

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

Este exemplar corresponde a redação final  
da tese defendida por Ricardo Cassio  
Spina Bueno e aprovada  
pela comissão julgadora em 28.01.1994

Celso K. Morooka  
ORIENTADOR

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

**METODOLOGIA PARA ANÁLISE DA INTERAÇÃO  
COLUNA DE PERFURAÇÃO/RISER/POÇO POR  
ELEMENTOS FINITOS**

07/94

Autor: Ricardo C. S. <sup>assessor</sup> Bueno n.º 860.

Orientador: Prof. Dr. Celso K. Morooka t

↓  
Kazuyuki

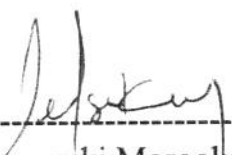
Janeiro de 1994

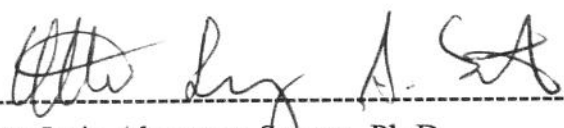
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO**

A dissertação "Metodologia para análise estática, não linear, plana da interação coluna de perfuração/riser utilizando o método dos elementos finitos" elaborada por Ricardo Cássio Soares Bueno foi aceita pela Subcomissão de Pós-Graduação em Engenharia de Petróleo como requisito parcial para a obtenção do Título de Mestre em Engenharia de Petróleo.

Campinas, 28 de janeiro de 1994.

Banca Examinadora

  
-----  
Celso Kazuyuki Morooka, Ph.D.

  
-----  
Otto Luiz Alcantara Santos, Ph.D.

  
-----  
Renato Pavanello, Ph.D.

Dedico este trabalho

aos meus pais *João e Vitória*,  
à minha esposa *Mariestrela*  
e aos meus filhos *Rafael e Renato*.

## **AGRADECIMENTOS**

À PETROBRAS pela oportunidade e condições de participar do programa de mestrado em engenharia de Petróleo.

Aos professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Petróleo e em especial ao professor Dr. Kelsen Valente Serra e ao analista de sistemas Carlos Eduardo Pereira.

Aos colegas do curso pelo apoio e amizade ao longo de todo o período.

À minha esposa pelo estímulo, compreensão e apoio em todos os momentos.



"Ainda que eu fale as línguas dos anjos e dos homens ....e  
conheça todos os mistérios e toda a ciência .... se não tiver amor  
nada serei"

Bíblia Sagrada-*I corintios* 13

## RESUMO

Neste trabalho uma metodologia para estimativa das forças de contato entre a coluna de perfuração, o poço e o *riser* é proposta. A solução é obtida utilizando-se o método dos elementos finitos com abordagem não linear, estática, bi-dimensional.

Os efeitos de rigidez da coluna são mantidos discretizando-a numa configuração indeformada e aplicando-se deslocamentos nas extremidades (condições de contorno) e nas "paredes" afim de coloca-la dentro dos limites do poço.

A configuração dinâmica do *riser* é obtida no domínio da frequência, com linearização melhorada, e uma análise "quasi-estática" é feita dividindo-se o período em intervalos iguais de tempo e discretizando-se cada geometria como se poço se estendesse até a superfície.

A demonstração de utilização é feita em um poço de grande inclinação perfurado por um navio sonda.

Como conclusões mostramos que a força máxima devido aos movimentos da embarcação ocorre na região do B.O.P. *stack/cabeça* de poço e que existe uma variação considerável deste valor ao longo do tempo. As forças de contato calculadas dentro do *riser* de perfuração indicam que elas devem ser levadas em conta em análises dinâmicas.

## **ABSTRACT**

The work propose a methodology for estimation of the contact forces generated by the drill string against the well and the drilling riser system. The solution is obtained using the Finite Element Method with a non-linear aproach in a static, 2D model.

The stiffeness effects of the drill string are kept by discretyzing an indeformed configuration and then displacements are applied (according with the boundary condition) in the ends and also in the walls by means of putting it in the limits of the well.

The excitaion period was devided in time-slices and each geometry of the riser (calculated in the frequency domain with improved linarization) was used in a "quasi-static" analisis as if it were the well.

An example of a high angle well beeing drilled by a drill-ship is used to demonstrate the technique.

As conclusions we show that as expected the maximum force is in the region of the BOP stack/well-head and due to the movement of the ship, the values caluled in each slice undergoes a considerable variation. We also sugest that the contact forces between the drill string and the riser should be used in the dynamic analisis due its values.

# ÍNDICE

|   |    |
|---|----|
| 1. Introdução .....   | 2  |
| 1.1. Objetivos .....  | 3  |
| 1.2. Conceitos Básicos de Perfuração <i>Offshore</i> e o problema de desgaste ..... | 4  |
| 1.3. Revisão Bibliográfica .....  | 6  |
| 1.3.1. Forças de Contato da Coluna de Perfuração contra o Poço .....                | 6  |
| 1.3.2. Análise de Riser de Perfuração .....   | 10 |
| 2. Análise não linear e aplicação à coluna de perfuração .....                      | 15 |
| 2.1. Introdução .....   | 15 |
| 2.2. Mecânica da Coluna de Perfuração .....   | 15 |
| 2.3. Não Linearidades Geométricas .....   | 17 |
| 2.4. O Efeito de Contato .....  | 21 |
| 2.5. Modelagem Computacional .....  | 22 |
| 2.6. Validação do Programa .....  | 23 |
| 2.6.1. Viga em Balanço .....  | 23 |
| 2.6.2. Viga Bi-apoiada com Imperfeição Inicial .....                                | 24 |
| 2.6.3. Contatos .....   | 26 |
| 2.6.4. Exemplo de coluna de perfuração .....  | 27 |

|  |    |
|--|----|
| 3. Metodologia para Cálculo das Forças de Contato da Coluna Contra o Poço .....      | 31 |
| 3.1.Introdução.....  | 31 |
| 3.2.Poço exemplo.....  | 31 |
| 3.3.Geração das "Paredes" do Poço .....  | 33 |
| 3.4.Discretização da Coluna . .....  | 33 |
| 3.5.Elementos de Contato.....  | 36 |
| 3.6.Dados da Coluna de Perfuração .....  | 38 |
| 3.7.Resultados.....  | 39 |
| 3.8.Discussão dos resultados .....   | 48 |
| 4. Cálculo da Geometria Dinâmica do <i>Riser</i> de Perfuração .....                 | 50 |
| 4.1.Introdução.....  | 50 |
| 4.2.Aplicação do DERP.....   | 51 |
| 4.2.1.Locação .....  | 51 |
| 4.2.2.Tipo de Embarcação .....   | 51 |
| 4.2.3.Características da Coluna de <i>Riser</i> e Equipamentos de Sub-superfície.... | 54 |
| 4.2.4.Esforços Ambientais.....   | 59 |
| 4.2.5. <i>Offset</i> Estático .....  | 63 |
| 4.2.6.Coefficientes da Equação de Morrison.....                                      | 64 |
| 4.3.Resultados .....   | 65 |
| 5. Aplicação da Metodologia em um Poço Perfurado por um Flutuante. ....              | 71 |

|   |     |
|---|-----|
| 5.1.Introdução.....   | 71  |
| 5.2.Metodologia de Análise. ....  | 71  |
| 5.3.Geração das paredes do <i>Riser</i> .....                                 | 72  |
| 5.4.Poço.....   | 74  |
| 5.5.Deslocamentos Impostos. ....  | 75  |
| 5.6.Variação da Força de Contato na Cabeça de Poço com o Período.....         | 85  |
| 6. Conclusão .....  | 89  |
| BIBLIOGRAFIA .....  | 89  |
| APÊNDICE-A-Dedução da equação da viga-coluna .....                            | 101 |
| APÊNDICE-B-formulação de galerkin para um elemento de viga-coluna plana ..... | 104 |
| B-1 Método dos resíduos ponderados clássico (M.R.P.) .....                    | 104 |
| B-2- Formulação fraca de Galerkin para o M.R.P. ....                          | 107 |
| B-3- Obtenção das matrizes de rigidez elástica e geométrica .....             | 107 |
| APÊNDICE-C-Geração das coordenadas das paredes do poço .....                  | 90  |
| C-1.Início do Poço .....  | 92  |
| C-2.Início do <i>build-up</i> .....   | 92  |
| C-3.Fim do <i>build-up</i> .....  | 92  |
| C-4.Profundidade Final.....   | 94  |
| C-5.Resumo .....  | 95  |
| APÊNDICE-D-Relações Trigonométricas num Poço Direcional.....                  | 95  |
| D-1.Antes do ponto "1" .....  | 97  |

|   |     |
|---|-----|
| D-2. Entre os pontos "1" e "2".....                           | 97  |
| D-3. Entre os pontos "2" e "3".....                           | 98  |
| APÊNDICE -E-Geração das coordenadas das paredes do riser..... | 99  |
| E-1.Cálculo do ângulo $\Theta$ :.....                         | 99  |
| E-2.Cálculo de $\Delta X$ e $\Delta Y$ : .....                | 99  |
| E-3.Cálculo das coordenadas dos pontos "a" e "b" .....        | 100 |
| APÊNDICE-F-Fluxograma do <i>Riser</i> .....                   | 113 |
| APÊNDICE -G-Fluxograma do acoplamento .....                   | 99  |
| APÊNDICE -H-Tabelas.....                                      | 99  |

# CAPÍTULO-I

## 1. INTRODUÇÃO

A perfuração OFFSHORE tem nos últimos anos apresentado um grande desenvolvimento, sob o ponto de vista tecnológico e operacional, devido à descoberta de grandes campos petrolíferos em lâminas d'água cada vez maiores. No Brasil já existem reservas comprovadas em profundidades acima de 1500 metros.

Os desafios propostos à indústria do petróleo, no sentido de viabilização da produção destas reservas no menor tempo possível, tem mobilizado um grande contingente de técnicos e especialistas, que trabalham em áreas distintas da engenharia, resolvendo tanto problemas já encontrados na prospecção em águas profundas quanto aqueles potencialmente capazes de ocorrerem num futuro próximo.

Neste contexto, a perfuração em grandes profundidades tem sido viabilizada com a revisão das técnicas já consagradas (utilizadas em lâminas d'água menores), bem como através do desenvolvimento de equipamentos e procedimentos específicos para as grandes profundidades. Destaca-se neste trabalho uma metodologia para o estudo da interação coluna de perfuração/*Riser* em águas profundas (entenda-se "águas profundas", como sendo acima de 500 metros) modelando o *Riser* como uma extensão do poço direcional.



## 1.1. Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é propor e avaliar uma metodologia para estimativa e localização das forças de contato entre a coluna de perfuração e o *Riser*/cabeça de poço em um modelo bi-dimensional, estático, não linear, modelando o riser como uma extensão de um poço direcional e utilizando como ferramentas softwares comerciais de elementos finitos (coluna de perfuração) e de análise estrutural de Risers (diferenças finitas)

Como o Riser será modelado como um poço direcional pode-se utilizar a metodologia proposta também para o poço propriamente dito, já que após definida a configuração geométrica estática não existirá diferença entre os dois, havendo apenas uma descontinuidade de diâmetros (o que já ocorre no poço quando da passagem de um diâmetro de revestimento para o outro).

A utilização do software comercial (ANSYS) mostrou a viabilidade de aplicação do método de elementos finitos para problemas mais complexos em operações com coluna de perfuração, de forma eficiente e rápida. Foi também objetivo deste trabalho o acompanhamento e o equacionamento do problema de coluna/*Riser*/poço já que a modelagem eficiente do problema vai de encontro à fluência na teoria básica.

## 1.2. Conceitos Básicos de Perfuração Offshore e o Problema de Desgaste

A coluna de Riser tem como objetivo promover a ligação da cabeça do poço (no fundo do mar ) até a sonda flutuante (plataforma semi-submersível ou navio ), situada na superfície. O Riser de perfuração é montado, conectando-se juntas (tubos) que variam entre 40 e 65 pés de comprimento e de diâmetros entre 16 e 22 polegadas. Na extremidade inferior das juntas encontra-se o equipamento de segurança de poço, denominado de B.O.P.( *Blow out preventer* ) bem como a junta flexível inferior. Já na superior tem-se a junta telescópica que permite a compensação dos movimentos da plataforma, variando o comprimento da coluna e da ball-joint (junta flexível superior).

Devido aos esforços ambientais (onda e corrente), além do movimento da embarcação (plataforma), a coluna de Riser adquire uma geometria dinâmica característica formando ângulos em relação à vertical, e conseqüentemente impondo uma resistência a passagem de ferramentas de perfuração. O ponto crítico é normalmente o conjunto B.O.P./cabeça de poço e portanto o ângulo da junta flexível inferior deve ser monitorado todo o tempo, sendo necessário correções devido à mudanças na excitação dos esforços (que são cíclicos).

A coluna de perfuração por estar dentro do Riser, adquire uma configuração geométrica diferente, em relação ao riser, devido à tração e à diferença de diâmetros ( o Riser chega a ter 5 vezes o diâmetro da coluna ), o que faz com que a mesma se apoie dentro do Riser em alguns pontos, gerando forças de contato que podem ser definidas como a força normal à parede do poço ou do *riser*. O ponto crítico deste contato, é novamente o conjunto B.O.P./cabeça de poço, que por estarem verticalizados em relação ao Riser, impõem um dobramento à coluna .

Durante as operações de perfuração a coluna é girada em torno de seu eixo longitudinal fazendo com que as partes em contato se atritem, provocando desgaste, tanto na coluna como no elemento adjacente. Quando a coluna está sendo retirada, ou colocada no poço (operação de manobra) o "atrito" também ocorre, porém sem rotação.

Os equipamentos de cabeça de poço são projetados (na maioria dos casos) para resistir ao gás sulfídrico e evitar a fragilização pelo hidrogênio (*Sulfide Stress Cracking*), que muitas vezes está presente associado aos fluidos das formações perfuradas, e portanto não possuem dureza superior a 22 Rockwell -C, sendo então mais "moles" que o material da coluna de perfuração, ou seja se as duas superfícies estiverem em contato, o desgaste predominante será o do B.O.P./cabeça de poço. Os danos causados pela coluna podem inviabilizar a continuação da perfuração, bem como posteriormente a completação do poço (colocação em produção). Além do aspecto segurança durante a perfuração, os custos envolvidos na manutenção do "BOP stack" (conjunto BOP + LMRP) necessários devido aos estragos feitos pela coluna são muito altos.

O Riser utilizado em grandes profundidades, geralmente possui como acessórios, flutuadores, que diminuem a carga suportada pela plataforma. Estes flutuadores aumentam o diâmetro externo das juntas de Riser, aumentando portanto as reações hidrodinâmicas à condição ambiental, tornando a geometria mais severa e requerendo trações adicionais na coluna para manter os ângulos mencionados em níveis aceitáveis. Isto faz com que o monitoramento das trações deva ser mais rígido, pois num mesmo dia podem ocorrer variações consideráveis das condições oceano-metereológicas.

Os parágrafos acima tem como objetivo qualificar o problema de desgaste devido as forças de contato, porém o conhecimento do valor desta grandeza, bem como onde elas ocorrem são importantes para uma série de estudos, que em última análise servirão para a melhoria da segurança operacional durante a perfuração. Pode-se citar a estimativa do *drag* e do torque da coluna, cujo conhecimento é de grande importância para o sucesso da perfuração direcional.

### **1.3. Revisão Bibliográfica**

Este item será dividido em dois tópicos independentes; um deles sobre os trabalhos relacionados ao cálculo das forças de contato da coluna contra o poço e um segundo sobre a análise de riser de perfuração, já que para chegar ao objetivo final (interação coluna/*riser*/poço) precisa-se gerar a sua geometria dinâmica.

#### **1.3.1. Forças de Contato da Coluna de Perfuração Contra o Poço**

Quando se menciona a estimativa das forças de contato da coluna de perfuração com o poço logo se faz a ligação com os modelos de torque e arraste (*drag*) da literatura, já que o primeiro passo para a determinação destes valores é o conhecimento da força normal.

O primeiro modelo de Torque e arraste foi proposto por Johancsik, Friesen e Dawson<sup>(1)</sup> e consiste basicamente da análise da coluna de perfuração como sendo um cabo, sem rigidez (ou seja são considerados apenas os esforços gravitacionais e de tração), e utiliza o ângulo médio no cálculo da força normal de contato de cada elemento discretizado de coluna (Fig.-1.1). Uma das conclusões interessantes deste trabalho foi o de que os erros introduzidos quando se diminui a discretização não são significativos; e como exemplo citam que a variação de comprimento de 1 para 100 pés provoca um erro de apenas 1% nos resultados.

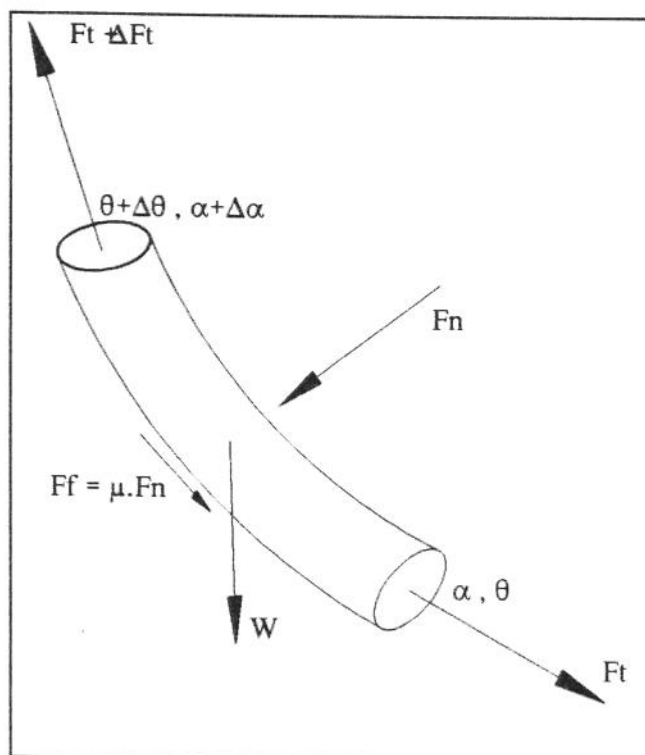


Fig. 1.1: Modelo de Johancsik et. al.<sup>(1)</sup>

Maidla e wojtanovics<sup>(2)</sup> utilizaram uma interpolação do método da mínima curvatura em sua forma vetorial analítica, proposta por Taylor<sup>(3)</sup> para calcular as forças de contato em seu modelo de torque e arraste .

Idagawa<sup>(4)</sup> utilizou a mesma formulação de Taylor<sup>(3)</sup> porém foram incluídos efeitos de rigidez da coluna no cálculo da força normal em seu estudo sobre problemas de poços. É utilizado o ângulo médio para o cálculo discretizado e são feitas simplificações para compatibilizar a descontinuidade existente entre cada intervalo de registro direcional (*survey*), já que cada um possui um raio de curvatura ( Foi utilizado na interface o momento médio dos intervalos ) .

Dijkstra<sup>(5)</sup> fez a comparação de três modelos : o chamado "*soft string*" que é o mesmo proposto por Johancsik , Friesen e Dawson<sup>(1)</sup> ; o baseado na teoria de elementos finitos, não linear, com formulação proposta por Brakel<sup>(6)</sup>; e aquele em que a rigidez é incluída no modelo *soft string* com a mesma abordagem utilizada por Idagawa<sup>(4)</sup>. Os resultados indicaram uma boa concordância entre o método de elementos finitos e o *soft*

*string* quando o dobramento não é muito severo, porém para elementos de coluna mais rígidos ( comandos ) as discrepâncias são consideráveis.

Milheim , Jordan e Ritter<sup>(7)</sup> analisaram um modelo de BHA por elementos finitos não linear utilizando elementos de viga. Apesar do objetivo principal ter sido a verificação da força lateral na broca, a metodologia utilizada permite o cálculo das forças laterais contra o poço. O contato contra o poço foi modelado por barras que possuíam uma curva de módulo de elasticidade bilinear em relação as deformações laterais ou seja assim que uma determinada deformação ou deslocamento atingisse um valor pré-determinado o módulo de elasticidade assumiria o segundo valor que possui ordem de grandeza muito maior que o inicial.. (Fig.-1.2).

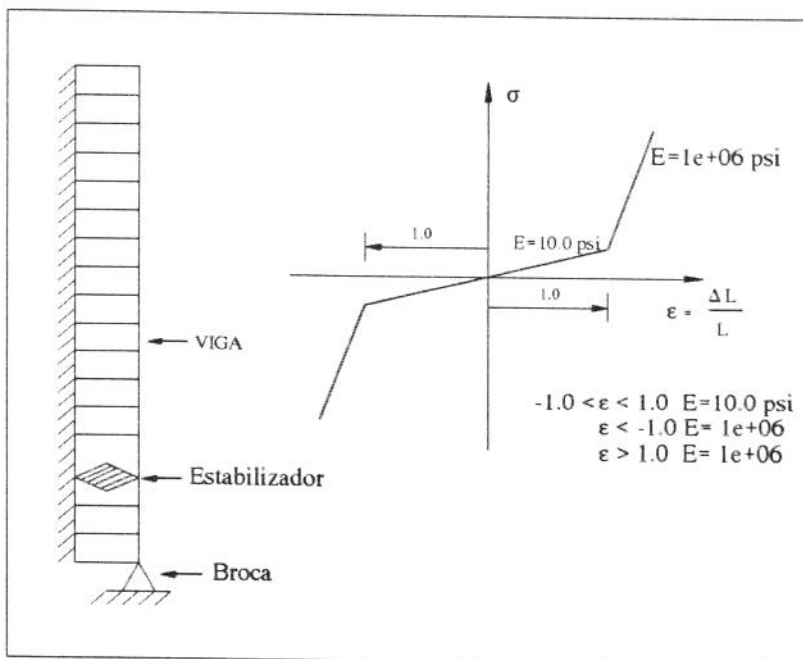


Fig. 1.2 : Modelo de coluna de perfuração-Milheim *et al.*<sup>(7)</sup>

Guz<sup>(8)</sup> utilizou um modelo de elementos finitos não linear em que os elementos de contato são molas bilineares no mesmo estilo proposto por Milheim , Jordan e Ritter<sup>(7)</sup> para o cálculo das forças de contato e reação lateral na broca. Paixão<sup>(9)</sup> utilizou o mesmo modelo de molas porém com aplicação em lançamentos de oleodutos submarinos (Fig.-1.3).

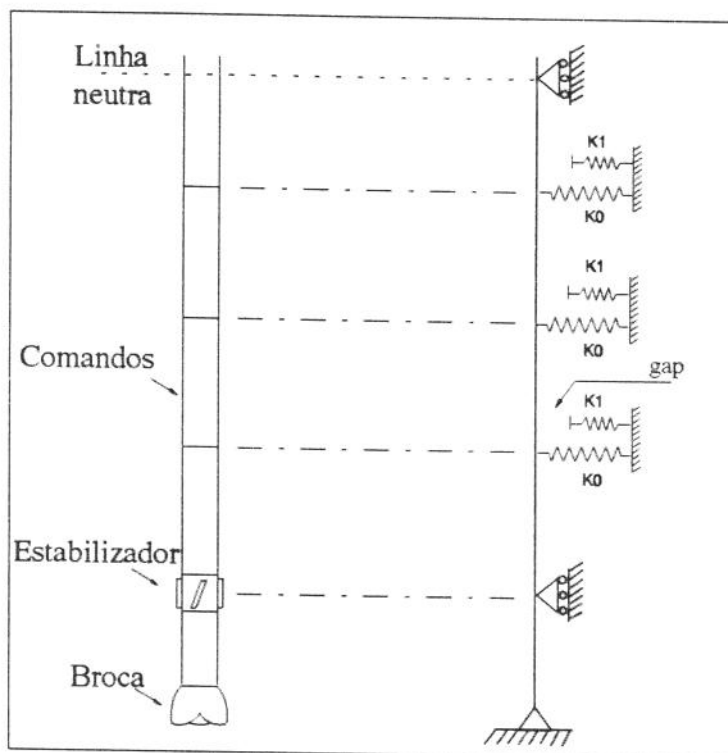


Fig.-1.3: Modelo de coluna de perfuração -Guz<sup>(8)</sup>

### 1.3.2. Análise de Riser de Perfuração

No que se refere à análise de riser de perfuração Chakrabarti e Frampton.<sup>(10)</sup> elaboraram uma revisão bibliográfica da maioria dos trabalhos apresentados na área de *Riser* desde 1950. Neste trabalho temos o histórico do desenvolvimento dos modelos propostos partindo daqueles estáticos mais simples até os dinâmicos mais avançados. Podemos notar que os modelos variam entre si, basicamente nos seguintes itens:

- análise estática ou dinâmica ;
- dimensões ( bi ou tridimensionais) ;
- Lineares e não-lineares ;
- Solução dinâmica no domínio do tempo ou da frequência ;
- Mar regular ou irregular ;
- Tipo de teoria de onda utilizada (Airy linear ,Stokes 5<sup>a</sup> ord., etc.) ;

A equações diferenciais utilizadas pelos autores mencionados no trabalho acima diferem entre si em função das diferentes abordagens utilizadas, porém via de regra possuem termos relacionados ao dobramento, tensão, peso e inércia.

Young<sup>(11)</sup> derivou uma equação do movimento horizontal utilizando-se todos os termos descritos acima e assumindo ângulos pequenos, comportamento elástico linear e movimento planar (correnteza, velocidade imposta pelas ondas e deslocamentos do *Riser* todos ocorrendo em um mesmo plano e ainda que todos os momentos e inclinações ocorrem em um plano que é normal ao de movimentos ). A expressão final pode ser escrita da seguinte forma :



$$q_y = m_y \cdot \frac{\partial^2 Y}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial Z^2} \left[ E \cdot I(Z) \frac{\partial^2 Y}{\partial Z^2} \right] - A - B \quad (1.1)$$

onde:  $A = [\gamma_s A_s + \gamma_i A_i - \gamma_o A_o] \frac{\partial Y}{\partial Z}$  (1.2)

$$B = [T(Z,t) + p_o A_o - p_i A_i] \cdot \frac{\partial^2 Y}{\partial Z^2} \quad (1.3)$$

sendo:

$q_y$  -força lateral no Riser

$m_y$  - Massa do Riser;

$\frac{\partial^2 Y}{\partial t^2}$  - Aceleração lateral do riser;

$E$  - Modulo de elasticidade;

$I$  - Momento de inércia;

$A_s$  - Área da parede do tubo;

$A_i$  - Área interna do tubo;

$A_o$  - Área externa do tubo;

$\gamma_s$  - Peso específico do aço;

$\gamma_i$  - Peso específico da lama de perfuração;

$\gamma_o$  - Peso específico da água do mar;

$T(Z,t)$  - Tensão no riser na direção tangencial;

$p_o$  - Pressão externa ao riser (hidrostática);

$p_i$  - Pressão interna;

$Z$  - Profundidade

Y - Deslocamento lateral;

Das equações acima tem-se que o *Riser* é idealizado como uma viga-coluna tubular sujeita a pressões interna e externa, bem como tração e cargas laterais. A pressão interna é basicamente hidrostática, devido ao peso da lama de perfuração, enquanto a externa é devida à água do mar (Os *Riser* de perfuração diferem dos de produção entre outras coisas, pelo fato de não serem projetados para resistir a pressões internas altas e sim a diferenciais de pressão externa/interna).

O termo  $\underline{q}_y$  na equação acima (1.1), representa os esforços hidrodinâmicos induzidos por correntes, ondas e movimentos da embarcação. A expressão matemática destes esforços está apresentada a seguir (Equação de Morrison):

$$q_y = \frac{1}{2} \rho D C_d \left\{ V_y - \frac{\partial Y}{\partial t} \right\} \left| V_y - \frac{\partial Y}{\partial t} \right| + \frac{1}{4} \rho \pi D^2 \cdot \left[ C_m \frac{\partial V_y}{\partial t} - (C_m - 1) \frac{\partial^2 Y}{\partial t^2} \right] \quad (1.4)$$

Onde:

$\rho$  - Densidade do fluido (água do mar);

D - Diâmetro;

$C_d$  - Coeficiente de arrasto (*drag*);

$C_m$  - Coeficiente de massa adicional;

$V_y$  - Velocidade horizontal das partículas de água;

Y - Deslocamento horizontal;

No caso de carregamento estático (correnteza constante) a expressão se reduz a :

$$q_y = \frac{1}{2} \rho D C_d V_y |V_y| \quad (1.5)$$

O primeiro termo da equação (1.4) representa a contribuição do arrasto (*drag*) na força de excitação e o segundo o efeito de inércia .

O princípio envolvido no termo de inércia está relacionado à aceleração e desaceleração do fluido ao passar pelo riser. Isto requer que trabalho seja realizado, através da aplicação de uma força na tubulação. O coeficiente "Cm" ligado a ele é chamado de coeficiente de massa adicional .O conceito de massa adicional está ligado ao fato de que um corpo com movimento acelerado em um fluido, gera uma força de inércia que é maior do que sua massa multiplicada pela aceleração .

Já a força de arrasto é causada pelo aparecimento de uma região de baixa pressão na face do riser oposta à direção do fluxo .Este desbalanceamento de pressão faz com que seja gerada uma força no sentido do fluxo. (Fig.-1.4)

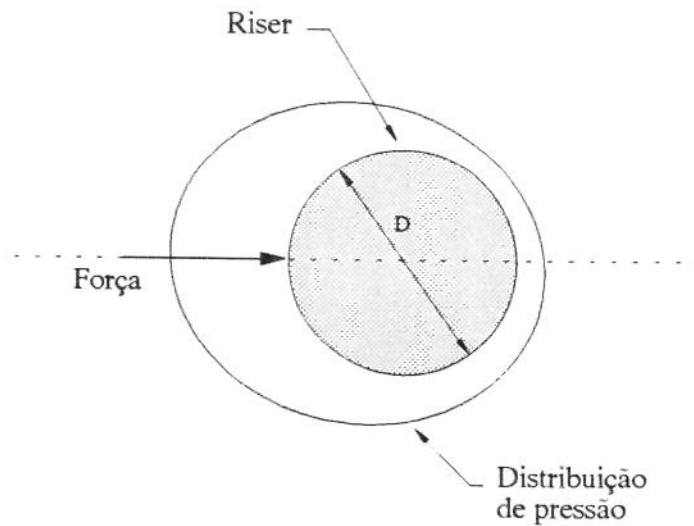


Fig.-1.4: Distribuição de pressões ao redor do riser.

Existem três maneiras de tratar a dependência no tempo na equação do comportamento do *Riser* :

- Análise Estática ( o riser não se move ) ;
- Domínio do tempo ( análise não linear com integração numérica passo a passo no domínio do tempo ) ;
- Domínio da frequência ( linearização do termo de arrasto ) ;

A análise estática é a mais simples delas. Podem ser modelados carregamentos de correntezas constantes e efeitos de deslocamento estático (*offset* da plataforma). Além disso, normalmente uma "fatia" representativa do esforço devido às ondas pode ser incluído como sendo um perfil de velocidades e acelerações escolhidas. A vantagem principal deste método é a rapidez computacional permitindo variações paramétricas com um custo computacional relativamente baixo. A principal desvantagem é que, apesar do termo de arrasto não precisar ser linearizado, os efeitos de inércia, bem como os movimentos do riser na água são desprezados o que leva a resultados aproximados<sup>(12)</sup>.

A solução no domínio do tempo é a mais completa das três sob o ponto de vista de acurácia dos resultados . Ela permite a análise não linear do termo de arraste não linear da equação de Morrison (1.4) além de manter os termos relativos a movimentos do riser. A desvantagem principal é o tempo computacional necessário para a solução que, por exemplo, para o caso de uma onda regular chega a ser 1000 vezes maior que o da abordagem estática<sup>(12)</sup> o que inviabiliza estudos paramétricos .

A solução no domínio da frequência requer a linearização do termo de arrasto e somente a parte em regime permanente da solução é considerada. O tempo computacional necessário rivaliza com o da análise estática porém se a linearização não for criteriosa, podem ser introduzidos erros grosseiros conforme demonstrado por Krolkowski e Gay<sup>(12)</sup> . Estes autores introduziram o conceito de linearização melhorada, o que permite que a solução se aproxime bastante daquela no tempo mesmo quando a correnteza está presente. A linearização melhorada consiste basicamente em se escolher coeficientes linearizadores de modo a obtermos uma aproximação do termo de arrasto não linear .

Young<sup>(13)</sup> resolveu a equação diferencial (1.1) pelo método das diferenças finitas, com uma abordagem dinâmica no domínio da frequência e utilizando a linearização melhorada<sup>(12)</sup>. A solução no domínio da frequência assume movimentos harmônicos de onda, *Riser* e embarcação o que para um mar regular e teoria de onda linear de Airy é uma boa aproximação. O mar irregular composto de uma superposição de ondas regulares de varias amplitudes e períodos também pode ser utilizado. O modelo de Young<sup>(13)(14)</sup> em vez de procurar a resposta irregular como uma superposição de mares regulares (conforme mencionado acima), utiliza um modelo estatístico para a resposta máxima (tensões, deflexões, inclinações, etc.). A demonstração de como isto é realizado está apresentado na referência (13) e (14).

Embora a análise na frequência não permita o tratamento de não-linearidades (grandes deslocamentos, teorias de ondas de ordem superior, não linearidades de materiais, etc) eles são raramente necessários no estudo de risers de perfuração tradicionais, já que os ângulos formados pela configuração do *Riser* (rotações dos nós) são pequenos, existe uniformidade nas propriedades dos materiais e a teoria linear de ondas segundo a literatura tem se mostrado suficiente na maioria dos casos. A abordagem na frequência possui ainda a vantagem de permitir estudos paramétricos com variação de tração, peso de lama, profundidade, *offset* e estados de mar relativamente rápidos, e portanto de baixo custo em uma única passagem computacional (rivalizando com a análise estática) conforme demonstrado por Young<sup>(13)(14)</sup> / Krolikowski e Gay<sup>(12)</sup>.

## **CAPÍTULO - II**

### **2. ANÁLISE NÃO LINEAR E APLICAÇÃO À COLUNA DE PERFURAÇÃO**

#### **2.1. Introdução**

Este capítulo tem como objetivo mostrar os passos necessários à implementação e modelagem de uma coluna de perfuração utilizando-se um programa computacional comercial. Trata-se dos aspectos de mecânica propriamente dita, da teoria dos elementos finitos não lineares, bem como do processo de validação que foi julgado necessário. Parte-se de exemplos básicos da literatura, que possuem solução analítica e chega-se até a montagem e solução de um exemplo de B.H.A. (*Bottom Hole Assembly*).

#### **2.2. Mecânica da Coluna de Perfuração**

Na teoria de flexão de vigas, as tensões e deformações geradas são proporcionais ao carregamento aplicado. Isto é verdade se as deformações (flexões) forem de tal modo pequenas, que a configuração inicial pode ser utilizada no cálculo da configuração deformada (momentos, deflexões, etc.). Nesta situação, vale o princípio da superposição, ou seja a deformação total é a soma das deformações geradas para cada carga aplicada. Isto ocorre basicamente no caso da flexão quando as cargas aplicadas são laterais.

Quando existem esforços axiais e laterais em vigas, as deformações não serão mais proporcionais ao carregamento axial e existe um acoplamento destes esforços . Segundo Timoshenko<sup>(15)</sup> " vigas sujeitas simultaneamente a esforços axiais e laterais são denominadas de vigas-colunas " e podem ser representadas por (Apêndice "A"):

$$EI \frac{d^3 y}{dx^3} + P \frac{dy}{dx} = -V \quad (\text{A-6})$$

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + P \frac{d^2 y}{dx^2} = q(x) \quad (\text{A-7})$$

As equações diferenciais representam uma viga coluna sujeita a um carregamento distribuído. É interessante notar que se a carga axial (P) for igual a zero, as equações se reduzem àquelas tradicionais de flexão de vigas sujeitas apenas a cargas laterais .

A coluna de perfuração pode ser modelada como uma viga coluna, já que ela está sujeita a esforços laterais (devido às inclinações e mudanças de direção ) bem como a cargas axiais geradas pelo apoio da mesma no fundo do poço (peso sobre broca) e do atrito com as paredes .

As equações da viga coluna podem ser resolvidas de várias maneiras sendo o método de Galerkin um deles (Apêndice B). Quando este método é aplicado a subdomínios discretos torna-se o chamado método dos elementos finitos (M.E.F.).

### **2.3. Não Linearidades Geométricas**

Quando uma força é aplicada à uma estrutura, ela sofre um deslocamento equivalente à intensidade do carregamento. O conhecimento da relação entre a força e o deslocamento permite a determinação de qual será a resposta da estrutura quando um conjunto de forças for aplicado. Em muitos casos a relação entre a força e o deslocamento

obedece um a relação linear ou seja a força é diretamente proporcional ao deslocamento (Fig.-2.1).

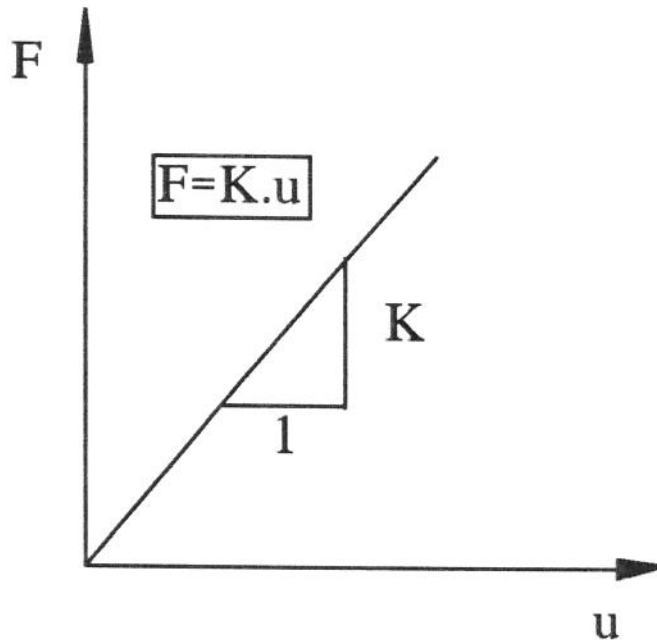


Fig.-2.1: Relação força/deslocamento linear

Na equação acima a constante  $K$  representa a rigidez do sistema. Enquanto ela permanecer constante o comportamento da estrutura será classificado como linear, isto é equações lineares são capazes de descrever o seu comportamento. Muitas estruturas são projetadas para permanecer "lineares" em toda a faixa de solitação de serviço, ou seja a "rigidez" do sistema não varia consideravelmente dentro deste nível de solitação.

Existem entretanto muitos casos em que a relação direta força/deslocamento não é obedecida e o comportamento da estrutura não poderá mais ser descrito por um conjunto de equações lineares (Fig.2.2).(Na realidade mesmo as estruturas consideradas lineares apresentam uma não linearidade que é desprezada devido ao nível baixo de carregamento aplicado, ou então aos pequenos deslocamentos sofridos).



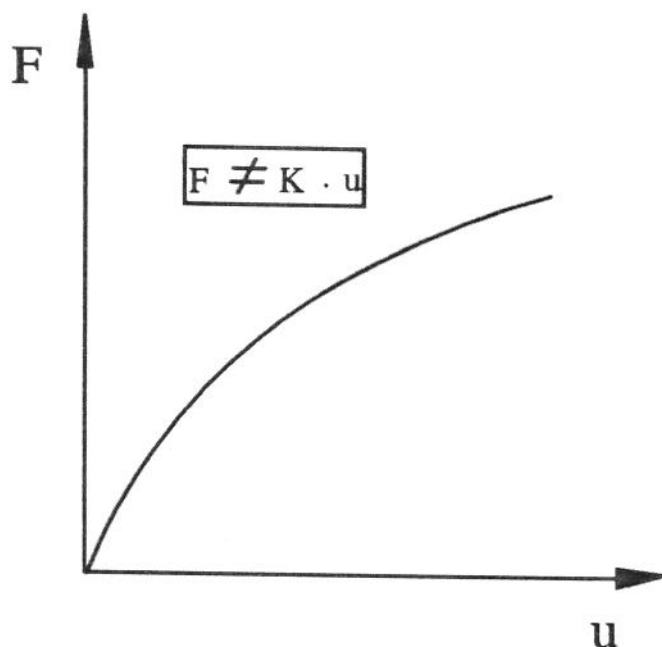


Fig.-2.2: Relação força/deslocamento não linear

A não linearidade geométrica pode ser entendida como sendo uma variação da rigidez do sistema em função dos grandes deslocamentos ou deformações sofridos. Um exemplo típico deste efeito é o sofrido por uma vara de pesca com um carregamento lateral. À medida que a extremidade desta vara se flete ela sofre um aumento de rigidez, apresentando menores deslocamentos a medida que a força aumenta.

No apêndice B, mostra-se a dedução das matrizes de rigidez elástica  $[K_e]$  e geométrica  $[K_g]$  de uma viga-coluna. A equação resultante possui um comportamento não linear, já que ambas variam em função dos deslocamentos (no sistema de coordenadas globais). Como foi citado, a coluna de perfuração pode ser modelada como uma viga-coluna e portanto, as equações matriciais deduzidas se aplicam a ela.

A resolução de problemas estruturais não lineares pelo método dos elementos finitos, requer uma solução iterativa, em que o deslocamento total é alcançado por meio de passos lineares pequenos. É o chamado método incremental.

Neste método o carregamento é aplicado paulatinamente possibilitando o cálculo de uma nova matriz de rigidez, que será utilizada no próximo incremento de carga. Este processo é chamado de método puramente incremental e é mostrado graficamente na figura (2.3).

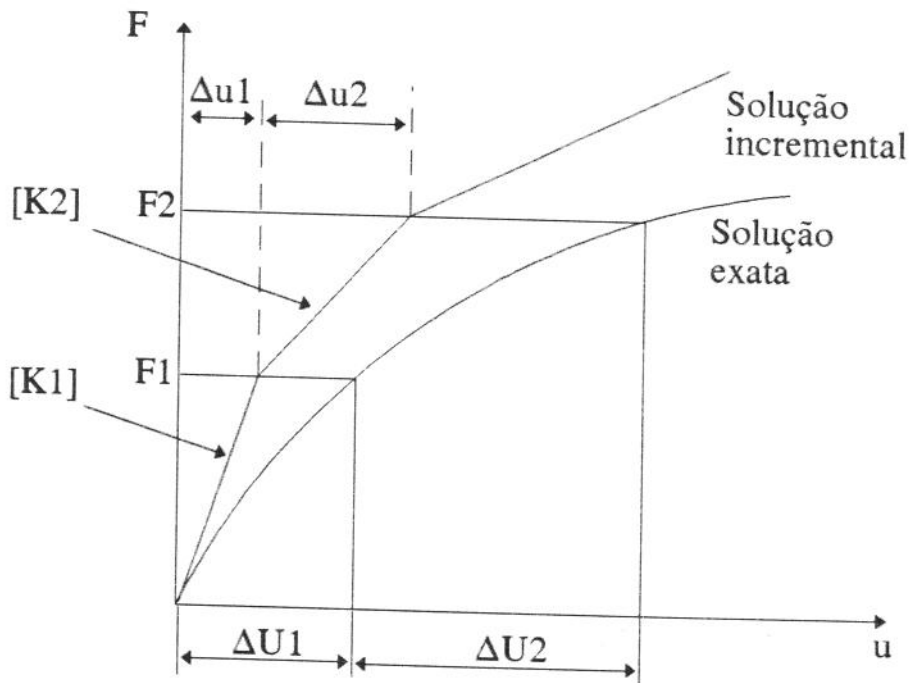


Fig.-2.3: Método puramente incremental

Onde:

$F_i$ =Carga incremental

$[K_i]$ =matriz de rigidez total em cada um dos passos

$\Delta U_i$ =Deslocamento real

$\Delta u_i$ =deslocamento calculado pelo método incremental

Este processo tem a vantagem da simplicidade de implementação porém, possui uma desvantagem fundamental que é a de não satisfazer as relações de equilíbrio estrutural.

A solução encontrada para contornar este efeito foi a de se verificar em cada incremento de deslocamento se as condições de equilíbrio são satisfeitas, através de um processo iterativo dentro do incremento de carregamento. Este método é conhecido como

método incremental iterativo de Newton-Raphson. A figura 2.4 mostra graficamente como este método funciona. As equações utilizadas são:

$$[K_{ti}] \cdot \{\Delta u_i\} = \{F_{ap}\} - \{F_{Di}\} \quad (2.1)$$

$$\{U\} = \sum \Delta u_i \quad (2.2)$$

$$\{F_{Di}\} = \{F_{ap}\} - [K_{ti}(u)] \cdot \{u\} \quad (2.3)$$

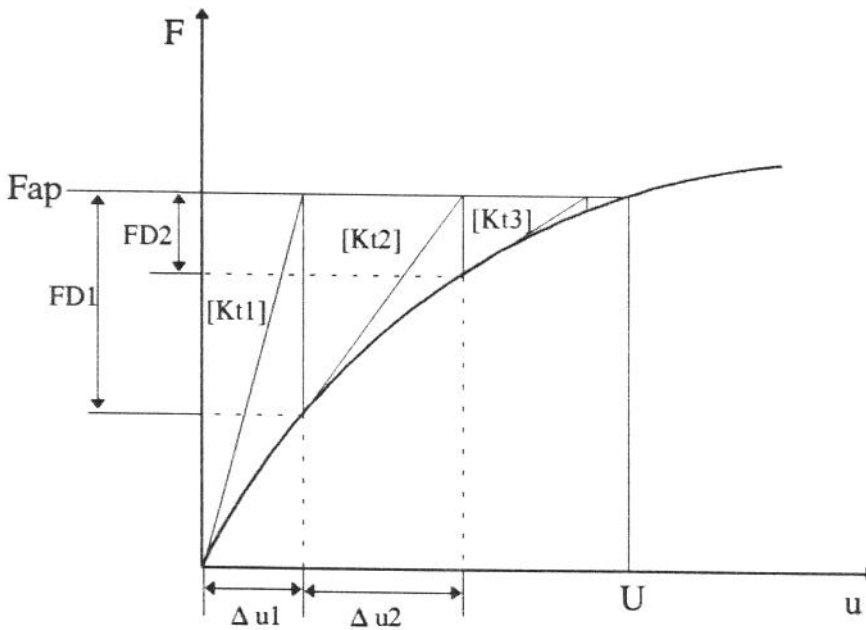


Fig.-2.4: Método incremental de Newton-Raphson

Sendo:

$\Delta u_i$ =deslocamento incremental em cada iteração

$F_{Di}$ =vetor de forças internas desbalanceadas

$[K_{ti}]$ =Matriz de rigidez total

$F_{ap}$ =Força incremental aplicada

$U$ =Deslocamento final devido a  $F_{ap}$

O equilíbrio é checado comparando-se o vetor de forças desbalanceadas das 2 últimas iterações. Além deste critério podem ser utilizados deslocamentos, momentos e

energia interna, sendo que a aplicação apenas do critério de deslocamento em estruturas que sofrem um enrijecimento grande com um pequeno incremento de carga pode levar à interrupção do processo iterativo quando a força desbalanceada ainda for alta.

## **2.4. O Efeito de Contato.**

O efeito de contato em elementos finitos pode ser simulado através da utilização de molas lineares que são acionadas sempre que o afastamento lateral de um determinado nó atingir o valor pré definido para o contato ocorrer.

Após o contato deve-se incorporar na matriz de rigidez total do sistema, no termo correspondente ao grau de liberdade que atingiu o deslocamento pré definido, a rigidez (constante de mola) estabelecida.

Além disto deve ser adicionado no termo de força o valor equivalente ao deslocamento acima do estipulado sofrido pelo nó. O conhecimento desde deslocamento adicional permite a obtenção da força de contato.

A inclusão de constantes de mola com valores muito altos deve ser evitada, devido ao risco de se desestabilizar numericamente a matriz de rigidez.

## **2.5. Modelagem Computacional.**

O presente problema foi modelado para solução, utilizando-se o programa ANSYS.

O pacote computacional ANSYS é voltado para a solução de problemas de engenharia nas áreas de estruturas, transferência de calor, análise dinâmica, eletricidade, magnetismo, etc; utilizando uma formulação em elementos finitos.

Quando decide-se utilizar um *software* comercial na solução de um determinado problema, a primeira dúvida é se será possível chegar a uma solução válida ou em outras palavras se é possível validar os resultados. Esta preocupação advém do fato de que como a programação é feita para atender usuários com um perfil padrão, pode acontecer que um problema específico acabe sendo tratado de maneira errônea por não se encaixar nas categorias padrões.

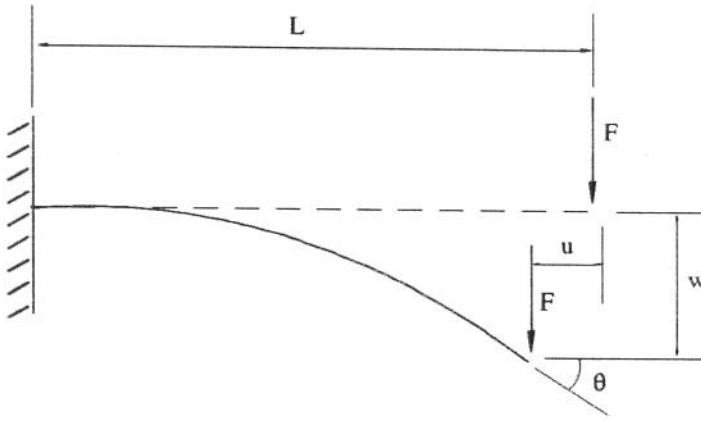
Entendeu-se que a melhor maneira de utilizar com segurança um *software* comercial, é conhecendo a formulação básica da teoria em que ele está baseado, neste caso a teoria dos elementos finitos . A pergunta que pode ser feita então é que já que um esforço será demandado no aprendizado do método, por que então não programá-lo, adequando-o às necessidades específicas do problema. A resposta é a indisponibilidade de tempo, já que a implementação do método, bem como de otimizadores e de artifícios de convergência; pré e pós-processamento; sozinhos podem levar o mesmo tempo gasto na solução do problema propriamente dito (especialmente sendo uma formulação não linear ).

Para certificar-se da correta utilização do *software* ANSYS foram seguidos os mesmos passos de validação utilizados por Guz<sup>(8)</sup> e Paixão<sup>(9)</sup> já que eles desenvolveram seus próprios algoritmos de solução utilizando o método dos elementos finitos não linear.

## **2.6. Validação do Programa**

### **2.6.1. Viga em Balanço**

Neste problema uma viga em balanço com carga concentrada na sua extremidade livre é analisada utilizando as opções de grandes deslocamentos do ANSYS. Este exemplo possui solução não linear analítica deduzida por Mattiason<sup>(16)</sup> através de integrais elípticas. A figura 2.5 ilustra o problema e a tabela H-1 (apêndice H) apresenta os resultados numéricos obtidos. Os dados do problema são :



$$E = 30 \times 10^6 \text{ psi.}$$

$$I = \frac{B \times h^3}{12} = \frac{12 \times 12^3}{12} = 20736 \text{ pol}^4.$$

$$L = 100 \text{ pés} = 1200 \text{ pol.}$$

$$f = \frac{F \times L^2}{E \times I}$$

$$A = 12 \times 12 = 144 \text{ pol}^2$$

Fig.- 2.5: Viga em balanço analisada por Mattiasson<sup>(16)</sup>

A figura 2.6 traz o gráfico comparativo dos resultados obtidos pelo método dos elementos finitos e o analítico, o que mostra uma boa concordância entre os dois resultados.

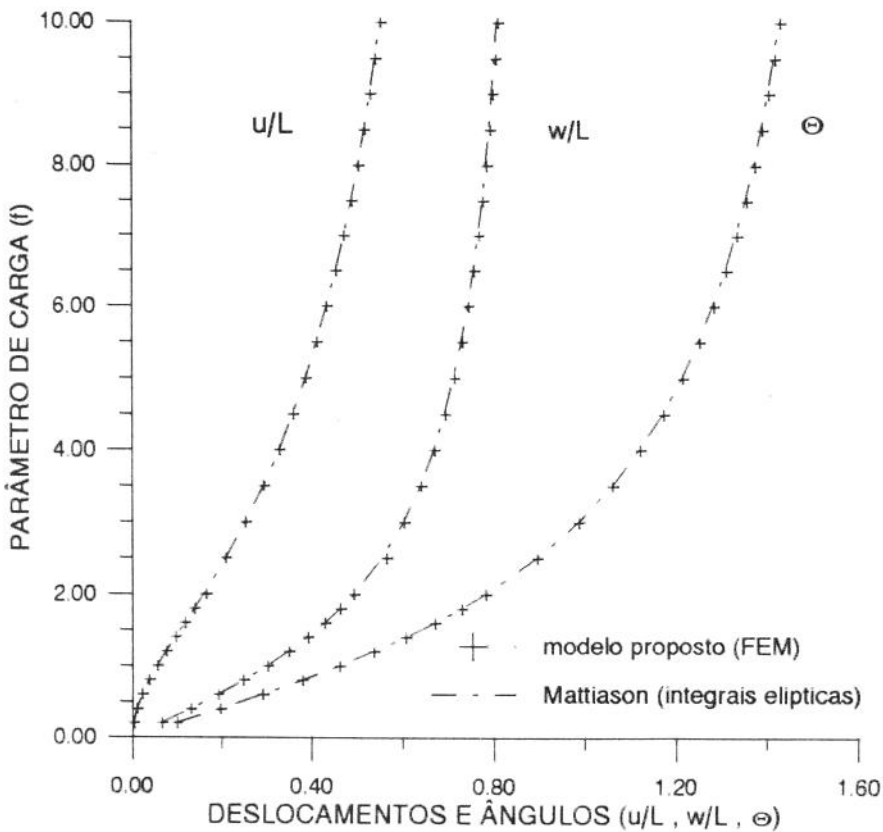


Fig.-2.6: Gráfico comparativo analítico/M.E.F.

### 2.6.2. Viga Bi-apoiada com Imperfeição Inicial .

Este problema não linear foi tratado analiticamente por Timoshenko<sup>(15)</sup> (Fig.-2.7).

Foram utilizados 16 elementos de viga na discretização:

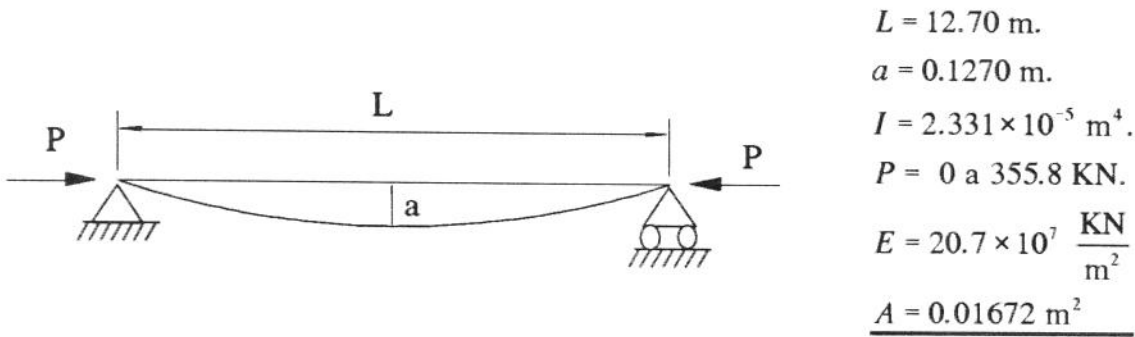


Fig.-2.7: Viga com imperfeição geométrica inicial

a solução analítica é :

$$y = y_0 + y_1 = \frac{a}{1 - \alpha} \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{L}\right) \quad \text{onde : } \alpha = \left(\frac{P \cdot L^2}{\pi^2 \cdot E \cdot I}\right)$$

No nosso exemplo  $x = \frac{L}{2}$  e portanto a expressão fica :

$$y = \left(\frac{a}{1 - \alpha}\right) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2}\right) = \frac{a}{1 - \alpha}$$

Onde:

y - Deslocamento lateral;

$\alpha$  - Parâmetro de carga;

a - Imperfeição inicial;

x - Posição ao longo do eixo longitudinal;

Os resultados comparativos estão na figura 2.8 e os valores na tabela H-2:

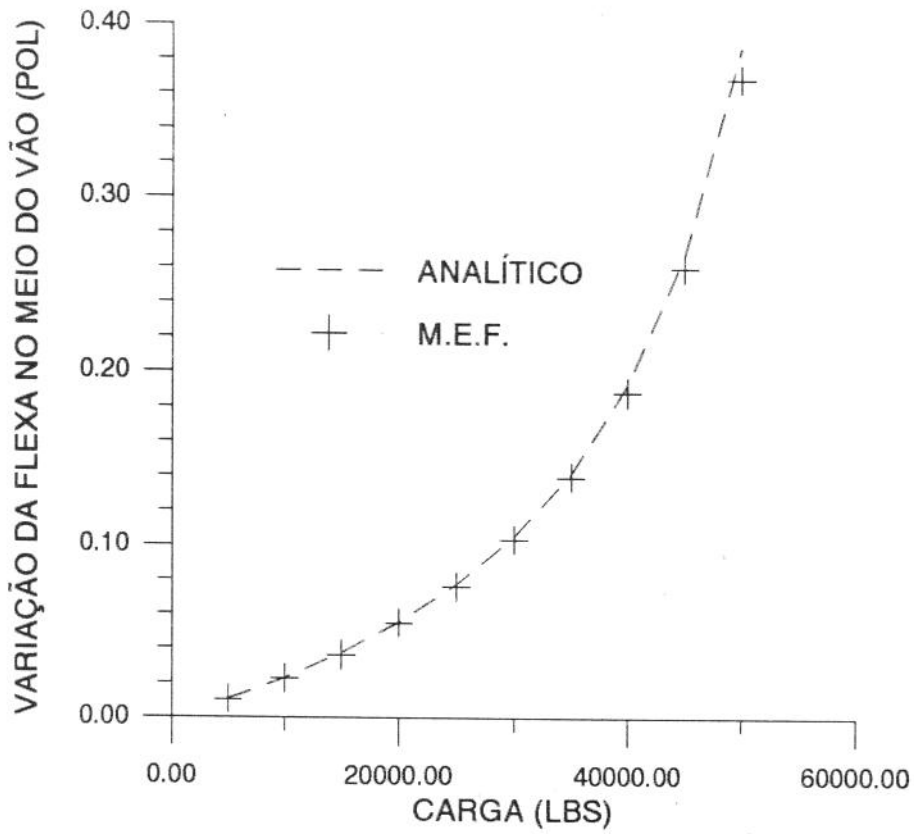


Fig.2.8: Gráfico comparativo para viga bi-apoiada com imperfeição inicial



### 2.6.3. Elementos de Contatos

Devemos também validar a utilização dos elementos de contato, já que eles serão utilizados na modelagem da parede do poço. O ANSYS possui em sua biblioteca 4 tipos de elementos de contato, cada um desenhado para uma aplicação específica. Utilizaremos aqui o elemento análogo ao que foi utilizado por Guz<sup>(8)</sup>, ou seja uma mola com constante bilinear.

O exemplo a ser analisado é o de uma viga bi-apoiada com uma carga concentrada na extremidade conforme figura 2.9.

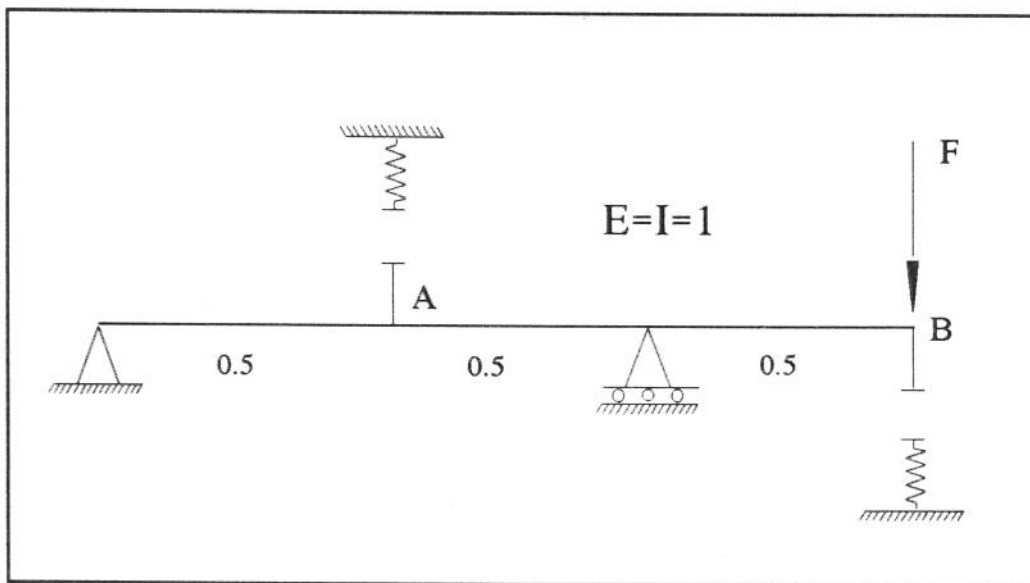


Fig. 2.9: Viga bi-apoiada para validação dos contatos

A estratégia para validação foi:

- 1)-Aplicar a carga sem a presença dos elementos de contato;
- 2)-Verificar o deslocamento de 2 pontos;
- 3)-Colocar no modelo elementos de contato com "gap"(abertura) inferior aos deslocamentos livres ;
- 4)-Obter as forças de contato nos pontos A e B;

5)-Aplicar estas forças, simulando os contatos ;

6)-Checar os deslocamentos dos 2 pontos

Se os deslocamentos da etapa final forem iguais aos obtidos quando os elementos de contato estavam presente, o problema estará validado. A tabela abaixo (Tab.2.1) contém os resultados obtidos.

Tab. 2.1: Forças e deslocamentos obtidos na viga bi-apoiada

|                                       | A                      | B                    |
|---------------------------------------|------------------------|----------------------|
| Deslocamento Livre                    | 0.03125                | -0.125               |
| Deslocamento restrito                 | 0.01018<br>FA=-0.23577 | -0.053<br>FB=0.51705 |
| Deslocamento livre com cargas FA e FB | 0.01018                | -0.053               |

#### 2.6.4. Exemplo de Coluna de Perfuração

O exemplo que foi utilizado foi resolvido inicialmente por Milheim, Jordan e Ritter<sup>(7)</sup>, sendo posteriormente utilizado por Guz<sup>(8)</sup> e consiste basicamente de um BHA (Fig.-2.10) em um poço direcional de baixa inclinação. A análise é feita depois do trecho de *build-up* (ganho de ângulo). Os dois autores conforme já mencionado anteriormente, utilizaram elementos de contato diferentes, porém os resultados obtidos foram próximos. Os dados de entrada estão mostrados a seguir:

-Peso da lama = 10 lbs/gal.

-Comandos : OD = 8 pol.

ID = 2 pol.

-Inclinação do poço = 10 graus

-Peso específico do aço =  $489 \frac{\text{lbs}}{\text{pé}}$

-Modulo de elasticidade =  $29 \times 10^6 \frac{\text{lbs}}{\text{pol}^2}$

-Comprimento do BHA = 500 pés

-Comprimento discretizado = 180 pés

-Diâmetro do poço = 9.875 pol.

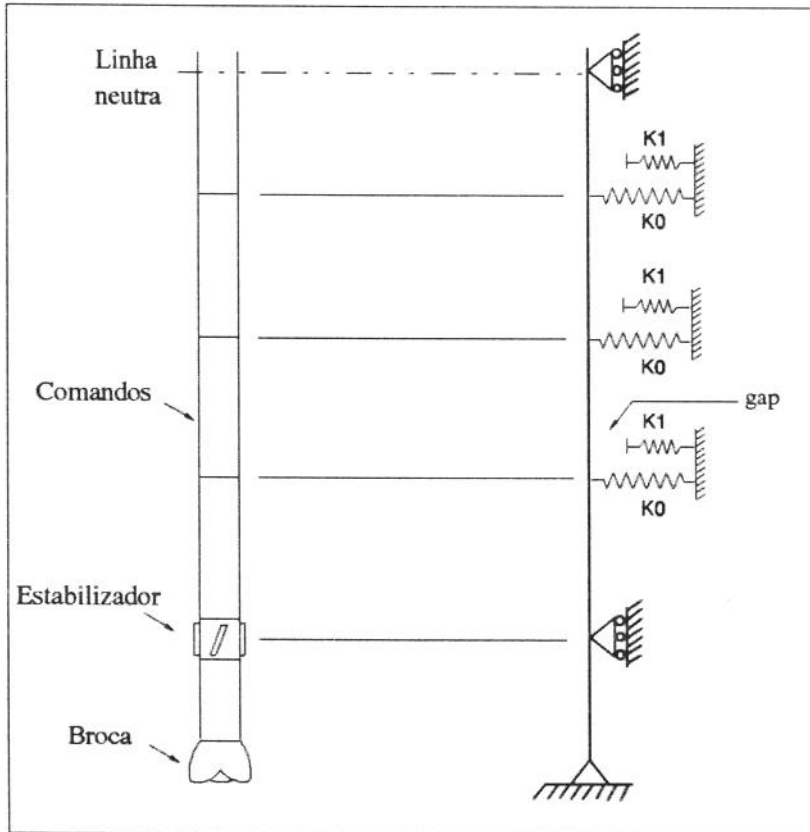


Fig.-2.10: B.H.A. utilizado por Guz<sup>(8)</sup> e aplicado no presente trabalho

Foram utilizados 14 elementos de viga, 15 nós e 14 elementos de contato. A broca foi modelada como um apoio que restringe translação porém permite rotação e o estabilizador como uma restrição lateral a movimentos. Como a discretização foi feita apenas nos 180 pés inferiores, os 320 restantes foram modelados como cargas concentradas no nó superior. O modelo de elementos finitos é o mesmo da Figura 2.10, porém os elementos de contatos utilizados foram como na Figura 2.9. Para efeito comparativo foram calculados 2 casos com os dados das duas referências citadas<sup>(8)(9)</sup> para uma avaliação dos resultados. Na tabela H-3 (apêndice H) estas forças estão listadas em relação aos eixos cartesianos, sendo "X" a direção perpendicular ao eixo do poço.

O programa ANSYS possui ainda a opção de utilização da gravidade como carregamento (especificando-se o peso específico dos elementos) e por um algoritmo interno calcula as forças nodais equivalentes. Com a finalidade de testar esta facilidade, recalculamos o mesmo problema proposto acima e comparamos os resultados com os outros dois das referências citadas<sup>(8)(9)</sup>. Os resultados aqui obtidos foram bons sob o ponto de vista comparativo, o que pode ser visto na tabela H-4 (Apêndice H) e nos gráficos das figuras 2.7 e 2.8. A partir deste resultado passamos a utilizar a gravidade como carregamento já que isto facilita muito a entrada de dados (Os resultados foram obtidos com  $g = 32.2 \text{ ft/sec}^2$  e  $\rho = 489 \text{ lbs/pe}^3$  ).

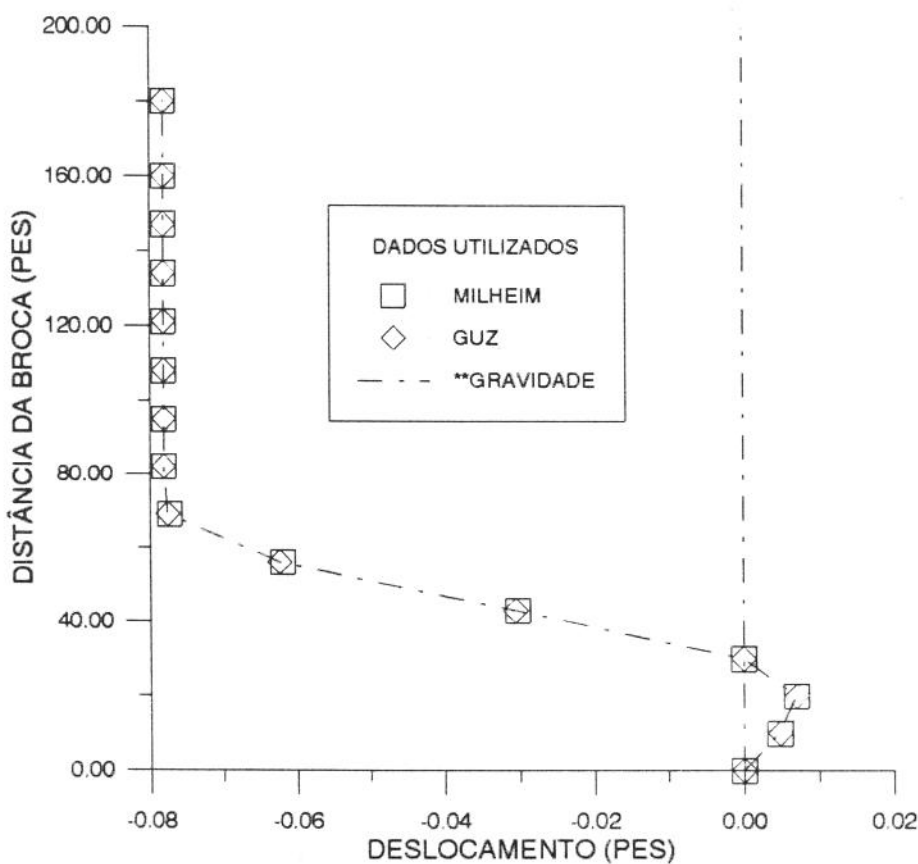


Fig. 2.11 Gráfico de deslocamento X posição para o exemplo de B.H.A.

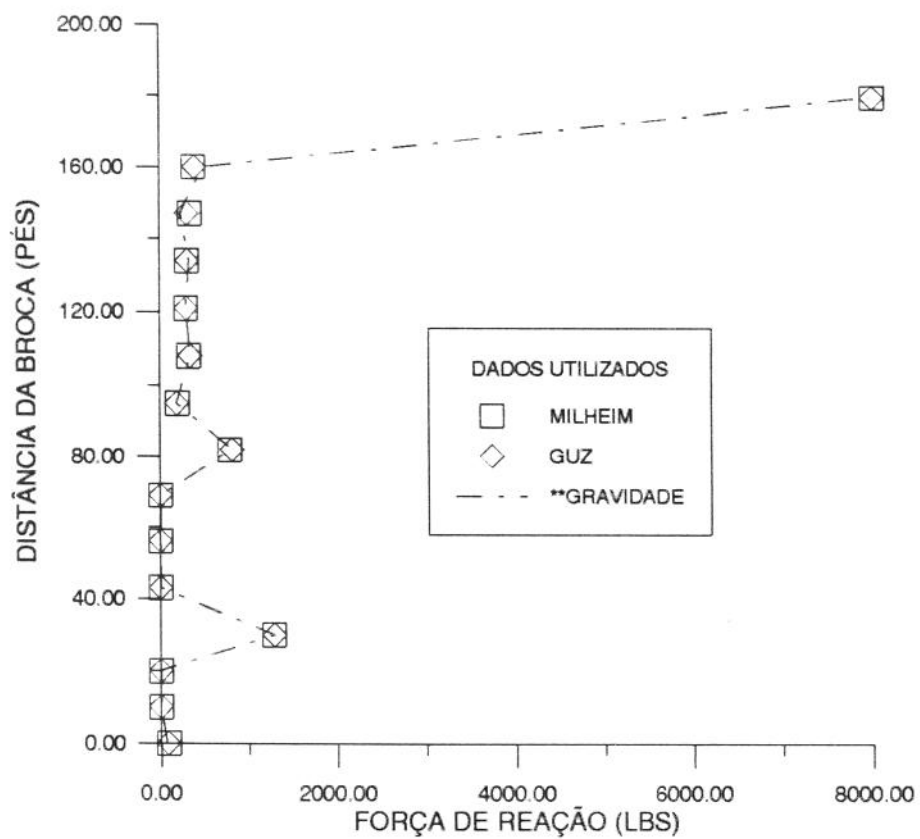


Fig. 2.12: Gráfico de força de reação X distância da broca

## CAPÍTULO III

### 3. METODOLOGIA PARA CÁLCULO DAS FORÇAS DE CONTATO

#### 3.1. Introdução

Neste capítulo é proposta uma metodologia para estimativa das forças de contato da coluna de perfuração contra o poço utilizando o método dos elementos finitos não linear. Para efeito didático utiliza-se um poço exemplo e descreve-se os passos necessários à montagem do modelo à medida que o problema for sendo resolvido.

#### 3.2. Poço Exemplo.

Foi escolhido para demonstrar a metodologia proposta o poço da figura 3.1 . Este poço no jargão da perfuração é denominado de poço tipo I ou ainda "*build-and-hold*", por termos uma região de ganho de ângulo denominada de *build-up* e logo depois a manutenção da inclinação até a profundidade final. Uma simplificação é feita que é a de considerar que o poço chega a profundidade final com um revestimento de 9 5/8". Isto não significa que não possam ser utilizados diâmetros diferentes (por exemplo um poço com "liner" de 7 pol.). Mais adiante aplica-se a técnica proposta neste trabalho numa composição poço/riser e mostra-se como a inclusão de diferentes diâmetros pode ser implementada.

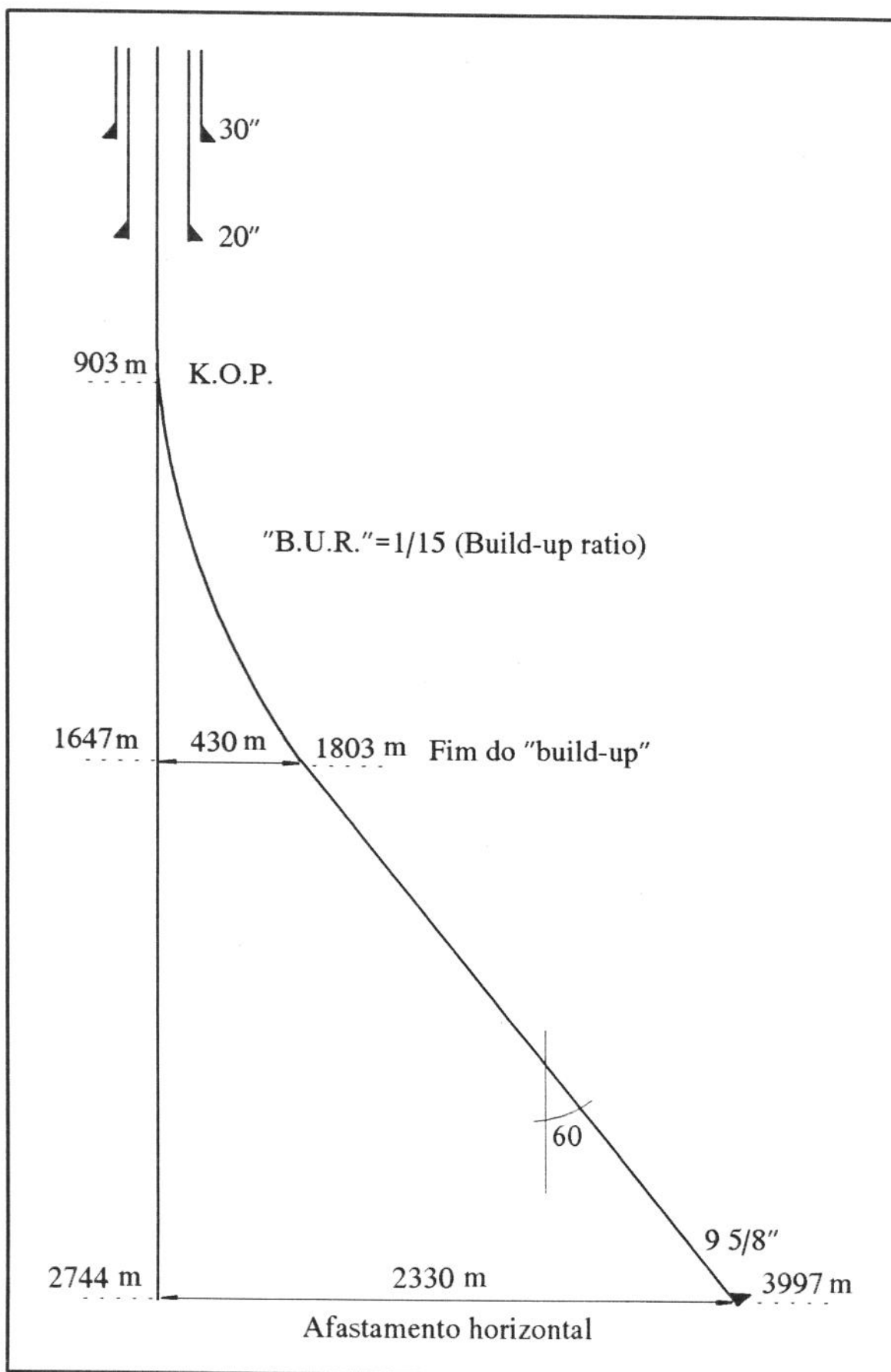


Fig.-3.1: Poço adotado no exemplo de cálculo

### **3.3. Geração das "Paredes" do Poço**

Como se optou pela geometria de projeto (2D), os dados são relativos à linha de centro do poço e portanto, foi preciso gerar as coordenadas dos nós que definem as paredes (é possível a utilização de dados reais obtidos após a perfuração; e através de técnicas de interpolação de pontos - determinação de trajetória - gerar os elementos de contato e portanto as paredes). O Apêndice C mostra como foram geradas as paredes.

Cabe aqui a colocação da terminologia que será utilizada para definir as paredes. Considera-se que a "parede alta" é aquela à direita da linha de centro e a "parede baixa" a do lado oposto. Efetivamente estes termos são utilizados tanto no dia a dia da perfuração bem como na literatura especializada e por isto optou-se em mantê-los.

### **3.4. Discretização da Coluna .**

Uma das opções é a de discretizar a coluna já dentro do poço conforme Figura 3.2. Porém neste caso na região com ganho de ângulo (*build-up*) já parte-se de uma configuração deformada, sem as tensões geradoras da mesma ou, em outras palavras, estaremos perde-se os efeitos de rigidez envolvidos neste dobramento .



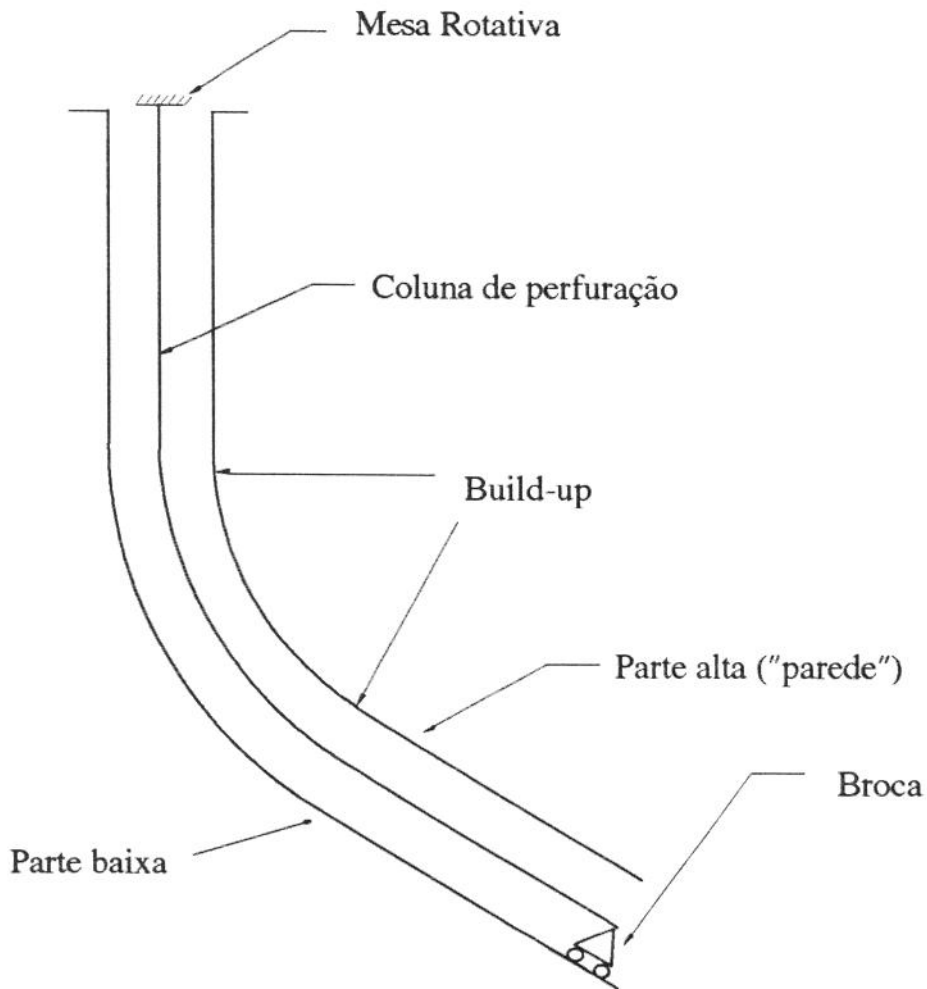


Fig.-3.2: Configuração inicial desprezando-se o efeito de dobramento.

Para manter-se os efeitos de dobramento, a estratégia adotada foi a de modelar a coluna inicialmente indeformada e aplicar deslocamentos nas extremidades, forçando-a contra uma série de elementos de contato simulam a "parede alta" do poço. Utiliza-se o mesmo procedimento para a "parede baixa" porém, desloca-se os elementos de contato (fazendo com que a coluna fique dentro dos limites do poço). Conforme Figura 3.3

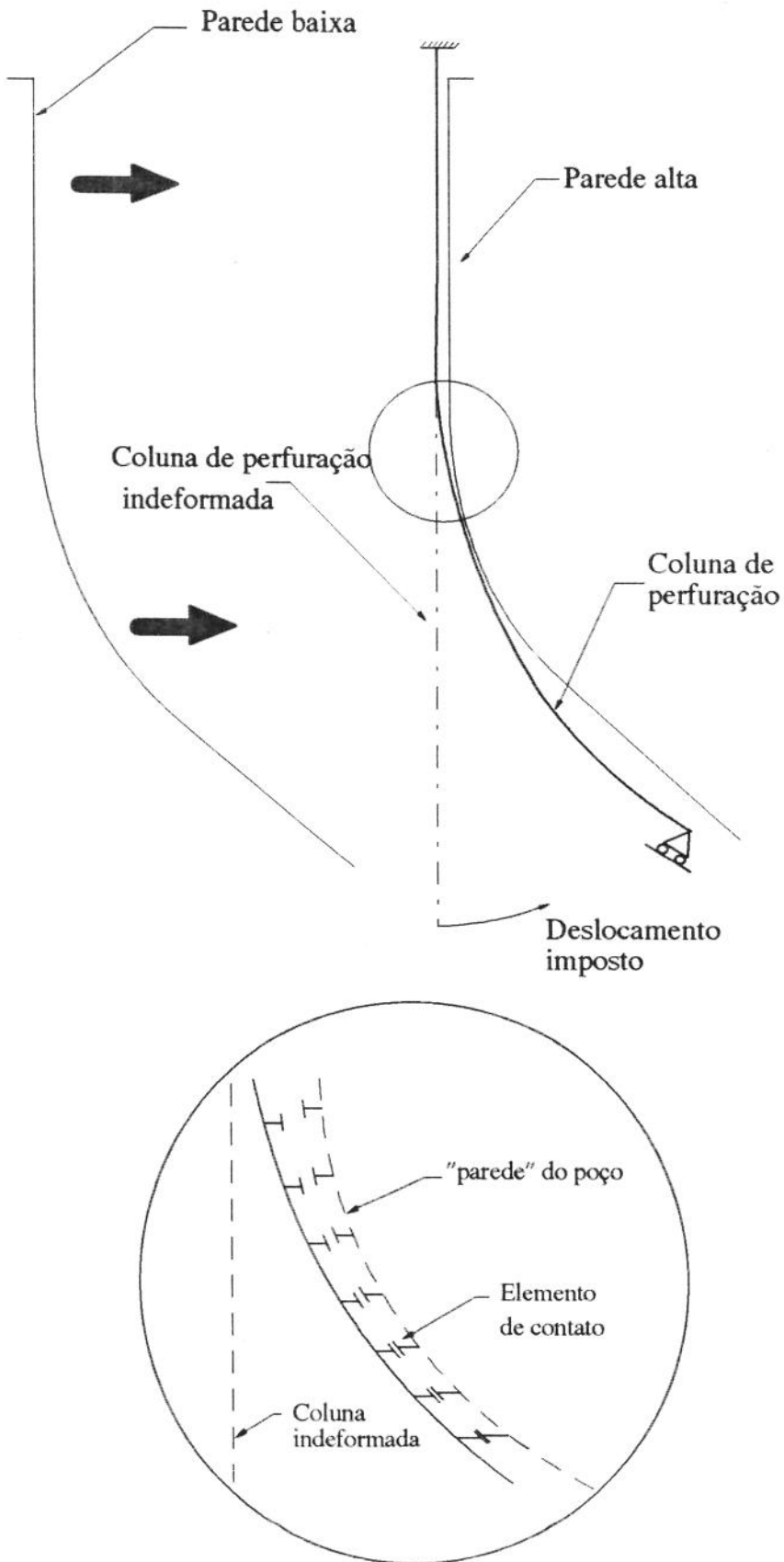


Fig.-3.3:Deslocamentos impostos à coluna e ampliação mostrando os contatos entre a coluna e a "parede alta" do poço

### 3.5. Elementos de Contato

Em toda a etapa de validação a orientação dos elementos de contato foi sempre de 90 graus, porém na região do *build-up* deve-se respeitar o ângulo entre a tangente à parede e a vertical, para que se a força de reação seja normal à superfície. Para a implementação disto, utiliza-se as relações trigonométricas da trajetória de um poço direcional (Apêndice D) que associa um ângulo à cada profundidade e programa-se um macro-comando em linguagem A.P.D.L. (*Ansys Program and Design Language*) em que as variáveis que definem a mesma são os dados de projeto do poço (A vantagem de ter uma macro que modela a coluna e o poço é a possibilidade de analisar várias geometrias diferentes sem muito esforço adicional de programação).

Após aplicação do primeiro deslocamento na coluna, (forçando-a contra a parede do poço), verifica-se que a geometria nas partes onde ela se apoia está aquém dos limites iniciais estipulados. A explicação para isto é a de que os elementos de contato utilizados são definidos a partir de um "gap" (ou por dois pontos ficando o programa encarregado de calcular este "gap"), que não se altera ao longo da análise e que após a aplicação do carregamento (gravidade) à coluna os nós se deslocam devido à sua elasticidade fazendo com que o "gap" inicial não seja mais aquele necessário para o ponto (nó) atingir efetivamente a parede do poço fazendo com que a geometria não seja simulada corretamente (Fig.-3.4).

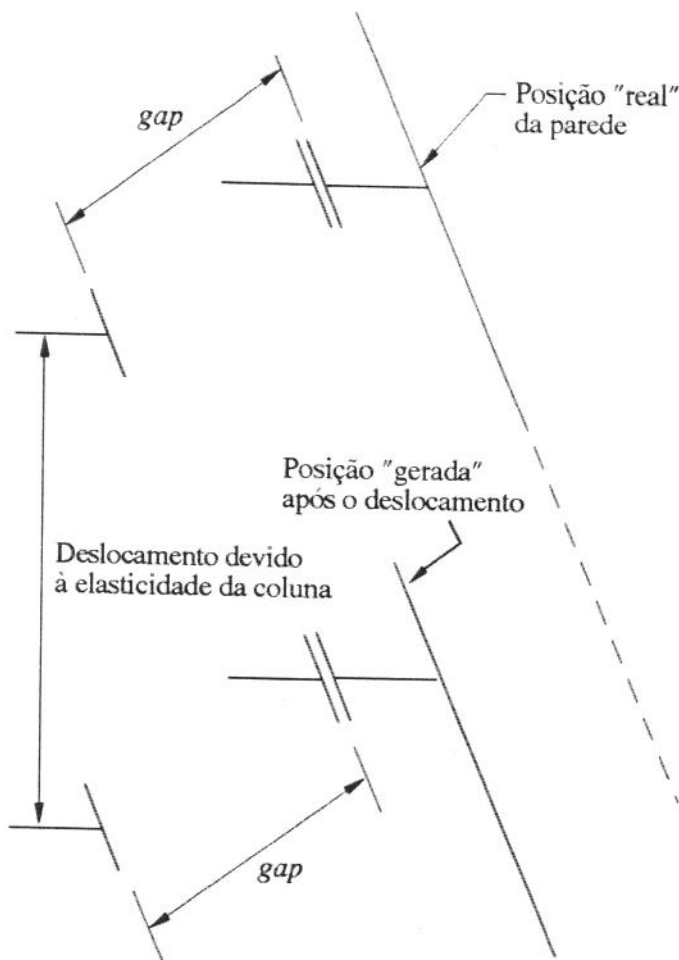


Fig.-3.4: Efeito de aumento do *gap* necessário após a aplicação do carregamento

A biblioteca do ANSYS possui outros elementos de contato com formulações diferentes; entre eles, um que define um contato entre um ponto e uma superfície rígida; o que permite que se estipule uma região onde ocorrerá o contato. Além disso este elemento permite a correção da orientação do contato de acordo com o deslocamento dos nós. Em função destas qualidades optou-se por utilizá-lo no modelo (Antes porém o procedimento de validação do contato-item 2.6.3 capítulo II- foi refeito para certificação da correta implementação).

Este elemento é definido por três nós; um que movimenta-se preso à estrutura (nó "I") e outros 2 que definem a linha de contato (nós "J" e "K") (Fig.-3.5), possuindo uma constante de mola que permite o cálculo da força de contato em função da penetração do

nó na mesma a exemplo do elemento anterior. Além disto é possível definir uma linha de contato com um certo raio, o que facilita muito a implementação da região de *build-up* (região em que ocorre o aumento da inclinação do poço).

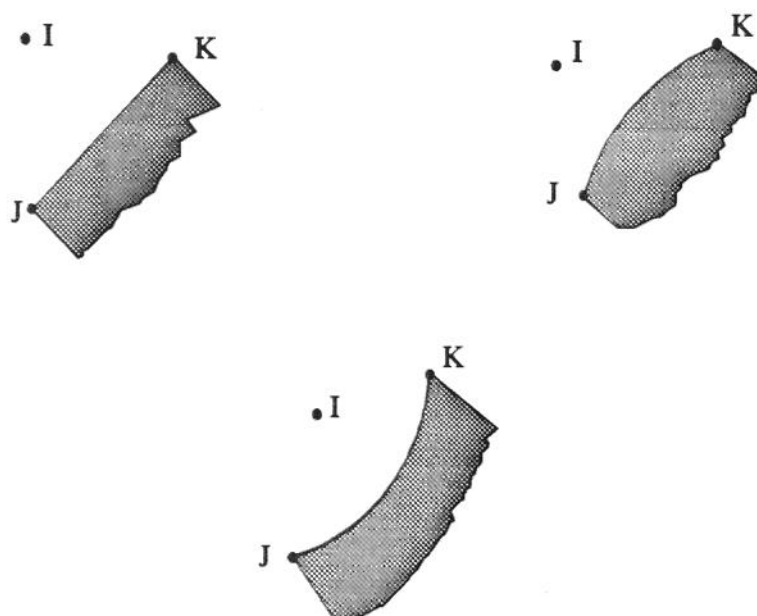


Fig.-3.5:Elementos de contato que permitem a atualização de orientação

### 3.6. Dados da Coluna de Perfuração

Escolhemos uma coluna de perfuração composta de drill-pipes com as seguintes características:

- Grau do aço : "S" ( limite de escoamento de 135.000 psi);
- Diâmetro externo: 5";
- Diâmetro interno: 4.627";
- Comprimento: 30' ( range II );
- Tool-joints: 6 5/8"
- Área: 0.036629137 pé<sup>2</sup>

- Momento de inércia :  $6.88134 \times 10^{-4} \text{ pe}^4$
- $\rho_{\text{aço}}$ : 532.36 lbf/pé<sup>3</sup> (peso específico do aço);
- Módulo de elasticidade:  $41.76 \times 10^8 \text{ lbf/pé}^2$ ;
- Fator de flutuação: 0.847 ( lama de 10 p.p.g.);

O peso específico do aço foi ajustado com o objetivo de computar o peso adicional dos *tool-joints* e fazer com que o peso nominal dos tubos chegasse ao valor de 19,5 lbs/pé (valor real 489 lbs/pé).

A discretização foi feita utilizando-se elementos de 30 pés, com o objetivo de colocar os nós na posição em que estariam os *tool-joints* dos *drill-pipes*; que efetivamente são os pontos de contato da coluna contra o poço.

Inicialmente não foram incluídos estabilizadores sendo a coluna composta de *drill-pipes* e broca. Mais à frente neste trabalho será mostrado como isto pode ser feito , mantendo-se os efeitos de rigidez de dobramento.

### **3.7. Resultados.**

As Figuras 3.6 a 3.12 apresentam os resultados para a coluna lisa (*slick*)

O gráfico da Figura 3.6 foi gerado com as coordenadas dos nós após o primeiro deslocamento. Pode-se notar que a coluna apoia-se apenas em alguns pontos da "parede alta" do poço. As forças de contato ao longo da coluna estão mostradas no gráfico da Figura 3.7. Forças positivas indicam que a coluna está em contato com a "parede" alta do poço.

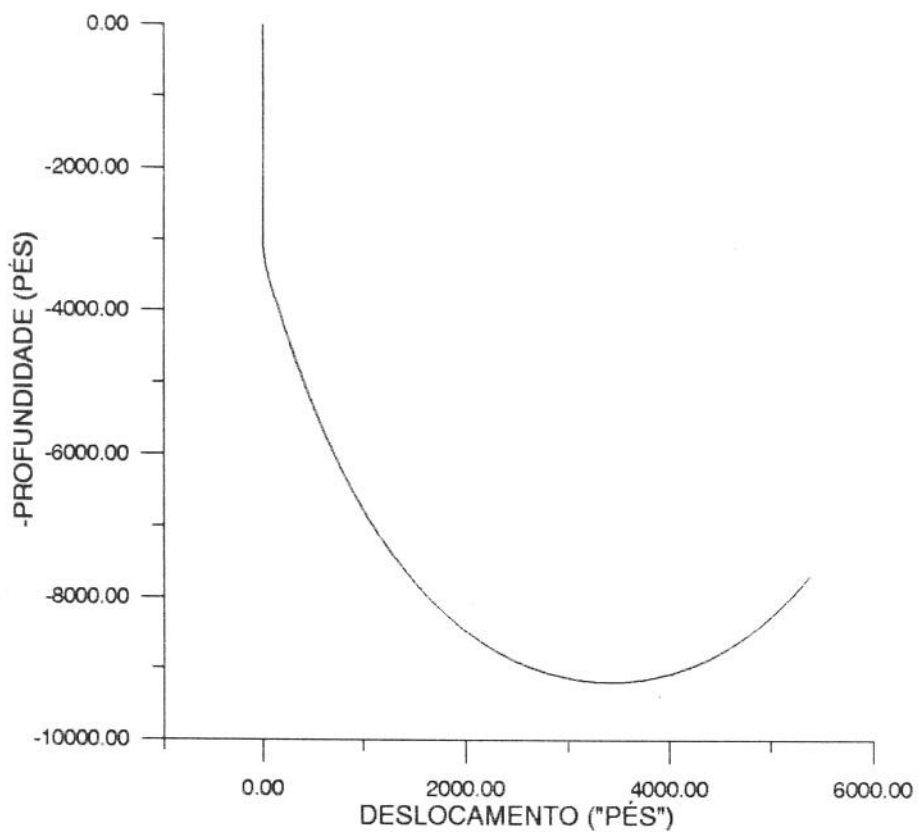


Fig.-3.6: Geometria da coluna após o primeiro deslocamento

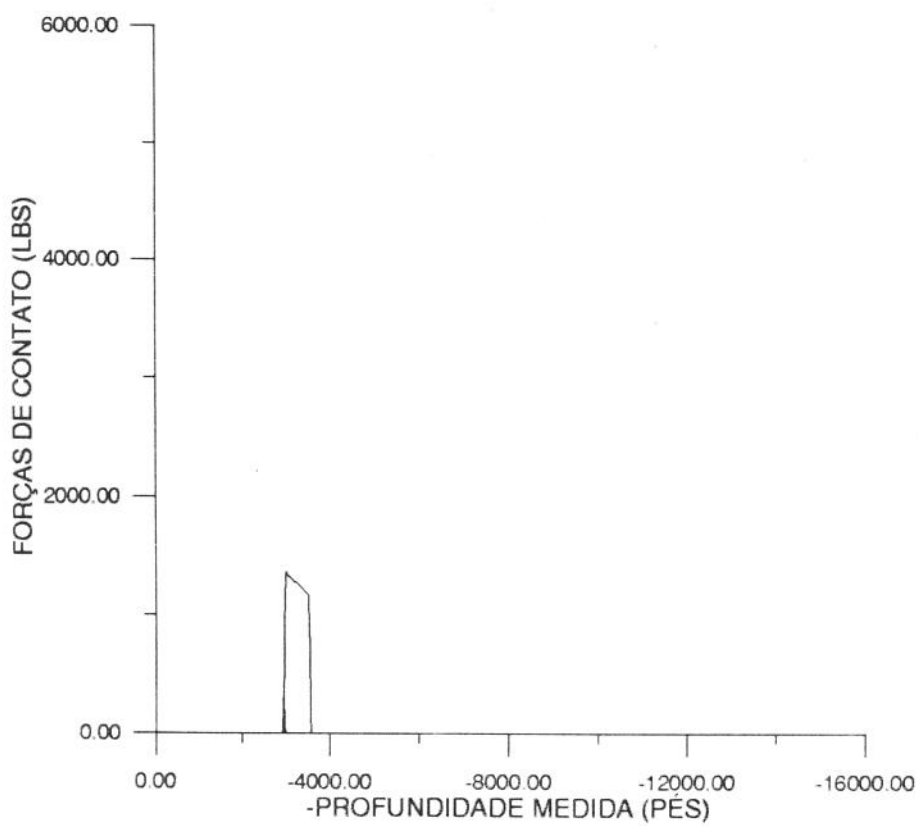


Fig.-3.7: Forças de contato após o primeiro deslocamento

Se a partir desta configuração fosse promovido o deslocamento da "parede baixa", a coluna dobraria sobre si mesma, gerando um resultado indesejado. Para contornar este efeito, aplicou-se uma carga de tração de 40000 lbs concentrada na extremidade inferior (apoio que modela a broca), orientada com o eixo do poço com o objetivo de suavizar a geometria da coluna. O gráfico da Figura 3.8 mostra a nova configuração após a aplicação desta força.

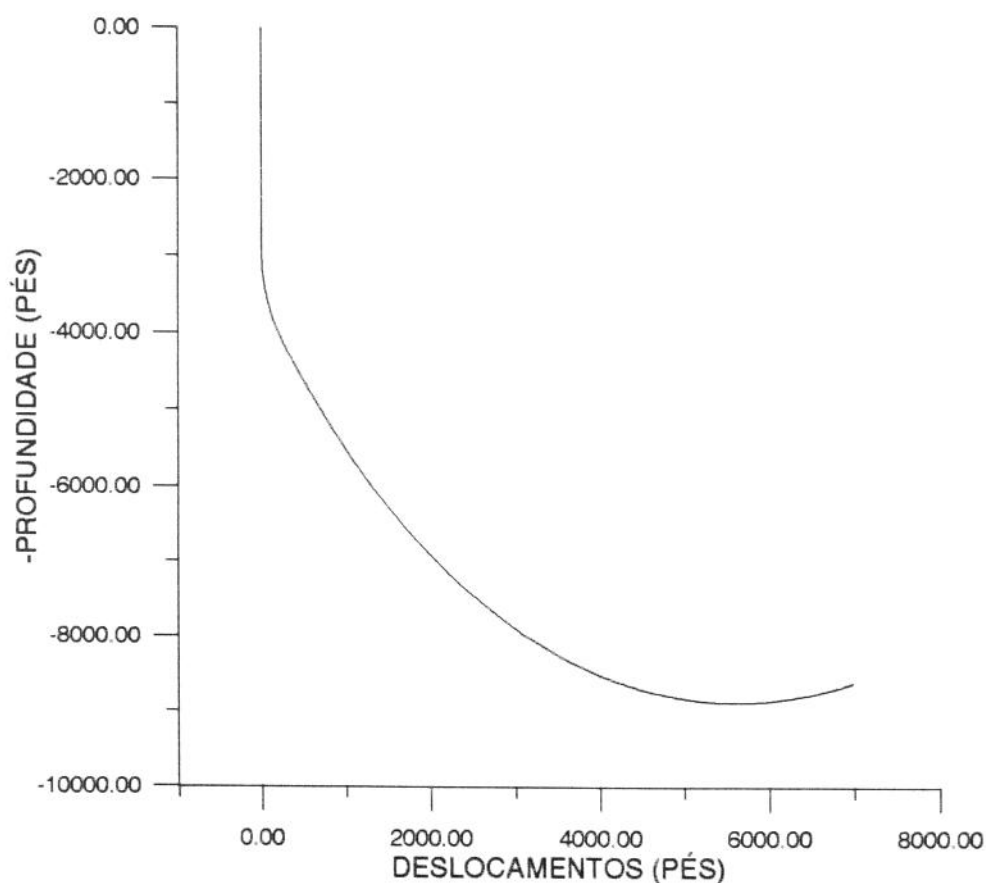


Fig.-3.8: Geometria após a aplicação da força na extremidade



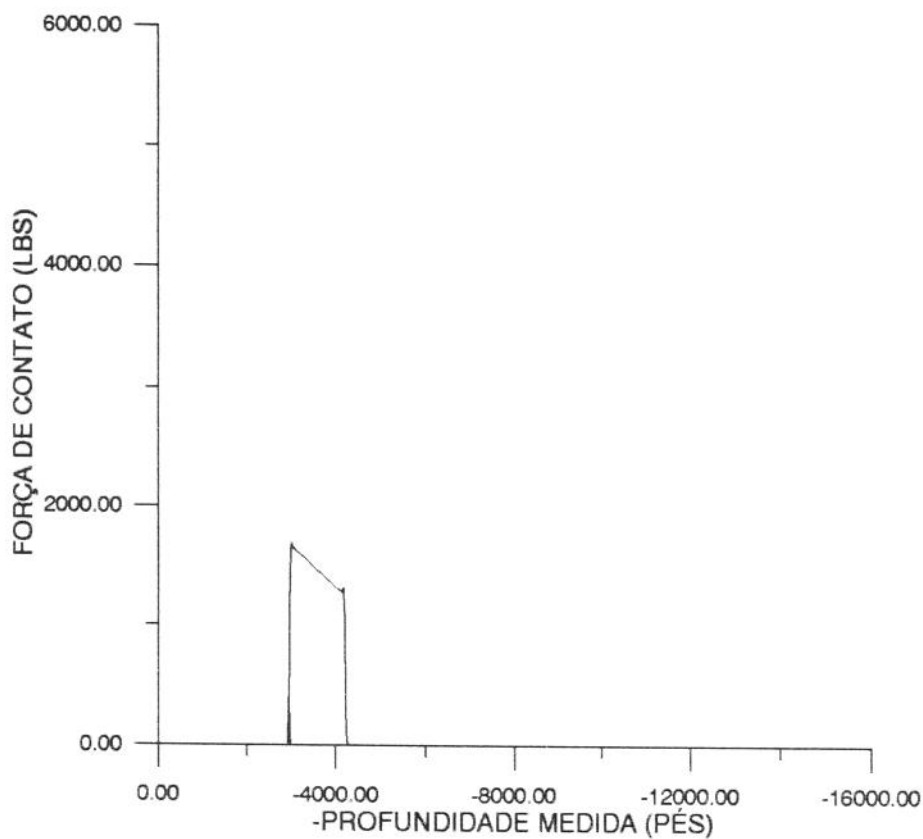


Fig.-3.8: Forças de contato após a aplicação da força na extremidade

Nesta configuração a coluna ao ser pressionada pela "parede baixa" do poço ao invés de dobrar sobre si mesma irá se deslocar alinhando-se ao poço. (a força concentrada na extremidade continuará presente). O gráfico da Figura 3.9 mostra a geometria da coluna já "dentro do poço".

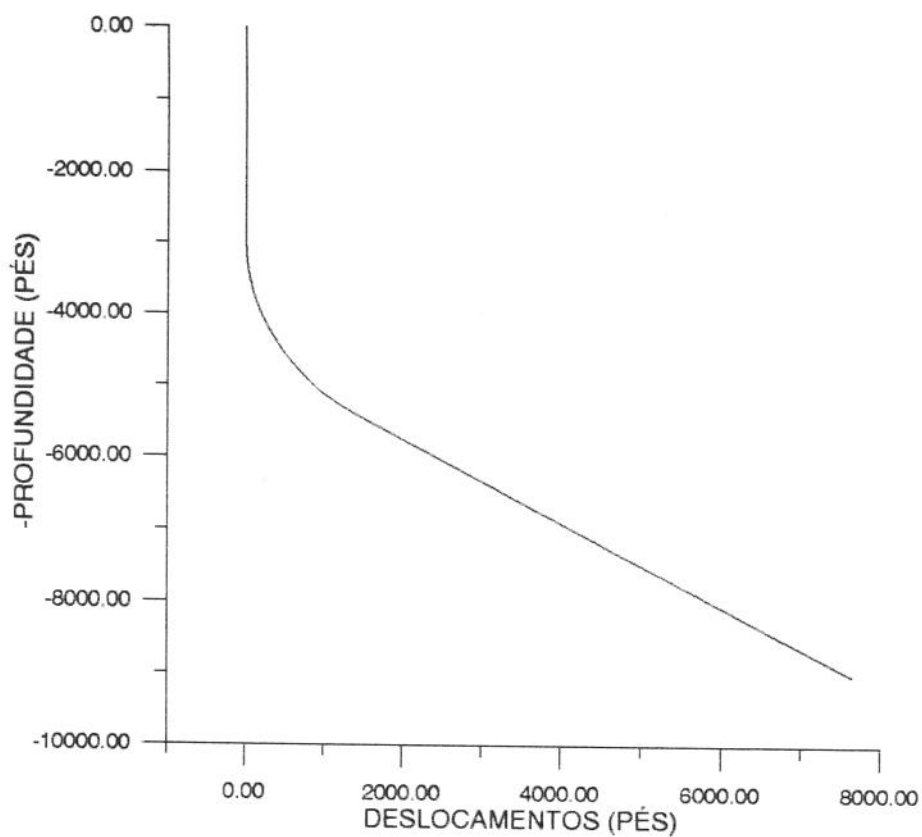


Fig.-3.9: Geometria após o deslocamento da "parede baixa" (força presente)

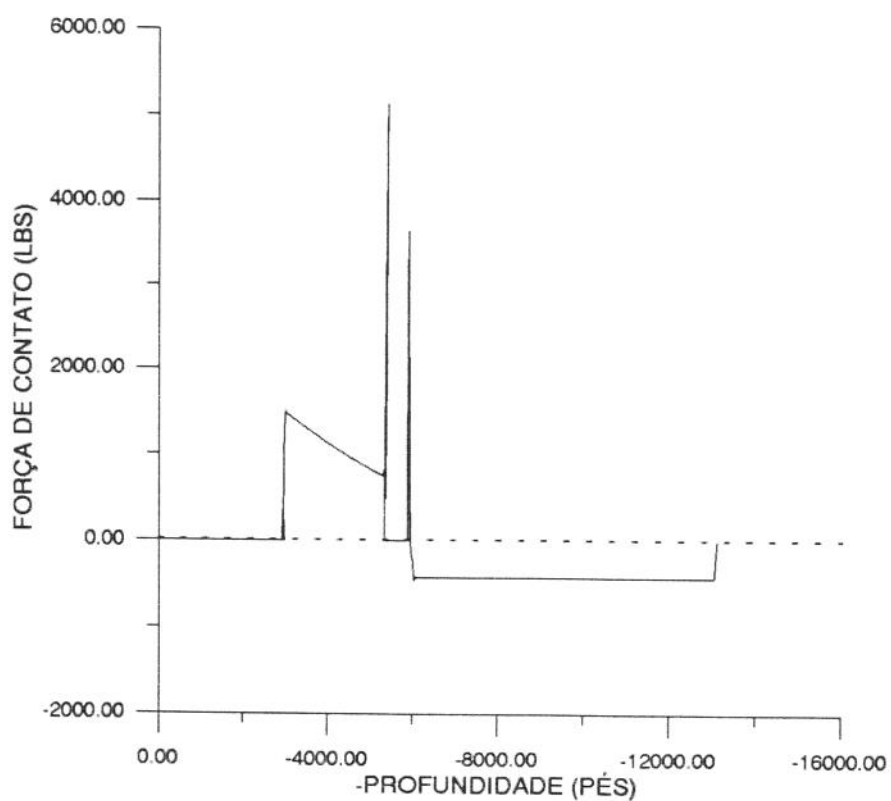


Fig.-3.10: Forças de contato após o deslocamento da "parede baixa"

A próxima e última etapa é a retirada da força concentrada da extremidade . A configuração da coluna não deve alterar-se qualitativamente já que as paredes do poço já estarão presentes. O que ocorrerá é a mudança dos pontos de contato bem como das reações contra a parede. Os gráficos das Figuras 3.11 e 3.12 ilustram o que foi dito.

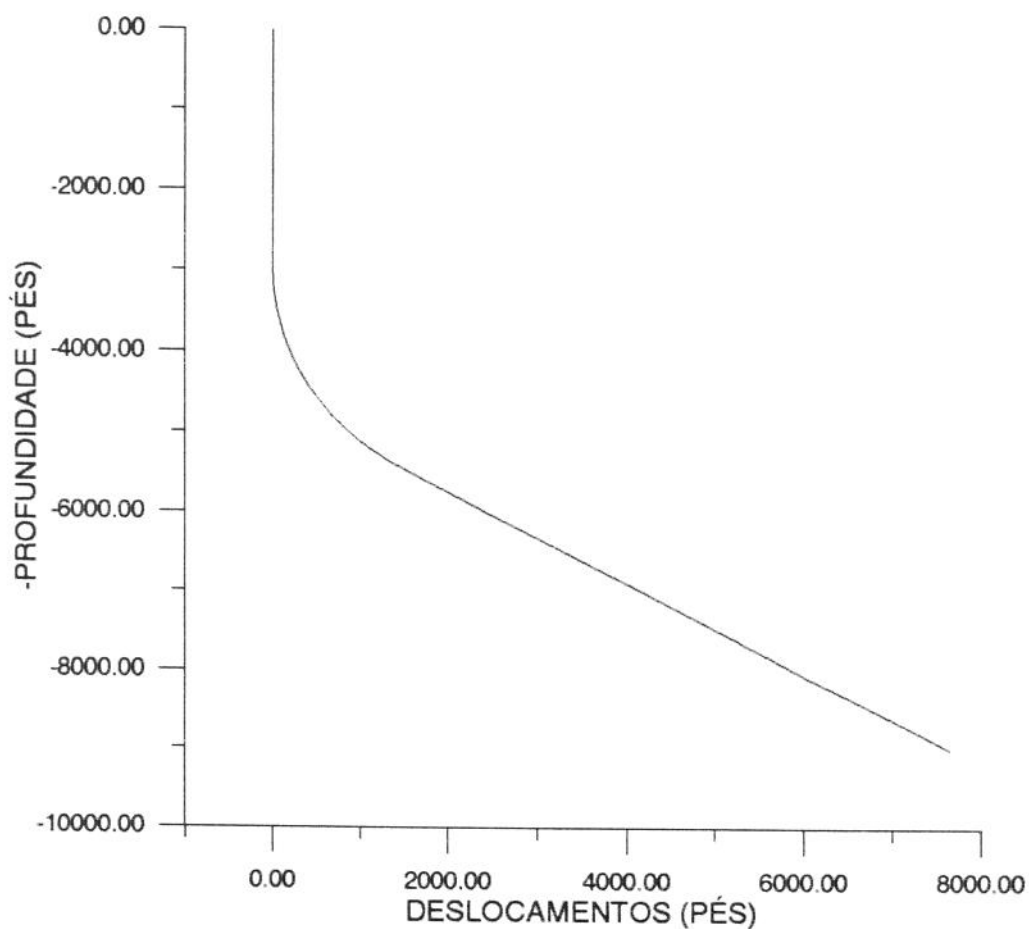


Fig.-3.11: Geometria após a retirada da força concentrada

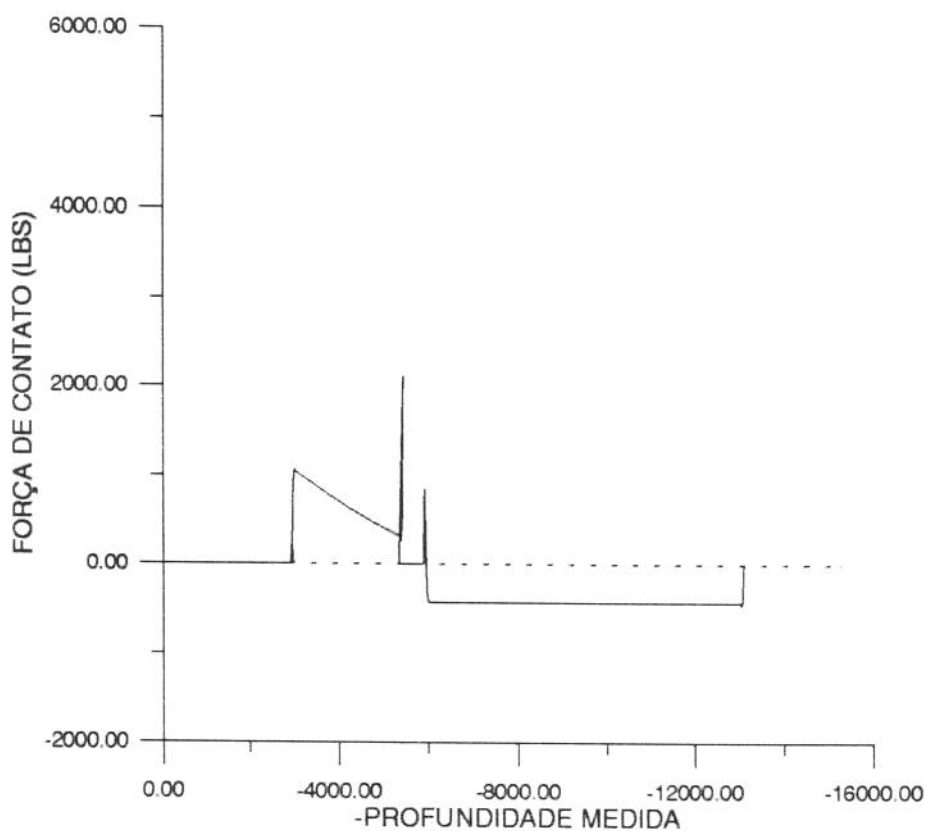


Fig.-3.12: Forças de contato após a retirada da força concentrada

Passaremos agora a mostrar os resultados obtidos quando acrescenta-se um estabilizador a 60 pés da broca. Neste exemplo a força concentrada na extremidade da coluna é aplicada junto com o primeiro deslocamento imposto.

Os gráficos das Figuras 3.13 e 3.14 mostram a configuração após o primeiro deslocamento bem como as forças de contato geradas. Para obtenção de uma geometria que permitisse a realização da segunda etapa sem o dobramento da coluna sobre si mesma foi necessário aumentar o valor da força da extremidade para 80000 lbf.

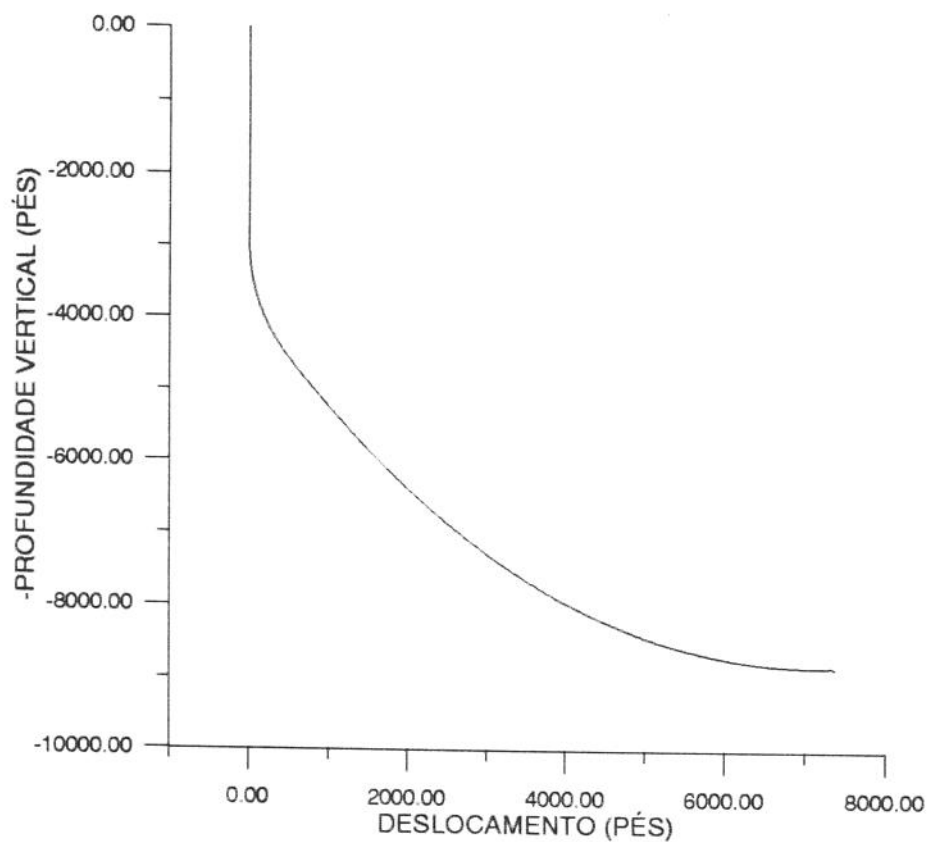


Fig.-3.13: Geometria após o primeiro deslocamento (com estabilizador)

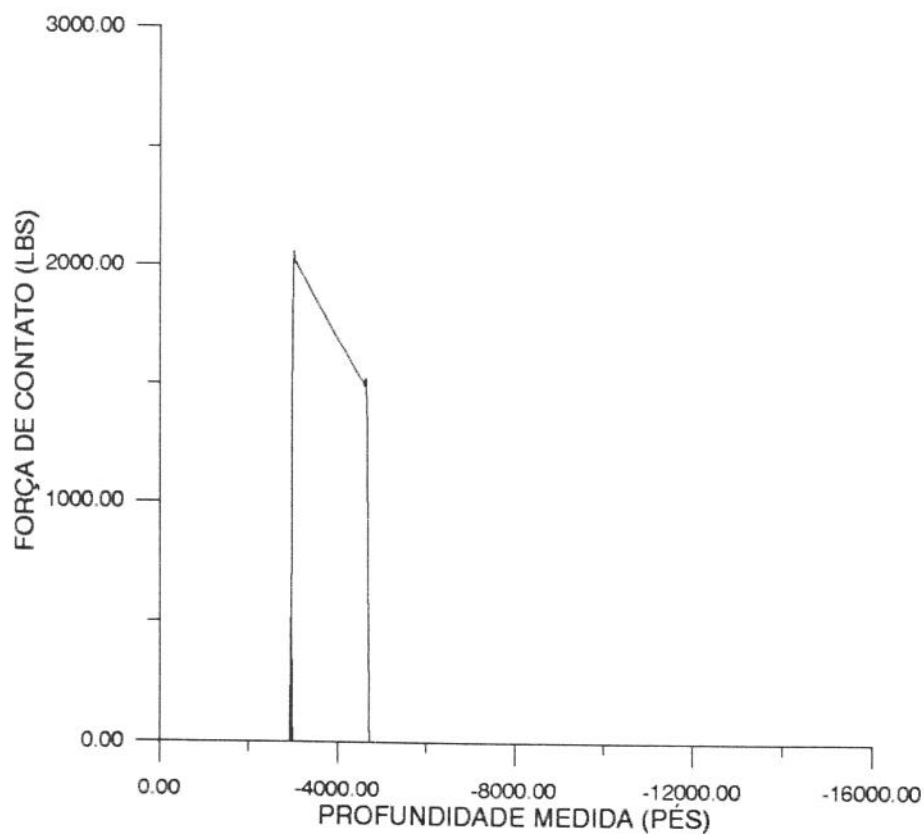


Fig.-3.14 Forças de contato após o primeiro deslocamento (com estabilizador)

O resultado final após o deslocamento e retirada da força estão nas Figuras 3.15 e 3.16.

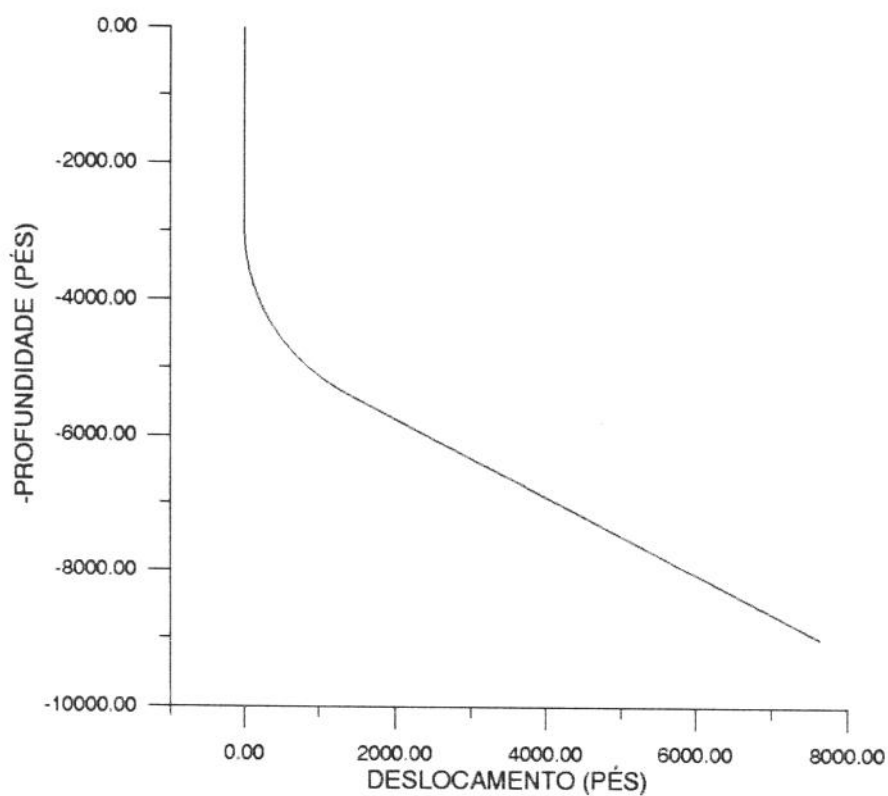


Fig.-3.15 Geometria final da coluna com centralizador

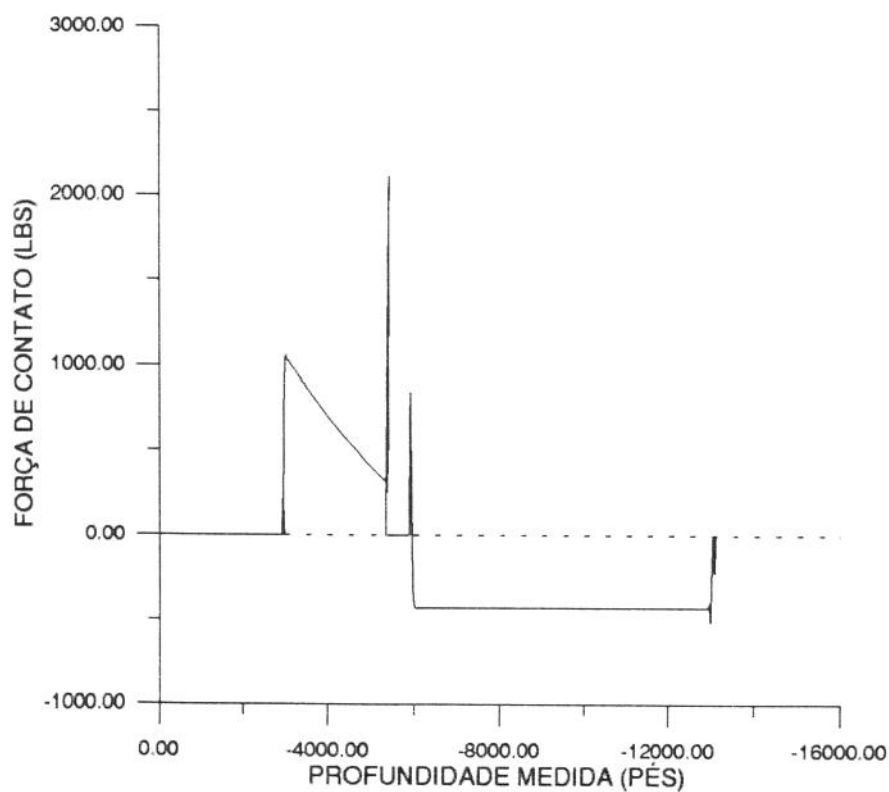


Fig.-3.16 Forças de contato com centralizador

O gráfico da Figura 3.16 devido à escala utilizada não permite a visualização de um contato da coluna entre a broca e o centralizador, porém isto efetivamente ocorreu sendo a força de contato de 226.23 lbs.

As forças laterais no estabilizador e broca são:

|               |            |
|---------------|------------|
| Centralizador | 745.48 lbs |
| Broca         | 253.30 lbs |

O efeito da inclusão do centralizador na distribuição das forças de contato ao longo do poço foi muito pequena. Se os gráficos das forças fossem superpostos qualitativamente não haveria diferença e quantitativamente as diferenças estariam apenas na parte inferior da coluna próximo ao estabilizador.

Em trabalhos já citados anteriormente<sup>(5)(6)</sup>, verificou-se que a contribuição da rigidez nas forças de contato era mínima. Estes trabalhos analisaram apenas trechos de tubulação. Com o objetivo de repetir estes resultados porém utilizando a coluna completa, o mesmo exemplo foi recalculado retirando o carregamento devido à gravidade. Os resultados obtidos estão de acordo com os trabalhos citados, já que verificou-se forças máximas da ordem de 1% dos valores calculados na presença de carregamento.

### **3.8. Discussão dos Resultados**

Os gráficos de geometria de poço mostraram que a implementação como está feita é suficiente para reproduzir a configuração de projeto. Pode-se notar que a utilização dos elementos de contato com um raio de curvatura reproduziu fielmente o trecho de *build-up*.

Já nos gráficos de força de contato o aparecimento de 2 picos de força antes do descolamento definitivo da coluna da "parede alta" sugere que este efeito pode estar ocorrendo em poços de grande inclinação gerando forças localizadas muito maiores que as obtidas considerando-se o modelo sem rigidez de Johansik *et al.*<sup>(1)</sup> que assume que a coluna adquire o mesmo raio de curvatura do poço na posição em que está localizada. Se o trecho onde ocorrem as forças for ampliado pode-se visualizar a configuração da coluna de perfuração, não aparecendo nenhum deslocamento fora do esperado o que poderia indicar alguma instabilidade numérica no método nesta região (Fig.-3.17).

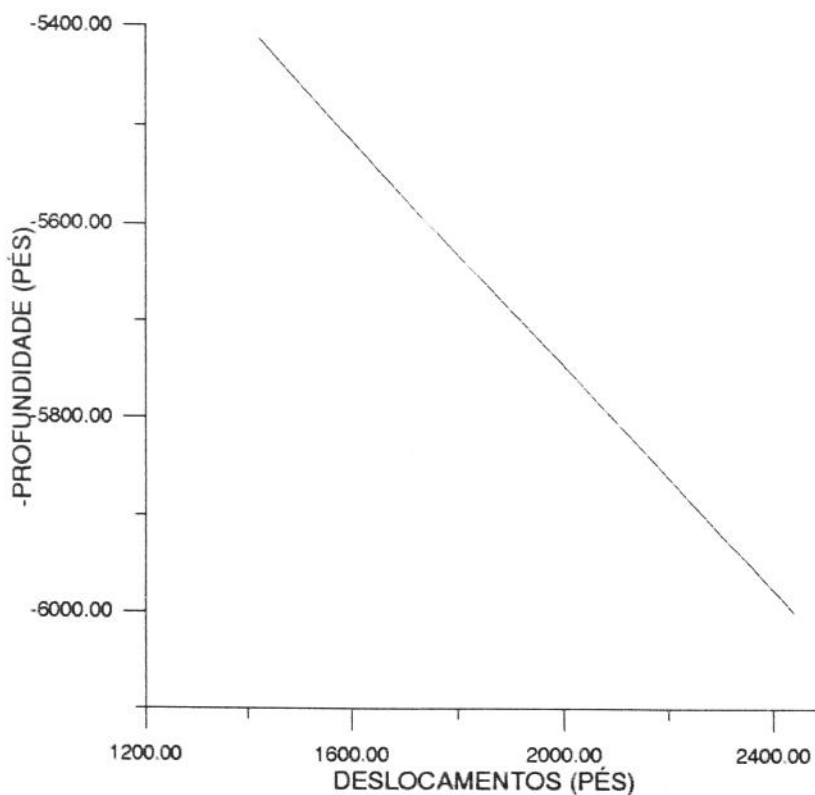


Fig.-3.17 Ampliação da Configuração da coluna na região com os picos de força

Os resultados no trecho com inclinação constante, em que a coluna está em uma configuração indeformada conferem com o esperado, ou seja as forças de contato devem ser iguais e com a intensidade igual à projeção do peso na direção do poço. Considerando-se um *drill-pipe* de 19,5 lbs/pé e um comprimento de 30 pés, as reações de apoio devem ser:



$$F = L \cdot f \cdot FF \cdot \sin(60^\circ)$$

$$F = 30 \cdot 19,5 \cdot 0,847 \cdot 0,866$$

$$F = 429,098 \text{ lbs}$$

$$F_{MEF} = 429,11 \text{ lbs}$$

sendo:

F - Força de contato calculada para o trecho com inclinação constante;

L - Comprimento do *drill-pipe*;

FF - Fator de flutuação;

f - Peso linear dos *drill-pipes*;

$F_{MEF}$  - Força de contato calculada pelo método dos elementos finitos;

Deve-se lembrar que os resultados aqui obtidos dão apenas uma idéia do que ocorre em um poço real, já que foi utilizada uma configuração de projeto sem a variação de azimute, o que difere muito da geometria irregular gerada após a perfuração.

A metodologia é aplicável imediatamente a um poço real se for considerado que não ocorre mudança de direção (azimute), bastando para isto a discretização das paredes utilizando um dos métodos de acompanhamento direcional. Se, por exemplo, o método da mínima curvatura fosse utilizado o elemento de contato entre duas estações de *survey* teria um raio igual ao calculado por ele.

Como o objetivo deste trabalho é estimar as forças de contato também contra a cabeça de poço e o riser de perfuração, o próximo capítulo tratará da análise do riser propriamente dito, já que isto é necessário para que a metodologia proposta se aplique a um poço submarino.

## CAPÍTULO IV

### 4. CÁLCULO DA GEOMETRIA DINÂMICA DO RISER DE PERFURAÇÃO

#### 4.1. Introdução

O objetivo deste capítulo é o de obter a geometria bi-dimensional dinâmica do *Riser* de perfuração, no domínio da frequência, utilizando um "software" comercial (DERP - Stress Engineering ).

Este *software* utiliza a solução obtida por Young<sup>(14)</sup>, ou seja o modelo é planar, baseado na hipótese de pequenos deslocamentos, sendo a solução dinâmica obtida no domínio da frequência; incorporando a linearização melhorada do termo de arrasto na equação de Morrison [1.4]; proposta por Krolkowski e Gay<sup>(12)</sup>.

Uma das peculiaridades deste programa é a geração de uma grande quantidade de dados de saída, que tem aplicações diversas dependendo do tipo de análise que se deseje fazer. Neste problema específico deseja-se apenas a amplitude e as fases dos deslocamentos nodais, já que elas são o histórico de deslocamentos em função do tempo. Para obtenção destes valores programas de pós processamento foram elaborados para buscar no arquivo de saída estes dados e gerar a geometria em função do tempo. Além disso, dois programas de pré-processamento foram utilizados para facilitar a montagem do arquivo de entrada. Um deles gera uma listagem questionário sobre os dados de entrada, (que após ser preenchido totalmente indica que todos os dados necessários à resolução do problema estão

disponíveis ) e um segundo que solicita ao usuário os dados na mesma sequência de preenchimento do questionário gerado pelo primeiro programa. Todos os programas foram elaborados em linguagem "C".

O DERP é amplamente aplicado na indústria petróleo para projeto de *Risers*, bem como na verificação de viabilidade de utilização em condições mais severas do que as especificadas pelo fabricante. Como exemplo de utilização podemos citar o *upgrade* de sistemas de riser para lâminas d'água mais profundas, onde se deseja saber se é possível operar dentro dos limites estipulados pelas normas (podemos citar como exemplo o estudo de viabilidade de operação da plataforma PETROBRÁS XXIII - ex VINNI- em lâmina d'água de 1000 metros tendo sido ela projetada originalmente para operar aquém desta profundidade.)

## **4.2. Aplicação do DERP.**

Utiliza-se um exemplo para mostrar os passos e as variáveis necessárias à obtenção dos resultados pretendidos os quais serão empregados no próximo capítulo na discretização das paredes do riser para o cálculo das forças de contato.

### **4.2.1. Locação**

A locação escolhida se encontra em uma lâmina d'água de 532 metros (1745.5 ft)

### **4.2.2. Tipo de Embarcação**

Deve-se escolher entre uma plataforma semi-submersível e um navio sonda. Isto se faz necessário devido à necessidade de entrarmos no programa com a resposta da embarcação aos esforços de onda, já que a extremidade superior do riser esta sujeita a estes movimentos. Esta resposta é obtida a partir de curvas denominadas R.A.O. ("Response Amplitude Operator") que representam os movimentos de plataformas ou navios, nos seis graus de liberdade, todos referenciados aos três eixos cartesianos com a origem no centro

de gravidade da embarcação. A amplitude do movimento é apresentada em função da frequência (ou período) das ondas lineares .

Um corpo flutuando esta sujeito a 6 tipos de movimentos , ou seja possui 6 graus de liberdade : *sway, surge, heave, pitch , yaw e roll* ; sendo os três primeiros movimentos de translação e os últimos de rotação em torno dos eixos da embarcação. Para cada movimento existe uma curva de R.A.O. associada.

Como na maioria dos casos, o poço é perfurado a partir de um ponto próximo ao centro de gravidade da plataforma e de que o riser possui articulações que permitem o movimento relativo em relação à embarcação, os movimentos de rotação tem influência secundária na excitação do *riser* e portanto não serão considerados nesta análise. Nos casos em que isto não ocorre, deve-se ajustar os movimentos de translação com os efeitos de rotação; ou seja a curva de R.A.O. deve ser deslocada do centro de referência global da embarcação até o ponto desejado.

Restam então apenas os três movimentos de translação; porém como a coluna de riser possui um componente denominado junta telescópica que absorve os movimentos de *heave*, o *riser* é então excitado apenas pelo *sway e surge*. Na realidade existe uma ineficiência do sistema de compensação de movimentos que faz com que o efeito do *heave* contribua com uma parcela pequena na excitação do riser. No caso de uma semi-submersível os 2 movimentos são relevantes; ao contrário de um navio-sonda que devido à sua forma faz com que movimento de *sway* seja predominante.

Foi escolhido para análise um navio sonda, cuja curva de R.A.O. de amplitude de *sway* está mostrada na da figura 4.1 e a de fase na figura 4.2. Nestas curvas a incidência da onda é a 90 graus - *Beam Sea* ou seja atingem a embarcação perpendicularmente ao eixo longitudinal do navio. Uma peculiaridade do navio sonda escolhido é o de possuir sistema de posicionamento dinâmico, o que será importante na escolha do *offset* deste exemplo.

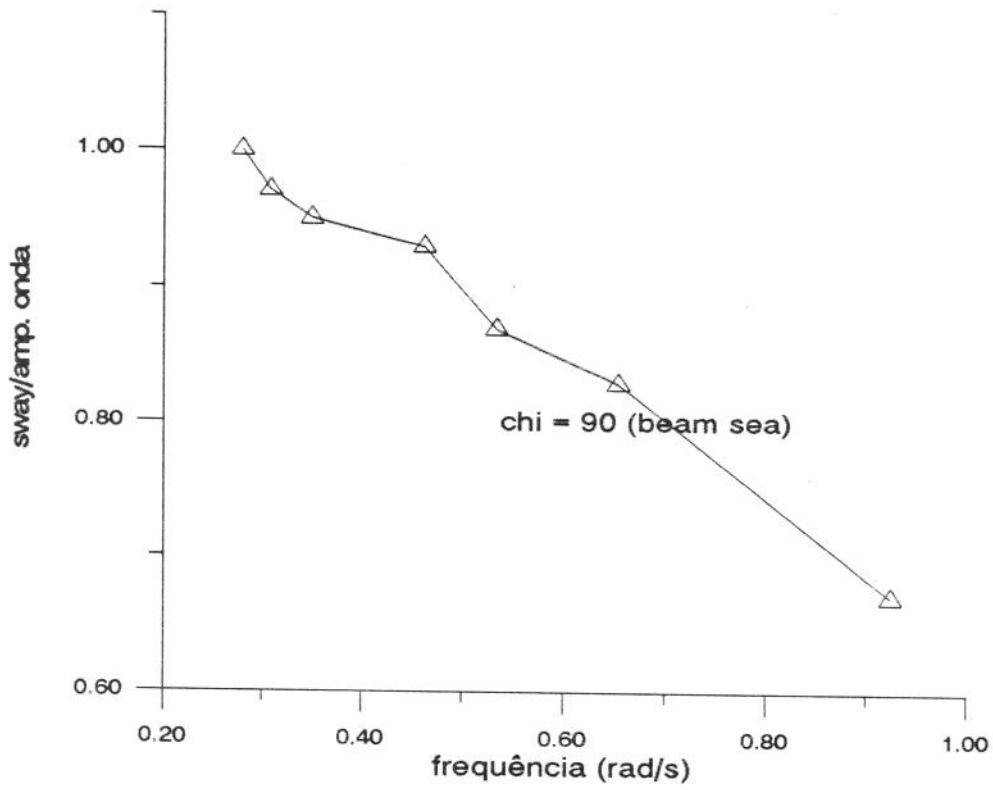


Fig.-4.1 Curva de R.A.O. de amplitude de sway (navio-sonda)

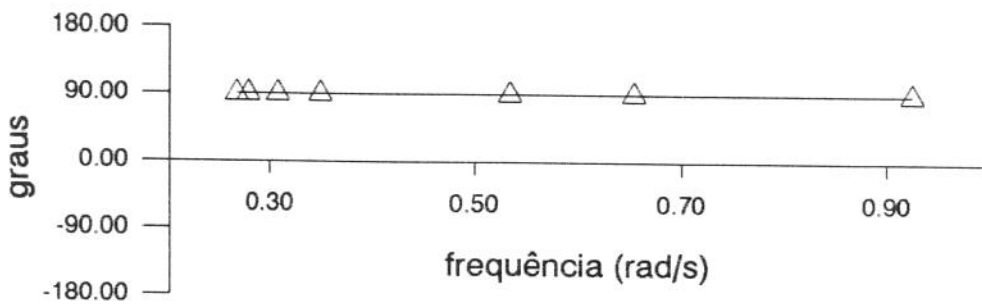


Fig.-4.2 Curva de R.A.O. de fase de sway (navio-sonda)

### 4.2.3. Características da Coluna de Riser e Equipamentos de Sub-superfície

Existem colunas de riser com diâmetros que variam entre 16 5/8 " e 21", espessuras entre 0.5" e 5/8" e comprimentos entre 45' e 65', possuindo uma série de linhas auxiliares externas ao mesmo ( *choke-line*, *kill-line*, *booster*, *supply* dos equipamentos de segurança, etc.), cujos diâmetros variam entre 2" (*supply*), até 5" (*boosters*). Estas características dependem do tipo de equipamento de manuseio instalado na sonda da embarcação e do tipo de aplicação (lâminas d'água rasas ou profundas )

Um *Riser* típico é aquele composto de 2 linhas de controle de poço (*kill* e *choke*) de 4,5 polegadas e duas linhas hidráulicas de acionamento de equipamentos de sub-superfície de 2 3/8" , tendo uma espessura de 5/8" de parede , comprimento de 50' e diâmetro de 18 5/8" (Fig.4-3). O peso total já com as linhas montadas do riser com as características acima é de 11750 lbs no ar (valor retirado de um riser real ).

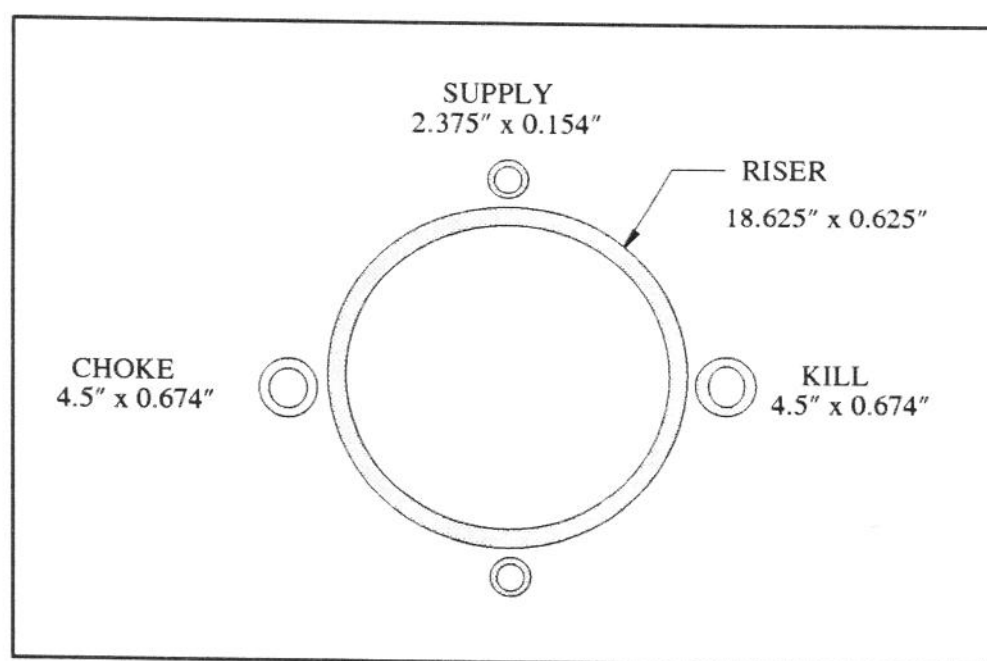


Fig.-4.3: Configuração típica de linhas de um riser

Quanto à junta telescópica , utilizou-se também dados reais de dimensões e peso conforme Tabela 4.1

A coluna pode ser montada com ou sem dispositivos flutuadores em posições variadas ao longo da mesma. Basicamente existem dois tipos utilizados, o denominado *Air-Cans* e o flutuador de material sintético (espuma de poliuretano). A utilização de flutuadores tem como finalidade diminuir a tensão requerida no sistema de tensionamento .

A utilização do sistema de *air-cans* está sendo descontinuada já que existem dificuldades operacionais relativamente grandes para a sua utilização. Ele é composto de uma capa metálica que envolve o riser permitindo que o anular entre esta capa e o tubo propriamente dito possa ser preenchido com ar, promovendo então um aumento de flutuação da junta (Fig.4-4). O ar a alta pressão tem que ser bombeado da superfície para drenar o espaço anular, requerendo linhas de alimentação e compressores de alta pressão com vários estágios.

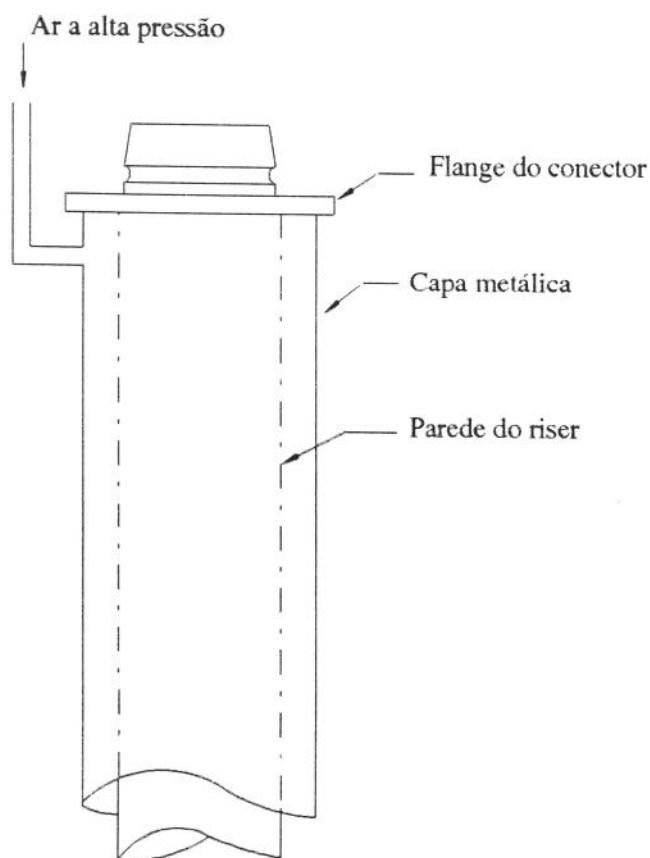


Fig.-4.4: Riser com sistema de flutuação por *air-cans*

Os flutuadores de material sintético nada mais são do que anéis bipartidos presos às juntas por abraçadeiras de metal. Eles conferem à coluna um grande diâmetro externo, aumentando a área exposta aos esforços hidrodinâmicos, sendo esta a principal desvantagem em relação ao sistema de "air-cans". Por outro lado não requerem a instalação de equipamentos auxiliares tal como compressores e linhas de alimentação. Durante algum tempo a utilização destes flutuadores estava limitada à lamina d'água de operação já que eles sofriam esmagamento com o aumento da pressão, porém já existem flutuadores capazes de operar acima de 1000 metros não existindo portanto nenhum inconveniente na escolha dos mesmos na composição da coluna deste exemplo. (o programa DERP também possui a opção de riser com *air-cans*)

Escolhido o tipo de flutuadores, deve-se definir qual a porcentagem do peso total que será absorvido depois da montagem destes equipamentos. Este é um dado que depende das características físicas (qualidade do material utilizado na fabricação) e geométricas (diâmetro, comprimento, etc) mas situa-se entre 90 e 98 % do peso total após a montagem. (estes dados são de fabricante). Utilizou-se no exemplo um valor de 94 % .

Outra decisão que deve ser tomada é onde estarão colocadas as juntas com os flutuadores. Como regra geral, um tubo abaixo da junta telescópica e outro acima da junta flexível são deixados sem flutuadores. A justificativa para a junta superior é a de que o ponto onde ocorrem os maiores esforços hidrodinâmicos é logo abaixo da linha de maré e portanto é indesejável ter um componente de grande diâmetro nesta posição; e para a inferior é devido a possibilidade de colisão com a plataforma quando o BOP (*blow-out-preventer*) ainda não está na água, o que esmagaria os flutuadores e danificaria as juntas. Utilizou-se portanto a configuração usual conforme descrita acima.

Outro dado importante é o peso dos equipamentos de subsuperfície (BOP, LMRP, junta flexível, etc.), que entrarão no cálculo da tensão de topo e na estimativa do "overpull" (tensão disponível para desconexão). A tabela abaixo (Tab.-4.1) contém todos os pesos necessários à montagem do arquivo de entrada do exemplo.



Tab.-4.1 Pesos dos equipamentos do sistema de riser.

| COMPONENTE                                     | PESO NO AR (LBS) | PESO NA ÁGUA |
|--|------------------|--------------|
| Riser s/ flutuador                             | 11750            | 10215        |
| Riser c/ flutuador                             | 19750            | 705          |
| "Tension ring"                                 | 10.000           | 8690         |
| Junta Telescópica<br>(outer barrel)            | 25.000           | 21725        |
| LMRP ( <i>Lower Marine<br/>Riser Package</i> ) | 90000            | 78210        |
| BOP ( <i>Blow out Preventer</i> )              | 273000           | 237237       |

O desenho esquemático da configuração do sistema de riser que foi utilizado está mostrado na figura 4.5, com as cotas indicando os comprimentos de cada região estrutural distinta.

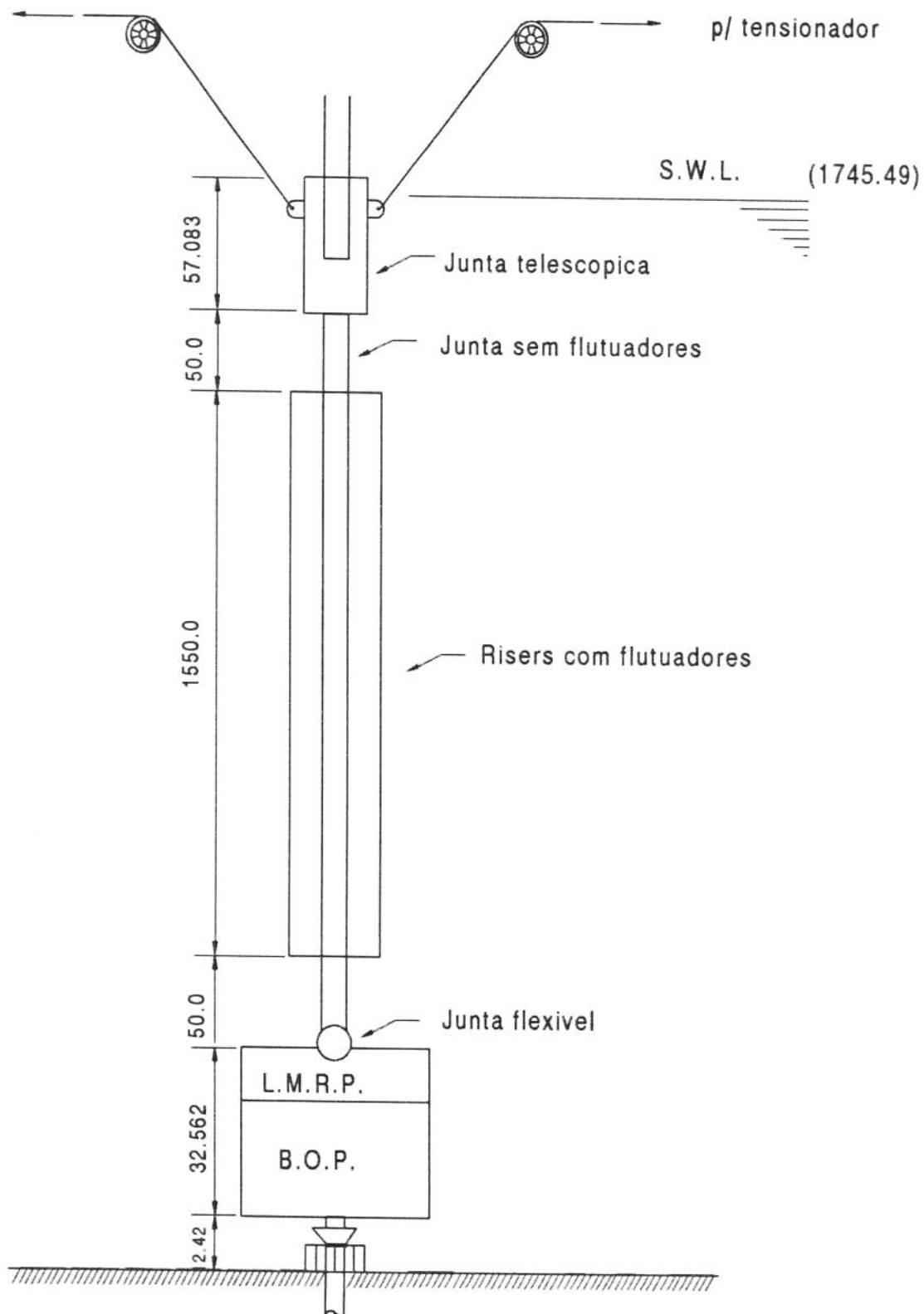


Fig.-4.5: Comprimento das regiões estruturais distintas de um sistema de riser/cabeça de poço

#### 4.2.4. Esforços Ambientais

Define-se esforço ambiental como aqueles carregamentos impostos pela natureza à uma estrutura tais como correnteza, ondas e vento. Um corpo submerso no oceano está sujeito aos esforços gerados pelas ondas e correnteza, além obviamente dos esforços gravitacionais e de empuxo (Fig.-4.6).

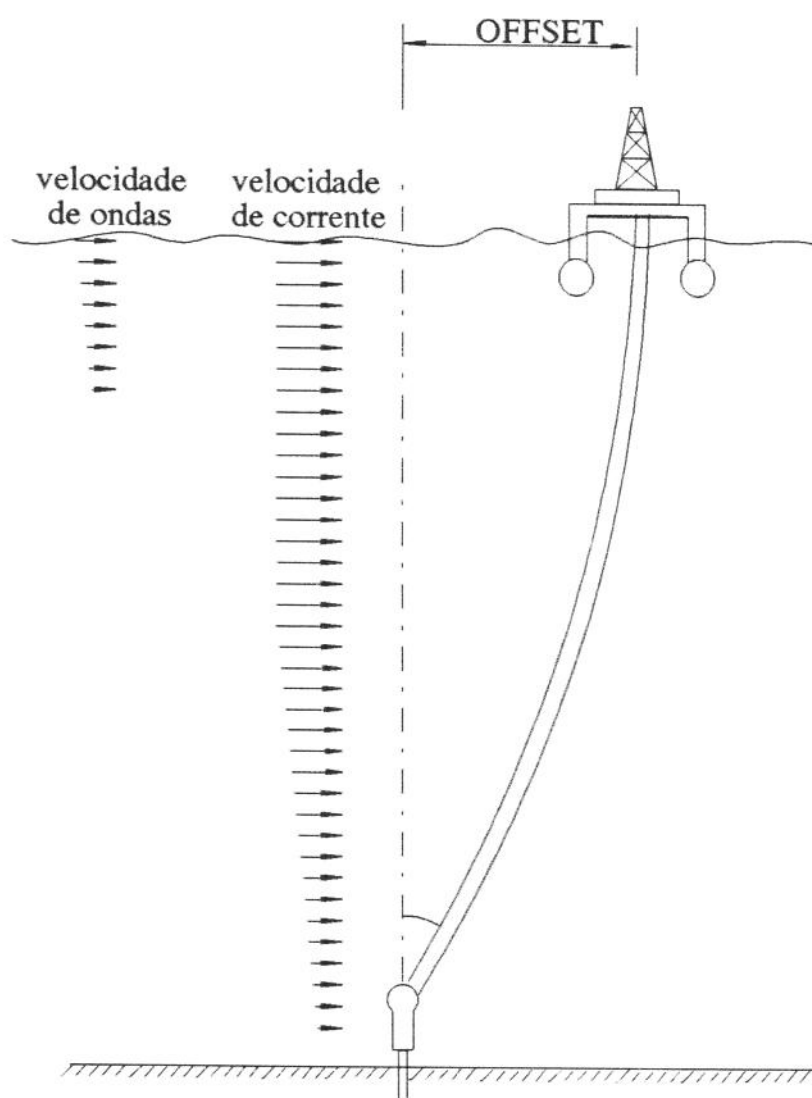


Fig.-4.6: Esforços ambientais numa coluna de riser

Os esforços de onda podem ser modelados basicamente de 2 maneiras : ondas regulares e irregulares (espectro de energia de ondas).

Uma onda regular é aquela que possui um formato definido, ou seja sua configuração geométrica não se altera ao longo do tempo. Existem vários modelos de ondas regulares, entre eles pode-se citar a teoria linear de Airy e a de Stokes. Ambas assumem que o fluido é incompressível e o fluxo é contínuo (conservação de massa). O ponto de partida para a dedução das mesmas é a equação da continuidade, que devido a hipótese de incompressibilidade se torna a equação da conservação de volume. Cada teoria tem seu espaço de aplicação, já que em cada uma delas, hipótese simplificadoras são utilizadas .

A teoria linear é a mais utilizada e assume que a altura de onda é pequena se comparada ao comprimento e a profundidade (por isto é também conhecida como teoria das pequenas amplitudes) .A figura abaixo compara as duas configurações esquematicamente.

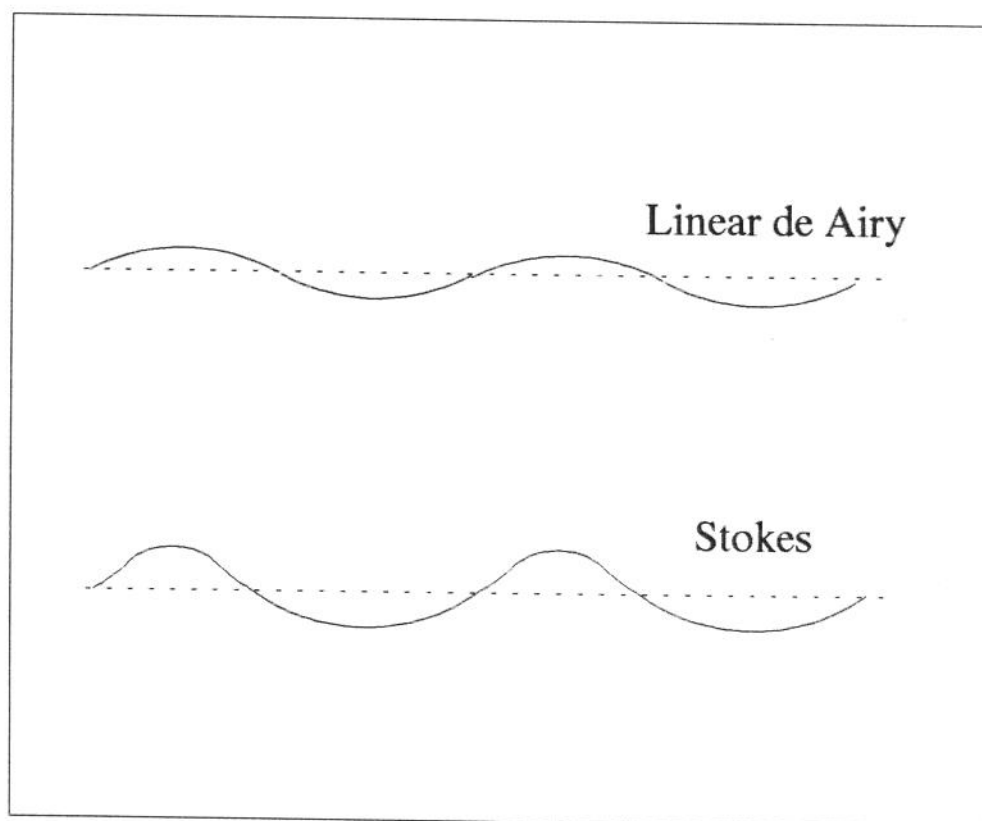


Fig.-4.7: Geometrias de ondas pela teoria de Airy e de Stokes

No caso do mar real a representação do mesmo não pode ser feita como sendo uma onda regular, já que as elevações ocorrem de maneira aleatória e uma representação mais realista pode ser feita através de um mar irregular. Esta representação utiliza

parâmetros estatísticos para incluir várias alturas e frequências de ondas em um único histórico. Um mar irregular possui algumas grandezas características tais como período médio, período de zeros ascendentes e alturas significativa (a altura significativa pode ser representada como sendo aquela que seria reportada por um marinheiro experiente observando o mar de um navio).

Um mar irregular pode ser representado por uma superposição de várias ondas regulares com diferentes amplitudes e períodos gerando uma resultante sem repetições ao longo do tempo e espaço. A maneira encontrada para que um mar irregular fosse adequadamente representado é através da utilização do conceito de espectro de energia, ou seja da energia total por área encontrada nas ondas individuais que superpostas definem o mar irregular.

A curva de distribuição de energia (energia x frequência) quando integrada na frequência fornece a energia total pela área do estado de mar. O chamado espectro de onda é gerado dividindo-se a ordenada (energia) por " $\rho \cdot g$ " (peso específico X gravidade). Esta curva é muito útil na geração de grandezas estatísticas que definem o mar irregular (alturas e amplitudes) pois sua integração na frequência nos fornece uma grandeza denominada de momento de ordem zero a partir do qual elas podem ser calculadas.

Até agora o mar irregular foi representado por um histórico de alturas e frequências medidas em um determinado intervalo de tempo; que podem não se repetir e portanto, torna-se necessário a utilização de conceitos de probabilidade que permitam a previsão de um determinado mar. Para isto foram geradas expressões analíticas que geram estes espectros probabilísticos. As principais formulações existentes de espectros de onda são:- Darbyshire, *British Towing Tank Panel*, Newmann, Pierson-Moscowitz, I.T.T.C. (*International Towing Tank Conference*), I.S.S.C. (*International Ship Structure Congress*) e Jonswap

Apesar do programa DERP estar preparado para utilizar tanto um espectro de energia como uma onda regular, optou-se pela onda regular, já que no caso de mar irregular

as fase dos movimentos dos nós são perdidas no processo estatístico-probalístico. Porém a escolha do período e da amplitude que foram utilizadas se deu a partir de dados disponíveis de uma determinada área, dados estes obtidos de um histórico de mares irregulares colhidos durante um ano e gerados para análises de fadiga pela abordagem estocástica (Tab.-4.2). Estas variáveis são a onda significativa (média aritmética das alturas do maior terço das ondas presentes) e o período de zeros ascendentes.

Tab.-4.2 Histórico de mares irregulares (fonte PETROBRAS / CENPES / DIPREX / SEPRON - Orion, 1987/1988)

| Altura significativa-<br>H1/3 (m.) | Período de zeros ascend.-<br>Tz (seg) | Núm. de registros | Duração (seg) | %     |
|------------------------------------|---------------------------------------|-------------------|---------------|-------|
| 0.75                               | 5.2                                   | 66                | 712.800       | 2.26  |
| 1.25                               | 5.3                                   | 747               | 8.067.600     | 25.58 |
| 1.75                               | 5.8                                   | 1137              | 12.279.800    | 38.94 |
| 2.25                               | 6.3                                   | 572               | 6.177.600     | 19.59 |
| 2.75                               | 6.9                                   | 256               | 2.764.800     | 8.77  |
| 3.25                               | 7.7                                   | 95                | 1.026.000     | 3.25  |
| 3.75                               | 7.9                                   | 23                | 248.400       | 0.78  |
| 4.25                               | 8.2                                   | 19                | 205.200       | 0.65  |
| 4.75                               | 9.0                                   | 5                 | 54.000        | 0.17  |

O par de variáveis escolhidas foi : Altura significativa de 5.70 pés (1.75 m) e período de 5.8 segundos devidos à predominância destes valores durante um ano . Optou-se por não escolher uma condição limite (anual , decenária , etc.) porque deseja-se uma geometria de operação, ou seja uma geometria durante operação em condições normais.

O outro esforço ambiental a que esta sujeito o riser é a correnteza, ou seja a velocidade do fluido que passa pela mesmo. Este carregamento é informado ao programa

através de uma tabela de velocidades por profundidade (perfil de correnteza). A escolha deste perfil foi feita utilizando-se dados limites anuais da mesma área em que foram obtidos os valores de altura e período de ondas, porém ajustados em relação à velocidade predominante na superfície do mar. O perfil de entrada no programa é o da tabela 4.3 .

Tab.-4.3: Dados do perfil de correnteza (fonte PETROBRAS / CENPES / DIPREX / SEPRON - Orion, 1987/1988)

| Profundidade |                 | Velocidade |      |
|--------------|-----------------|------------|------|
| metros       | pés             | m/s        | nós  |
| 5            | 16.405          | 0.53       | 1.03 |
| 20           | 65.62           | 0.53       | 1.03 |
| 40           | 131.24          | 0.51       | 0.98 |
| 60           | 196.86          | 0.50       | 0.97 |
| 80           | 262.48          | 0.50       | 0.97 |
| 100          | 328.1           | 0.45       | 0.87 |
| 150          | 492.15          | 0.34       | 0.66 |
| 200          | 656.2           | 0.21       | 0.41 |
| 250          | 820.25          | 0.16       | 0.31 |
| 300          | 984.3           | 0.11       | 0.20 |
| 400          | 1312.4          | 0.16       | 0.31 |
| 500          | 1640.5          | 0.22       | 0.43 |
| 600 a 1000   | 1968.6 a 3281.0 | 0.20       | 0.39 |

#### 4.2.5. Offset Estático

O *offset* estático é o afastamento lateral da sonda em relação à linha vertical do poço. Ele é função do sistema de manutenção de posição da plataforma ou navio cuja função é a de contrapor-se aos esforços ambientais que tendem a mover o flutuante para

fora da posição desejada (sobre o poço). Existem 2 tipos destes sistemas : linhas de ancoragem e posicionamento dinâmico.

No sistema ancorado a sonda é mantida em posição por âncoras presas ao fundo do mar e amarras e/ou cabos de ligação. Devido à elasticidade dos elementos que compõem o sistema um determinado offset é gerado. O valor máximo de projeto é de 6% da lâmina d'água para uma condição limite de sobrevivência, em que o riser normalmente já foi desconectado. Atualmente o sistema de ancoragem é definido em função do ângulo máximo da junta flexível, já que existem normas que balizam estes valores (API-RP-2Q<sup>(17)</sup>). Geralmente um estudo paramétrico é corrido para se determinar os *offsets* a partir dos ângulos máximos e depois o sistema de ancoragem é definido sempre tentando manter o sistema operacional a maior parte de tempo possível .

Já no sistema de posicionamento dinâmico outra abordagem é utilizada. Existem *offsets* máximos pré-definidos a partir dos quais as operações são suspensas (3% da lâmina d'água) e o riser desconectado (5 % da lâmina d'água).

Como já foi definido que a embarcação que será utilizada é um navio de posicionamento dinâmico estipulamos um *offset* de 3 % (em função do que foi descrito no parágrafo anterior) e fizemos um estudo paramétrico para determinarmos um peso de lama que se aproximasse do valor limite para o ângulo da junta flexível em condições normais de operação. Com uma densidade de 1.08 ( 9 lbs/gal) obtivemos um ângulo máximo de 2.35 graus que está próximo do limite estipulado pela referência [17] que é de 2 graus. (Este "peso" de lama não foge da realidade, para a lâmina d'água em questão).

#### **4.2.6. Coeficientes da Equação de Morison**

Conforme mencionado anteriormente o esforço no riser pode ser modelado utilizando-se a equação de Morison [1.4]. Ela possui dois coeficientes empíricos denominados de massa adicional (Cm) e arrasto(Cd) .



O coeficiente "Cm" de acordo com a literatura, para o caso de cilindros acelerados se situa entre 1.5 e 2.0 [manual do DERP<sup>(18)</sup>, Chakrabarti<sup>(19)</sup>]. Normalmente em projetos o valor utilizado é o de 2.0 .

Já o "Cd" é função do numero de Reynolds do fluxo, porém como estamos utilizando a linearização melhorada Krolikowski<sup>(12)</sup> e a mesma foi derivada utilizando um valor constante deste coeficiente, devemos fixar um valor para o mesmo (segundo recomendação do manual do DERP<sup>(18)</sup>). Para a faixa de número de Reynolds de operação de riser (  $10^5$  a  $10^6$  ) os valores de Cd variam entre 0.35 e 1.0 . As agências classificadoras possuem suas próprias normas no que diz respeito a coeficientes hidrodinâmicos. O A.P.I. (*American Petroleum Institute*<sup>(19)</sup>) admite valores entre 0.6 e 1.0 para Cd enquanto o D.N.V. (*Det Norske Veritas*<sup>(19)</sup>) exige que sejam maiores ou iguais a 0.7 . Utilizaremos Cd=0.8 com base nos projetos mais recentes elaborados pelo Centro de Pesquisa da PETROBRÁS(CENPES).

### **4.3. Resultados**

Como citado anteriormente foi necessário a elaboração de alguns programas de pré e pós processamento (Apêndice E), já que não são necessárias uma série de informações listadas pelo DERP. Para obtenção da geometria do riser foi preciso retirar da tabela de resultados os deslocamentos estáticos devido ao *offset*, os dinâmicos devido às ondas(incluindo as fases) bem como a soma dos dois. O programa forneceu os valores máximos destes deslocamentos, porém como as fases estavam disponíveis, foi possível gerar as geometrias dinâmicas a partir de incrementos de tempo dentro de um período (a análise é feita no domínio da frequência e portanto o movimento dos pontos é harmônico). Os resultados (saída destes programas ) estão compilados abaixo sobre a forma de gráficos .

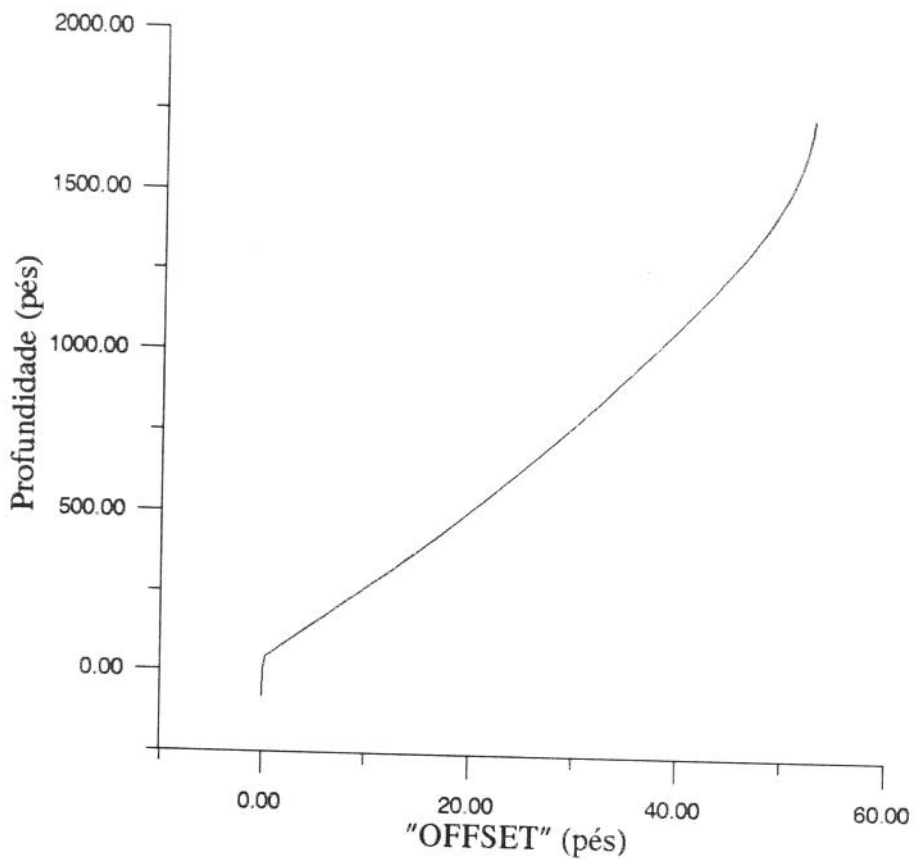


Fig.-4.8: Geometria estática do Riser ( "offset" de 3%)

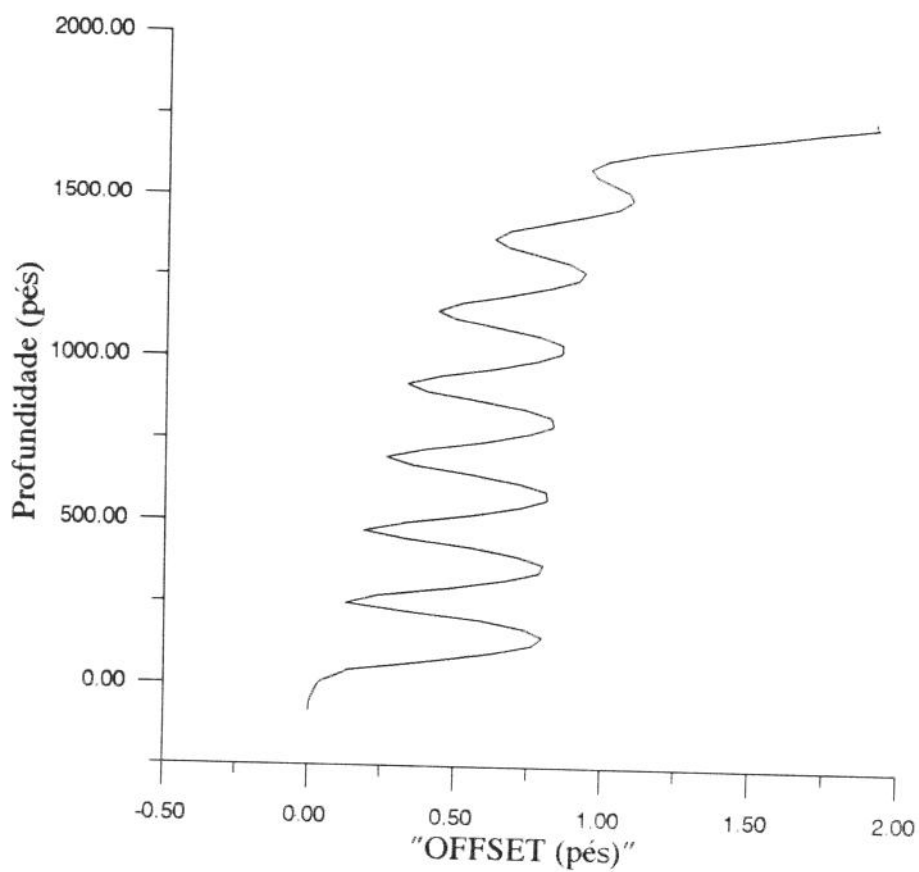


Fig-4.9: Amplitudes máximas do riser devido a ondas e movimentos da embarcação

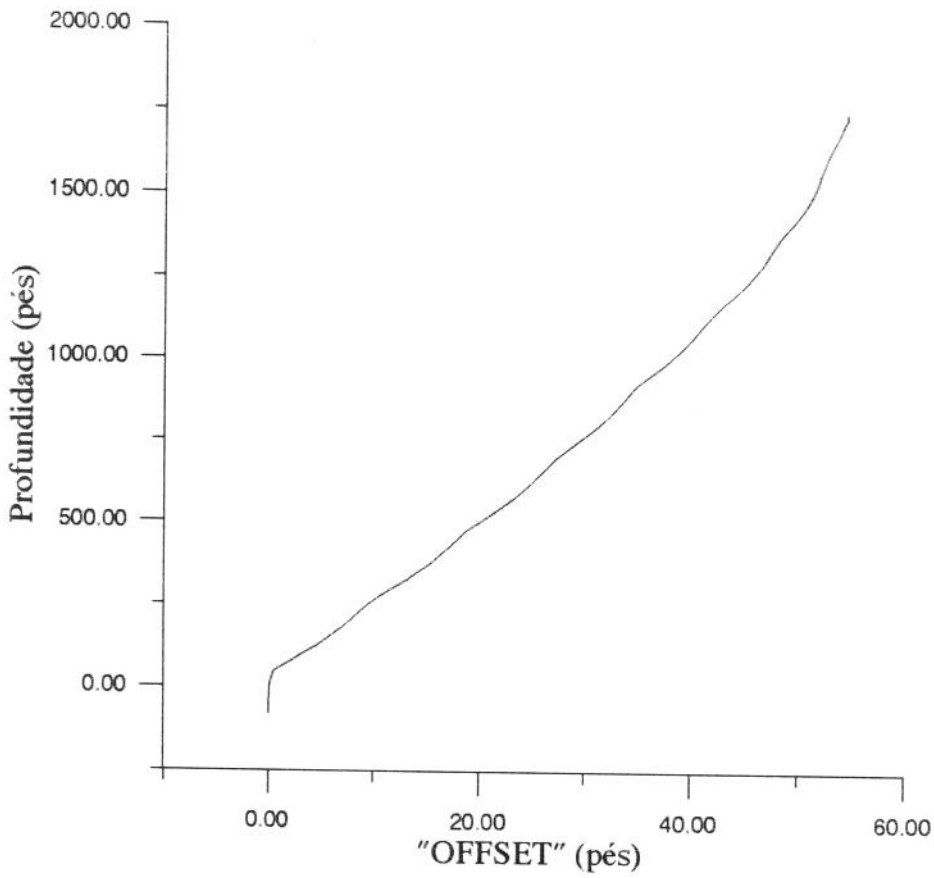


Fig.-4.10:Desl. estáticos + dinâmicos máximos do Riser (ondas +3% offset))

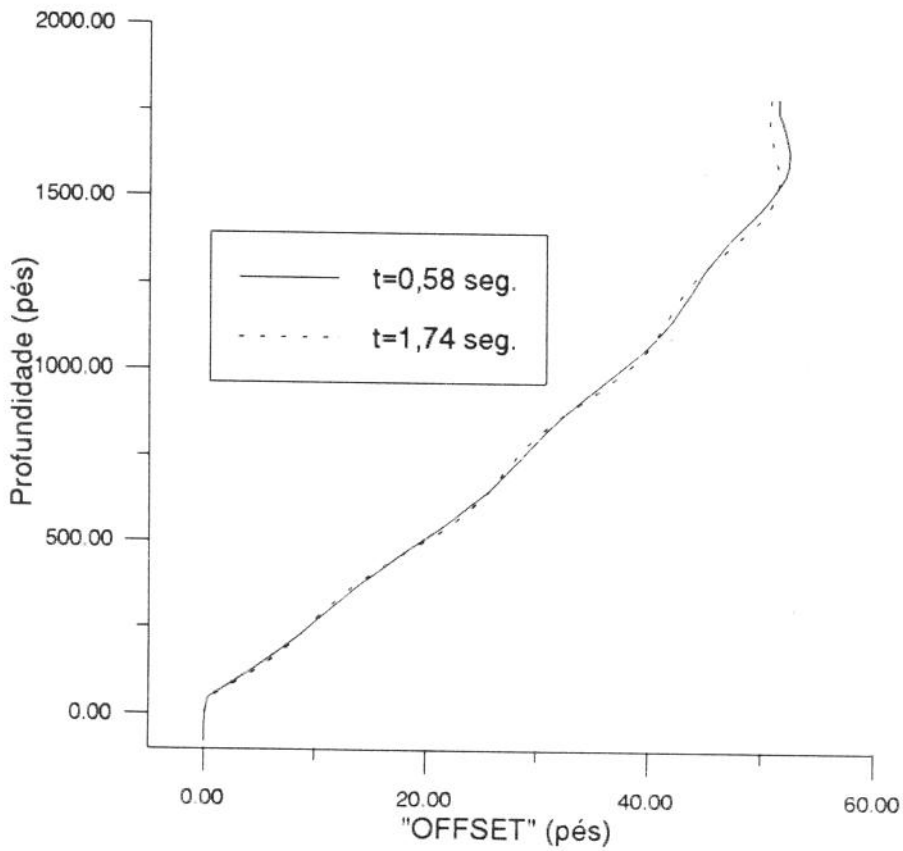


Fig.-4.11:Desl. estáticos + dinâmicos máximos do Riser (ondas +3% offset))

## CAPÍTULO V

### 5. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA EM UM POÇO PERFURADO POR UMA SONDA FLUTUANTE.

#### 5.1. Introdução

No capítulo III foi demonstrado como o cálculo das forças de contato pode ser feita em um poço direcional mantendo-se os efeitos de rigidez da coluna. Neste capítulo mostra-se como as forças de contato entre o poço/*riser* e a coluna de perfuração podem ser estimadas e aplica-se a metodologia em um exemplo acoplado o poço e as geometrias calculadas para o *riser*, conforme descrito nos capítulos III e IV.

#### 5.2. Metodologia de Análise.

Utiliza-se as geometrias do *riser* geradas no capítulo anterior, dentro da metodologia proposta, ou seja dividi-se o período de excitação das ondas em 10 intervalos de tempo e em cada um deles gera-se a geometria neste instante e então calcula-se estaticamente as forças de contato como se o poço se estendesse do fundo do mar até a mesa rotativa. O histórico de forças calculado representa a variação da força de contato com o período de excitação das ondas.

### 5.3. Geração das Paredes do "Riser"

Da mesma maneira que a geometria de projeto de poço, as configurações de riser também são dadas por coordenadas ao longo de uma linha. Deve-se portanto gerar as paredes a partir destas coordenadas. A figura 5.1 mostra 3 pontos pertencentes ao riser; pode-se a partir deles gerar as paredes de muitas maneiras diferentes, porém como os ângulos envolvidos são pequenos adotou-se um método que se mostrou eficiente, que é o de utilizar um diâmetro igual ao verdadeiro nos nós superiores de cada elemento discretizado (O Apêndice "C" mostra as relações trigonométricas utilizadas neste cálculo). A vantagem deste método em relação aos outros é que trabalha-se com um número menor de segmentos (que representam as paredes) e portanto pode-se diminuir o número de elementos de contato necessários.

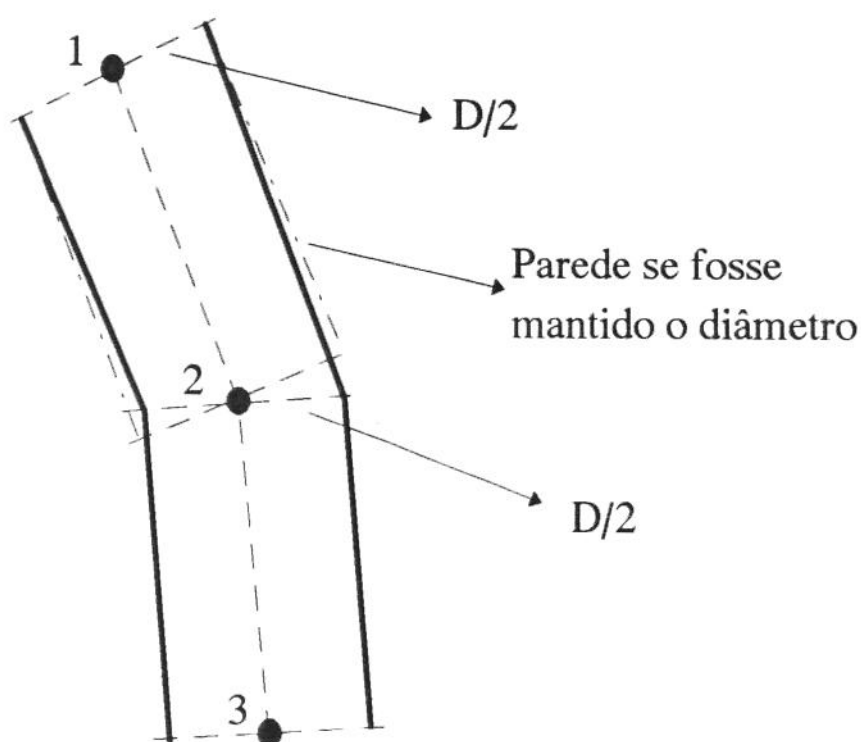


Fig.-5.1: Geração das "paredes" do riser

A exemplo do que foi feito no poço, programas de pós-processamento foram elaborados com o objetivo de automatização da montagem do modelo de elementos finitos. A saída do programa que gera as paredes, são as coordenadas dos nós que a definem. Os gráficos das figuras 5.2 e 5.3 trazem duas das geometrias que foram produzidas por estes programas. Note que apesar do diâmetro não ser constante ao longo de cada segmento, o efeito global é bastante satisfatório, devido principalmente aos pequenos ângulos entre os elementos.

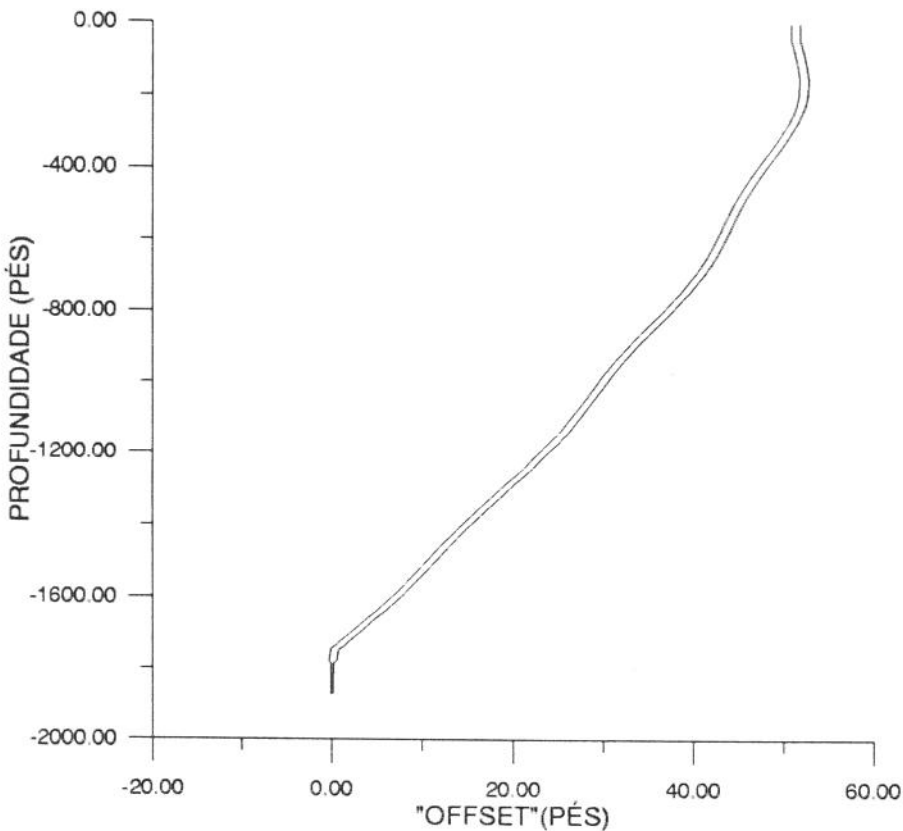


Fig.-5.2: Geometria das paredes do riser no instante  $t=0.58$  seg

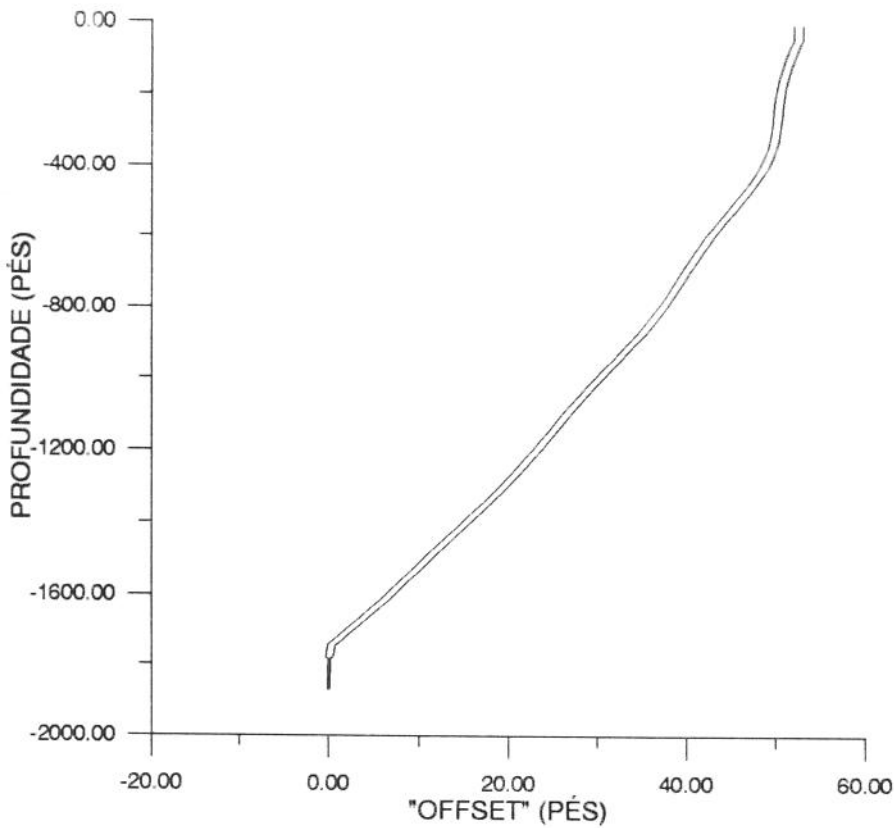


Fig.-5.3: Geometria das paredes do riser no instante  $t=2.90$  seg

#### **5.4. Poço**

O poço a ser analisado é o mesmo já abordado no capítulo III, porém a parte superior será composta pela coluna de riser, sendo mantida a geometria e os pontos de mudança de inclinação (K.O.P., etc)

A coluna de perfuração também é a mesma porém, não foram utilizados estabilizadores e nem B.H.A. O objetivo é diminuir o tempo necessário para o processamento de cada caso. (o interesse principal está nas forças de contato na cabeça do poço e nos equipamentos de segurança (B.O.P.). A menos da componente de peso do B.H.A., o efeito nos valores das forças devido à presença de acessórios (estabilizadores, near-bit, etc) é muito pequena, ou inexistente, conforme demonstrado nos exemplos do Capítulo III).

### **5.5. Deslocamentos Impostos.**

Em todos os exemplos de coluna foram mantidos os efeitos de rigidez, já que a coluna foi inicialmente discretizada em sua configuração indeformada. Como a proposta é manter esta metodologia, torna-se necessário a aplicação de mais um deslocamento, afim de levar a extremidade superior da coluna até a nova posição da mesa rotativa (deslocada devido ao *offset* da embarcação). A figura 5.4 mostra como isto foi feito.

No modelo de elementos finitos os deslocamentos da extremidade foram feitos inicialmente um de cada vez, porém após certificação da correta implementação passou-se a fazê-los ao mesmo tempo . As condições de contorno neste problema são as mesmas do exemplo de poço, ou seja extremidade superior engastada (mesa rotativa) e inferior com restrição ao movimento lateral ao eixo do poço.



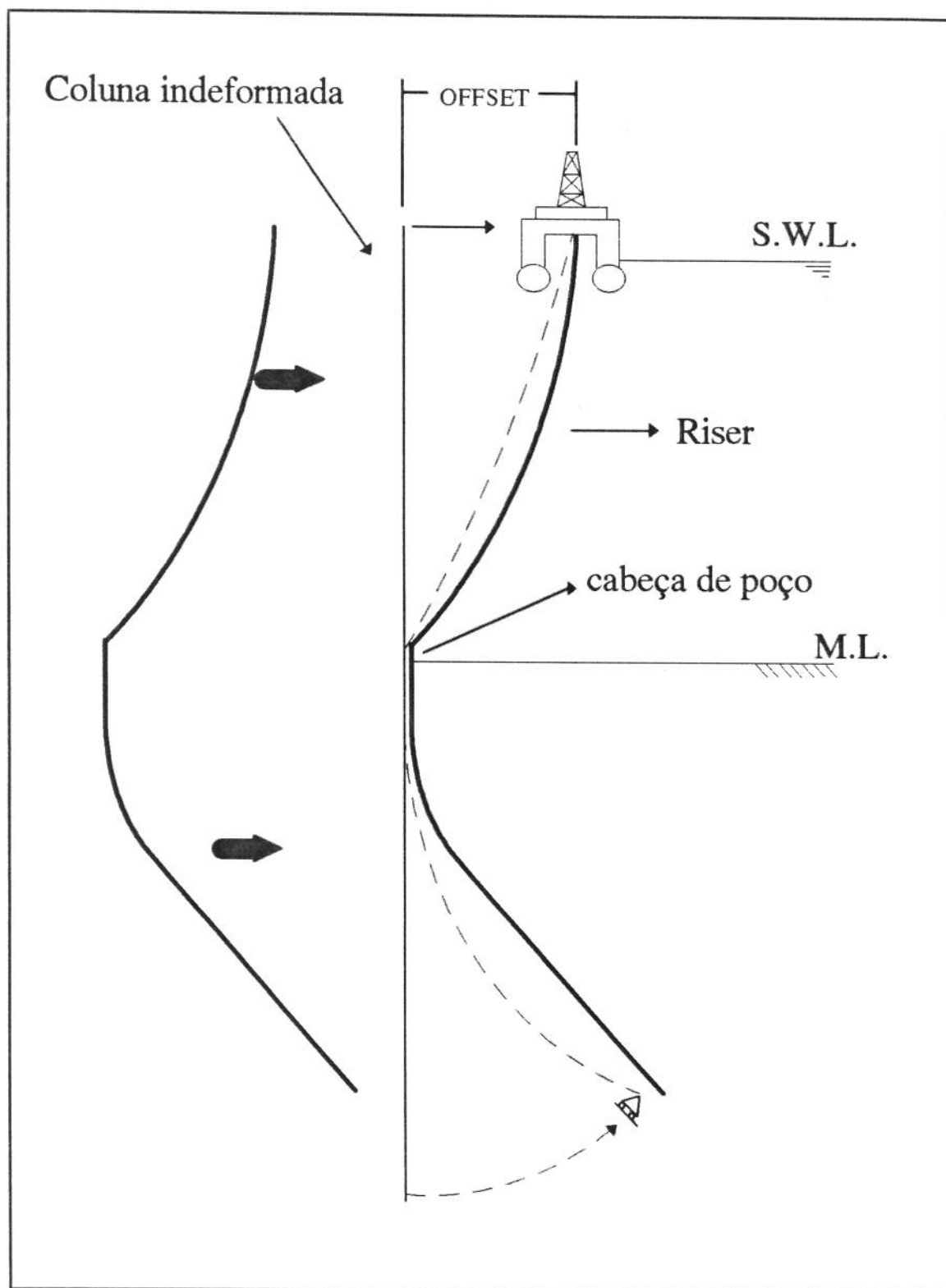


Fig.-5.4: Deslocamentos impostos à coluna na presença de "offset"

A geometria e as forças de contato que aparecem a medida que os deslocamentos são impostos estão nos gráficos das figuras 5.5 a 5.10 para um tempo igual a 4,06 segundos.

Após o primeiro deslocamento (figura 5.5), tem-se o contato da coluna contra a "parede alta" bem como as forças contra a cabeça do poço; conforme gráfico da figura 5.6

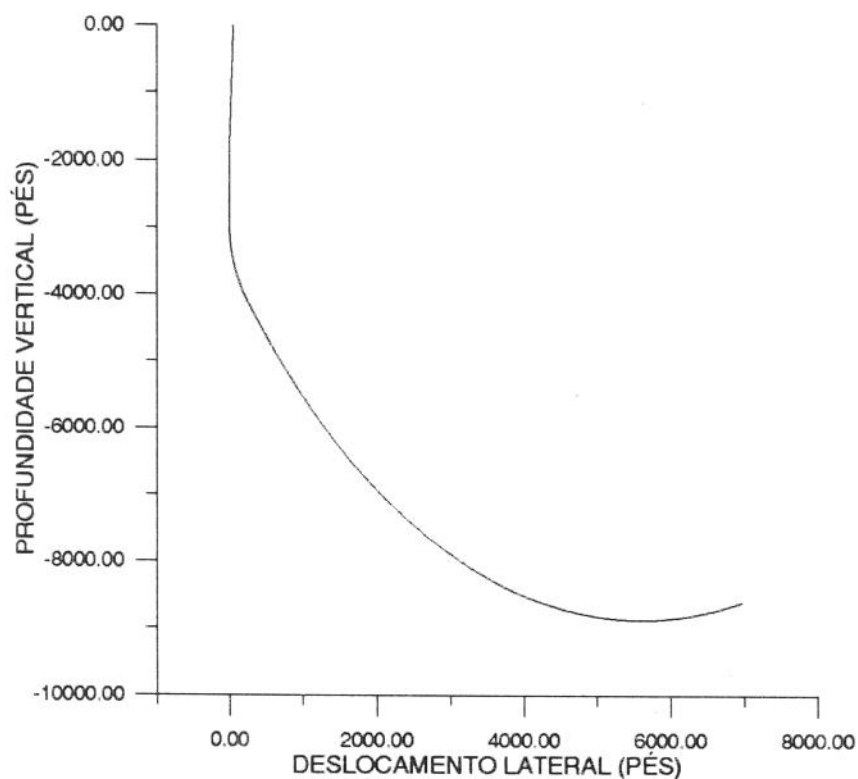


Fig.-5.5: Geometria da coluna após o "primeiro" deslocamento

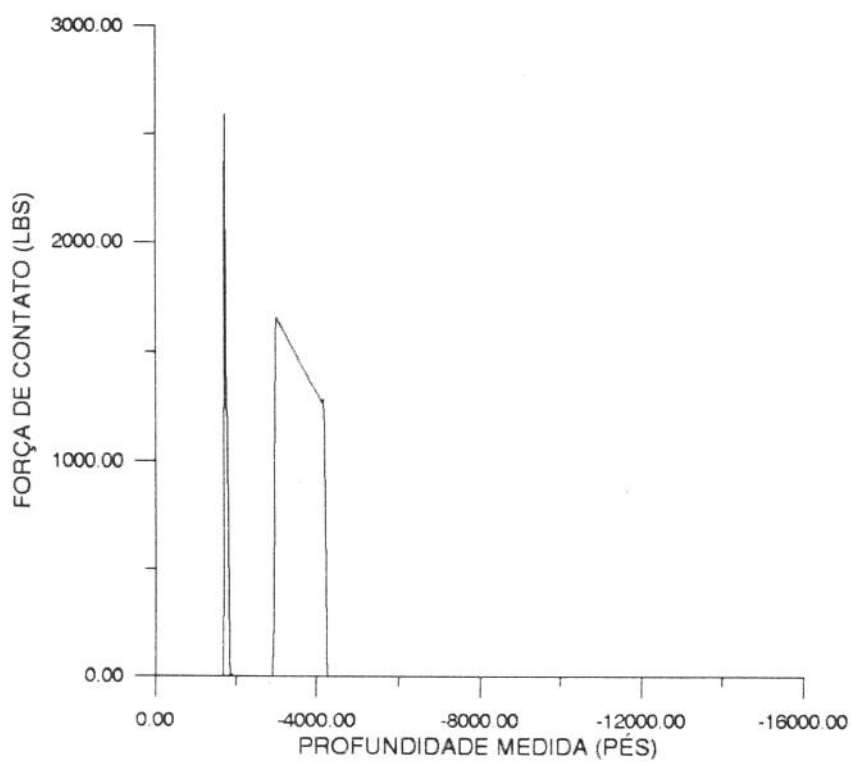


Fig.-5.6: Forças de contato após o "primeiro" deslocamento

Após o deslocamento da "parede baixa" e ainda com a força de 40000 lbs aplicada à extremidade da coluna tem-se os seguintes resultados ( figura 5.7 e 5.8 ) :

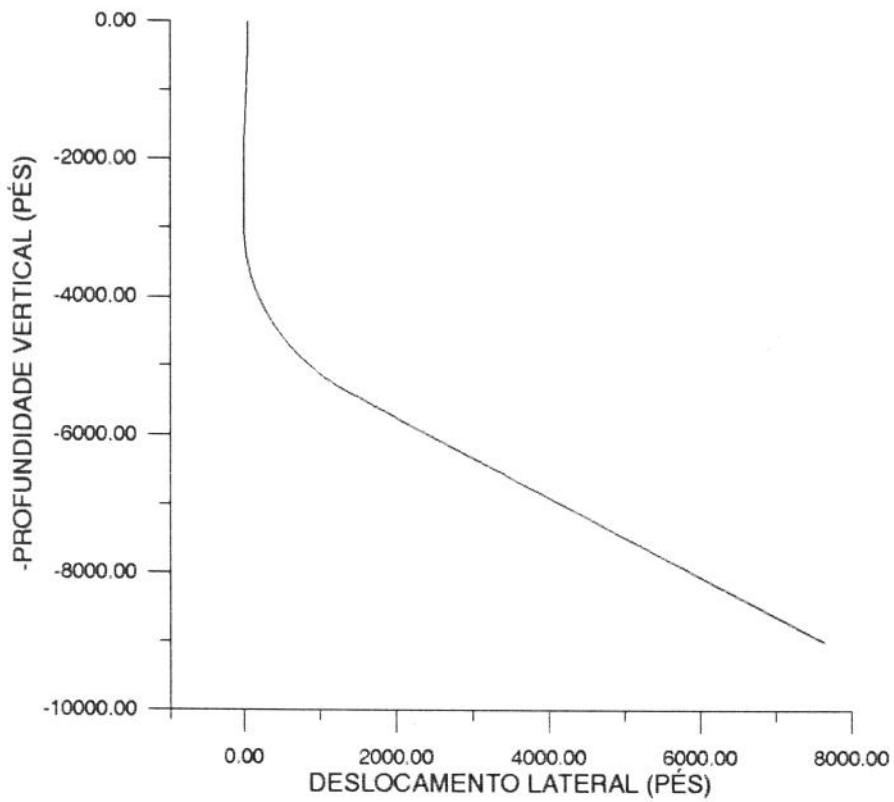


Fig.-5.7: Geometria da coluna após o deslocamento da "parede baixa"

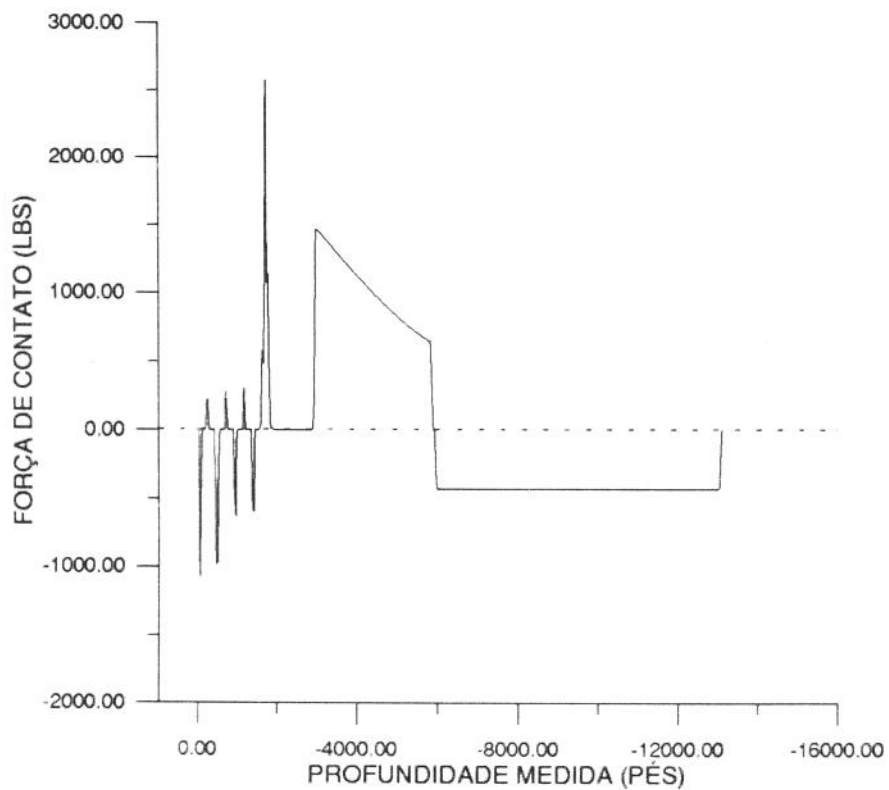


Fig.-5.8: Forças de contato após o deslocamento da "parede baixa"

Finalmente após a retirada da força tem-se a configuração geométrica final, bem como as forças de contato (figura 5.9 e 5.10).

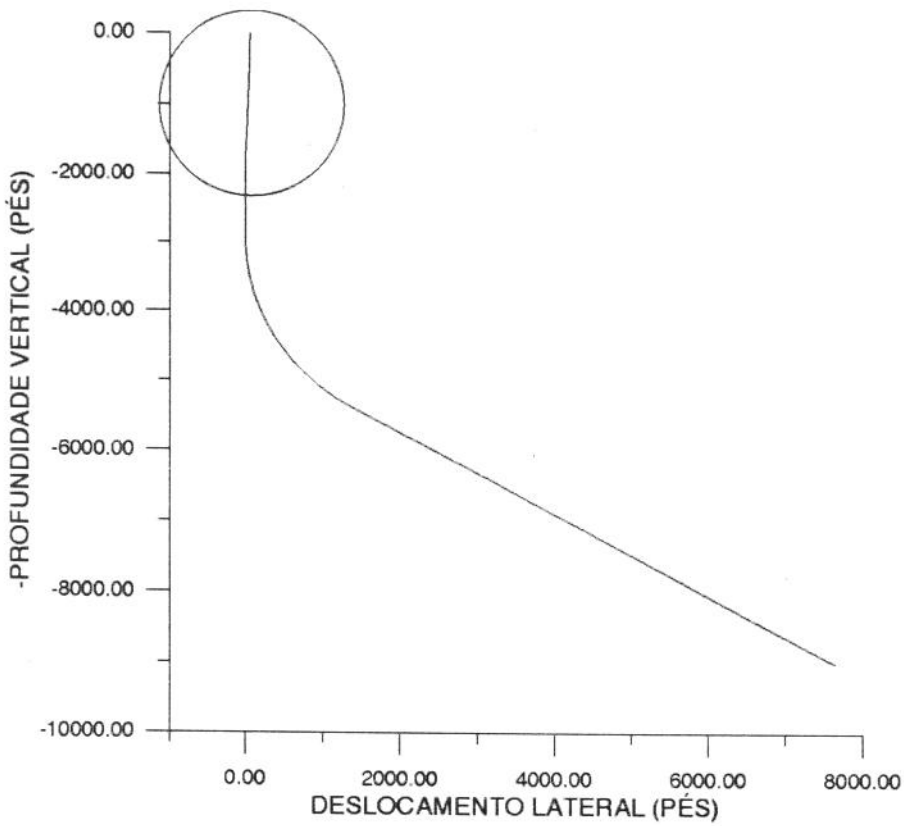


Fig.-5.9: Geometria final da coluna

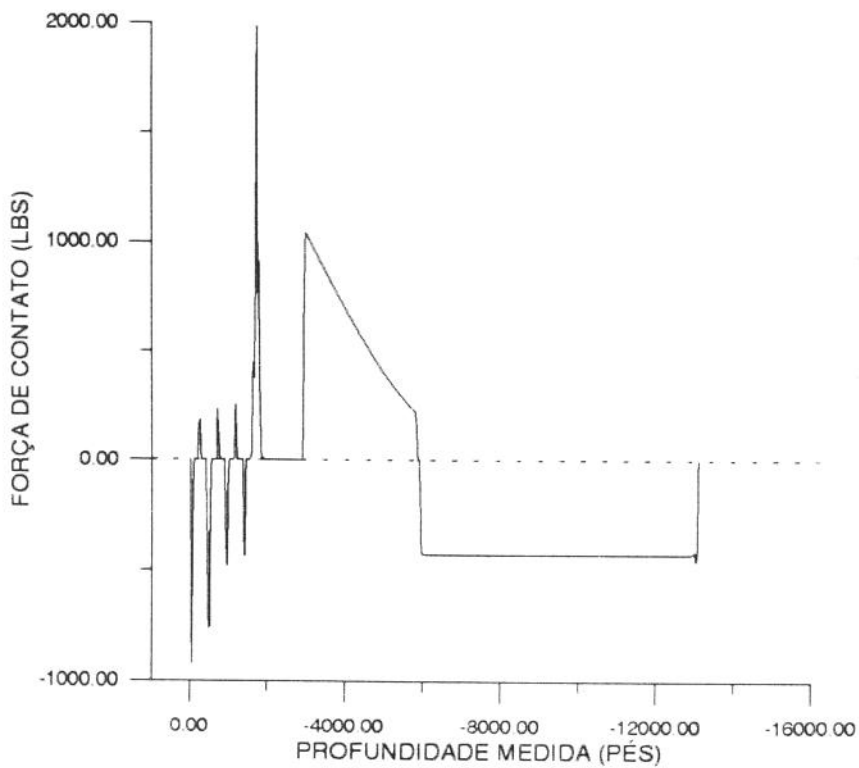


Fig.-5.10: Forças de contato finais

Como a escala utilizada na figura 5.9 não permite a visualização da geometria da coluna dentro do riser fez-se uma ampliação da área delimitada no gráfico pelo círculo (Fig.-5.11)

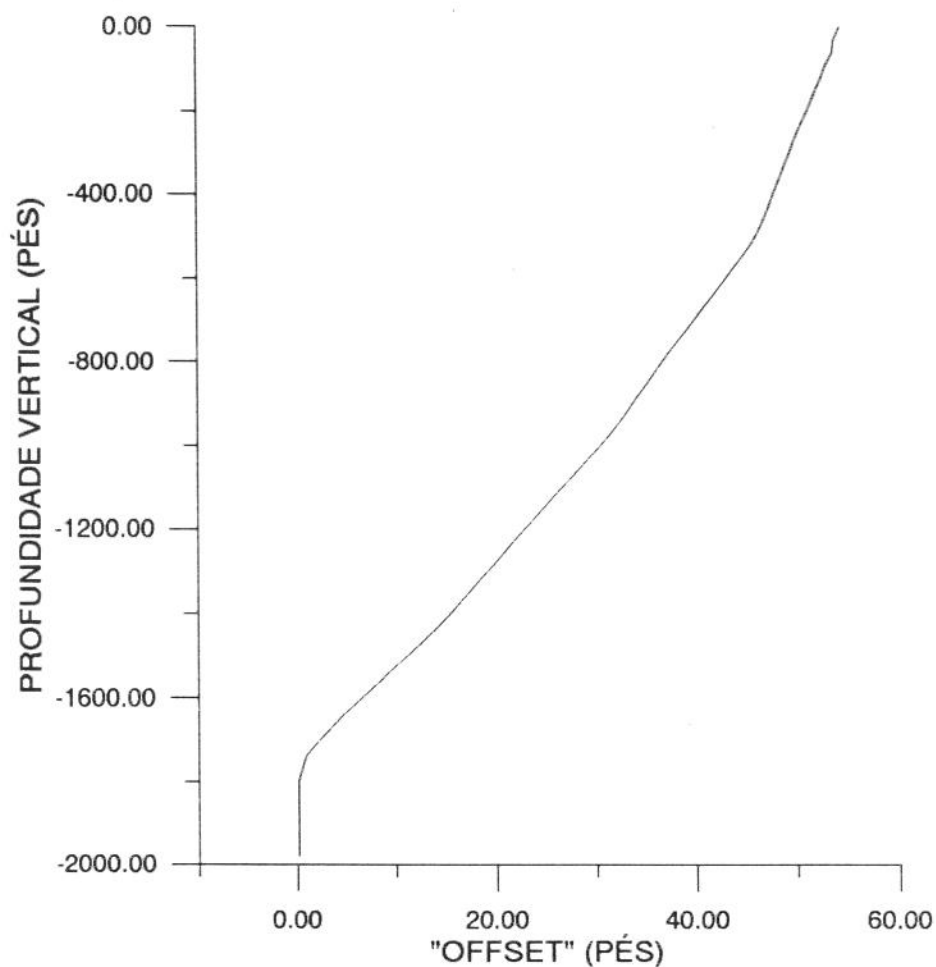


Fig.-5.11: Geometria da coluna dentro do riser (t=4,06)

Como a geometria da coluna não varia qualitativamente para os outros instantes serão mostrados apenas os resultados obtidos para a força de contato (figuras 5.12 a 5.20).

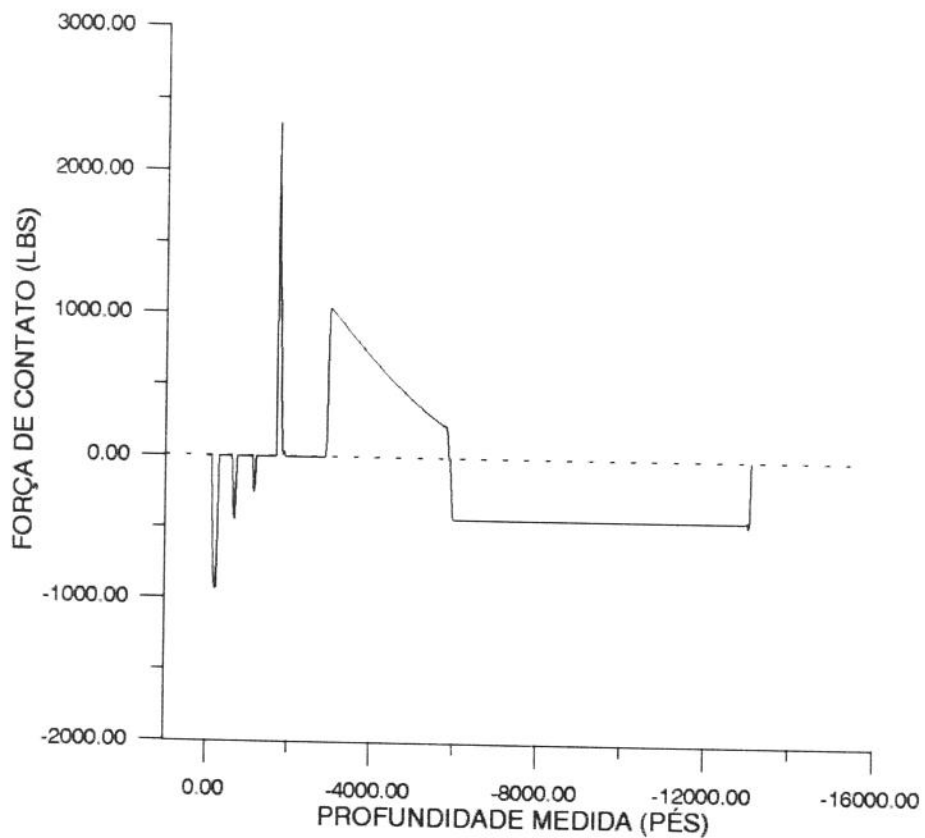


Fig.-5.12: Forças de contato para o instante  $t=0,58$  seg.

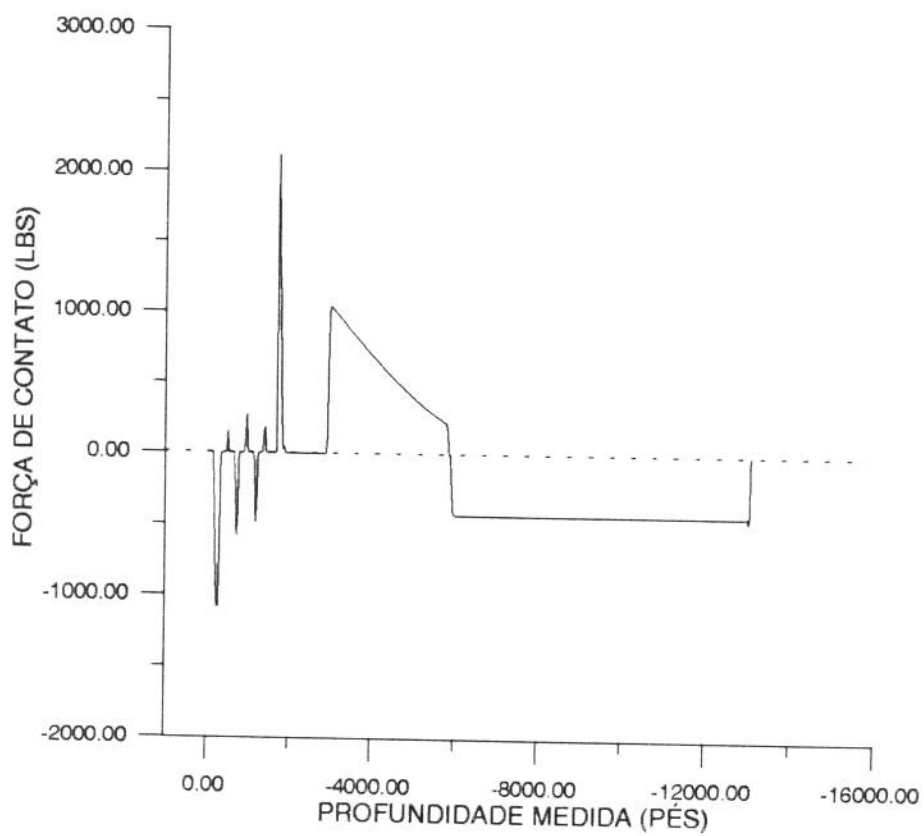


Fig.-5.13: Forças de contato para o instante  $t=1,16$  seg.

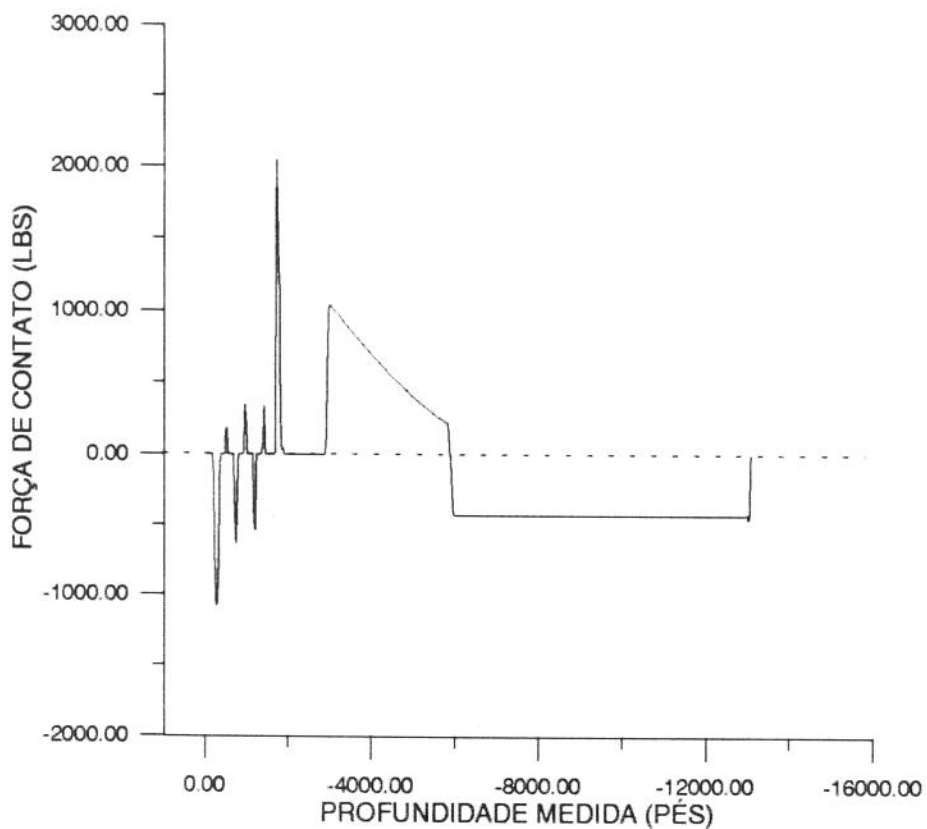


Fig.-5.14: Forças de contato para o instante  $t=1,74$  seg.

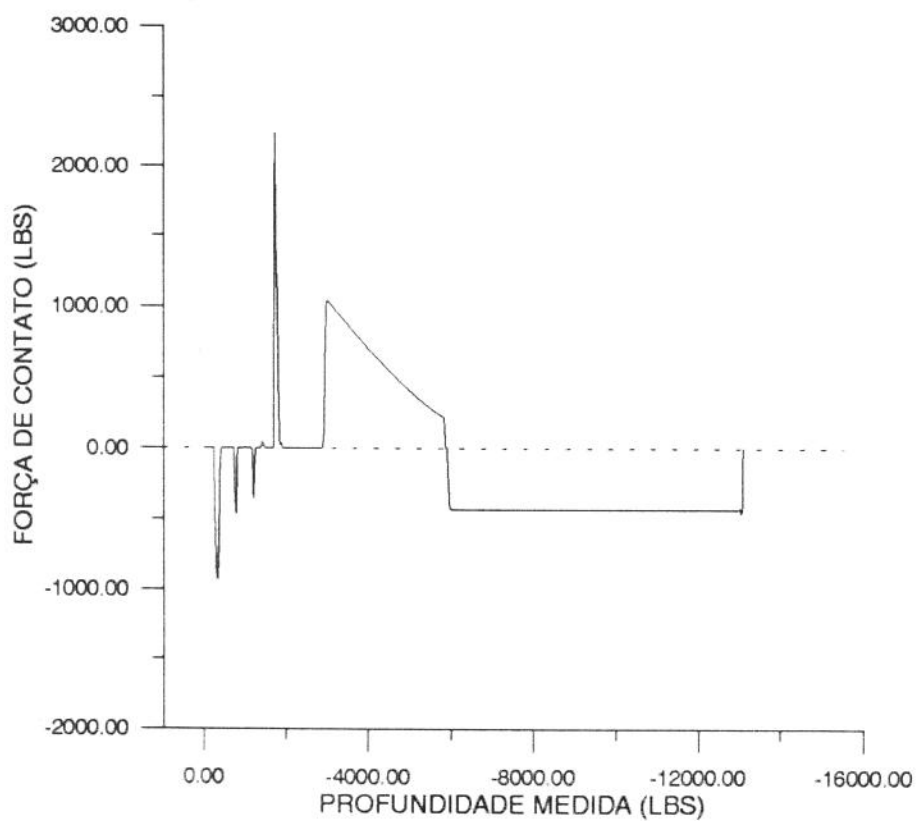
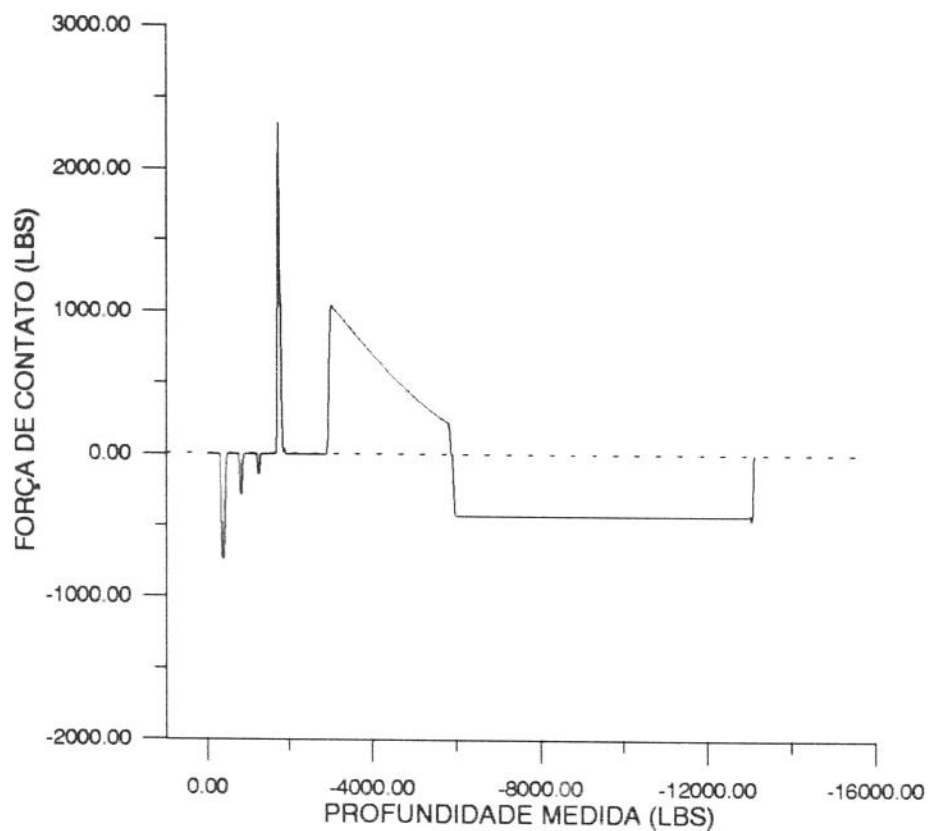
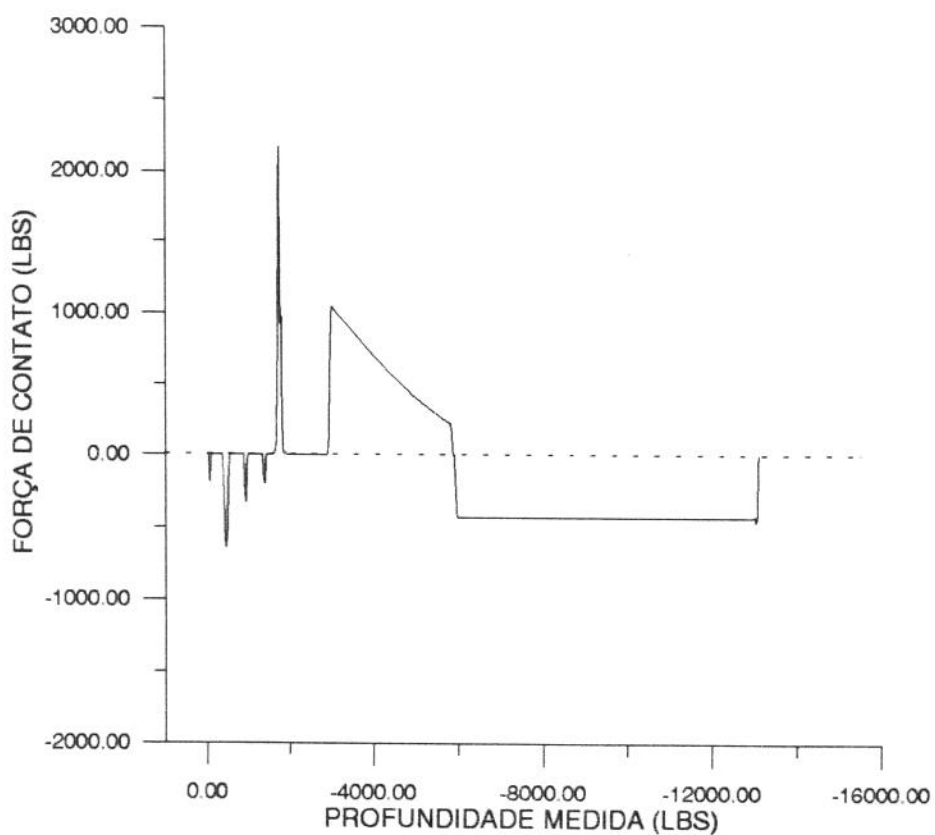


Fig.-5.15: Forças de contato para o instante  $t=2,32$  seg.

Fig.-5.16: Forças de contato para o instante  $t=2,90$  seg.Fig.-5.17: Forças de contato para o instante  $t=3,48$  seg.



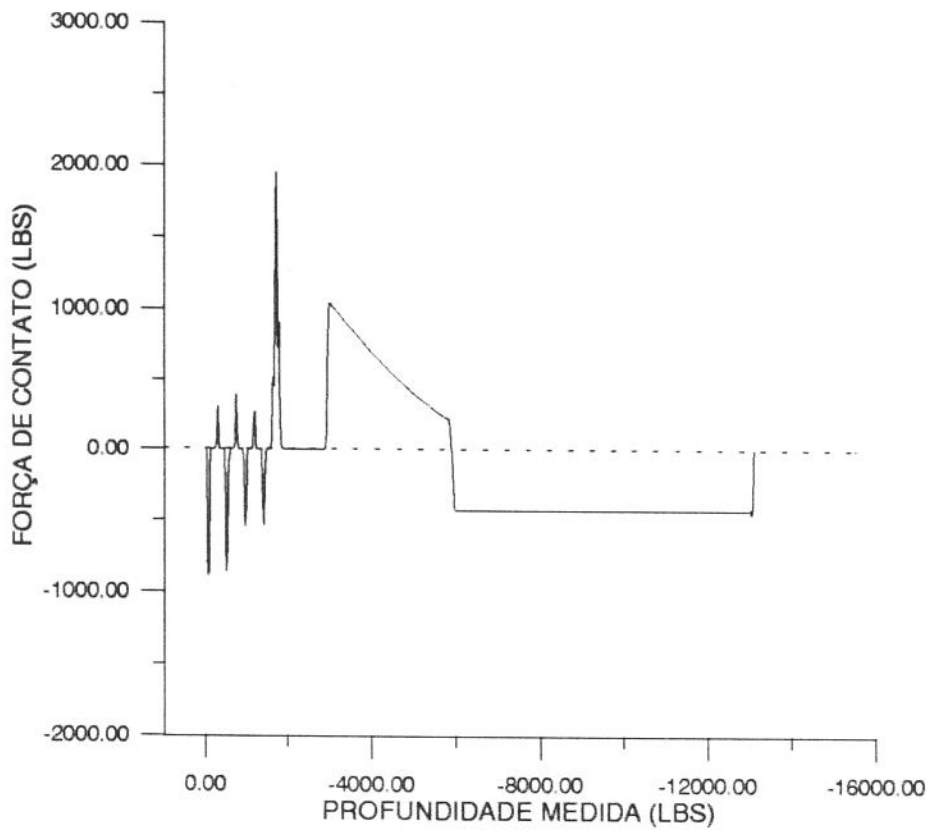


Fig.-5.18: Forças de contato para o instante  $t=4,64$  seg.

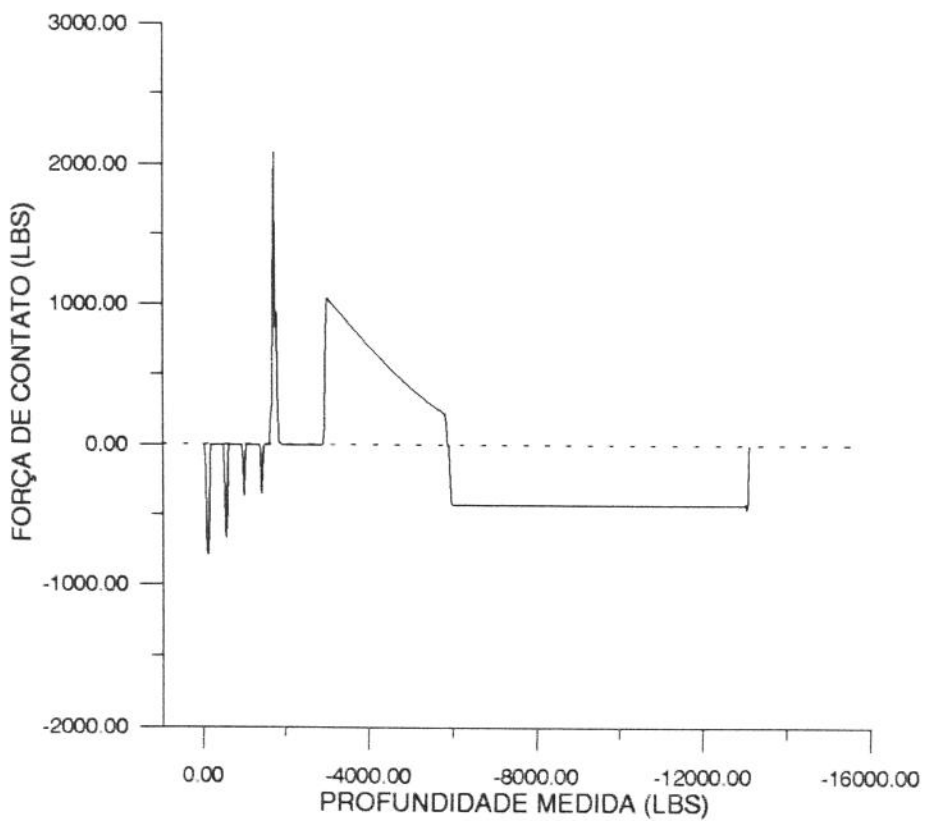


Fig.-5.19: Forças de contato para o instante  $t=5,22$  seg.

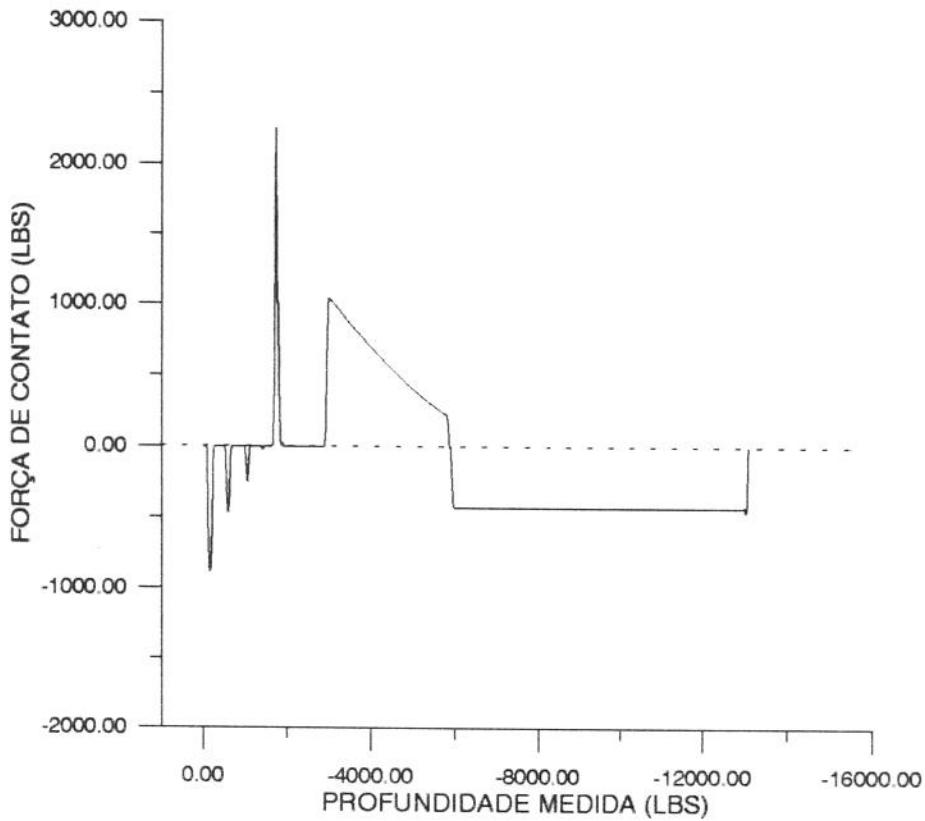


Fig.-5.20: Forças de contato para o instante  $t=5,80$  seg.

## **5.6. Variação da Força de Contato na Cabeça de Poço com o Período**

Os gráficos de força de contato mostram a ocorrência de forças concentradas altas na região dos equipamentos de segurança-LMRP e BOP e cabeça do poço, o que era esperado já que existe uma mudança grande de inclinação (*Dog leg*) abaixo da junta flexível. Será mostrado agora como a força de contato máxima na cabeça varia com o período de excitação (Fig.-5.21). Utilizou-se para isto os resultados obtidos com as geometrias de riser para cada tempo calculado ( 0.58 , 1.16 , 1.74 , etc.)

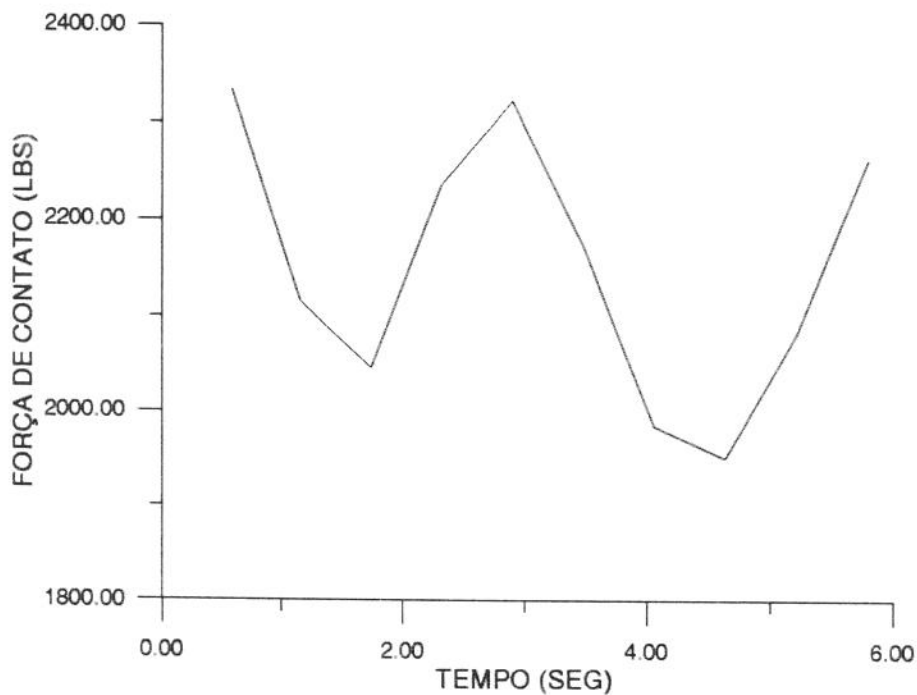


Fig.-5.21: Variação da força de contato máxima com o período

O gráfico acima apresenta um comportamento cíclico o que é coerente, pois no domínio da frequência os movimentos são harmônicos. Outra constatação é a de que é preciso uma discretização maior dentro do período para suavizar a curva e realmente determinar qual é a força máxima. Com os dados calculados a força máxima, mínima e média no ponto de pico foram:

$$F_{\text{máx}} = 2333,1 \text{ lbs}$$

$$F_{\text{mín}} = 1951,0 \text{ lbs}$$

$$\bar{F} = 2151,5 \text{ lbs}$$

## CAPÍTULO VI

### 6. CONCLUSÃO

Com base nos resultados obtidos neste estudo as principais conclusões são:

a)-A metodologia proposta é adequada, já que os resultados estão coerentes e dentro do esperado.

b)-Apesar de ter sido utilizado um exemplo de poço, com uma configuração de projeto, a discretização feita no riser dá segurança para afirmar que é possível a geração de um modelo com coordenadas reais de poços já perfurados, obedecendo-se as premissas adotadas aqui (modelo 2D,etc).

c)-A contribuição da rigidez nas forças de contato é muito pequena o que comprova resultados da literatura.

d)-A geometria gerada, indica que para o cálculo das forças de contato máximas, a hipótese simplificadora utilizada por alguns autores, de que a coluna assume o raio de curvatura do poço não é adequada, pois foi constatado que a coluna pode descolar-se e voltar a tocar novamente a mesma parede, gerando picos de força altos nestes pontos;

e)-As forças dentro do riser atingem valores considerados altos, indicando a necessidade de incluí-las nas análises dinâmicas;

f)-Como era esperado a força máxima ocorre na região do "BOP" e cabeça de poço;

g)-As forças de contato dentro do riser variam consideravelmente dentro do período;

h)-Existe a necessidade de diminuir o intervalo de tempo na análise quasi-estática para a suavização da curva de variação de força na cabeça de poço com o tempo, de maneira a obter mais precisamente a força máxima de contato.

Um outro trabalho interessante a ser tentado é o acoplamento do riser com o poço em uma única análise utilizando o método dos elementos finitos ou de contorno.

As possibilidades de utilização da metodologia proposta são muitas; pode-se citar a variação paramétrica (peso de lama, *top-tension*, lâmina d'água, etc) com o objetivo de minimização de esforços de contato, a comparação entre as forças geradas em um navio-sonda em relação à uma semi-submersível, a otimização de trajetória direcional com o objetivo de diminuição de torque e *drag*, a estimativa do peso sobre broca em poços com grande inclinação, estudos de flambagem não linear de BHA, otimização de composição de fundo com o objetivo de diminuir o número de correções necessárias na perfuração direcional, etc. Antes porém atenção especial deve ser dada no sentido de diminuir o tempo computacional necessário.

**BIBLIOGRAFIA :**

- [1] JOHANSIC,C.A.; FRIESEN,D.B.; DAWSON,R.; -"*Torque and Drag in Directional Wells*"-; Journal of Petroleum Technology; pp 987-992; JUN. 1984.
- [2] MAIDLA,E.E.; -"*Bore Hole Friction Assessment and Aplication to Oilfield Casing Design in Directional Well*"-; Ph.D. Dissertation; The Lousiania State University; 1987.
- [3] TAYLOR,H.L.; MASON,C.M.; -"*A Systematic Aproach to Well Surveying Calculation*"-; Society of Petroleum Engineering Journal; pp 474-488; Dec. 1972.
- [4] IDAGAWA,L.S.; -"*Estudo do diagnóstico de problemas na perfuração de poços direcionais*"-; Dissertação de Mestrado; UNICAMP; Dez. 1990.
- [5] DIKSTRA,M.W.; -"*Development and Field Verification of a Predictive Model for Tension, Torque, and State of Stress in Drill and Casing Strings*"-; Ph.D. Dissertation; The University of Tulsa; 1989.
- [6] BRAKEL,J.D.; -"*Prediction of Wellbore Trajectory Considering Bottom Hole Assembly and Drillbit Dynamics*"-; Ph.D. Dissertation; University of Tulsa; 1986.
- [7] MILHEIM,K.; JORDAN,S.; RITTER,C.J.; -"*Bottom Hole Assembly Analysis Using the Finite Element Method*"-; Journal of Petroleum Technology; pp. 265-274; Feb. 1978.
- [8] GUZ,J.L.; -"*Estudo da Coluna de Perfuração Através da Implementação do Elemento Finito de Viga-coluna*"-; Dissertação de Mestrado; UNICAMP; Nov. 1990
- [9] PAIXÃO,C.L.; -"*Análise não Linear Geométrica de Estruturas Reticuladas com Aplicação ao Lançamento de Oleodutos Submarinos*"-; Dissertação de Mestrado; UNICAMP; Nov. 1990.

- [10] CHAKRABARTI,S.K.; FRAMPTON,R.E.; -"*Review of Riser Analysis Techniques*"-; Applied Ocean Research; Vol 4, N° 2, pp. 73-90; 1982.
- [11] YOUNG,R.D.; FOWLER,J.R.; -"*Mathematics of the Marine Riser*"-; Presented at the *Energy Technology Conference and Exhibition*"-; Houston, Texas; Nov. 1978.
- [12] KROLIKOWSKI, L. P.; GAY, T.; -"*An improved linearization technique for frequency domain riser analysis*"-; Presented at the 12<sup>th</sup> annual Offshore Technology Conference and Exhibition (OTC - 3777), Houston, Texas; May 1980.
- [13] YOUNG , R. D.; - "*Methods of analysis for marine riser design an operation* "; Presented at 37<sup>th</sup> Petroleum Mechanical Engineering Workshop and Conference; Dallas, Texas; Sept. 1981.
- [14] YOUNG, R.D.; FOWLER,J.R.; FISHER,E.A.; LUKE,R.R.; -"*Dynanic analysis as an aid to the design of marine riser*"-; Transactions of the ASME; Vol. 100; May 1978.
- [15] TIMOSHENKO,S.P.; -"*Theory of Elastic Stability*"-; Mc Graw Hill Book Company; Second Edition; 1961.
- [16] MATTIASON,K.; -"*Numerical Results from Large Deflection Beam and Frame Problems Analysed by Means of Elliptic Integrals*"-; Int. Journal for Numerical Methods in Eng.; Vol 17, N° 1, pp. 145-149; 1981.
- [17] API-RP-2Q; -"*Recommended Practice for Design and Operation of Marine Drilling Riser Systems*"-; 2<sup>nd</sup> edition; 1984.
- [18] YOUNG *et al.*; -"*DERP Users Manual*"-; PC Version 2.1; Stress Engineering; Houston TX.; 1992.

[19] CHAKRABARTI, S.K.; -"*Hidroynamics of Offshore Structures*"-; Computational Mechanics Publications; Southampton Boston; 1987.

[20]BOURGOYNE et al; -"Applied Drilling Engineering"-; SPE Textbook series; Vol. 2; 2<sup>nd</sup> edition; 1991.



## APÊNDICE -A

### DEDUÇÃO DA EQUAÇÃO DA VIGA-COLUNA

Segundo Timoshenko<sup>(15)</sup>, as equações de uma viga sujeita a esforços laterais e axiais acoplados (viga-coluna) podem ser deduzidas observando-se a figura A-1 da seguinte maneira:

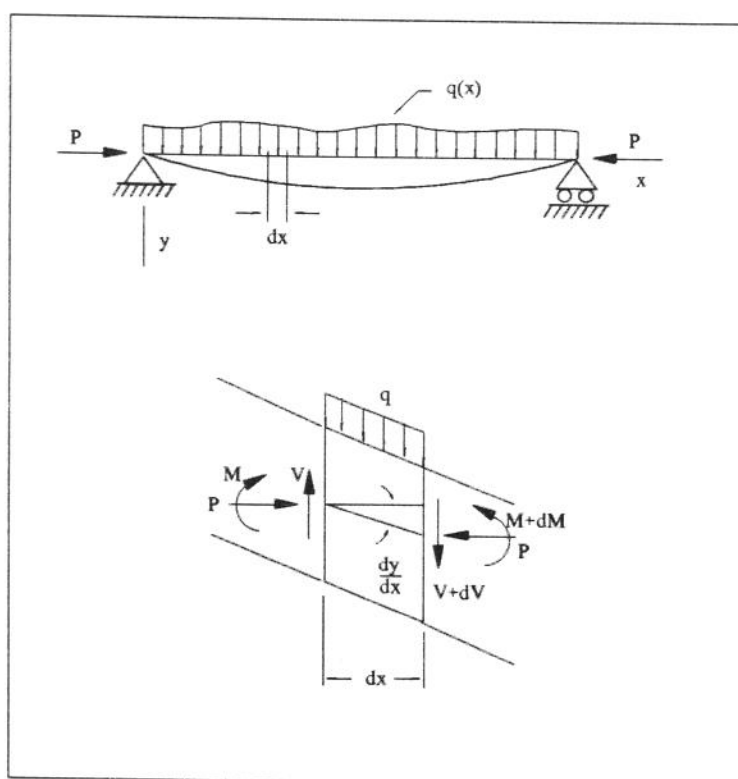


Fig.-A-1 : Equilíbrio em uma viga coluna

Aplicando o equilíbrio de forças na figura A-1 e assumindo que a carga lateral  $q(x)$  é constante no comprimento  $dx$  teremos :

$$-V + q \cdot dx + (V + dV) = 0 \quad (\text{A-1})$$

ou seja :

$$q = -\frac{dV}{dx} \quad (\text{A-2})$$

Fazendo o balanço de momentos em torno do ponto  $n$  e assumindo que o ângulo entre o eixo da viga e a horizontal é pequeno teremos :

$$M + q \cdot dx \frac{dx}{2} + (V + dV) \cdot dx - (M + dM) + P \frac{dy}{dx} \cdot dx = 0 \quad (\text{A-3})$$

Eliminando os termos de segunda ordem a equação se reduz a:

$$V = \frac{dM}{dx} - P \frac{dy}{dx} \quad (\text{A-4})$$

A expressão para a curvatura de uma viga quando o encurtamento e os efeitos de cisalhamento são desprezíveis é :

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} = -M \quad (\text{A-5})$$

Combinando as equações (D-2) e (D-4) com (D-5) teremos :

$$EI \frac{d^3 y}{dx^3} + P \frac{dy}{dx} = -V \quad (\text{A-6})$$

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + P \frac{d^2 y}{dx^2} = q(x) \quad (\text{A-7})$$

Que são as equações diferenciais de uma viga coluna sujeita a um carregamento distribuído. É interessante notar que se a carga axial ( $P$ ) for igual a zero as equações se reduzem àquelas tradicionais de flexão de vigas sujeitas apenas a cargas laterais .

## APÊNDICE - B

### FORMULAÇÃO DE GALERKIN PARA UM ELEMENTO DE VIGA-COLUNA PLANA

#### B-1 Método dos Resíduos Ponderados Clássico (M.R.P.)

Seja  $L_{2m}(\ )$  e  $B_i(\ )$  operadores diferenciais lineares e uma função admissível  $\Psi(x,y,z)$  tal que:

$$L_{2m}[\Psi(x,y,z)] = F(x,y,z) \text{ em um domínio "D"}$$

$$B_i[\Psi(x,y,z)] = G(x,y,z) \text{ em um domínio "C"}$$

Escolhe-se uma sequência de funções admissíveis ( $\Psi_0(x,y,z)$  ;  $\Psi_1(x,y,z)$  ; ...;  $\Psi_n(x,y,z)$ ), tal que  $\Psi_0(x,y,z)$  satisfaça todas as condições de contorno (essenciais e naturais) e  $\Psi_j(x,y,z)$  satisfaça as homogêneas, ou seja:

$$B_i[\Psi_0(x,y,z)] = G_i(x,y,z) \quad i = 1,2,\dots,m \quad (\text{B-1})$$

$$B_i[\Psi_j(x,y,z)] = 0 \quad \begin{array}{l} i = 1,2,\dots,m \\ j = 1,2,\dots,N \end{array} \quad (\text{B-2})$$

Constroese uma função resíduo  $R(x,y,z)$  substituindo-se  $\Psi(x,y,z)$  pela sequência de funções admissíveis  $\Psi(x,y,z) = \Psi_0(x,y,z) + \sum_{i=1}^n C_i \Psi_i(x,y,z)$

$$R_D(x,y,z) = L_{2m} \left[ \Psi_0(x,y,z) - \sum_{i=1}^n C_i \Psi_i(x,y,z) \right] - F(x,y,z) \quad (\text{B-3})$$

$$R_C(x,y,z) = B_i \left[ \Psi_0(x,y,z) - \sum_{i=1}^n C_i \Psi_i(x,y,z) \right] - G_i(x,y,z) \quad (\text{B-4})$$

sendo que por  $B_i(\ )$  ser um operador linear podemos fazer:

$$R_C(x,y,z) = [B_i(\Psi_0) - G_i] + B_i \left[ \sum_{j=1}^n C_j \Psi_j \right] = 0 \quad (\text{B-5})$$

Impõe-se que os "N" resíduos ponderados  $(R_D(x,y,z) \cdot W(x,y,z))$  sejam nulos em relação à outra sequência de funções  $(W_1(x,y,z), W_2(x,y,z), \dots, W_n(x,y,z))$  linearmente independentes ou seja:

$$\int_D W_i \cdot R_i \cdot dD = 0 \quad (\text{B-6})$$

A função  $\Psi(x, y, z)$  solução exata desconhecida é aproximada por:

$$\Psi(x, y, z) = [W_1, W_2, \dots, W_n] \cdot \begin{Bmatrix} \Psi_1 \\ \Psi_2 \\ \vdots \\ \Psi_n \end{Bmatrix} \quad (\text{B-7})$$

A formulação de Galerkin é o M.R.P. quando as funções ponderadoras são as próprias funções, ou seja:

$$(R_i, W_i) = (R_i, \Psi_i) \quad (\text{B-8})$$

$$W_i(x, y, z) = \Psi_i(x, y, z) \quad (\text{B-9})$$

## **B-2- Formulação Fraca de Galerkin para o M.R.P.**

A formulação fraca é uma maneira de não se satisfazer algumas condições de contorno, em um determinado problema não se incorrendo em maiores erros. Ela consiste na integração por partes de cada termo do resíduo ponderado de modo que a ordem da derivada da função  $\Psi(x, y, z)$  abaixa e a de  $W(x, y, z)$  aumenta a cada integração. Este processo deve parar quando as ordens dos termos forem iguais.

Desta maneira é possível demonstrar que com a formulação fraca, uma equação diferencial de ordem  $2m$  precisa ter satisfeita apenas as condições de contorno essenciais ou seja aquelas de ordem entre 1 e  $(m-1)$ .

## **B-3- Obtenção das Matrizes de Rigidez Elástica e Geométrica**

Utiliza-se o método de Galerkin fraco para a obtenção das matrizes de rigidez de um elemento de viga coluna. Partiu-se das equações A-6 e A-7 deduzidas por Timoshenko tratando os termos separadamente e superpondo-os com a equação diferencial dos esforços axiais.

Aplicando o método no primeiro termo:

$$\int_0^L EI \cdot \frac{d^4 V(x)}{dx^4} \cdot N_i(x) \cdot dx = 0 \quad (\text{B-10})$$

Integra-se por partes até os 2 termos possuírem a mesma ordem tem-se a seguinte expressão para o termo no domínio:

$$\int_0^L EI \cdot \frac{d^2 V(x)}{dx^2} \cdot \frac{d^2 N_i(x)}{dx^2} \cdot dx \quad (\text{B-11})$$

$N(x)$  deve ser então diferenciável pelo menos 2 vezes e ainda satisfazer as condições de contorno essenciais. Estas condições essenciais são representadas pelos graus de liberdade das vigas da figura B1.

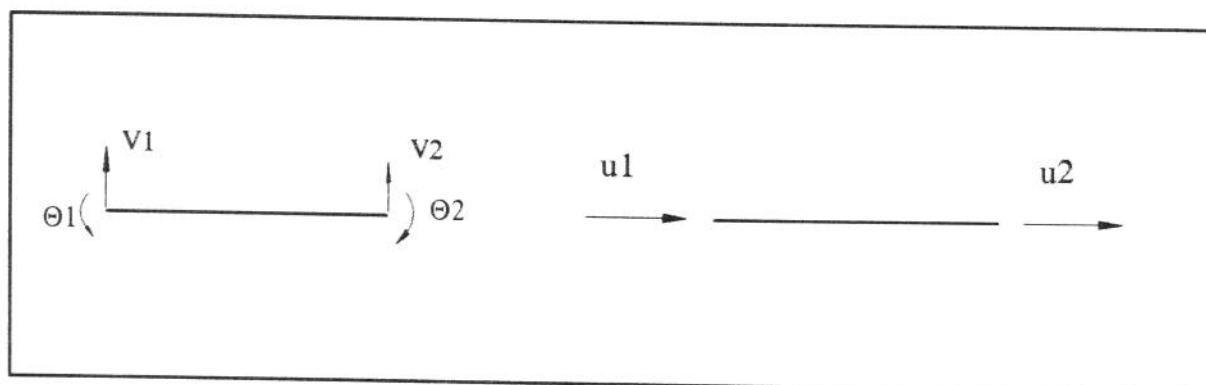


Fig. B-1: Elementos finitos e seus graus de liberdade

Um polinômio de ordem 3 satisfaz estas condições ficando a expressão para  $V(x)$ :

$$V(x) = a_1 + a_2x + a_3x^2 + a_4x^3 = \begin{bmatrix} 1 & x & x^2 & x^3 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \end{bmatrix} \quad (\text{B-12})$$

Utilizando a relação entre o deslocamento transversal e de rotação:

$$\frac{dV(x)}{dx} = \Theta(x) = 0 + 1 + 2x + 3x^2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 2x & 3x^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \end{bmatrix} \quad (\text{B-13})$$

Impõe-se as condições de contorno e escreve-se matricialmente :



$$\begin{bmatrix} V1 = V(0) \\ \Theta1 = \Theta(0) \\ V2 = V(L) \\ \Theta2 = \Theta(L) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & L & L^2 & L^3 \\ 0 & 1 & 2L & 3L^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a1 \\ a2 \\ a3 \\ a4 \end{bmatrix} \quad (\text{B-13})$$

Resolvendo a equação matricial, o vetor de deslocamentos  $\{a\}$  e consequentemente as funções interpoladoras terão as seguintes expressões:

$$N_1(x) = 1 - 3x^2/L^2 + 2x^3/L^3 \quad (\text{B-14})$$

$$N_2(x) = x - 2x^2/L + x^3/L \quad (\text{B-15})$$

$$N_3(x) = 3x^2/L^2 - 2x^3/L^3 \quad (\text{B-16})$$

$$N_4(x) = -x^2/L + x^3/L^2 \quad (\text{B-17})$$

substituindo na expressão que resultou da integração por partes:

$$EI \begin{bmatrix} \int (N1'')^2 & \int N2'' N1'' & \int N3'' N1'' & \int N4'' N1'' \\ \int (N2'')^2 & \int N3'' N2'' & \int N4'' N2'' & \\ \int (N3'')^2 & \int N4'' N3'' & & \\ \int (N4'')^2 & & & \end{bmatrix} dx \cdot \{d\} \quad (\text{B-18})$$

Simétrica

Resolve-se as integrais dos termos da matriz acima e tem-se a matriz de rigidez elástica do primeiro elemento da figura E-1 cuja expressão é:

$$[K_E] = EI \begin{bmatrix} 12/L^3 & 6/L^2 & -12/L^3 & 6/L^2 \\ & 4/L & -6/L & 2/L \\ \text{Simétrica} & & 12/L^3 & -6/L \\ & & & 4/L \end{bmatrix} \quad (\text{B-19})$$

Para o cálculo da matriz de rigidez elástica, os mesmos passos da dedução anterior foram seguidos porém utilizando o segundo termo da equação A-7 que diz respeito ao termo de acoplamento flexão/esforço normal, ou seja:

$$\int_0^L P \cdot \frac{d^2 V(x)}{dx^2} \cdot N_i(x) \cdot dx = 0 \quad (\text{B-20})$$

Que após a integração por partes fica:

$$\int_0^L P \cdot \frac{dV(x)}{dx} \cdot \frac{dN_i(x)}{dx} \cdot dx = 0 \quad (\text{B-21})$$

As funções interpoladoras são as mesmas porém a matriz de rigidez geométrica tem a seguinte forma:

$$P \cdot \left[ \begin{array}{cccc} \int (N1')^2 & \int N2'N1' & \int N3'N1' & \int N4'N1' \\ & \int (N2')^2 & \int N3'N2' & \int N4'N2' \\ \text{Simétrica} & & \int (N3')^2 & \int N4'N3' \\ & & & \int (N4')^2 \end{array} \right] dx \cdot \{d\} \quad (\text{B-22})$$

Que após resolvida será a matriz de rigidez geométrica de uma viga coluna que é dada por:

$$[K_G] = \left[ \begin{array}{cccc} 6P/5L & P/10 & -6P/5L & P/10 \\ & 2P/15 & -P/10 & -PL/30 \\ \text{Simétrica} & & 6P/5L & -P/10 \\ & & & 2PL/15 \end{array} \right] \quad (\text{B-23})$$

E a matriz resultante da solução da equação diferencial dos esforços axiais é:

$$[K_a] = \frac{AE}{L} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B-24})$$

Superpondo-se a matriz dos efeitos axiais têm-se as matrizes de rigidez elástica e geométrica de uma viga coluna com seus 6 graus de liberdade

$$[K_E] = \begin{bmatrix} AE/L & 0 & 0 & -AE/L & 0 & 0 \\ & 12EI/L^3 & 6EI/L^2 & 0 & -12EI/L^3 & 6EI/L^2 \\ & & 4EI/L & 0 & -6EI/L^2 & 2EI/L \\ & & & AE/L & 0 & 0 \\ & \text{Simétrica} & & & 12EI/L^3 & -6EI/L^2 \\ & & & & & 4EI/L \end{bmatrix} \quad (\text{B-25})$$

$$[K_G] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 6P/5L & P/10 & 0 & -6P/5L & P/10 \\ & & 2PL/15 & 0 & -P/10 & -PL/30 \\ & & & 0 & 0 & 0 \\ & \text{Simétrica} & & 6P/5L & -P/10 & 2PL/15 \end{bmatrix} \quad (\text{B-26})$$

## **APÊNDICE - C**

### **GERAÇÃO DAS COORDENADAS DAS PAREDES DO POÇO**

Todas as coordenadas no projeto de um poço direcional, bem como de "surveys" de poços reais são informadas em relação à linha de centro do mesmo, como se ele fosse um alinhamento. No cálculo das forças de contato a posição das paredes deve ser gerada a partir destes dados. A maneira como isto é feito está descrita neste apêndice.

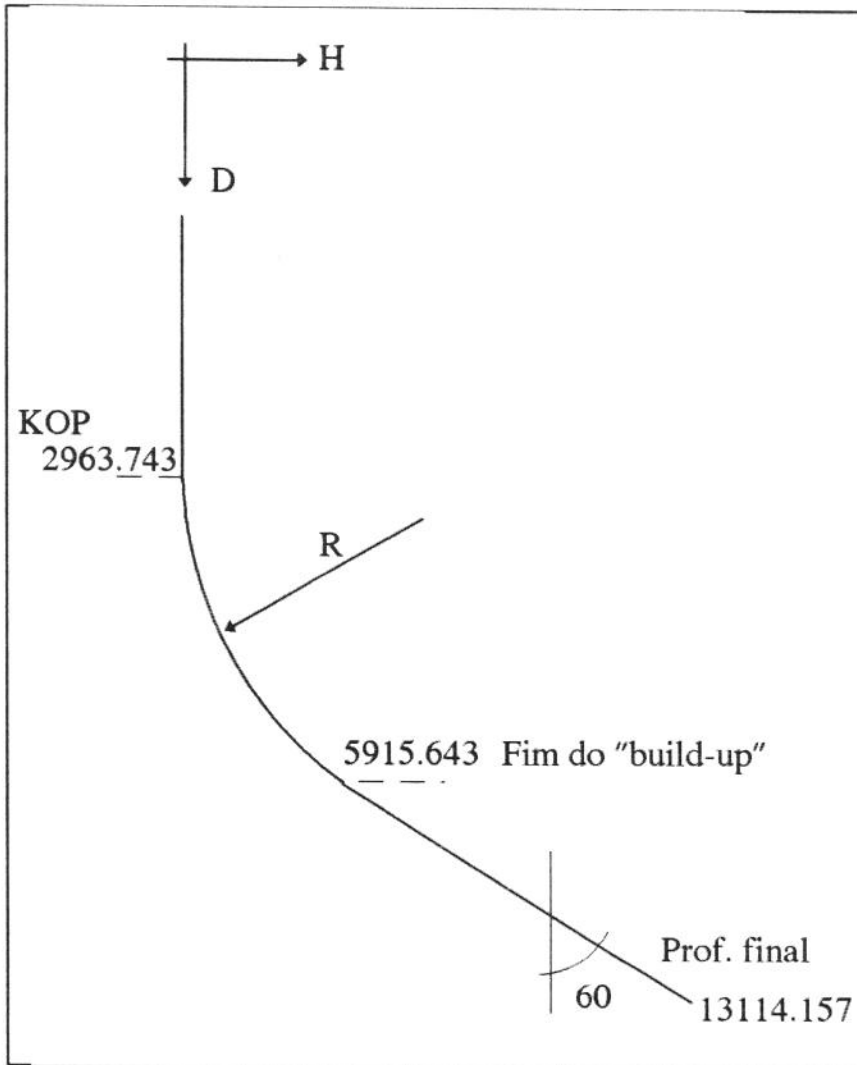


Fig.C-1: Poço direcional em estudo

Os dados de entrada do poço são:

- Profundidade final = 3997 m (13114.157 pés);
- K.O.P. = 903 m (2962.743);
- B.U.R. =  $1^\circ/15$  m ;
- Inclinação =  $60^\circ$ ;
- Diâmetro =  $9 \frac{5}{8}$ " ;
- Diâmetro do tool-joint =  $6 \frac{5}{8}$ " ( A.P.I. - grau "S") ;
- "Gap" =  $(9 \frac{5}{8} - 6 \frac{5}{8}) = 1.5" = 0.125'$  ;

Com estes valores podemos calcular as coordenadas dos pontos que definem a trajetória. Para efeito didático utilizaremos o índice "1" para a parede alta e "2" para a baixa (variáveis sem índices indicam geometria central do poço)

### C-1. Início do Poço

Pontos iniciais : parede alta = (0.125 ; 0.0);

parede baixa = (-0.125 ; 0.0);

### C-2. Início do "Build-up"

Pontos iniciais : parede alta = (0.125 ; -2962.743);

parede baixa = (-0.125 ; -2962.743);

### C-3. Fim do "build-up"

O raio do "build-up" é dado por:

$$R = \frac{1}{q} \cdot \frac{180}{\pi} = \frac{1}{\frac{1}{15}} \cdot \frac{180}{\pi} = 859.437 \text{ m} = 2819.81279 \text{ pés} \quad (\text{C-1})$$

$$R_1 = (2819.81279 - 0.125) = 2819.687797 \quad (\text{C-2})$$

$$R_2 = (2819.81279 + 0.125) = 2819.937797 \quad (\text{C-3})$$

$$H_1 = R_1 \cdot (1 - \cos \alpha_{max}) = 1409.843895 \quad (\text{C-4})$$

$$H_2 = R_2 \cdot (1 - \cos \alpha_{max}) = 1409.968899 \quad (\text{C-5})$$

$$D_1 = R_1 \cdot \sin \alpha_{max} = 2441.921257 \quad (\text{C-6})$$

$$D_2 = R_2 \cdot \sin \alpha_{max} = 2442.137769 \quad (\text{C-7})$$

Os valores acima se referem apenas ao trecho com ganho de ângulo e portanto devemos levar em conta as coordenadas do início do build-up. Assim os valores finais ficam:

$$D_1 = (0.125 + 1409.843895) = 1409.968895 \quad (\text{C-8})$$

$$H_1 = (-2962.743 - 2441.921257) = -5404.664257 \quad (\text{C-9})$$

$$D_2 = (1409.968899 - 0.125) = 1409.843899 \quad (\text{C-10})$$

$$H_2 = (-2962.743 - 2442.137769) = -5404.880769 \quad (\text{C-11})$$

As profundidades medidas serão dadas por:

$$MD_1 = - \left( \frac{1}{q_1} \cdot \alpha_{max} + 2962.743 \right) \quad (\text{C-12})$$

$$MD_2 = - \left( \frac{1}{q_2} \cdot \alpha_{max} + 2962.743 \right) \quad (\text{C-13})$$

sendo :

$$q_1 = \frac{1}{R_1} \cdot \frac{180}{\pi} = \frac{1}{2819.687797} \cdot \frac{180}{\pi} = 0.0203199 \text{ } \frac{\circ}{\text{pé}}$$

$$q_2 = \frac{1}{R_2} \cdot \frac{180}{\pi} = \frac{1}{2819.937797} \cdot \frac{180}{\pi} = 0.0203191 \text{ } \frac{\circ}{\text{pé}}$$

e portanto :

$$MD_1 = -5915.513437 \text{ pés}$$

$$MD_2 = -5915.775026 \text{ pés}$$

#### C-4. Profundidade final

$$H_1 = H_{1(\text{fim do build-up})} + (MD_{\text{final}} - MD_{1(\text{fim do build-up})}) \cdot \sin \alpha_{\text{max}} \quad (\text{C-14})$$

$$H_2 = H_{2(\text{fim do build-up})} + (MD_{\text{final}} - MD_{2(\text{fim do build-up})}) \cdot \sin \alpha_{\text{max}} \quad (\text{C-15})$$

$$D_1 = D_{1(\text{fim do build-up})} + (MD_{\text{final}} - MD_{1(\text{fim do build-up})}) \cdot \cos \alpha_{\text{max}} \quad (\text{C-16})$$

$$D_2 = D_{2(\text{fim do build-up})} + (MD_{\text{final}} - MD_{2(\text{fim do build-up})}) \cdot \cos \alpha_{\text{max}} \quad (\text{C-17})$$



$$H_1 = 7644.177093 \text{ pés}$$

$$H_2 = 7643.825555 \text{ pés}$$

$$D_1 = -9003.986039 \text{ pés}$$

$$D_2 = -9004.071756 \text{ pés}$$

### C-5.Resumo

|                    | <u>H<sub>1</sub></u> | <u>D<sub>1</sub></u> | <u>H<sub>2</sub></u> | <u>D<sub>2</sub></u> |
|--------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| Início             | 0.125                | 0.0                  | -0.125               | 0.0                  |
| K.O.P.             | 0.125                | -2962.743            | -0.125               | -2962.743            |
| Fim do "build-up"  | 1409.968895          | -5404.664257         | 1409.843899          | -5404.880769         |
| Profundidade final | 7644.177093          | -9003.986039         | 7643.825555          | -9004.071756         |

## APÊNDICE-D

### RELAÇÕES TRIGONOMÉTRICAS NUM POÇO DIRECIONAL

A figura D-1 mostra a configuração geométrica de um poço direcional denominado de tipo-I ou ainda "build-and-hold". Dados profundidade do K.O.P., "q"(build-up-ratio), " $\alpha$ "(ângulo máximo) e as coordenadas do alvo, podemos calcular as profundidades medida utilizando relações trigonométricas na figura. Para efeito de cálculo marcaremos três pontos delimitadores de regiões com características diferente na trajetória e geraremos as equações que definem os pontos pertencentes ao poço:

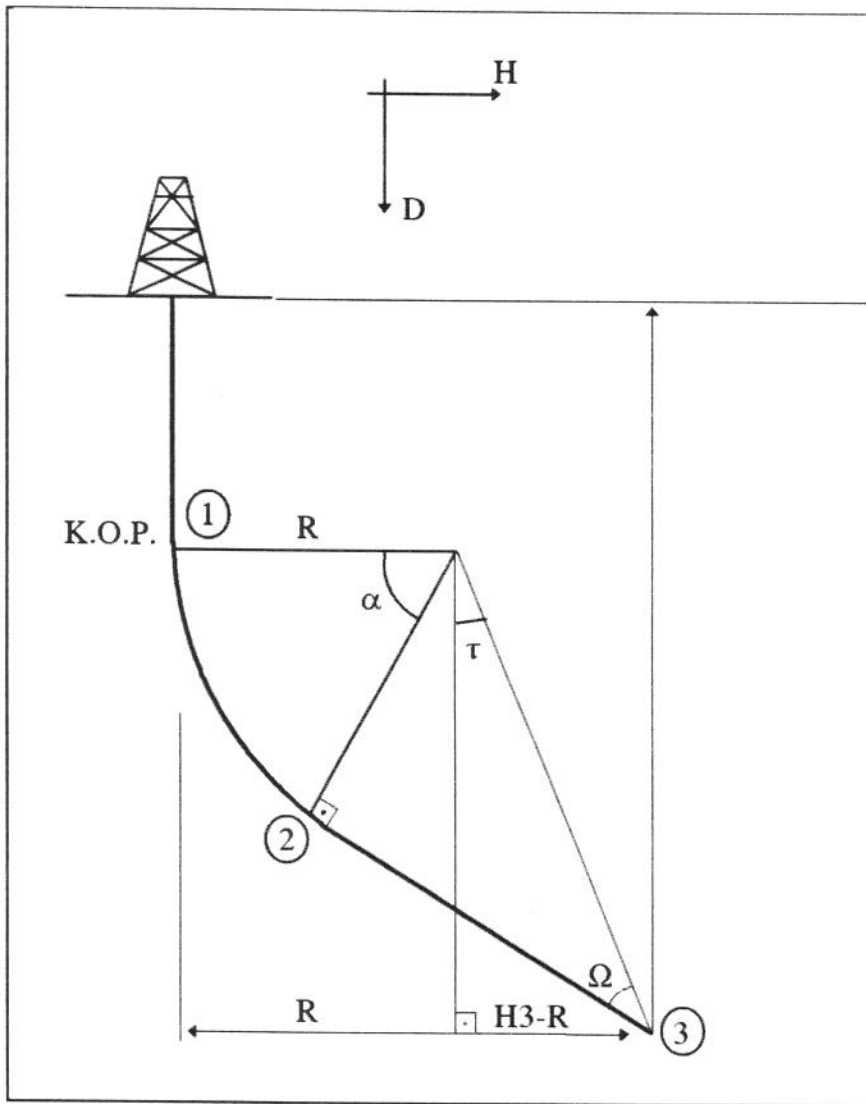


Fig. D-1: Ângulos em um poço direcional

O raio do trecho com build-up é :

$$R = \frac{1}{q} \cdot \frac{180}{\pi} \quad (\text{D-1})$$

O ângulo máximo será:

$$\begin{aligned} \alpha + (90 - \Omega) - \tau &= 90 \\ \Rightarrow \alpha &= \Omega + \tau \end{aligned} \quad (\text{D-2})$$

sendo:

$$\sin\Omega = \frac{R}{\sqrt{(D3 - D2)^2 + (H3 - R)^2}} \quad (D-3)$$

$$\operatorname{tg}\tau = \frac{H3 - R}{D3 - D1} \quad (D-4)$$

e portanto o ângulo máximo será :

$$\alpha_{max} = \operatorname{arc\,sin}\left(\frac{R}{\sqrt{(D3 - D1)^2 + (H3 - R)^2}}\right) + \operatorname{arc\,tg}\left(\frac{H3 - R}{D3 - D1}\right) \quad (D-5)$$

#### D-1. Antes do Ponto "1"

$$\alpha = 0; \quad (D-6)$$

$$D = MD; \quad (D-6)$$

$$H = 0; \quad (D-7)$$

$$(D-8)$$

#### D-2. Entre os Pontos "1" e "2"

$$\alpha = (MD - MD1) \cdot q; \quad (D-9)$$

$$D = D1 + R \cdot \sin\alpha; \quad (D-10)$$

$$H = R \cdot (1 - \cos\alpha); \quad (D-11)$$

#### D-3. Entre os Pontos "2" e "3"

$$\alpha = \alpha_{max};$$

$$D = D2 + (MD - MD2) \cdot \cos \alpha_{má}; \quad (\text{D-12})$$

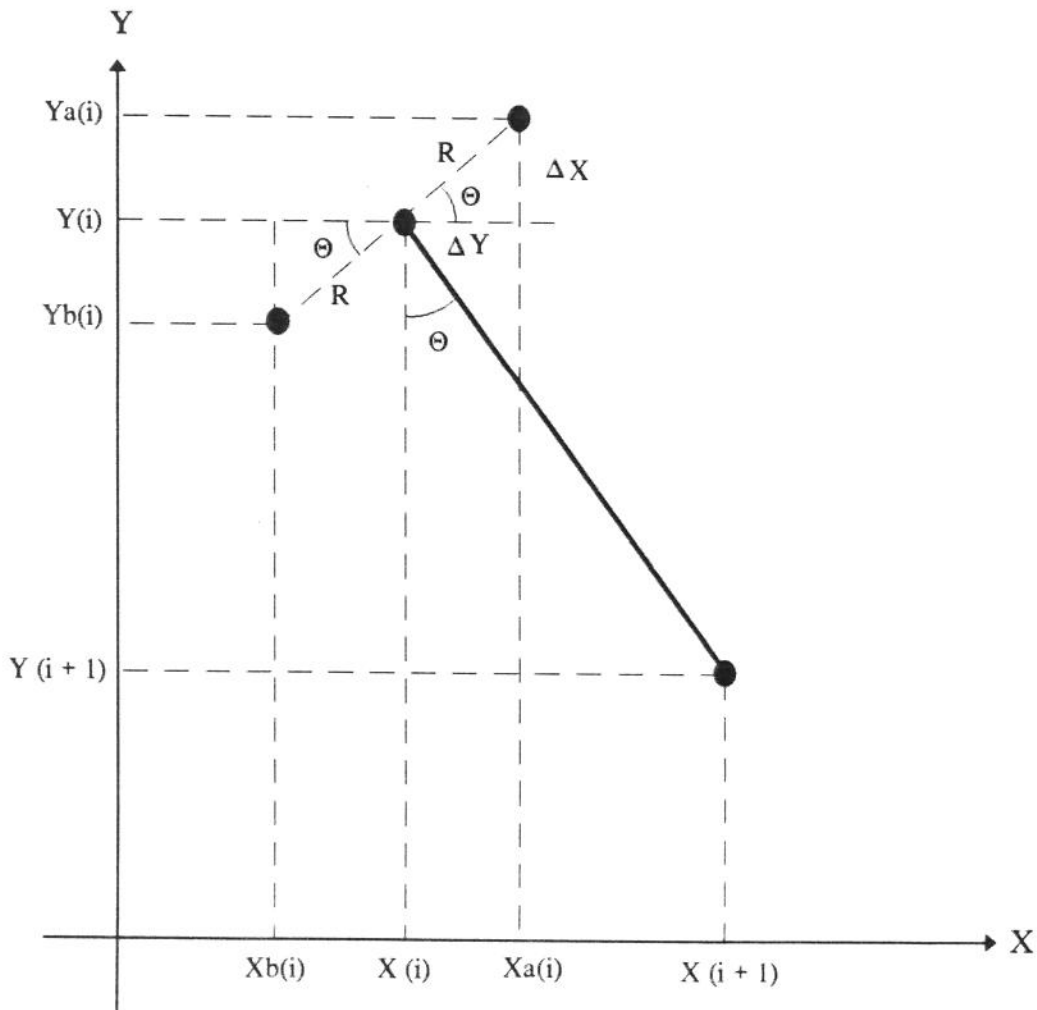
$$H = H2 + (MD - MD2) \cdot \sin \alpha_{má}; \quad (\text{D-13})$$

$$(\text{D-14})$$

## APÊNDICE - E

### GERAÇÃO DAS COORDENADAS DAS PAREDES DO RISER

Dados um conjunto de pontos, cujas coordenadas cartesianas representam os pontos discretizados de um riser e a diferença de diâmetros entre o riser e uma coluna de perfuração colocada em seu interior, podemos gerar as paredes do riser, para efeito de modelagem em elementos finitos da seguinte maneira ( figura E-1.)



**E-1. Cálculo do Ângulo  $\Theta$  :**

$$\operatorname{tg}\Theta = \frac{(X(i+1) - X(i))}{(Y(i+1) - Y(i))};$$

$$\Rightarrow \Theta = \operatorname{arc\,tg}\left[\frac{X(i+1) - X(i)}{Y(i+1) - Y(i)}\right];$$

**E-2. Cálculo de  $\Delta X$  e  $\Delta Y$ :**

$$\Delta X = R \cdot \cos \Theta;$$

$$\underline{\Delta Y = R \cdot \sin \Theta};$$

**E-3. Cálculo das coordenadas dos pontos "a" e "b"**

Quando  $X(i+1) > X(i)$ :

$$Y_a(i) = Y(i) + \Delta Y;$$

$$X_a(i) = X(i) + \Delta X;$$

$$Y_b(i) = Y(i) - \Delta Y;$$

$$X_b(i) = X(i) - \Delta X;$$

Quando  $X(i+1) < X(i)$ :

$$Y_a(i) = Y(i) - \Delta Y;$$

$$X_a(i) = X(i) + \Delta X;$$

$$Yb(i) = Y(i) + \Delta Y;$$

$$Xb(i) = X(i) - \Delta X;$$



## APÊNDICE - F

### FLUXOGRAMA PARA OBTENÇÃO DA CONFIGURAÇÃO DO RISER

A seguir temos o fluxograma do sistema computacional (pré e pós processamento) elaborado bem como a função de cada programa.

PREIMP.C - Gera o questionário com os dados necessários a montagem do modelo

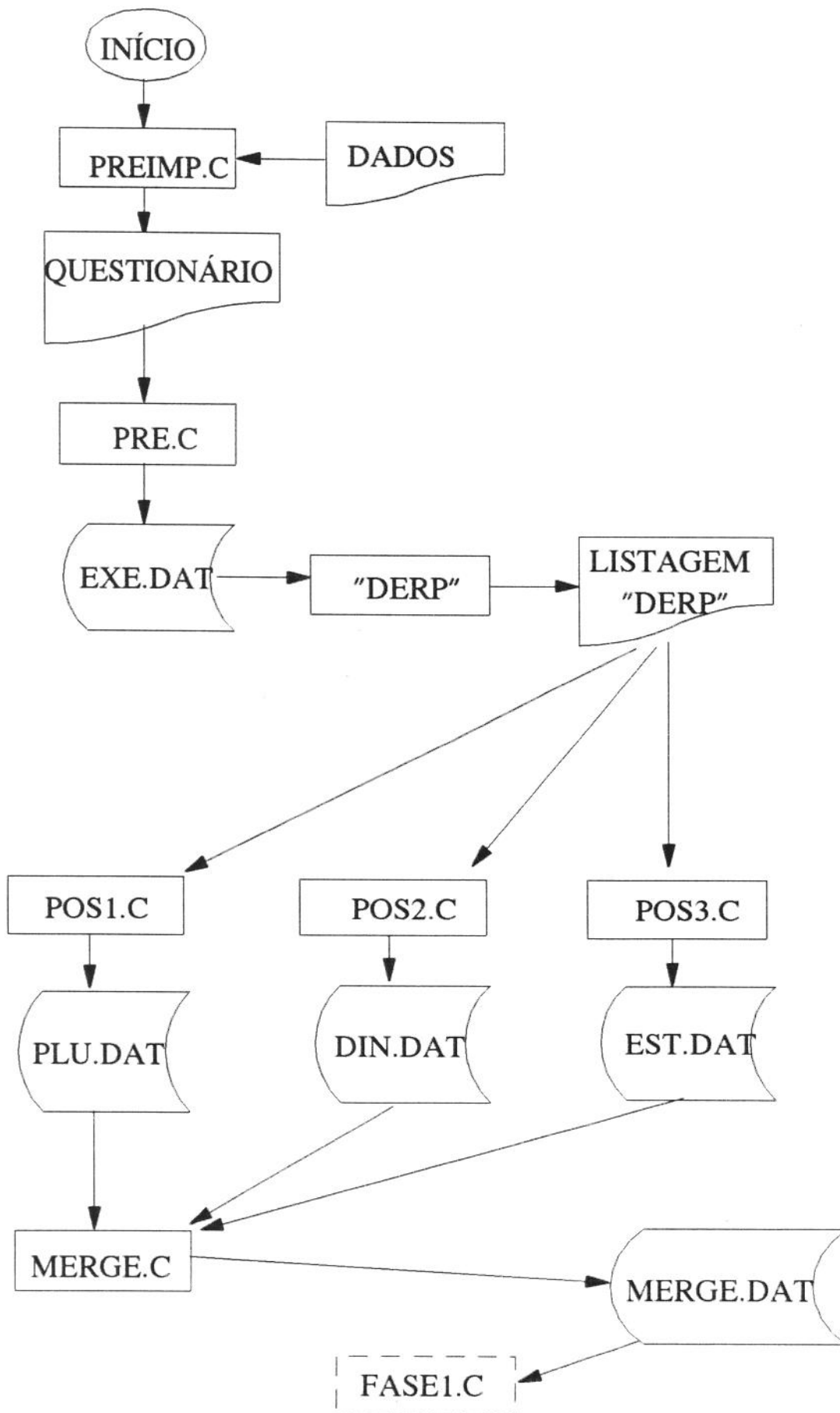
PRE.C - Monta o arquivo de entrada para o "DERP" a partir das informações do questionário ( exe.dat)

POS1.C - Retira do arquivo de saída do DERP os deslocamentos máximos devido a onda e corrente .

POS2.C - Idem POS1.C porém com os dados de amplitude e fase de deslocamentos dos nós.

POS3.C - Idem POS1.C porém com os deslocamentos estáticos (só corrente).

MERGE.C - Agrupa as informações dos arquivos gerados pelos três programas de pós processamento. A saída (merge.dat) foi utilizada na confecção dos gráficos de deslocamento deste capítulo .



## APÊNDICE G

### FLUXOGRAMA DO ACOPLAMENTO RISER/POÇO

Os programas de pós-processamento elaborados bem como o fluxograma do sistema computacional estão listados abaixo:

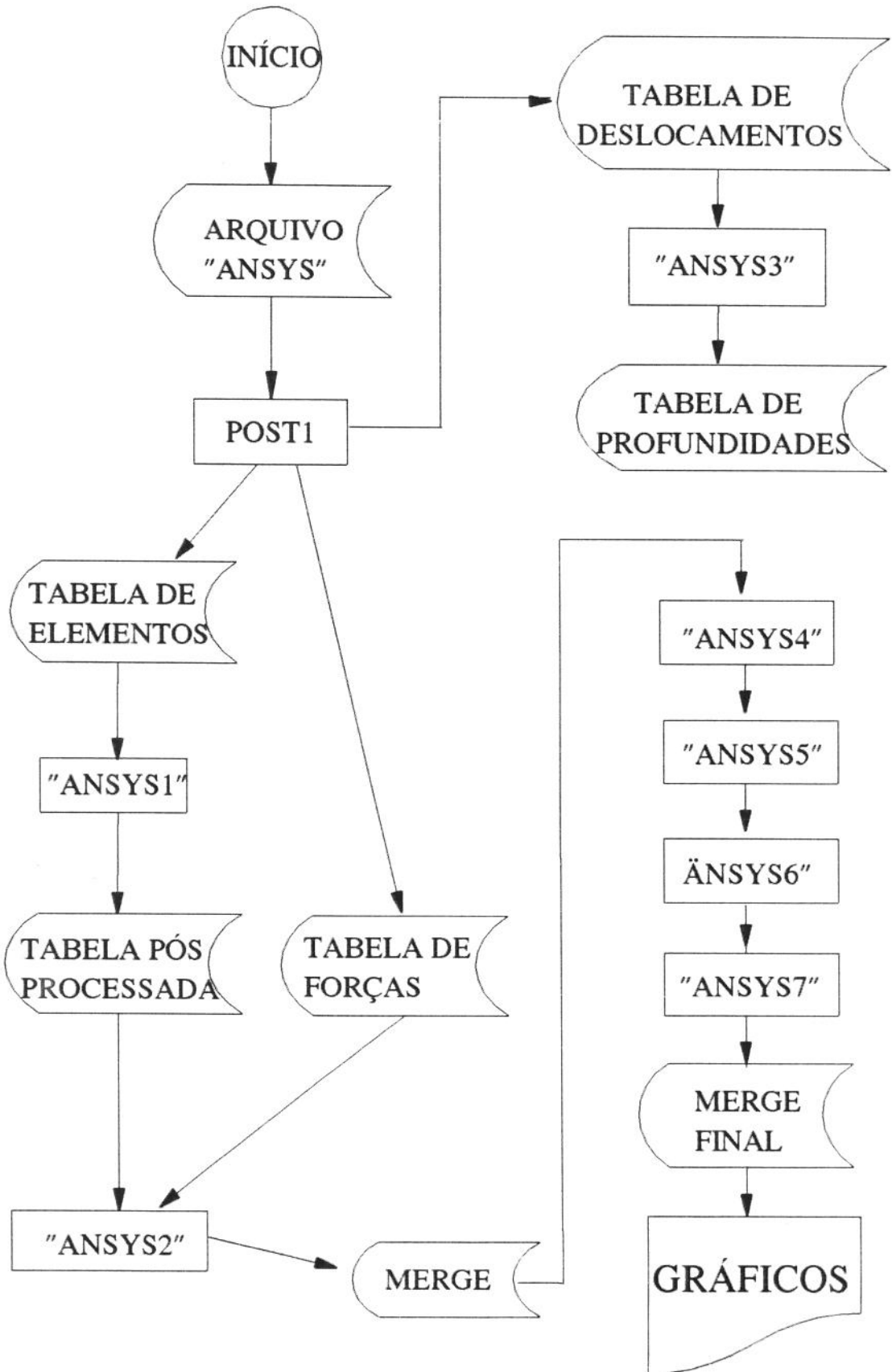
ANSYS1- Prepara a listagem de elementos para a junção (merge) com as forças (este programa foi necessário já que tínhamos uma listagem com o número do elemento e a correspondente força de contato, porém precisávamos do número do nó da coluna associado a esta força de contato para definirmos a profundidade ).

ANSYS2- Faz a junção da tabela de elementos e de forças de contato.

ANSYS3- transforma os deslocamentos dos nós em coordenadas dentro da convenção cartesiana utilizada ( ponto (0,0) na extremidade superior da coluna).

ANSYS4 a ANSYS7- gera as profundidades medidas e as respectivas forças de contato ( Como um mesmo nó da coluna estava ligado a mais de um elemento de contato estes programas investigam as listagem para detectar os nós que efetivamente estão ou não tocando as paredes).

O fluxograma abaixo mostra o projeto lógico computacional. As saídas dos programas ANSYS4 a ANSYS7 foram omitidas já que são arquivos de trabalho .



## **APÊNDICE - H**

### **TABELAS**

Neste apêndice estão as tabelas com os dados utilizados na confecção de vários gráficos desta dissertação. A intenção é dar uma visão quantitativa dos resultados bem como deixar disponível estes valores àquelas pessoas que desejarem repeti-los.

Tabela H-1 : resultados para a viga em balanço Mattiason

| $f$ | $P$ (lbs) | $\frac{w}{L}$ | $\frac{u}{L}$ | $\theta_0$ |
|-----|-----------|---------------|---------------|------------|
| 0.2 | 86400     | 0.06637       | 0.002638      | 0.09963    |
| 0.4 | 172800    | 0.13099       | 0.010325      | 0.19718    |
| 0.6 | 259200    | 0.19240       | 0.022429      | 0.29081    |
| 0.8 | 345600    | 0.24916       | 0.038079      | 0.37921    |
| 1.0 | 432000    | 0.30195       | 0.056325      | 0.46163    |
| 1.2 | 5184000   | 0.34930       | 0.076277      | 0.53772    |
| 1.4 | 604800    | 0.39185       | 0.096666      | 0.60752    |
| 1.6 | 691200    | 0.42991       | 0.118483      | 0.67140    |
| 1.8 | 777600    | 0.463925      | 0.139733      | 0.72974    |
| 2.0 | 864000    | 0.494191      | 0.160566      | 0.78283    |
| 2.2 | 950400    | 0.521325      | 0.180908      | 0.83150    |
| 2.4 | 1036800   | 0.545500      | 0.200466      | 0.87576    |
| 2.5 | 1080000   | 0.556666      | 0.209988      |            |
| 3.0 | 1296000   | 0.604491      | 0.254550      | 0.98803    |
| 3.5 | 1512000   | 0.641900      | 0.294275      | 1.06250    |
| 4.0 | 1728000   | 0.671633      | 0.329390      | 1.12390    |
| 4.5 | 1944000   | 0.695800      | 0.360566      | 1.17520    |
| 5.0 | 2160000   | 0.715758      | 0.388316      | 1.21850    |
| 5.5 | 2.376000  | 0.732516      | 0.413150      | 1.25540    |
| 6.0 | 2.592000  | 0.746783      | 0.435480      | 1.28720    |

|      |         |          |          |         |
|------|---------|----------|----------|---------|
| 6.5  | 2808000 | 0.759075 | 0.455675 | 1.31470 |
| 7.0  | 3024000 | 0.769790 | 0.474000 | 1.33870 |
| 7.5  | 3240000 | 0.779225 | 0.490733 | 1.35970 |
| 8.0  | 3456000 | 0.787600 | 0.506058 | 1.37830 |
| 8.5  | 3672000 | 0.795100 | 0.520166 | 1.39470 |
| 9.0  | 3888000 | 0.801858 | 0.533191 | 1.40940 |
| 9.5  | 4104000 | 0.807990 | 0.545258 | 1.42250 |
| 10.0 | 4320000 | 0.813590 | 0.556483 | 1.43420 |

Tabela H-2 resultados comparativos da viga com imperfeição geométrica inicial

| P (lbs) | P (KN)  | $\alpha$ | $y_1$ (analítico) | $y_1$ (FEM) |
|---------|---------|----------|-------------------|-------------|
| 5000    | 22.237  | 0.075315 | 0.0103440         | 0.0102464   |
| 10000   | 44.475  | 0.156298 | 0.0225225         | 0.0223803   |
| 15000   | 66.712  | 0.022594 | 0.0370709         | 0.0360036   |
| 20000   | 88.950  | 0.301259 | 0.0547556         | 0.0542712   |
| 25000   | 111.187 | 0.376574 | 0.0767132         | 0.0757110   |
| 30000   | 133.425 | 0.451889 | 0.1047051         | 0.1032409   |
| 35000   | 155.662 | 0.527204 | 0.1416150         | 0.1392514   |
| 40000   | 177.900 | 0.602519 | 0.1925124         | 0.1883137   |
| 45000   | 200.137 | 0.677834 | 0.2672071         | 0.2598037   |
| 50000   | 222.375 | 0.753149 | 0.3874808         | 0.3696917   |

Tabela H-3 Forças utilizadas no exemplo de B.H.A.

| NÓ | MILHEIM  |           | GUZ      |          |
|----|----------|-----------|----------|----------|
|    | Fx (lbs) | Fy (lbs)  | Fx (lbs) | Fy (lbs) |
| 1  | -122.0   | -667.3    | -117.0   | ---      |
| 2  | -219.7   | -1308.81  | -235.0   | 1334.0   |
| 3  | -248.1   | -1505.18  | -235.0   | 1334.0   |
| 4  | -282.8   | -1702.0   | -276.0   | 1534.0   |
| 5  | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 6  | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 7  | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 8  | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 9  | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 10 | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 11 | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 12 | -300.1   | -1702.0   | -307.0   | 1734.0   |
| 13 | -340.6   | -2160.7   | -307.0   | 1734.0   |
| 14 | -380.0   | -2160.6   | -388.0   | 2201.0   |
| 15 | -8000.0  | -46070.16 | -8000    | -45370.0 |



Tab.H-4: Resultados para o exemplo de B.H.A.

| Distância | MILHEIM   |        | GUZ       |        | GRAVIDADE |        |
|-----------|-----------|--------|-----------|--------|-----------|--------|
|           | Desl.     | Fx     | Desl.     | Fx     | Desl.     | Fx     |
| 0         | 0         | 84.174 | 0         | 82.471 | 0         | 71.963 |
| 10        | 0.004743  | 0      | 0.00478   | 0      | 0.0046493 | 0      |
| 20        | 0.0069436 | 0      | 0.0070406 | 0      | 0.0069973 | 0      |
| 30        | 0         | 1283.8 | 0         | 1286.8 | 0         | 1288.2 |
| 43        | -0.030216 | 0      | -0.030533 | 0      | -0.030579 | 0      |
| 56        | -0.06192  | 0      | -0.062374 | 0      | -0.062424 | 0      |
| 69        | -0.077341 | 0      | -0.077607 | 0      | -0.077633 | 0      |
| 82        | -0.078133 | 788.18 | -0.078128 | 815.77 | -0.078133 | 816.91 |
| 95        | -0.078127 | 194.94 | -0.078128 | 188.02 | -0.078127 | 185.4  |
| 108       | -0.078127 | 327.95 | -0.078128 | 338.5  | -0.078127 | 339.11 |
| 121       | -0.078127 | 292.6  | -0.078128 | 298.56 | -0.078127 | 292.8  |
| 134       | -0.078127 | 302.57 | -0.078128 | 309.64 | -0.078127 | 326.38 |
| 147       | -0.078127 | 338.19 | -0.078128 | 304.67 | -0.078127 | 237.07 |
| 160       | -0.078127 | 382.15 | -0.078128 | 390.11 | -0.078127 | 486.74 |
| 180       | -0.078127 | 7999.4 | -0.078128 | 7999.4 | -0.078127 | 7955.9 |