situações a, b e c abaixo):

II.a) Se a pressão na coluna for maior ou igual à pressão de fechamento (P_{vc}), então calcula-se a vazão de gás pela Equação b.5 considerando fluxo sub-crítico, $P_1 = P_{rev}$ e $P_2 = P_t$.

II.b) Se a pressão na coluna for maior que a pressão na coluna a partir da qual se inicia o fluxo crítico (P_{tfc}) então:

Calcula-se os parâmetros:

$$C_i = \frac{P_{rev} - P_{cal}}{P_{FO} - P_{cal}}$$

$$P_{ti} = (P_{tfc} - P_{vc}) \cdot C_i + P_{vc}$$

Verifica-se agora duas condições : b.1 e b.2 :

II.b.1) Se P_t for maior que P_{ti} , então a vazão de gás é calculada pela Equação b.5 usando-se $P_1 = P_{rev}$ e $P_2 = P_t$ para fluxo sub-crítico.

II.b.2) Se P_t for menor ou igual a P_{ti} então calcula-se os parâmetros: j_1 , j_2 , j_i , Q_{g1} , Q_{g2} , Q_{g3} e Q_{gi} .

As quantidades: Q_{g1} , Q_{g2} , Q_{g3} são obtidas utilizando-se a Equação b.5, considerando-se o seguinte:

para o cálculo de Q_{g1} : fluxo crítico, $P_1 = P_{FO}$ e $P_2 = P_{tfc}$,

para o cálculo de Q_{g2} : fluxo crítico, $P_1 = P_{FO}$ e $P_2 = 0$,

para o cálculo de Q_{g3} : fluxo sub-crítico, $P_1 = P_{cal}$ e $P_2 = P_{vc}$.

Para o cálculo de j_1 , j_2 , j_i e Q_{gi} temos:

$$j_1 = \frac{Q_{g1} - Q_{g2}}{P_{tfc}}$$

$$j_2 = \frac{Q_{g3}}{P_{vc}}$$

$$j_i = (j_1 - j_2) \cdot C_i + j_2$$

$$Q_{gi} = \left(\frac{Q_{g3} - Q_{g2}}{P_{vc} - P_{tfc}} \right) \cdot (P_{ti} - P_{tfc}) + Q_{g2}$$

Finalmente calcula-se a vazão de gás pela fórmula:

$$Q_g = Q_{gi} - (P_{ti} - P_t) \cdot j_i$$

II.c) Se a pressão na coluna (P_t) for inferior à pressão a partir da qual o fluxo é crítico (P_{tfc}), então calcula-se a vazão de gás da mesma forma como no item anterior, isto é, caso em que P_t é maior que P_{ti} (item II.b.2).

Este mesmo procedimento foi usado por Motta Filho, B.R. [10], (1987).

Mais recentemente, Nieberding et alli [12] apresentaram novos estudos para válvulas de pressão.

O modelo sugerido por Nieberding [12], só é válido para válvulas de pressão tipo CAMCO-R20 ou similar.

No procedimento da referência [12], os seguintes dados devem ser conhecidos:

Pressão do revestimento na profundidade da válvula, P_{rev} ;

Pressão de fechamento da válvula, P_{vc} ;

Diâmetro interno da válvula, d ;

Temperatura na profundidade da válvula, T ;

Pressão de calibração a 80 graus *Farenheit*, $P_{cal@80}$;

Fator de compressibilidade do gás injetado, Z ;

Densidade do gás, γ_g ;

Razão entre calores específicos, K ;

Razão entre área do orifício e área do fole da válvula, R .

Connhecendo-se $P_{cal@80}$, é possível determinar P_{vc} e P_{cal} da seguinte forma:

$$P_{b@80} = P_{cal@80} \cdot (1 - R)$$

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

no sistema SI, e,

$$P_{vc} = (P_{b@80} - 600)(2,2115 \cdot 10^{-3}T + 0,85) + 1,2962T + 480$$

no sistema inglês, T em graus *Farenheit*.

$$P_{cal} = \frac{P_{vc}}{1 - R} \quad (b.10)$$

Este modelo considera duas situações : (I) situação em que a válvula se comporta como válvula de orifício, e (II) situação em que a válvula se comporta com válvula de pressão.

O primeiro passo é verificar em que situação a válvula se encontra.

I) Válvula de comportamento semelhante ao de válvula de orifício:

Se $P_{rev} \geq P_{cal}$, então a válvula tem comportamento semelhante ao de uma válvula de orifício. Assim segue-se o seguinte roteiro:

1) Calcular com auxílio da Tabela 3 abaixo, a pressão a partir da qual começa-se o fluxo crítico, P_{tfc} ,

$$P_{tfc} = C_{crit} \cdot P_{rev}$$

$d_{(m)}$	C_{crit}	M	$B_{(kPa)}$	N_{max}
0,00476	0,63	0,64	2390	0,678
0,00635	0,64	0,66	1900	0,665
0,00794	0,60	0,87	1080	0,639
0,00953	0,58	1,09	-110	0,476
0,01111	0,45	1,15	-140	0,400
0,01270	0,46	1,23	-160	0,259

Tabela 3: Valores Experimentais de Nieberding

2) Se $P_t > P_{tfc}$, a vazão de gás é calculada como:

$$Q_g = 4,6222 \cdot 10^6 d^2 (C_d Y) \cdot \left(\frac{P_{rev}(P_{rev} - P_t)}{(1 - \beta^4) T Z \gamma_g} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (b.11)$$

onde o produto $C_d Y$ é calculado pela seguinte fórmula empírica:

$$C_d Y = (79,92d - 1,28) \cdot \left[\frac{(P_{rev} - P_t)}{P_{rev} K} \right] + (-60,63d + 1,24) \quad (b.12)$$

β é a razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro interno da válvula de "gas-lift",

Z é o fator de compressibilidade do gás a T e P_{rev} .

3) Se $P_t \leq P_{tfc}$, usa-se as mesmas Equações b.11 e b.12 acima, porém fazendo $P_t = P_{tfc}$.

II) Válvula que se comporta como válvula de pressão:

Se $P_{rev} < P_{cal}$, então a válvula tem comportamento de válvula de pressão.

Assim segue-se o seguinte roteiro:

1) Calcular a pressão de fechamento de produção, P_{pdc} , com auxílio da

Tabela 3:

$$P_{pdc} = \frac{M}{R} [P_{vc} - P_{rev}(1 - R)] + B$$

2) Com o valor apropriado da Tabela 3, calcular a pressão na máxima vazão de injeção, P_{pdmx} :

$$P_{pdmx} = P_{pdc} + N_{max}(P_{rev} - P_{pdc})$$

3) Calcular a máxima vazão de injeção, Q_{gmax} :

$$Q_{gmax} = 2.0^{0,26} \cdot (P_{rev})^{0,26} \cdot (P_{rev} - P_{pdmx})^{1,32} \cdot T^{-0,21} \cdot \gamma_g^{-0,32}$$

4) Calcular a pressão adimensional, N_p :

$$N_p = \frac{P_t - P_{pdc}}{P_{rev} - P_{pdc}}$$

5) Calcular a vazão de gás, Q_g , pela fórmula abaixo:

$$Q_g = Q_{gmax} \left[\frac{N_p(1 - N_p)}{(N_{max})^2 - (2N_{max} - 1)N_p} \right]$$

B.2 LÍQUIDO:

Para o cálculo da vazão de líquido em válvulas de pressão ou de orifício, usa-se a fórmula:

$$Q_L = 3,0365 \cdot 10^6 d^2 (1 - \beta^4) \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{\rho_L}} \quad (\text{b.13})$$

no sistema SI, e,

$$Q_L = 75,63 d^2 (1 - \beta^4) \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{\rho_L}} \quad (\text{b.14})$$

no sistema inglês.

onde,

ρ_L é a massa específica do líquido;

d é o diâmetro do orifício;

β é a razão entre o diâmetro do orifício e o diâmetro interno da válvula a montante do mesmo;

P_1 e P_2 são respectivamente as pressões a montante e a jusante da válvula.

O coeficiente de fluxo é um parâmetro obtido experimentalmente, e depende do tipo da restrição, (i.é. orifício, venturi, etc), do número de Reynolds, do fator de velocidade, etc. Neste modelo, este coeficiente foi considerado constante e igual a um, portanto nenhuma correção foi feita neste sentido.

Neste caso não se considera situações em que a válvula esteja semi-aberta, nem que haja fluxo crítico.

C CÁLCULO DO FATOR DE FRICÇÃO DE DUAS FASES. CORRELAÇÃO DE BEGGS & BRILL.

O fator de fricção de duas fases (F_{tp}), é calculado pela fórmula:

$$F_{tp} = e^s \cdot f \quad (c.1)$$

onde,

f é o fator de fricção de Fanning, e depende da rugosidade relativa da tubulação e do número de Reynolds (N_{Re}).

O número de Reynolds é:

$$N_{Re} = \hat{C}_2 \cdot \frac{\rho_{ns} V_m d}{\mu_{ns}} \quad (c.2)$$

onde,

$\hat{C}_2 = 10^{-3}$ no sistema SI, e,

$\hat{C}_2 = 1488$ no sistema inglês.

Em (c.2), ρ_{ns} é a massa específica dada pela fórmula:

$$\rho_{ns} = \frac{\rho_L V_{sL} + \rho_g V_{sg}}{V_m} \quad (c.3)$$

V_m é a velocidade da mistura que é dada por: $V_m = V_{sL} + V_{sg}$;

D é o diâmetro da tubulação ;

μ_{ns} é a viscosidade, dada por:

$$\mu_{ns} = \frac{\mu_L V_{sL} + \mu_g V_{sg}}{V_m}$$

A viscosidade μ_L é a média aritmética ponderada:

$$\mu_L = \mu_o(1 - BSW) + \mu_w BSW \quad (c.4)$$

sendo que μ_o é a viscosidade do óleo morto , μ_w a viscosidade da água e BSW a fracção de água na fase líquida. (Nota: por não ser considerada existência de sólidos, BSW é a fracção de água.)

μ_L e μ_g são respectivamente as viscosidades do líquido e do gás tomadas à pressão e temperatura de fluxo.

O expoente s da Equação (c.1) acima é calculado pela seguinte equação :

$$s = \frac{\ln y}{-0,0523 + 3,182 \ln y - 0,8725(\ln y)^2 + 0,01853(\ln y)^4} \quad (c.5)$$

onde,

y é dado por:

$$y = \frac{\lambda_L}{H_{L(\theta)}^2} \quad (c.6)$$

Na Eq. c.6, λ_L é o "holdup" líquido sem escorregamento, i.e., $\frac{V_{sL}}{V_{sL} + V_{sg}}$,

Se y estiver no intervalo $1 < y < 1,2$, então s é calculado por:

$$s = \ln(2,2y - 1,2) \quad (c.7)$$

O "holdup" líquido para um ângulo θ qualquer, $H_{L(\theta)}$, é calculado da seguinte expressão:

$$H_{L(\theta)} = H_{L(0)} \cdot \Psi \quad (c.8)$$

onde,

θ é o ângulo que a tubulação forma com a horizontal,

Ψ é um parâmetro que corrige $H_{L(0)}$ para uma outra inclinação da tubulação

. Mais adiante será visto como calculá-lo.

$H_{L(0)}$ é o "holdup" líquido que ocorreria num trecho horizontal, e é calculado pela seguinte expressão:

$$H_{L(0)} = \frac{a_1 \lambda_L^{b_1}}{N_{Fr}^{c_1}} \quad (c.9)$$

onde,

N_{Fr} é o número de Froude que é dado por,

$$N_{Fr} = \frac{(V_{sL} + V_{sg})^2}{gD} \quad (c.10)$$

Os parâmetros a_1 , b_1 e c_1 , dependem do regime de fluxo num trecho horizontal, e são dados pela tabela abaixo:

REGIME	a_1	b_1	c_1
segregado	0,98	0,4846	0,0868
intermitente	0,845	0,5351	0,0173
distribuído	1,065	0,5824	0,0609

Para determinação do regime de fluxo, calculam-se:

$$L_1 = 316 \lambda_L^{0,302}$$

$$L_2 = 0,0009252 \lambda_L^{-2,4684}$$

$$L_3 = 0,1 \lambda_L^{-1,4516}$$

$$L_4 = 0,5 \lambda_L^{-6,738}$$

Os limites de cada regime são:

No regime segregado,

$$\lambda_L < 0,01 \text{ e } N_{Fr} < L_1$$

ou

$$\lambda_L \geq 0,01 \text{ e } N_{Fr} < L_2;$$

transição ,

$$\lambda_L \geq 0,01 \text{ e } L_2 \leq N_{Fr} \leq L_3;$$

intermitente,

$$\lambda_L \geq 0,4 \text{ e } L_3 < N_{Fr} \leq L_4;$$

distribuído,

$$\lambda_L < 0,4 \text{ e } N_{Fr} \geq L_1;$$

ou

$$\lambda_L \geq 0,4 \text{ e } N_{Fr} > L_4.$$

Quando o fluxo está no regime de transição , H_L é calculado como:

$$H_L = \left(\frac{L_3 - N_{Fr}}{L_3 - L_2} \right) \cdot H_{L_{segregado}} + \left(\frac{L_2 + N_{Fr}}{L_3 - L_2} \right) \cdot H_{L_{intermitente}} \quad (c.11)$$

O parâmetro Ψ da Equação c.8 acima, é calculado por:

$$\Psi = 1 + \Phi [\text{sen}(1,8\theta) - 0,333\text{sen}^3(1,8\theta)] \quad (c.12)$$

onde, Φ é calculado por,

$$\Phi = (1 - \lambda_L) \ln(d_1 \cdot \lambda_L^{e_1} \cdot N_{LV}^{f_1} \cdot N_{Fr}^{g_1}) \quad (c.13)$$

onde, N_{LV} é o número da velocidade do líquido, dado por:

$$N_{LV} = 0,5652V_{sL} \left(\frac{\rho_L}{\sigma_L} \right)^{0,25} \quad (\text{c.14})$$

no sistema SI,

ou

$$N_{LV} = 1,938V_{sL} \left(\frac{\rho_L}{\sigma_L} \right)^{0,25} \quad (\text{c.15})$$

no sistema inglês.

Os parâmetros d_1 , e_1 , f_1 e g_1 são dados pela tabela abaixo, válida somente quando o fluxo é ascendente:

Regime de Fluxo	d_1	e_1	f_1	g_1
Segregado	0,011	-3,768	3,539	-1,614
Intermitente	2,96	0,305	-0,4473	0,0978
Distribuído	não há correção : $\Phi = 0$, $\Psi = 1$			

Quando o fluxo é descendente, qualquer que seja o regime de fluxo, estes parâmetros acima são dados por:

	d_1	e_1	f_1	g_1
Descendente	4,7	-0,3692	0,124	-0,5056

D CÁLCULO DO FATOR DE FRICÇÃO PARA O REGIME DE FLUXO ANULAR NEVOEIRO:

Foram utilizados os fundamentos da correlação de Duns & Ros, [4], para o regime de fluxo anular nevoeiro.

Segundo Duns & Ros, para o regime de fluxo anular nevoeiro, o termo perda de carga por fricção é baseado somente na fase gasosa.

Portanto:

$$\left(\frac{dP}{dz}\right)_{fric} = \frac{\hat{C}_3 \cdot f \cdot \rho_g \cdot V_{sg}^2}{D} \quad (d.1)$$

onde,

$\hat{C}_3 = \frac{10^{-3}}{2}$ no sistema SI, e,

$\hat{C}_3 = 1,0783 \cdot 10^{-4}$ no sistema inglês.

f é o fator de fricção ,

ρ_g a massa específica do gás,

V_{sg} é a velocidade superficial do gás,

D o diâmetro interno da tubulação .

Para este regime de fluxo Duns & Ros [4], assumiram que não há escorregamento entre as fases líquida e gasosa. Por isso o fator de fricção (f) é aquele fornecido no diagrama de Moody, porém como função do número de Reynolds do gás,

$$N_{Re} = \hat{C}_4 \cdot \frac{\rho_g V_{sg} D}{\mu_g} \quad (d.2)$$

($\hat{C}_4 = 10^{-3}$, no sistema SI, e,

$\hat{C}_4 = 1488$, no sistema inglês),

e a rugosidade, ϵ , modificada para levar em conta o filme de líquido na parede do tubo.

No trabalho de Duns & Ros, o valor de ϵ é desconhecido, e deve ser conhecido por meio de um processo iterativo com auxílio de dois parâmetros adimensionais: Número de Weber e Número da Viscosidade do Líquido.

O Número de Weber é obtido pela seguinte fórmula:

$$N_{We} = \frac{\hat{C}_5 \rho_g V_{sg}^2 \epsilon}{\sigma_L} \quad (d.3)$$

($\hat{C}_5 = 1$, no sistema SI, e,

$\hat{C}_5 = 453,59$, no sistema inglês),

σ_L é a tensão superficial do líquido.

O Número da Viscosidade do Líquido é obtido pela seguinte fórmula:

$$N_\mu = \frac{\hat{C}_6 \mu^2}{\rho_L \sigma_L \epsilon} \quad (d.4)$$

($\hat{C}_6 = 10^6$, no sistema SI, e,

$\hat{C}_6 = 2,04817 \cdot 10^{-4}$, no sistema inglês).

A relação $\frac{\epsilon}{D}$ é obtida dependendo do produto: $N_{We} \cdot N_\mu$.

Se este produto for menor ou igual a 0,005, então $\frac{\epsilon}{D}$ é dado como:

$$\frac{\epsilon}{D} = \frac{\hat{C}_7 \sigma_L}{\rho_g V_{sg}^2 D} \quad (d.5)$$

($\hat{C}_7 = 33,974$, no sistema SI, e,

$\hat{C}_7 = 0,0749$, no sistema inglês),

caso contrário, $\frac{\epsilon}{D}$ é dado por:

$$\frac{\epsilon}{D} = \frac{\hat{C}_8 \sigma_L (N_{We} N_\mu)^{0,302}}{\rho_g V_{sg}^2 D} \quad (\text{d.6})$$

($\hat{C}_8 = 168,419$, no sistema SI, e,

$\hat{C}_8 = 0,3713$, no sistema inglês).

Conhecendo-se $\frac{\epsilon}{D}$, o fator de fricção é obtido pelo diagrama de Moody.

Caso $\frac{\epsilon}{d}$ seja maior do que 0,05 (não existe no diagrama de Moody), o fator de fricção é dado pela seguinte fórmula:

$$f = \left\{ \frac{1}{[4 \log_{10}(0,27 \frac{\epsilon}{D})]^2} + 0,067 \left(\frac{\epsilon}{D} \right)^{1,73} \right\}.4 \quad (\text{d.7})$$

E CÁLCULO DO "HOLDUP" LÍQUIDO:

Este modelo foi utilizado por Santos O.L.A. [16] (1989).

A velocidade de escorregamento, V_s , é dada pela fórmula

$$V_s = V_g - V_L \quad (e.1)$$

onde,

V_g e V_L são as velocidades reais *in-situ* do gás e do líquido, respectivamente.

No modelo, V_L é assumido como sendo:

$$V_L = C.V_m \quad (e.2)$$

onde,

C é um parâmetro determinado empiricamente que depende do regime de

fluxo.

V_m é a velocidade total da mistura, que pode ser escrita na forma,

$$V_m = V_L H_L + V_g (1 - H_L) \quad (e.3)$$

Substituindo (e.3) em (e.2), e (e.2) em (e.1), temos:

$$V_s = V_g - C(V_L H_L + V_g (1 - H_L)) \quad (e.4)$$

Explicitando V_g em e.4, resulta:

$$V_g = \frac{CV_L + V_s}{1 - C + CH_L} \quad (e.5)$$

Os parâmetros C e V_s dependem do regime de fluxo. Este modelo considera 3 regimes plenamente caracterizados e mais 2 de transição. O "holdup" líquido define as fronteiras entre os cinco regimes. Tais fronteiras foram determinadas experimentalmente por Caetano Filho, [5].

Os parâmetros C e V_s são determinados como se segue:

a) Regime em bolha:

No regime em bolha a fase gasosa está dispersa em pequenas bolhas na fase líquida que é contínua. Este regime é assumido quando H_L estiver dentro do intervalo 0,85 e 1.

A velocidade de escorregamento neste caso é calculada pela fórmula:

$$V_s = -\hat{C}_9 \sqrt{\frac{(\rho_L - \rho_g)\sigma_L}{\rho_L^2}} \cdot H_L^{0,5} \quad (e.6)$$

onde,

$\hat{C}_9 = 1,6372$ no sistema SI, ou

$\hat{C}_9 = 0,4774$ no sistema inglês.

σ_L é a tensão superficial do líquido.

No decorrer do processo numérico iterativo, para pressões muito altas, ρ_g pode ser maior que ρ_L . Neste caso, entretanto, V_s é assumido igual a zero.

O coeficiente C neste regime é assumido como igual a 1,1. Santos O.L.A. usou 1,1 e Nickens (1985) adotou 1 em sua simulação de "kicks".

b) Regime de Golfadas:

No fluxo em golfadas, a fase líquida permanece ainda contínua, porém a fase gasosa é mais intensa. O gás forma grandes bolhas que quase enchem a área transversal do tubo. Assume-se este regime quando H_L está no intervalo 0,45 e 0,75.

A velocidade de escorregamento é nesse regime calculada pela fórmula:

$$V_s = -\hat{C}_{10} \cdot K_1 \cdot \sqrt{\frac{D(\rho_L - \rho_g)}{\rho_L^2}} \quad (e.7)$$

onde,

$\hat{C}_{10} = 3,618$ no sistema SI, ou

$\hat{C}_{10} = 1,637$ no sistema inglês.

K_1 é um coeficiente que depende da forma geométrica da secção transversal do tubo. (tubos circulares: $K_1 = 0,345$); D é o diâmetro interno do tubo.

O parâmetro C é assumido como sendo 1,1.

c) Regime Anular:

No regime de fluxo anular, o gás é a fase contínua e há líquido disperso em pequenas gotículas na fase gasosa que flui pelo centro do duto. Ao mesmo tempo há líquido próximo das paredes do tubo formando uma película.

Assume-se este regime quando H_L for menor que 0,1. Neste caso não há escorregamento entre as fases, portanto:

$$V_s = 0$$

O parâmetro C é assumido como sendo igual a 1.

d) Transição Bolha-Golfada:

A transição bolha-golfada ocorre quando H_L estiver situado no intervalo 0,75 a 0,85.

A velocidade de escorregamento (V_s) é calculada fazendo-se uma interpolação linear entre as velocidades calculadas nos limites superior (0,85) e inferior (0,75) deste intervalo. Procedendo-se desta maneira, evita-se descontinuidades numéricas que ocorreriam caso não se usasse regimes de transição .

e) Transição Anular-Golfada:

A transição anular-golfada: ocorre para um H_L situado no intervalo 0,1 a 0,45.

A velocidade de escorregamento é calculada da mesma forma como no item d.

Quando se pretende calcular o "holdup" a partir das velocidades superficiais do líquido e do gás, o processo então se torna iterativo.