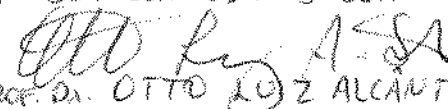


UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Dissertação apresentada à
Faculdade de Engenharia Mecânica
como requisito parcial à obtenção do
título de Mestre em Engenharia de Petróleo

**ESTUDO DO EFEITO DE UM "RISER BLOWOUT"
NA PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO
EM ÁGUAS PROFUNDAS**

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TCC DEFENDIDA PELO ENGº HEITOR RODRIGUES DE PAULA
LIMA E APROVADA PELA COMISSÃO JULGADORA EM 04.06.91


PROF. DR. OTTO LUIZ ALCÂNTARA SANTOS

Autor : Heitor Rodrigues de Paula Lima

24/91

Orientador : Otto Luiz Alcântara Santos

Junho de 1991

02054103-80

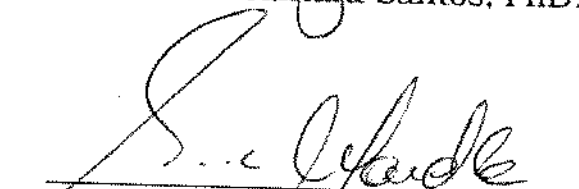
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO

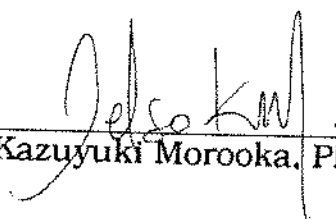
A dissertação "Estudo do Efeito de um "Riser Blowout" na Perfuração de Poços de Petróleo em Águas Profundas", elaborada por Heitor Rodrigues de Paula Lima e aprovada por todos os membros da Banca Examinadora, foi aceita pela Sub-Comissão de Pós Graduação em Engenharia de Petróleo, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 4 de Junho de 1991.

Banca Examinadora


Otto Luiz Alcântara Santos, PhD.


Eric Edgar Maida, PhD.


Celso Kazuyuki Morooka, Ph.D.

A meu avô **Alfredo**, com saudade, e a minha avó **Francisca** pela afeição à vida

A meus filhos **Thaís, Juliana e Bruno** pelo estímulo à vida

A meus pais **Heitor e Nadir** pela vida

ÍNDICE

Agradecimentos	v
Lista de Tabelas	vi
Lista de Figuras	vii
Nomenclatura	x
Resumo	xii
1. Introdução	01
2. Revisão Bibliográfica	09
3. Modelo Numérico	12
3.1. Submodelo "Riser"	14
3.2. Submodelo "Diverter"	22
3.3. Solução do Modelo	24
4. Análise de Sensibilidade e Resultados	31
5. Conclusões e Recomendações	61
Bibliografia	62
Apêndices	65

AGRADECIMENTOS

Manifesto minha gratidão à PETROBRÁS pela oportunidade e apoio durante a realização deste curso de Mestrado.

Muitas foram as pessoas envolvidas no processo que culminou nesta dissertação. Além da minha família em Jundiaí e dos colegas da UNICAMP, devo agradecer e destacar a colaboração de meu orientador Dr. Otto Luiz Alcântara Santos, de quem nunca faltaram exemplos de profissionalismo, dedicação e encorajamento, principalmente nos piores momentos.

Para a conclusão deste trabalho foi de fundamental importância a contribuição de meus amigos Silvana Godoy Gil e Roberto Vinicius Barragan. Nunca esquecerei as horas e horas que renunciaram ao seu lazer e ao convívio com a família para dedicá-las a este trabalho.

Estendo meus agradecimentos a Maurício Souza Farias de Farias, Márcio Antonio Pereira Lima e Urbano Cerqueira Matos Jr., que transformaram meus rabiscos em verdadeiras obras de arte.

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Pressões Mínimas de Colapso dos Tubos Mais Usados no Brasil	05
Tabela 2	Parâmetros Usados nas Simulações	32

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Configuração Típica de Equipamentos numa Unidade Flutuante de Perfuração	02
Figura 2	Comprimento Mínimo de Alguns " Risers " para Evitar Falha por Colapso	04
Figura 3	Volume de Gás " Trapeado " no BOP	07
Figura 4	Pressão no Fundo do "Riser" e na Superfície Durante um "Shallow Blowout"	11
Figura 5	Circulação do Gás Invasor do "Riser"	13
Figura 6	Fluxograma da Solução das Variáveis de Fluxo Dentro da Célula	28
Figura 7	Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação	36
Figura 8	Pressão na Metade do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação	37
Figura 9	Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação	38
Figura 10	Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Sem Circulação	39
Figura 11	Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação	40
Figura 12	Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm	41

Figura 13	Pressão na Metade do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm	42
Figura 14	Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm	43
Figura 15	Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm	44
Figura 16	Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias profundidades e Vazão de 1000 gpm	45
Figura 17	Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm	46
Figura 18	Pressão na Metade do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm	47
Figura 19	Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm	48
Figura 20	Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm	49
Figura 21	Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm	50
Figura 22	Pressão no Fundo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação	51
Figura 23	Pressão na Metade do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação	52
Figura 24	Pressão no Topo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação	53

Figura 25	Pressão na Saída do "Diverter" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação	54
Figura 26	Volume de Líquido Remanescente no "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação	55
Figura 27	Pressão no Fundo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm	56
Figura 28	Pressão na Metade do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm	57
Figura 29	Pressão no Topo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm	58
Figura 30	Pressão na Saída do "Diverter" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm	59
Figura 31	Volume de Líquido Remanescente no "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm	60

NOMENCLATURA

H	fração volumétrica de líquido, adimensional
H^*	profundidade do mar / extensão do " Riser ", pés
ρ_l	peso específico do líquido, lb/ gal
ρ_g	peso específico do gás, lb/ gal
v_l	velocidade "in situ" do líquido, pe/ seg
v_g	velocidade "in situ" do gás, pe/ seg
v_{sl}	velocidade superficial do líquido, pe/ seg
v_{sg}	velocidade superficial do gás, pe/ seg
v_m	velocidade da mistura bifásica, pe/ seg
Q_l	vazão de líquido, GPM
Q_g	vazão de gás, GPM
λ_l	fração volumétrica de líquido sem escorregamento, adimensional
ρ_n	peso específico da mistura sem escorregamento, lb/ gal
f	fator de fricção, adimensional
f_{tp}	fator de fricção bifásico, adimensional
f_n	fator de fricção sem escorregamento, adimensional
NRe	número de Reynolds, adimensional
d_o	diâmetro maior do anular, pol
d_i	diâmetro menor do anular, pol
d_d	diâmetro do "diverter", pol
μ_n	viscosidade da mistura sem escorregamento, cp
μ_l	viscosidade do líquido, cp

μ_g	viscosidade do gás, cp
σ	tensão superficial, dina/cm
SG	densidade do gás, adimensional
P	pressão absoluta, psia
T	temperatura absoluta, graus Rankine
z	fator de compressibilidade do gás, adimensional
$\bar{v}$	velocidade média do fluido de perfuração, pe/seg
n	índice de comportamento de fluxo, adimensional
K	índice de consistência, lbf.seg ⁿ /pe ²
t	tempo

RESUMO

Esta dissertação apresenta uma análise do comportamento da pressão dos fluidos que ocorre durante o especial acidente na perfuração de um poço submarino de petróleo conhecido como "Riser Blowout" (*).

O modelo usado neste estudo baseia-se na solução do sistema de equações diferenciais parciais que governam o fluxo ascendente da mistura bifásica fluido de perfuração/ gás dentro do espaço anular entre a coluna de perfuração e o "marine riser". As perdas de carga devido a aceleração do fluido de perfuração à juzante da zona bifásica, bem como o fenômeno do fluxo crítico no escoamento da mistura pelo "diverter" são considerados. O modelo foi desenvolvido a partir de modificações introduzidas naquele apresentado por Otto Santos em 1989¹.

Através de uma análise de sensibilidade, o efeito de alguns parâmetros do processo, especialmente a vazão de circulação para a remoção da mistura bifásica, é investigado.

(*)Vale ressaltar que vários termos ao longo desta dissertação serão propositadamente mantidos na sua forma original em inglês, seja por não haver ainda tradução apropriada para o português, seja por terem seu uso consagrado na indústria e na literatura. Da mesma maneira, utilizar-se-á o Sistema de Unidades do Campo (com o respectivo valor no Sistema Internacional entre parênteses) pela sua ampla difusão na comunidade técnica da Engenharia de Petróleo.

1. INTRODUÇÃO

A perfuração marítima de poços de petróleo tem batido sucessivos recordes quanto à medida da lâmina d'água das locações. O Brasil, neste aspecto, ocupa um lugar de grande destaque no cenário mundial. Nossas maiores reservas de petróleo estão em regiões da Bacia de Campos onde a profundidade do mar varia de 1300 a 6500 pés (400 a 2000 m). O Brasil é pioneiro no desenvolvimento de várias técnicas e equipamentos para a perfuração e produção destes chamados poços em águas profundas. É de se esperar, por conseguinte, que para se atingir a meta de auto-suficiência em produção de petróleo, mais poços sejam perfurados nestas áreas (águas profundas), onde o uso de sondas flutuantes (semí-submersíveis ou navios-sonda) é obrigatório.

Neste tipo de sonda, o BOP - "Blowout Preventer" - fica localizado no fundo do mar. O BOP é um conjunto de válvulas que, quando acionado, veda o espaço anular entre o poço e a coluna de perfuração, ou a área total do poço, se tal coluna não estiver presente. Deste modo, o BOP impede que fluidos vindos do poço atinjam a plataforma da sonda. A Fig. 1 mostra uma configuração típica dos equipamentos básicos à perfuração de poços de petróleo a partir de unidades flutuantes. Ligando o BOP à sonda, existe uma tubulação de grande diâmetro, em torno de 20 polegadas (508 mm), que conduz o fluido de perfuração para os tanques de armazenamento e bombeio da unidade de perfuração. Esta tubulação é conhecida como "marine riser" ou simplesmente "riser" .

Na perfuração em águas profundas a extensão do "riser" pode ser maior que muitos poços de petróleo. Assim, a indústria tem devotado esforços no sentido de melhorar os critérios de análise deste equipamento, já que, à medida que a lâmina d' água aumenta, maiores são os riscos de falha do "riser", poluição e danos irreparáveis à sonda de perfuração.

Ainda há controvérsias a respeito de vários aspectos na análise do "riser": derivação da equação do seu movimento horizontal, definição da tensão efetiva e peso flutuado, expressões apropriadas para as grandes deformações e ângulos de

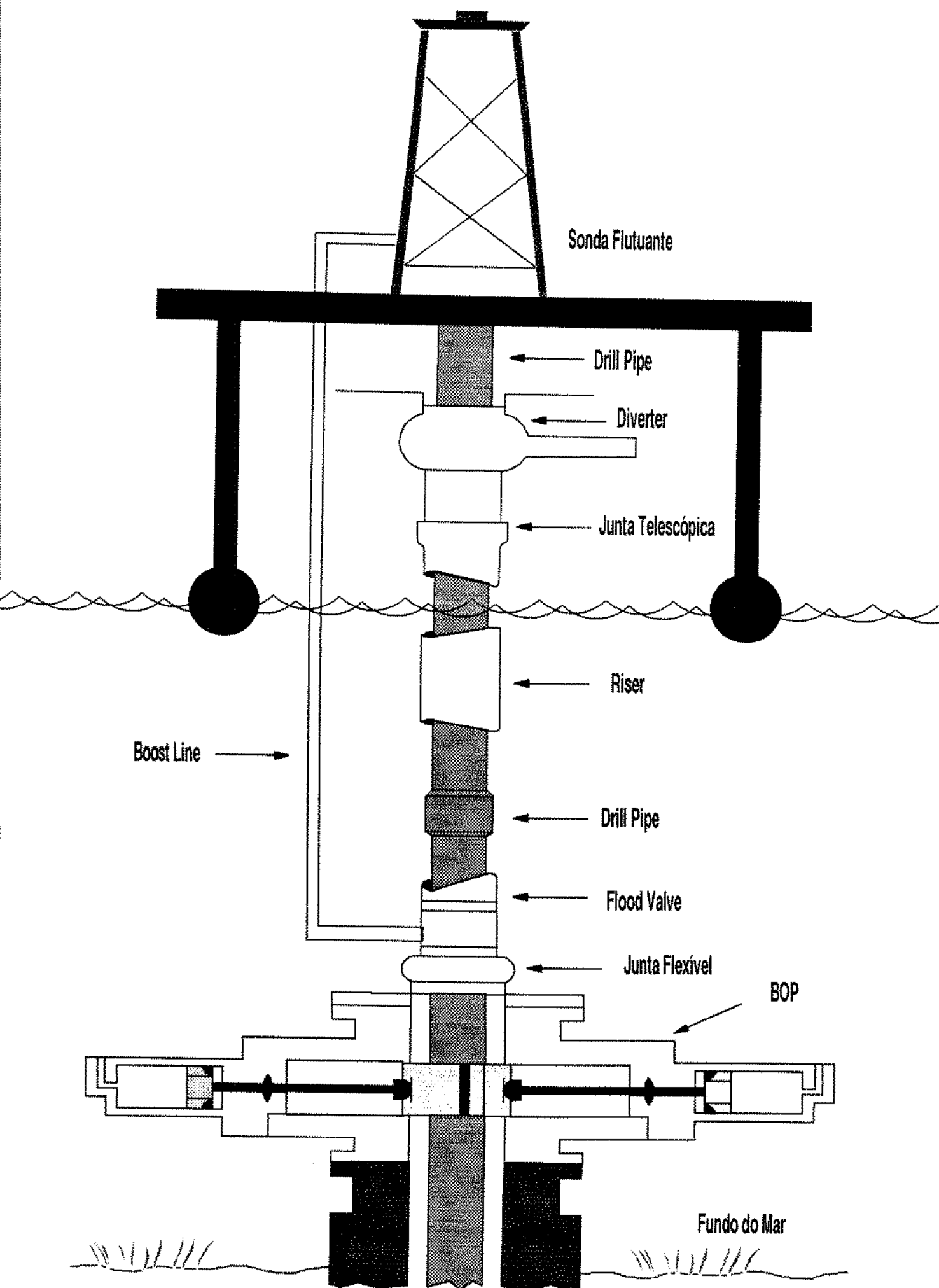


FIG.01 - Configuração Típica de Equipamentos numa Unidade Flutuante de Perfuração

deflexão, etc. Em algumas destas expressões aparece a pressão interna do "riser". Neste trabalho, o comportamento desta pressão durante uma especial situação da perfuração será apresentada.

A especial situação acima referida constitui-se num dos maiores perigos na indústria de prospecção petrolífera: o "kick". O "kick" é o influxo de hidrocarbonetos da rocha reservatório para dentro do poço em perfuração. Isto acontece quando a pressão exercida pelo fluido de perfuração em frente àquela rocha é menor que a pressão a que estão submetidos os fluidos nela contidos (gás, óleo, água ou uma combinação deles). O problema é ainda mais grave quando se perfura no mar, onde a chance de perda de vidas humanas e de milhões de dólares em equipamentos causa maior preocupação. Ao se detectar o "kick" numa sonda flutuante, o BOP é fechado, forçando a circulação dos fluidos vindos do poço para uma tubulação conhecida por linha do "choke". O "riser" fica, portanto, isolado das altas pressões e do fluxo de gás (*) que ocorrerão durante as operações de controle do poço.

Há ocasiões, entretanto, em que alguma quantidade de gás passa pelo BOP e alcança o interior do "riser". Estas situações são potencialmente desastrosas visto que a ascensão e expansão deste volume de gás é incontrolável. O único recurso disponível para evitar que o gás atinja a plataforma da sonda e provoque uma tragédia é desviar o fluxo para longe da unidade de perfuração através do "diverter" (Fig. 1).

A expansão do gás pode expulsar uma grande quantidade de fluido de perfuração do interior do "riser", sujeitando a tubulação a falhar por colapso devido à pressão externa da água do mar. Para a hipotética situação em que o riser fica completamente vazio, foram calculadas as pressões mínimas de colapso para quatro tipos de "riser", combinando os dois diâmetros externos e os dois graus de aço atualmente em uso no Brasil. Os resultados são mostrados na Fig. 2.

(*) Neste trabalho, qualquer menção a "kick" se refere a um influxo de gás no poço. A compressibilidade e mobilidade relativa do gás torna o controle do poço muito mais complicado que no caso de influxos de água ou de óleo

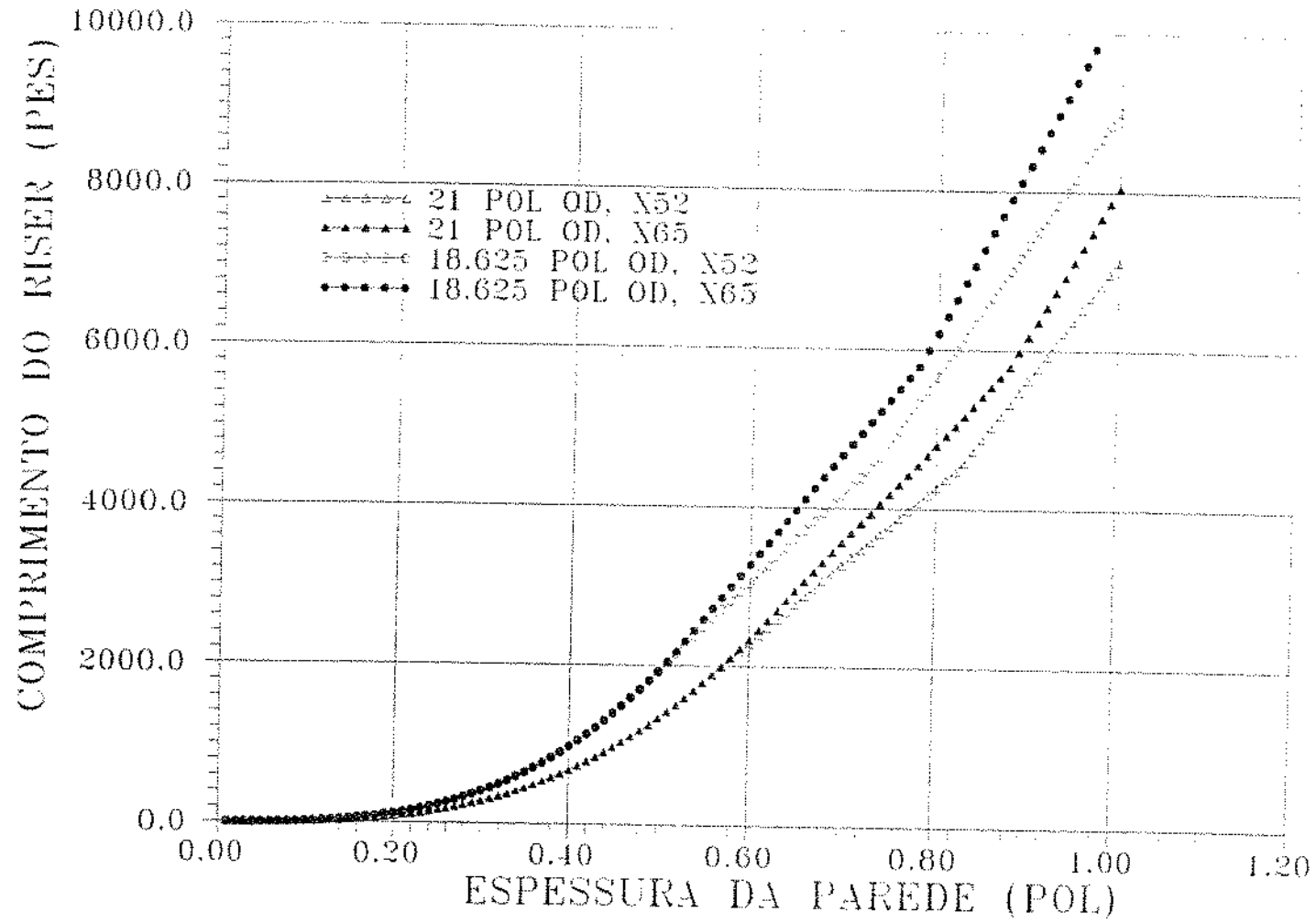


FIG. 02 - Comprimento Mínimo de Alguns "Risers" para Evitar Falha por Colapso

TABELA 1

Pressões Mínimas de Colapso dos Tubos Usados no Brasil

"RISER"	DIÂMETRO EXTERNO		GRAU DO AÇO	ESPESSURA DA PAREDE		PRESSÃO DE COLAPSO		PROFUNDIDADE LIMITE DO MAR	
	(pol)	(mm)		(pol)	(mm)	(Psi)	(KPa)	(Pes)	(m)
I	21	(533,4)	X52	1/2	(12,700)	590	(4070)	1337	(408)
II	21	(533,4)	X52	5/8	(15,875)	1120	(7726)	2534	(772)
III	21	(533,4)	X65	1/2	(12,700)	590	(4070)	1337	(408)
IV	21	(533,4)	X65	5/8	(15,875)	1166	(8043)	2639	(804)
V	18 ^{5/8}	(473,0)	X52	1/2	(12,700)	850	(5863)	1925	(587)
VI	18 ^{5/8}	(473,0)	X52	5/8	(15,875)	1470	(10140)	3326	(1014)
VII	18 ^{5/8}	(473,0)	X65	1/2	(12,700)	850	(5863)	1925	(587)
VIII	18 ^{5/8}	(473,0)	X65	5/8	(15,875)	1600	(11037)	3622	(1104)

As fórmulas para o cálculo das pressões de colapso são encontradas no API BUL 5C3. Estas pressões foram convertidas para medida de lâmina d' água, considerando a água do mar com densidade 1,02.

A Tab. 1 mostra, baseada na Fig. 2, as máximas profundidades do mar onde se pode perfurar sem o risco de colapso do "riser", para aquelas tubulações. Pode-se observar que a partir de 408 m já existe o risco de colapso, justamente a menor profundidade do mar onde se localizam as maiores reservas de petróleo do Brasil.

Duas situações em que pode haver passagem de gás da formação para o interior do "riser" são o atraso na detecção de um "kick" ou a liberação do gás "trapeado" no BOP após o controle convencional do poço.

No primeiro caso, lentes imprevisas e rasas de arenito são perfuradas contendo gás submetido a pressões anormalmente altas. Geralmente a permeabilidade destes arenitos é alta o que gera grandes volumes invasores de gás no poço. É possível, nestes casos, que após a detecção do "kick" pelo pessoal da plataforma de perfuração, a interface da mistura bifásica-fluido de perfuração já tenha passado pelo BOP.

No segundo caso, o "kick" foi detectado sem que a mistura tenha passado pelo BOP. Após as providências de rotina preliminares que incluem a parada das bombas de lama, fechamento do BOP, registro do volume ganho nos tanques e das pressões na superfície do interior da coluna de perfuração e do espaço anular, etc., inicia-se o processo de controle do poço. Uma das técnicas mais comuns neste controle consiste em bombear fluido de perfuração com a densidade apropriada pelo interior da coluna de perfuração e controlar o retorno deste fluido pela linha do "choke" através de um estrangulador. Ao fim do processo, é possível que um certo volume de gás se acumule entre o preventor anular e a entrada da linha do "choke" devido à migração gravitacional (Fig 3). Este volume de gás passa para o interior do "riser" ao se abrir o preventor anular, quando certas medidas preventivas não são tomadas para a sua completa remoção³.

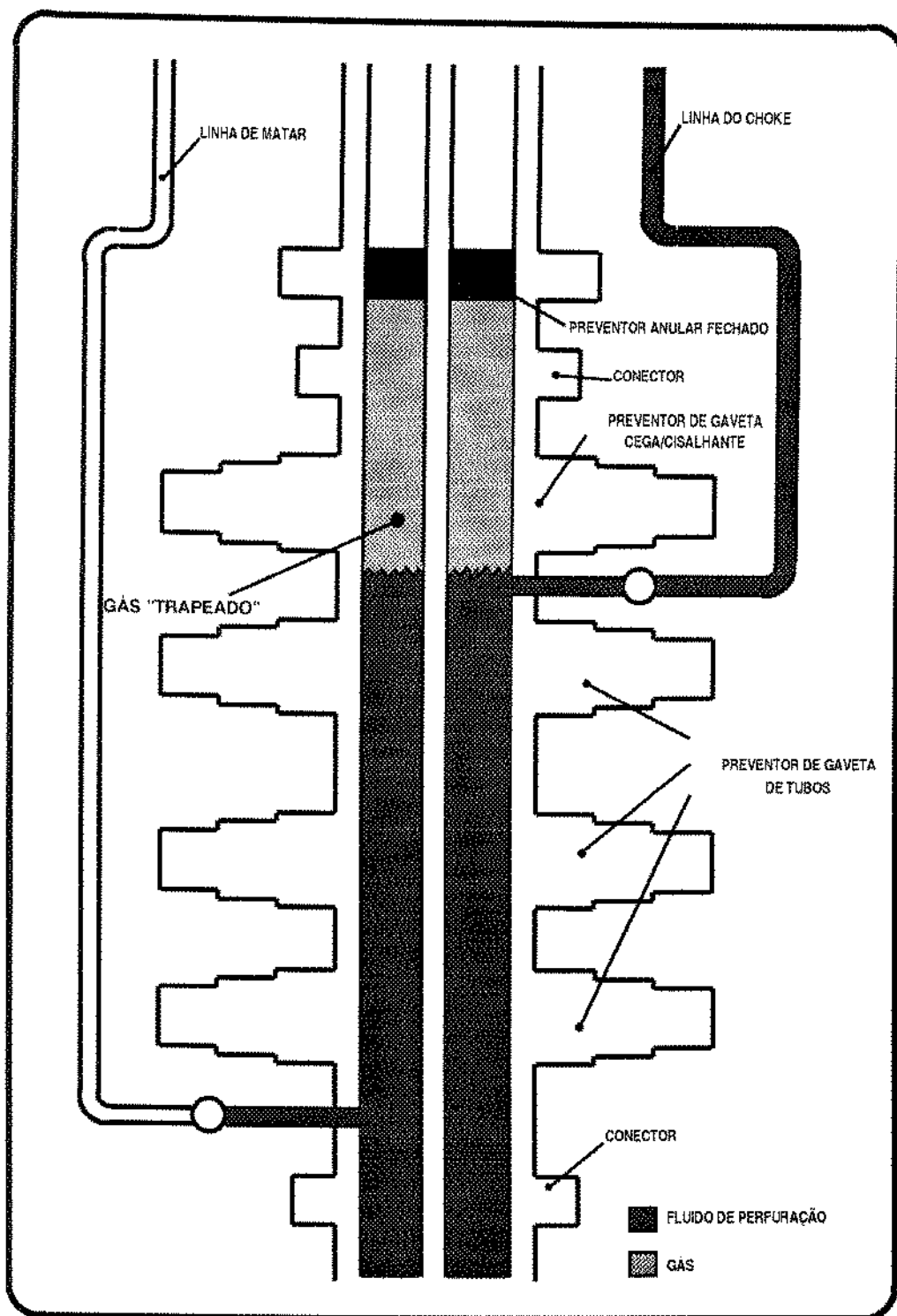


FIG. 03 - Volume de Gás "Trapeado" no BOP

O estudo do comportamento das pressões dos fluidos no interior do "riser" em tais situações é o objetivo principal deste trabalho.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Depois de várias unidades de perfuração marítima terem sofrido severos danos ou mesmo terem sido destruídas por blowouts de gás localizados a pequenas profundidades (os chamados "shallow blowouts"), a indústria petrolífera passou a questionar a então única solução para o problema: apertar o botão acionador do "diverter" e desviar o fluxo.

J. E. Beall (1984) foi um dos primeiros estudiosos a provocar o debate sobre o problema⁴. Ele promoveu uma pesquisa sobre as políticas de combate ao "shallow blowout" de várias companhias do mundo, concluindo que a grande maioria faz uso do "diverter" ao invés de fechar o BOP que provavelmente provocará a fratura da formação abaixo da sapata do revestimento de superfície. Ele apresenta um método alternativo para a solução do problema de "shallow blowout" sem a utilização do "riser" : afasta-se a sonda do ponto da superfície onde aflora o gás variando a tensão das linhas de ancoragem e se aguarda o controle do poço. Este controle pode ser ou por bombeamento de fluido de perfuração pesado com retorno para o fundo do mar (método dinâmico) ou espontâneo, pelo desmoronamento das paredes do poço ou pela depleção do reservatório.

D.S. Hammet (1985)⁵, J.E. Hall & J. Roche & C.G. Boulet (Fev. 1986)⁶, a revista Ocean Industry sob a assistência de J. Roche (Nov. 1986)⁷, C. Griffin (1986)⁸, a revista Oil & Gas Journal em 01/09/86⁹, M. Grinrod et alli. (1988)¹⁰, G.L. Marsh & J.A. Altermann (1988)¹¹ e J. Roche (1986)¹² publicaram estudos em novos equipamentos, novos critérios de dimensionamento e novos procedimentos para a solução do problema de "shallow blowouts". A grande preocupação nestes trabalhos era o correto dimensionamento do "diverter" para evitar vazamentos e consequentes explosões na plataforma de perfuração.

Sobre o colapso do "riser" em "shallow blowouts", P. R. Erb et alli. relataram o caso ocorrido em 1982 no Golfo do México com uma unidade de perfuração semi-submersível¹³. Eles apresentam a sequência dos eventos e as medidas tomadas pela equipe de perfuração, observações sobre o mecanismo do colapso de

tubos e propuseram que o BOP deve ser fechado ao invés de usar o "diverter" em lâminas d' água maiores que 600 pés (183 m).

Para simular o "shallow blowout" alguns modelos foram propostos. F.E. Beck, Langlinais e Bourgoyne apresentaram um modelo para calcular as cargas impostas ao "diverter". Eles demonstraram que o fluxo crítico e o termo de energia cinética na equação do balanço de energia tem significativa importância no valor da pressão na entrada da linha do "diverter"¹⁴.

M. Starret, A.D. Hill e K. Sepehrmoori¹⁵ (1988) e Otto Santos¹ (1989) apresentaram modelos para "shallow gas" que incorporam os termos transientes das equações de balanço de massa e momento linear da mistura bifásica. O modelo de Otto Santos incorpora o modelo de Beck para escoamento bifásico^{1,15} horizontal na linha do "diverter". Otto demonstra teoricamente que, dependendo das condições do reservatório, do gás e da geometria do poço, o "riser" efetivamente poderá colapsar. Na Fig. 4, por exemplo, observa-se que, no início do processo, altas pressões serão geradas na superfície (420 psi = 2896 kPa) o que pode acarretar vazamentos e explosões. Depois de certo tempo, a pressão interna cai bastante (150 psi = 1034 kPa) sujeitando o "riser" ao colapso devido ao diferencial causado pela pressão hidrostática da água do mar.

Somente um destes trabalhos acima se refere especificamente ao caso de uma certa massa finita de gás se deslocando pelo interior do "riser"⁶. Neste artigo é apresentada uma proposta de configuração de equipamentos para sondas flutuantes, onde se adiciona um segundo "diverter" logo abaixo da junta telescópica além de uma nova linha de "choke" do "riser" para os tanques de lama. Esta proposta, porém, não vem acompanhada de nenhum estudo teórico sobre as reais necessidades de tal aparato.

Este estudo teórico, que é o objetivo desta dissertação, foi baseado na literatura citada sobre o problema do "shallow gas".

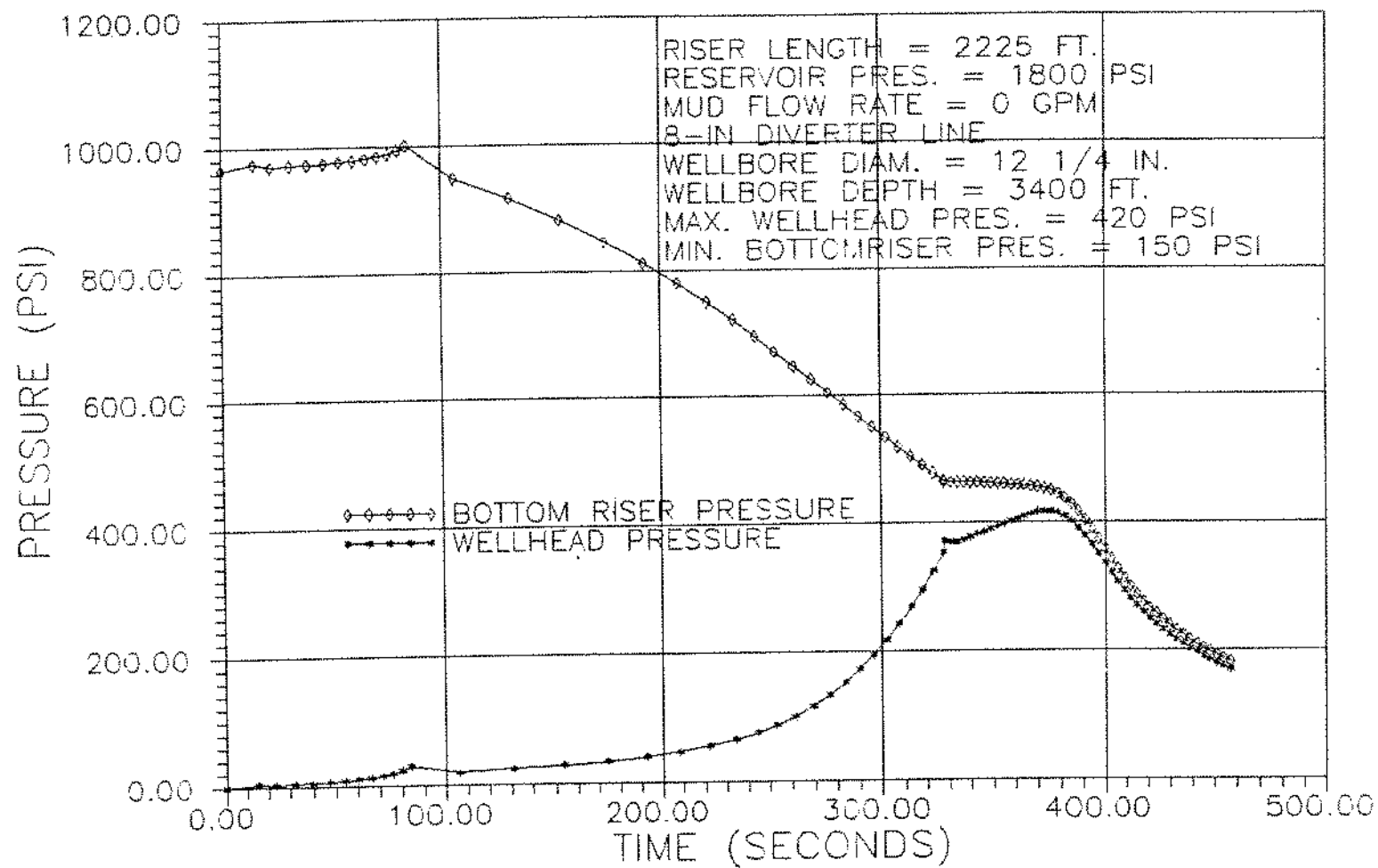


FIG. 04 - Pressão no Fundo do "Riser" e na Superfície Durante um "Shallow Blowout"

3. MODELO NUMÉRICO

A Fig. 5 mostra um esquema da situação a ser analisada. Pela "boost line" se circula o fluido de deslocamento da mistura bifásica gás-lama. Para representar o fluxo bifásico real que ocorre verticalmente no espaço anular entre o "riser" e a coluna de perfuração e o outro, horizontal, na linha do "diverter", são utilizados dois modelos.

O primeiro, chamado de submodelo "riser", é baseado naquele apresentado por Otto Santos ¹ e o segundo, submodelo "diverter", desenvolvido pela Louisiana State University, será apresentado sem muito detalhe.

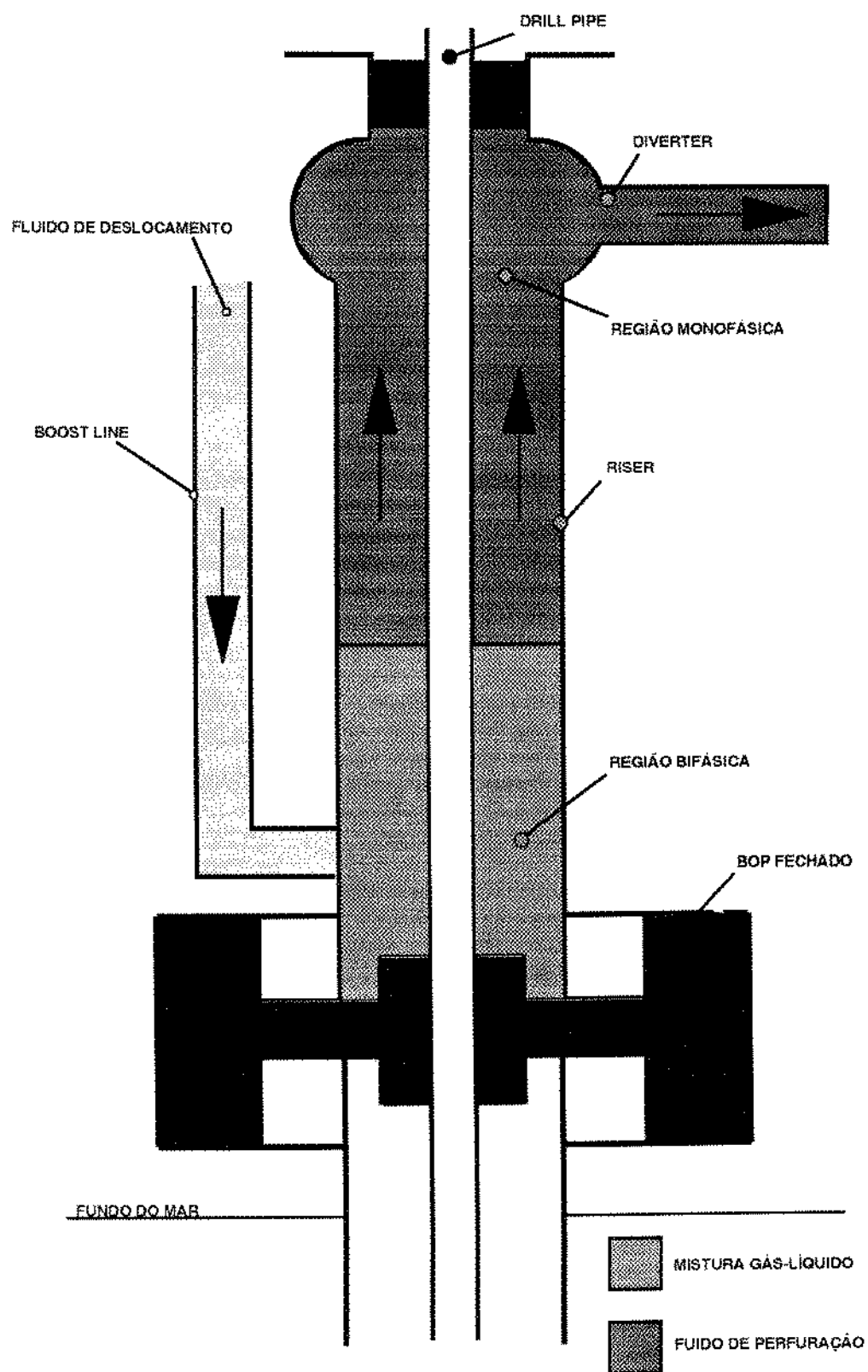


FIG. 05 - Circulação do Gás Invasor do "Riser"

3.1. Submodelo "Riser"

Neste modelo, foram usadas as leis de conservação da massa e do momento linear expressas em termos de equações diferenciais parciais além de uma equação de estado e uma relação entre as velocidades das fases. Esta última equação foi necessária porque o balanço de momento linear foi feito para a mistura e não para cada fase separadamente (os termos de interação entre as fases que aparecem nas equações isoladamente são bastante difíceis de serem explicitados).

As principais hipóteses e considerações deste submodelo são:

- a) O líquido é incompressível
- b) O gás tem composição constante e sua solubilidade no líquido é desprezível
- c) A temperatura é constante
- d) O " riser " é vertical e a geometria do anular é constante.

Assim, as equações que representam o movimento são:

I. Balanço de massa do gás

$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-H) \cdot \rho_g] + \frac{\partial}{\partial z}[(1-H) \cdot \rho_g \cdot v_g] = 0 \quad (01)$$

II. Balanço de massa do líquido

$$\frac{\partial}{\partial t} [H \cdot \rho_l] + \frac{\partial}{\partial z} [H \cdot \rho_l \cdot v_l] = 0 \quad (02)$$

III. Balanço de momento linear da mistura

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} [\rho_l \cdot v_l \cdot H + \rho_g \cdot v_g \cdot (1 - H)] + \\ & \frac{\partial p}{\partial z} [(H \cdot \rho_l \cdot v_l^2] + (1 - H) \cdot \rho_g \cdot v_g^2] + \\ & \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{fric} + \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{elev} = 0 \end{aligned} \quad (03)$$

onde a perda de carga por fricção é calculado usando a correlação de Beggs e Brill¹⁶.

Assim,

$$\frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{fric} = \frac{f_{lp} \cdot \rho_n \cdot v_m}{21,1(d_o - d_i)} \quad (04)$$

Para este cálculo é necessário conhecer as seguintes variáveis:

$$\lambda_l = \frac{Q_l}{Q_l + Q_g} \quad (05)$$

$$\rho_n = \lambda_l \cdot \rho_l + \rho_g \cdot (1 - \lambda_l) \quad (06)$$

$$v_m = v_l \cdot H + v_g \cdot (1 - H) = v_{sl} + v_{sg} \quad (07)$$

O fator de fricção bifásico é calculado por

$$f_{tp} = f_n \cdot e^s \quad (08)$$

O fator de fricção sem escorregamento é determinado através da seguinte expressão:

$$f_n = \left[\frac{1}{2 \cdot \log \left(\frac{NRe}{4,5223 \log NRe} - 3,8215 \right)} \right]^2 \quad (09)$$

usando o seguinte Número de Reynolds:

$$NRe = \frac{757 \cdot \rho_n \cdot v_m \cdot (d_o - d_i)}{\mu_n} \quad (10)$$

onde:

$$\mu_n = \mu_l \cdot \lambda_l + \mu_g \cdot (1 - \lambda_l) \quad (11)$$

O expoente **s** na equação 8 é calculado por:

$$s = \frac{\ln y}{-0,0523 + 3,182 \ln y - 0,8725 [\ln y]^2 + 0,01853 [\ln y]^4} \quad (12)$$

onde,

$$y = \frac{\lambda_l}{H^2} \quad (13)$$

Se $1 < y < 1.2$, **s** é calculado por

$$s = \ln(2,2y - 1,2) \quad (14)$$

O termo potencial da equação 3 é calculado por

$$\frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{elev} = 0,052 \cdot [\rho_l \cdot H + \rho_g \cdot (1 - H)] \quad (15)$$

IV. Equação das velocidades das fases

Neste trabalho, será usada a correlação da velocidade "in situ" do gás no escoamento bifásico apresentado por Zuber e Findlay¹⁷

$$v_g = C_o \cdot v_m + v_{slip} \quad (16)$$

onde,

C_o = parâmetro do perfil não uniforme de velocidades

v_{slip} = velocidade de escoamento do gás em relação ao líquido estacionário.

A velocidade v_{slip} é função do regime de fluxo. Este trabalho considera três regimes de escoamento e suas transições: bolha, golfada ("slug") e anular.

No regime de bolhas ($H > 0,85$) a equação de Harmathy¹ é usada:

$$v_{slip} = 0,4774 \cdot \left[\frac{(\rho_l - \rho_g) \cdot \sigma}{\rho_l^2} \right]^{0,25} \cdot H^{0,5} \quad (17)$$

Para fluxo em golfadas ($0,75 > H > 0,45$) a equação de Griffith e Wallis¹ é usada:

$$v_{slip} = 1,637 \cdot K_s \cdot \left[\frac{(\rho_l - \rho_g) \cdot d_i}{\rho_l^2} \right]^{0,5} \quad (18)$$

onde K_s é um coeficiente que depende da geometria do conduto.

Para anulares, uma boa aproximação para K_s é dada por

$$K_s = 0,354 - 0,037 \cdot R + 0,235 \cdot R^2 - 0,134 \cdot R^3 \quad (19)$$

onde R é a razão entre o diâmetro interno e externo do anular.

Para fluxo anular ($H < 0,10$), v_{slip} é zero.

A velocidade v_{slip} nas transições é calculada através de uma interpolação linear.

V. Equação de Estado

A equação de estado relaciona o peso específico do fluido com a pressão e a temperatura. No caso do gás

$$\rho_g = \frac{0,361 \cdot SG \cdot P}{T \cdot Z} \quad (20)$$

Para o líquido $\rho_l = \text{constante}$.

Para o fluxo monofásico que ocorre acima da zona bifásica até que esta atinja a superfície, será usado o modelo de potência para caracterizar o fluido de perfuração.

Então, para o cálculo das perdas de carga no espaço anular, as seguintes expressões são usadas¹⁸:

$$NRe = \frac{2,275 \cdot \rho_l \cdot \bar{v}^{(2-n)}}{K} \left[\frac{0,0208 \cdot (d_o - d_i)}{2 + \frac{1}{n}} \right]^n \quad (21)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{fric}^{lam} = \frac{0,439 \cdot K \cdot (\bar{v})^n}{(d_o - d_i)^{1+n}} \left[\frac{2 + \frac{1}{n}}{0,0208} \right]^n \quad (22)$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{fric}^{turb} = \frac{f \cdot \rho_l \cdot (\bar{v})^2}{21,1 (d_o - d_i)} \quad (23)$$

O fator de fricção monofásico, f , é determinado pela correlação de Dodge e Metzner:

$$\sqrt{\frac{1}{f}} = \frac{4,0}{n^{0,75}} \cdot \log \left[NRe \cdot f^{\left(1 - \frac{n}{2}\right)} \right] - \frac{0,395}{n^{1,2}} \quad (24)$$

3.2. Submodelo "Diverter"

Enquanto a interface zona bifásica-fluido de perfuração está no espaço anular "riser" x coluna de perfuração, apenas líquido flui pela linha do "diverter". Nesta situação, as perdas de carga por fricção podem ser calculadas por:

$$NRe = \frac{1,86 \cdot \rho_l \cdot (\bar{v})^{2-n}}{K} \left[\frac{0,0416 \cdot d_d}{3 + \frac{1}{n}} \right]^n \quad (25)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{\text{fric}}^{\text{lam}} = \frac{0,332 \cdot K \cdot (\bar{v})^n}{d_d^{1+n}} \left[\frac{3 + \frac{1}{n}}{0,0416} \right]^n \quad (26)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{\text{fric}}^{\text{turb}} = \frac{f \cdot \rho_l \cdot (\bar{v})^2}{25 \cdot 8 \cdot d_d} \quad (27)$$

O fator de fricção é calculado pela equação 24.

Nesta fase, a pressão de saída do "diverter" é atmosférica.

Depois que o gás atinge a superfície, duas situações são possíveis na saída do "diverter":

- a) durante um período pequeno de tempo, pode ocorrer fluxo sônico ou crítico, isto é, a velocidade dos fluidos atinge um valor igual ao da velocidade do som. Nestas condições, o fluxo numa secção se torna independente de quaisquer distúrbios de pressão, temperatura ou densidade à jusante, já que tais perturbações não podem propagar-se no sentido contrário ao escoamento. Nesta fase, a pressão de saída do diverter é maior do que a atmosférica.

b) após este breve período de fluxo sônico, a pressão volta à atmosférica até o término do escoamento da mistura.

A metodologia para o cálculo das propriedades do fluxo na linha do "diverter" foi desenvolvida na Louisiana State University e testada experimentalmente em linhas de "diverter" de 1" (25,4 mm), 2" (50,8 mm) e 6" (152,4 mm). A teoria e os resultados experimentais deste simulador podem ser encontrados na ref. 14.

É importante ressaltar que no cálculo das pressões ao longo da linha do "diverter", é levado em consideração as perdas devido à variação da energia cinética. Assim,

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{fric} + \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{cin} \quad (28)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{cin} = \frac{\partial}{\partial x} [\rho_l \cdot v_l^2 \cdot H + \rho_g \cdot v_g^2 \cdot (1 - H)] \quad (29)$$

As perdas de carga por fricção são calculadas usando a correlação de Dukler para fluxo bifásico horizontal¹⁶.

3.3. Solução do Modelo

Dois algoritmos foram desenvolvidos para a obtenção do comportamento das pressões e vazões dos fluidos em quaisquer posições e intervalos de tempo: o primeiro comanda o processo até a interface mistura bifásica - fluido de perfuração atingir a superfície e o segundo controla os cálculos a partir daí.

Para a resolução do sistema de equações do fluxo bifásico o espaço anular foi discretizado em células de mesmo comprimento. As propriedades de fluxo são calculadas na fronteira de cada célula.

Enquanto a interface mistura bifásica - fluido de perfuração avança pelo "riser", o intervalo de tempo entre duas iterações é calculado como a razão entre o comprimento da célula e a velocidade da interface no tempo anterior. Esta velocidade é calculada pela Eq. 16 onde v_m é a soma das velocidades relativas à expansão do volume total do gás e à vazão de deslocamento. Assim, a interface mistura-fluido de perfuração sempre coincide com a fronteira da próxima célula.

O intervalo de tempo entre duas iterações após o início do escoamento horizontal da mistura bifásica pela linha do "diverter" é especificado pelo usuário.

1. Condições Iniciais e de Contorno

A distribuição do gás no fundo do "riser" logo após o fechamento do BOP é especificada como dado de entrada. Os valores das pressões em cada fronteira das células do anular ocupadas por gás são, então, calculadas. As velocidades de gás e de líquido neste instante inicial na entrada da primeira célula são iguais a zero (condição de ausência de fluxo do poço para o interior do "riser").

As condições de contorno no fundo do "riser" a cada intervalo de tempo são: velocidade do gás igual a zero, velocidade de líquido determinada pela vazão de deslocamento dada e fração volumétrica de líquido igual a 1,0.

A pressão na saída da linha do diverter constitui outra condição de contorno: igual a zero, quando o fluxo é subsônico e determinada através de um processo iterativo quando o fluxo é sônico.

II. Primeiro Algoritmo

O primeiro algoritmo (fluxo bifásico na vertical e monofásico na linha do "diverter") baseia-se nos seguintes passos:

- 1) definir a posição inicial da interface e calcular o incremento do tempo;
- 2) arbitrar uma pressão no fundo do "riser" para o novo tempo;
- 3) usar o procedimento de cálculo das variáveis do fluxo bifásico em cada célula ocupada pela mistura marchando desde o fundo do "riser" até a célula onde está a interface;
- 4) calcular as perdas de carga do fluxo monofásico vertical da interface até o topo do "riser" e horizontal, do topo do "riser" até a saída do "diverter";
- 5) somar todas as perdas de carga no sistema "riser" - "diverter" para determinar a pressão calculada no fundo do "riser";
- 6) comparar as pressões arbitrada e calculada no fundo do "riser". Se a diferença estiver dentro da tolerância exigida, repetir o processo para o próximo intervalo de tempo. Se não, arbitrar novo valor para pressão no fundo do "riser" e repetir o processo desde o passo 3.

Para realizar o passo 3 acima, isto é, resolver o sistema formado pelas Equações 1, 2, 3, 16 e 20 dentro de uma célula, vários procedimentos foram tentados.

A primeira tentativa consistiu em repetir a mesma discretização das equações diferenciais usada por Otto Santos. Assim, nas equações de balanço de massa de líquido e de gás as derivadas em relação ao tempo foram aproximadas por diferenças atrasadas ("backward difference form") e as derivadas espaciais por diferenças centradas ("central difference form"). Na equação de balanço de momento linear da mistura todas as derivadas foram aproximadas por diferenças centradas. Este esquema não funcionou.

A partir daí, várias alternativas foram testadas: novos esquemas de aproximação das derivadas, outra correlação para velocidades das fases (antes de optar pela de Zuber & Findlay, a de Beggs & Brill foi utilizada sem êxito) mas sempre apareciam problemas de convergência antes da mistura bifásica atingir a superfície.

O próximo passo foi introduzir modificações nas equações. A simplificação mais significativa foi desprezar todos os termos com as derivadas das velocidades e quadrados das velocidades da equação do balanço de momento da mistura já que as velocidades envolvidas no escoamento são relativamente baixas (excetuando-se os trechos próximos à superfície com fluxo de gás). A aproximação das derivadas nas equações de balanço de massa permaneceu aquela proposta por Otto.¹

Contemplando as relações de velocidade do gás em relação à velocidade da mistura para velocidades de líquido negativas (que ocorrem na migração do gás no caso sem circulação) conseguiu-se, finalmente, alguns resultados julgados bastante positivos.

Representando-se as fronteiras de uma célula no tempo anterior pelo ponto 1 (montante) e ponto 2 (juzante) e suas correspondentes no tempo atual pelos pontos 3 e 4, as equações diferenciais aproximadas ficam:

Balanço de massa de líquido

$$\frac{[v_l \cdot H]_4 - [v_l \cdot H]_3}{\Delta z} = \frac{H_1 + H_2 - H_3 - H_4}{2 \cdot \Delta t} \quad (30)$$

Balanço de massa de gás

$$\frac{[v_g \cdot \rho_g (1 - H)]_4 - [v_g \cdot \rho_g (1 - H)]_3}{\Delta z} =$$

$$\frac{[\rho_g (1 - H)]_1 + [\rho_g (1 - H)]_2 - [\rho_g (1 - H)]_3 - [\rho_g (1 - H)]_4}{2 \cdot \Delta t}$$

(31)

Balanço de momento linear da mistura

$$\frac{P_4 - P_3}{\Delta z} + 0,5 \left[\left(\frac{\Delta P}{\Delta z} \right)_3 + \left(\frac{\Delta P}{\Delta z} \right)_4 \right]_{fric} + 0,5 \left[\left(\frac{\Delta P}{\Delta z} \right)_3 + \left(\frac{\Delta P}{\Delta z} \right)_4 \right]_{elev} = 0$$

(32)

As propriedades do fluxo são conhecidas nos pontos 1, 2 e 3. Para o cálculo das propriedades no ponto 4 mais dois processos iterativos são necessários.

Inicialmente estima-se um valor para a pressão no ponto 4, que corresponde a um certo peso específico de gás calculado pela equação de estado do gás. Estima-se, em seguida, um valor para a fração volumétrica de líquido no ponto 4. Gera-se um processo iterativo em H ao fim do qual estão conhecidas todas as propriedades no ponto 4.

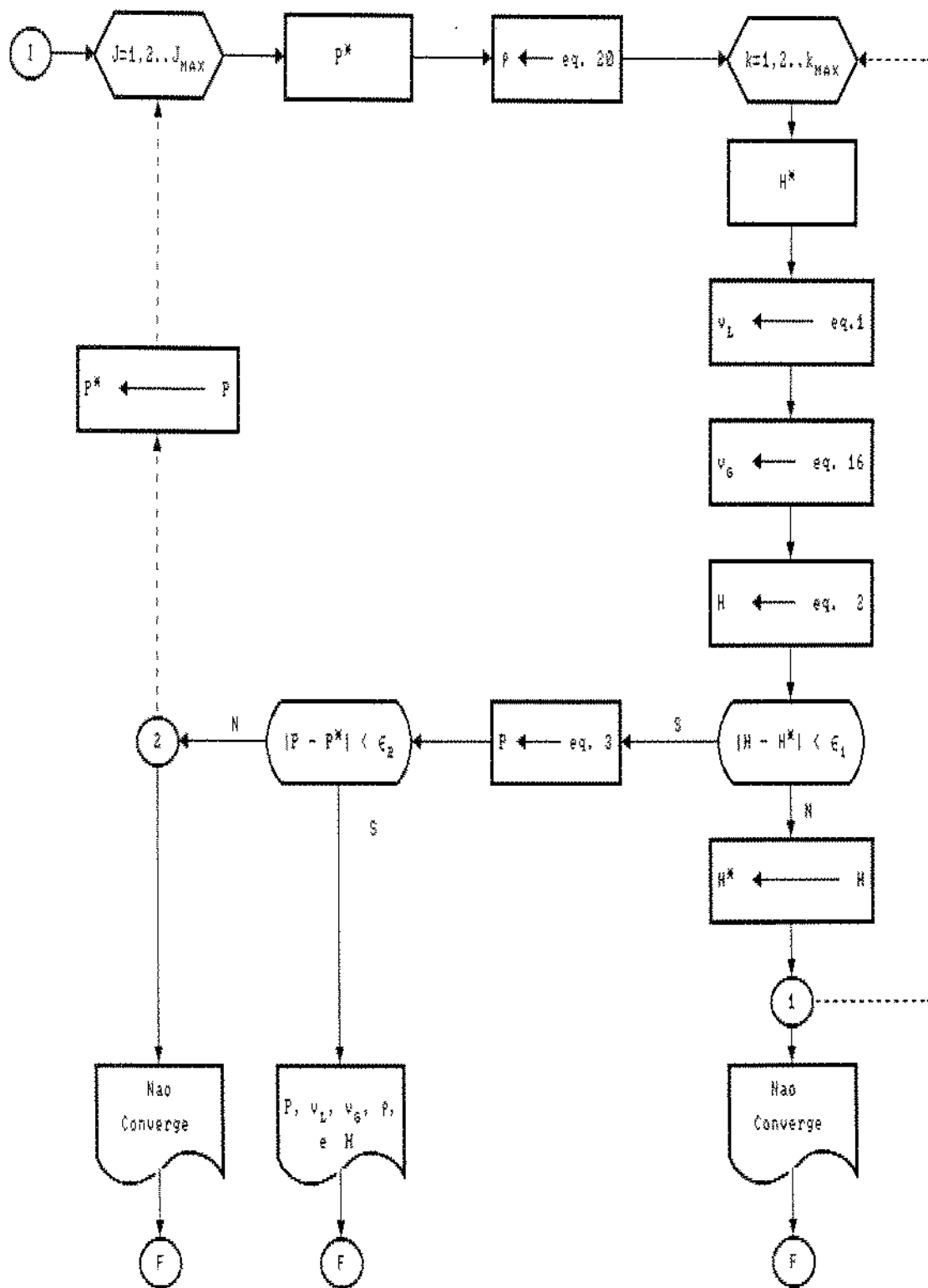


FIG. 06 - FLUXOGRAMA DA SOLUÇÃO DAS VARIÁVEIS DE FLUXO DENTRO DA CÉLULA

Com estes valores de v_l , v_g , H e ρ_g , calcula-se a pressão no ponto 4 usando-se a equação de balanço de momento linear da mistura. Se a diferença entre este valor calculado e o inicialmente estimado para a pressão no ponto 4 estiver dentro da tolerância exigida o processo é interrompido. Se não, estima-se outro valor para a pressão no ponto 4 e se reinicia o processo.

Estes procedimentos estão mostrados na Fig. 6, onde os valores de P^* e H^* correspondem a valores calculados no passo anterior e P e H valores calculados no passo atual.

III. Segundo Algoritmo

Depois que a mistura atinge a superfície, o segundo algoritmo controla o processo. Seus passos são os seguintes:

- 1) arbitrar um intervalo de tempo;
- 2) arbitrar uma pressão no fundo do "riser";
- 3) usar os procedimentos de cálculo para as células do espaço anular e calcular a pressão no topo do "riser" (que é a mesma da entrada da linha do diverter) e as vazões mássicas de gás e líquido na entrada da linha do "diverter";
- 4) determinar as condições de fluxo (sônico e subsônico) e a pressão de saída do "diverter" usando as vazões mássicas obtidas no passo 3;
- 5) calcular a pressão na entrada da linha do "diverter" usando o simulador da LSU. Comparar esta pressão com a calculada no passo 3. Se a diferença estiver dentro da tolerância pretendida, repetir o processo para um novo intervalo de tempo. Se não, arbitrar nova pressão no fundo do "riser" e voltar ao passo 3.

O método da secante e o método de Brent foram usados em ambos os algoritmos para acelerar o processo de convergência¹⁹.

4. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE E RESULTADOS

A Tab. 2 apresenta os parâmetros relativos aos fluidos e à geometria utilizados nas simulações. Foram feitas duas séries de simulações. Na primeira, um volume constante de gás está presente no " riser ", variando-se a extensão do " riser " e a vazão de circulação da mistura.

O valor escolhido para o volume de gás foi de 20 bbl ($3,2 \text{ m}^3$), prevendo a situação em que o controle do " kick " tenha utilizado a " kill line " e não a "choke line " para o retorno dos fluidos. Assim, o volume " trapeado " de gás é maior que o normal (Ver Fig. 3).

Na segunda série, as simulações são feitas considerando o " riser " com a extensão constante de 3000 pés (915 m).

As Fig. 07 a 21 se referem a primeira série.

Pressão no fundo e na metade do "riser" (Fig 07,08,12,13,17,18)

À medida que o gás sobe e se expande no espaço anular "riser" - coluna de perfuração, a pressão no fundo do "riser" cai devido à diminuição da pressão hidrostática no seu interior. Como era de se esperar, quanto maior a vazão de circulação da mistura bifásica, menores são os diferenciais de pressão externa-interna ao "riser". No caso mais crítico estudado (lâmina d' água de 4500 pes (1370 m) e sem circulação, este diferencial chegou a cerca de 400 psi (2758 kPa) no fundo e 450 psi (3100 kPa) na metade do "riser". Estes valores ainda estão abaixo da pressão de colapso do tubo mais fraco analisado ("riser" I) que é de 590 psi (4070 kPa), usando o fator de segurança de 1.125. Se considerarmos que o tubo tem sua resistência diminuída pelo desgaste devido ao atrito com a coluna de perfuração, observamos que há perigo de colapso mesmo com volumes relativamente pequenos de gás.

TABELA 2 Parâmetros Usados nas Simulações

<i>Diâmetro externo do "RISER"</i>	18 ^{5/8} "	(473,00 mm)
<i>Diâmetro externo do tubo de perfuração</i>	5 "	(127,00 mm)
<i>Comprimento da linha do "DIVERTER"</i>	100 ft	(30,48 mm)
<i>Diâmetro interno da linha do "DIVERTER"</i>	6 "	(152,00 mm)
<i>Densidade do gás</i>	0,7	
<i>Tensão superficial</i>	70 dyne/cm	(0,07 N/m)
<i>Peso específico do líquido</i>	8,5 ppg	(1020 Kg/m ³)
<i>Índice de comportamento do fluxo</i>	0,9	
<i>Índice de consistência</i>	0,004 $\frac{\text{lbf} \cdot \text{sec}^n}{\text{sq.ft}}$	(0,1915 Pa.sec ⁿ)
<i>Temperatura</i>	90°F	(305 K)

Pressão na entrada e na saída da linha do "diverter" (fig 09,10,14,15,19,20)

As pressões encontradas na superfície não indicam maiores preocupações quanto à falhas mecânicas do "diverter" e consequentes vazamentos de gás.

As maiores pressões encontradas estão em torno de 110 psi (760 kPa) bem abaixo da pressão de trabalho usual do "diverter".

Há de se ressaltar que tais pressões foram obtidas na circulação da mistura com 2000 GPM ($0.126 \text{ m}^3/\text{s}$), o que, na prática, é bastante improvável, já que excessivas pressões de bombeio seriam requeridas.

O fluxo crítico na saída do "diverter" foi observado em quase todas as situações, excetuando-se os casos em que não houve circulação de fluido e a lâmina d' água era menor que 2000 pés (610 m). Apesar disso, os valores máximos de pressão encontrados (em torno de 30 psi = 210 kPa) não comprometem a integridade da linha do "diverter".

Volume de líquido na coluna de "riser" (Fig. 11,16,21)

Estes resultados mostram que para o caso mais crítico (vazão nula e lâmina d' água igual a 4500 pés (1370 m), o volume de fluido de perfuração que permaneceu no espaço anular foi de cerca de 1100 bbl (175 m³). Como o volume total de fluido no "riser" era de 1410 bbl (224 m³), o nível de fluido caiu para 991 pés (302 m), ou seja, a pressão externa da água do mar agindo nesta profundidade foi de 438 psi (3011 kPa). Para este volume de gás invasor (20 bbl = 3.2 m³), a tubulação provavelmente não colapsará após o término do processo de remoção.

As Fig. 22 a 31 se referem aos casos analisados para a lâmina d' água de 3000 pés (915 m).

Pressão no fundo e na metade do "riser" (Fig. 22,23,27,28)

Na Fig 22, observa-se que, para volumes invasores de gás maiores que 30 bbl ($4,8 \text{ m}^3$) e vazão de circulação nula, o diferencial de pressão externa - interna se aproxima perigosamente do valor da pressão de colapso do "riser" I.

No caso de volume invasor de 50 bbl (8 m^3), o "riser" I efetivamente colapsa, já que o diferencial de pressão, tanto no fundo como na metade dele, é de aproximadamente 600 psi (4140 kPa).

Pressão na entrada e na saída da linha do "diverter" (Fig. 24,25,29,30)

As pressões encontradas na superfície, mesmo para volumes razoavelmente grandes de gás (até 80 bbl = $12,7 \text{ m}^3$), não atingem valores preocupantes, situando-se abaixo de 200 psi (1380 kPa) para vazões de deslocamento muito improváveis de 2000 GPM ($0,126 \text{ m}^3/\text{s}$). O fluxo crítico aparece para volumes de gás acima de 10 bbl ($1,6 \text{ m}^3$) mas as pressões na saída do "diverter" não são maiores que 60 psi (414 kPa), mesmo no caso crítico de volume de gás e vazão de deslocamento supracitados.

Volume de líquido na coluna do "riser" (Fig. 26 e 31)

O resultado da Fig. 26 confirma que o colapso ocorrerá se um volume invasor de 50 bbl (8 m^3) é deixado migrar sem circulação. Ao término do processo, o nível de fluido de perfuração no "riser" deverá baixar aproximadamente 1300 pés (400 m), solicitando a tubulação a uma pressão externa de 580 psi (4000 kPa), valor muito próximo ao da pressão de colapso do "riser" I (590 psi = 4070 kPa).

Deve-se ressaltar que estes resultados foram obtidos usando-se um modelo ainda não validado experimentalmente. Entretanto, este modelo se baseia em outro já aprovado¹, embora não neste range de vazões.

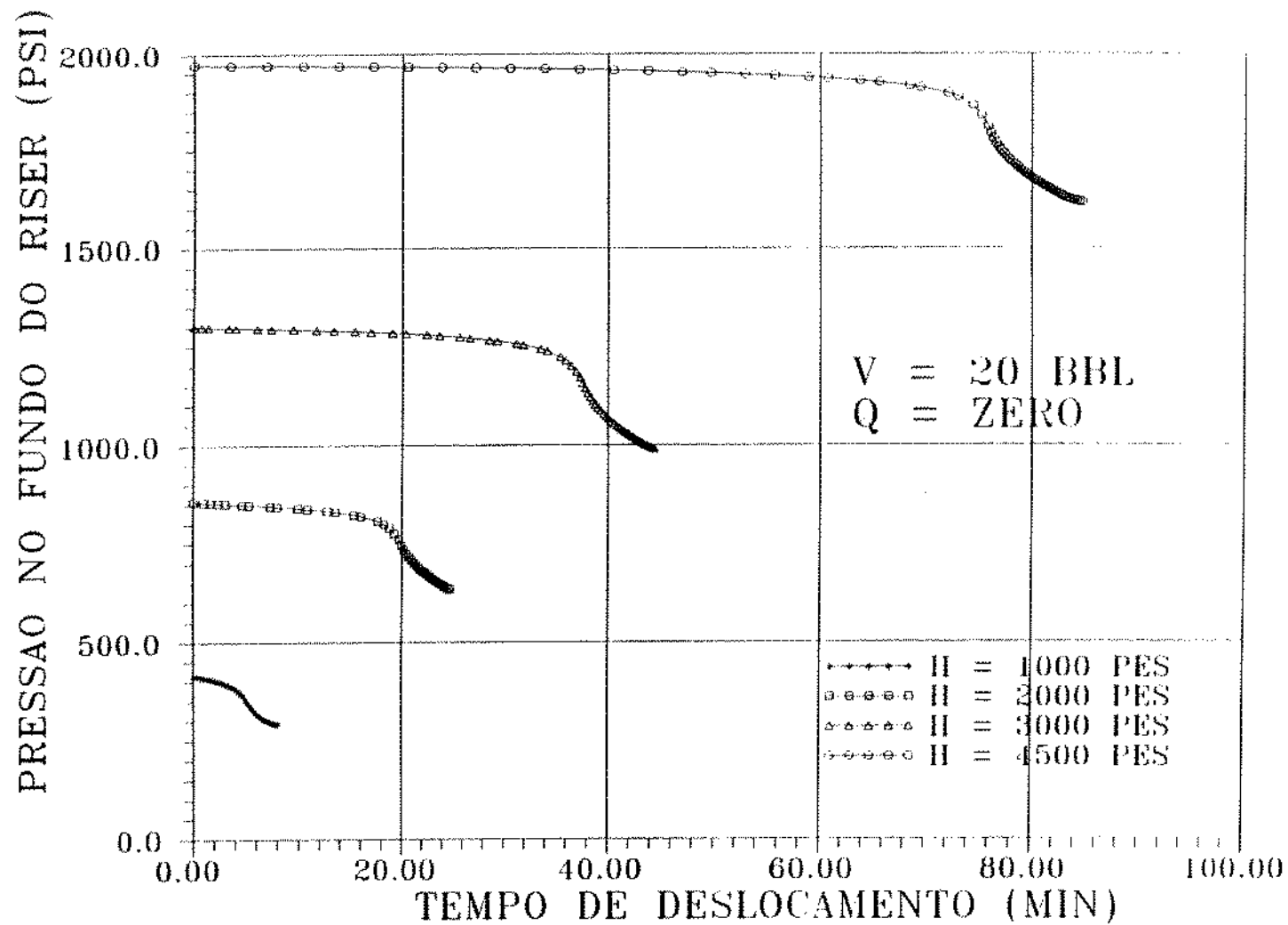


FIG. 07 - Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação

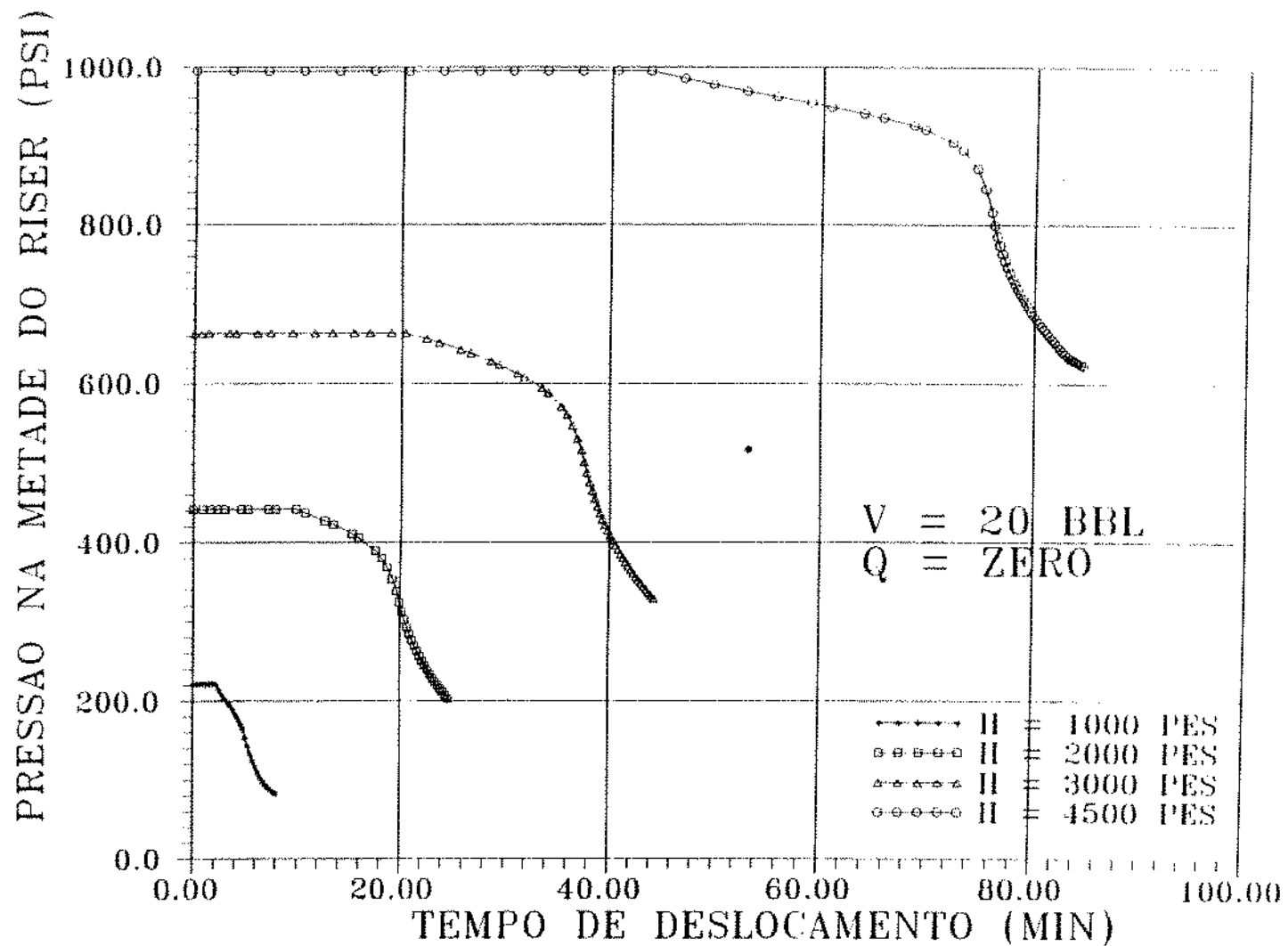


FIG. 08 - Pressão na Metade do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação

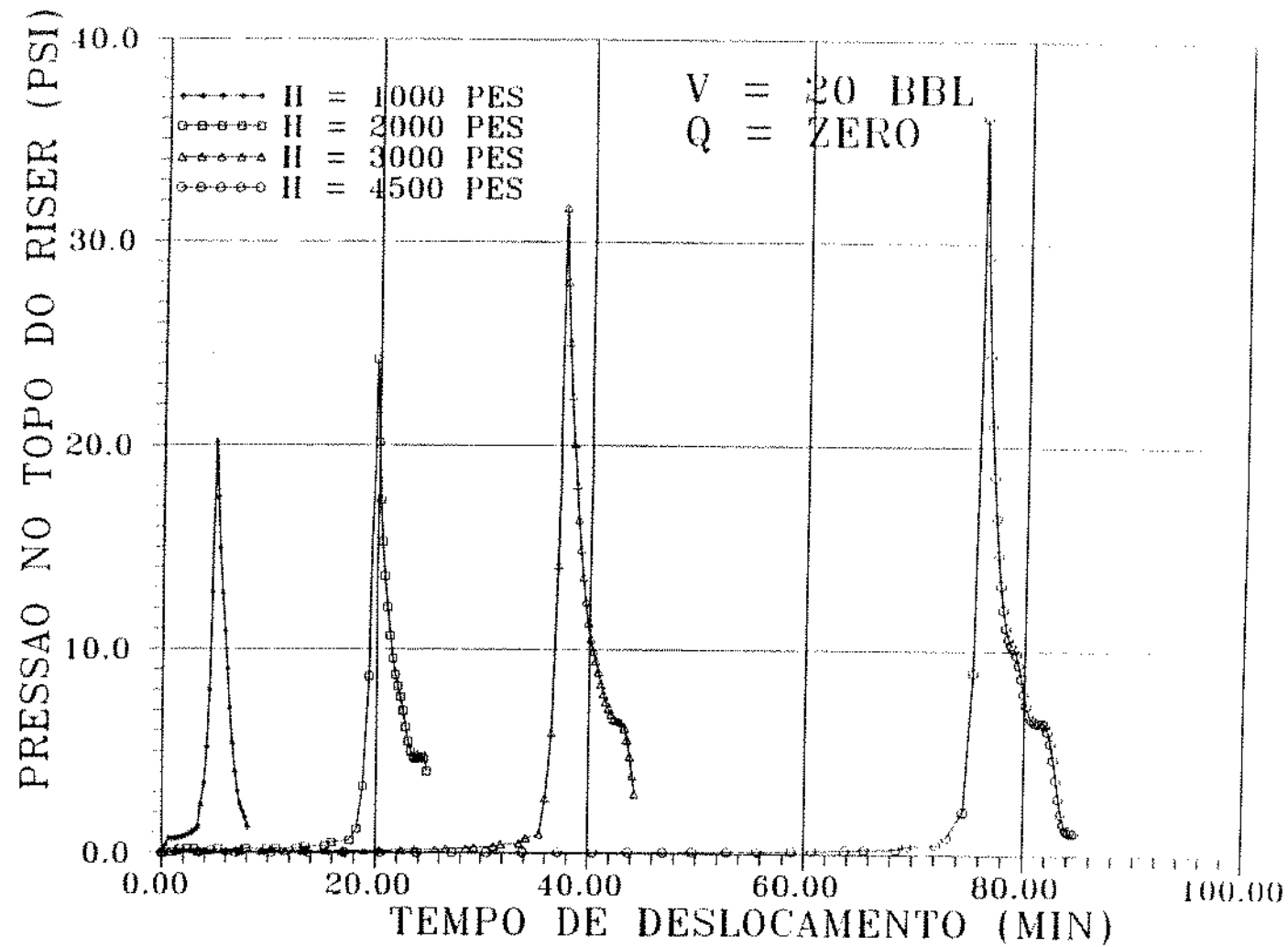


FIG. 09 - Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação

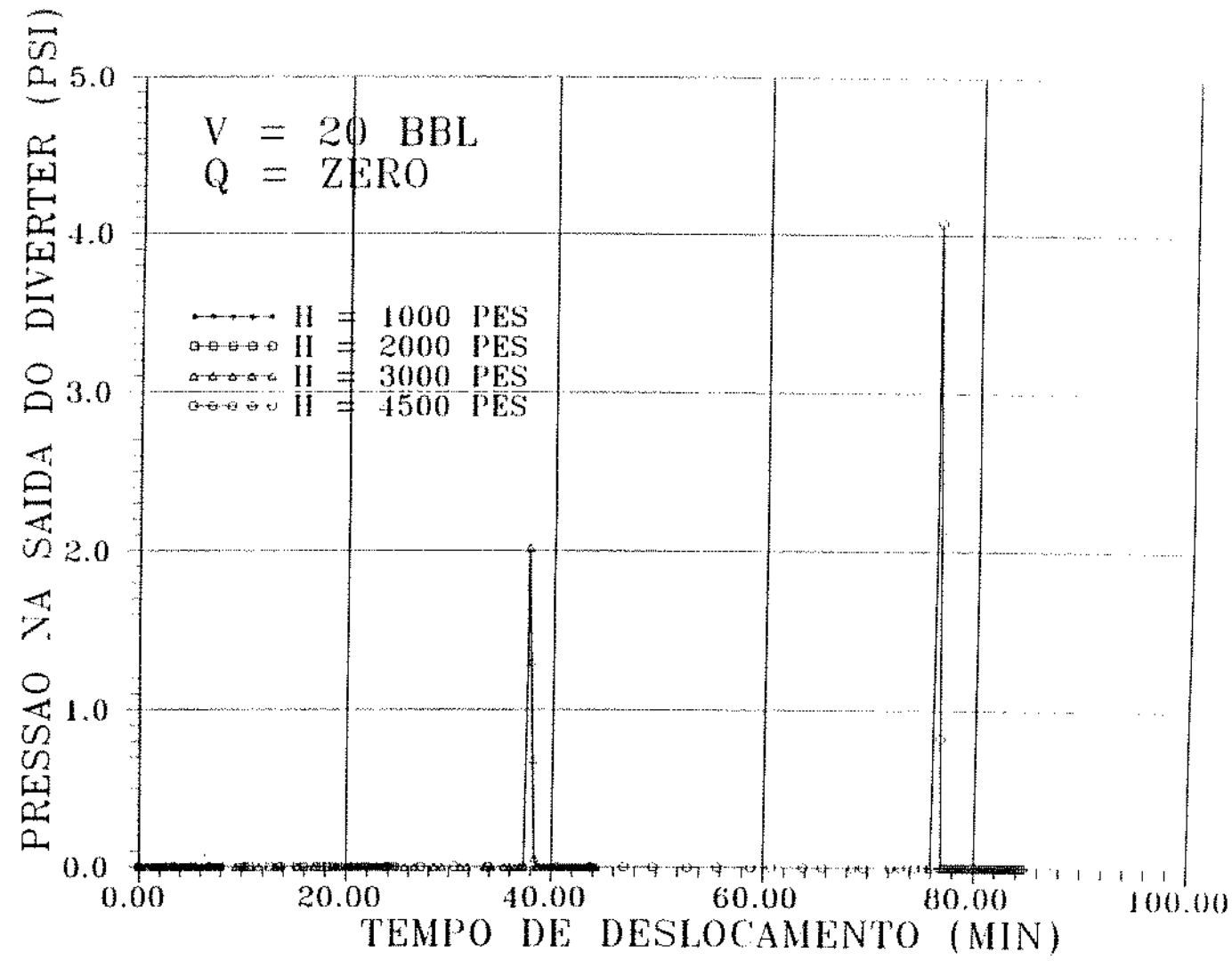


FIG. 10 - Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Sem Circulação

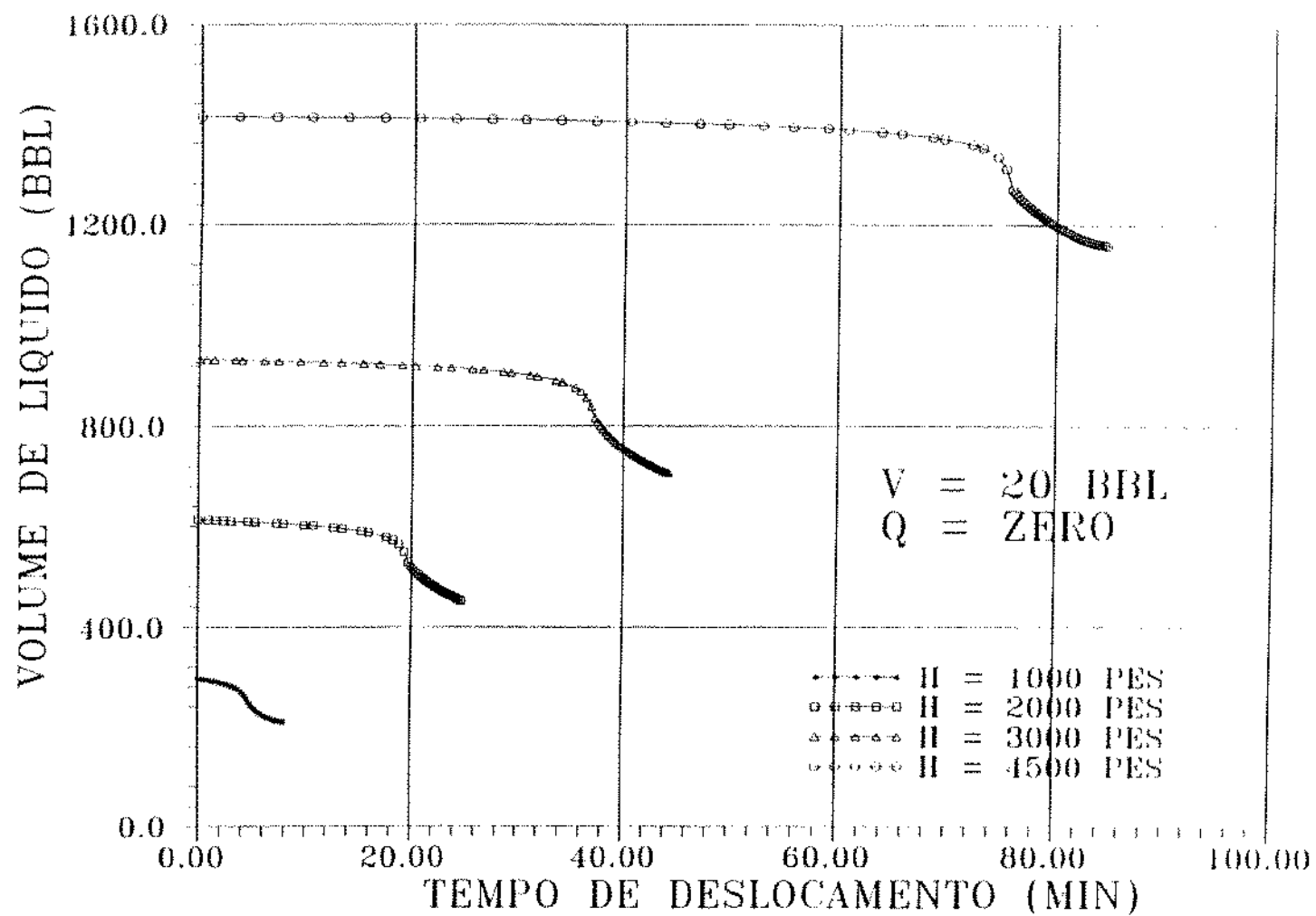


FIG. 11 - Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias Profundidades e Sem Circulação

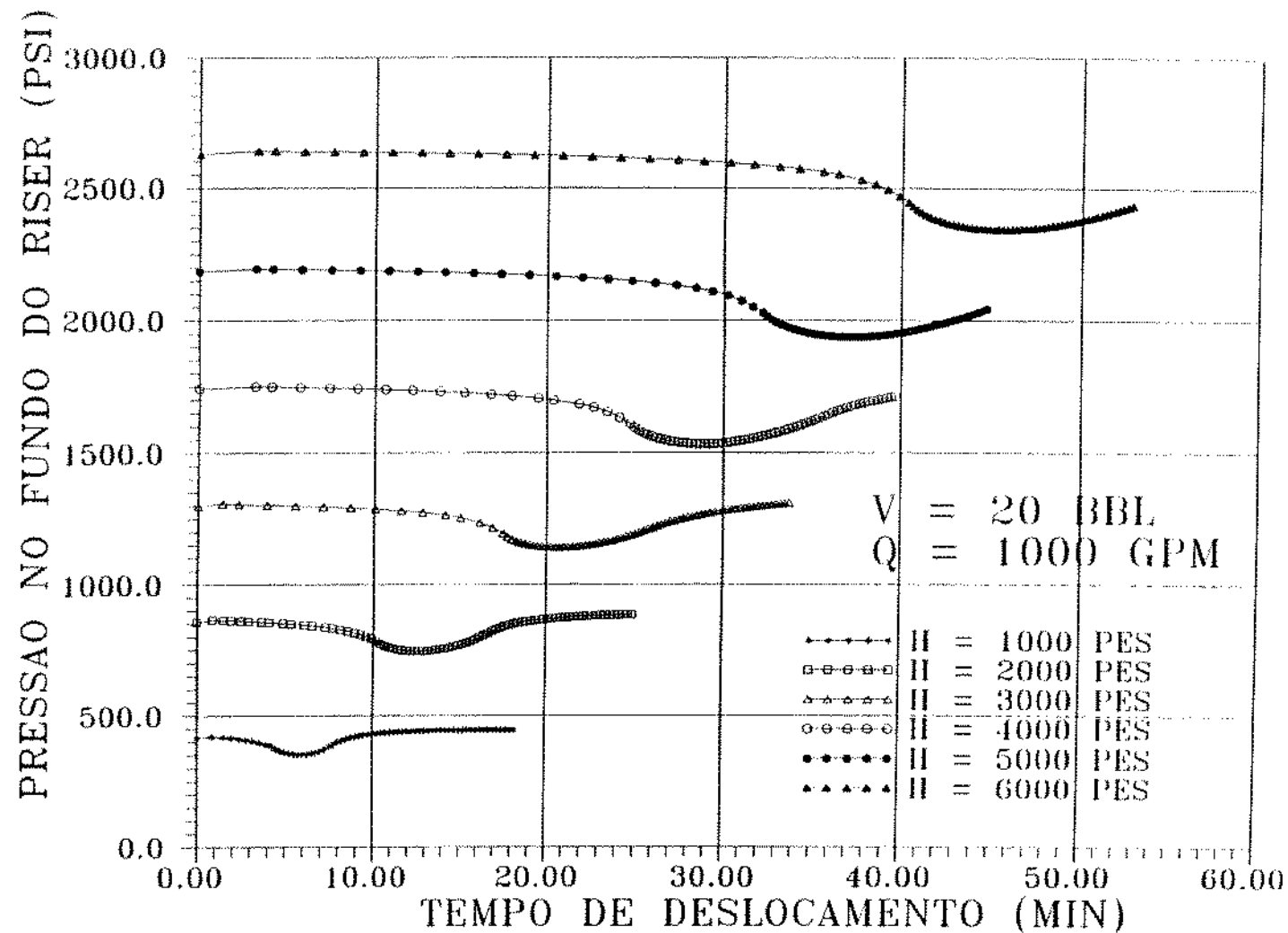


FIG. 12 - Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm

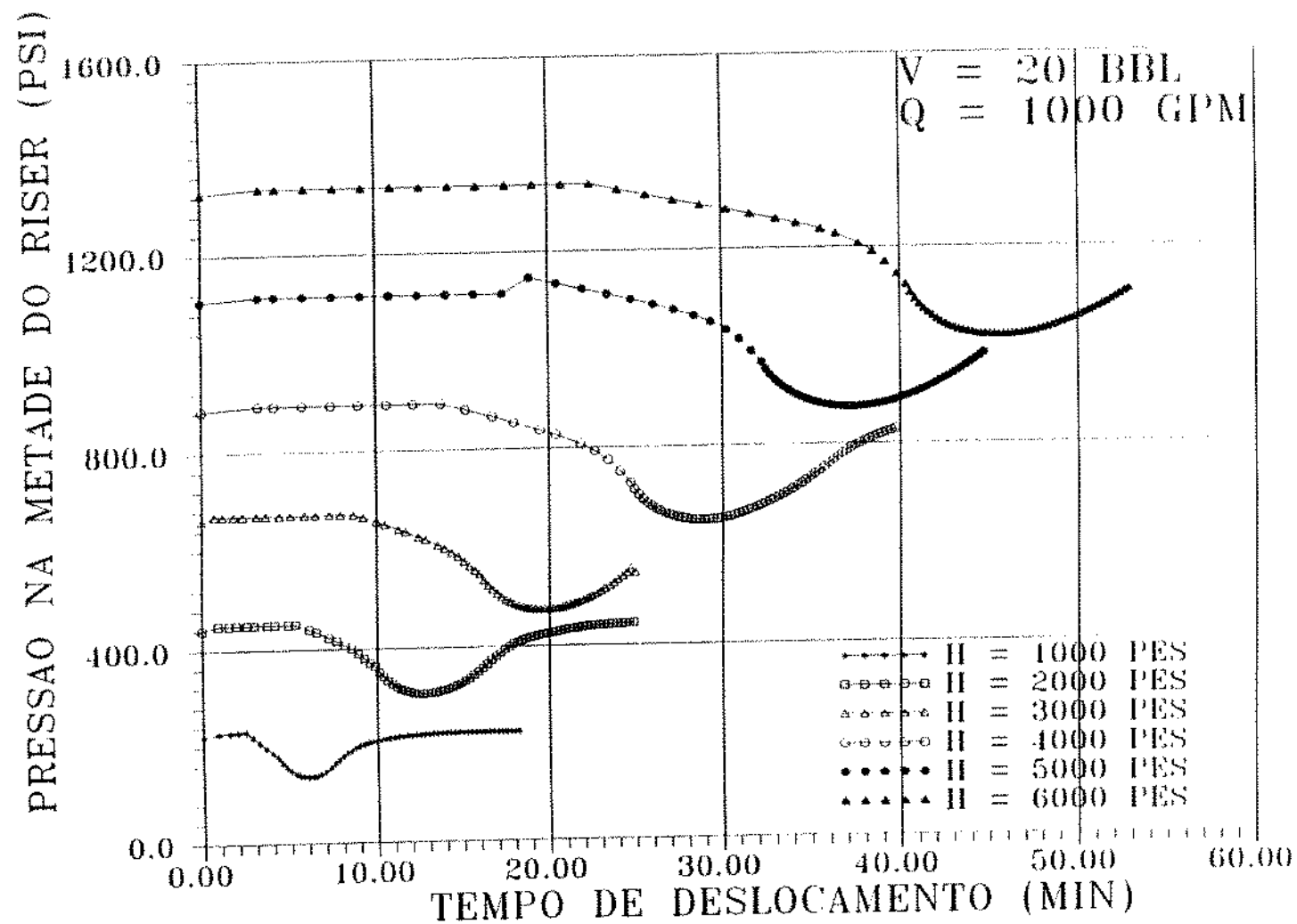


FIG. 13 - Pressão na Metade de "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm

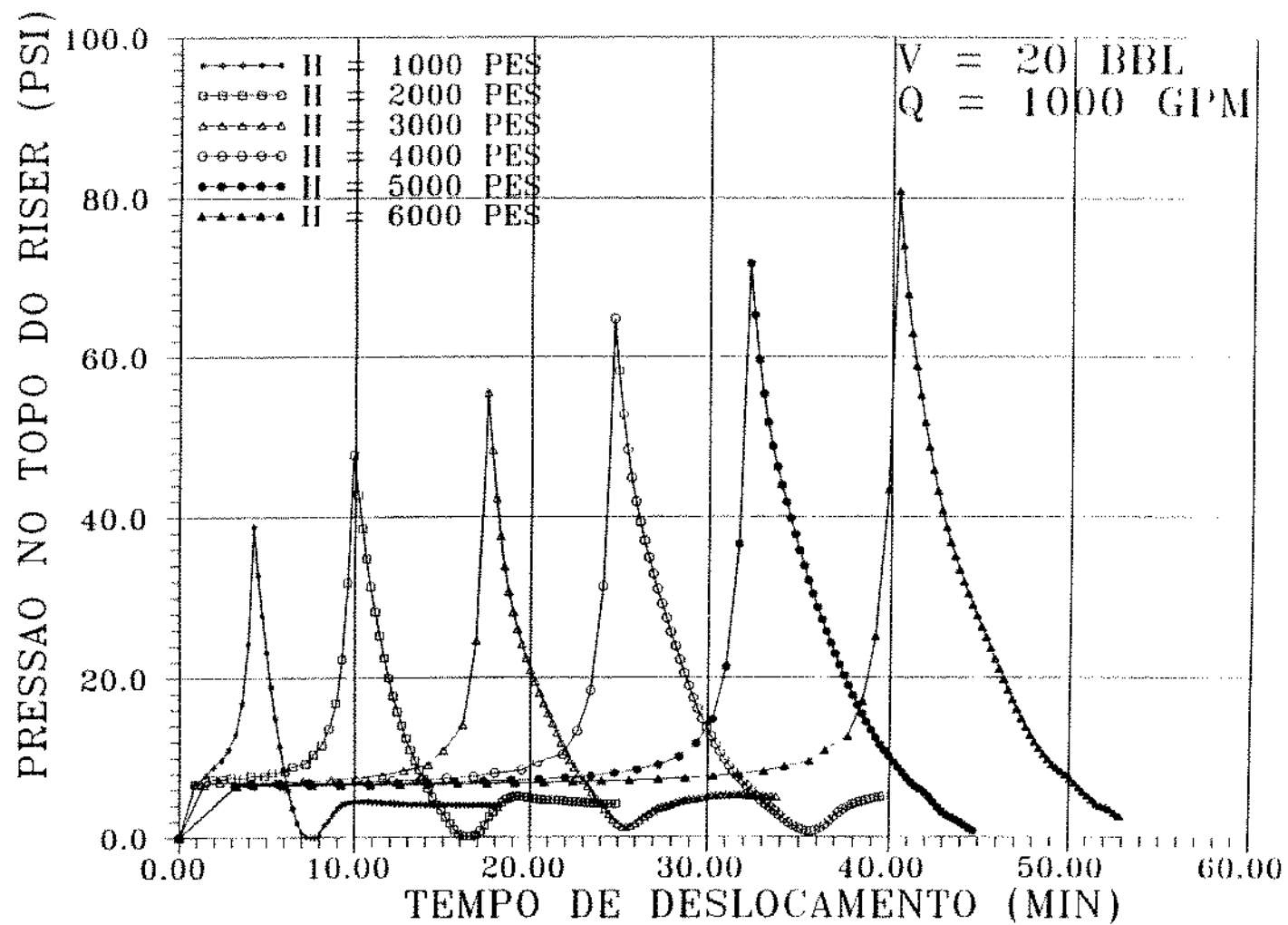


FIG. 14 - Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm

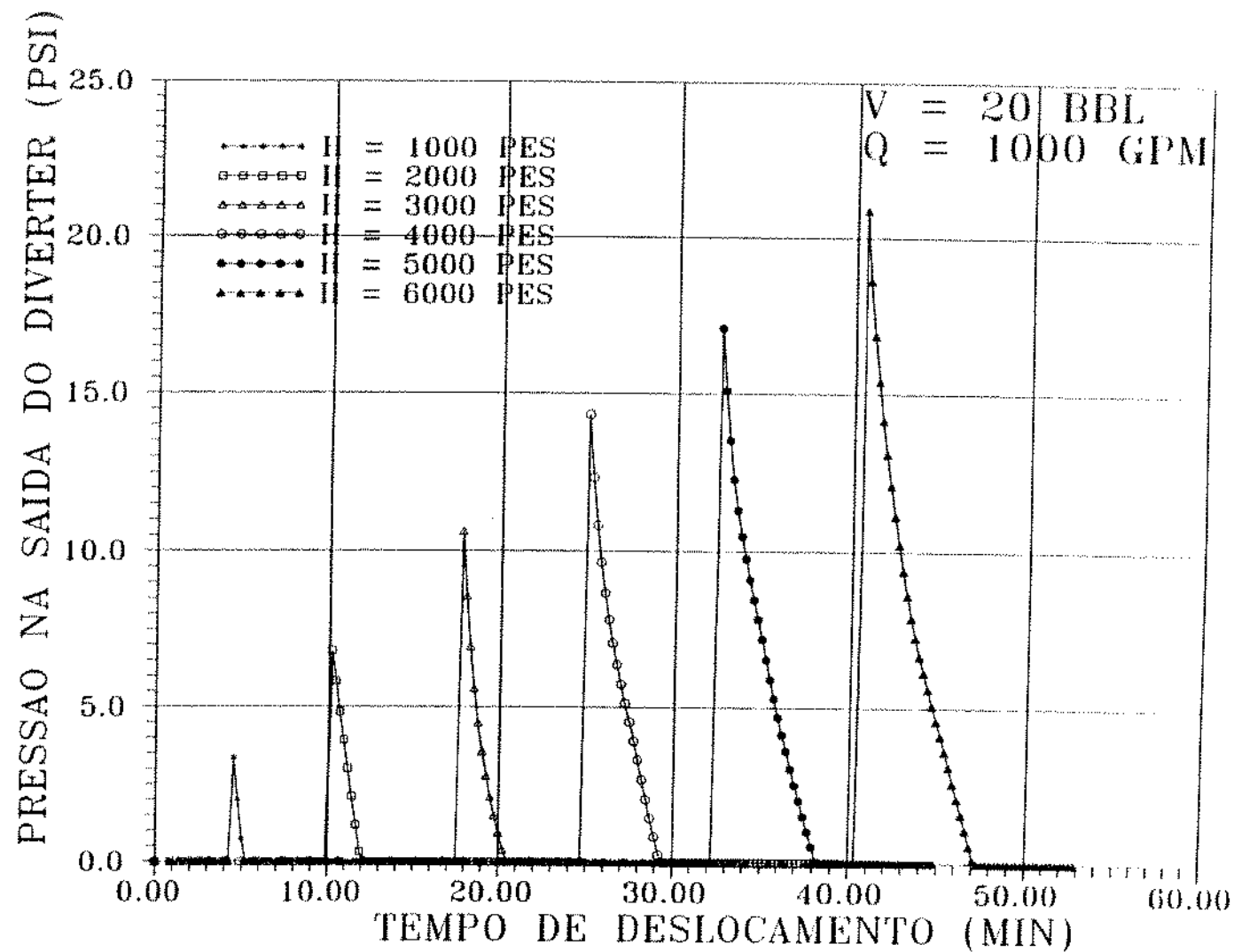


FIG. 15 - Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm

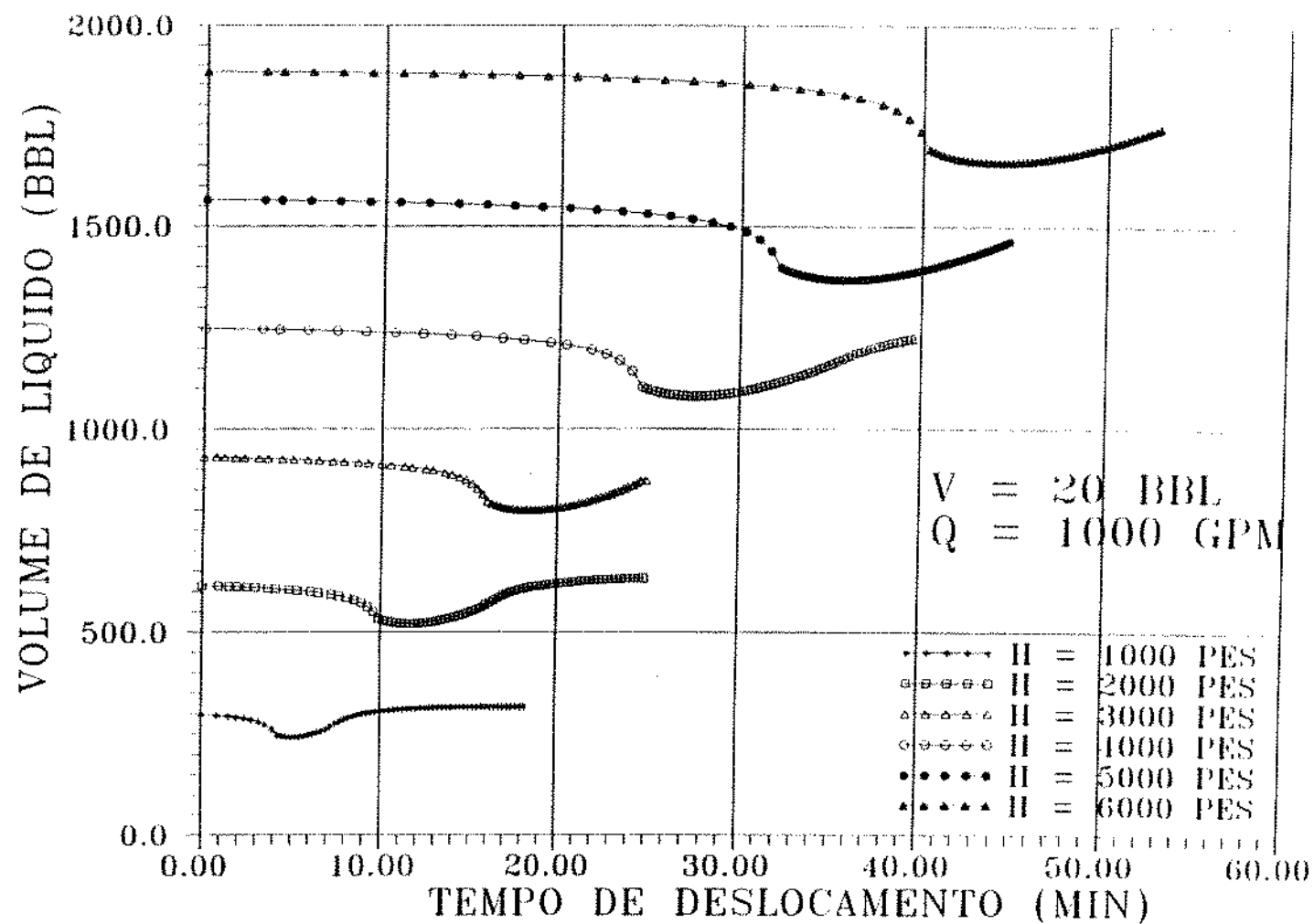


FIG. 16 - Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 1000 gpm

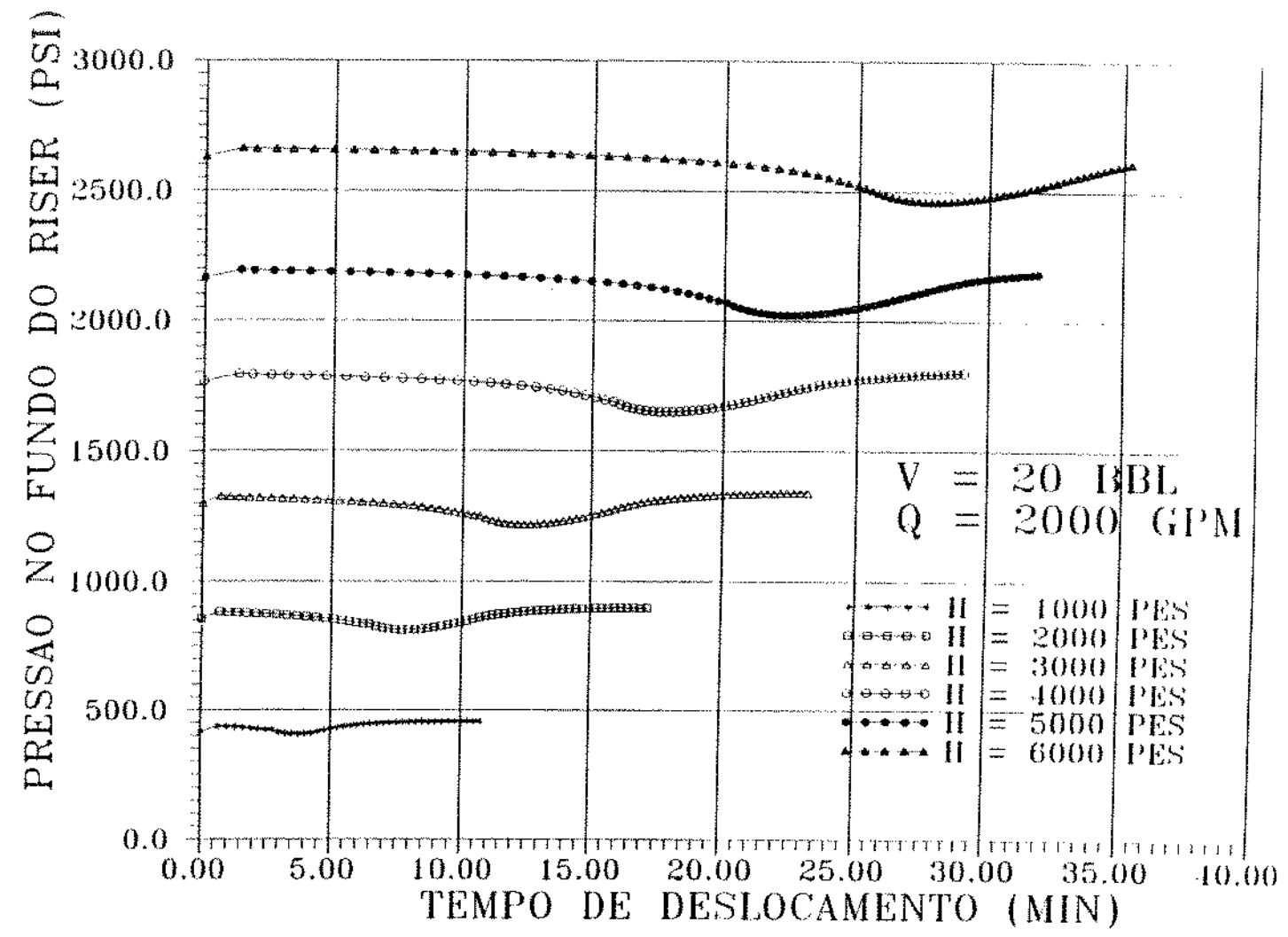


FIG. 17 - Pressão no Fundo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm

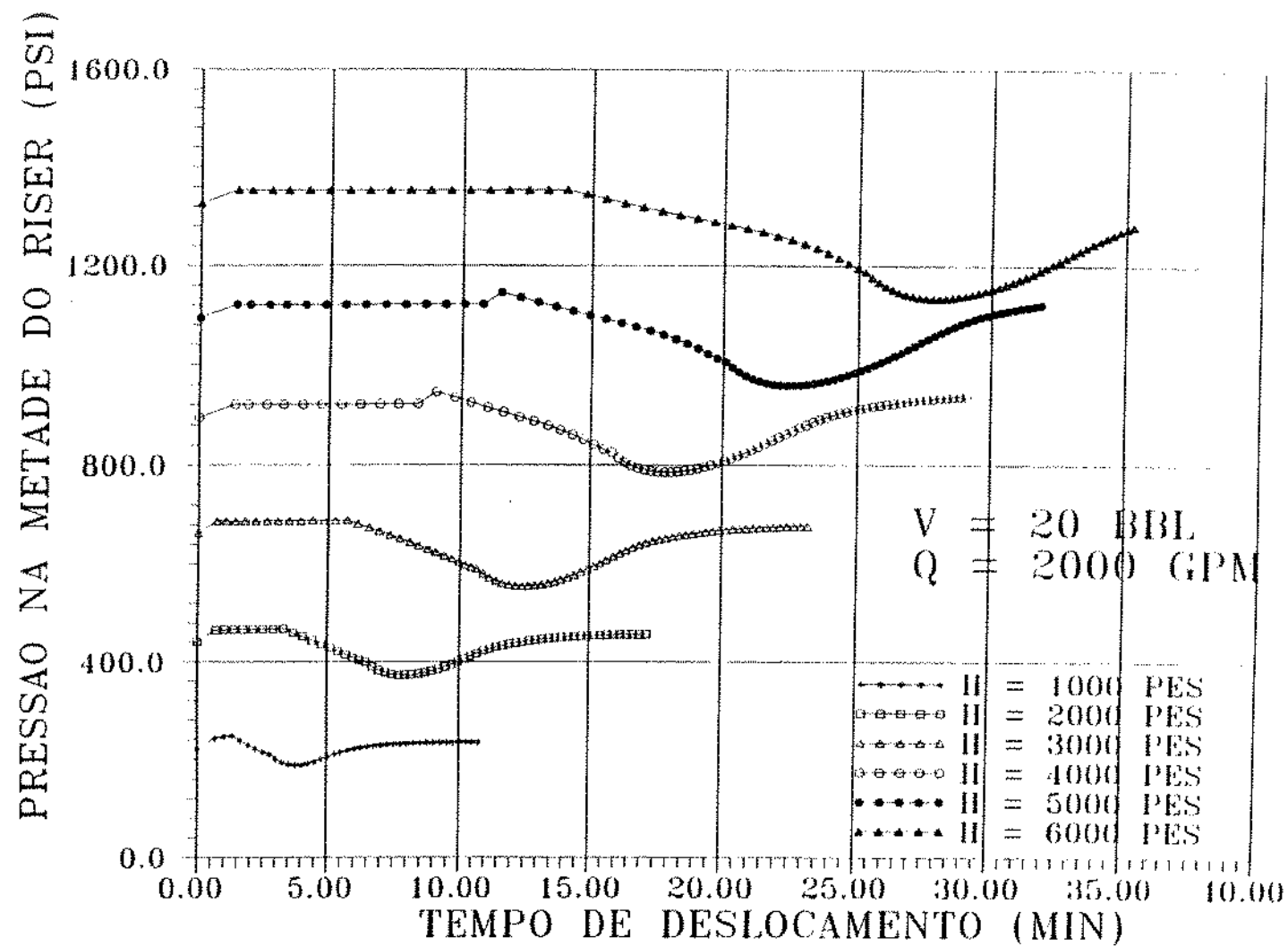


FIG. 18 - Pressão na Metade do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm

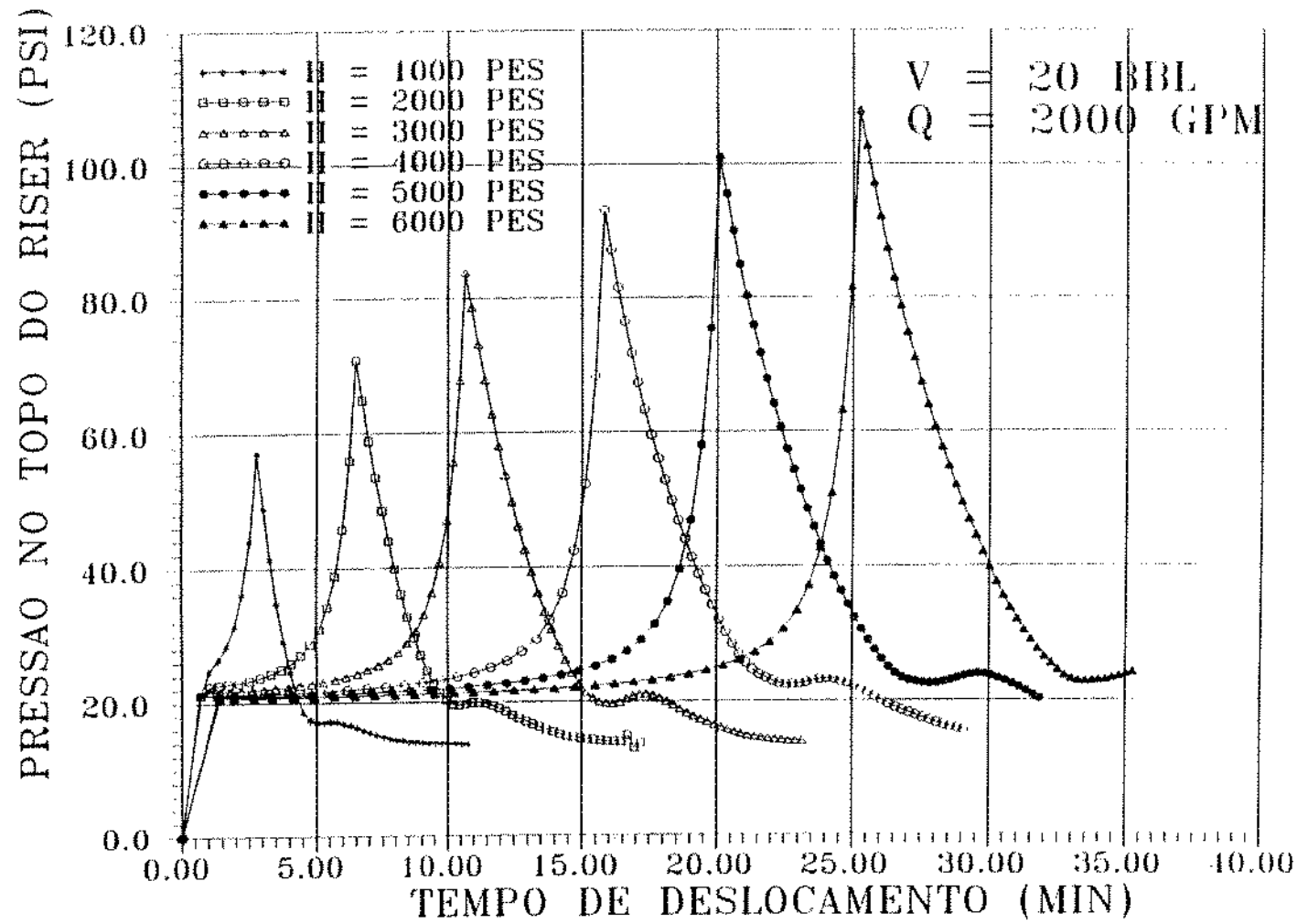


FIG. 19 - Pressão no Topo do "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm

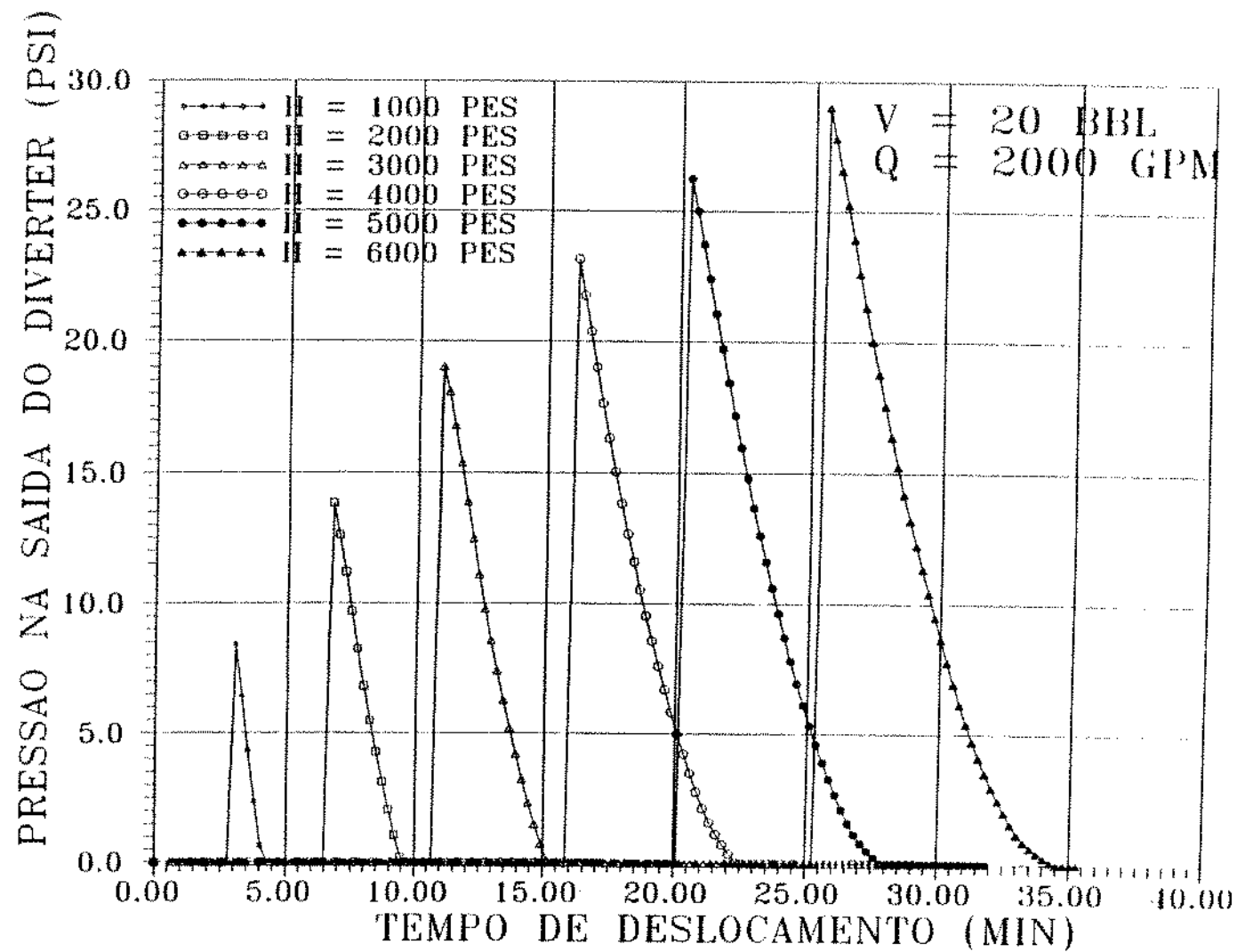


FIG. 20 - Pressão na Saída do "Diverter" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm

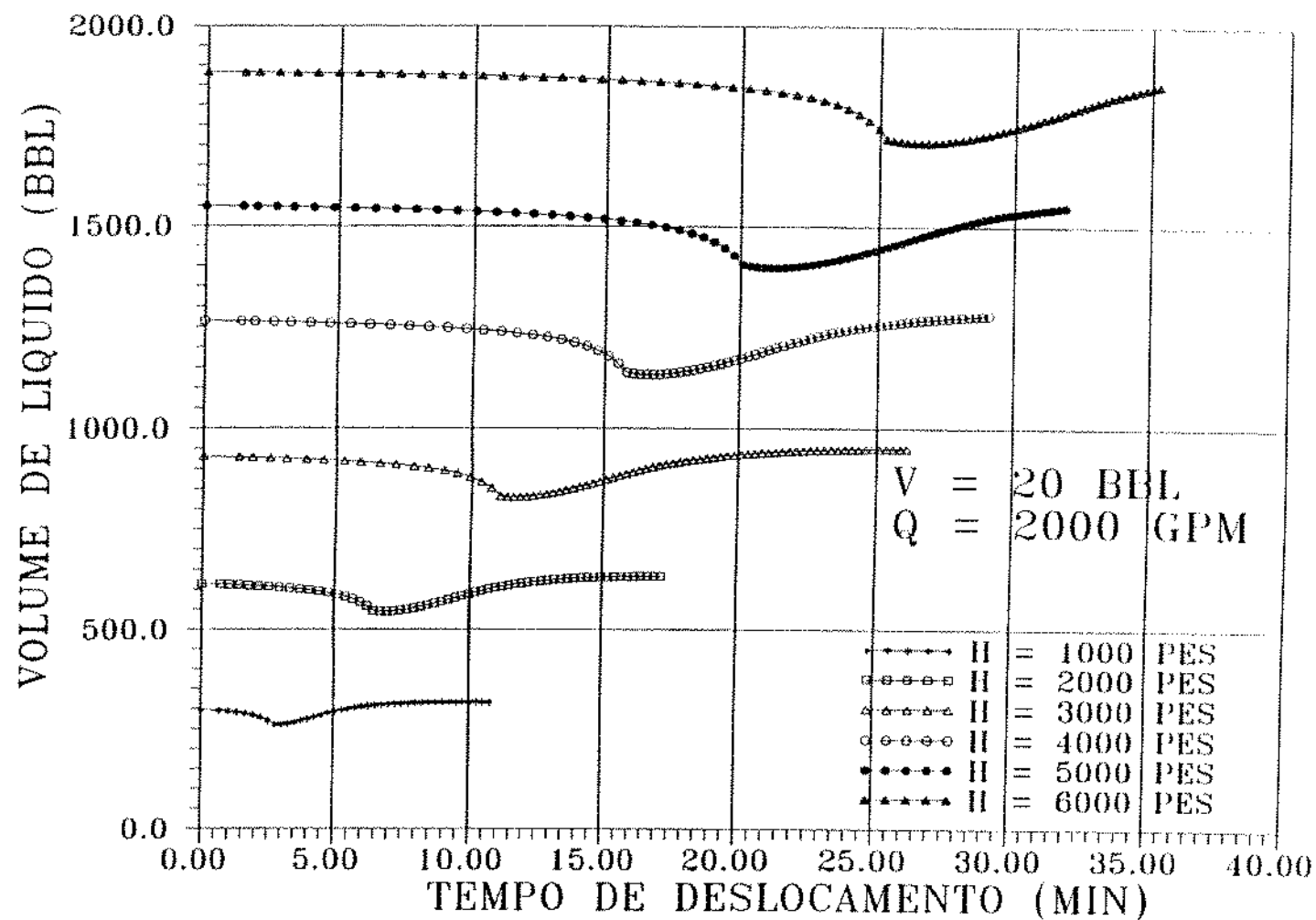


FIG. 21 - Volume de Líquido Remanescente no "Riser" para Várias Profundidades e Vazão de 2000 gpm

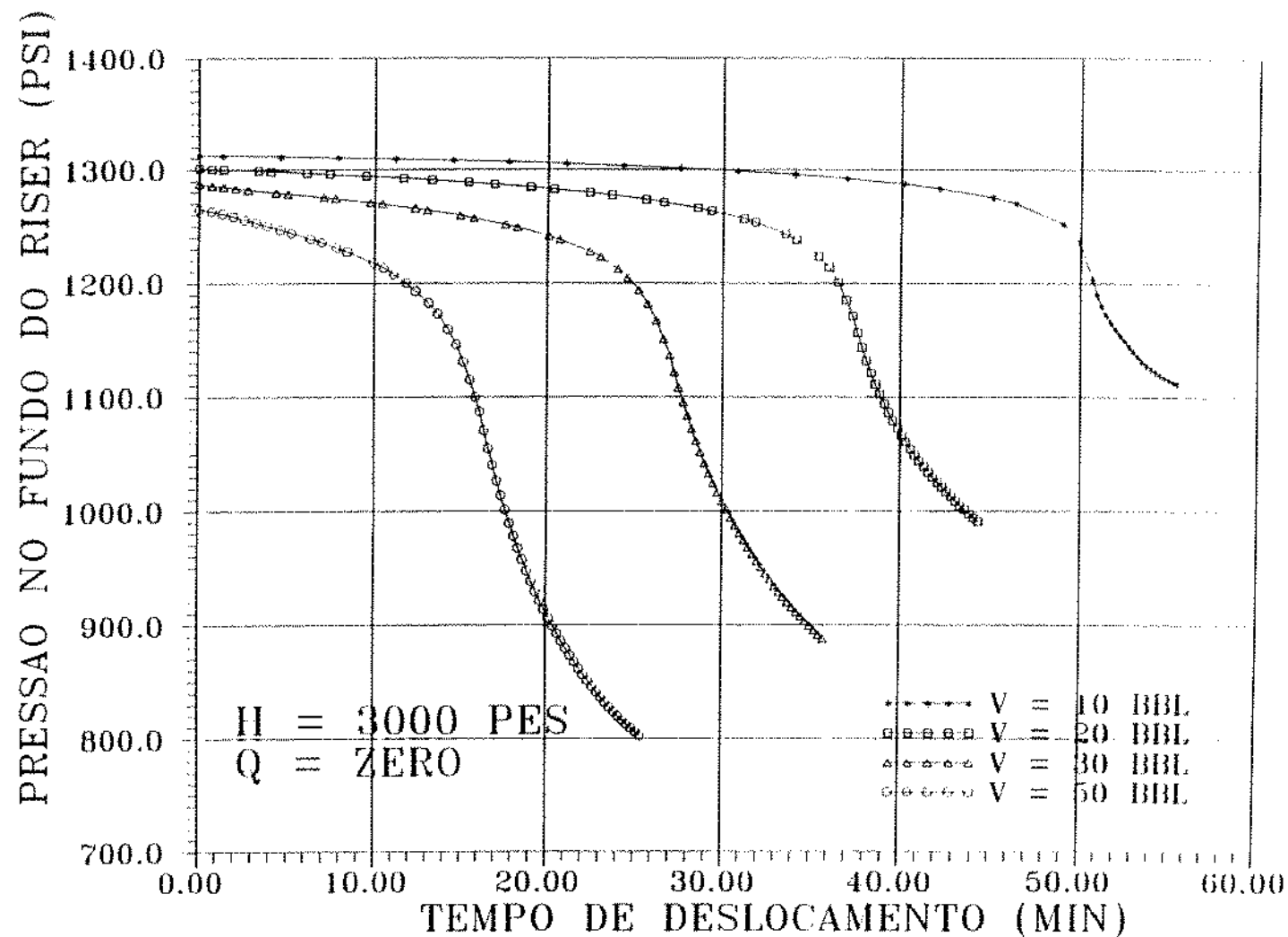


FIG. 22 - Pressão no Fundo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação

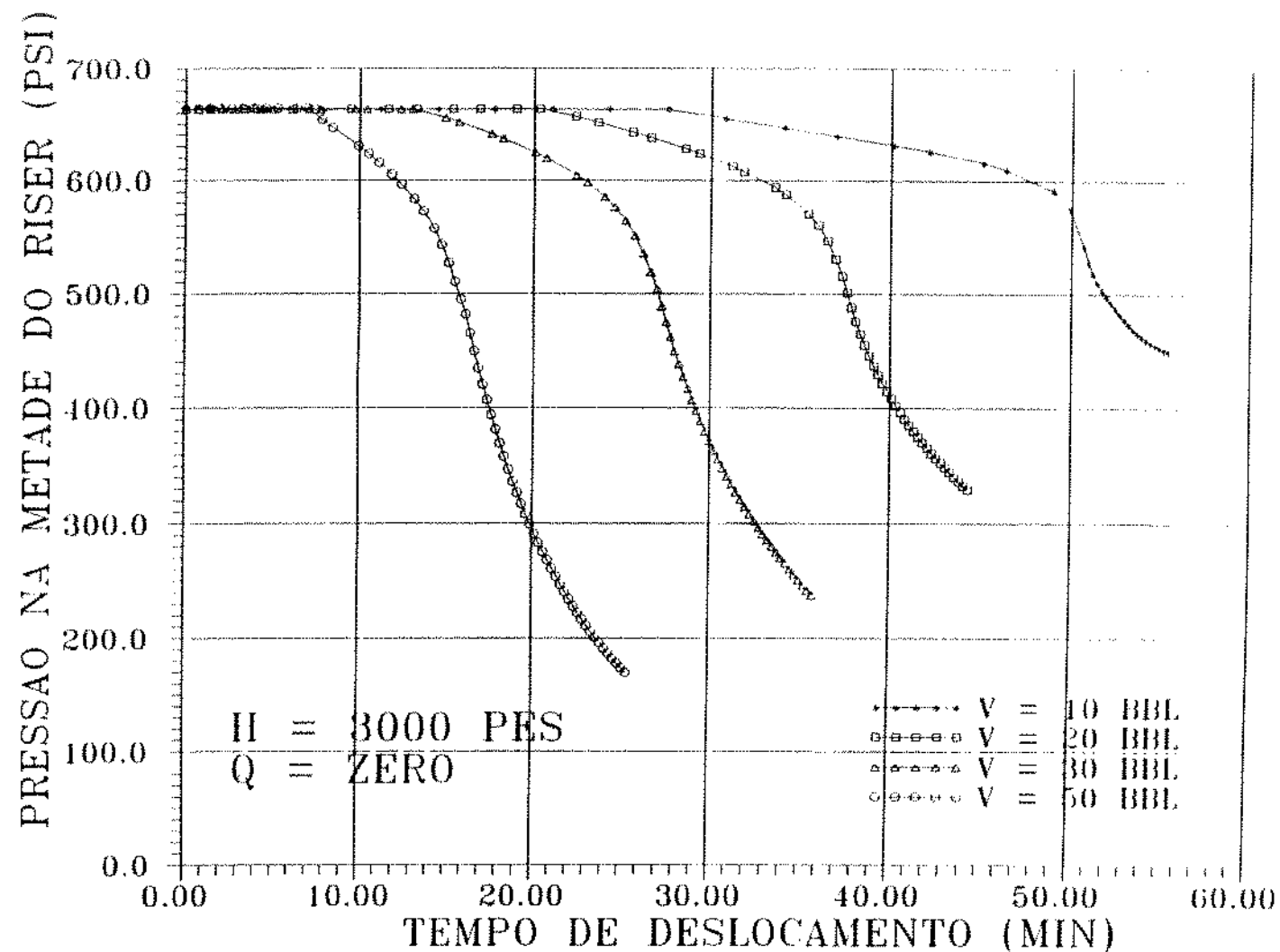


FIG. 23 - Pressão na Metade de "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação

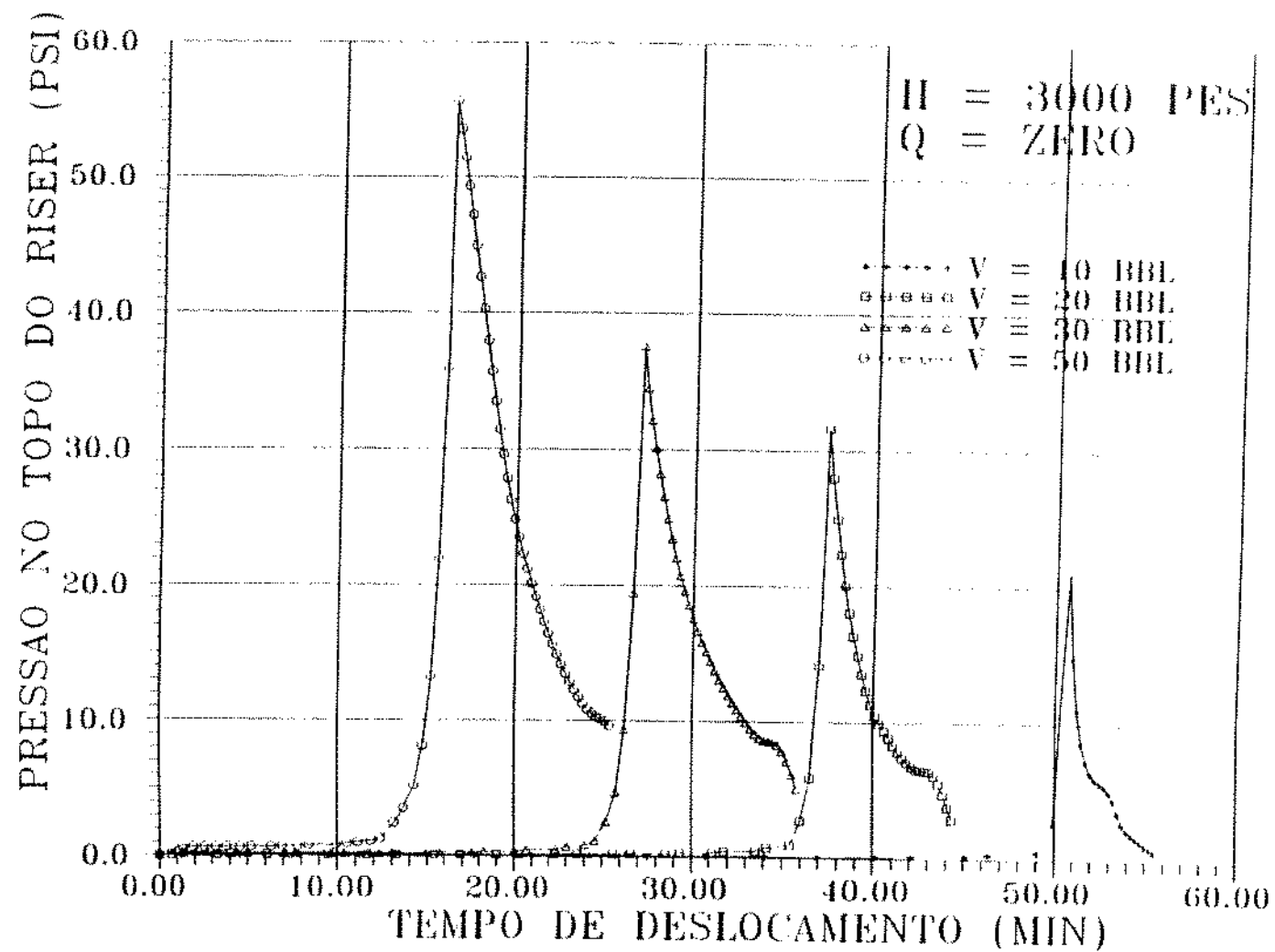


FIG. 24 - Pressão no Topo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação

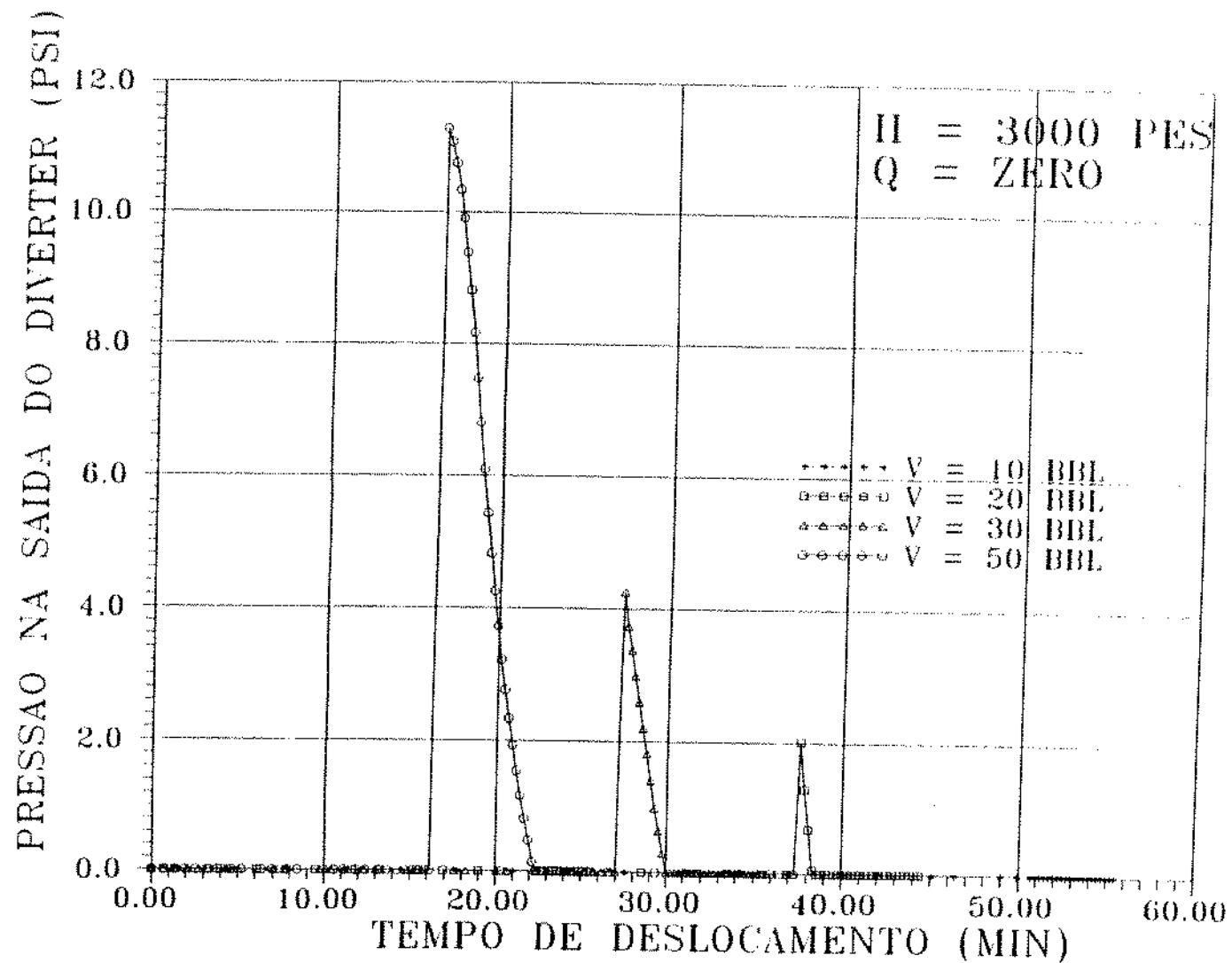


FIG. 25 - Pressão na Saída do "Diverter" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação

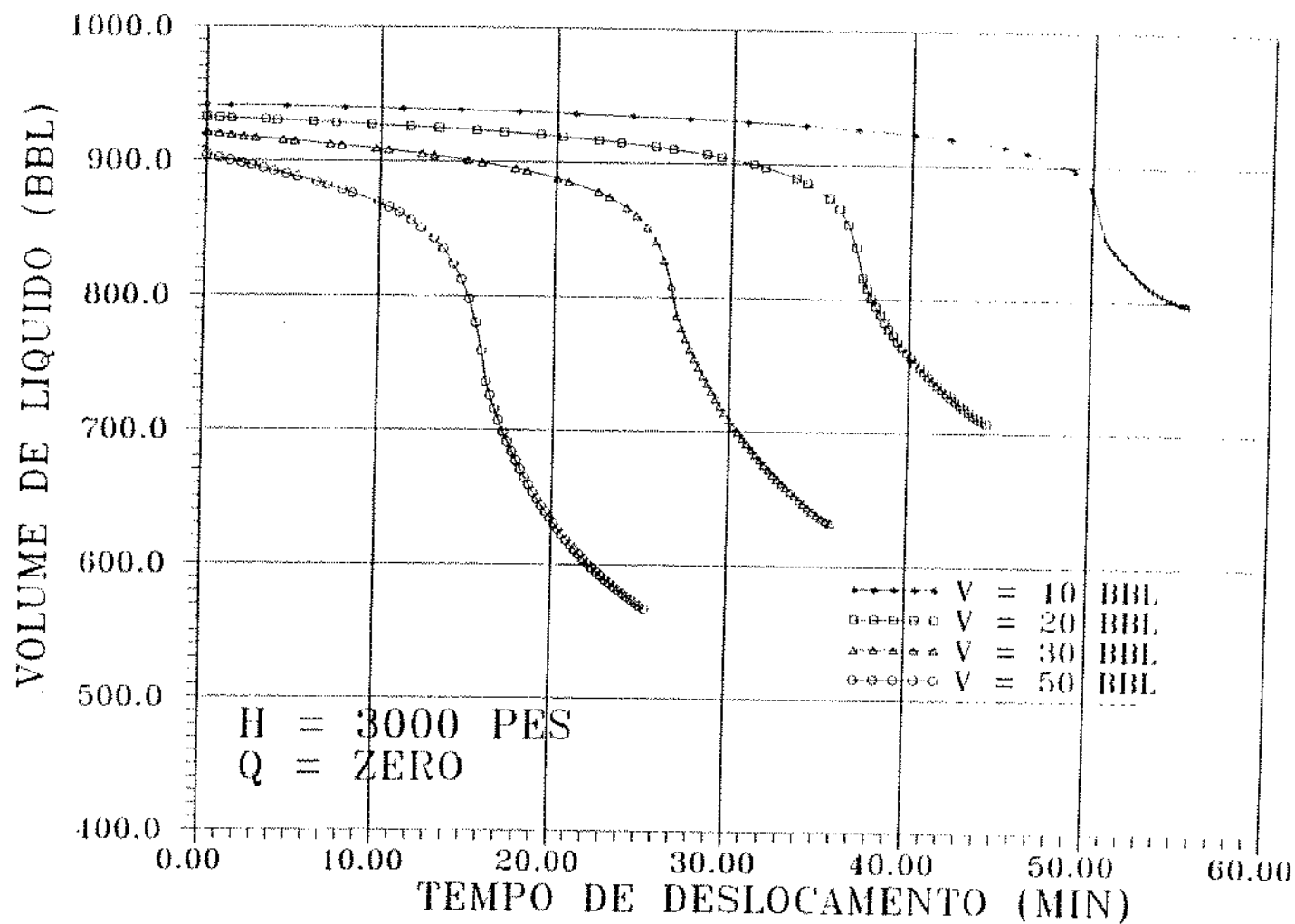


FIG. 26 - Volume de Líquido Remanescente no "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Sem Circulação

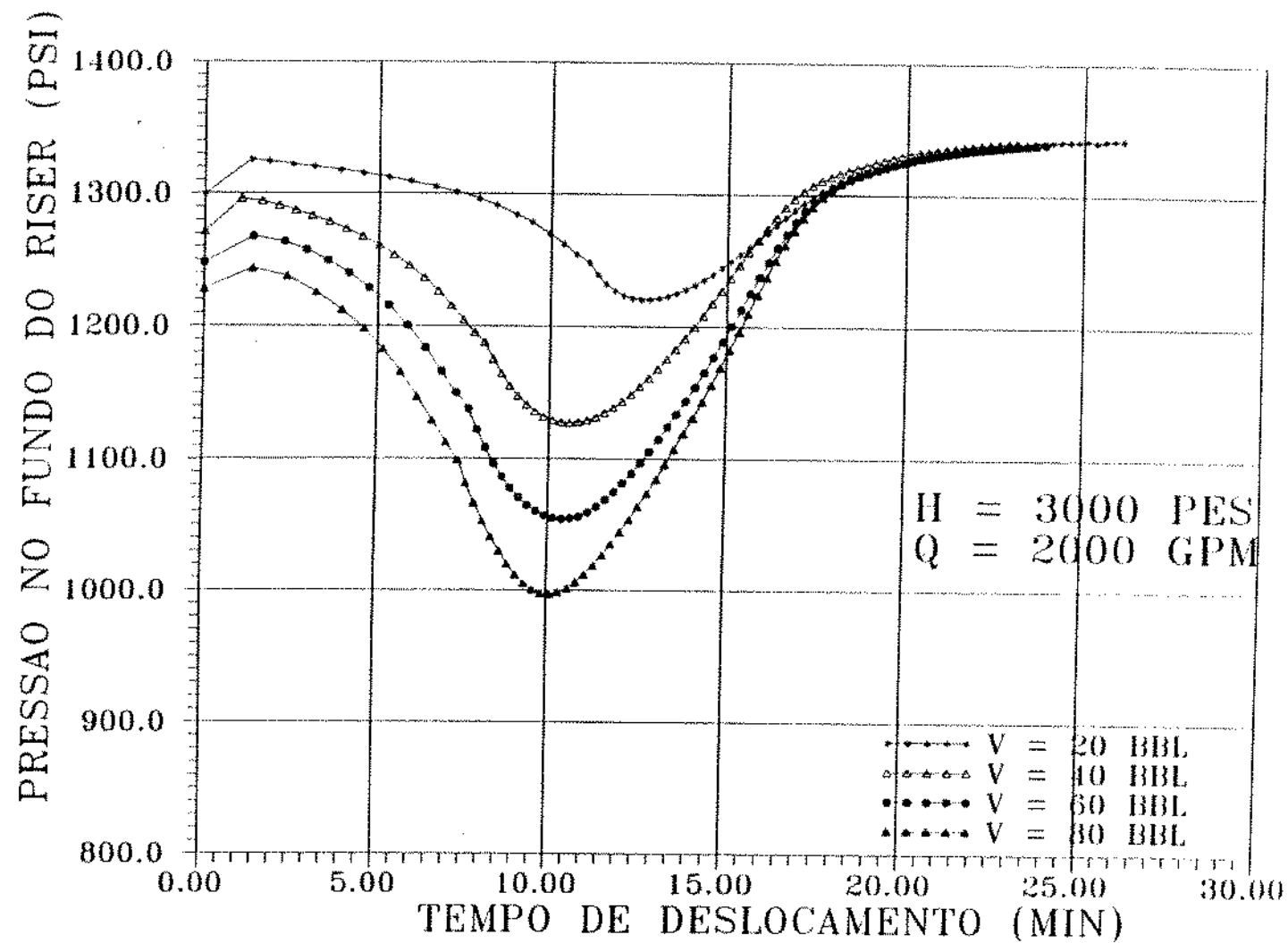


FIG. 27 - Pressão no Fundo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm

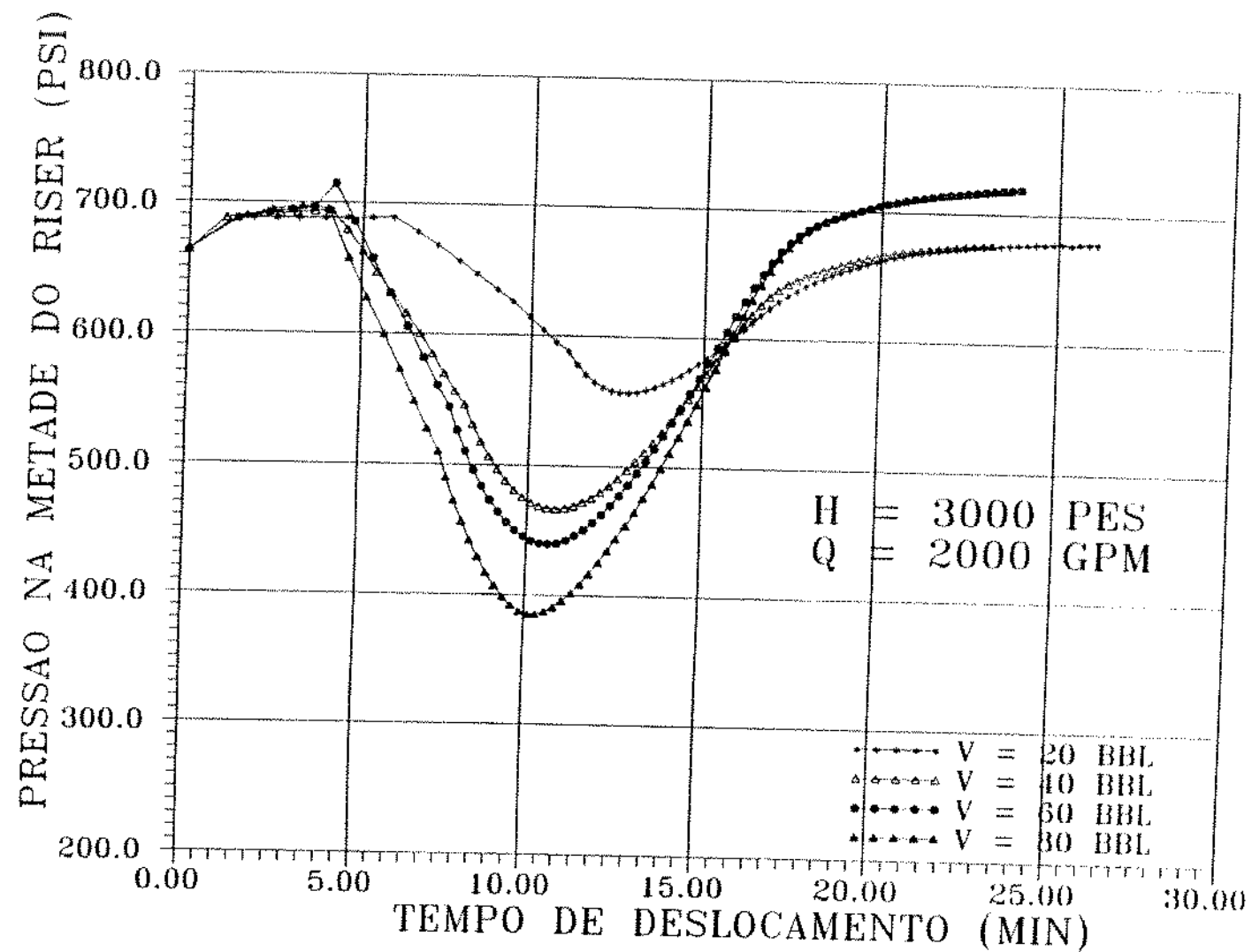


FIG. 28 - Pressão na Metade do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm

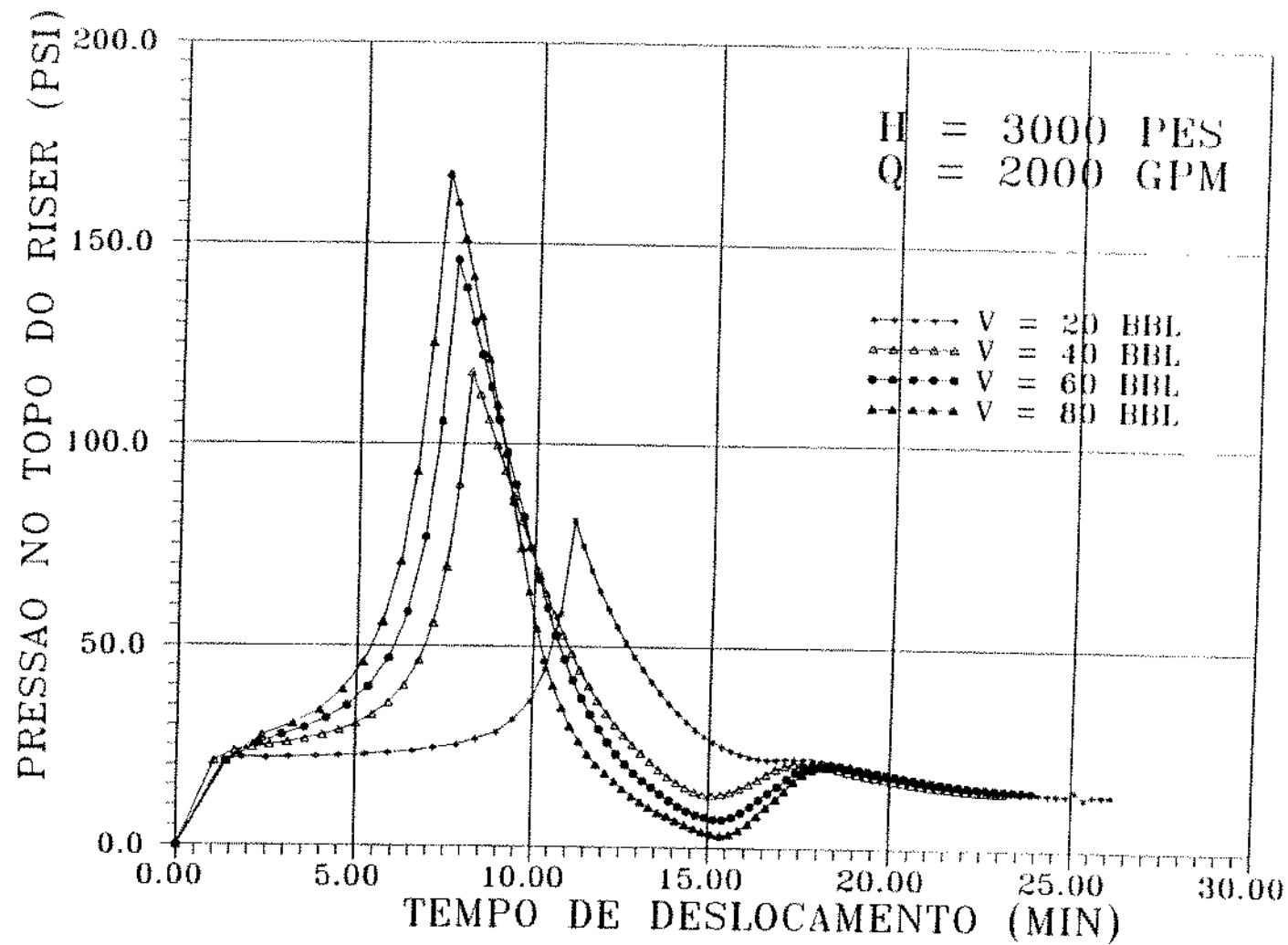


FIG. 29 - Pressão no Topo do "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm

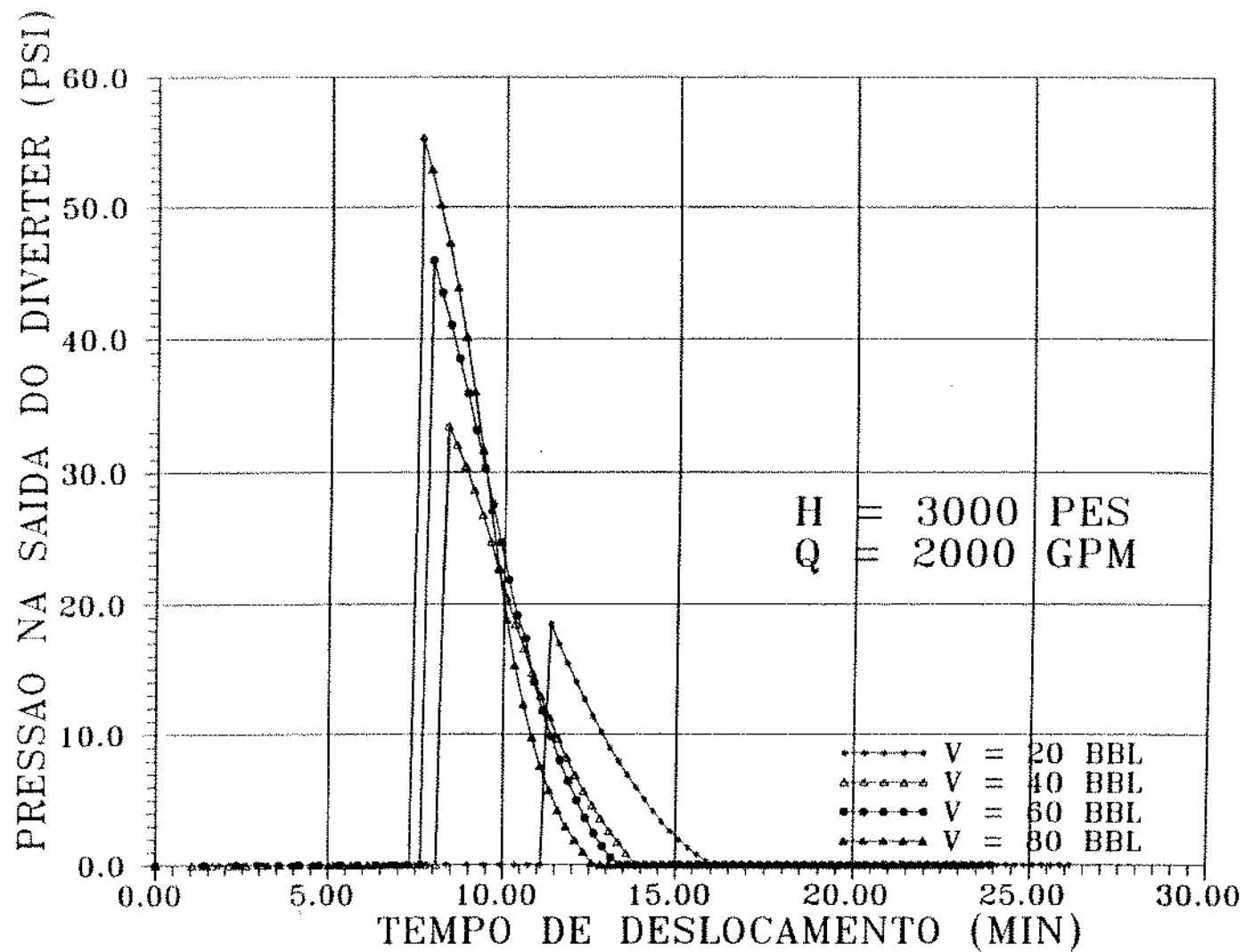


FIG. 30 - Pressão na Saída do "Diverter" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm

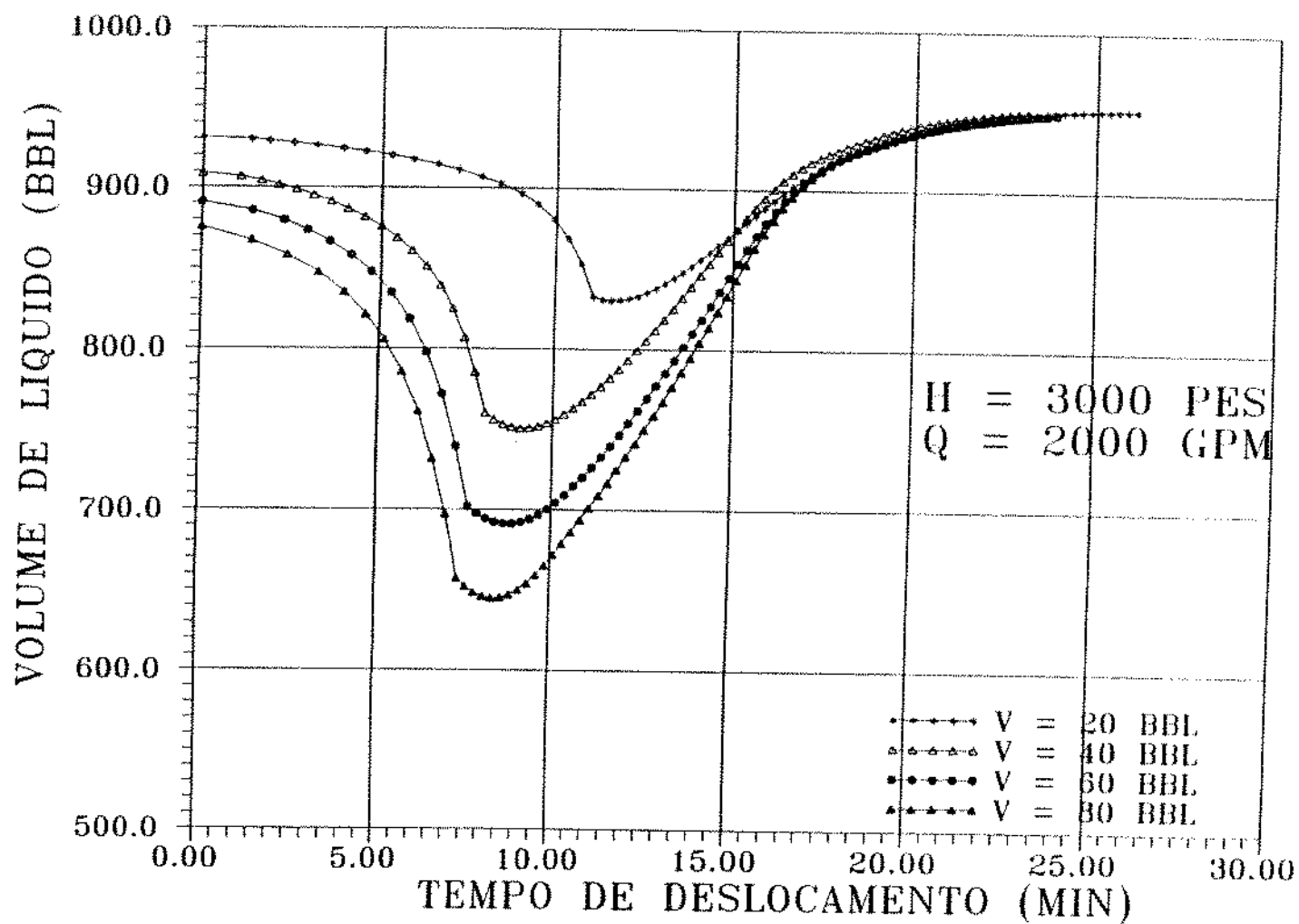


FIG. 31 - Volume de Líquido Remanescente no "Riser" Para Vários Volumes de Gás e Vazão de 2000 gpm

5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Vários trabalhos anteriores atestaram que a melhor política a seguir ao encontrar uma zona de gás em profundidades rasas em relação ao fundo do mar ("shallow gas") é fechar o BOP ao invés de deixá-lo fluir pelo "riser" e sistema "diverter". Diante da possibilidade de se encontrar um volume de gás invasor no interior do "riser" após o fechamento do BOP, conclui-se que:

- 1) as pressões geradas na superfície não atingiram valores críticos quanto à falhas mecânicas no sistema "diverter", apesar da ocorrência de fluxo sônico mesmo numa situação de não-circulação de fluido de deslocamento;
- 2) o colapso do "riser" é possível nos casos em que não há circulação de fluido;
- 3) como esperado, as simulações confirmam que a melhor política é circular a mistura bifásica com a maior vazão possível de se obter na superfície;
- 4) as simulações demonstraram que, ao se aproximar da superfície, o gás não mais desliza pelo fluido de perfuração, mas sim, o impele para fora do "riser".

Como recomendações destacamos:

- 1) investigar mais profundamente as relações entre as velocidades do gás e da mistura para o caso de pequenas concentrações de líquido. Em alguns casos, quando grandes volumes de gás e/ou grandes lâminas d' água foram simulados, não se obteve convergência logo após o gás atingir a superfície;
- 2) investigar o efeito da "flood valve" no caso da migração do gás sem circulação de fluido de deslocamento. Mesmo após o seu acionamento e o enchimento parcial do "riser" com água do mar, deixará de existir o risco de colapso?

BIBLIOGRAFIA

1. **SANTOS, O.L.A.:** "A Dynamic Model of Diverter Operations for Handling Shallow Gas Hazards in Oil and Gas Exploratory Drilling", Tese de Doutorado, Louisiana State University, 1989.
2. **CHAKRABARTI, S.K. E FRAMPTON, R.E.:** "Review of Riser Analysis Techniques", Applied Ocean Research, 1982, Vol.4, No. 2 pp 73-90.
3. **SHAUGHNESSY, J. M. ET ALI.:** "Well-Control Technique Removes Trapped Gas from a Subsea BOP", Oil & Gas Journal, Dez., 1985.
4. **BEALL, J.E.:** "A Technique for Handling Shallow Blowouts from Floating Rigs", apresentado na IADC 1984 Drilling Technology Conference, Dallas, Texas, 19-24 março, 1984.
5. **HAMMETT, D. S.:** "Diverting and Controlling Offshore Subsea Blowouts", apresentado na SPE/IADC 1985 Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, 6-8 março, 1985.
6. **HALL, J. E. ET ALI.:** "Means for Handling Gas Influx in a Marine Riser", apresentado na SPE/IADC 1986 Drilling Conference, Dallas, Texas, 10-12 Fev., 1986.
7. **OCEAN INDUSTRY,** "Subsea Diverter Handle Shallow Gas Kicks", Nov. 1986, pp 41-44.
8. **GRIFFIN, C.:** "Larger Diversers Would Prevent Cratering", Oil & Gas Journal, 10 Fev., 1986, pp 80-84.
9. **OIL & GAS JOURNAL,** "Rules Proposal Prompts Study of a Shallow-Gas Diversion", 01 Set. 1986, pp 50-51.

10. **ROCHE, J.:** "Diverter Improvements Help Handle Shallow Gas Kicks Safely", Oil & Gas Journal, 10 Fev., 1986, pp 60-65
11. **MARSH, G. L. ET ALLI.:** "Subsea and Surface Well Control Systems and Procedures on the "Zane Barnes", apresentado na 20th Annual OTC, Houston, Texas, 2-5 maio, 1988.
12. **GRINROD, M. ET ALLI.:** "A Shallow Gas Research Program", apresentado na SPE/IADC 1988 Drilling Conference, Dallas, Texas, 28 Fev. - 02 Março, 1988.
13. **ERB, P. R. ET ALLI.:** "Riser Collapse - A Unique Problem in Deep-Water Drilling", apresentado na SPE/IADC 1983 Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, 20-23 Fev., 1983.
14. **BECK, F. E. ET ALLI.:** "An Analysis of the Design Loads Placed on a Well by a Diverter System", apresentado na SPE/IADC 1987 Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, 15-18 março, 1987.
15. **STARRET, M. ET ALLI.:** "A Shallow Gas Kick Simulator Including Diverter Performance", apresentado na 63rd Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, Houston, Texas, 2-5 Out., 1988.
16. **BRILL, J. P. E BEGGS, H. D.:** Two Phase Flow in Pipes, Universidade de Tulsa, 1978.
17. **ZUBER N. E FINDLAY J. A.:** "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", Journal of Heat Transfer, Nov., 1965, pp 453-468.
18. **BOURGOYNE JR., A. T. ET ALLI.:** Applied Drilling Engineering, Society of Petroleum Engineers, Richardson, Texas, 1986.

19. **PRESS, FLANNERY, TEUKOLSKY, VETTERLING:** Numerical Recipes.
Cambridge University Press, Cambridge, 1986.

APÊNDICE

Em anexo, segue o artigo "*An Analysis of Gas Kick Removal From the Marine Riser*", baseado nesta dissertação e apresentado na **1991 SPE/IADC Drilling Conference**, que ocorreu no período de 11 a 14 de março de 1991, em Amsterdam, Holanda.

Outro artigo, também baseado nesta dissertação, foi aprovado e será apresentado na **1991 Deep Offshore Technology** que deverá acontecer de 04 a 06 de novembro de 1991 em Monte Carlo, Mônaco.

SPE/IADC

SPE/IADC 21968

An Analysis of Gas Kick Removal From the Marine Riser

D.L.A. Santos and H.R. de Paula Lima, Petrobrás, and A.T. Bourgoynne Jr., Louisiana State U.
SPE Members

Copyright 1991, SPE/IADC Drilling Conference.

This paper was prepared for presentation at the 1991 SPE/IADC Drilling Conference held in Amsterdam, 11-14 March 1991.

This paper was selected for presentation by an SPE/IADC Program Committee following review of information contained in an abstract submitted by the author(s). Contents of the paper, as presented, have not been reviewed by the International Association of Drilling Contractors or the Society of Petroleum Engineers and are subject to correction by the author(s). The material, as presented, does not necessarily reflect any position of the SPE or IADC, its officers, or members. Papers presented at SPE/IADC meetings are subject to publication review by Editorial Committees of the SPE and IADC. Permission to copy is restricted to an abstract of not more than 300 words; illustrations may not be copied. The abstract should contain conspicuous acknowledgment of where and by whom the paper is presented. Write Publications Manager, SPE, P.O. Box 833836, Richardson, TX 75083-3836. Telex, 730989 SPEDAL.

ABSTRACT

This paper presents an analysis of the dynamic pressures imposed on the marine riser and diverter line during the gas removal from a riser-diverter system. The occurrence of formation gas in the riser may lead to a drilling accident known as "riser blowout" that can cause the collapse of the riser pipe in addition to the inherent risk of fire.

This analysis makes use of a numerical simulator, detailed in this study, that models the pressure and flow rate behavior in the riser-diverter system. The simulator is based on the numerical solution of a system of flow equations for a two-phase mixture moving upward in the riser-drill pipe annulus. The model accounts for the acceleration of the drilling fluid flowing ahead the two-phase mixture and the sonic flow at the diverter line exit.

In this paper, the approach of circulating a fluid through the lower portion of the marine riser to displace the gas up and inside the riser and diverter system is extensively investigated. Through a sensitivity analysis, the effects of pertinent parameters - especially the circulation rate - on the pressures generated inside the riser-diverter system during the gas removal process are discussed. Non-circulation situations are also studied.

References and figures at the end of paper

INTRODUCTION

The need for new hydrocarbon reserves has been motivating the oil industry to drill in very deep waters. In such circumstances, the use of floating rigs is required so that the blowout preventers are located at the seabed with a marine riser linking them to the vessel. A typical equipment configuration of the deepwater drilling is shown in Figure 1.

If a gas kick is taken in a deepwater drilling operation, the recommended action is to close the BOP rams immediately. This procedure is sustained by several field case accidents and by theoretical studies reported in the literature. In one of these studies¹, it was shown that if the gas is allowed to flow in an uncontrolled manner through the diverter line, the generated pressures can lead to equipment failure in two different moments. As illustrated in Figure 2, in the beginning of the riser unloading process, high pressures (420 psi) are encountered which may cause dangerous gas leak at the diverter. Later on, the riser internal pressure drops dramatically to 150 psi. This low internal pressure may cause collapse of the lowest joints of the marine riser.

Even following the appropriate practice of closing the BOP, some formation gas may enter the marine riser. This can happen due to delay in closing the BOP after kick detection or due to the gas trapped in the subsea stack and released to the riser, after a successful gas kick removal from the wellbore. In both cases, the gas rises and, as it expands, a large amount of drilling fluid

is expelled overboard. This sequence of events may result in explosion and fire in the drilling platform and/or riser collapse.

The main scope of this study is to predict and analyze the pressure behavior during the gas kick removal from the marine riser using a dynamic computer model that reflects more realistically the phenomenon.

ASSUMPTIONS AND MODEL EQUATIONS

Figure 3 shows the situation that might occur following the subsea stack closure. If the rig is equipped with a boost line, the mud can be pumped through it to circulate the gas out of the riser-diverter system. The prediction of the pressures generated inside the system during this circulation is the main objective of the computer model.

To facilitate the elaboration of this numerical simulator, the calculation procedure has been broken down into two submodels: a) the riser submodel for the upward vertical flow through the riser-drill string annulus and b) the diverter submodel for the horizontal flow inside the diverter line.

Riser Submodel

Initially, the riser submodel deals with a two-phase gas-mud mixture that flows upward displacing the unmixed mud out of the riser-diverter system. After the gas reaches the diverter, only a two-phase mixture is considered by the model.

To assist in the development of the riser submodel, the following assumptions and considerations have been made: a) the drilling fluid is incompressible and follows the power law rheological model; b) the temperature is known and constant over the riser length; c) the gas solubility in the mud is negligible; d) the initial gas volume and gas concentration distribution in the riser is user specified; e) the two-phase mixture accounts for liquid hold-up, gas concentration distribution and two-phase flow friction factor; and f) the acceleration pressure drop of the unmixed liquid flowing ahead the two-phase mixture is considered.

For the two-phase region, the pressures are found by solving a system of five nonlinear equations that represents the unsteady state flow of a two-phase mixture. The simulator makes use of the Eulerian approach for solving the system of equations. That approach consists in dividing the marine riser into fixed cells of equal lengths and in calculating the dependent flow variables (gas and liquid velocities, gas density, pressure and the liquid hold-up) at cell

boundaries. The independent variables are the displacement time and position along the flow path. The five governing equations are as follows:

1) Liquid Material Balance Equation

$$M_{lc} = M_{lp} + [(H \cdot v_l \cdot D_l)_{dc} - (H \cdot v_l \cdot D_l)_{uc}] \cdot A \cdot \Delta t \quad \dots\dots\dots(1)$$

2) Gas Material Balance Equation

$$M_{gc} = M_{gp} + [(1-H) \cdot v_g \cdot D_g]_{dc} - [(1-H) \cdot v_g \cdot D_g]_{uc} \cdot A \cdot \Delta t \quad \dots\dots\dots(2)$$

3) Momentum Balance Equation

$$P_{uc} = P_{dc} - (G_{hyd} + G_{fri})_c \cdot \Delta x \quad (3)$$

4) Equation of State for the gas

$$D_{guc} = \frac{0.361 \cdot SG \cdot P_{uc}}{T \cdot Z} \quad \dots\dots\dots(4)$$

5) Equation that relates gas to liquid velocities

$$v_{guc} = C \cdot v_{mdc} + v_{sl} \quad \dots\dots\dots(5)$$

In the above equations, the frictional pressure gradient (G_{fri}) is calculated using the Beggs and Brill correlation² that includes a two-phase flow friction factor. The hydrostatic pressure gradient (G_{hyd}) is calculated by:

$$G_{hyd} = 0.052 \cdot [D_l \cdot H + D_g \cdot (1 - H)] \quad (6)$$

The constant C is assumed to be equal to 1 and accounts for the velocity profile of the liquid. The mixture velocity (v_m) is defined as:

$$v_m = v_l \cdot H + v_g \cdot (1-H) \quad \dots\dots\dots(7)$$

The gas slip velocity is a function of the two-phase flow regime. For bubble flow ($H > 0.85$), the Harmathy's equation³ is applied:

$$v_{sl} = 0.4774 \cdot \left[\frac{(D_1 - D_g) \cdot ST}{D_1^2} \right]^{0.25} \cdot H^{0.5} \quad (8)$$

For slug flow ($0.75 > H > 0.45$), the Griffith and Wallis' equation⁴ is used:

$$v_{sl} = 1.637 \cdot K \cdot \left[\frac{(D_1 - D_g) \cdot DI}{D_1^2} \right]^{0.5} \quad \dots\dots(9)$$

where K is a coefficient that depends on the conduit geometry. In an annulus, it can be approximated by the following expression:

$$K = 0.354 - 0.037 \cdot R + 0.235 \cdot R^2 - 0.134 \cdot R^3 \quad \dots\dots(10)$$

where R is the ratio of the inner to outer diameters.

For annular flow ($H < 0.10$), the gas slip velocity is zero. Transition zones between these flow regimes were introduced to avoid numerical discontinuity in the solution. The slip velocities in these zones are calculated through linear interpolation.

The system of equations is solved at every cell boundary, from the bottom of the riser up to the interface between the mixture and the unmixed mud, to determine the flow variables, especially the pressure.

The unmixed mud flowing ahead the two-phase region is modelled by the expression:

$$P_{uc} = P_{dc} - (G_{hyd} + G_{fri} + G_{acc})_c \cdot \Delta x \quad (11)$$

where the frictional pressure gradient (G_{fri}) is calculated using the power law rheological model⁵. The acceleration pressure gradient (G_{acc}) is given by:

$$G_{acc} = 0.0016 \cdot D_1 \cdot \frac{\Delta v_1}{\Delta t} \quad \dots\dots(12)$$

where v_1 (the mud velocity) is given by the summation of the velocities due to the gas expansion in the two-phase region and to the displacing liquid in the riser-drill pipe annulus. In Equation 12, Δv_1 represents the difference between the mud velocities in the current and the previous time steps.

Diverter Submodel

While the interface mixture-unmixed mud is in the riser, only liquid flows through the diverter line. This situation is modelled by Equation 11 without the hydrostatic term (G_{hyd}). In this case, Δx is the diverter line length. Atmospheric pressure exists at diverter exit.

After the gas reaches the surface, only the two-phase mixture flows inside the diverter line and two conditions are possible at the diverter exit: a) during a short period, critical or sonic flow condition may take place at that location. This implies that the pressure at diverter exit is greater than the atmospheric pressure; b) for the rest of the gas production, subsonic condition prevails again at diverter exit.

The calculation procedure for the diverter submodel is based on a steady state numerical simulator developed at Louisiana State University and experimentally tested for 1-in., 2-in. and 6-in. diverter line. The model uses as input parameters the gas and mud mass flow rates that come from the riser to calculate the pressure drop inside the diverter line using the Duckler correlation⁶ for horizontal two-phase flow. The two-phase critical flow is modelled by an equation presented by Wallis⁷. Additional information about the LSU simulator can be found in References 1, 8 and 9.

CALCULATION PROCEDURE AND COMPUTER PROGRAM

The two submodels were coupled to produce a global algorithm for computing the flow variables at any point of the riser-diverter system. Basically, it follows the stepwise procedure described below:

- 1) Define the mud/mixture interface position and determine the time step size by dividing the cell length by the gas velocity at mixture leading edge calculated in the previous time step. This approach avoids the use of a front tracking technique since the mixture leading edge always coincides with a cell boundary.
- 2) Guess a bottom riser pressure and set the boundary conditions at the BOP: the gas velocity is zero, the liquid velocity is given by the displacing flow rate and the liquid hold-up is equal to 1.
- 3) Use the riser submodel and solve the system of equations at every cell boundary from the bottom of the riser to the mixture leading edge. Calculate the pressure drops for the mud flowing in the remainder of the riser and diverter line.

4) Sum all pressure drops up in the system. As atmospheric pressure prevails at diverter exit, this summation is the calculated bottom riser pressure. Compare it with the guessed value. If they are within an acceptable tolerance, repeat the process for the next time step. If not, guess another bottom riser pressure and repeat the process from Step 2.

This calculation procedure applies only before the gas reaches the diverter line entrance. Thenceforth, another procedure is used:

1) Define a time step size and guess a bottom riser pressure.

2) Use the riser submodel to find the pressure at diverter line entrance.

3) Determine the flow conditions (sonic or subsonic) and the pressure at the diverter line exit. Then, calculate the diverter line entrance pressure using the diverter submodel.

4) Compare the two calculated diverter line entrance pressures (Steps 2 and 3). If they are close enough, accept the guessed bottom riser pressure. If not, guess another bottom riser pressure and return to Step 2.

This calculation procedure was implemented in a FORTRAN computer program for use with a PC microcomputer.

RESULTS AND DISCUSSIONS

Table 1 presents the computer program input data used in the simulations. Two sets of initial conditions were investigated using the computer program. In the first set (Figures 4 to 8), a gas volume of 50 bbl for an initial gas concentration of 60 % and a non-circulation situation were considered. In the other (Figures 9 to 13), the gas volume was 36 bbl for an initial gas concentration of 45 % and three circulation conditions were analyzed.

Figure 4 shows the liquid volume in the riser as a function of time. It indicates that the mud volume stabilized at 770 bbl. Since the initial liquid volume in the riser-drill pipe annulus was 1162 bbl, the gas has displaced 392 bbl of mud out of the riser and the mud level has fallen down to 1094 feet. Under these conditions, the net external pressure acting on the riser at that point would be 484 psi. Considering the usual collapse safety factor of 1.125, the collapse resistance for a new pipe (22" OD x 21" ID ; X52) is 515 psi which is very close to the seawater external pressure.

Figure 5 and 6 display respectively the pressures at the bottom of the riser and at the riser mid-point (1500 feet).

Again, the external pressures at these two places are very close to the riser pipe collapse resistance. It should be noted that the net external pressures are very close for the three depth. The reason is the mud weight used in the simulations is equal to the seawater (8.5 ppg).

Figure 7 shows the pressure at the diverter line entrance. The maximum pressure is about 50 psi which is a small value when compared with those found in shallow gas blowouts. Figure 8 displays that sonic flow exists during a very short period and the pressure peak at the diverter line exit is very small (10 psi).

In Figure 9, the mud volumes inside the riser are presented for three circulation conditions. The worst case is for a non-circulation situation. The greater the displacing liquid flow rate, the least severe the conditions for a riser pipe collapse. Figures 10 and 11 also confirm that the circulation is beneficial to the riser pipe integrity during a "riser blowout".

Figures 12 and 13 illustrate the effect of the liquid displacing flow rate on the diverter system components. The highest circulation rate has imposed the highest loads on the diverter. However, they are negligible when compared with the loads generated during a shallow gas blowout. In Figure 13, it can be seen that the critical flow occurs at diverter exit for the three situations.

CONCLUSIONS

1) In deepwater drilling, the BOP should be closed instead of allowing the gas to flow through the riser-diverter system. This procedure avoids riser collapse and possible diverter failure.

2) Simulation results have demonstrated that pressure loads on the diverter system are not of concern in spite of critical flow occurrence at diverter line exit.

3) In a non-circulation situation, riser collapse is possible. Simulation results have confirmed that the gas should be circulated out of the riser at the highest flow rate available.

4) Numerical simulations indicated that, when the gas approaches the surface, it does not slip through the mud any longer but it pushes the mud out of the riser-diverter system.

NOMENCLATURE

A	=	riser cross-sectional area, sq.in.
C	=	parameter defined in Equation 5
D	=	density, lb/gal
DI	=	riser internal diameter, in.
G	=	pressure gradient, psi/ft.
H	=	liquid hold-up, fraction
K	=	parameter defined in Equation 10
M	=	mass inside a cell, lbm
P	=	pressure, psi
SG	=	gas specific gravity, dimensionless
ST	=	gas/liquid surface tens., dynes/cm
t	=	time, sec.
T	=	temperature, degrees F
v	=	velocity, ft./sec.
x	=	length, ft.
Z	=	gas comp. factor, dimensionless

Subscripts

acc	=	acceleration
c	=	current time step
d	=	downstream
fri	=	friction
g	=	gas
hyd	=	hydrostatic
l	=	liquid
m	=	mixture
p	=	previous time step
sl	=	slip
u	=	upstream

ACKNOWLEDGEMENT

The authors thank PETROLEO BRASILEIRO S.A. - PETROBRAS for permission to present this paper.

REFERENCES

- 1) 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).
- 2) Beggs, H.D. and Brill, J.P., "A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes", Journal of Petroleum Technology, v. 25, p. 607-617, (1973).
- 3) Harmathy, T.Z., "Velocity of Large Drops and Bubbles in Media of Infinite or Restricted Extent", AIChE Journal, v. 6, p. 281, (1960).
- 4) Griffith, P. and Wallis, G.B., "Two-Phase Slug Flow", Journal of Heat Transfer, vol. 83, no.3, pp. 307-320, (1961).
- 5) Craft, B.C., Holden, W.R., and Graves, E.D., "Well Design: Drilling and Production", Englewood Cliffs, New Jersey, Prentice-Hall Inc., (1962).

6) Duckler, A.E., Wicks, Moyer III, and Cleveland R.G., "Frictional Pressure Drop in Two-Phase Flow: B. An Approach through Similarity Analysis", AIChE Journal, Jan. 1964, pp. 44-51.

7) Wallis, G.B., "One Dimensional Two-Phase Flow", McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, (1969).

8) Beck, F.E., Langlinais, J.P., and Bourgoyne Jr., A.T., "An Analysis of the Design Loads Placed on a Well by a Diverter System", paper SPE/IADC 16129 presented at 1987 Drilling Conference, New Orleans, LA, Mar. 15-18, 1987.

9) Santos, O.L., Bourgoyne Jr., A.T., "Estimation of Pressure Peaks Occurring When Diverting Shallow Gas", paper SPE 19559 presented at the 64th Annual Technical Conference and Exhibition of the SPE, San Antonio, TX, Oct. 8-11, 1989.

TABLE 01- EQUIPMENT AND FLUID PARAMETERS USED IN THE SIMULATIONS.

RISER LENGTH	3000 FT
RISER INSIDE DIAMETER	21 IN
DRILL PIPE OUTSIDE DIAMETER	5 IN
DIVERTER LENGTH	100 FT
DIVERTER INSIDE DIAMETER	6 IN
GAS DENSITY	0,7
SURFACE TENSION	70 DYNE/CM
MUD WEIGHT	8,5 PPG
FLOW BEHAVIOR INDEX	0,9
CONSISTENCY INDEX	0,004 LBF.SEC ⁰ SQ.FT
TEMPERATURE	90 F

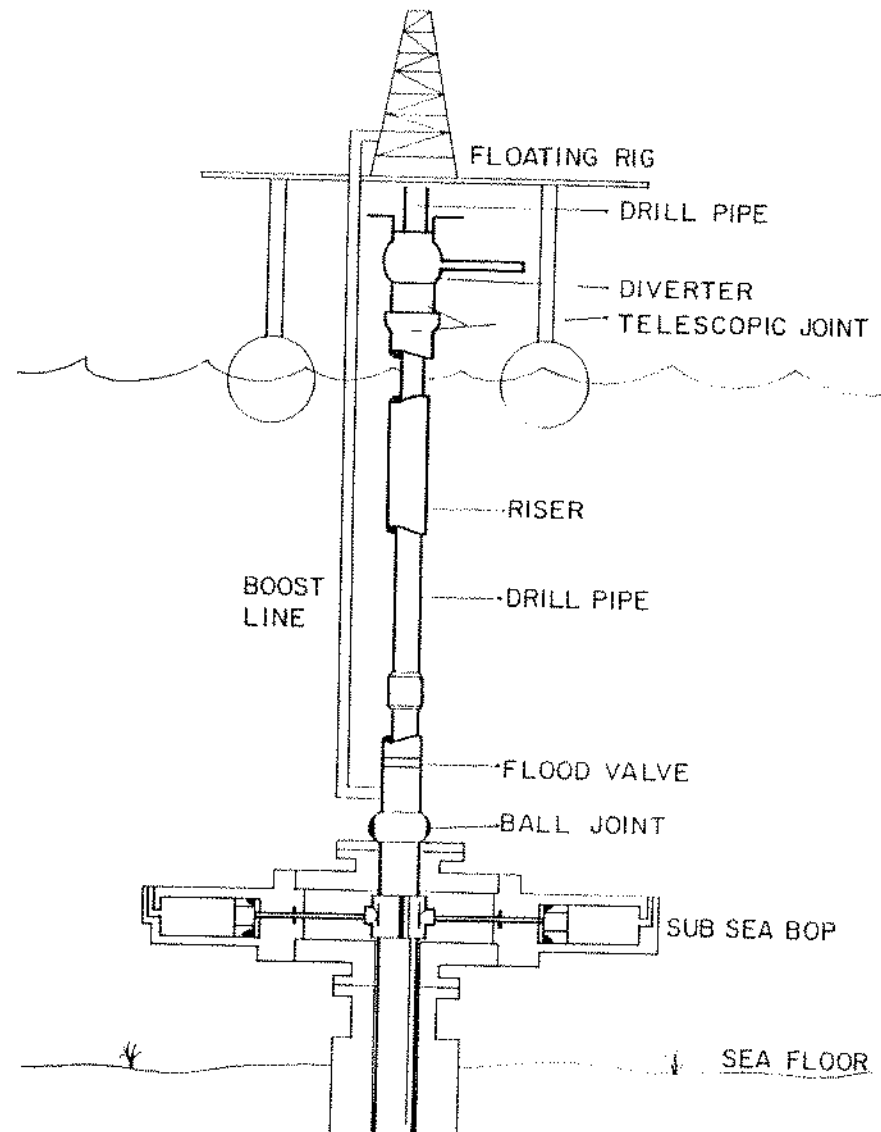


Fig. 01 - TYPICAL RISER SYSTEM

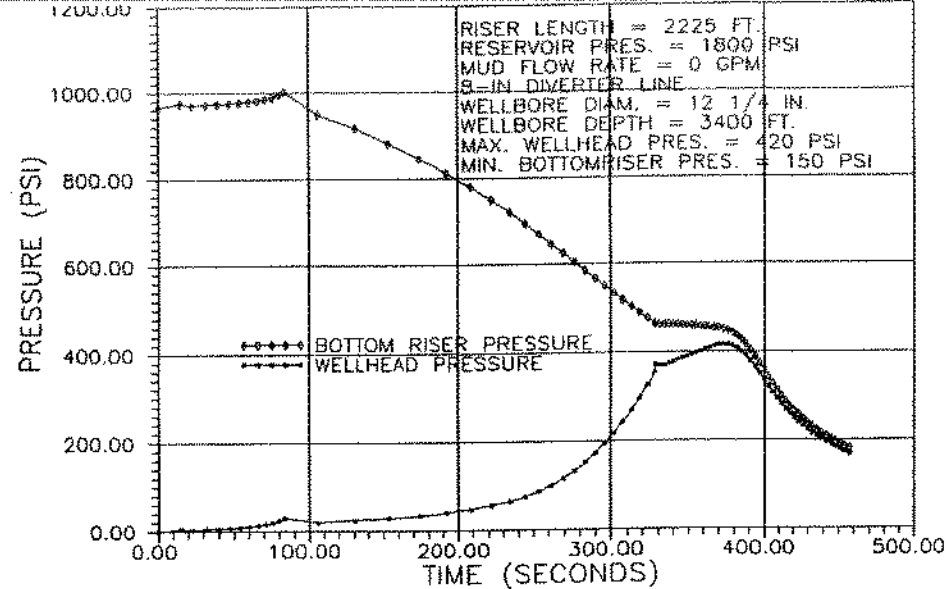


FIG. 02 - PRESSURES IN AN UNLOADED RISER

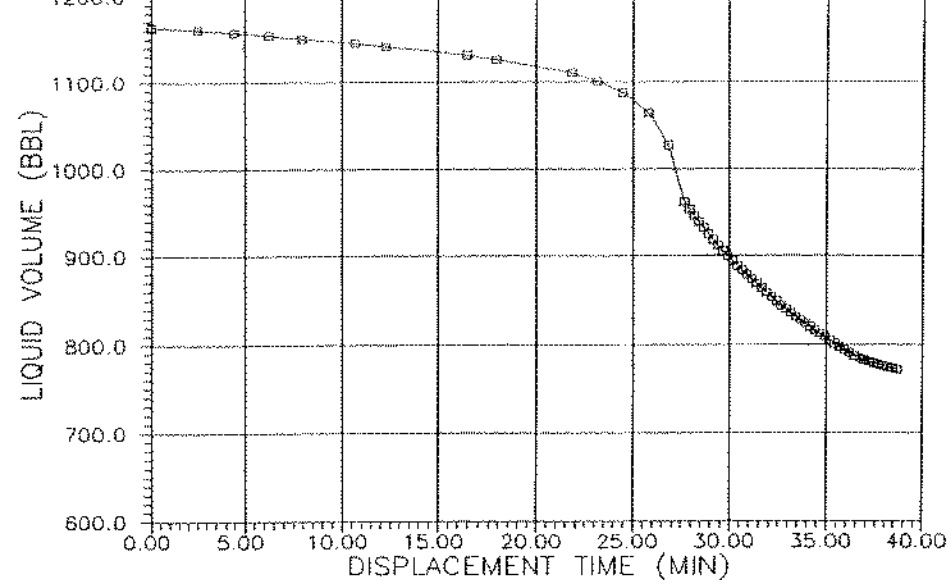


FIG. 04 - LIQUID VOLUME LEFT IN THE RISER FOR 50 BBL OF GAS

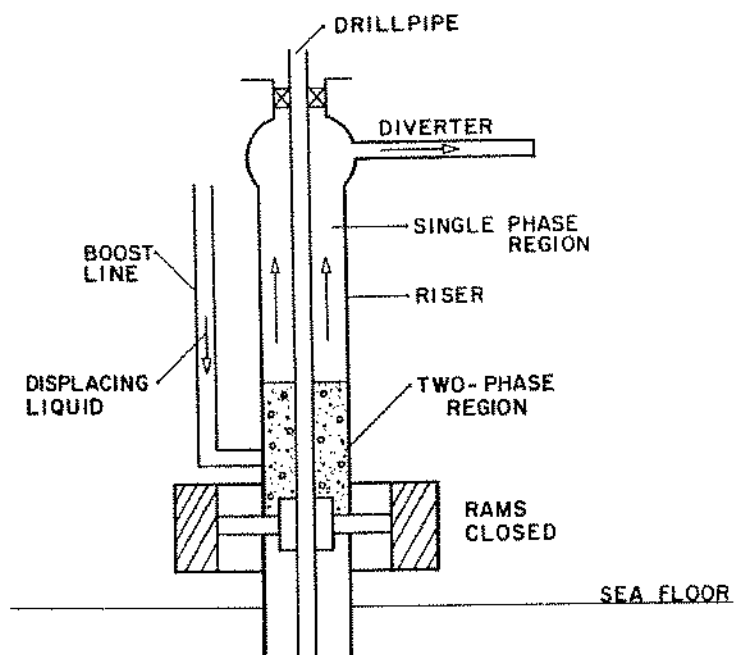


Fig. 03 - CIRCULATION OF KICK OUT OF RISER

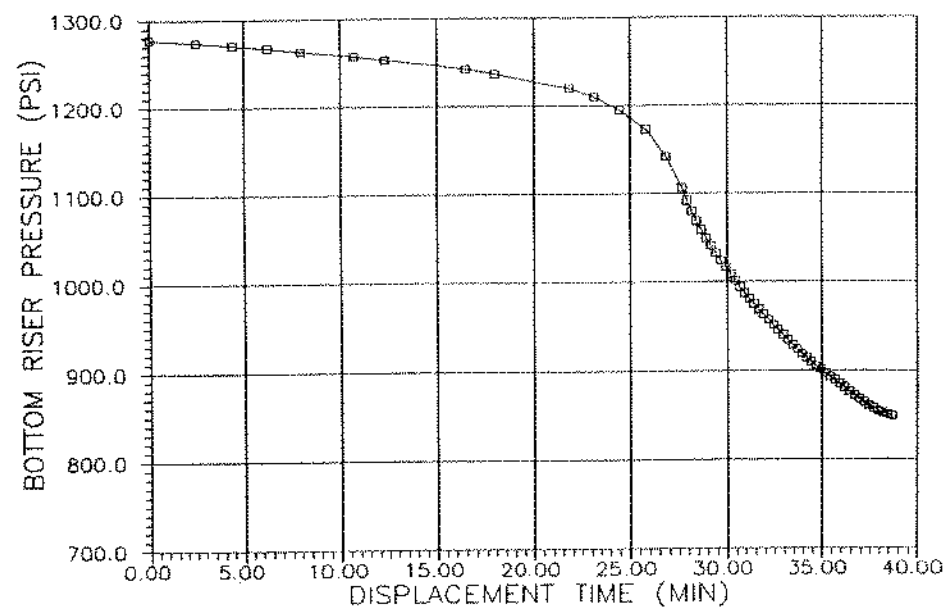


FIG. 05 - BOTTOM RISER PRESSURE FOR 50 BBL OF GAS

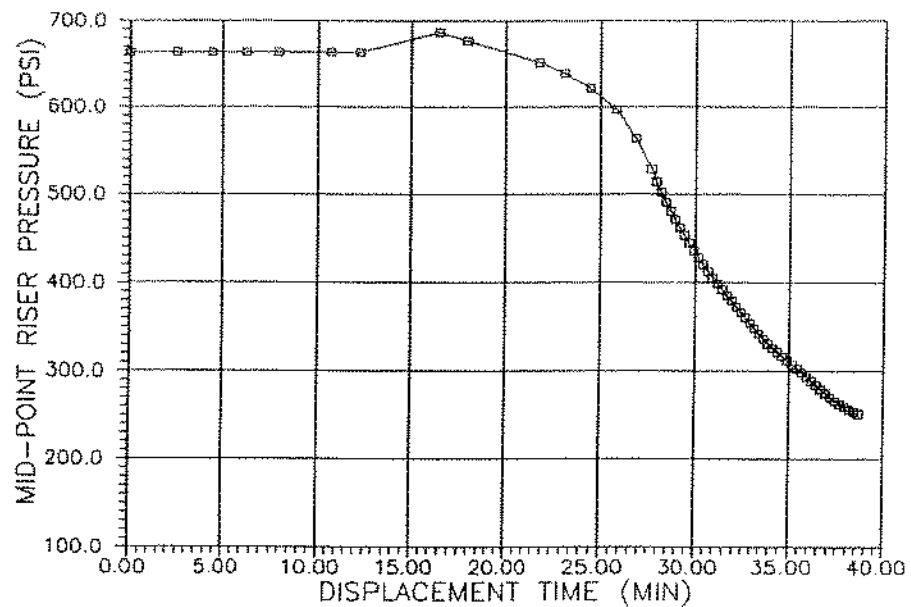


FIG. 06 - MID-POINT RISER PRESSURE FOR 50 BBL OF GAS

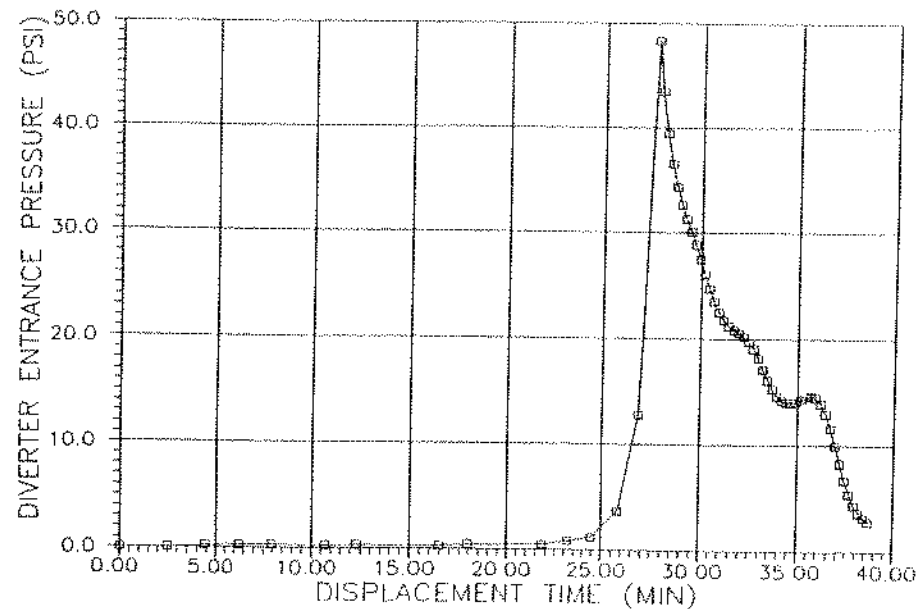


FIG. 07 - DIVERTER ENTRANCE PRESSURE FOR 50 BBL OF GAS

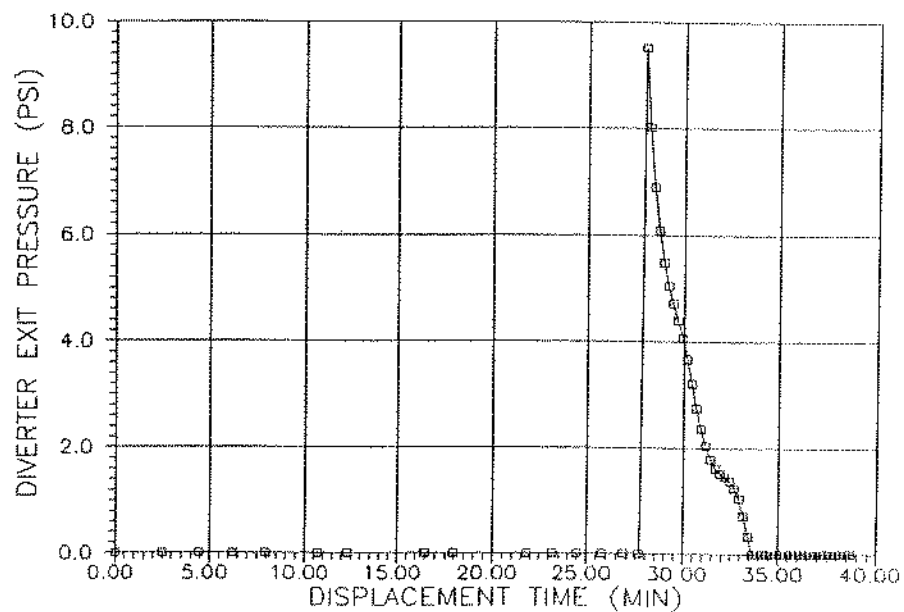


FIG. 08 - DIVERTER EXIT PRESSURE FOR 50 BBL OF GAS

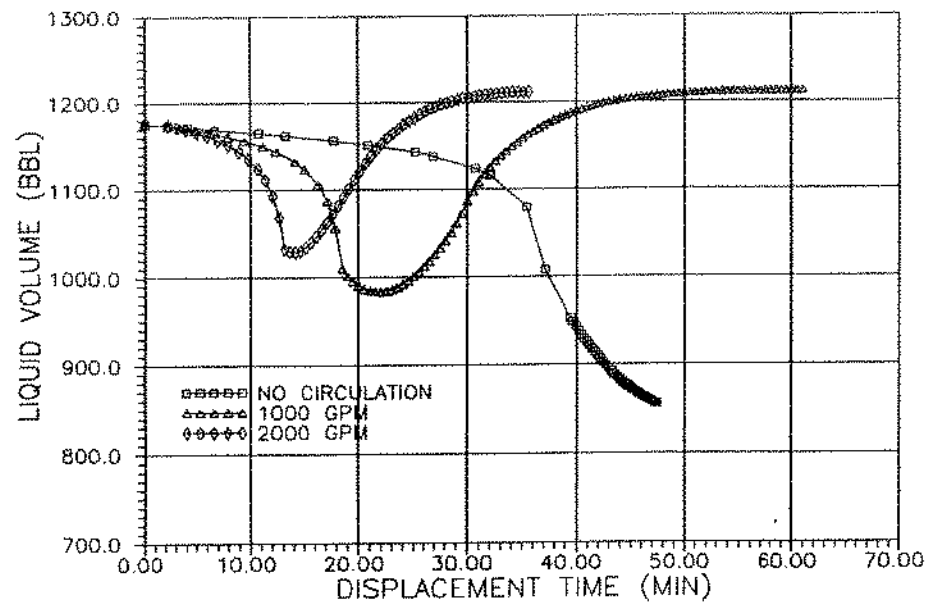


FIG. 09 - EFFECT OF FLOWRATE ON THE LIQUID VOLUME LEFT IN THE RISER

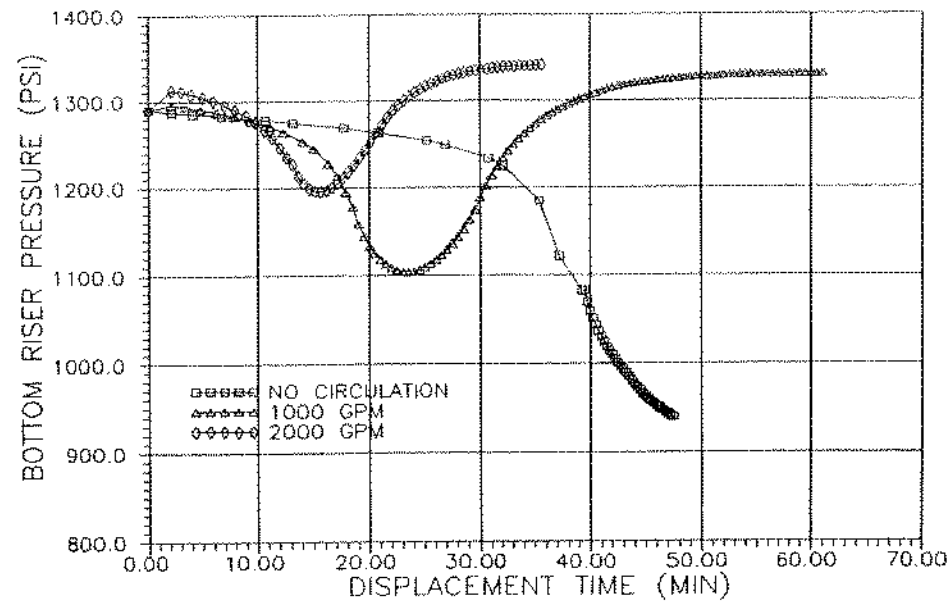


FIG. 10 - EFFECT OF FLOWRATE ON THE BOTTOM RISER PRESSURE

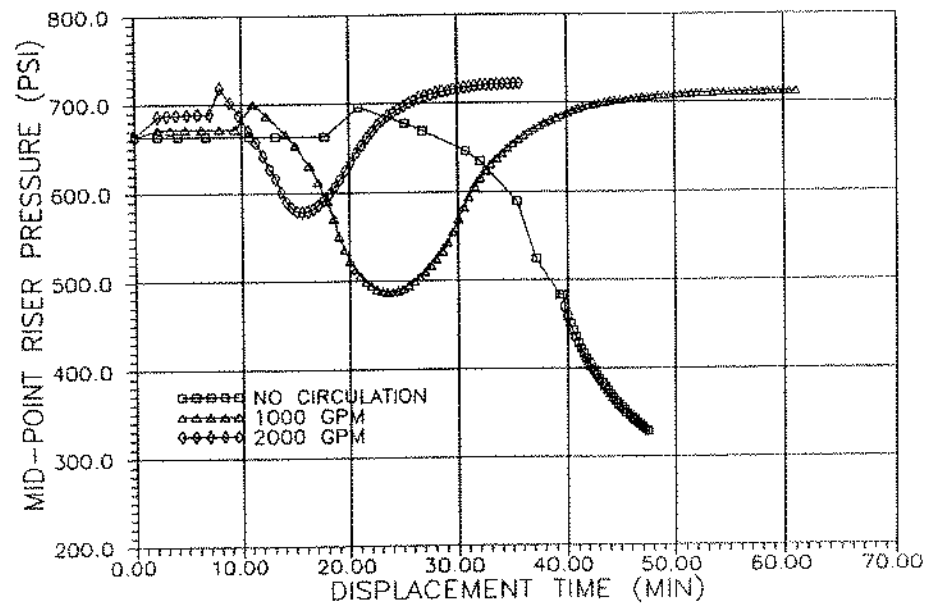


FIG. 11 - EFFECT OF FLOWRATE ON THE MID-POINT RISER PRESSURE

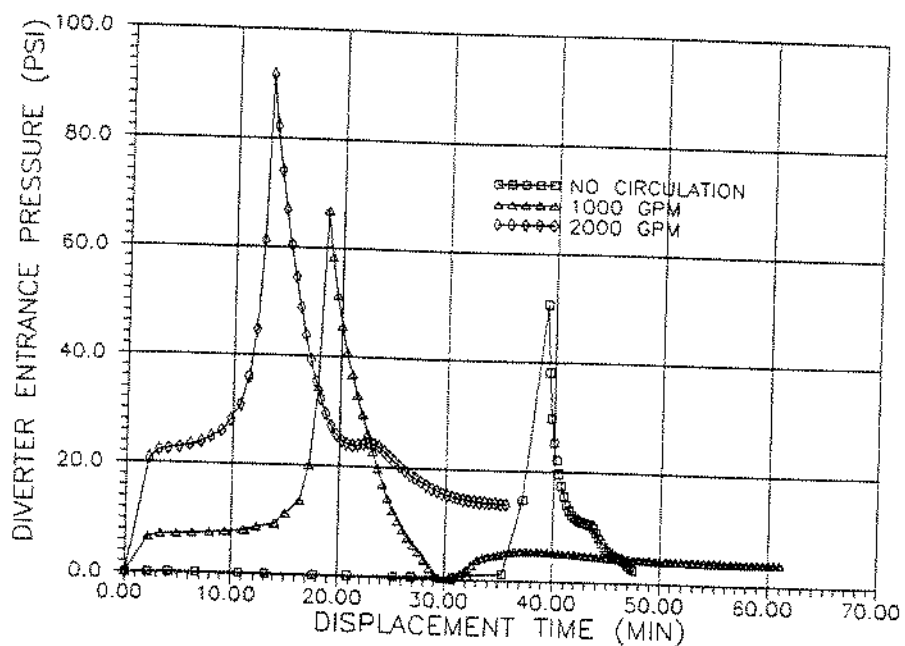


FIG. 12 - EFFECT OF FLOWRATE ON THE DIVERTER ENTRANCE PRESSURE

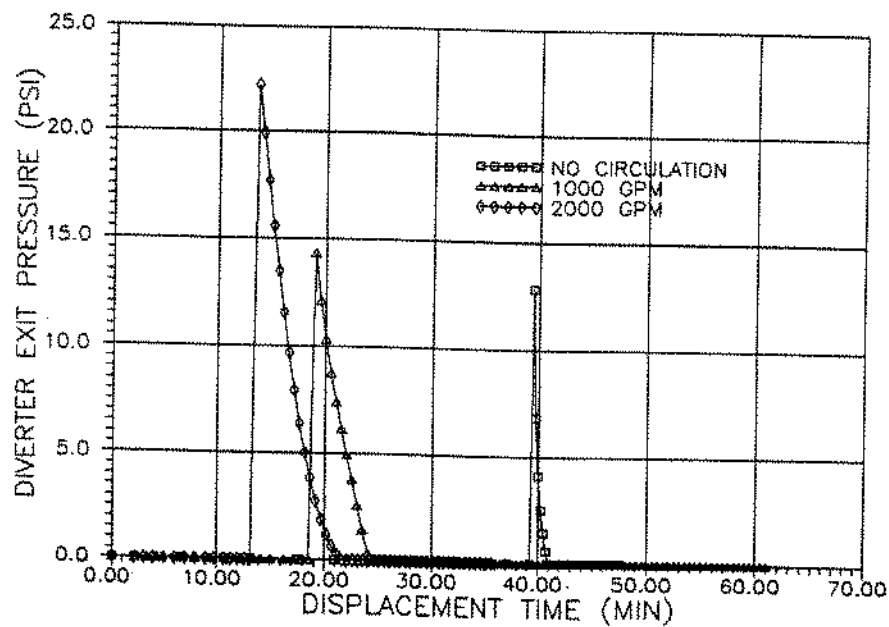


FIG. 13 - EFFECT OF FLOWRATE ON THE DIVERTER EXIT PRESSURE