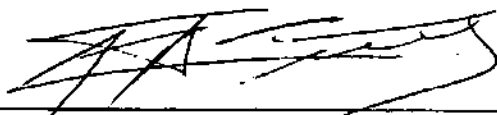


ANÁLISE DE INSTALAÇÃO E DESCONEXÃO DE RISER

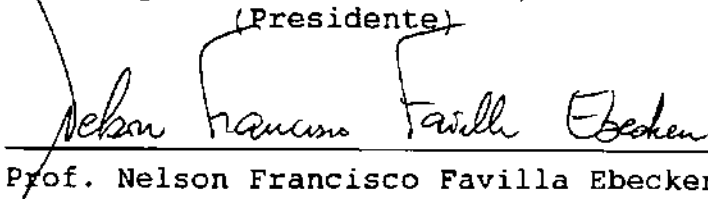
SUZANA RASTELLI SATTAMINI

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:



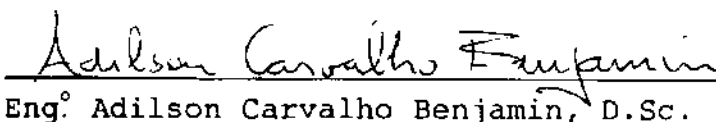
Prof. Agustin Juan Ferrante, Ph.d.  
(Presidente)



Prof. Nelson Francisco Favilla Ebecken, D.Sc.



Prof. Edison Prates Castro de Lima, D.Sc.



Eng. Adilson Carvalho Benjamin, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MAIO DE 1992

SATTAMINI, SUZANA RASTELLI

Análise de Instalação e Desconexão de Risers

[Rio de Janeiro] 1992

XIV, 280 p. 29.7cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 1992)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Instalação de Riser      2. Comportamento não-linear

I. COPPE/UFRJ

II. Título (série)

Aos meus filhos

João Guilherme e Ana

pela força, pela coragem

pelos ensinamentos.

À minha mãe pelo exemplo de

juventude.

Ao meu pai.

## AGRADECIMENTOS

Ao paciente e amigo Prof. Agustin Juan Ferrante pela confiança depositada, pelo exemplo de profissional e mestre, pelo incentivo constante.

Ao amigo e chefe Eng.<sup>o</sup> Pedro Barusco e à Petrobrás pela oportunidade de desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos queridos pelo companheirismo e ajuda durante a realização dos créditos Mário, Beatriz, Sagrilo, Maria Lúcia, Elisabeth, Paula, Luiz Fernando, Raphael, Marcos Donato, Levy, Joaquim, Gerson Verlangieri, Marina, Amilcar, Aldemir, Paulo d'Elia, Francisco Torrico, Rosane, Natalie, Carlos Eduardo, Cyranka.

Ao amigo Eng.<sup>o</sup> Lino Francisco Rodrigues Moreira pelo envio pessoal de bibliografia imprescindível à realização deste trabalho.

Aos amigos Eng.<sup>os</sup> Márcio Mourelle, Enrique Casaprima Gonzales, Francisco Edward Roveri, Adilson Carvalho Benjamin, Carlos Eduardo Mendonça (Dick), Ronaldo Rosa Rossi pela inestimável ajuda no decorrer da elaboração da Tese.

Às amigas Léa Margarida Bueno Troina e Ana Lúcia Torres pelas atenções recebidas.

Aos amigos Eng.<sup>o</sup> José Luiz e Luiz Fernando pela ajuda com o LOTUS.

À amiga e companheira de trabalho Mônica Caruso Stoque pelo atento e primoroso trabalho de edição e datilografia, pelo incentivo força e energia.

Ao amigo Eng.º Helano e ao Analista Gilberto pela impressão final da Tese, a Yolanda do DEPEX pela impressão dos gráficos do POSNL a Laser.

Aos desenhistas Carlos e Albuquerque pela confecção dos desenhos à Ana ao SEDESE pelas transparências.

Aos Eng.ºs José Roberto F. Moreira (DEPRO) e Ronaldo Batista Assunção (DEPER) pela colaboração.

Aos amigos Mazetti, Marcão, Papaleo, Carlos Alberto (Beto), João Carlos, Ricardo Franciss, Fred, Claudio Paixão, Rosane, Ludma, Joaquim e Gerson pela força, caronas e tudo o mais.

Ao Grupo de Oceanografia em especial ao Eng.º José Antonio Moreira Lima pelo apoio.

Ao amigo Eng.º Gerson Gomes da Cunha pela dedicação e colaboração intensa na elaboração dos gráficos através de pós processador gráfico por ele desenvolvido.

Ao amigos queridos Sílvia, Vitória e Rogério pelo apoio nos momentos difíceis.

Aos amigos do processo Fisher Hoffman em especial à Geisa e Vilma pelo apoio.

À minha família pela ajuda durante estes últimos anos, nos momentos em que enfrentei sérias dificuldades.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.).

## ANÁLISE DE INSTALAÇÃO E DESCONEXÃO DE RISER

SUZANA RASTELLI SATTAMINI

Maio de 1992

Orientador: Prof. Dr. Agustin Juan Ferrante, Ph.D.

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho tem como objetivo analisar as solicitações dinâmicas provenientes dos esforços de mar que agem sobre Risers quando estão sendo instalados ou ainda quando sofrem repentina desconexão de sua base de apoio no fundo do mar e permanecem presos apenas à embarcação que os sustenta por longos períodos face a condições ambientais desfavoráveis. Respostas dinâmicas em termos de deslocamentos esforços e tensões para diferentes lâminas d'água são apresentadas, além de uma comparação em termos das condições de contorno e especiais mais favoráveis para operar este sistema estrutural, tais como por exemplo a utilização de compensadores de movimento de forma eficiente.

Freqüências extensionais foram determinadas para todas as lâminas d'água além das freqüências naturais.

A dinâmica estrutural foi observada para o mesmo sistema considerado como rígido e como complacente.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.).

## ANALYSIS OF HANGING RISERS AND INSTALLATION

SUZANA RASTELLI SATTAMINI

May, 1992

Thesis Supervisor: Prof. Dr. Agustin Juan Ferrante, Ph.D.  
Department: Civil Engineering

An investigation of the dynamic behavior of risers under installation or when suddenly disconnected in the presence of extreme excitations from waves currents and, heave and surge motion is performed.

General dynamic responses in terms of displacements, forces, and rotations, for different water depth are obtained considering different boundary and special conditions, to simulate systems operated with more security and efficiency.

The extensional natural frequencies for rigid and compliant riser to all water depth and the natural frequencies are also presented.

The structural dynamics are observed for the same systems considered like rigid and compliant systems.

## ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO 2 - O SISTEMA DE RISER E SUA CONFIGURAÇÃO BÁSICA .....	7
2.1 - Configuração de Sistema de Risers de Perfuração	7
2.2 - Configuração de Sistema de Risers de Completação	8
2.3 - Configuração de Sistema de Risers de Produção ..	9
2.4 - Modelo Estrutural a ser Considerado .....	12
2.5 - Cargas Atuantes no Sistema (Instalação e Desconexão .....	13
2.6 - Condições de Contorno para Análise de Instalação	15
2.7 - Condições de Contorno para Análise de Riser na Condição Desconectada .....	15
2.8 - Instalação de Risers de Perfuração .....	16
2.8.1 - Etapa de Pré-Instalação .....	16
2.9 - Instalação de Risers de Completação .....	22
2.10 - Instalação de Risers de Produção .....	23
CAPÍTULO 3 - DINÂMICA AXIAL DE RISERS .....	30
3.1 - Modelação Matemática .....	32
3.2 - Considerações a Respeito da Tração Efetiva .....	36
3.3 - Cargas Dinâmicas .....	38
3.3.1 - Cargas Dinâmicas Provenientes de Esforços de Mar, Ondas .....	38
3.3.2 - Considerações a Respeito das Cargas Dinâmicas .....	39
3.3.3 - Vibrações Axiais e sua Sensibilidade em Riser para Lâminas D'água Profundas .....	40



## ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO 2 - O SISTEMA DE RISER E SUA CONFIGURAÇÃO BÁSICA .....	7
2.1 - Configuração de Sistema de Risers de Perfuração	7
2.2 - Configuração de Sistema de Risers de Completação	8
2.3 - Configuração de Sistema de Risers de Produção ..	9
2.4 - Modelo Estrutural a ser Considerado .....	12
2.5 - Cargas Atuantes no Sistema (Instalação e Desconexão .....	13
2.6 - Condições de Contorno para Análise de Instalação	15
2.7 - Condições de Contorno para Análise de Riser na Condição Desconectada .....	15
2.8 - Instalação de Risers de Perfuração .....	16
2.8.1 - Etapa de Pré-Instalação .....	16
2.9 - Instalação de Risers de Completação .....	22
2.10 - Instalação de Risers de Produção .....	23
CAPÍTULO 3 - DINÂMICA AXIAL DE RISERS .....	30
3.1 - Modelação Matemática .....	32
3.2 - Considerações a Respeito da Tração Efetiva .....	36
3.3 - Cargas Dinâmicas .....	38
3.3.1 - Cargas Dinâmicas Provenientes de Esforços de Mar, Ondas .....	38
3.3.2 - Considerações a Respeito das Cargas Dinâmicas .....	39
3.3.3 - Vibrações Axiais e sua Sensibilidade em Riser para Lâminas D'água Profundas .....	40

CAPÍTULO 4 - CONDIÇÕES DE CONTORNO E INICIAIS ESPECIAIS PARA O PROBLEMA .....	44
4.1 - Idealização das Características do Risers .....	44
4.2 - Condições de Contorno na Base do Riser .....	45
4.3 - Condições de Contorno no Topo do Riser .....	51
4.3.1 - Riser Rígido Engastado .....	51
4.3.2 - Riser Complacente .....	52
4.3.3 - Condições Iniciais .....	55
4.4 - Configurações Estudadas .....	56
4.4.1 - Configurações para a Instalação .....	56
CAPÍTULO 5 - VIBRAÇÕES LIVRES .....	59
5.1 - Frequências e Modos Naturais de Vibração .....	59
5.2 - Sistema ADEP .....	60
5.2.1 - Distribuição das Massas - Comando "Inertia of Joints" .....	73
5.3 - Determinação das Faixas de Frequências de "Vortex shedding" .....	77
CAPÍTULO 6 - DINÂMICA LINEAR EXTENSIONAL .....	111
6.1 - Dinâmica Extensional Linearizada Incluindo o Efeito de Amortecimento .....	123
CAPÍTULO 7 - DINÂMICA NÃO LINEAR SEM COMPENSADOR .....	141
7.1 - Análise Não Linear .....	141
7.2 - Fontes de Não Linearidades e Métodos dos Elementos Finitos .....	142
7.3 - O Sistema ANFLEX .....	145
7.4 - Análise Estática .....	147
7.5 - Análise Dinâmica .....	149
7.6 - Efeito de Amortecimento na Análise Dinâmica Não Linear .....	150

7.7 - Massa Rotacional .....	164
7.8 - Cargas Dinâmicas .....	165
7.8.1 - Ondas .....	165
7.8.2 - Consideração da Corrente .....	165
7.9 - Dados Meteo-Oceanográficos .....	168
7.9.1 - Ondas .....	169
7.9.2 - Correntes .....	169
7.9.3 - Movimentos Impostos de Heave e Surge ...	170
7.10 - Estratégia Adotada para a Obtenção da Solução Não Linear .....	175
7.11 - Resultados Obtidos .....	176
CAPÍTULO 8 - DINÂMICA LINEARIZADA COM COMPENSADOR ....	228
8.1 - Análise Linearizada com Compensador de "Heave" .	228
8.2 - Conceitos Básicos .....	228
8.3 - Resposta do Compensador na Análise Dinâmica Linearizada .....	231
8.3.1 - Função Força X Deslocamento Relativo no Tempo para a Mola do Compensador .....	232
8.3.2 - Função para a Força do Amortecimento $F_c$ em Função das Velocidades Relativas ....	243
8.3.3 - Força Dinâmica em Função do Deslocamento Relativo ("Riser"/Plataforma) .....	245
CAPÍTULO 9 - CONCLUSÕES .....	256
APÊNDICE 1 - INTERAÇÃO FLUÍDO ESTRUTURA FORMULAÇÃO DE MORISON .....	259
APÊNDICE 2 - MÉTODO DE ITERAÇÃO POR SUBESPAÇO .....	265
BIBLIOGRAFIA .....	273

## GLOSSÁRIO

"Riser" - Estrutura tubular formada por juntas acopladas que conecta a embarcação (navio sonda ou plataforma semi-submersível) ao poço de petróleo no fundo do oceano.

"Hangoff" - Situação em que o riser se encontra preso apenas em seu topo à embarcação.

"Surge" - Movimento horizontal da embarcação.

"Heave" - Movimento Vertical da embarcação.

"Drill Pipe" - Coluna de perfuração.

"Bop - Blow out preventor" - Equipamento constituído por um conjunto de válvulas que impedem ocorrência de explosões provenientes de escapamentos de gases de petróleo a altas pressões.

"Low Marine Riser" - Equipamentos constituídos de um conjunto de tradutores de impulsos elétricos que são enviados a fim de comandar as ações promovidas pelo BOP - Blow Out Preventor.

"Flexjoint" - Junta de riser que funciona como condição de contorno semi-rotulada, possibilitando movimentação de riser de forma a liberar os graus de liberdade referentes às rotações em X e Y.

"Dogs" - Sistema de garras utilizando como encaixe macho e fêmea para unir as juntas de riser uma a uma formando a coluna. Uma vez unidas para desuni-las é necessário romper os "Dogs" por cisalhamento.

"Tree Running Tool" - Ferramenta que é acoplada à Árvore de Natal que auxilia no processo de conexão e desconexão desta às juntas de riser.

"Pull-in" - Operação de conexão de linha rígida no sistema de riser.

"Hubs" - Conectores.

"Stress joint" - Conector de riser que funciona como engaste.

"Manifold" - Equipamento que possibilita a chegada do riser e sua conexão com o sistema de tensionadores.

"Slip joint" - Ou junta telescópica é equipamento que se prende à junta de riser por onde desliza o pistão do compensador de Heave.

"Tree cap" - Ferramenta que serve ao acoplamento da Árvore de Natal.

"Lift" - Suspensão (força de)

"Vortex shedding" - Vibração induzida pela onda cuja frequência natural da estrutura induzindo o fenômeno de ressonância.

"Running tool" - Ferramenta auxiliar para montagem de todo o sistema conduzindo a base guia.

"Guide frame" - Estrutura que funciona como acoplamento do BOP e Low Marine Riser

"Packer" - Tampão.

"Tubing hanger" - Ferramenta utilizada para segurar/suspender a coluna de perfuração.

"Housing" - Revestimento de cimento.

"Rov" - Remote Operator Vehicle.

"Moon pool" - Abertura no andar inferior da plataforma pela qual descem os equipamentos denominados BOP e LOW Marine Riser.

"Flow line hubs" - Conectores de linhas flexíveis.

"Riser spider" - Ferramenta usada para instalação de ancoragem.

"Bundle" - Conjunto de linhas flexíveis.

"Deck" - Andar superior onde se situa o equipamento para perfuração.

"Overpull" - Tração extra além da estabelecida como efetiva.

"Free fall acceleration" - Aceleração de queda livre.

"Steady-state" - Regime permanente.

"Ball joint" - Junta conectora que simula uma rótula.

"Inertia of joint" - Comando do DINAF do Sistema ADEP DINA utilizado para ajuste de massas.

"Stroke" - Curso do pistão do compensador de Heave.

"Range" - Variação.

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

Nas operações de instalação e desconexão de "Risers", tanto de perfuração como de completação e produção, ocorrem solicitações dinâmicas provenientes de esforços de mar influenciando tanto diretamente sobre este tipo de estrutura como também nos movimentos das embarcações (navios-sonda ou plataformas de perfuração ou ainda plataformas de produção), ocasionando solicitações estruturais. Estas, tais como grandes variações de tensão dinâmicas, podem conduzir a estrutura a situação de colapso por flambagem e elevadas tensões de flexão somadas a grandes tensões de tração/compressão.

Com o advento da perfuração e produção de jazidas petrolíferas em lâminas d'água acima de 500m de profundidade, a Petrobrás através do Programa de Capacitação Tecnológica em Águas Profundas aponta como uma das áreas de interesse o desenvolvimento deste tema a fim de possibilitar instalações e desconexões de sistemas de "Risers", cada vez mais seguras e econômicas.

No decorrer da última década foram publicados trabalhos referentes ao tema proposto que demonstraram ser este assunto de fundamental importância para a implementação de sistemas de "Risers".

Deste modo podemos destacar alguns mais importantes a nível de proceder a uma introdução.



Patrikalakis, N.M. [1] solucionou em tese de doutorado as equações linearizadas para o problema estrutural de "Risers", utilizando o Método de Newmark para integrá-las no domínio do tempo, empregando um modelo bi-dimensional experimental a fim de avaliar o efeito das forças hidrodinâmicas não lineares.

Garret, D.L. [2] apresentou um modelo tri-dimensional para grandes deflexões, utilizando o Método dos Elementos Finitos, considerando uma viga elástica sem torque, uniforme e inextensível, fazendo a integração através do Método de Primeira Ordem de Adams-Moulton.

Kim, Y.C. [3] desenvolveu a simulação dos movimentos dos "Risers" conectados, no domínio do tempo, usando o Método de expansão dos modos naturais. Termos não lineares geométricos de segunda ordem para a relação tensão-deformação e ainda forças de arraste não lineares foram utilizados em um esquema explícito de integração no domínio do tempo.

Nordgren, R.P. [4], derivou as equações para vibrações de pequena amplitude para "Risers", com tratamento não linear de segunda ordem para relação tensão-deformação e forças hidrodinâmicas não lineares. A discretização das equações é espacial e utiliza o Método dos Elementos Finitos com elementos híbridos, implementando a solução com o emprego do Método de Houbolt.

Tikhonov, S. e Zubarev, V.K. [5], simularam as vibrações não lineares de colunas de produção esbeltas. Foi utilizada uma formulação que substituiu as derivadas espaciais por esquema de diferenças finitas análogo, com

integração implícita do problema de valores iniciais.

Patel, H.M., e Sarohia, S. [6] estudaram a dinâmica lateral de "Risers" de produção em situação de "Hangoff" (desconexão). Foi empregado o Método dos Elementos Finitos com discretização espacial e o Método de Newmark para a integração no tempo. Foram consideradas as não linearidades, via Matrizes de Rigidez Geométricas a fim de avaliar os deslocamentos provenientes dos efeitos de segunda ordem. Foram feitas análises no domínio do tempo considerando o movimento de "Surge" e seus efeitos em risers para lâminas d'água rasas, levando em consideração os comprimentos dos "Risers" analisados e os intervalos de tempo usados, os efeitos do movimento de "Heave" e onda adimensional.

McNamara, J.F., e Gilroy, S. [7], apresentaram análises feitas com um modelo não linear pelo Método dos Elementos Finitos para estudar o efeito conjunto da dinâmica axial e dos movimentos das embarcações atuando em "Risers" em situação de desconexão. Foram usados termos de ordem superior aos quadráticos para a relação tensão-deformação, além de serem avaliadas as respostas para os movimentos de "Heave" e "Surge" e ainda as excitações provenientes dos efeitos de onda e corrente. O Método de Houbolt foi utilizado para a integração das equações no domínio do tempo. Dentro do escopo do trabalho está contida uma avaliação da resposta relativa à aplicação de onda randômica. Variações de onda e efeitos de tensão de compressão na coluna foram também estudados, identificando tensões de flexão significativas no topo dos "Risers" quando da consideração de variações extremas de excitações de onda. A região mais solicitada se encontra no topo do "Riser" apresentando os maiores valores de tensões, para o "Riser" projetado em condições de tormenta.

McNamara, J.F., Chaudhuri, J., e O'Brien, P.J., [8] analisaram dinamicamente um sistema de "Riser" Híbrido para aplicação em águas profundas utilizando um modelo formulado em Elementos Finitos empregado no domínio do tempo em que a estrutura estava submetida à onda irregular, corrente e movimentos da embarcação avaliando forças axiais independentemente dos deslocamentos axiais.

A consideração dos efeitos dinâmicos e a presença de fluido dentro e fora do tubo foi modelada para uma viga esbelta uniforme e elástica com torque nas três direções por Patrikalakis, N.M., e Yoon, D.Y. [9], tomando como base o trabalho de tese de doutorado de Yoon, D.Y. [10], que investigou o comportamento de "Risiers" em "Hangoff" através de modelo dinâmico, bi-dimensional, não linear, por diferenças finitas, integrado no domínio do tempo.

Neste trabalho tenciona-se focar o problema da instalação de risers utilizando um modelo desenvolvido em elementos finitos, tomando uma viga esbelta isotrópica sujeita a grandes deformações.

Com o objetivo de desenvolver um trabalho orientado dentro desta área tecnológica foi formulado o plano de trabalho que se segue.

No Capítulo 2 é feita uma análise do problema em detalhe que abrangerá os seguintes tópicos:

- Equipamentos que fazem parte do sistema de "Risiers" de perfuração e suas funções no conjunto.
- Definição do processo de instalação e desconexão de "Risiers" de perfuração levando-se em conta as

situações em que ocorre a desconexão, condições de contorno a serem estudadas, carregamentos estáticos e dinâmicos e modelo estrutural a ser adotado.

O Capítulo 3 faz uma abordagem dos problemas de comportamento estrutural, pela análise da dinâmica axial de risers e sua problemática, incluindo a modelação matemática utilizada para o estudo de risers, considerações a respeito da tração efetiva que ocorre nos risers, resposta permanente para altas frequências obtida pelo método direto, cargas dinâmicas provenientes de esforços de mar e a sensibilidade dos risers às vibrações axiais.

No Capítulo 4 são abordados a modelagem das condições de contorno e iniciais especiais para o problema incluindo a idealização das características do riser, condições de contorno na base e no topo para riser rígido e complacente e ainda as configurações de sistemas estudados para proceder às análises dos modos naturais de vibração, análise não-linear estática e não linear dinâmica. Faz ainda uma análise prévia da função a ser considerada para a modelação de um compensador do movimento de Heave no topo do riser

O Capítulo 5 aborda a importância da análise das vibrações livres numa estrutura e suas características nodais, sua modelação e ainda as adaptações necessárias à utilização do sub-sistema ADEP-DINA a fim de ajustá-lo à análise de um riser.

No Capítulo 6 são apresentadas as avaliações referentes à dinâmica axial linearizada que fornece as frequências naturais extensionais para todas as etapas de instalação e ainda a análise dinâmica linearizada sem o

compensador de "Heave" com as condições de contorno pertinentes.

No Capítulo 7 é feita uma explanação a cerca de análise não linear estática e dinâmica realizada pelo sistema ANFLEX que foi escolhido para a realização destas análises e estas são apresentadas em termos dos seus resultados com uma descrição breve dos dados meteo-oceanográficos utilizados na análise dinâmica do sistema previamente definido.

O Capítulo 8 mostra as respostas dinâmicas em cada lâmina d'água obtidas para uma análises linearizada com o compensador de movimento vertical ("Heave") escolhido.

O Capítulo 9 aborda as conclusões obtidas com a realização deste trabalho.

## CAPÍTULO 2

### O SISTEMA DE RISER E SUA CONFIGURAÇÃO BÁSICA

"Riser" é um componente do sistema de exploração e produção de Petróleo no mar que tem como finalidade conectar a cabeça do poço, no fundo do oceano, a uma unidade flutuante [10, 11].

Esta estrutura tubular pode ser utilizada em operações de perfuração, completação e produção podendo conduzir fluidos, ferramentas ou equipamentos tais como, por exemplo, a coluna de perfuração ("Drill pipe") [11, 12].

Existem situações específicas para cada caso de utilização de "Risers" que resultam em três configurações básicas.

#### 2.1 - CONFIGURAÇÃO DE SISTEMA DE RISERS DE PERFURAÇÃO

A coluna de "Riser" de perfuração se compõe dos seguintes equipamentos utilizados na sua instalação [13]:

- "Bop" - "Blow out preventer" - é um equipamento composto por válvulas de segurança e quando instalado, fica acoplado à cabeça do poço tendo como finalidade impedir a ocorrência de

escapamentos e explosões denominados blow-outs e kicks.

- "Low Marine "Riser" - se constitui de um conjunto de tradutores de impulsos elétricos que são enviados ao "Bop" para seu comando, e ainda tem em sua extremidade superior uma conexão ("Flexjoint") que permite uma rotação de no máximo dez graus quando o "Riser" propriamente dito (conjunto de juntas) já se encontra acoplado a esta.
- Juntas de "Riser" - consistem de cilindros de aço com sistema de "Dogs" que servem como acopladores das juntas entre si a fim de constituir a coluna do "Riser".
- Sistema de tensionadores e catarina, são equipamentos capazes de proporcionar não só a força de tração suficiente para manter o "Riser" em equilíbrio em relação ao seu peso próprio, como também restringir o passeio entre a plataforma e o topo do "Riser".

## 2.2 - CONFIGURAÇÃO DE SISTEMA DE RISERS DE COMPLETAÇÃO

A coluna de "Riser" de completação se compõe dos seguintes equipamentos utilizados em sua instalação [13]:

- Árvore de Natal Molhada - conjunto de válvulas que serve para controlar a produção do poço.

- "Tree Running Tool" - ferramenta conectora que serve para fazer a ligação do sistema de válvulas (descrito anteriormente), com as juntas que compõem o "Riser" permitindo sua continuidade, atuando também como elemento de sustentação para a Árvore de Natal na descida de todo o conjunto de equipamentos.
- Juntas de "Riser" - consistem de cilindros de aço com sistema de "Dogs", que servem como acopladores das juntas entre si, a fim de constituir a coluna do "Riser".
- Sistema de Tensionadores e guindaste da catarina - são equipamentos capazes de proporcionar não só a força de tração suficiente para manter o "Riser" em equilíbrio em relação ao seu peso próprio, como também restringir o passeio entre a plataforma e o topo do "Riser".

## 2.3 - CONFIGURAÇÃO DE SISTEMA DE RISERS DE PRODUÇÃO

A coluna de "Risers" de produção se compõe dos seguintes equipamentos utilizados na instalação [13]:

- Base do "Riser" - estrutura submarina que faz a conexão das linhas de importação e exportação com as linhas internas do "Riser". O equipamento montado na base consiste de estruturas de "Pull-in", conectando "Hubs" e válvulas de controle.



- Linha de controle especial - tem como finalidade abrir os conectores que o prendem a esta.
- O conector inferior do "Riser" - consiste de uma estrutura montada sobre tubos guia, um conector hidráulico de "Risers", e de luvas guia para as linhas de produção, exportação e injeção de água.
- A "Stress joint" - consiste de uma junta que se conecta a duas luvas, uma superior e outra inferior.
- Juntas de "Riser" - consistem de cilindros de aço munidos de câmaras de ar, flangeadas em suas extremidades e encapsuladas ou não em módulos de "syntatic foam".
- O "Manifold" superior (URCP) - equipamento que possibilita a chegada e conexão entre o "Riser" e o sistema de tensionadores .
- Linhas Flexíveis - linhas condutoras da produção.
- Sistema de tensionadores é um equipamento capaz de proporcionar não só a força de tração suficiente para manter o "Riser" em equilíbrio em relação ao seu peso próprio, como também restringir o passeio entre a plataforma e o topo do "Riser".

O sucesso da instalação deste sistema depende da sua análise estrutural prévia, que tem como finalidade estabelecer as condições de trabalho nesta situação (janelas de operação).

Existem situações determinadas em que torna-se necessário desconectar o sistema de "Riser" do fundo do poço, estabelecendo o que se chama em Engenharia de Petróleo de situação de "Hangoff", ("Riser" pendurado).

Para o caso de "Risers" de perfuração, as situações em que ocorre desconexão são citadas a seguir:

- retirada do "Riser", junta por junta, para posterior instalação do "Riser" de completação (importante lembrar, que esta operação de retirada leva de 12 a 20 horas para "Risers" cuja coluna tem comprimentos que variam de 500 a 1000m).
- passeio excessivo da embarcação em relação à sua locação.
- "Heave" (movimento vertical da embarcação) excedendo a capacidade dos tensionadores.
- "Heave" excedendo a capacidade da "Slip joint" (junta telescópica).

Para o caso de "Risers" de completação, as desconexões podem vir a ocorrer pelos motivos que se seguem:

- Desconexão para retirada da "Tree Running Tool" durante a instalação do sistema de completação, para efetuar da descida da "Tree Cap", junto ou não, com o "Drill Pipe".
- Retirada do "Riser", junta por junta, para posterior instalação do "Riser" de produção.

- Passeio excessivo da embarcação em relação à sua locação, o que pode ocorrer por problemas com o sistema de posicionamento dinâmico.
- Desconexão da "Tree Running Tool" da Árvore de Natal molhada.
- "Heave" excedendo a capacidade dos tensionadores.

Neste contexto torna-se de imprescindível importância projetar "Risers" que suportem os esforços tanto de uma instalação quanto de uma desconexão.

## 2.4 - MODELO ESTRUTURAL A SER CONSIDERADO

O "Riser" é modelado com elementos de pórtico espacial, ao invés de serem utilizados elementos de casca, sendo esta consideração perfeitamente aceitável porque o estudo de interesse está centrado no comportamento global do sistema estrutural, e a razão entre seu diâmetro e comprimento é muito pequena. Assume-se que o material é homogêneo e isotrópico o que é bastante aceitável por se tratar de estrutura metálica [10, 14, 15, 16].

Considera-se que as deformações específicas são uniformes e pequenas apesar da possibilidade de acontecimento de grandes deformações o que permite o uso de relações constitutivas lineares entre tensões e deformações específicas.

Deformações provenientes de esforços cortantes foram desprezadas, significando que a seção transversal permanece plana após ser submetida às tensões de flexão, e ainda normal ao eixo neutro, tal como na Teoria de Raileigh para vigas esbeltas. Esta afirmação é real na medida em que a ordem do maior modo de vibração à flexão é maior do que a razão entre o comprimento da viga e seu diâmetro [10, 15, 16].

Os efeitos térmicos foram desprezados.

## 2.5 - CARGAS ATUANTES NO SISTEMA (INSTALAÇÃO E DESCONEXÃO)

No que concerne aos sistemas de "Risers" para perfuração, as cargas atuantes no sistema são [6, 9, 10, 12, 15, 17]:

- 1 - Esforços que reduzem a tração nas seções inferiores do "Riser".
  - peso próprio da coluna e equipamentos já citados que descem pendurados nesta.
  - peso da lama de perfuração quando se trata deste tipo de "Riser" .
  
- 2 - Esforços que aumentam a tração nas seções inferiores do "Riser".
  - empuxo hidrostático.
  
- 3 - Esforços de Mar (onda e corrente) que acarretam nas seguintes cargas atuantes :

- Forças de inércia proporcionais à aceleração das partículas da água e ao quadrado do diâmetro.
- Forças não lineares de arraste , proporcionais ao diâmetro e ao quadrado da velocidade relativa entre as partículas da água e o "Riser".
- Forças oscilatórias de "Lift", as quais surgem quando a frequência natural do "Riser" está próxima o suficiente da do fenomeno de "Vortex shedding".
- Movimentos da plataforma principalmente "Heave".
- Tensão de tração no topo (imposta) que é a principal variável sob controle do engenheiro.

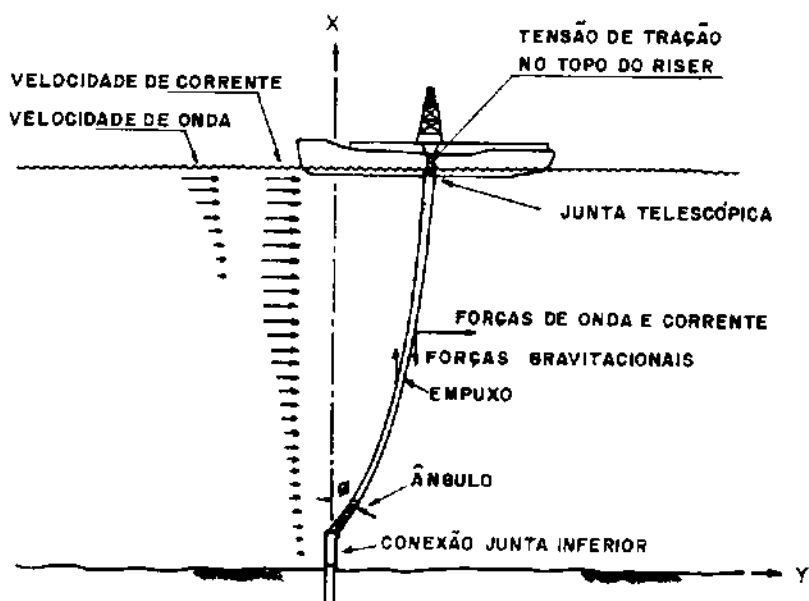


Figura 2.1 - Configuração Típica de Riser e Esforços Atuantes

## 2.6 - CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA ANÁLISE DE INSTALAÇÃO

Como já foi descrito, no desenvolvimento do processo de instalação, conclui-se que as análises deverão ser feitas para duas situações de condições de contorno a saber [18, 19, 20]:

- "Riser" pendurado pelo Guindaste da Catarina
  - . Condição de contorno superior-viga simplesmente apoiada
  - . Condição de contorno inferior-livre
  
- "Riser" pendurado pelas cunhas da mesa rotativa
  - . Condição de contorno superior-viga engastada
  - . Condição de contorno inferior-livre

## 2.7 - CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA ANÁLISE DE RISER NA CONDIÇÃO DESCONECTADA

Neste caso o "Riser" é desconectado do fundo do poço e fica pendurado pelo guindaste da catarina .

- "Riser" pendurado pelo Guindaste da Catarina
  - . Condição de contorno superior-viga simplesmente apoiada
  - . Condição de contorno inferior-livre

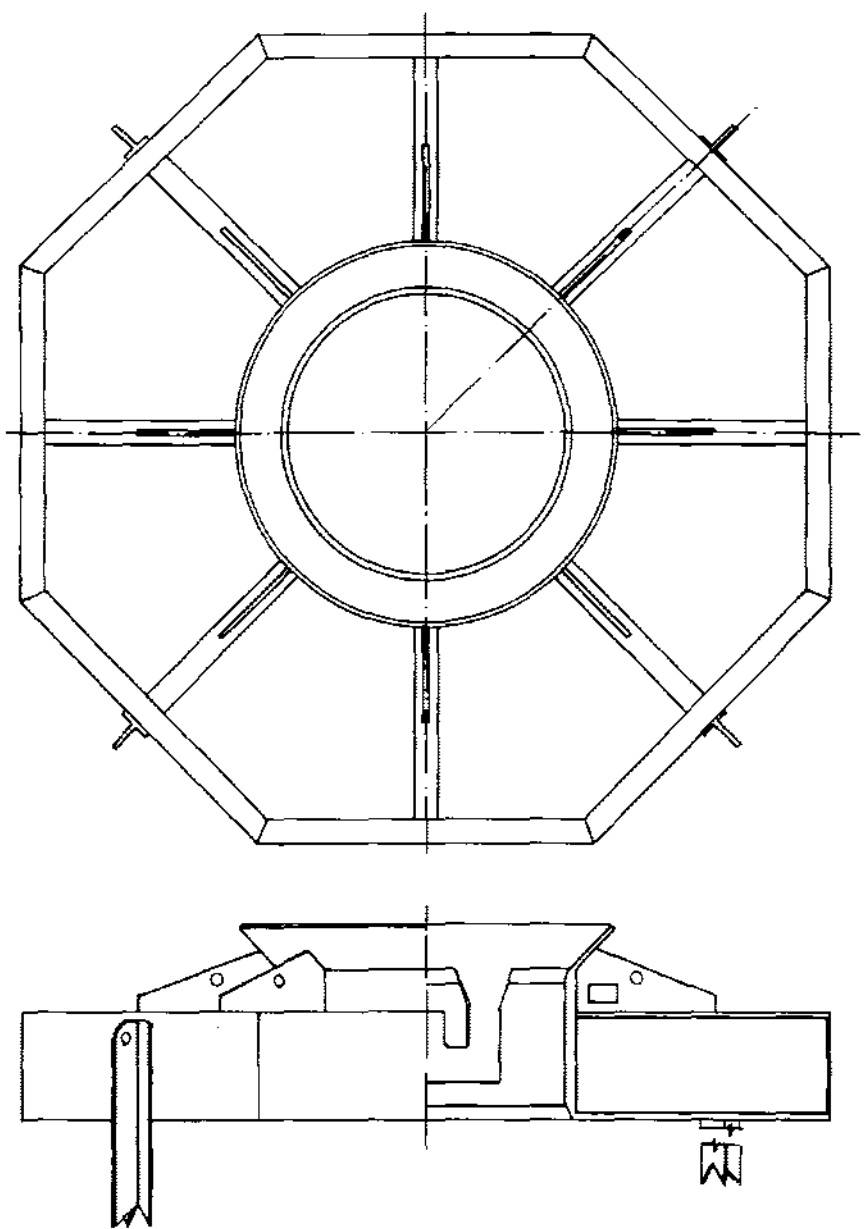
## 2.8 - INSTALAÇÃO DE RISERS DE PERFURAÇÃO

O processo de instalação de "Risers" de perfuração se constitui das seguintes etapas:

### 2.8.1 - ETAPA DE PRÉ-INSTALAÇÃO

Após a descida da base guia temporária (Figura 2.2) presa à "Running-Tool" (ferramenta que conduz esta base guia), é feita a confirmação da locação, e havendo a liberação da ferramenta, é iniciado o furo com a broca, na profundidade indicada. Através dos quatro cabos de base, uma base guia ("Guide frame") é levada ao fundo servindo de guia para a coluna (Figura 2.3). Após o término do furo, o revestimento do poço é descido preso aos cabos-guia através de cordas e manilhas. Após o assentamento, este "Guide-frame" é retirado do fundo do mar, e cimenta-se o espaço entre o solo e o revestimento. A base guia permanente é descida com a última junta do revestimento pelos cabos-guia e se apoia no revestimento recém-instalado. A seguir vão se intercalando as etapas de feitura de furo e descida de revestimento até que a profundidade a ser perfurada tenha sido alcançada.

A partir deste momento a instalação do "Riser" propriamente dita é iniciada, com o acoplamento do low marine "Riser" sobre o "Bop".



**Figura 2.2 - Base Guia Temporária (Temporary Guide Base)**



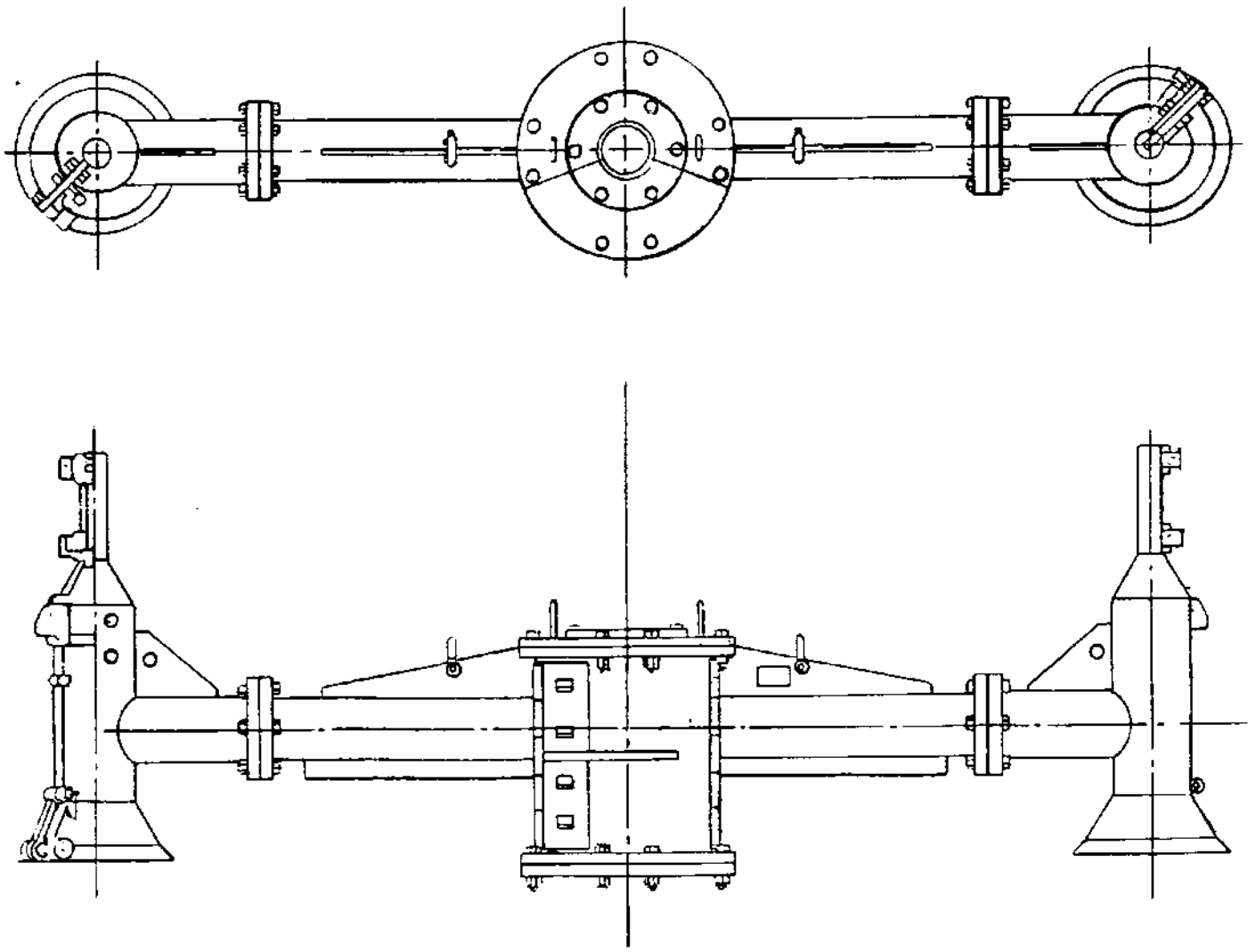


Figura 2.3 - Base Guia (Guide Frame)

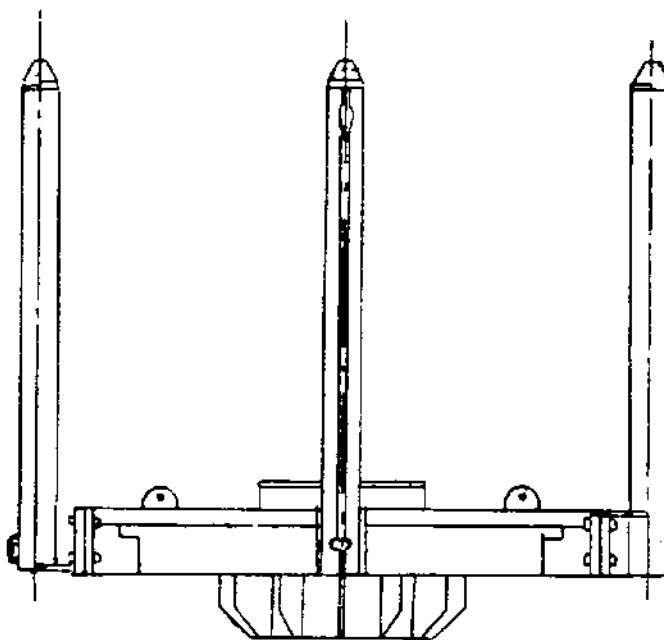
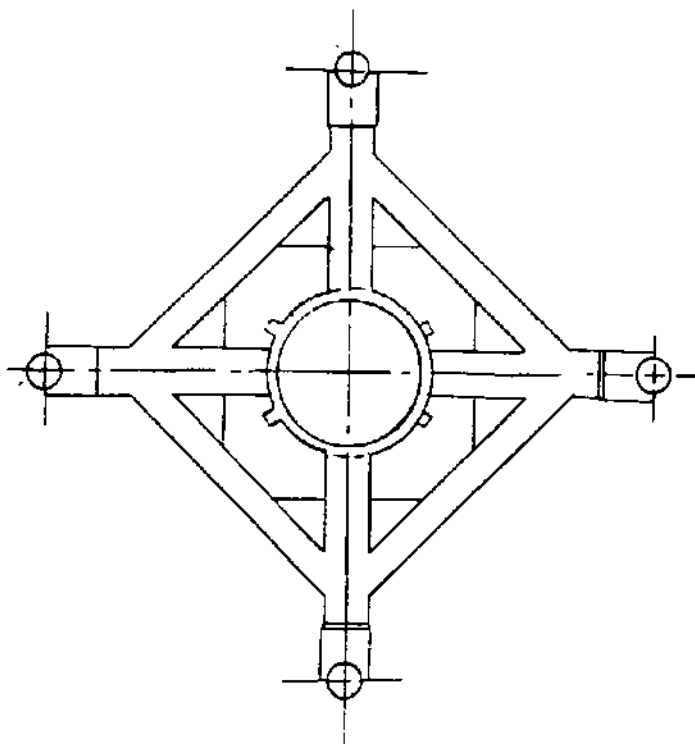
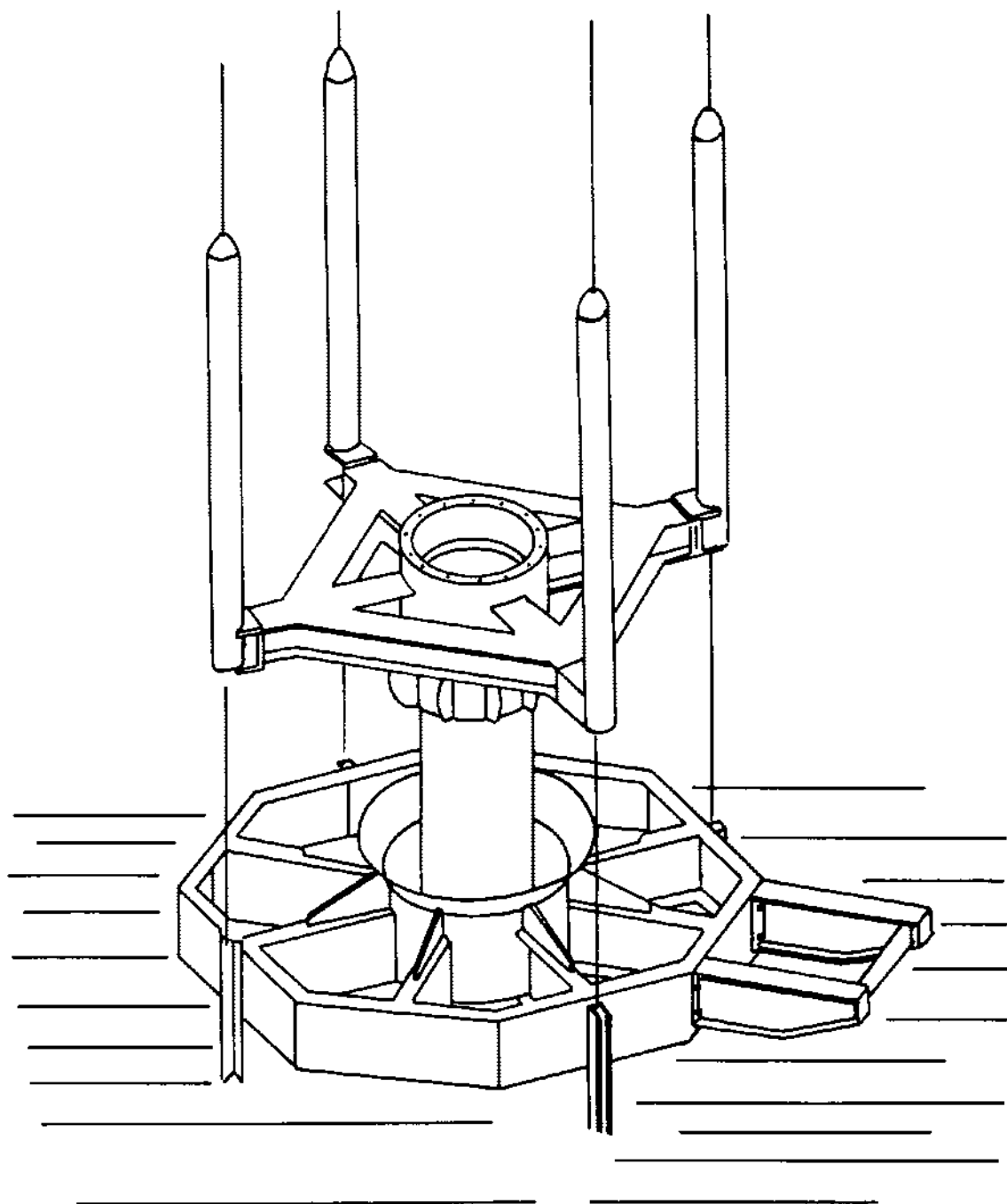


Figura 2.4 - Base Guia Permanente (Permanent Guide Frame)



**Figura 2.5 - Acoplamento da Base Guia Permanente sobre a Base Guia Temporária**

A seguir , duas juntas de "Riser" são instaladas sobre o "Low Marine Riser" sendo posteriormente preenchidas com água para evitar que estas colapsem por pressão, e após esta operação dá-se prosseguimento à instalação lançando ao mar este conjunto, sendo que à medida que o conjunto ganha profundidade, as juntas vão sendo acopladas a este, numa sequência que obedece a:

- acoplamento da próxima junta através de sistema de dogs ou, se esta for rosqueada, por imposição de torque, realizado com o auxílio de cunhas que engastam a junta anterior na mesa rotativa impossibilitando a movimentação do conjunto já lançado.
- retirada das cunhas após assentamento da nova junta e descida desta.

Após ser feita a perfuração do casing e ser fixado o "Packer", o tubo de produção é descido com o "Tubing hanger" que é colocado e hidraulicamente preso dentro do "Housing" a alta pressão da base de produção.

Portanto a operação termina quando a profundidade de projeto do "Riser" é atingida, e o casing perfurado o que significa que para lâminas d'água maiores que 500m a depender das condições ambientais, o período em que a operação se desenvolve varia de 24 a 48 horas em média.

Torna-se portanto necessário efetuar análises considerando diversas situações de descida, ou seja diversos comprimentos dos "Risers".

## 2.9 - INSTALAÇÃO DE RISERS DE COMPLETAÇÃO

O processo de instalação destes "Risers" se constitui das seguintes etapas:

- O "Bop" é resgatado e o "Tubing hanger" é inspecionado pelo "Rov".
- O navio chega na locação. A Árvore de Natal e as linhas flexíveis são conectadas no "Moon pool" e simultaneamente descidos.
- A Árvore de Natal é abandonada e hidraulicamente conectada ao "Housing" à alta pressão da base de produção.

Após proceder aos testes de pressão em todas as conexões o navio começa a fazer o lançamento das linhas flexíveis para a plataforma semi-submersível e a completação continua.

- O controle hidráulico da unidade de produção é testado.
- A "Tree Running Tool" é retirada para proceder ao abandono da locação.

Existe uma outra possibilidade de assentamento da base de produção que consiste em se fazer a sua descida com as linhas flexíveis e após completar o poço, descer a Árvore presa sobre a base de produção e os conectores inferiores das linhas flexíveis ("Flowline hubs"), por meio de dois conectores hidráulicos.

## 2.10 - INSTALAÇÃO DE RISERS DE PRODUÇÃO

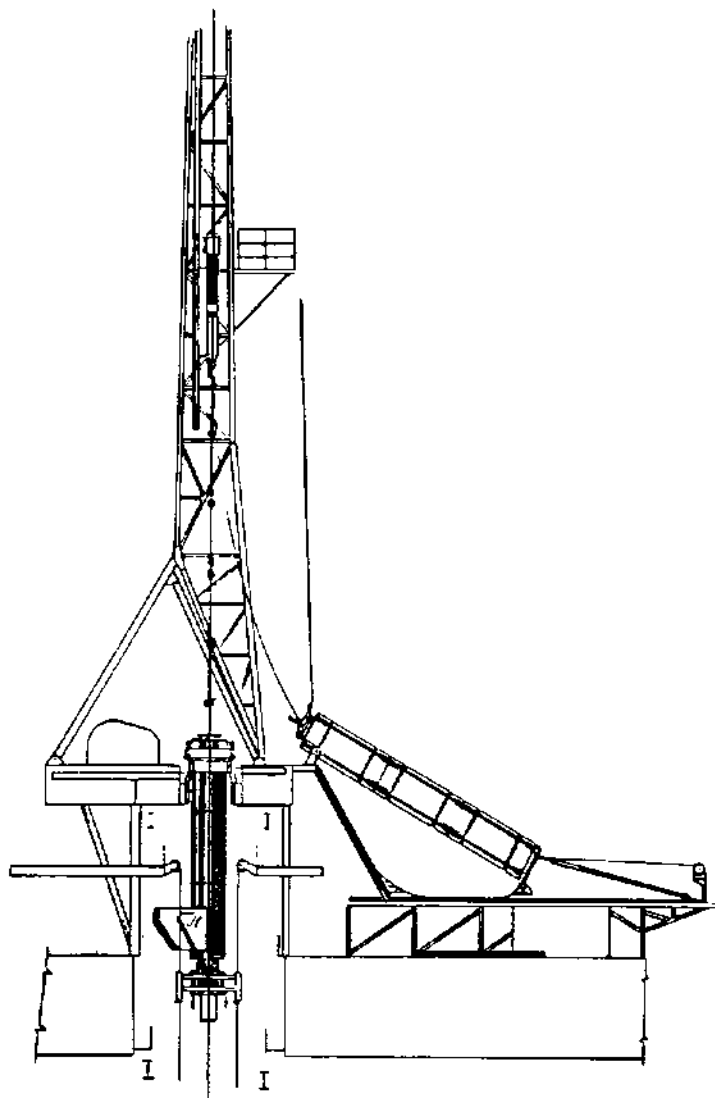
O procedimento de instalação de um "Riser" de produção é descrito a seguir:

- Instalação da estrutura de base do "Riser".
- Levantamento da "Stress joint" e do conector inferior com posicionamento destes para a descida.
- Remoção da mesa rotativa para prover uma abertura suficiente para que se promova a descida do "Riser".
- Instalação da ancoragem ("Riser spider") que serve para prender o "Riser" ao convés de perfuração para posterior acoplamento da próxima junta.
- Içamento da "Stress joint" com o conector inferior do "Riser" para o deck através da abertura do spider quando não acionado.
- Descida de parte do conjunto "Stress joint"/conector inferior do "Riser" acoplados, e posterior acionamento do "Riser spider" para imobilizar a coluna .
- Acoplamento da base guia ao conector inferior do "Riser". O segundo segmento de umbilical de controle multilinhas do "Riser" é acoplado à "Stress joint". Içamento da base guia pelo sistema de polias para futura instalação da base do "Riser" e umbilicais de controle do "Riser".
- Colocação da primeira junta do "Riser" através da abertura de descida.
- Colocação do flange inferior da primeira junta do "Riser" sobre a bobina de transição da "Stress joint".
- Instalação da próxima junta do "Riser" colocando-a no centro da abertura de descida tal como foi feito

com a junta anterior. O segundo segmento do umbilical de controle multilinhas então é preso por grampos (cunhas), engastando a coluna de "Riser". São instalados também na junta do "Riser" os funis guias da base dos umbilicais de controle e ainda alguns helicoides, caso estes sejam necessários ("Vortex shedding"). Tudo isto é feito ao mesmo tempo em que a próxima junta de "Riser" é instalada. Após estas operações serem concluídas, mais uma seção é descida. Repete-se estas operações até que a ultima junta seja instalada.

- No "Moon pool", continua-se a prender o "Bundle" de umbilicais de controle, na junta e a instalar os tanques de flutuação caso existam, quando então a última junta recebe a estrutura guia do pescoço de ganso em seu flange superior.
- Conecta-se a "Running tool" do "Riser" na coluna de perfuração e a ferramenta no receptáculo de instalação da estrutura guia do pescoço de ganso.
- Conduz-se o "Riser" usando a "Running tool" instalada na coluna de perfuração e a estrutura do pescoço de ganso inferior através do "Deck" de perfuração. Faz-se a conexão do "Bundle" de umbilicais de controle com as caixas de junção na estrutura guia do pescoço de ganso.
- Faz-se a descida do conjunto e em seguida posiciona-se o "Rov".
- Desconecta-se o compensador de movimento da coluna e este é acionado para suportar o peso da coluna de "Riser" dentro d'água. Após isto, começa a descida da coluna até que os conectores inferiores se situem no fundo do oceano, próximos à base do "Riser".

- Une-se então o conector inferior do "Riser" à sua base através de um painel de controle de acionamento das válvulas.
- Imprime-se um "Overpull" à coluna do "Riser" para confirmar a eficácia da conexão, e caso haja câmaras internas dos tanques de flutuação, estas são preenchidas por ar.
- A partir daí promove-se a instalação dos umbilicais de controle.



**Figura 2.6a - Sequência de Instalação de Riser de Produção**



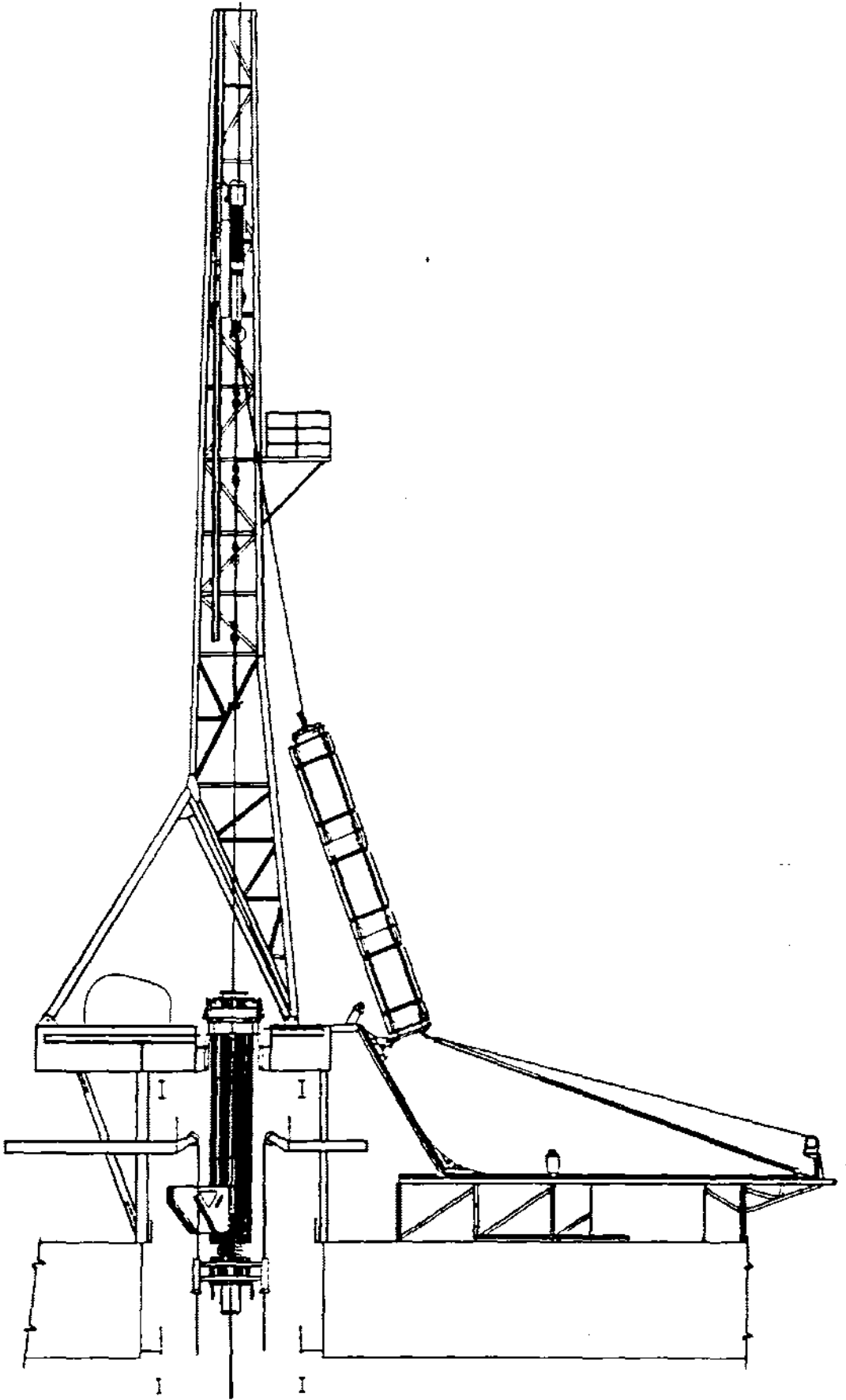


Figura 2.6b - Sequência de Instalação de Riser de Produção

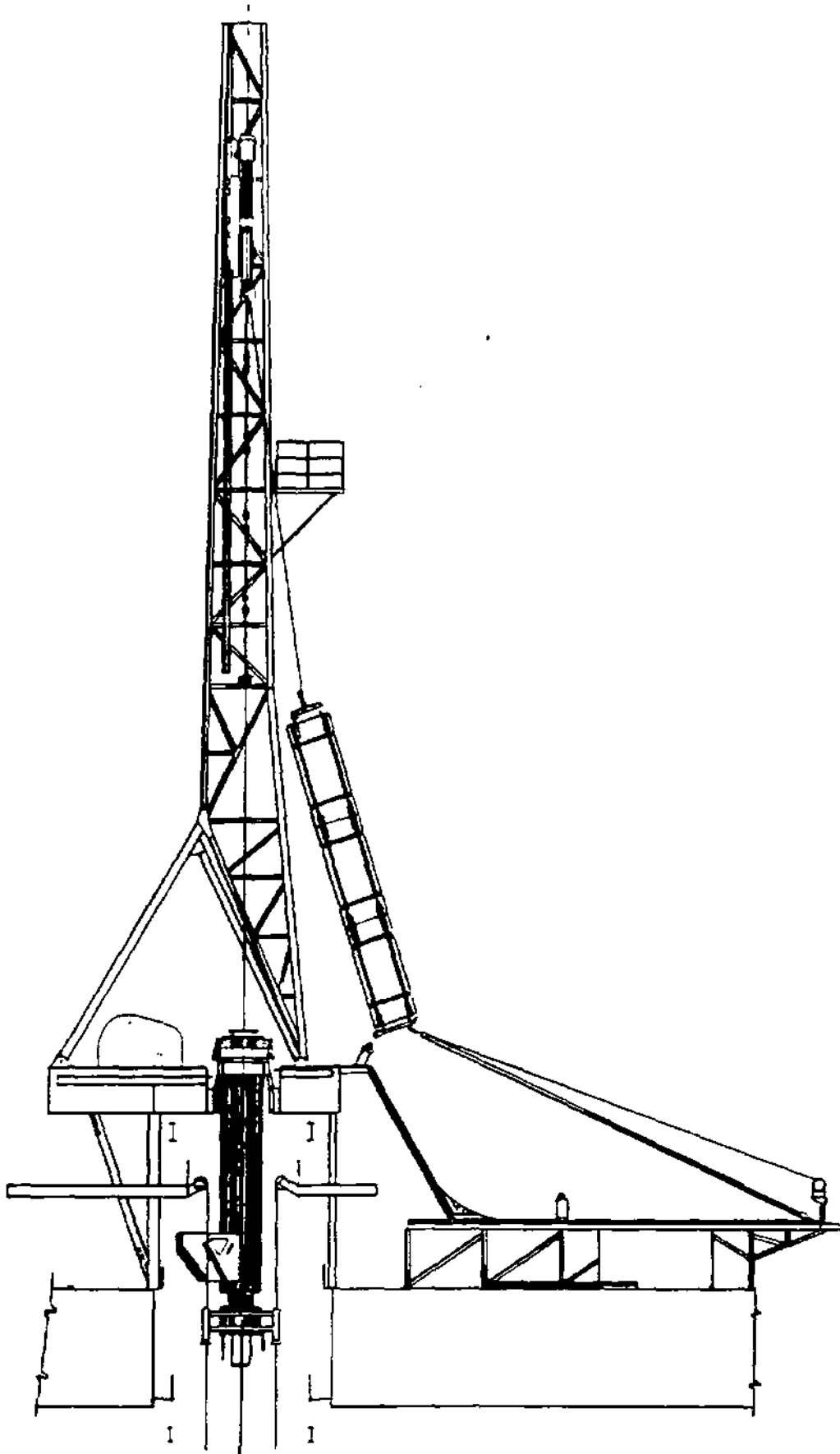


Figura 2.6c - Sequência de Instalação de Riser de Produção

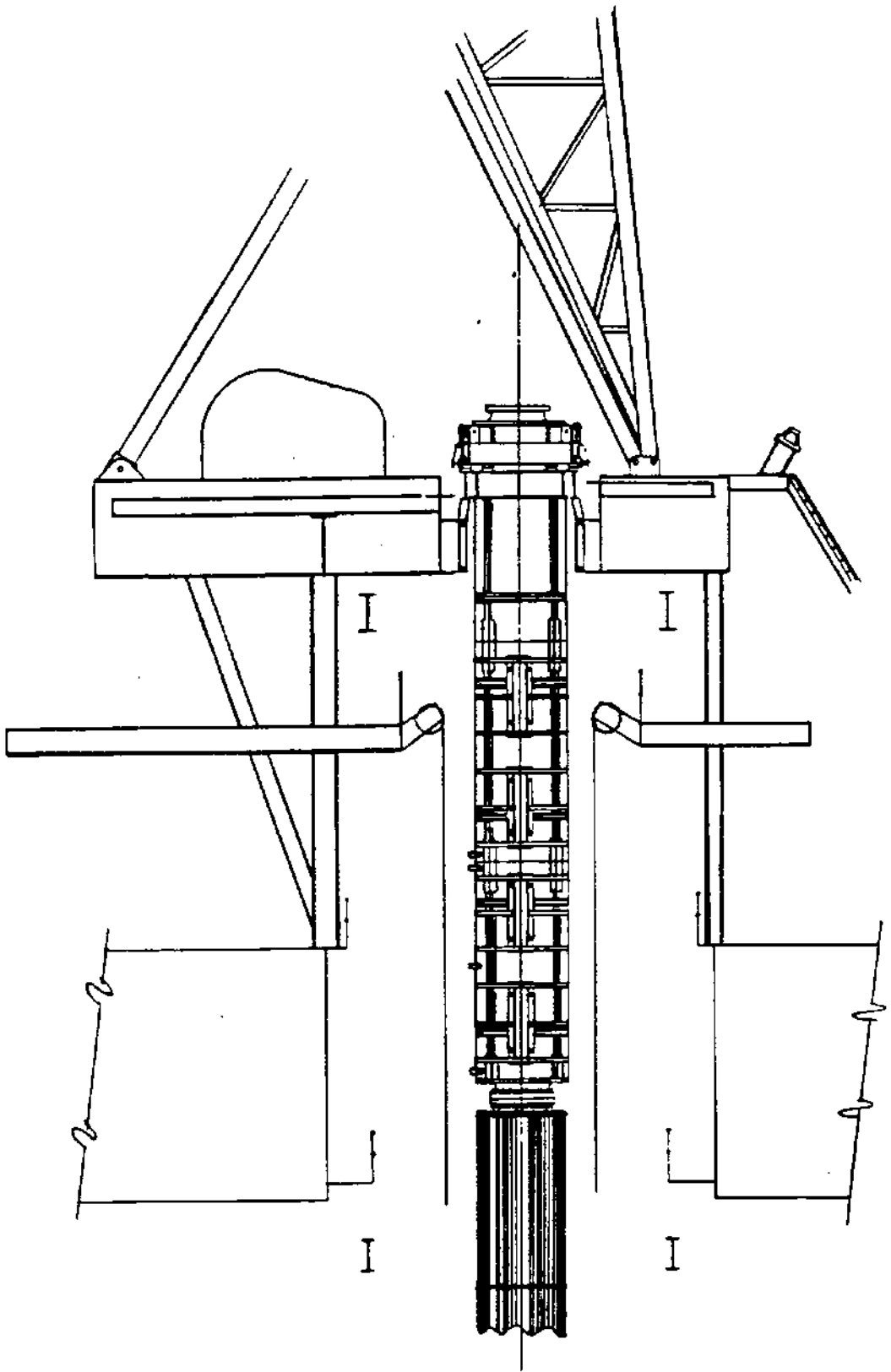


Figura 2.6d - Sequência de Instalação de Riser de Produção

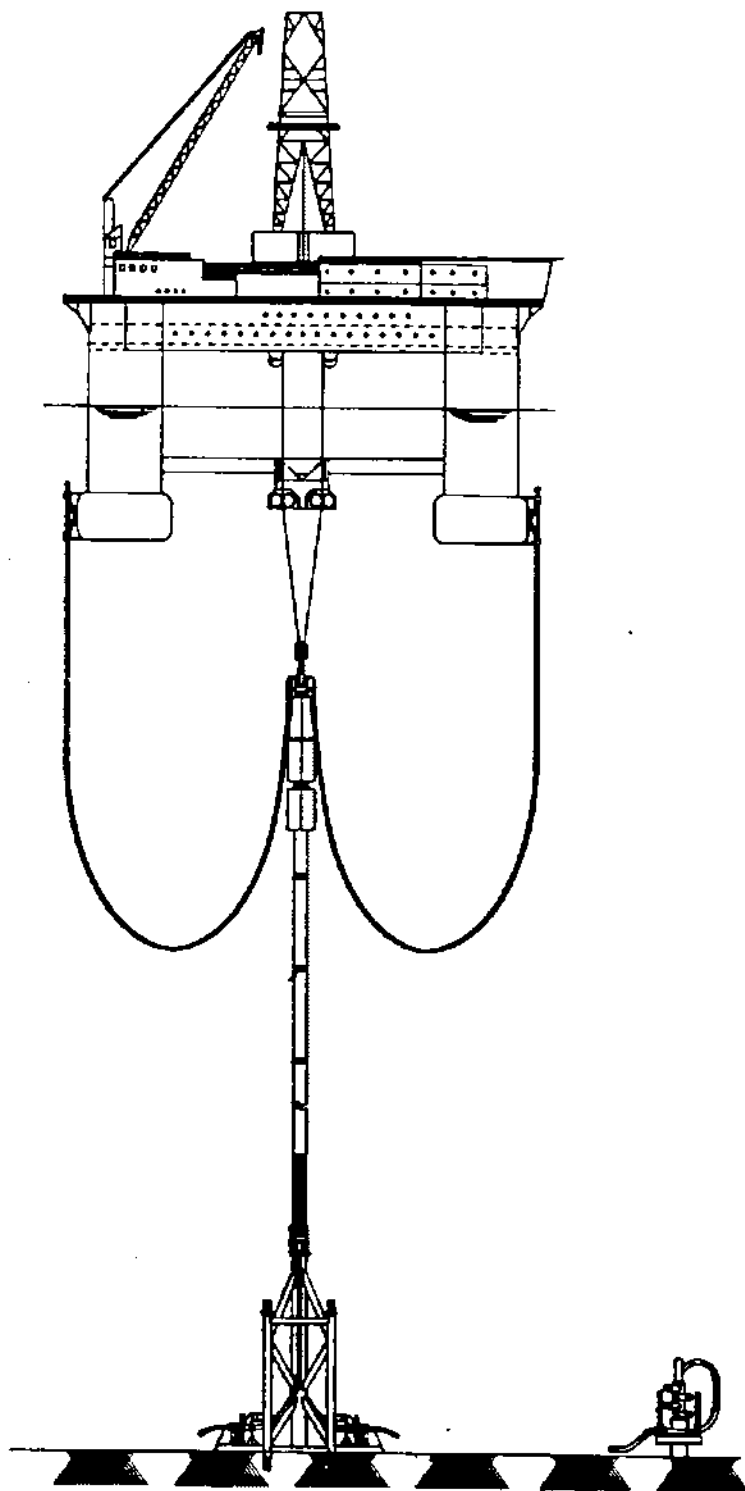


Figura 2.6e - Sequência de Instalação de Riser de Produção

## CAPÍTULO 3

### DINÂMICA AXIAL DE RISERS

O estudo da dinâmica axial de sistemas de "Risers" vem sendo realizado para a determinação da amplitude de forças dinâmicas e deslocamentos, causados pela ação do "Heave" (movimento de deslocamento vertical) da plataforma flutuante ou navio sonda.

Devido à grande flexibilidade destas estruturas principalmente em águas profundas é necessário manter o sistema sob tração constante [21, 22], pois a flambagem deste, poderá ocorrer caso fique comprimido por uma pequena carga. A tração inicial aplicada ao "Riser" deverá ter o mesmo valor em módulo e direção, porém, sentido contrário à resultante das forças axiais cujas componentes são as já descritas anteriormente:

- peso próprio
- empuxo
- peso do fluido no interior do "Riser".

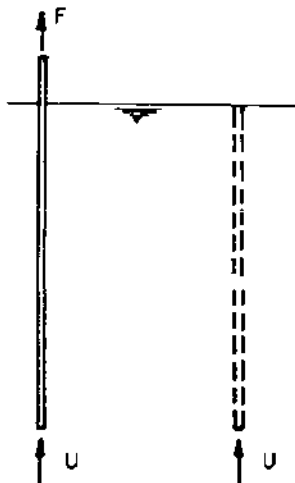


Figura 3.1 - Cabo Suspenso e Submerso

Quando o "Riser" está sendo instalado ou ainda quando é desconectado da cabeça do poço no fundo do oceano, e é suspenso pelo suporte do navio/plataforma semisubmersível que se encontra na superfície, este, está sujeito aos movimentos de "Heave" e grandes tensões dinâmicas podem ser induzidas em seu topo pelas acelerações axiais [7, 10, 23]. Nesta situação, a rigidez à flexão do "Riser", que é mantida principalmente em função da tração, diminui grandemente em função da variação da tensão induzida, e, como consequência, grandes tensões de flexão poderão se desenvolver no topo do "Riser". As grandes deformações associadas à flexão podem aparecer com um valor mais baixo ou até mesmo negativo, da tração efetiva pela fração de comprimento do "Riser" [10] em seu ciclo de oscilação. Podem ainda ser provenientes de carregamentos laterais extremos, presentes quando a desconexão se torna imprescindível. Quando isto acontece e o "Riser" possui ainda módulos flutuadores presos ao seu tubo para redução de deformações e ângulos de deflexão proporcionando uma maior tensão de tração de topo (no modo conectado) estes, acarretam um acréscimo substancial às forças hidrodinâmicas. No modo "Hangoff", e para sistemas com alta flutuabilidade, a aceleração de descida do sistema de "Riser" ("Free fall acceleration"), que é definida como a razão entre a tensão estática do topo e a massa total efetiva do sistema na direção axial, pode ser comparada com a aceleração descendente de "Heave" ou ainda ter um valor muito menor do que esta. Se, ao contrário, a aceleração descendente de "Heave" exceder a aceleração de descida do sistema de "Riser" numa parte do ciclo, alguma região próxima ao topo do "Riser" poderá enfraquecer-se ou ainda haver tração negativa (compressão) na coluna e posteriormente, no ciclo seguinte, haver um estiramento violento levando a significantes valores de variação de tensão [10].

Basicamente quando a amplitude da tração axial dinâmica é maior do que a estática o "Riser" poderá romper. A ocorrência de grandes variações da força axial dinâmica (tração variável no tempo) poderá acontecer devido à frequência de "Heave" da plataforma, se esta estiver muito próxima da frequência natural de vibração axial do sistema de "Risiers".

### 3.1 - MODELAÇÃO MATEMÁTICA

Através do equilíbrio de forças atuantes no "Riser" (Figura 3.2) obtém-se a equação diferencial para este sistema estrutural (viga-coluna tubular) [10, 11, 24] que é:

$$\begin{aligned}
 q_y = m_y \frac{\delta y^2}{\delta t^2} + \frac{\delta^2}{\delta z^2} [EI(z) \frac{\delta^2 y}{\delta z^2}] - [\frac{\delta T(z,t)}{\delta z}] + \\
 + [\gamma_1 A_1 - \gamma_0 A_0] \frac{\delta y}{\delta z} - [T(z,t) + p_0 A_0 - p_1 A_1] \frac{\delta^2 y}{\delta z^2}
 \end{aligned}
 \tag{3.1}$$

onde  $T_e = T + p_0 A_0 - p_1 A_1$  é a tração efetiva

$$m_y \frac{\delta y^2}{\delta t^2} \text{ é a}$$

força de inércia

$\frac{\delta^2}{\delta z^2} [EI(z) \frac{\delta^2 Y}{\delta z^2}]$  é a variação da tensão cizalhante

$\frac{\delta T(z,t)}{\delta z} \frac{\delta Y}{\delta z} - T(z,t) \frac{\delta^2 Y}{\delta z^2}$  são as componentes

laterais das forças axiais por unidade de comprimento devido à variação de T ao longo do comprimento,

e

$[\gamma_1 A_1 - \gamma_0 A_0] \frac{\delta Y}{\delta z} - [p_0 A_0 - p_1 A_1] \frac{\delta^2 Y}{\delta z^2}$

são as forças laterais por unidade de comprimento que representam o efeito das pressões interna e externa na inclinação e curvatura do "Riser", respectivamente.

onde  $q_y$  é a resultante dos esforços hidrodinâmicos (arrasto) induzidos pela corrente, onda e movimento do navio, expressa como se segue pela equação de Morison.

$$q_y = \frac{1}{2} \rho DC_d (v_y - \frac{\delta Y}{\delta t}) |(v_y - \frac{\delta Y}{\delta t})| + \frac{1}{4} \rho \pi D^2 [Cm \frac{\delta v_y}{\delta t} - (Cm - 1) \frac{\delta^2 Y}{\delta t^2}] \quad (3.2)$$

onde  $v_y = v_w + v_c$



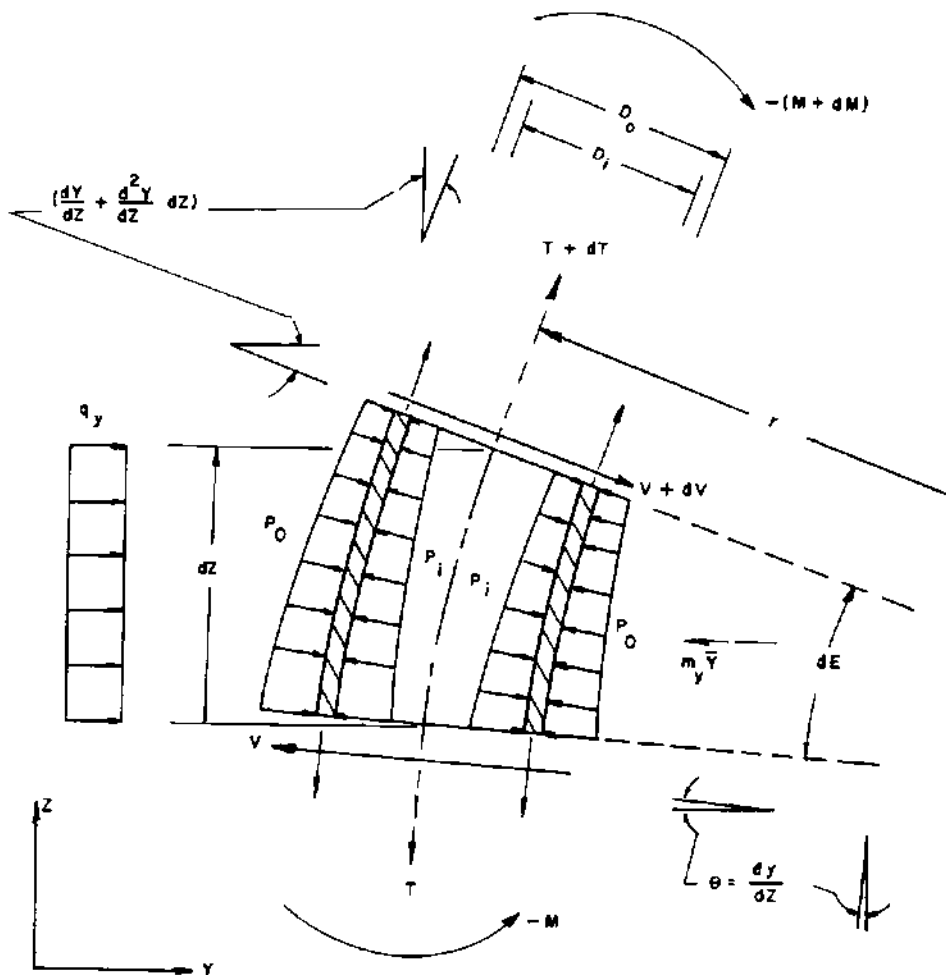


Figura 3.2 - Diagrama de um Corpo Livre de um Segmento Curvo Diferencial de Riser

Para uma análise feita no domínio da frequência torna-se necessário fazer uma linearização do termo da fora de arrasto hidrodinâmico na Equação de Morison [25]. Assume-se que a solução no domínio da frequência tem resposta harmônica ou senoidal. Um sistema físico cuja resposta dinâmica é harmônica é classificado como um sistema linear. Este sistema é caracterizado por massa constante e amortecimento proporcional à velocidade. Qualquer mudana nestas características, resulta em um

sistema onde a resposta dinâmica é não linear. Na equação de Morison o amortecimento é proporcional ao quadrado da velocidade relativa entre o mar e a estrutura, caracterizando-se portanto a não-linearidade. Neste caso a não linearidade é proveniente do termo quadrado da velocidade.

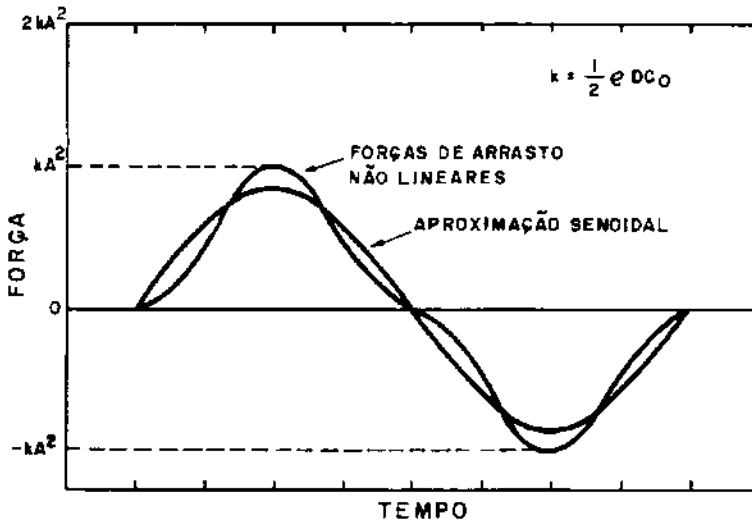


Figura 3.3 - Força de Arrasto Linearizada Comparada à Força Não Linear de uma Onda Regular sem Corrente

Conhecendo-se a velocidade relativa do fluido obtêm-se portanto a força de arrasto.

## 3.2 - CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DA TRAÇÃO EFETIVA

A tração efetiva é tida como o coeficiente de curvatura da equação (3.1) que é:

$$T_e = T + p_o A_o - p_i A_i \quad (3.3)$$

onde T é a tração de topo real aplicada [6, 10, 21, 22].

Supondo que as extremidades do "Riser" estão fechadas a tração real resulta em:

$$T = p_i A_i \quad (3.4)$$

Substituindo este resultado na equação (3.3) tem-se

$$T_e = p_i A_i + p_o A_o - p_i A_i \quad (3.5)$$

ou

$$T_e = p_o A_o \quad (3.6)$$

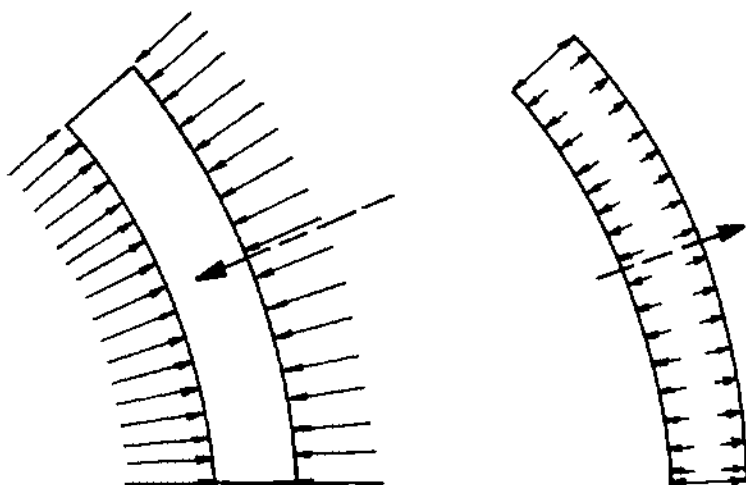
ou

$$T_e = 0 \quad \text{se} \quad p_o = 0 \quad (\text{não havendo pressão externa}).$$

Contudo se a extremidade do tubo é idealizada de tal modo que não se considere a carga de pressão na extremidade inferior então na ausência da pressão externa ( $p_o = 0$ ) a tração efetiva se torna igual a

$$T_e = -p_i A_i \quad (3.7)$$

Esta carga de compressão efetiva é real e foi mostrada por Palmer [26] quando testou um tubo e constatou que estavam presentes deflexões laterais que eram função de um progressivo crescimento da pressão interna no tubo até a flambagem ocorrer.



**Figura 3.4 - Pressões Externa e Interna de um Segmento de Riser**

Assim temos dois tipos de forças axiais a considerar: a real, para o cálculo das tensões membranais, e a efetiva, para o cálculo dos deslocamentos, efeitos de flexão e estabilidade e ainda concluímos que quando as pressões externa e interna existem, elas afetam estes deslocamentos da mesma maneira que a força axial.

### 3.3 - CARGAS DINÂMICAS

#### 3.3.1 - CARGAS DINÂMICAS PROVENIENTES DE ESFORÇOS DE MAR, ONDAS:

Um sistema de ondas irregulares, que tem como finalidade, torná-lo o mais próximo possível do que ocorre em um mar aleatório nada mais é do que a composição de um certo número de sistemas de ondas regulares de vários períodos e pequena amplitude, comparativamente ou individualmente. O efeito desta composição de séries de ondas pode ser maior ou menor do que os efeitos próprios das unidades individuais de tal composição.

No estudo de estruturas flutuantes, a utilização de ondas regulares nem sempre prevê movimentos conservadores, podendo apresentar resultados incorretos.

Foi considerada a geração de um espectro proveniente de mar aleatório, de onde foi possível estimar uma onda significativa (altura e período significativo) que fosse representativa deste estado [27, 28, 29].

Para o cálculo da interação fluido-estrutura foi utilizada a formulação de Morison [25, 30], já que, o diâmetro da estrutura é bastante inferior ao comprimento de onda, admitindo-se que a trajetória das partículas da onda incidente não é deformada pela presença do corpo da estrutura, sendo portanto desprezíveis os efeitos da difração da onda. Esta teoria é brevemente apresentada no Apêndice 1.

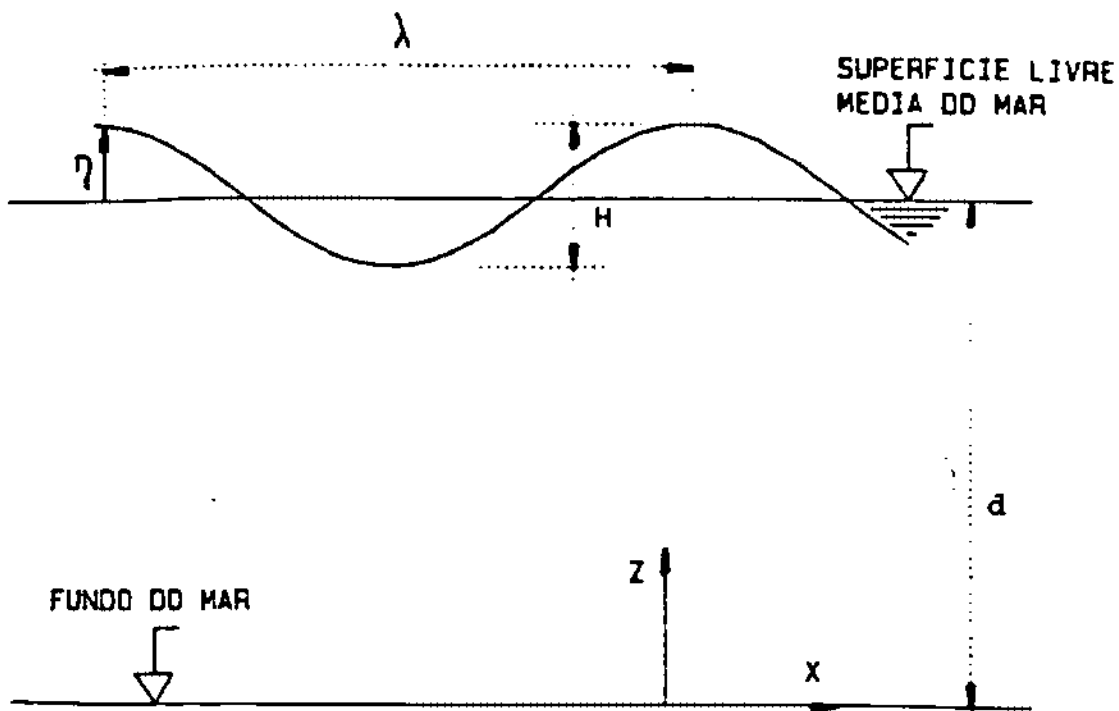


Figura 3.5 - Teoria de Airy para Ondas do Mar (Sistema de Coordenadas)

### 3.3.2 - CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DAS CARGAS DINÂMICAS

"Risers" em condição suspensa tanto no caso de sua instalação quanto no caso de haver uma desconexão de emergência, são estruturas tipicamente sujeitas a carregamentos resultantes de diferentes fontes de

excitação, com diferentes frequências e fases, sendo portanto muito adequado fazer a análise para cada fonte em particular, obtendo-se a resposta da estrutura ao carregamento combinado, através do somatório, no tempo, das respostas individuais de cada fonte, ou seja [31, 32]:

$$U(t) = \sum_{j=1}^n u_j \left[ \cos(\omega_j t + \theta_j) \right] \text{ onde } n \text{ é o número total de parcelas de cargas ou fontes.} \quad (3.8)$$

### 3.3.3 - VIBRAÇÕES AXIAIS E SUA SENSIBILIDADE EM RISER PARA LÂMINAS D'ÁGUA PROFUNDAS

A análise dinâmica em "Risers" para águas profundas é bastante sensível às vibrações axiais particularmente no caso de "Risers" desconectados ("Hangoff") [33].

As condições iniciais do movimento de "Heave" podem gerar uma parcela extra a ser acrescentada na componente de vibração axial, exagerando-a, conduzindo a resultados completamente diferentes dos esperados em uma condição permanente [23].

Mostra-se que a velocidade inicial imprimida ao "Riser" por um movimento senoidal de "Heave" é a principal fonte de dificuldades e pode produzir forças axiais alternadas as quais muitas vezes ocorrem no "Steady-state". A resposta no "Steady-state" pode ser aproximada tanto pela inclusão de um amortecimento estrutural de difícil estimativa, quanto pelo uso de curvas de transição na forma de parâmetros de 5.ª ordem. A

desvantagem de se usar o amortecimento estrutural para obter o regime permanente é o comportamento errático durante a fase inicial da vibração.

As vibrações axiais e laterais são uma fonte de dificuldades numéricas na análise de "Risers" para águas profundas. Estas dificuldades são causadas em parte por uma grande diferença entre as rigidezes axial e de flexão que são responsáveis pelo mal condicionamento da matriz de rigidez e em parte por grandes flutuações de alta frequência nas forças axiais de "Risers".

Este problema foi resolvido considerando-se o uso de formulações híbridas que estão disponíveis em programas comerciais tais como o Abaqus ou programas com fins específicos tais como o de Mc Namara [33].

Muitos estudos foram conduzidos por Koseoglu [34], Johnson [23] e Boubenider [35] na Universidade do Texas em Austin sob o patrocínio do Centro de Pesquisas em Tecnologia Offshore (Offshore Technology Research Center) a fim de Investigar as não linearidades dinâmicas de "Risers" para águas profundas. Os resultados obtidos por ele mostram componentes de alta frequência e exibem grandes flutuações com o "Riser" sujeito a compressões em muitos instantes. Estas frequências altas estão claramente associadas com as frequências naturais do "Riser" em vibração axial.

A fim de investigar as razões destas flutuações de alta frequência tornou-se necessário estudar com mais detalhe as vibrações axiais em "Risers" para águas profundas, na posição desconectada sujeito a movimentos de "Heave" específicos em seu topo. Para ser capaz de obter soluções analíticas exatas, promovendo a eliminação de



erros introduzidos por esquemas de discretização ou procedimentos numéricos de integração, Johnson, Mekha e Roesset [23] estudaram um "Riser" real idealizado como um membro uniforme com seção transversal constante e massa por unidade de comprimento assim como as demais propriedades, constantes ao longo do seu comprimento, considerando uma massa extra (lumped mass) pontual representativa do "Low Marine Risers" (LMRP) em sua extremidade inferior. As forças hidrodinâmicas (inércia e arrasto) atuantes na ferramenta LMRP foram negligenciadas devido à falta de informação a respeito das mesmas, suas reais dimensões e geometria, a fim de apresentar uma solução fechada em sua forma.

Considerou-se que o topo do "Riser" estava sujeito a um movimento de "Heave" representado por uma função seno ou cosseno. Em adição os resultados foram obtidos também usando uma curva de transição e o efeito de amortecimento estrutural foi investigado.

Os carregamentos dinâmicos prescritos por Johnson, Mekha e Roesset [23] induzem à seguinte formulação:

Os movimentos de "Heave" consistem de função na forma de seno ou cosseno. No caso do movimento senoidal a curva de transição pode ser descrita como

$$U_s(t) = B(a_1 t^3 + a_2 t^4 + a_3 t^5) \quad (3.9)$$

onde B é a máxima amplitude do movimento senoidal ("Heave") para um ou mais períodos de onda e então

$$U_s(t) = B \text{ sen}(wt)$$

onde  $a_i$  são constantes de um polinômio de 5ª ordem. As constantes  $a_i$  são obtidas escolhendo a curva de transição

com o movimento de seno e sua função em deslocamento, velocidade e aceleração. A curva dá as condições restantes ( $t = 0$ ) e possibilita a partir de uma pequena transição chegar a uma condição "Steady-state" aproximada.

$$a_1 t^3 + a_2 t^4 + a_3 t^5 = \text{sen}(\omega t) \quad (3.10)$$

$\text{sen} \omega t = 1$  , B é máximo.

No caso do movimento cossenoidal a função é da forma

$$U_s(t) = B \cos(\omega t) \quad (3.11)$$

o que requer que o "Riser" já tenha um offset estático igual a amplitude do movimento de "Heave".

## CAPÍTULO 4

### CONDIÇÕES DE CONTORNO E INICIAIS ESPECIAIS PARA O PROBLEMA

#### 4.1 - IDEALIZAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DO RISER

Assume-se que as características do "Riser" são constantes para cada uma das suas juntas. Isto é possível em função da relação entre o comprimento de uma junta do "Riser" e do seu conjunto de juntas. Se esta relação for pequena, esta afirmação é válida. Pode-se entretanto variar as características individuais das juntas caso seja necessário ao projeto [10, 21].

O que permite esta variação é a aferição de características médias apropriadas para cada junta dos "Risers".

A fim de solucionar as equações de movimento plano, oito condições de contorno são requeridas junto com as condições de contorno apropriadas.

Estas condições de contorno são derivadas para o topo e a base da estrutura, em adição às condições iniciais requeridas no processo de solução [10].

## 4.2 - CONDIÇÕES DE CONTORNO NA BASE DO RISER

A fim de modelar as condições de contorno na base (ou extremo inferior) descritas acima, torna-se necessário derivar as equações de movimento do LMRP. Daqui por diante diga-se LMRP ou qualquer outro equipamento pendurado à extremidade inferior do "Riser".

As forças de pressão hidrostática no LMRP podem ser incorporadas às equações de equilíbrio utilizando os conceitos de tração efetiva e peso submerso do LMRP. Para isto, considera-se que são aplicadas forças externas ao LMRP, onde se incluem as forças de pressão hidrostática no LMRP,  $\vec{H}_w$ , a tração real na extremidade inferior  $T(0)$  na direção axial, a força de pressão devida ao fluido interno,

$$- p_i(0) A_i(0) \hat{\zeta}(0) \quad (4.1)$$

na direção axial e a força gravitacional,

$$- M_{\text{LMRP}} g.$$

Se o LMRP for desconectado do "Riser" e estiver todo submerso, a pressão hidrostática total que é exercida sobre ele poderá ser igual à força de empuxo,  $B_{Lj}$  e a força de pressão hidrostática real no LMRP acarreta em

$$B_{Lj} \hat{j} = \vec{H}_w - A_o(0) p_o(0) \hat{\zeta}(0^\circ) \quad (\text{direção axial}) \quad (4.2)$$

Usando esta relação obtém-se

$$\vec{H}_w + \left\{ T(0) - p_i(0) A_i(0) \right\} \hat{\zeta} - M_L g \hat{j} =$$

$$= \left\{ T(0) + (p_o(0) A_o(0) - p_i A_i(0)) \right\} + (B_L - M_L g) \hat{j} = \quad (4.3)$$

=  $T_{ef}(0) \hat{\zeta}(0) - W_L \hat{j}$  onde  $M_L$  é a massa do LMRP e  $W_L$  é o peso do LMRP que quando completamente submerso é igual a

$$M_L g - B_L$$

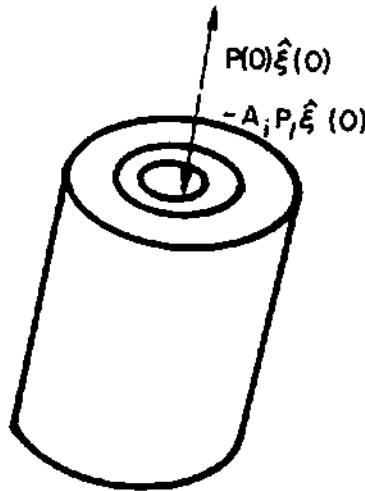


Figura 4.1 - Pressão Hidrostática sobre o "Low Marine Riser"

Usando as relações acima as duas condições iniciais que se seguem podem ser obtidas das equações de movimento do LMRP.

$$F_{HL}^{\zeta_L} + T \cos(\phi_L - \phi) + Q \sin(\phi_L - \phi) - W_L \sin \phi_L = M_L a_g^{\zeta_L} \quad (4.4)$$

$$F_{HL}^{\xi_L} T \sin(\phi_L - \phi) + Q \cos(\phi_L - \phi) - W_L \cos \phi_L = M_L a_g^{\xi_L} \quad (4.5)$$

onde  $T$ ,  $Q$ , e  $\phi$  são respectivamente, a tensão de tração no "Riser", o cortante atuante e o ângulo de Euler em  $S = 0$ .

$F_{HL}^{\zeta_L}$  e  $F_{HL}^{L\xi}$  são as forças hidrodinâmicas no LMRP excluindo os efeitos de pressão hidrostática.  $W_L$  o peso submerso do LMRP e  $M_L$  a massa do LMRP.  $\phi_L$  é o ângulo entre  $\hat{i}$  e  $\hat{\zeta}_L$ . Na análise subsequente assume-se que o centro de gravidade do LMRP,  $G$ , coincide com o centro de aplicação do empuxo no LMRP.

Os símbolos  $ag^{\zeta_L}$  e  $ag^{\xi_L}$  representam as acelerações do LMRP.

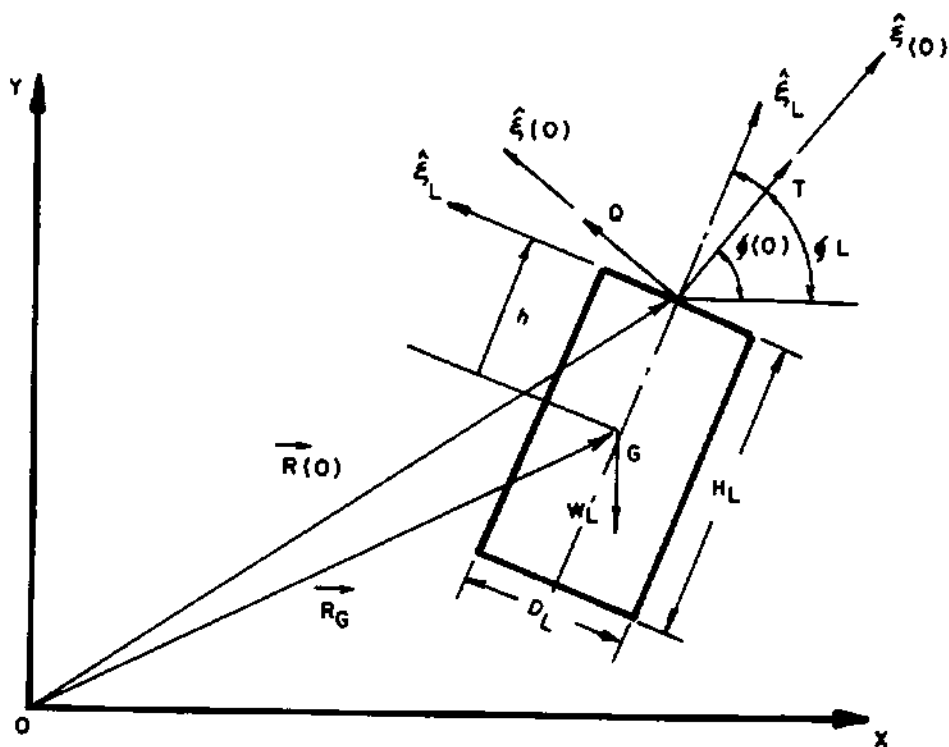


Figura 4.2 - Modelagem do "Low Marine Riser Package"

A fim de relacionar a aceleração de  $G$ ,  $\vec{a}_G$ , e a velocidade de  $G$ ,  $\vec{v}_G$ , com a velocidade e acelerações do topo do low marine "Riser" que coincide com a base da coluna de "Riser" considera-se o vetor posição de  $G$ ,  $R_G$

$$\vec{R}_G = \vec{R}(0) - h \hat{\zeta}_L \quad (4.6)$$

Diferenciando o vetor posição de G, RG obtém-se

$$\vec{v}_G = \vec{v}(0) - h W_L \hat{\xi}_L \quad (4.7)$$

$$\vec{a}_G = \vec{a}(0) - h W_{LT} \hat{\xi}_L + h W_L^2 \hat{\zeta}_L \quad (4.8)$$

onde  $W_L$  e  $W_{LT}$  são a velocidade angular e a aceleração do LMRP.

As relações entre  $\phi_L$  e a velocidade angular  $W_L$ , podem ser obtidas do equilíbrio de momentos em torno de G.

$$h \hat{\zeta}_L (T_{ef}(0) \hat{\zeta}(0) + Q(0) \hat{\xi}(0)) + M_{HL} = J_G W_{LT} \hat{K} \quad (4.9)$$

onde

$M_{HL}$  - é o momento hidrodinâmico no LMRP e  $J_G$  é o momento de inércia de massa do LMRP com respeito a G.

Na prática o peso efetivo do LMRP é muito maior que as forças hidrodinâmicas perturbadoras e sua frequência natural de oscilação está acima do range de frequências da excitação de onda significativa. Portanto assume-se que o LMRP permanece praticamente vertical e sua velocidade e aceleração são as mesmas que as da base do "Riser".

Esta aproximação significa essencialmente que o LMRP é idealizado como uma massa pontual localizada na extremidade inferior do "Riser" ( $S = 0$ ) mas com a inclusão do efeito das forças externas sob a consideração de que o LMRP permanece praticamente vertical. As condições de contorno acima descritas permitem as seguintes simplificações nas equações.

$$F_{HL}^y + T \sin \phi + Q \cos \phi - W_L = M_L a^y \quad (4.10)$$

$$F_{HL}^x + T \cos \phi - Q \sin \phi = M_L a^x \quad (4.11)$$

onde  $a^x$  e  $a^y$  são as componentes da aceleração em  $x$  e  $y$  na extremidade inferior do "Riser".

A consideração do arraste como um termo quadrático na estimativa do amortecimento dinâmico do LMRP na direção vertical é justificada porque o "Riser" rígido quando suspenso tem para movimento vertical do LMRP amplitudes da ordem do movimento de Heave da embarcação que por sua vez é da mesma ordem de grandeza do peso do LMRP. Entretanto estima-se que  $F_{HL}^x$  e  $F_{HL}^y$  são obtidas das equações que se seguem.

$$F_{HL}^y = 0,5 \rho w C_{dx} S_L / |v_r^x(0)| v_r^x(0) - M_{La}^x a^x \quad (4.12)$$

$$F_{HL}^x = 0,5 \rho w C_{dy} A_L |v_r^y(0)| v_r^y(0) - M_{La}^y a^y \quad (4.13)$$

$$S_L = D_L H_L \quad (4.14)$$

$$A_L = \Pi D_L^2 / 4 \quad (4.15)$$

onde  $D_L$  e  $H_L$  são o diâmetro e o peso do LMRP.  $C_{dx}$  e  $C_{dy}$  são os coeficientes de amortecimento do LMRP nas direções  $x$  e  $y$  respectivamente.  $M_{La}^x$  e  $M_{La}^y$  são as massas adicionais do LMRP nas direções horizontal e vertical, respectivamente.

Torna-se possível escrever as equações anteriores considerando que



$$F_H^{\zeta^*} = F_H^{\zeta} + C_m^{\zeta} m_w^{\zeta} a^{\zeta} \quad (4.16)$$

$$F_H^{\xi^*} = F_H^{\xi} + C_m m_w a^{\xi} \quad (4.17)$$

$$m_e^{\zeta} = m + C_m^{\zeta} m_w^{\zeta} \quad (4.18)$$

$$m_e^{\xi} = m + C_m m_w \quad (4.19)$$

da forma que se segue substituindo analogamente  $F_{HL}^x$ ,  $F_{HL}^y$  e  $M_L$  por  $F_{HL}^{x^*}$ ,  $F_{HL}^{y^*}$ ,  $M_{Le}^x$  e  $M_{Le}^y$  adicionando  $M_L a^x$  e  $M_L a^y$  em ambos os lados das equações.

$$F_{HL}^{y^*} + T \sin \phi + Q \cos \phi - W_L = M_{Le}^y \quad (4.20)$$

$$F_{HL}^{x^*} + T \cos \phi - Q \sin \phi = M_{Le}^x \quad (4.21)$$

onde

$$F_{HL}^{y^*} = F_{HL}^y + C_m^y m_w^y \quad (4.22)$$

Para águas profundas principalmente quando se está próximo ao fundo do oceano, os efeitos das ondas são extremamente pequenos e no caso a aceleração do fluido devido à incidência da onda é negligenciada.

## 4.3 - CONDIÇÕES DE CONTORNO NO TOPO DO RISER

### 4.3.1 - RISER RÍGIDO ENGASTADO

Para o caso de "Riser" rígido pendurado com uma condição de contorno funcionando como engaste podemos considerar as condições a seguir porque a massa da embarcação substancialmente grande em relação à massa do sistema de "Riser".

$$v^x(L) = v_{x \text{ embarcação}} \quad (4.23)$$

$$X(L) = X_{\text{embarcação}} \quad (4.24)$$

$$v^y(L) = v_{y \text{ embarcação}} \quad (4.25)$$

$$Y(L) = Y_{\text{embarcação}} + C \quad (4.26)$$

O subscrito embarcação indica o movimento do ponto de união entre o "Riser" e embarcação.

Por exemplo.  $V_{x \text{ embarcação}}$  é a velocidade horizontal no ponto de união entre "Riser" e embarcação.

A constante C no lado direito na equação acima se refere à distância vertical entre o ponto de ligação entre as estruturas, a unidade flutuante e o topo do "Riser".

Assume-se que a "Balljoint" no topo do "Riser" tem rotações relativas com momentos de flexão negligenciáveis tais que

$$\Omega(L) = 0 \quad (4.27)$$

### 4.3.2 - RISER COMPLACENTE

Assume-se que os "Risers" complacentes em "Hang off" permitem movimentos relativos entre a embarcação que os suporta e o seu topo somente na direção vertical tais que as condições de contorno para a direção horizontal.

$$v^x(L) = v^x_{\text{embarcação}} \quad e \quad (4.28)$$

$$x(L) = x_{\text{embarcação}} \quad (4.29)$$

permanecem válidas de acordo com a figura 4.3 abaixo. Complementando, a equação  $\Omega(L) = 0.0$ , só será considerada válida, se a ball joint superior estiver trabalhando.

**Figura 4.3 - Modelagem do Riser em Hang Off Condição de Contorno Rotulada**

No caso do "Riser" complacente em "Hang off" considera-se uma condição de contorno dinâmica vertical e uma condição de contorno cinemática.

$$y_t(L, t) = v^y(L, t) \quad y_t = \frac{\partial Y}{\partial t} \quad (4.30)$$

que substitui as duas condições de contorno dadas pelas equações abaixo

$$v^Y(L) = v^Y_{\text{embarcação}} \quad (4.31)$$

$$y(L) = y_{\text{embarcação}} + C \quad (4.32)$$

A fim de assumir condições de contorno dinâmicas, torna-se necessária a escolha de uma modelagem matemática para a variação de tração no tensionador. Tal modelo pode ser encontrado em Azpiazu [36].

De acordo com o estabelecido por este modelo as fontes de variação de tração podem ser classificadas como se segue:

a) Força de mola no tensionador,  $F_k$ , que aparece em função de uma variação de pressão nos tanques de gás e está associada com a troca do volume de gás devido ao deslocamento relativo entre a embarcação e o topo do "Riser".

$$F_k = F_{k0} \left[ 1 - A_c \left( \Delta y_{\text{embarcação}} - \Delta y \right) / V_o \right]^{-a} \quad (4.33)$$

b) Força de amortecimento viscoso,  $F_c$ , que é devida as perdas de pressão do fluxo de líquido no sistema hidráulico do tensionador.

$$F_c = A_c B \left( v^Y_{\text{embarcação}} - v^Y \right) \left| v^Y_{\text{embarcação}} - v^Y \right|^{n-1} \quad (4.34)$$

c) Força de amortecimento de Coulomb,  $F_r$ , que é devida à fricção

$$F_r = R F_{ko} \quad \text{multiplicado pela unidade com o sinal estabelecido pela diferença} \\ \left( \Delta y_{\text{embarcação}} - \Delta y \right) \quad (4.35)$$

onde

$F_{ko}$  = é a tração estática no tensionador.

$A_c$  = área da seção transversal do cilindro do tensionador.

$a$  = é a constante politrópica do gás que é aproximadamente igual a 1.44.

$\Delta y_{\text{embarcação}}$  = é o deslocamento vertical dinâmico da embarcação.

$\Delta y$  = é o deslocamento vertical dinâmico do topo do "Riser".

$V_o$  = é o volume de gás no tensionador.

$B$  = é o parâmetro de perda de pressão que varia com o layout da tubulação do tensionador e de sua montagem.

$n$  = é um expoente de perda de pressão que varia com o layout da tubulação do tensionador e de sua montagem.

$R$  = é o coeficiente de fricção de Coulomb que é aproximadamente igual a 0.02.

A equação do movimento vertical do cilindro da parte baixa da slip joint, que se move exatamente da mesma maneira que o topo do "Riser" :

$$M_T a^Y(L) = F_K + F_C + F_R - \left[ T(L) \hat{\zeta}(L) + Q(L) \hat{\xi}(L) \right] \hat{j} - M_T g \quad (4.36)$$

onde

$M_T$  = é a massa do tubo inferior da "Slip joint" e  $a^Y(L)$  é a aceleração vertical do topo do "Riser". Na equação acima a tração real,  $T(L)$ , pode ser substituída pela,  $Tef(L)$ , desde que no topo do "Riser" os efeitos da pressão devida à gravidade sejam muito pequenos.

### 4.3.3 - CONDIÇÕES INICIAIS

A solução das equações gerais, devido às excitações invariantes com o tempo tais como arraste pela correnteza, já condicionam a estrutura para a solução deste problema que é encarado como um problema de dinâmica geral. Uma configuração de "Riser" vertical pode também ser usada como uma condição inicial para o problema dinâmico [6, 33, 36, 37].

A fim de diminuir o tempo computacional requerido até o atingimento da amplitude da resposta dinâmica final, a resposta estática para uma excitação não variante com o tempo é preferível, como condição inicial, do que uma configuração de "Riser" inicialmente vertical [31, 38].

As velocidades iniciais do sistema de "Riser" podem ser consideradas sob o valor zero.

#### 4.4 - CONFIGURAÇÕES ESTUDADAS

De acordo com o já descrito anteriormente, no Capítulo 2, dependendo da utilização do "Riser" (perfuração, completação e produção) haverá uma configuração básica a ser considerada.

A tabela abaixo sumariza as diversas situações estudadas:

RISER	INSTALAÇÃO	DESCONEXÃO DE EMERGÊNCIA ou de operação (riser de completação)
Perfuração	RISER + LMRP + BOP	RISER + LMRP
Completação	RISER + TRT + BOP + ANM	RISER + TRT
Produção	RISER + TRT	RISER

Onde:

LMRP - Low Marine Riser Package

BOP - Blow Out Preventor

TRT - Tree Running Tool

RISER - Conjunto de Juntas do Sistema de Riser

##### 4.4.1 - CONFIGURAÇÕES PARA A INSTALAÇÃO

Para a instalação serão estudadas portanto três composições de colunas.

- Coluna 1 - RISER + LMRP + BOP  
 Coluna 2 - RISER + TRT + BOP + ANM  
 Coluna 3 - RISER + TRT  
 Coluna 4 - RISER

A instalação deve ser estudada considerando-se os diversos comprimentos de coluna do sistema de "Riser". Portanto uma simulação a cada 3 juntas acopladas é necessária a fim de avaliar o verdadeiro comportamento estrutural, até que o comprimento total do "Riser" seja atingido.

A seguir, na tabela abaixo são mostradas as propriedades que caracterizam cada tipo de elemento que compõe os quatro tipos de colunas que serão estudadas:

PROPRIEDADES DOS ELEMENTOS DAS COLUNAS ESTUDADAS

	Peso no Ar (N)	Peso na água (N)	Dext (m)	Dint (m)	Aaço (m <sup>2</sup> )
Junta 9 5/8"	17.329,41	15.078,72	0.2445	0.2286	0.0114
LMRP	427008,	371252,3			0.214
BOP	1.441.152,	1.252.975,			0.214
TRT	58920				0.3
ANM + BOP	411853,66	357072,09			0.214



	Aint	I (m <sup>4</sup> )	φ drag (m)	φ in (m)	d <sub>1</sub> (m)	L (m)
Junta 9 5/8"	0.035	7.96 x 10 <sup>-5</sup>	0.353	0.268	2.54 x 10 <sup>-5</sup>	15,25
LMRP		0.0048	2.6	2.6	2.54 x 10 <sup>-5</sup>	3,36
BOP		-	2.6	2.6	2.54 x 10 <sup>-5</sup>	12,418
TRT		-			2.54 x 10 <sup>-5</sup>	3,00
ANM + BOP		0.0048	1.016	1.016	2.54 x 10 <sup>-5</sup>	7,93

$$F_Y (\text{Ksi}) = 65$$

$$F_u (\text{Ksi}) = 77$$

Aço x 65

$$C_m = 2.0$$

$$C_d = 0.9$$

$F_Y$  = Tensão de escoamento

$F_u$  = Tensão de Ruptura

## CAPÍTULO 5

### VIBRAÇÕES LIVRES

#### 5.1 - FREQUÊNCIAS E MODOS NATURAIS DE VIBRAÇÃO

Como já foi discutido a priori, sabe-se que a resposta dinâmica de qualquer estrutura depende das forças de excitação e das suas próprias características modais.

A vibração excessiva requer redução das cargas de excitação ou um reprojeto da estrutura, ou ainda ambos. Por este motivo, a determinação das frequências e modos naturais é uma fase importante no projeto de estruturas submetidas a cargas dinâmicas e deve ser considerada de forma cuidadosa. Muitos são os trabalhos desenvolvidos nesta área nas últimas duas décadas, principalmente na engenharia aeronáutica, mas que tem sido estendidos, com grande êxito, ao estudo dinâmico de estruturas marinhas.

Critérios de projeto de estruturas podem estar governados pelas suas frequências naturais fundamentais o que poderia proporcionar uma certa precisão no controle ou na previsão ao dano do sistema devido a proximidade entre a frequência natural do sistema e as frequências das forças de excitação. Sabe-se que num grande número de problemas físicos, as frequências originais resultam não serem satisfatórias e o problema de maximização ou minimização das frequências passa a ser importante [39].

É possível minimizar a força de excitação ou efetuar um reprojeto estrutural. Tipicamente o problema do reprojeto requer experiência em engenharia para identificar as regiões mais importantes de uma estrutura.

Esta análise portanto é utilizada para medir o efeito da variação estrutural nas frequências naturais da estrutura [40, 41, 42, 43].

## 5.2 - SISTEMA ADEP

Para fazer a análise das vibrações livres nos casos configurados foi utilizado o subsistema ADEP-DINA do sistema ADEP [40,44] que utiliza o método de iteração por subespaço possibilitando o trabalho com estruturas com muitos graus de liberdade o que é o caso de risers para grandes lâminas d'água.

Para adaptar a estrutura de um riser ao elemento de pórtico tridimensional tradicional de uso geral para estruturas [45], contido neste sistema foi necessário fazer ajustes tanto na massa como na rigidez dos elementos de riser de modo que a tração efetiva fosse considerada, como foi descrita anteriormente, como função das pressões interna e externa atuantes já que para este tipo de análise é necessário considerar todas as cargas aplicadas na direção axial.

Desta forma temos para o peso específico equivalente a expressão abaixo:

a) Para o elemento imerso na água

$$\gamma_{eq_{im}} = \frac{Ps_{\text{água}} + \gamma_{\text{água}} A_s + \gamma_i A_i - \gamma_o A_o}{A_s} \quad (5.1)$$

Sendo:

$Ps_{\text{água}}$  = peso/comprimento da junta do riser na água

b) Para o elemento emerso

$$\gamma_{eq_{em}} = \frac{Ps_{ar} + \gamma_i A_i}{A_{aço}} \quad (5.2)$$

Sendo:

$Ps_{ar}$  = peso/comprimento da junta do riser no ar

c) Correção da massa para análise

c.1) Massa Real

$$\frac{\text{Peso do aço}}{g} - A_s \gamma_{aço}/g \longrightarrow 1$$

$$\frac{\text{Peso Fluido Interno}}{g} - A_i \gamma_i/g \longrightarrow 2$$

c.2) Massa modelada (sem massa adicional)

$$\frac{\text{Peso aço}}{g} \longrightarrow \frac{A_s \gamma_{eq}}{g} \longrightarrow 3$$

portanto a diferença de massa a ser acrescentada será o resultado de  $\Delta_m = (1+2-3) \times \frac{L}{g} + \text{massa adicional}$

onde

L = comprimento do elemento

g = aceleração da gravidade

que na modelação deve ser acrescentada aos nós da estrutura através do comando "Inertia of joints".

Os ajustes foram feitos com base nos elementos tipo que se encontram a seguir:

a) Junta de Riser

(Riser 9 5/9" x 65)

$$\gamma_{eq\ em} = \frac{0.1288 + 1.025 \times 0.0355}{0.0114} = 14.49 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{massa\ emersa} = [0.1288 + 0.0355 \times 1.025 - 14.49 \times 0.0114]/9.8$$

$$\Delta_{massa\ emersa} = 0.0 \text{ ts}^2/\text{mm}$$

b) Junta de Riser

(Riser 9 5/8" c75)

$$\gamma_{eq\ em} = \frac{0.2317 + 1.025 \times 0.0459038}{0.0099607} = 27.985 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa emersa}} = \left[ \frac{0.2317 + 0.0459038 \times 1.025 - 27.985 \times 0.009}{9.81} \right]$$

$$\Delta_{\text{massa emersa}} = 0.0 \text{ ts}^2/\text{mm}$$

c) Junta de Riser  
x 65 - Riser 9 5/8"

$$\gamma_{\text{eq im}} = \frac{15078,72}{9810 \times 15.25} + 1.025 \times 0.0114 + 1.025 \times 0.0355 - \frac{- 1.025 \times 0.04695}{0.0114} = 10.066 \text{ t/m}^3$$

$\Delta_{\text{massa}}$  = massa real - massa modelada

$$\Delta_{\text{massa}} = [0.11679 + 0.0355 \times 1.025 - 0.0114 \times 10.066]/9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 0.0039 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (0.353 - 2 \times 0.0159)^2 \quad (2.1)$$

$$p/\text{cm} = 2.0$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adic.} = 0.0102 + 0.0039 = 0.014/169 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

d) Junta de Riser

-c75 - Riser 9 5/8"

$$\gamma_{eq \text{ im}} = 0.2015 + 1.025 \times 0.0114 + 1.025 \times 0.0/59038 - \\ - 0.0558645 \times 1.025 + 1.025 \times 0.0099607 = \\ \frac{\quad}{0.0099607} = \\ 21.25449 \text{ t/m}^3$$

$\Delta_{\text{massa}}$  = massa real - massa modelada

$$\Delta_{\text{massa}} = \frac{[0.2317 + 0.0459038 \times 1.025 - 0.0114 \times 21.25449]}{9.81}$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 0.0364502/9.81 = 0.0037156 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\Pi}{4} (0.353 - 2 \times 0.0159)^2 (2-1)$$

$$P/\text{cm} = 2.0$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adic} = 0.0102 + 0.0037 = 0.0139 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

e) Low-Marine Riser Package

(LMRP  $\Rightarrow$  p/ Riser - aço x 65)

$$\gamma_{eq \text{ im}} = \frac{371252.3}{9810 \times 3.36} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.0355 - \\ - 1.025 \times 0.214 = 52.80 \text{ t/m}^3 \\ 0.214$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [11.26 + 0.0355 \times 1.025 - 0.214 \times 52.80]/9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = \frac{11.29638 - 11.2992}{9.81} = \frac{-0.00282}{9.81} = -0.000287 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (2.6)^2 (2-1) = 0.5547 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$p/\text{cm} = 20$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} = 0.5547 - 0,000287 = 0,55445 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

f) Low Marine Riser Package  
(LMRP  $\Rightarrow$  p/Riser - aço C75)

$$\gamma_{\text{eq}} = \frac{371252.3}{9810 \times 3.36} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.045904 - \frac{1.025 \times 0.214}{0.214} = \frac{11.30}{0.214}$$

$$\gamma_{\text{eq}} = 52.83 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [11.26 + 0.045904 \times 1.025 - 0.214 \times 52.83]/9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 0.00014593 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (2.6)^2 (2-1) = 0.5547 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$p/\text{cm} = 20$$



$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} = 0.5547 + 0.00014593 =$$

$$= 0.55485 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

g) Blow-Out Preventor  
(BOP para riser x 65)

$$\gamma_{\text{eq}} = \frac{125297500}{9810 \times 12.42} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.0355 -$$

$$- \frac{1.025 \times 0.214}{0.214} = 48.22497 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [10.2838 + 0.0355 \times 1.025 - 0.214 \times 48.22497]/9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 9 \times 10^{-8} \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (2.6)^2 (2-1) = 0.5547 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\rho/\text{cm} = 2.0$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} = 0.5547 + 9 \times 10^{-8} = 0.5547 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

h) Blow Out Preventor  
(BOP para riser C75)

$$\gamma_{\text{eq}} = \frac{125297500}{9810 \times 12.42} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.045904 -$$

$$- \frac{1.025 \times 0.214}{0.214} = 48.2748 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [10.2838 + 0.045904 \times 1.025 - 0.214 \times 48.2748]/9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 0.00000453 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (2.6)^2 (2-1) = 0.5547 \frac{\text{ts}}{\text{mm}}$$

$$p/\text{cm} = 20$$

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} &= 0.5547 + 0.00000453 = \\ &= 0.55470453 \frac{\text{ts}}{\text{mm}} \end{aligned}$$

i) Tree Running Tool  
(TRT para Riser X65)

$$\begin{aligned} \gamma_{\text{eq}_{1m}} &= \frac{51226.60}{9810 \times 3.00} + 1.025 \times 0.3 + 1.025 \times 0.0355 - \\ &\quad - \frac{1.025 \times 0.30}{0.30} \end{aligned}$$

$$\gamma_{\text{eq}_{1m}} = 5.9234 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [1.74 + 0.0355 \times 1.025 - 0.3 \times 5.9234] / 9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = -0.00006448 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (1.42)^2 (2-1) = 0.165 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$p/\text{cm} = 2.0$$

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} &= -0.00006448 + 0.165 = \\ &= +0.1649 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}} \end{aligned}$$

j) Tree Running Tool  
(TRT p/RISER C75)

$$\gamma_{eq_{1m}} = \frac{51226.60}{9810 \times 3.00} + 1.025 \times 0.3 + 1.025 \times 0.045904 - \frac{-1.025 \times 0.3}{0.30} = \gamma_{eq_{1m}} = 59589 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{massa} = [1.74 + 0,045904 \times 1.025 - 0.3 \times 5.9589]/9.81$$

$$\Delta_{massa} = -0.00006373 \text{ ts}^2/\text{mm}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (1.42)^2 (2-1) = 0.165 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$p/\text{cm} = 20$$

$$\Delta_{massa} + \text{massa adicional} = -0,00006373 + 0,165 = 0.1649 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

k) Árvore de Natal Molhada acrescida de Blow Out Preventor de Workover

(ANM + BOP p/RISER X65)

$$\gamma_{eq_{1m}} = \frac{357072.09}{9810 \times 7.93} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.0355 - \frac{-1.025 \times 0.214}{0.214} = \gamma_{eq_{1m}} = 21.61 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{massa} = [4.59 + 0.0355 \times 1.025 - 0.214 \times 21.61]/9.81$$

$$\Delta_{massa} = 0.00018943 \frac{\text{ts}^2}{\text{mm}}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\pi}{4} (1.016)^2 (2-1) =$$

$$= 0.0847 \frac{ts^2}{mm}$$

$$p/cm = 20$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} = 0.00018943 + 0.0847 =$$

$$= 0.084898 \frac{ts^2}{mm}$$

1) Árvore de Natal Molhada acrescida de Blow Out Preventor de Workover

(ANM + BOP p/RISER C75)

$$\gamma_{\text{eq}_{lm}} = \frac{357072.09}{9810 \times 7.93} + 1.025 \times 0.214 + 1.025 \times 0.045904 -$$

$$\frac{- 1.025 \times 0.214}{0.214} = \gamma_{\text{eq}_{lm}} = 21.650 \text{ t/m}^3$$

$$\Delta_{\text{massa}} = [4.59 + 0.045904 \times 1.025 - 0.214 \times 21.66] / 9.81$$

$$\Delta_{\text{massa}} = 0.00018467 \frac{ts^2}{mm}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\Pi}{4} (1.016)^2 (2-1) = 0.0847 \frac{ts^2}{mm}$$

$$\text{massa adicional} = \frac{1.025}{9.81} \times \frac{\Pi}{4} (1.016)^2 (2-1) = 0.0847 \frac{ts^2}{mm}$$

$$p/cm = 20$$

$$\Delta_{\text{massa}} + \text{massa adicional} = 0,00018467 + 0.0847 =$$

$$= 0.08488467 \frac{ts^2}{mm}$$

De acordo com o já especificado anteriormente temos para os elementos tipo as seguintes regiões

Coluna 1 — [ Região 1 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa  
 Região 2 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa  
 Região 3 - Low Marine Riser - imerso  
 Região 4 - Blow Out Preventer (BOP) - imerso

		Regiões			
Comando ADEP-DINAF		1	2	3	4
Riser x 65 9 5/8"	Inertia of Joints ( $ts^2/mm$ )	0.0	0.014116	0.55445	0.5547
	DENS $\gamma_{equiv}$ ( $t/m^3$ )	14.49	10.066	52.80	48.22497
Riser C75 9 5/8"	Inertia of Joints ( $ts^2/m$ )	0.0	0.0139	0.55485	0.55471
	DENS $\gamma_{equiv}$ ( $t/m^3$ )	27.985	21.25449	52.83	48.2748

AJUSTE DE MASSA E RIGIDEZ

Coluna 2 — [ Região 1 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa  
 Região 2 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa  
 Região 3 - TRT-Tree Running Tool - imersa  
 Região 4 - Blow Out Preventer + - imersa  
 Árvore de Natal Molhada (BOP + ANM)

		Regiões			
Comando ADEP-DINA		1	2	3	4
Riser x 65 9 5/8"	Inertia of Joints (ts <sup>2</sup> /m)	0.0	0.014116	0.1649	0.08489
	DENS γequiv (t/m <sup>3</sup> )	14.49	10.066	5.9234	21.61
Riser C75 9 5/8"	Inertia of Joints (ts <sup>2</sup> /m)	0.0	0.0139	0.1649	0.08488
	DENS γequiv (t/m <sup>3</sup> )	27.985	21.25449	5.9589	21.66

AJUSTE DE MASSA E RIGIDEZ

Coluna 3 — [ Região 1 - Riser 9 5/8"(Junta) - imersa  
 Região 2 - Riser 9 5/8"(Junta) - imersa  
 Região 3 - Tree Running Tool (TRT) - imersa

		Regiões		
Comando ADEP-DINA		1	2	3
Riser x 65 9 5/8"	Inertia of Joints (ts <sup>2</sup> /m)	0.0	0.014116	0.1649
	DENS γequiv (t/m <sup>3</sup> )	14.49	10.066	5.9234
Riser C75 9 5/8"	Inertia of Joints (ts <sup>2</sup> /m)	0.0	0.0139	0.1649
	DENS γequiv (t/m <sup>3</sup> )	27.985	21.25449	5.9589

AJUSTE DE MASSA E RIGIDEZ

Coluna 4 — [ Região 1 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa  
 Região 2 - Riser 9 5/8" (Junta) - imersa

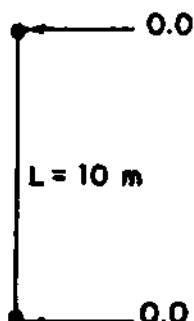
		Regiões	
Comando ADEP-DINAF		1	2
Riser x 65 9 5/8"	Inertia of Joints ( $ts^2/m$ )	0.0	0.014116
	DENS requiv ( $t/m^3$ )	14.49	10.066
Riser C75 9 5/8"	Inertia of Joints ( $ts^2/m$ )	0.0	0.0139
	DENS requiv ( $t/m^3$ )	27.985	21.25449

**AJUSTE DE MASSA E RIGIDEZ**

**UNIFILAR PARA A COLUNA 1 - DISTRIBUIÇÃO DAS MASSAS NOS NÓS**

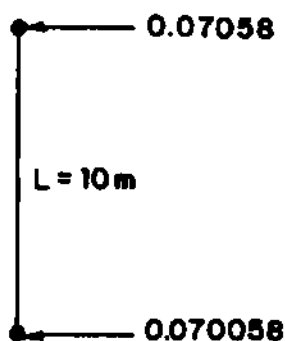
Região 1

Junta de Riser - AÇO x 65



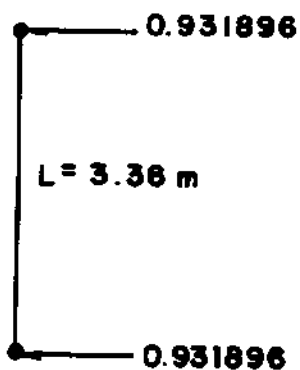
Região 2

Junta de Riser - Imersa



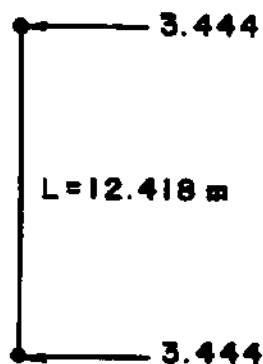
Região 3

Low Marine Riser - Imerso



Região 4

Blow Out Preventer (BOP) -  
Imerso



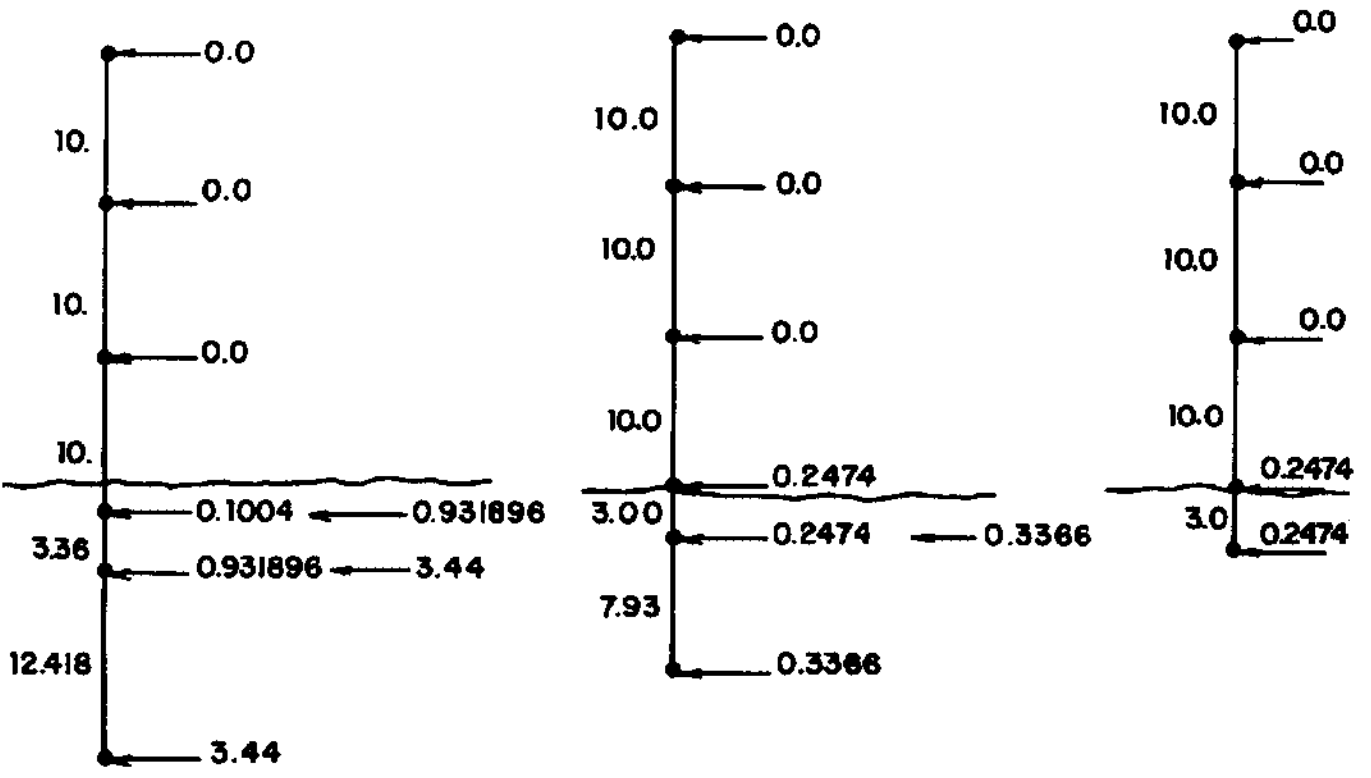
5.2.1 - DISTRIBUIÇÃO DAS MASSAS - COMANDO INERTIA OF JOINTS

Para a instalação temos como configurações iniciais.

a) Primeiras 2 juntas acrescentadas dos equipamentos

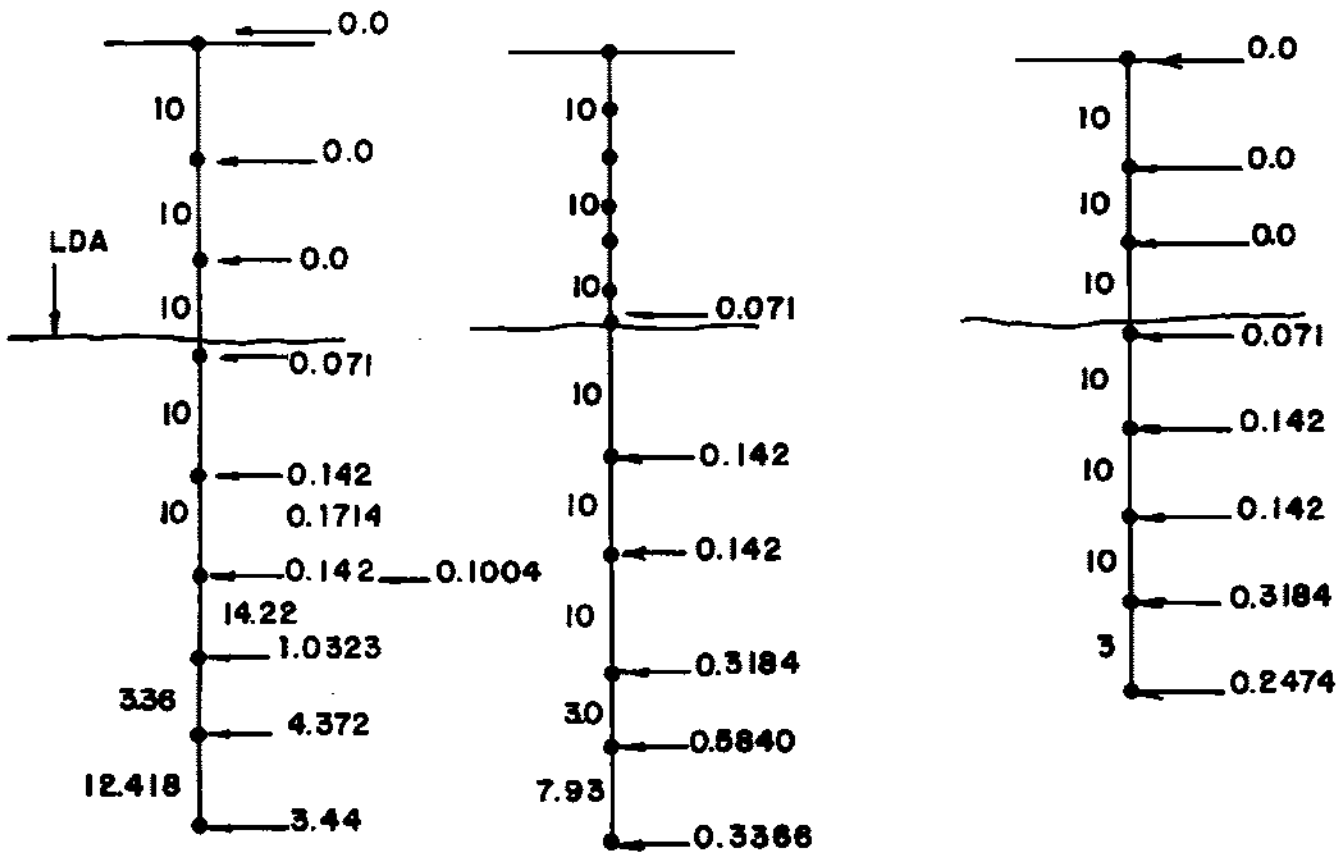


Riser de Perfuração Riser de Completação Riser de Produção  
 5 elementos 5 elementos 4 elementos



b) Situação intermediária com 4 juntas acrescentadas dos equipamentos

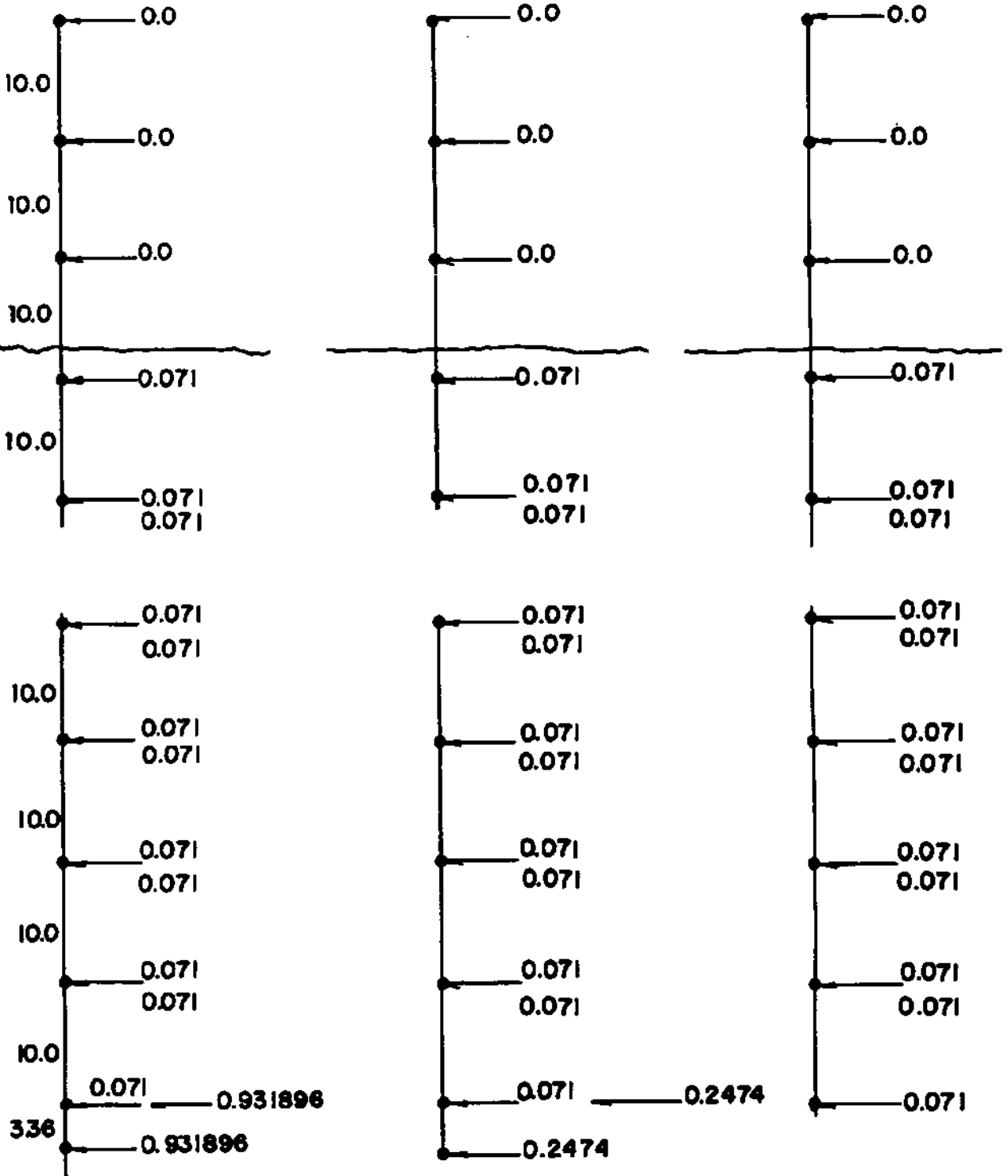
Riser de Perfuração      Riser de Completação      Riser de Produção  
 8 elementos                      8 elementos                      7 elementos



OBS.: As outras situações intermediárias só diferem pelo número de juntas a mais na coluna.

c) Situação para desconexão de emergência

Riser de Perfuração Riser de Completação Riser de Produção



Os gráficos que se seguem mostram os resultados obtidos em termos dos 10 primeiros modos e frequências naturais para todos os comprimentos de risers de 60 a 1030m para as condições de contorno engastada e rotulada no topo.

### 5.3 - DETERMINAÇÃO DAS FAIXAS DE FREQUÊNCIA DE VORTEX SHEDDING

A frequência de "Vortex shedding" corresponde àquela em que a razão entre a frequência natural de oscilação da estrutura e a frequência de excitação de corrente é igual à unidade, indicando que a estrutura está entrando em ressonância. Para o caso específico de estruturas na situação focalizada neste trabalho não foi possível obter uma formulação apropriada que considerasse as condições de contorno adequadas (engaste ou rótula no topo e livre na base)

Considerou-se a formulação para viga bi-apoiada como uma primeira aproximação. A frequência de "Vortex shedding" pode ser calculada pela fórmula  $f = St * \frac{V}{D}$ , sendo

f - frequência de "Vortex shedding" (Hz)

St - número de Strouhal (valor recomendado = 0.17)

V - velocidade do fluido perpendicular ao eixo do membro

D - diâmetro do membro = 9.625" = 0.244m

Para as correntes anuais, as faixas de frequência de "Vortex shedding" obtidas são mostradas na tabela a seguir:

PERFIL	$V_{\text{mín}}$ (m/s)	$V_{\text{máx}}$ (m/s)	$f_{\text{mín}}$ (Hz)	$f_{\text{máx}}$ (Hz)
N/NNE/NE	.30	.60	.21	.42
ESE/S/SSW/SW	.23	.93	.16	.65
NE/SSW	.21	1.22	.15	.85

As Figuras 5.1 a 5.30 a seguir mostram os 10 primeiros modos de vibração para os "Risers" de perfuração, completção e produção nas condições de contorno consideradas para o topo (Engaste e Rótula), com a observação que os topos dos risers representados nas figuras estão na parte inferior.

A Figura 5.31 mostra a envoltória das freqüências naturais em função dos respectivos modos e faixa de freqüências de onda características da região de Marlim e Albacora, onde se identifica a faixa de freqüências naturais que se encontram na região das freqüências de onda, evidenciando os modos que são excitados pelo fenômeno de "Vortex shedding".

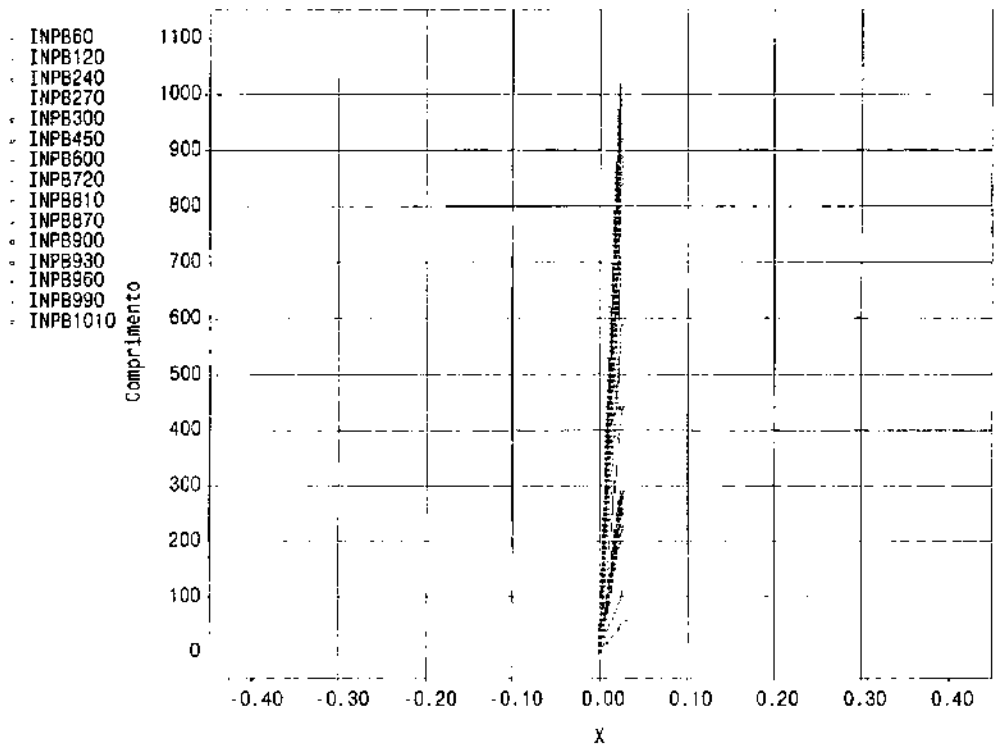
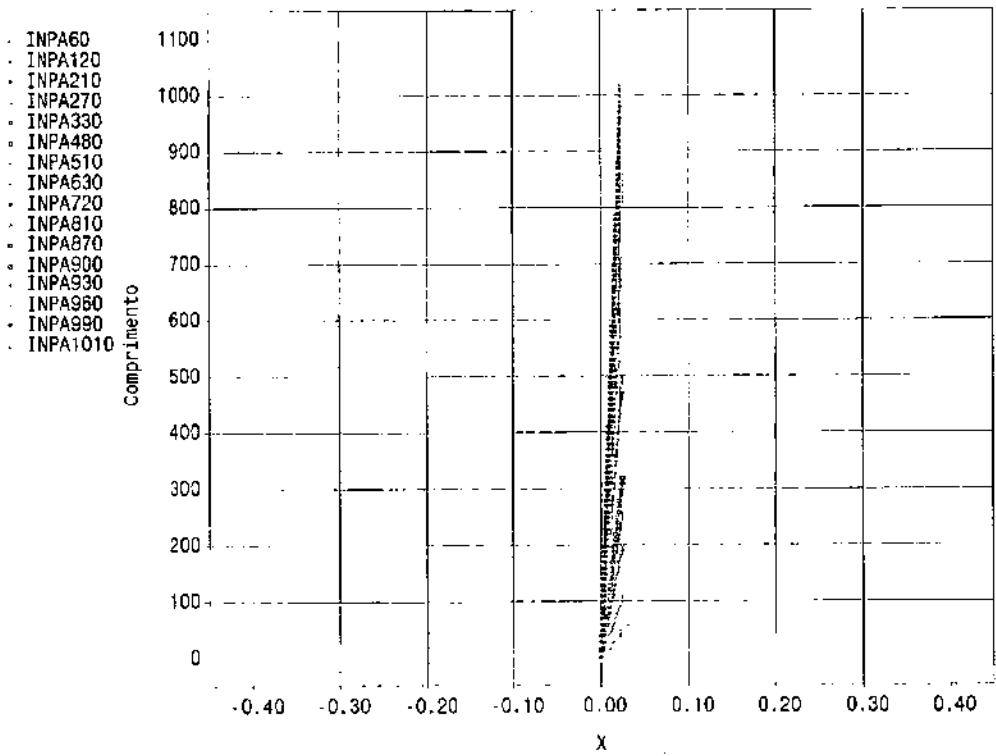


Figura 5.1 - 1º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração

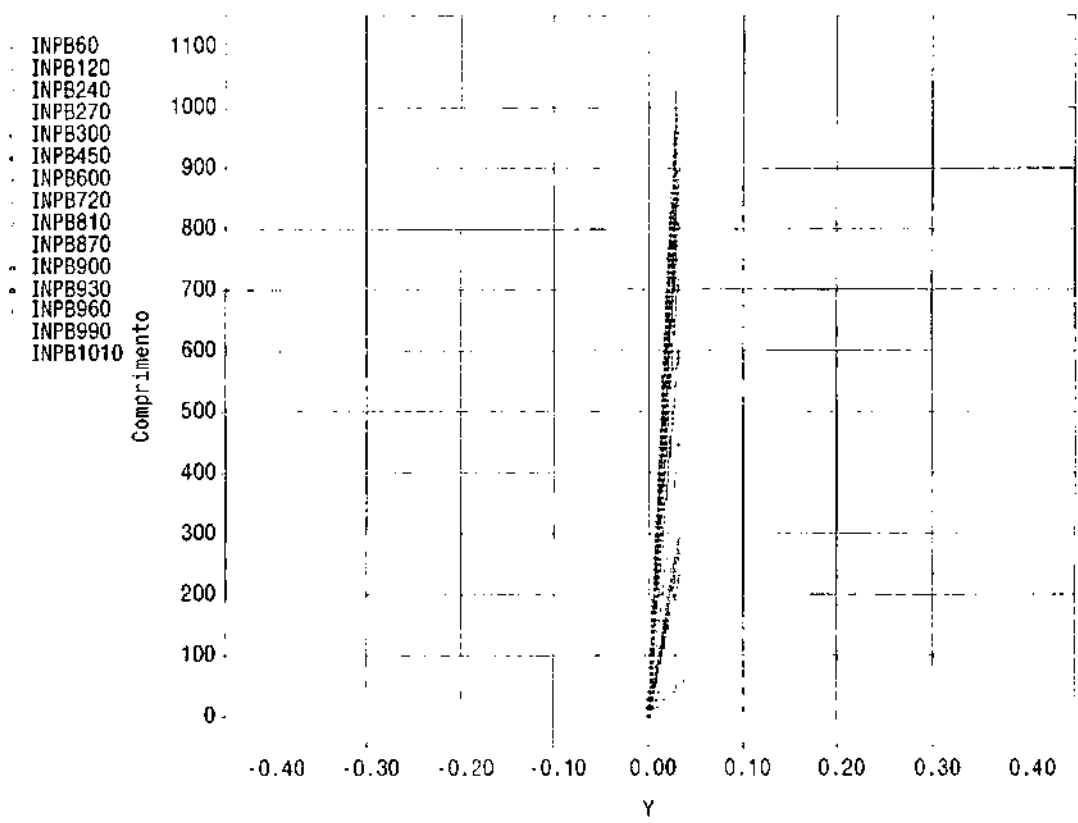
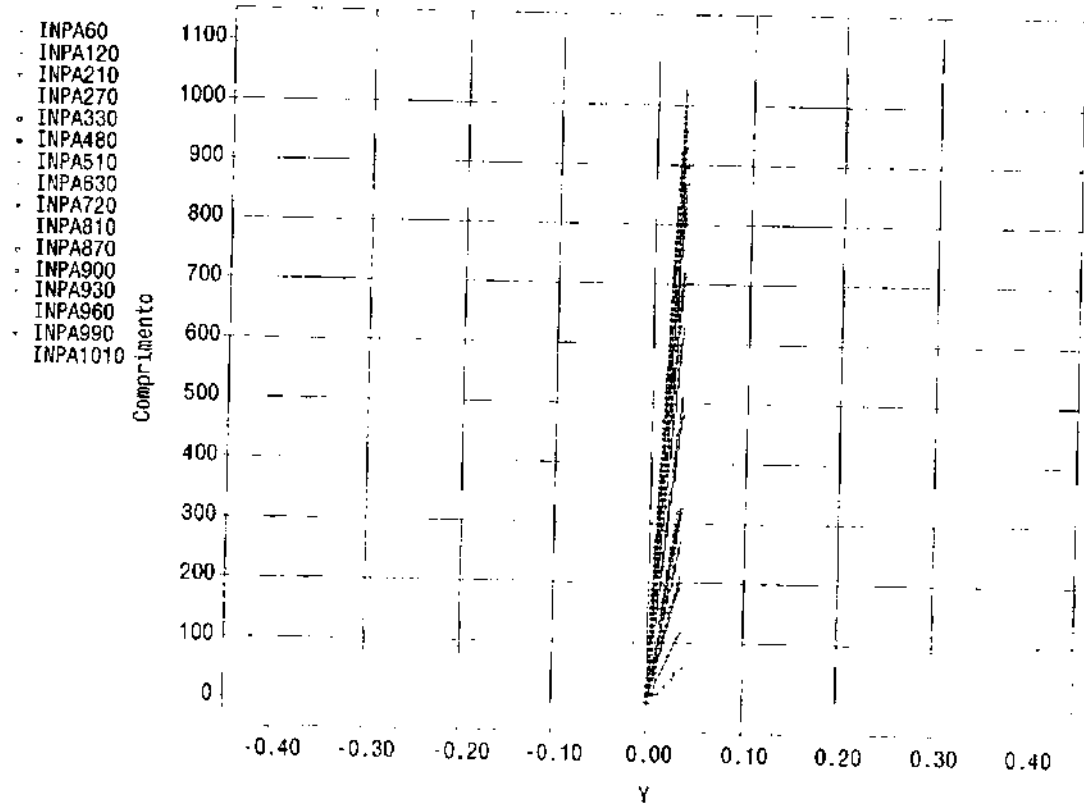
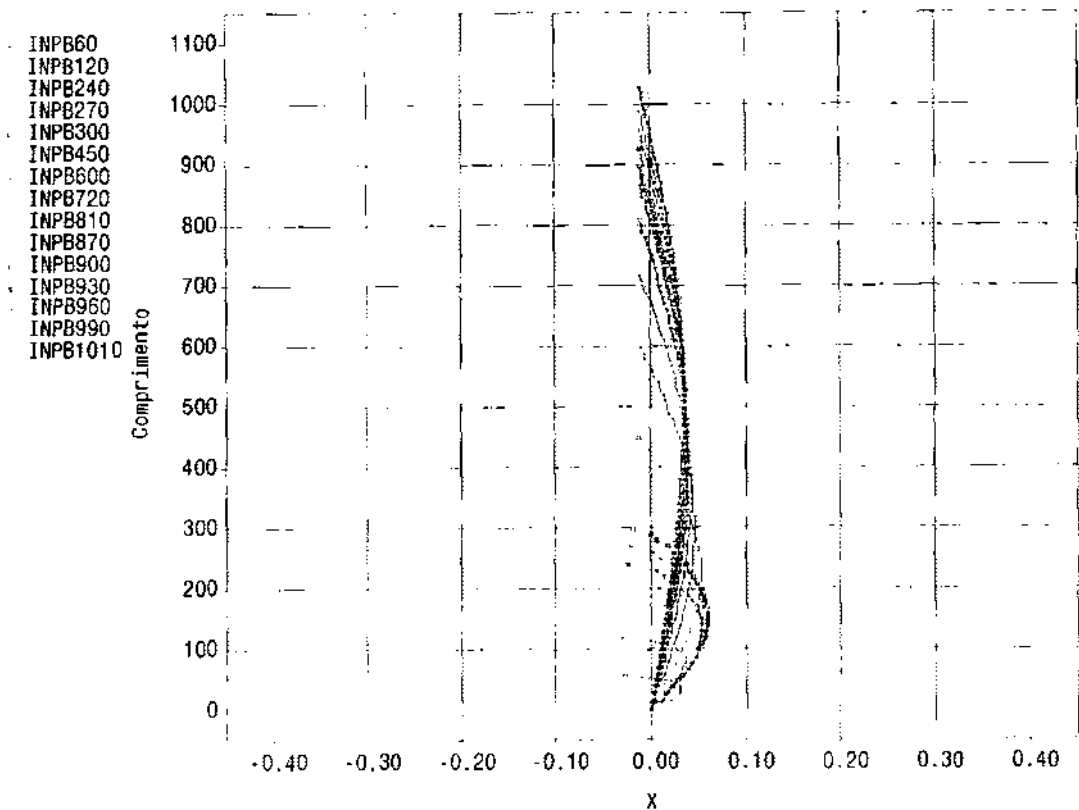
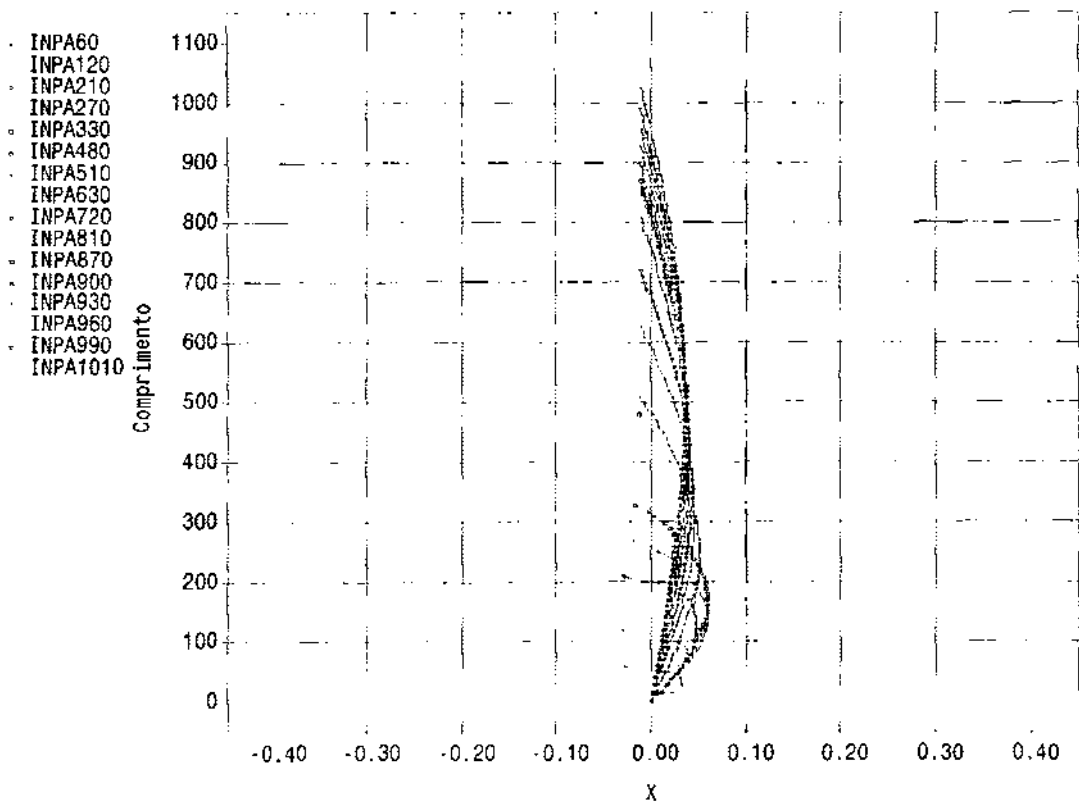
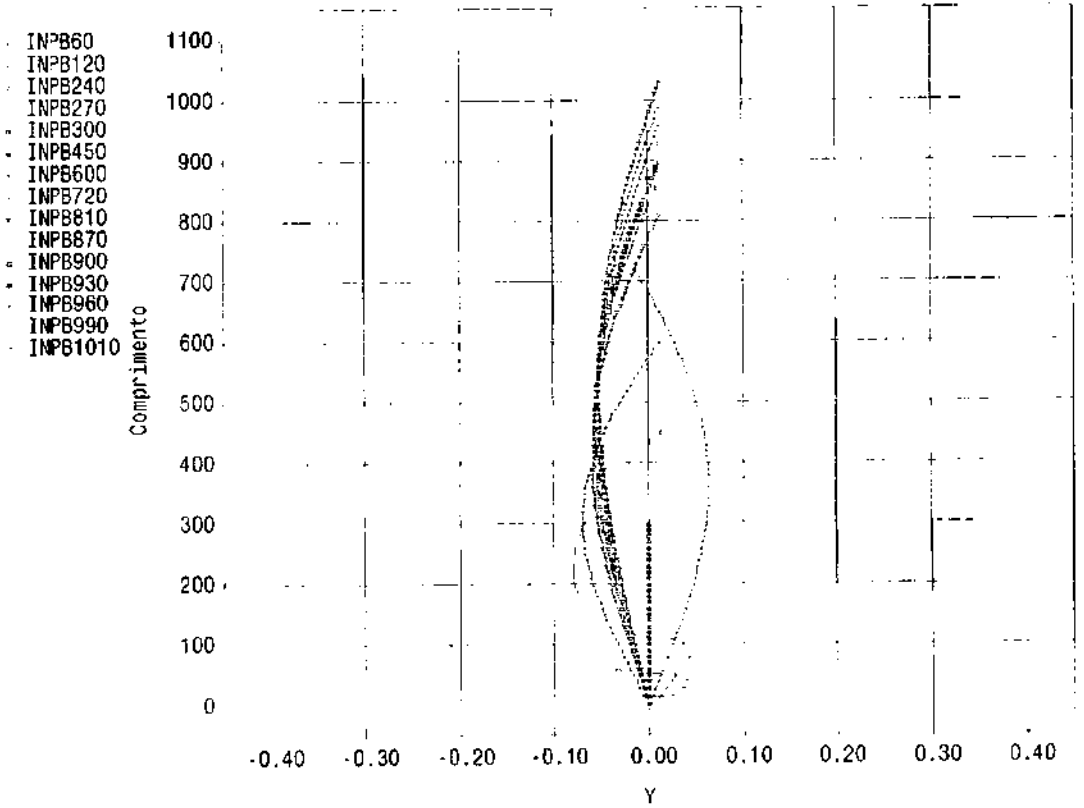
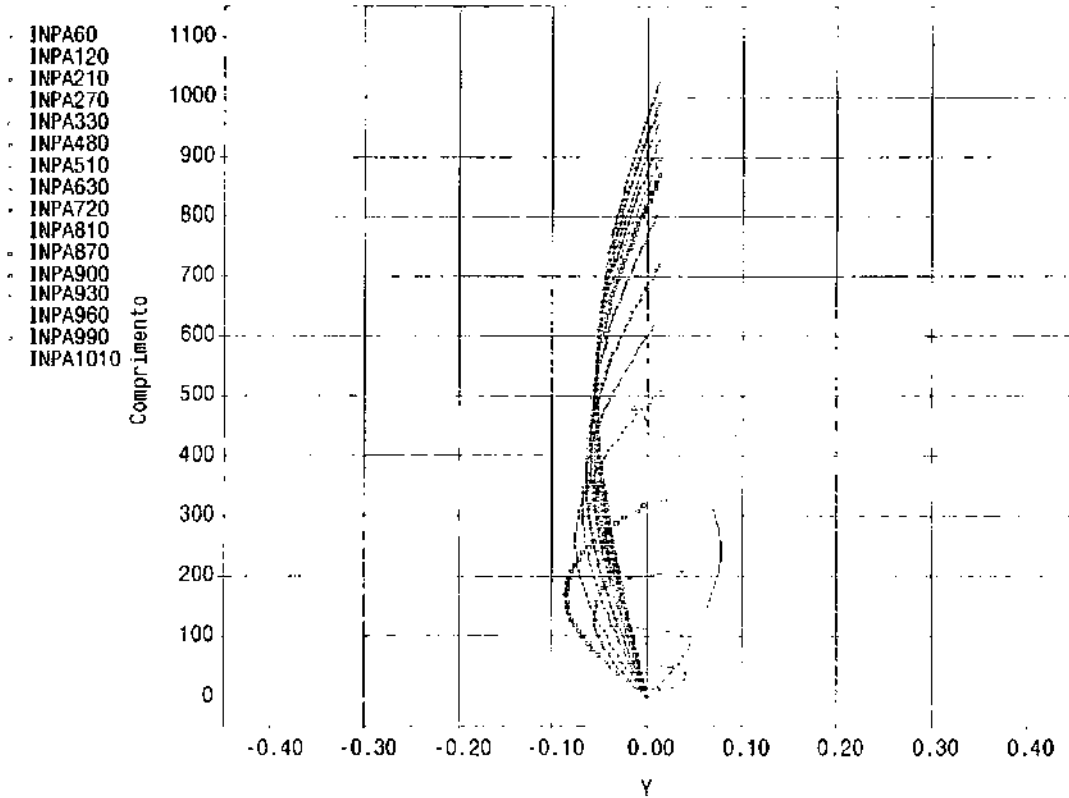


Figura 5.2 - 2º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração

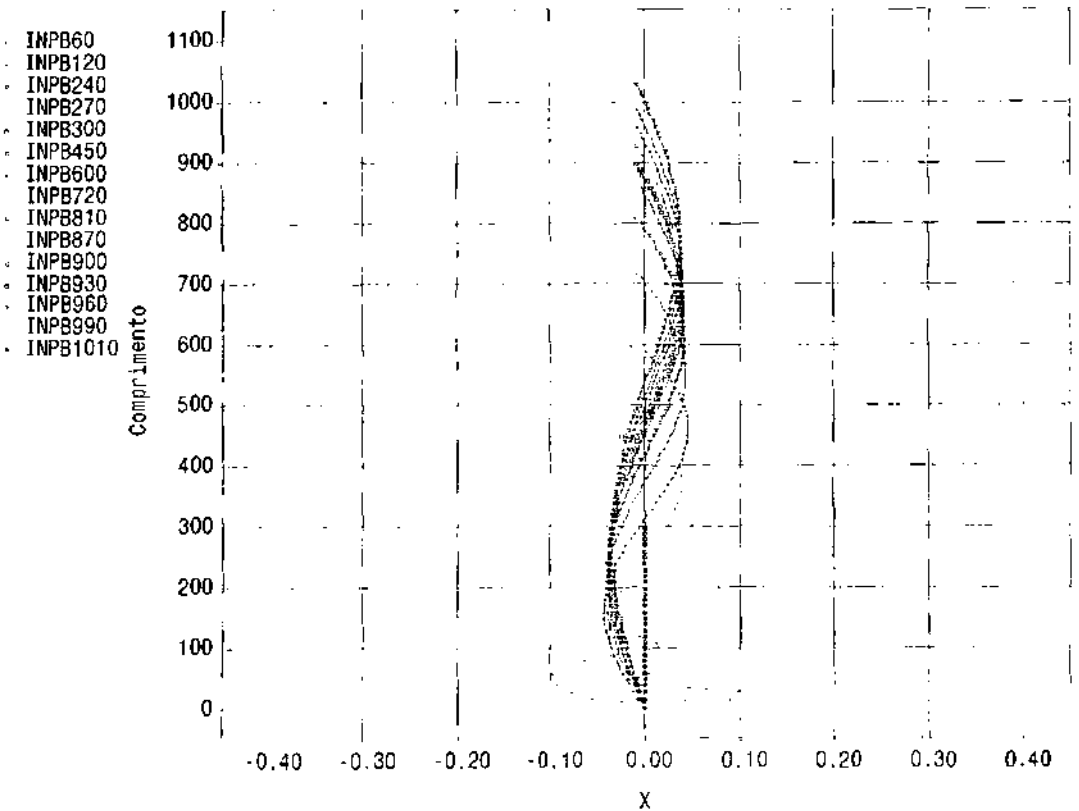
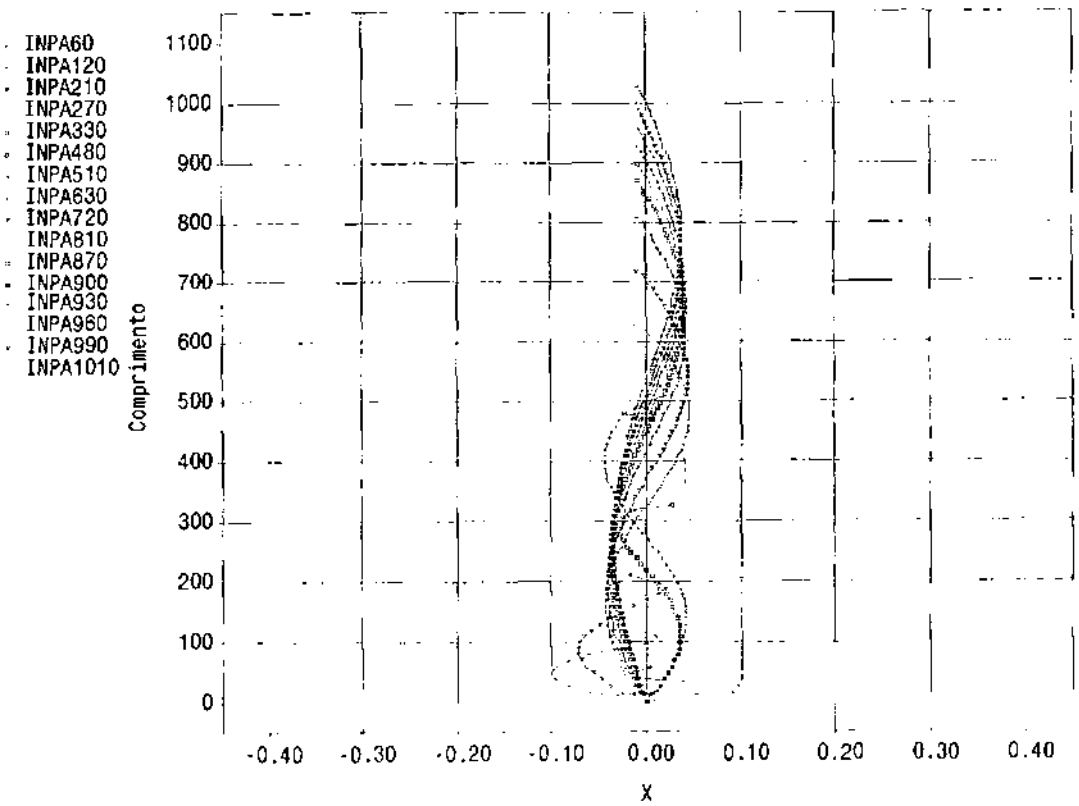


**Figura 5.3 - 3° Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

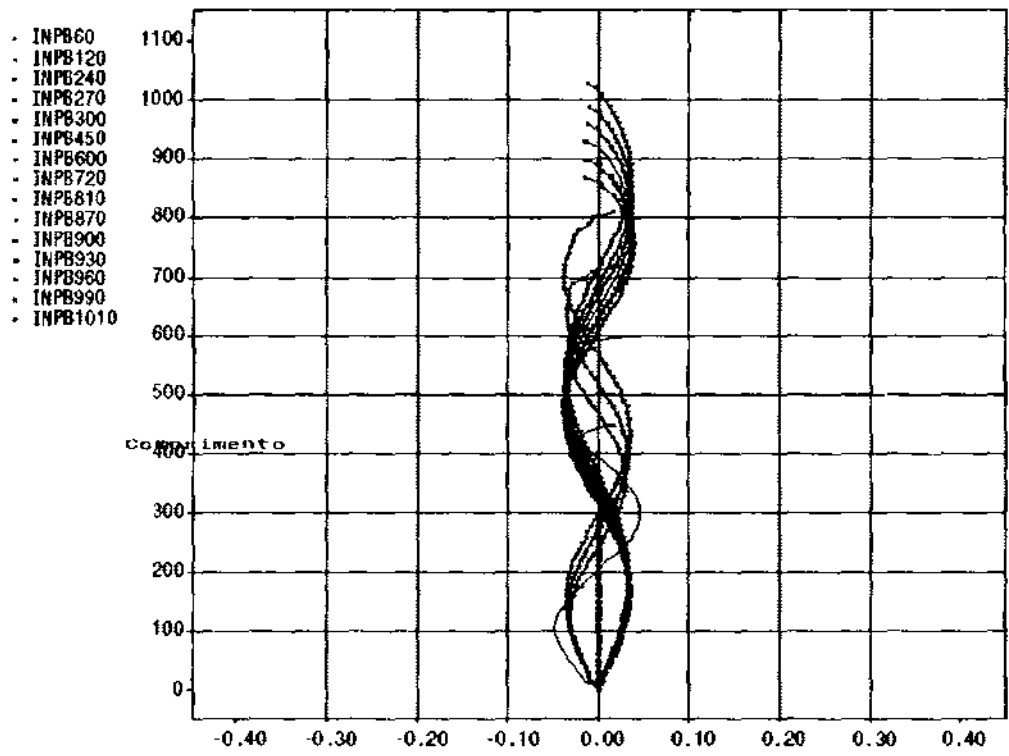




**Figura 5.4 - 4º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

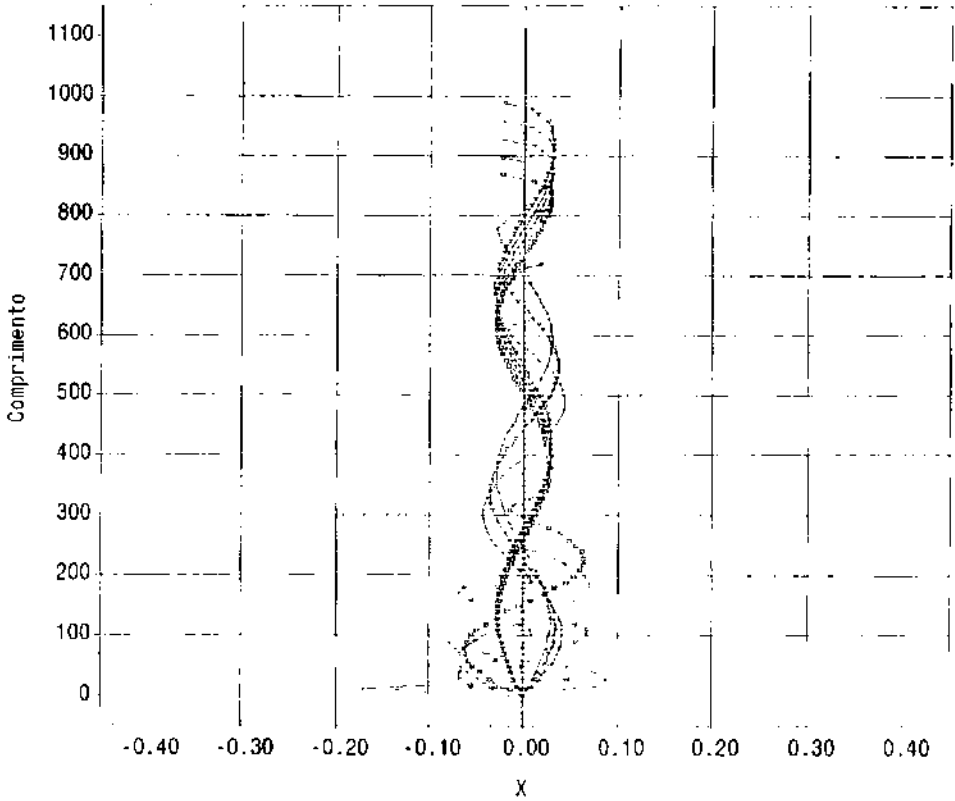


**Figura 5.5 - 5<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

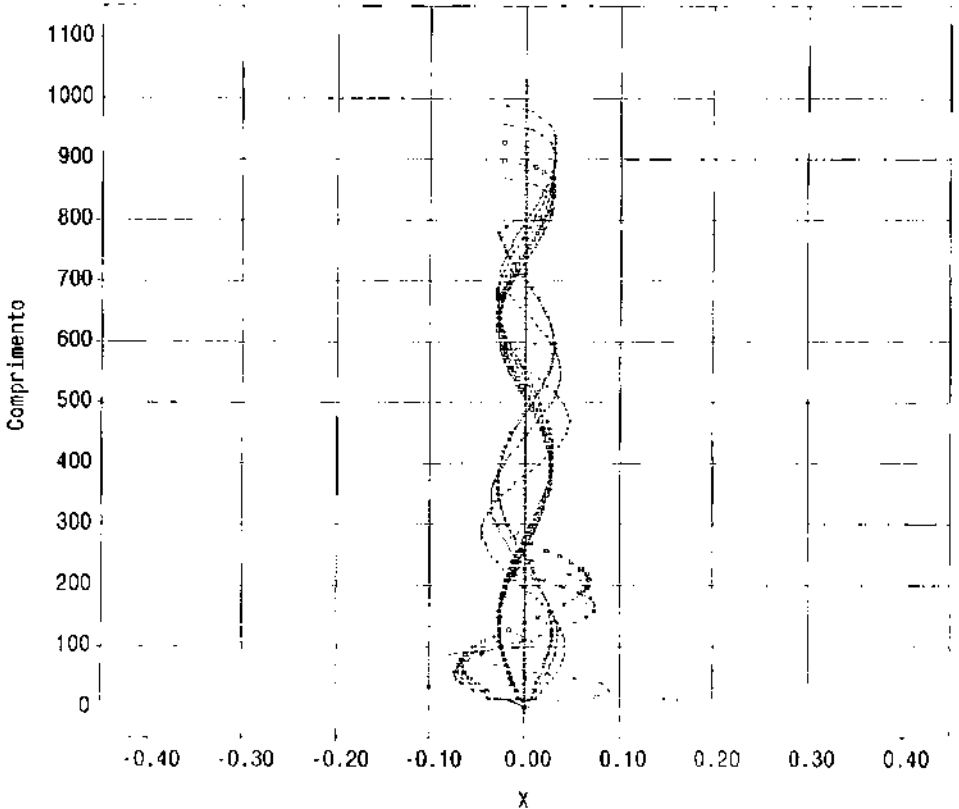


**Figura 5.6 - 6º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

- INPA60
- INPA120
- INPA210
- INPA270
- INPA330
- INPA480
- INPA510
- INPA630
- INPA720
- INPA810
- INPA870
- INPA900
- INPA930
- INPA960
- INPA990
- INPA1010

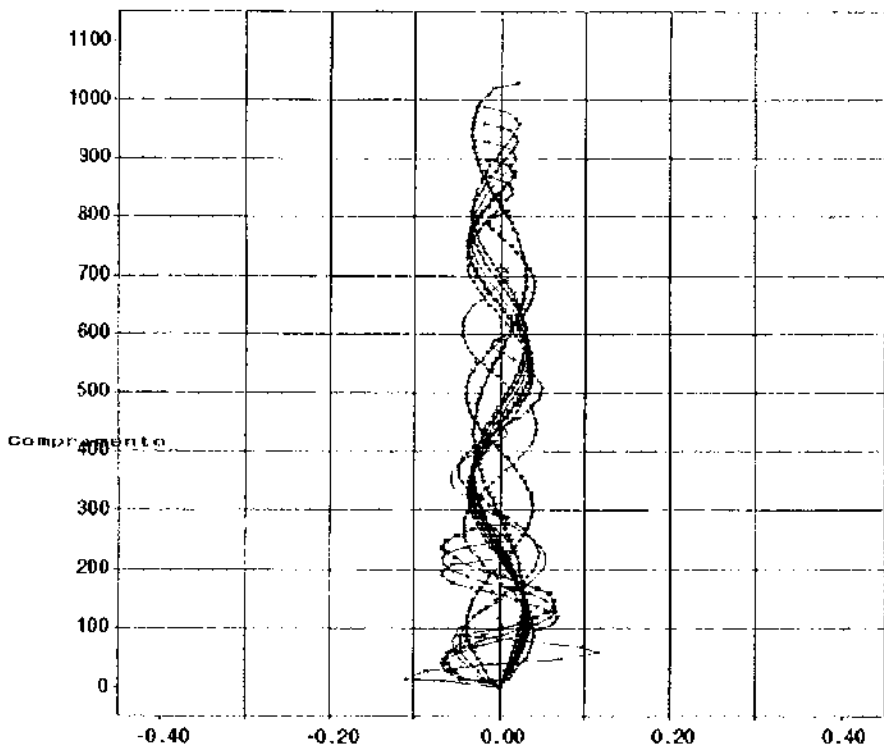


- INPB60
- INPB120
- INPB240
- INPB270
- INPB300
- INPB450
- INPB600
- INPB720
- INPB810
- INPB870
- INPB900
- INPB930
- INPB960
- INPB990
- INPB1010

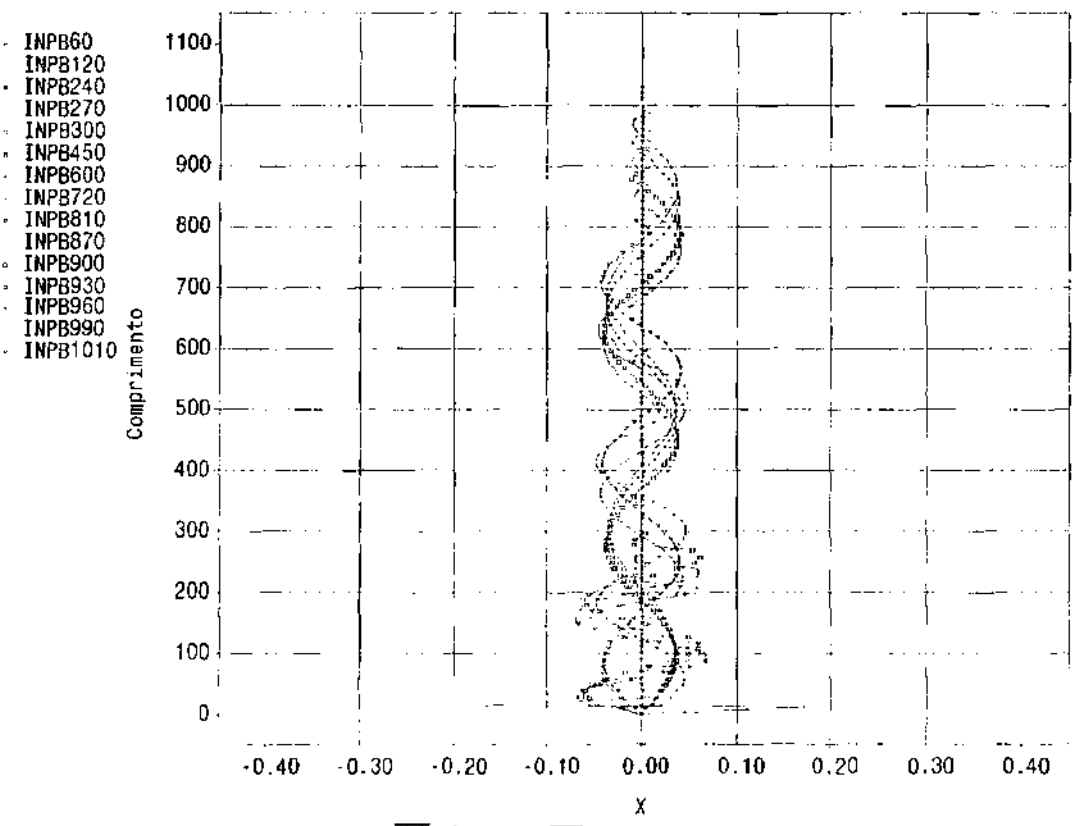
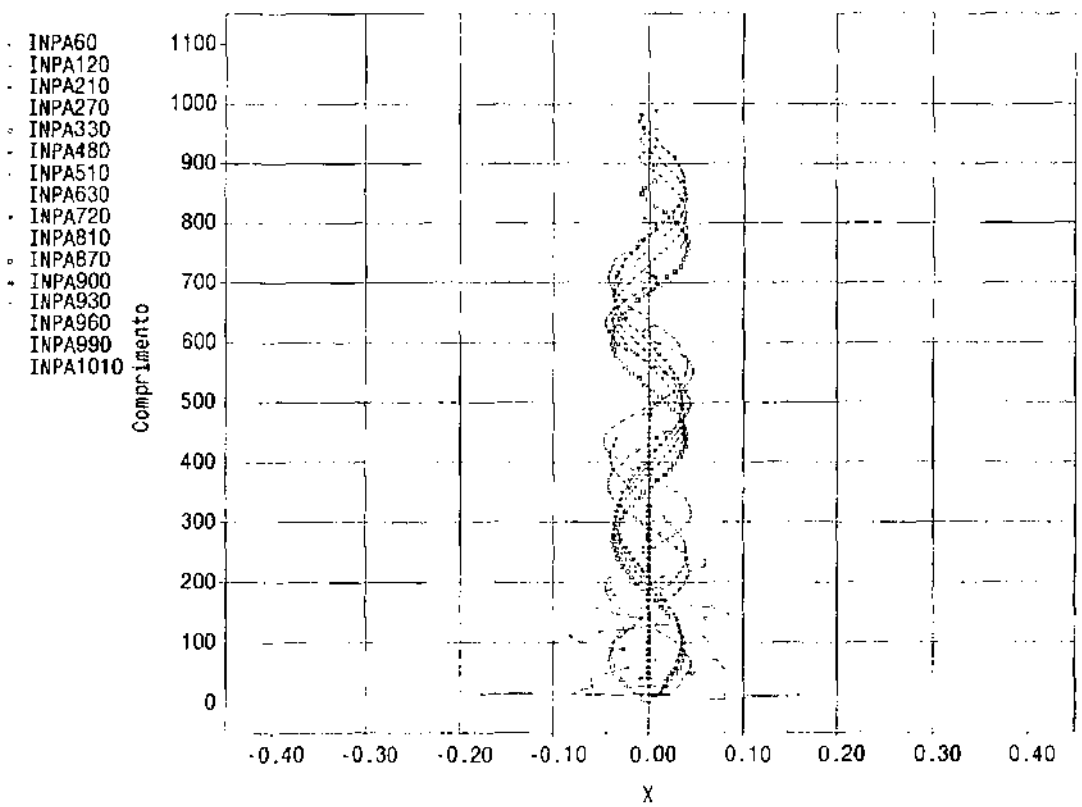


**Figura 5.7 - 7º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

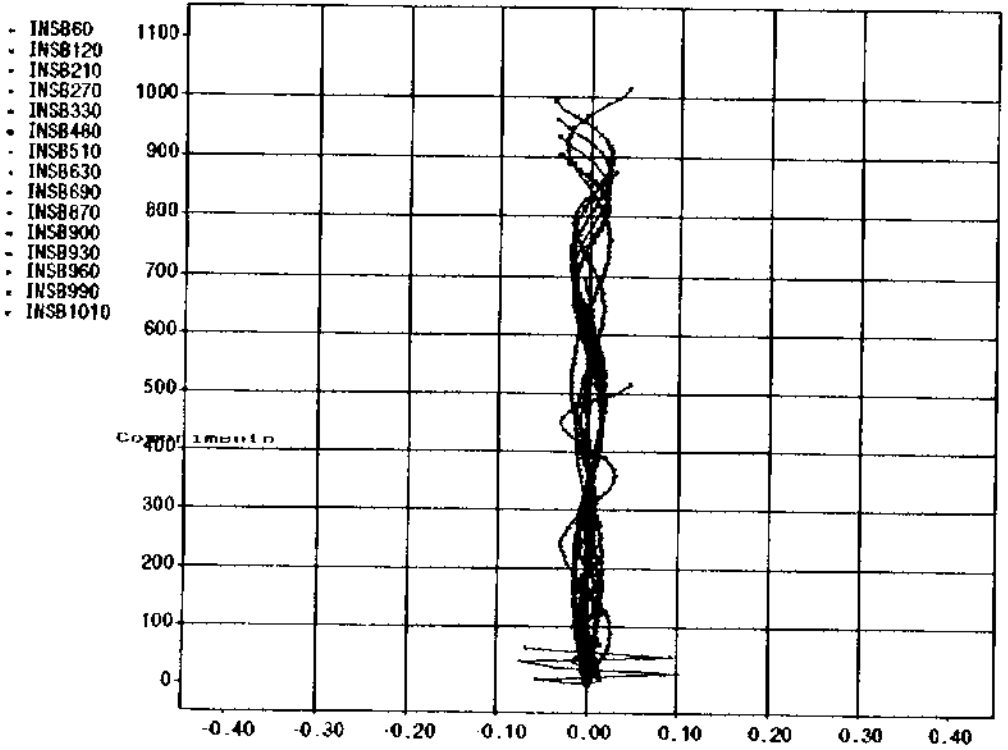
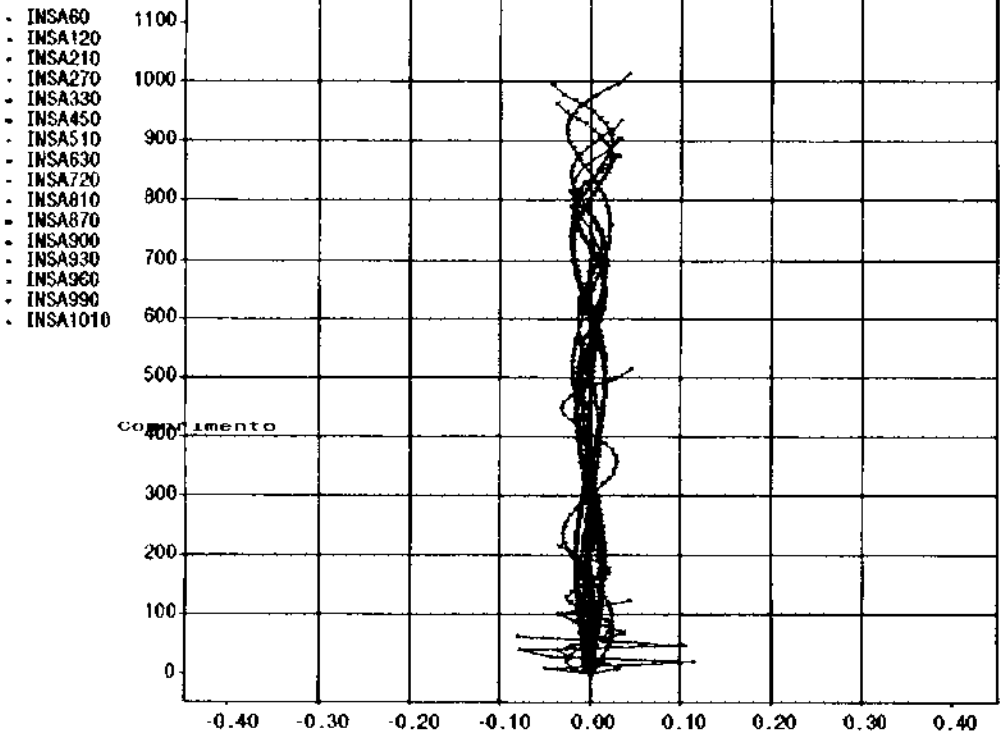
- INPB60
- INPB120
- INPB240
- INPB270
- INPB300
- INPB450
- INPB600
- INPB720
- INPB810
- INPB870
- INPB900
- INPB930
- INPB960
- INPB990
- INPB1010



**Figura 5.8 - 8<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

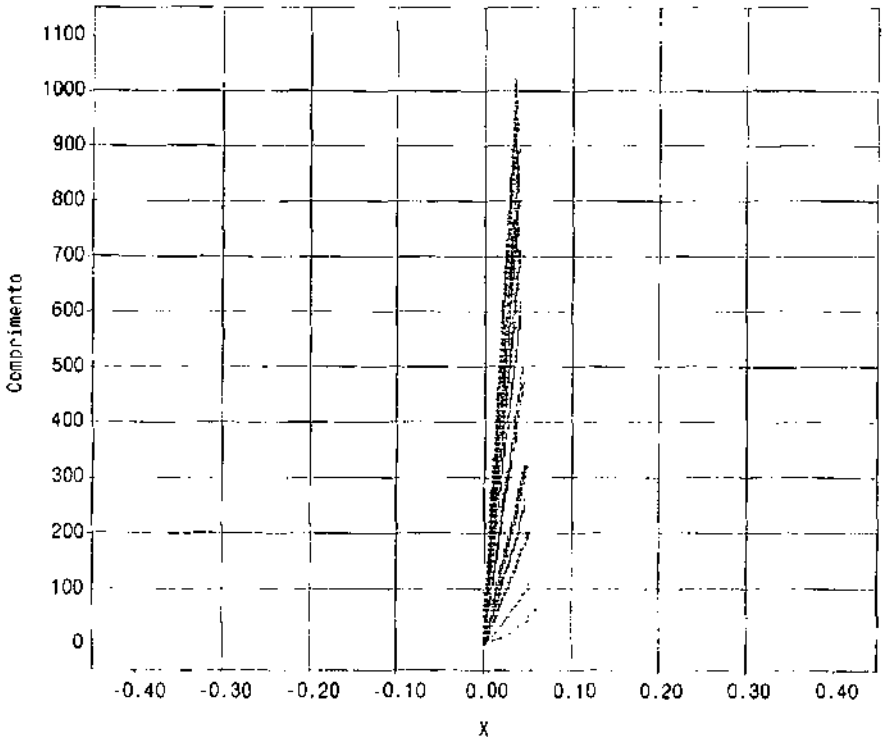


**Figura 5.9 - 9º Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

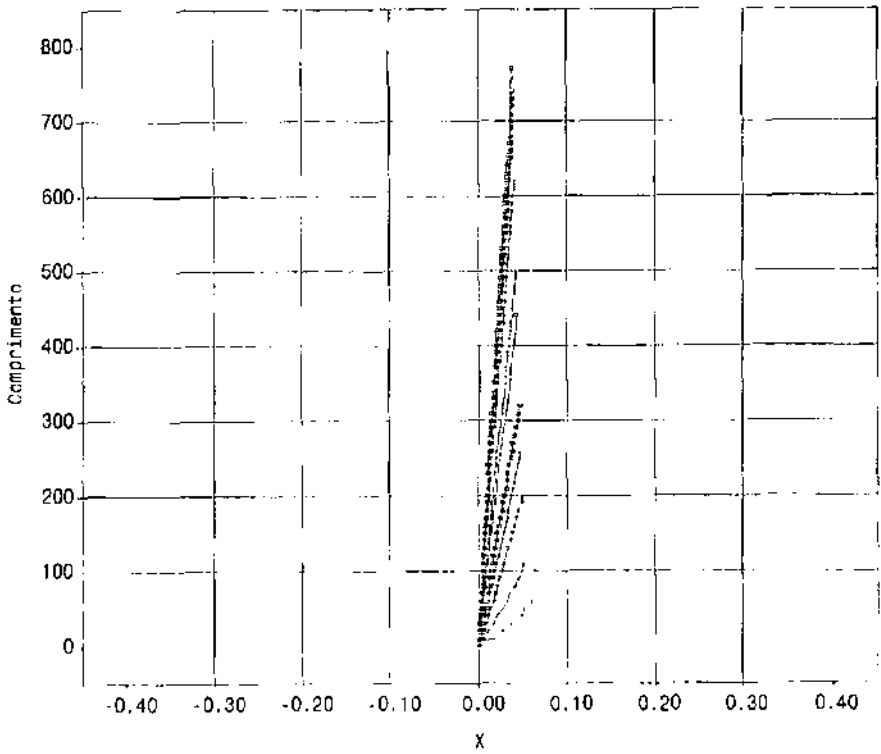


**Figura 5.10 - 10<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Perfuração**

- INCA60
- INCA120
- INCA210
- INCA270
- INCA330
- INCA480
- INCA510
- INCA630
- INCA720
- INCA810
- INCA870
- INCA900
- INCA960
- INCA990
- INCA1030



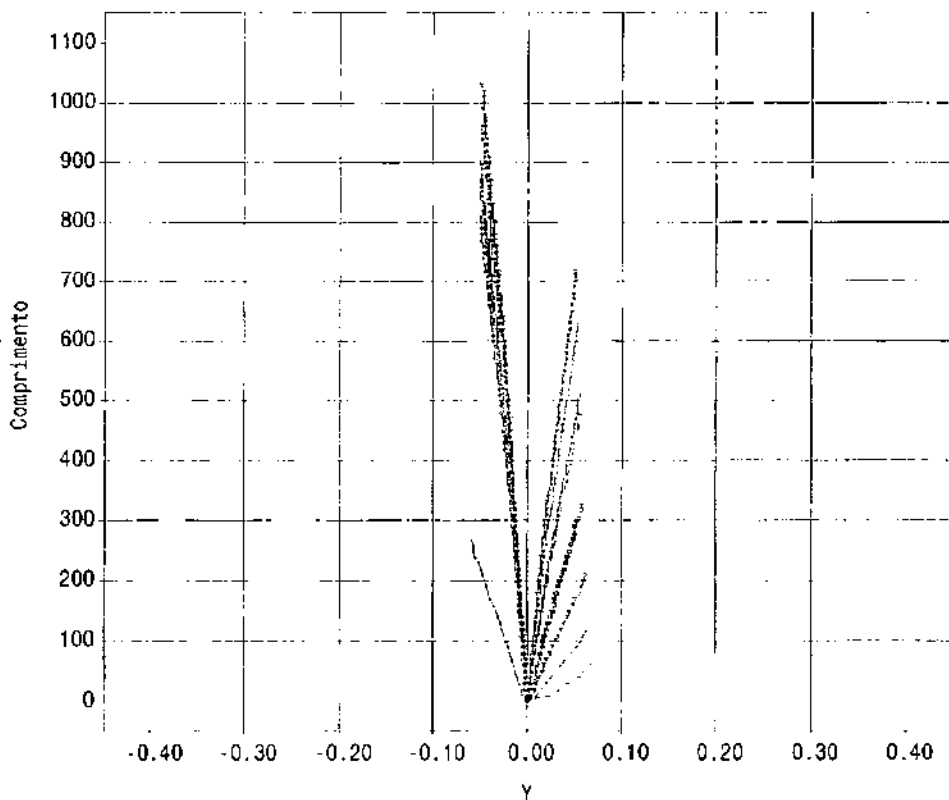
- INCB60
- INCB120
- INCB210
- INCB270
- INCB330
- INCB450
- INCB510
- INCB630
- INCB690
- INCB720
- INCB750
- INCB780



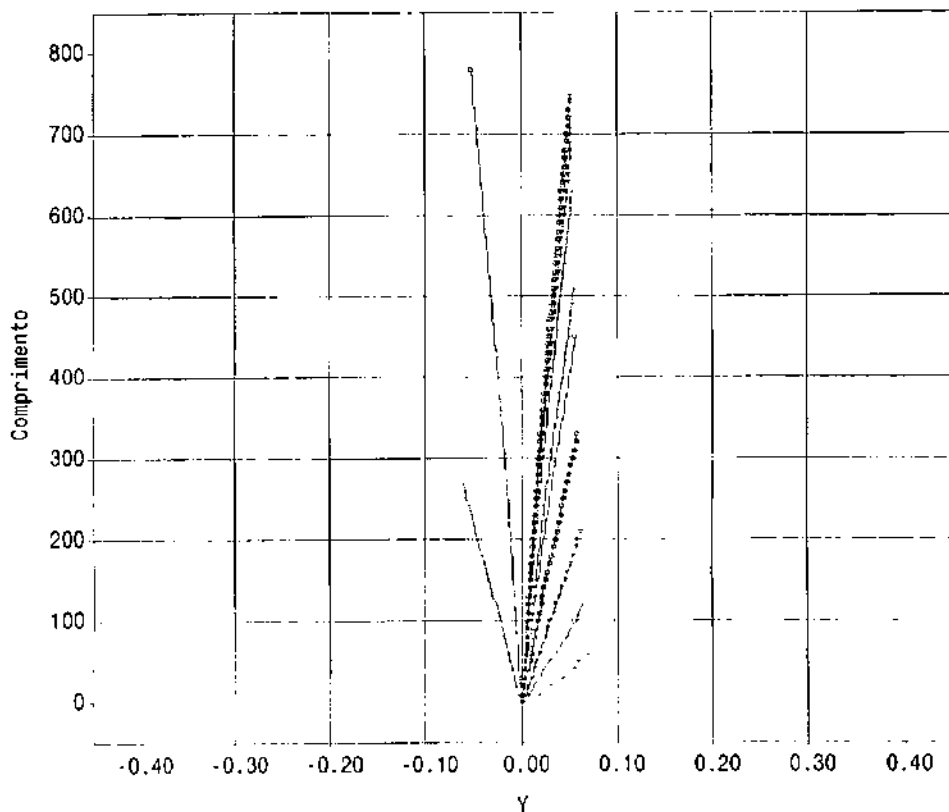
**Figura 5.11 - 1º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



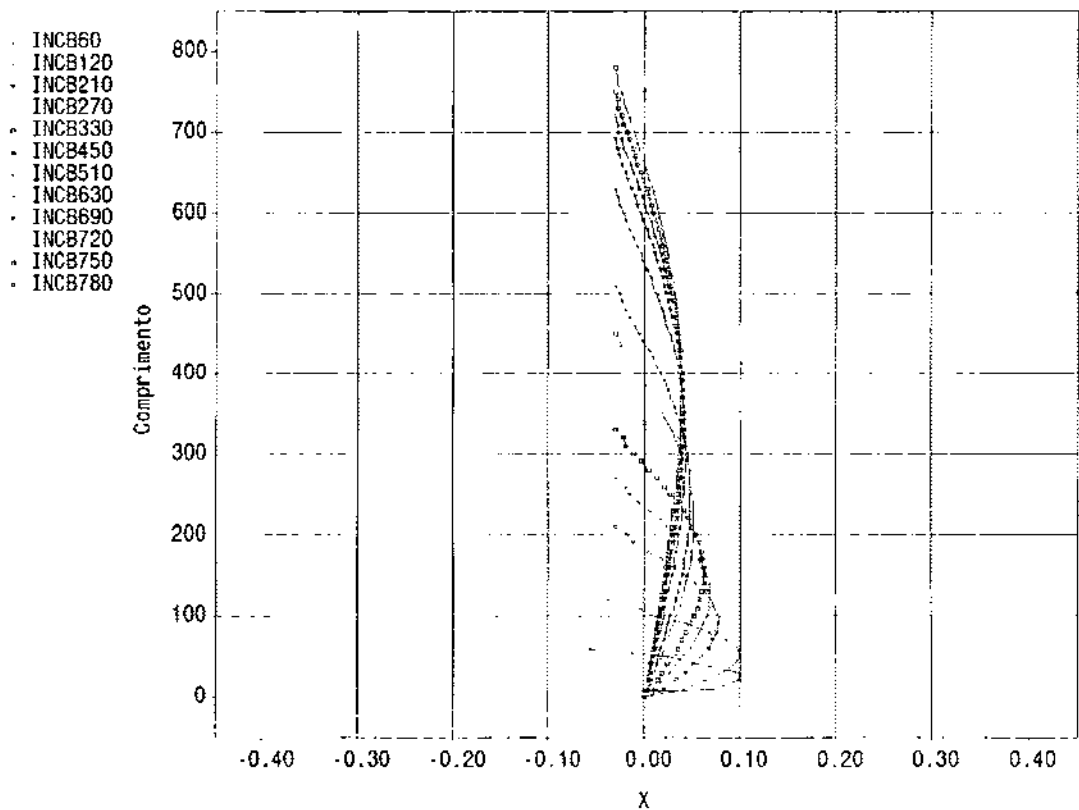
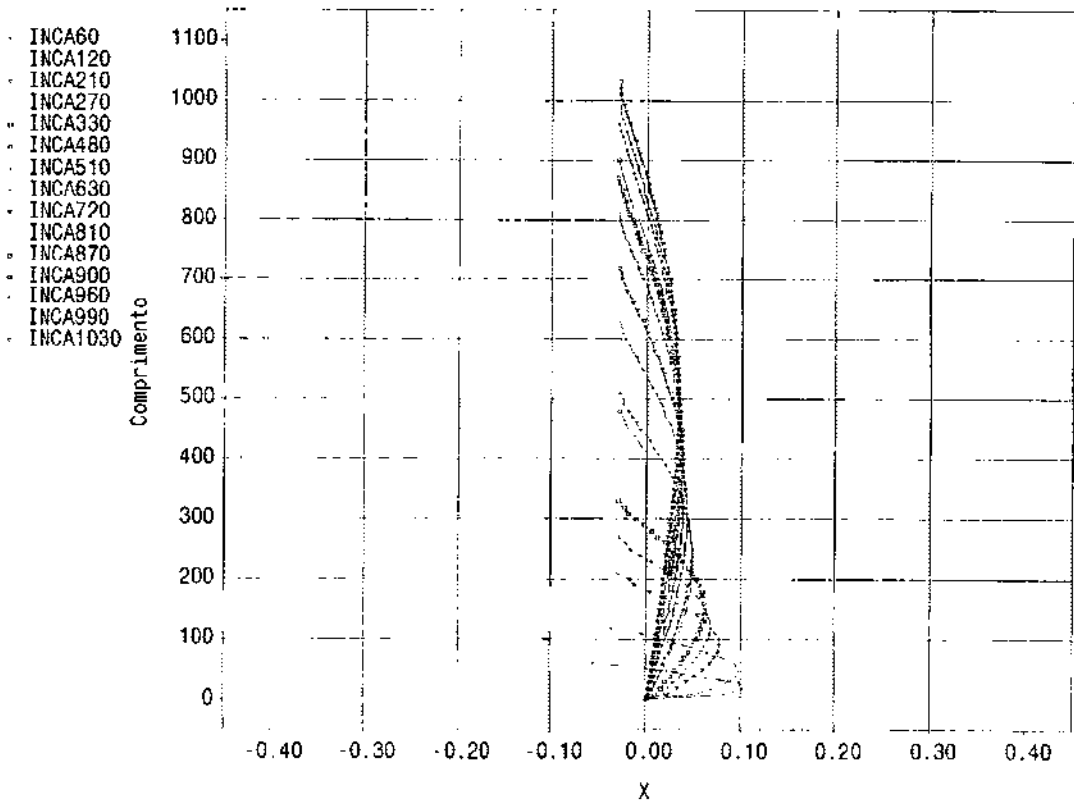
- INCA60
- INCA120
- INCA210
- INCA270
- INCA330
- INCA480
- INCA510
- INCA630
- INCA720
- INCA810
- INCA870
- INCA900
- INCA960
- INCA990
- INCA1030



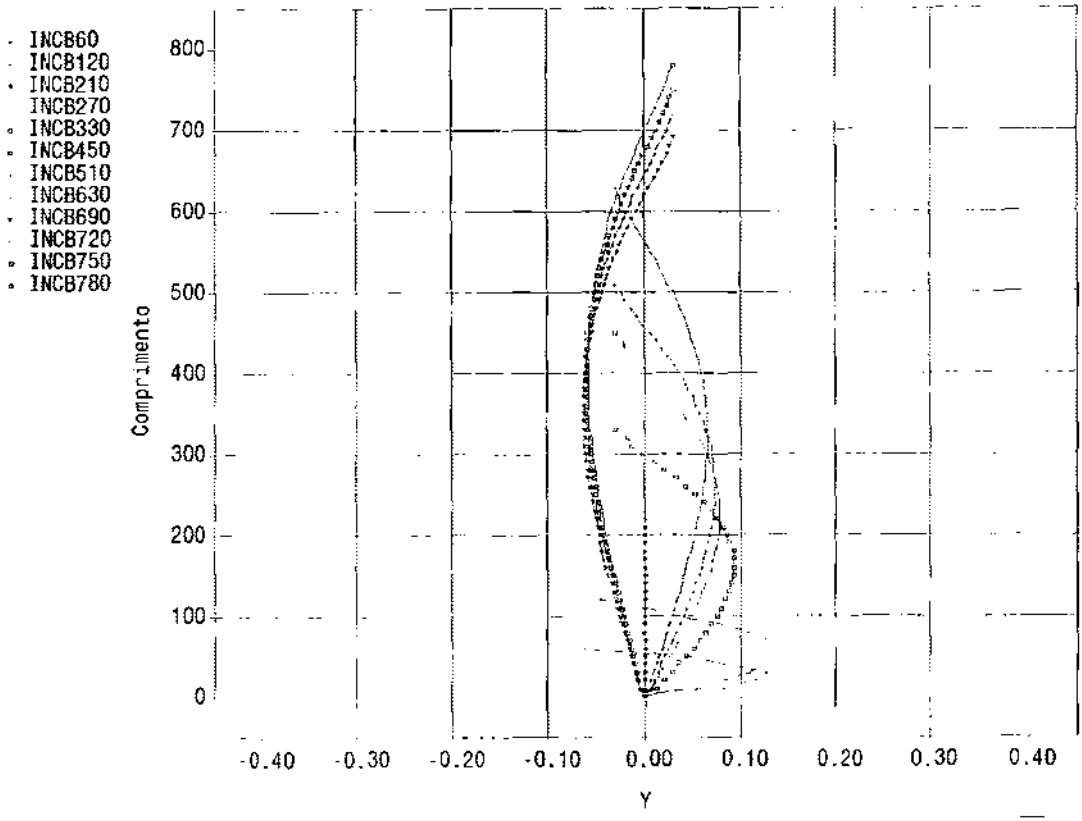
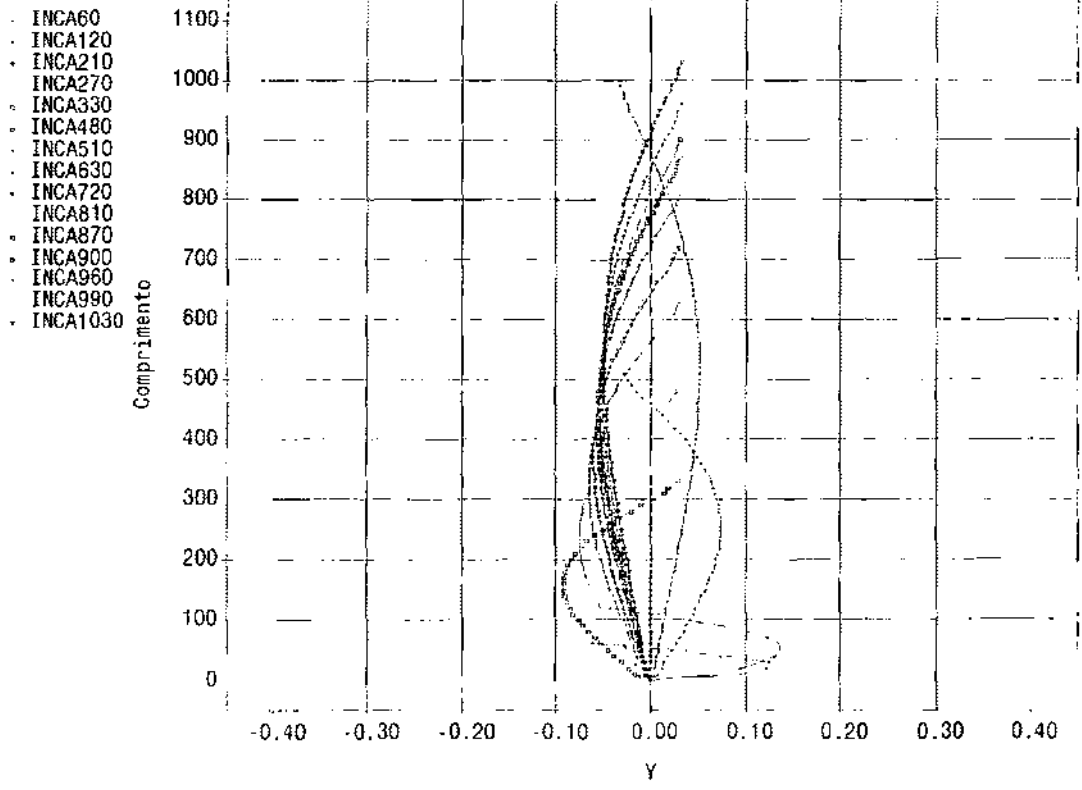
- INCB60
- INCB120
- INCB210
- INCB270
- INCB330
- INCB450
- INCB510
- INCB630
- INCB690
- INCB720
- INCB750
- INCB780



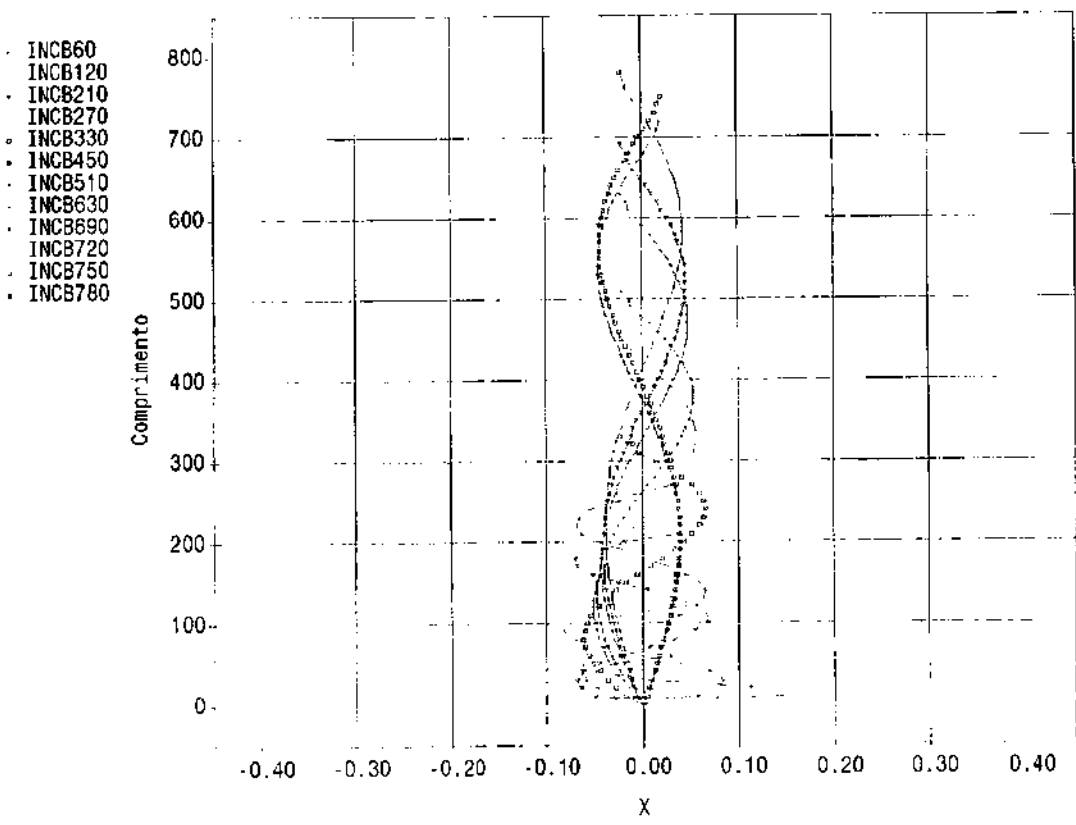
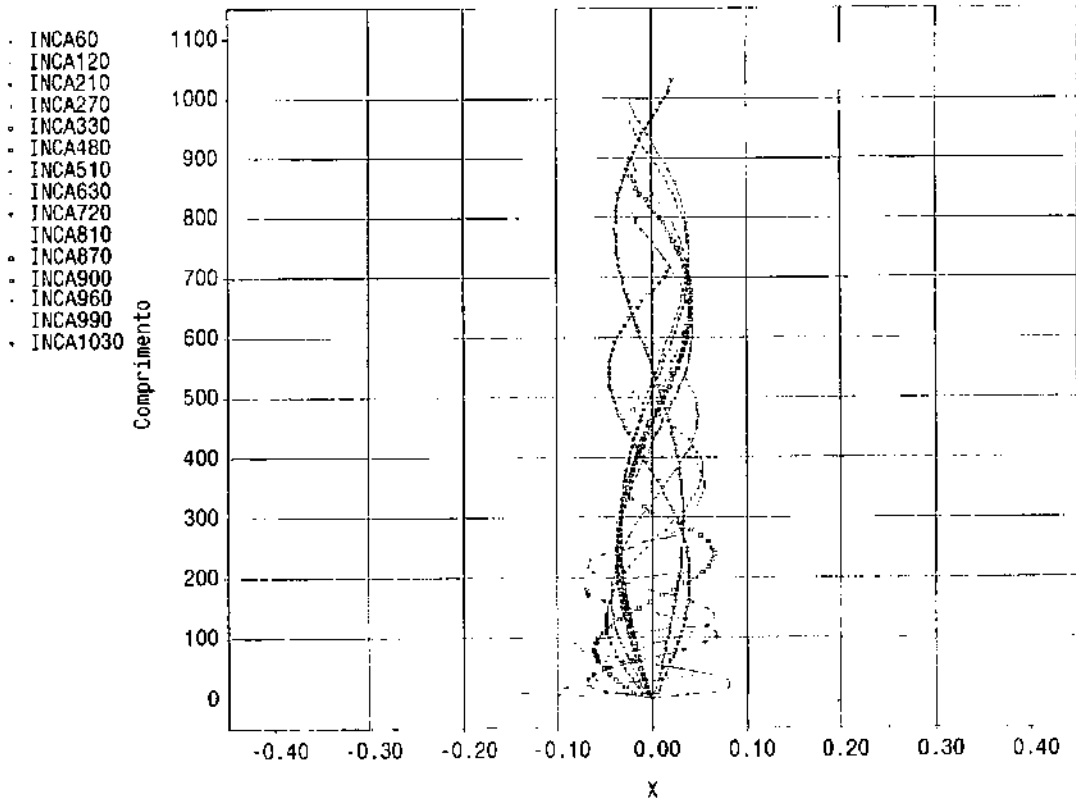
**Figura 5.12 - 2º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



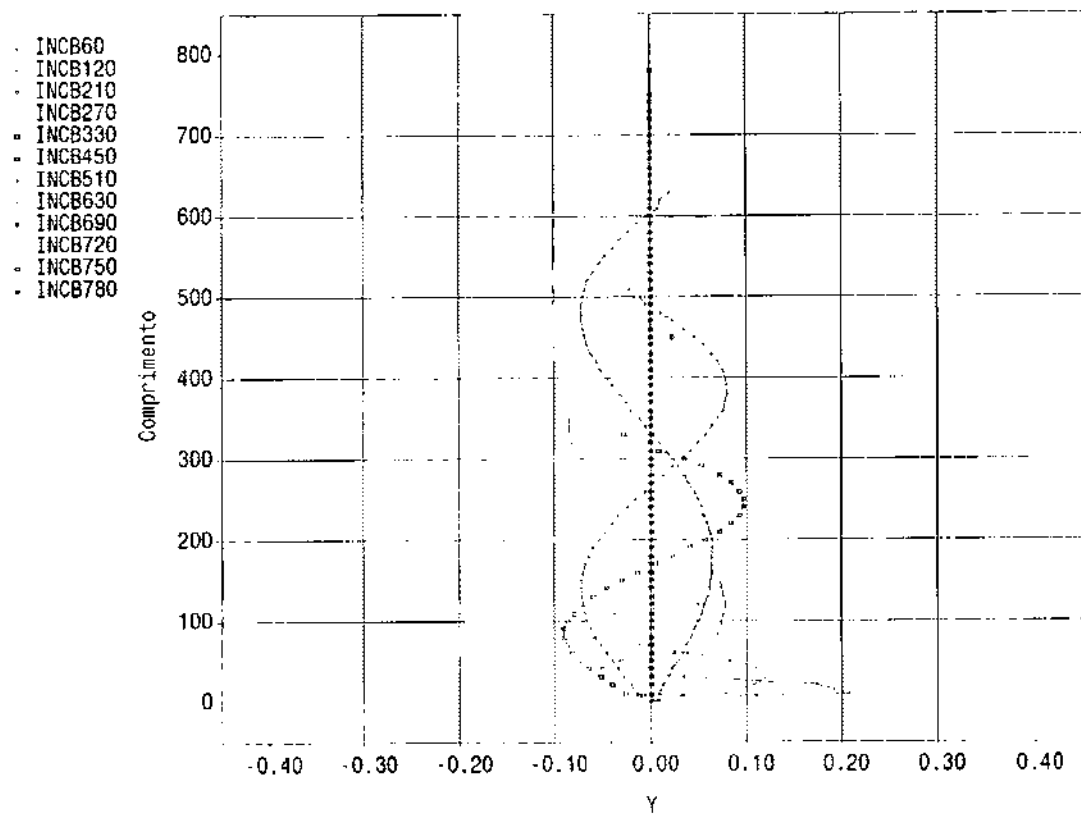
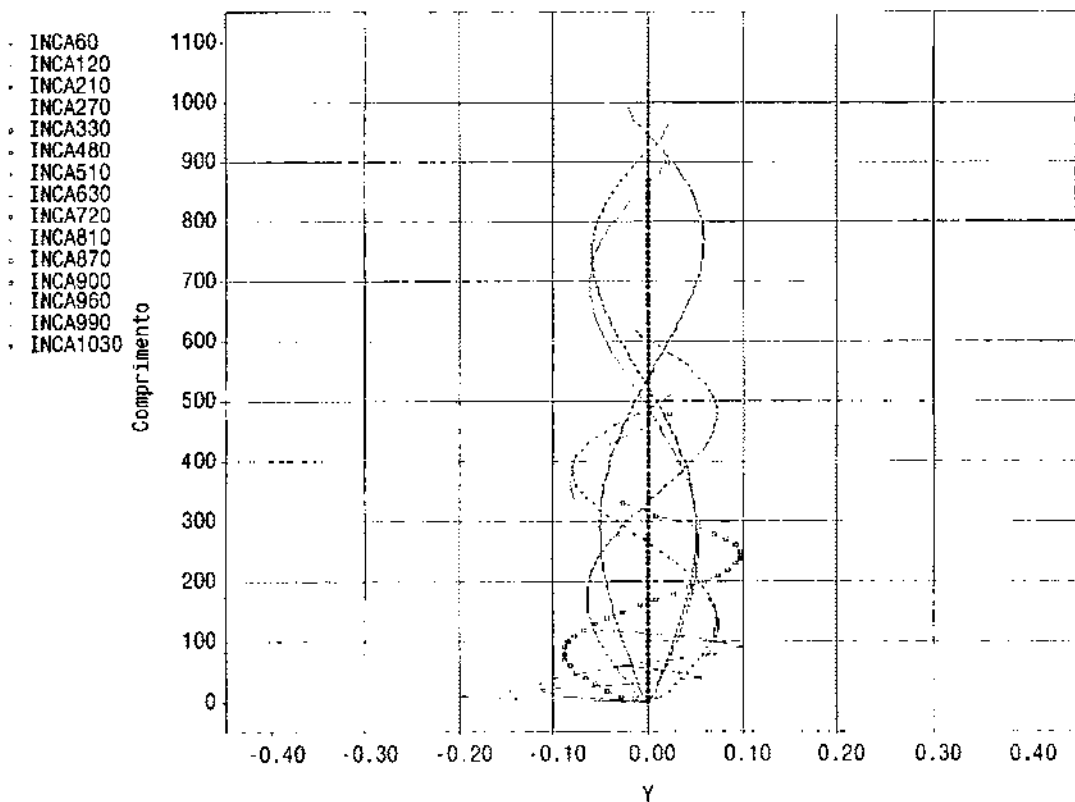
**Figura 5.13 - 3<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



**Figura 5.14 - 4º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



**Figura 5.15 - 5º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



**Figura 5.16 - 6º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**

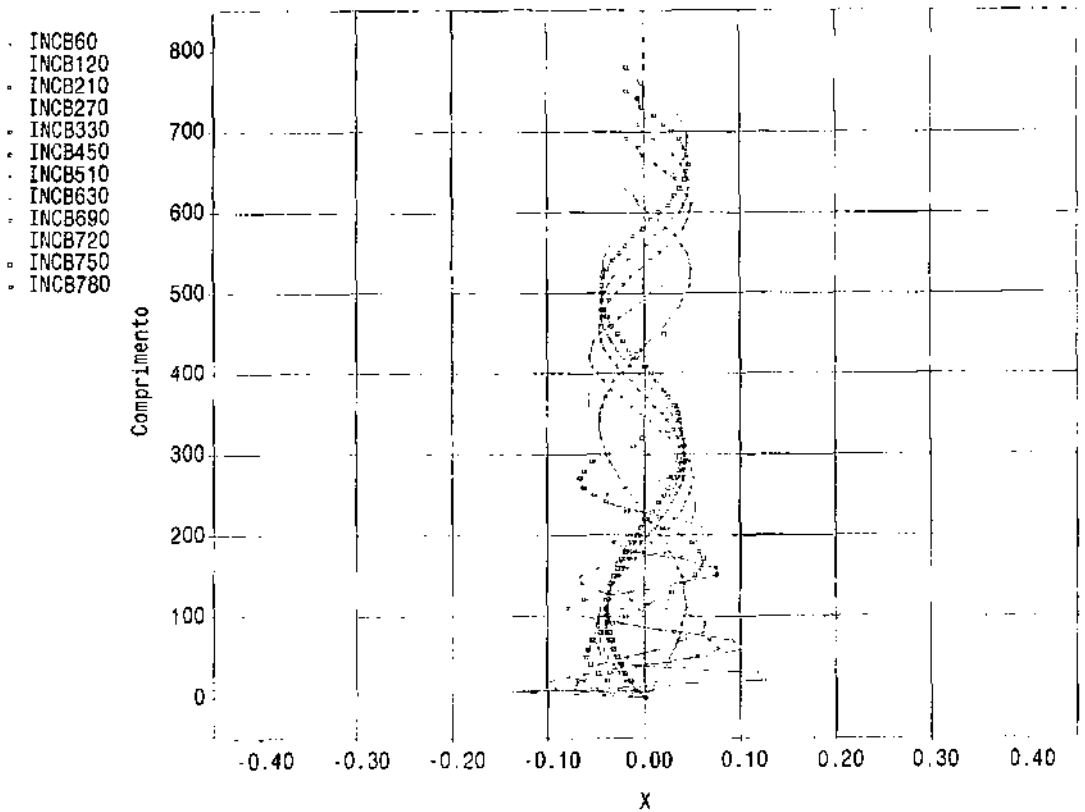
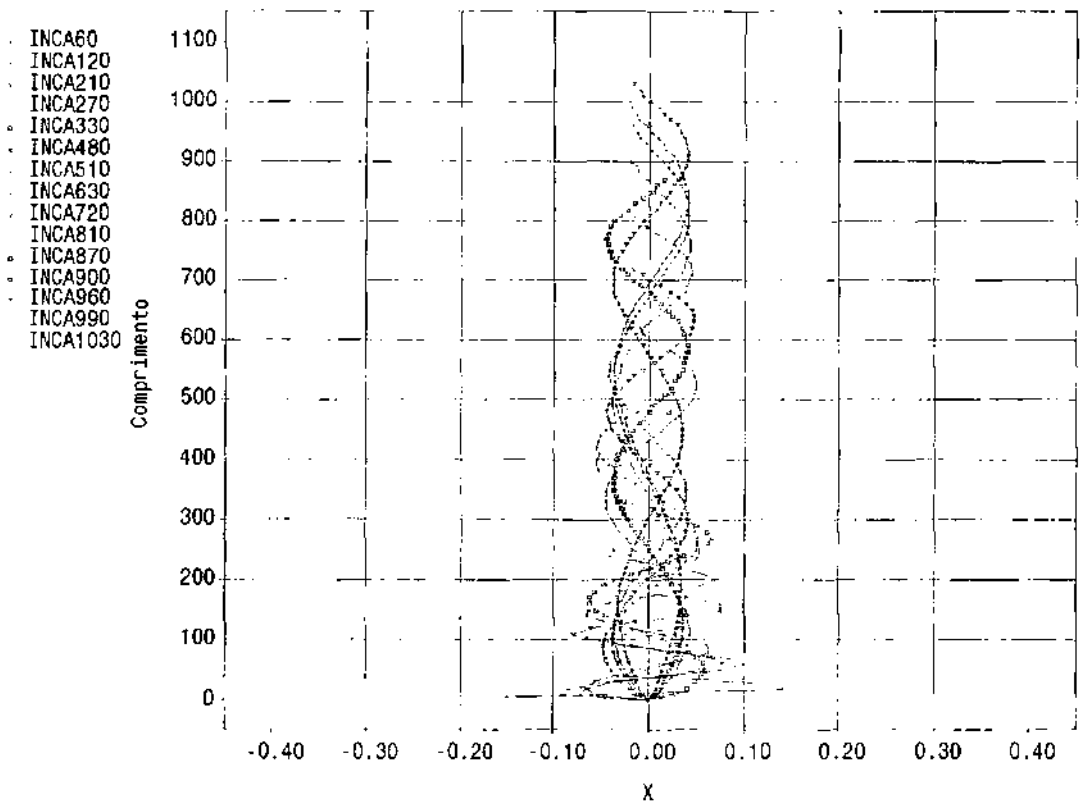


Figura 5.17 - 7º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação

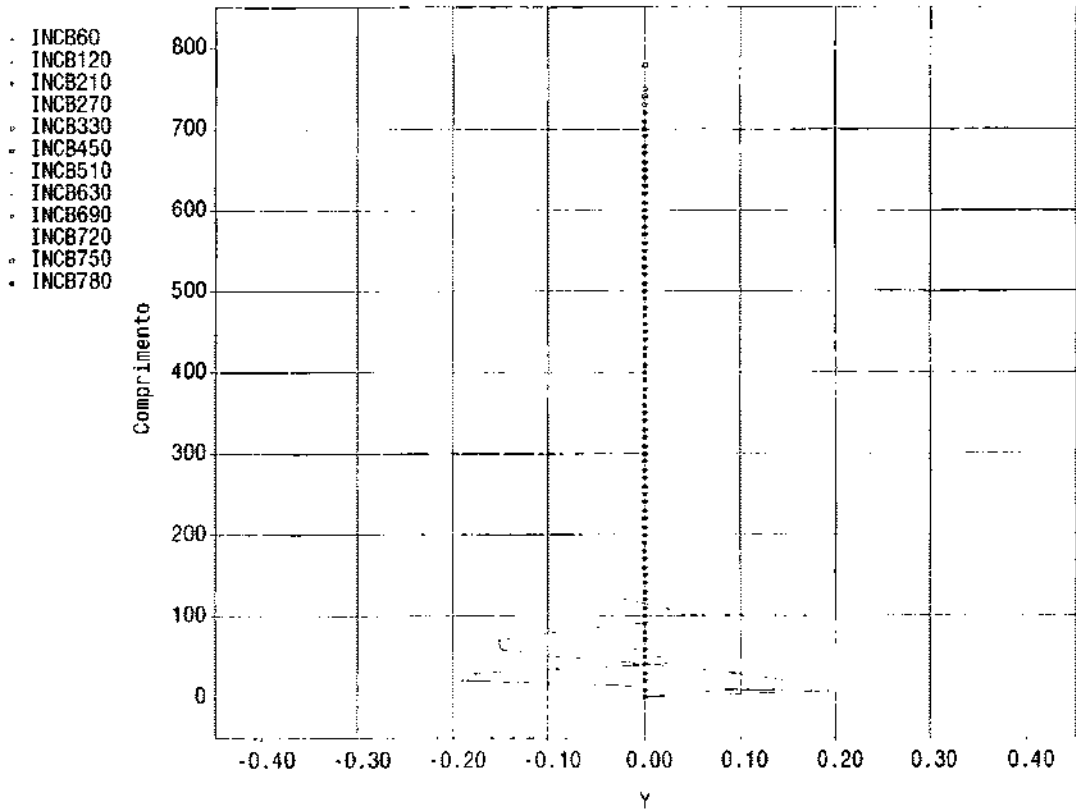
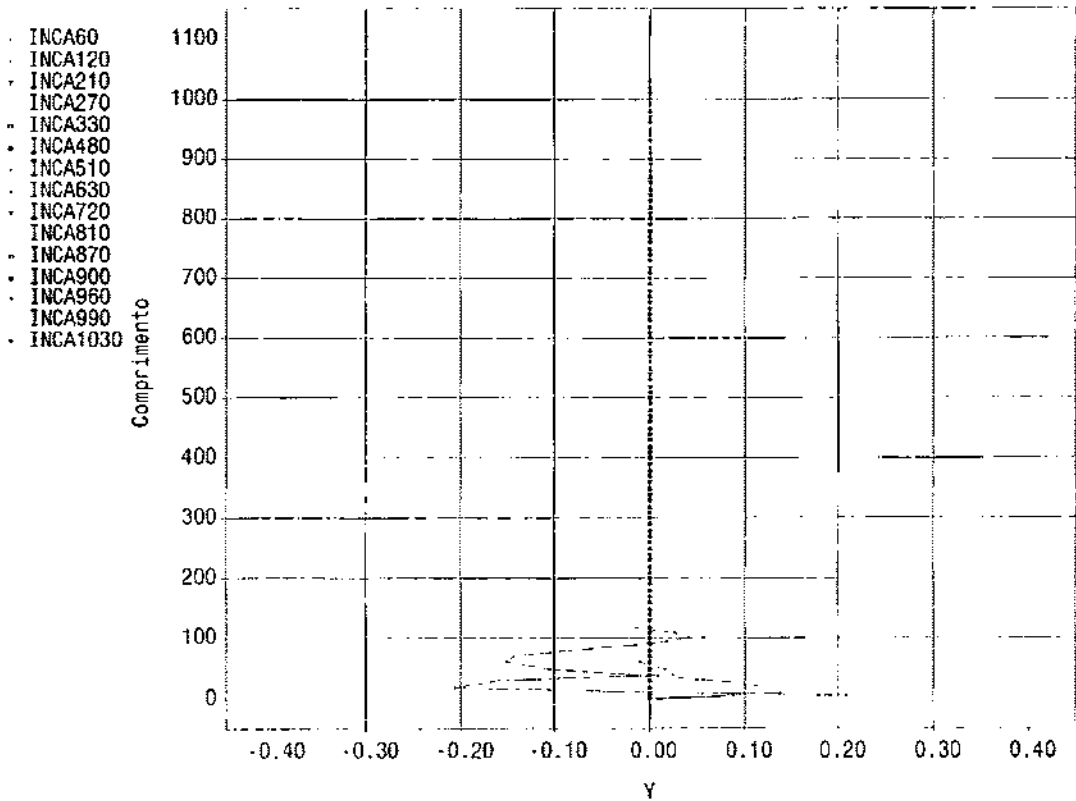
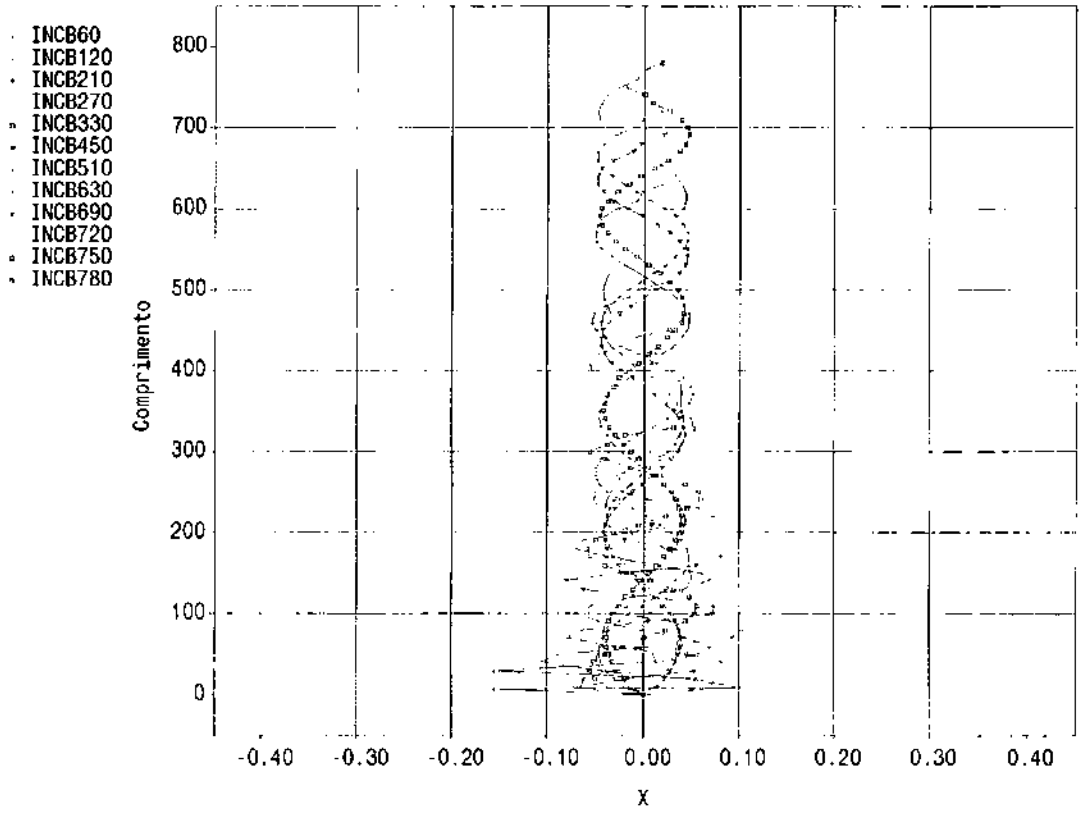
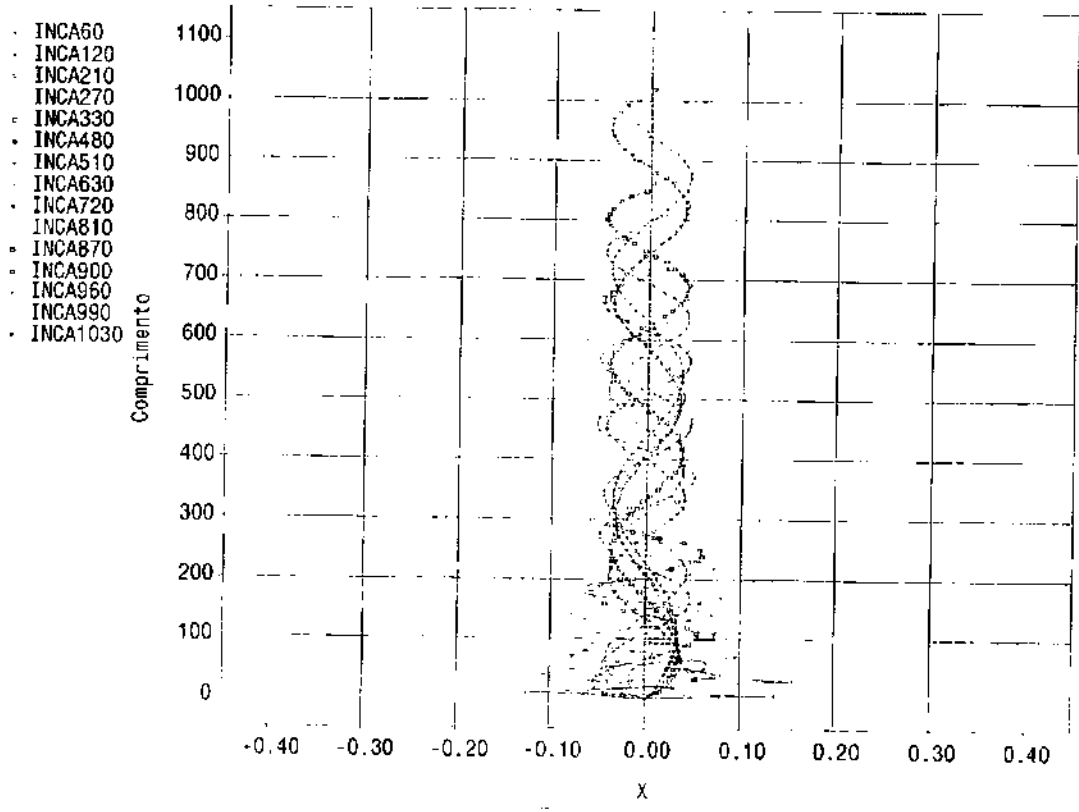


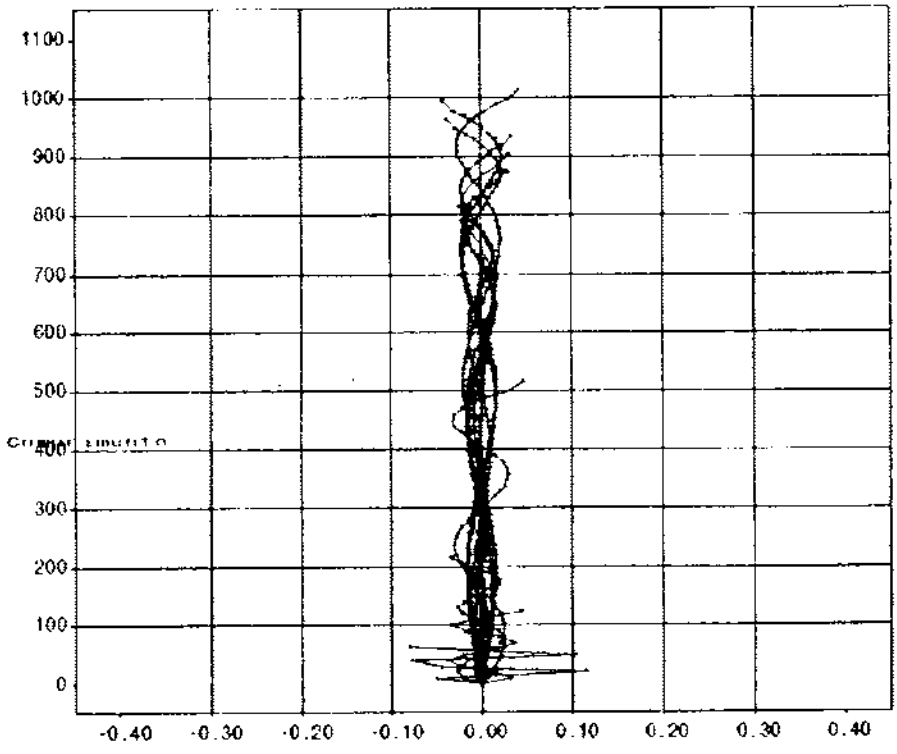
Figura 5.18 - 8<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação



**Figura 5.19 - 9º Modo de Vibração - Instalação Riser de Completação**



- INSA60
- INSA120
- INSA210
- INSA270
- INSA330
- INSA450
- INSA510
- INSA630
- INSA720
- INSA810
- INSA870
- INSA900
- INSA930
- INSA960
- INSA990
- INSA1010



- INSB60
- INSB120
- INSB210
- INSB270
- INSB330
- INSB480
- INSB510
- INSB630
- INSB690
- INSB870
- INSB900
- INSB930
- INSB960
- INSB990
- INSB1010

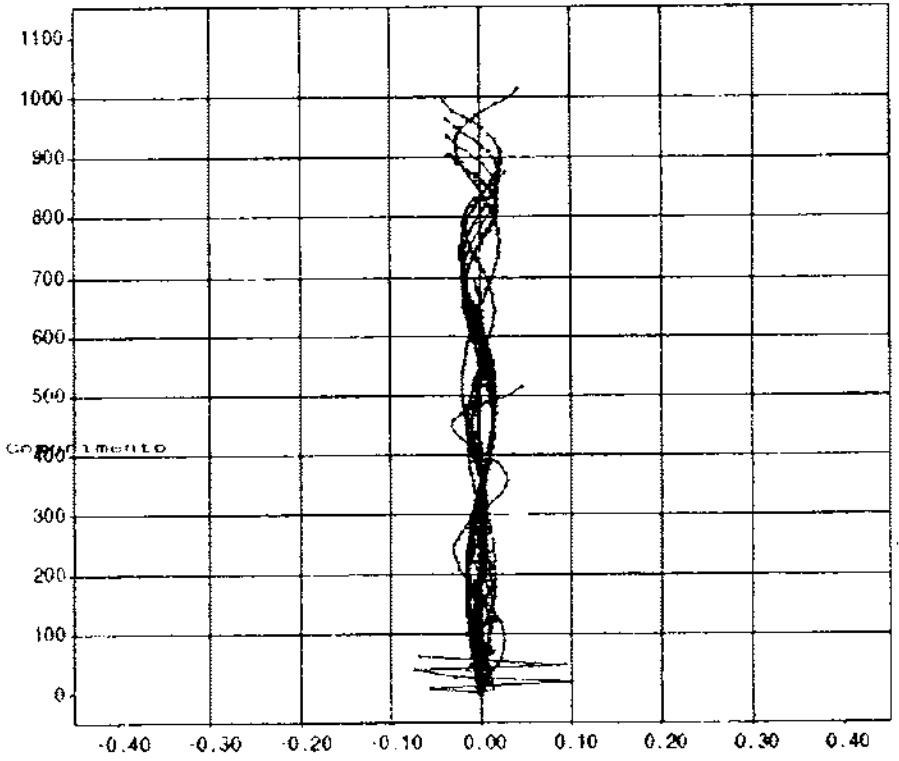
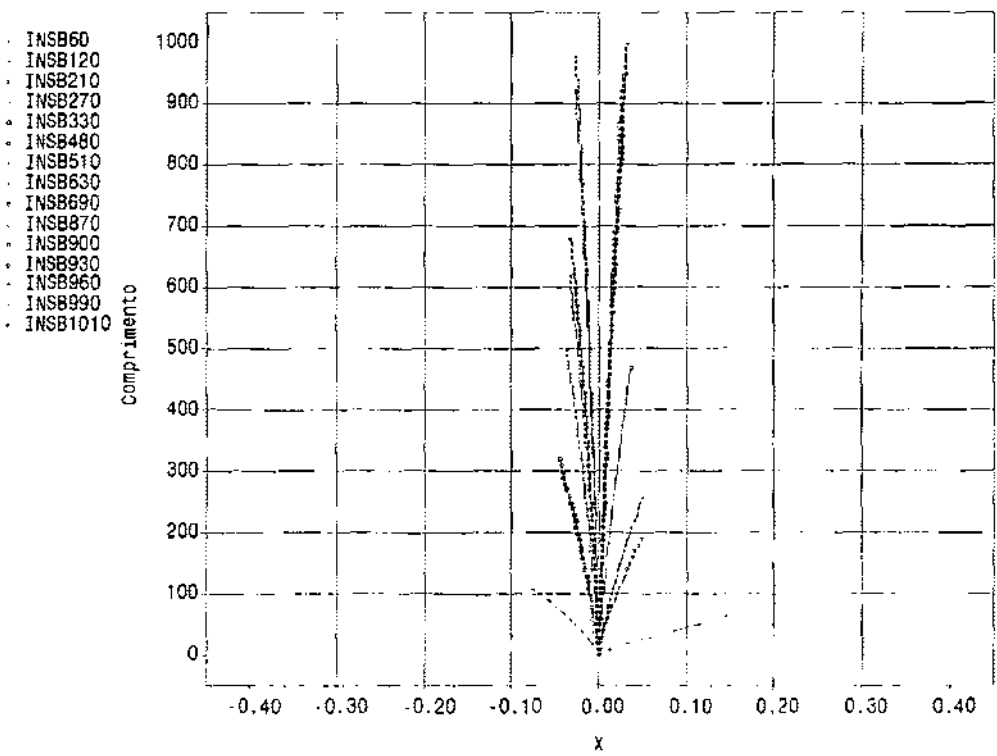
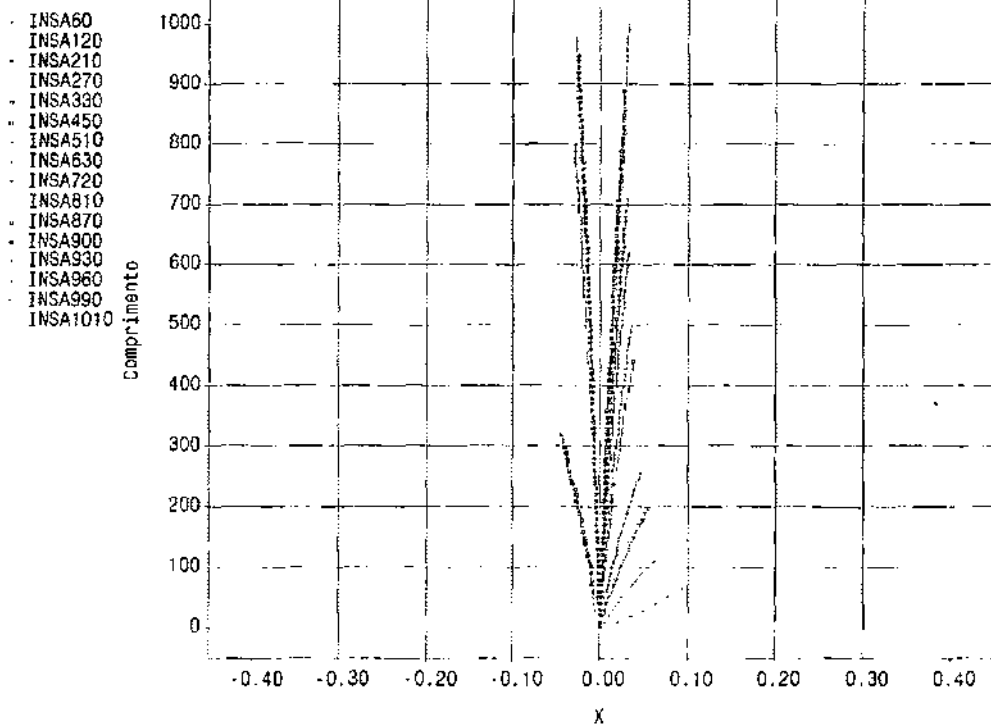
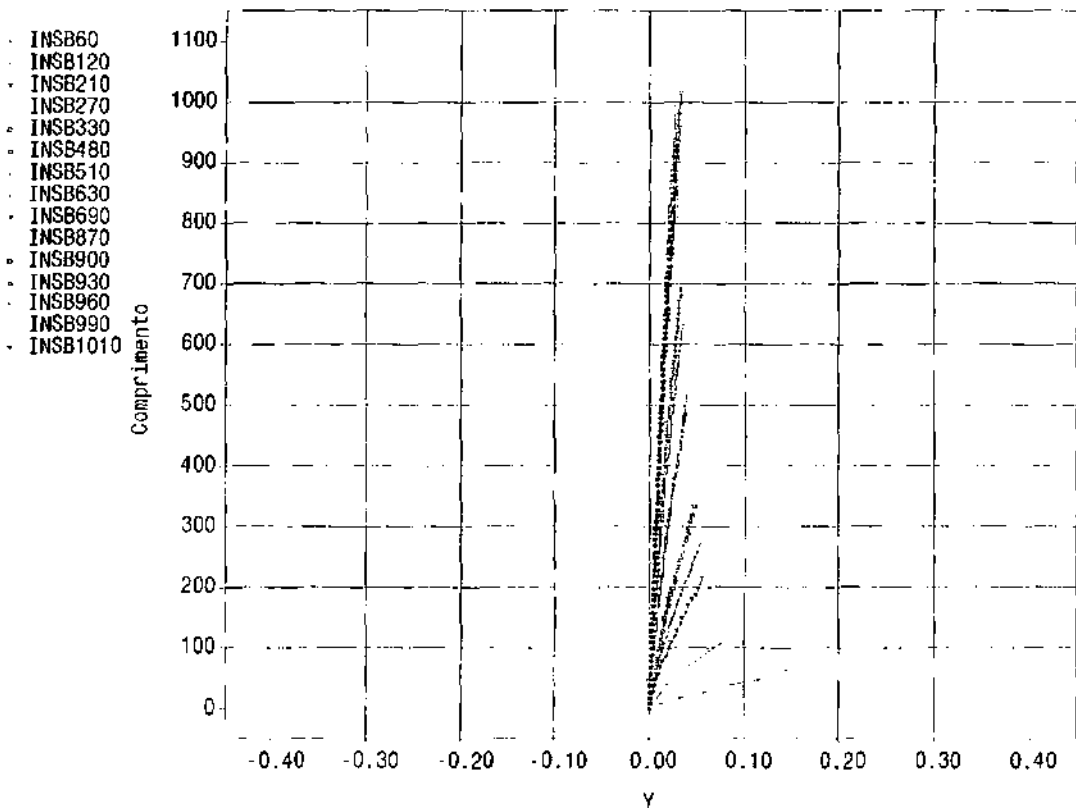
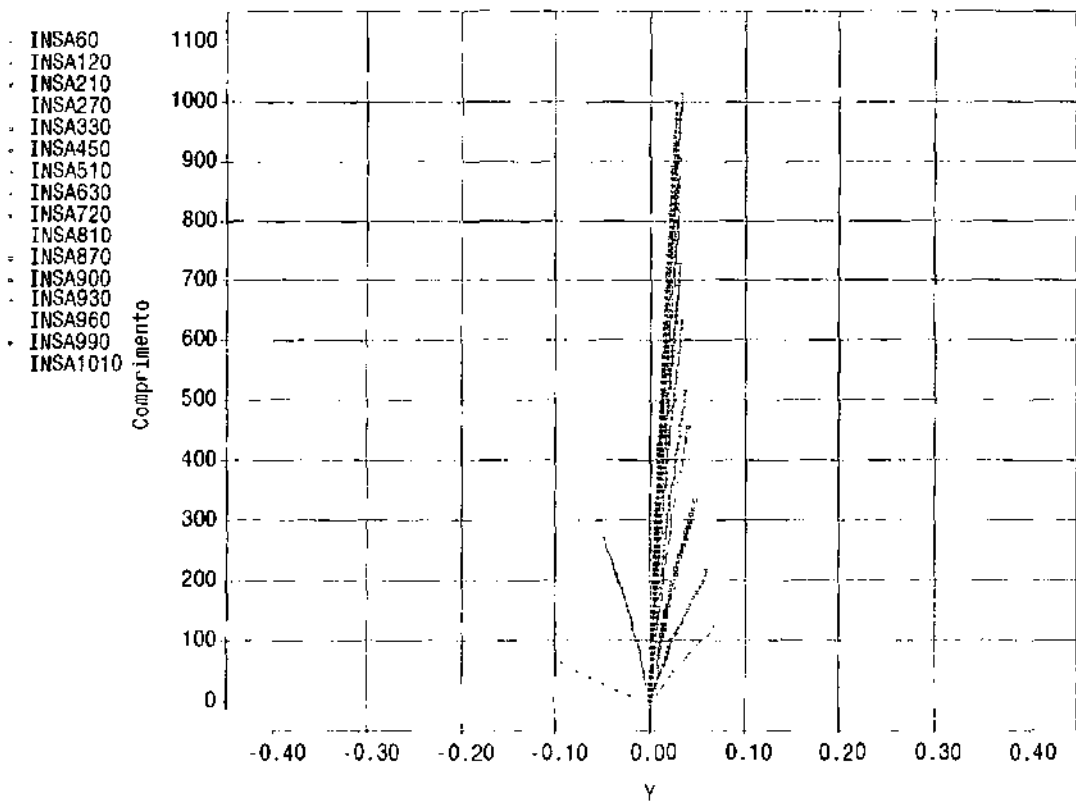


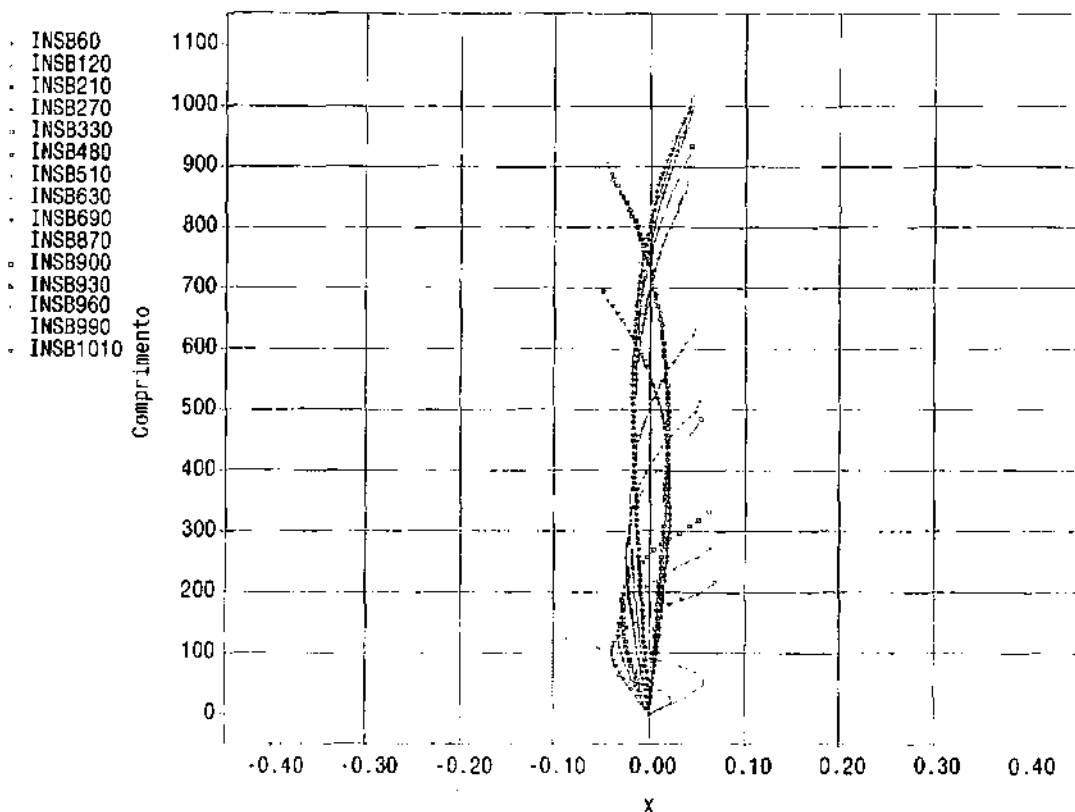
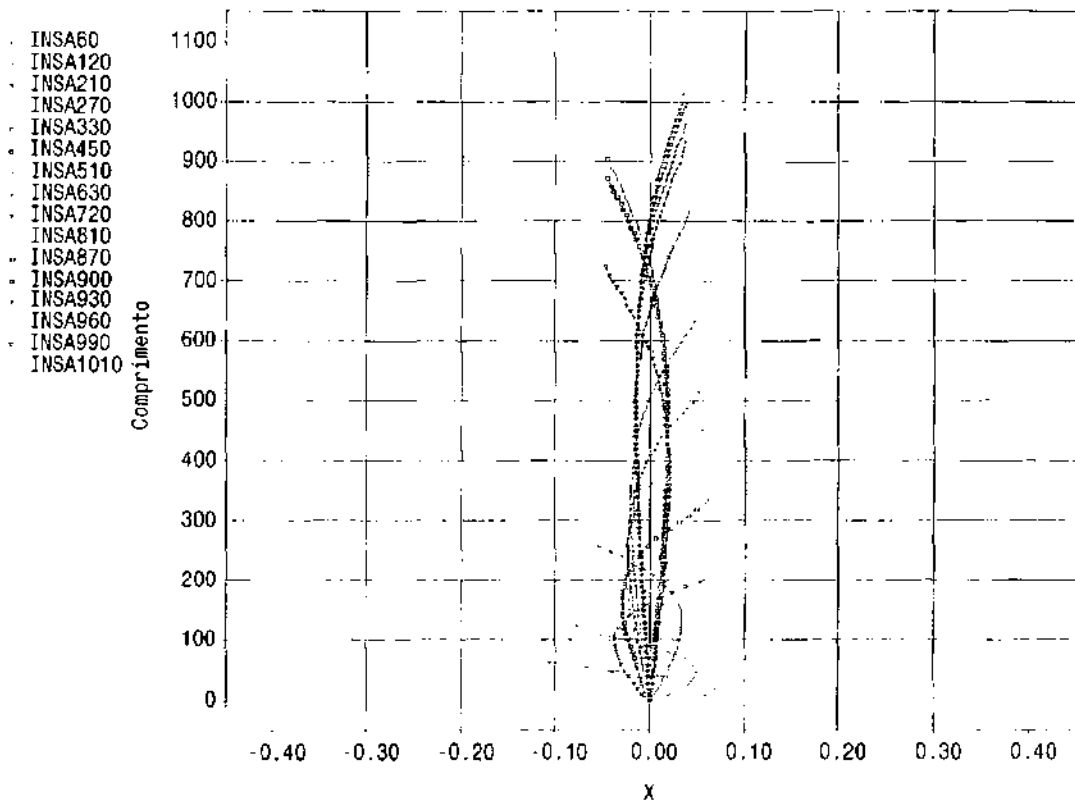
Figura 5.20 - 10° Modo de Vibração - Instalação Riser de Complementação



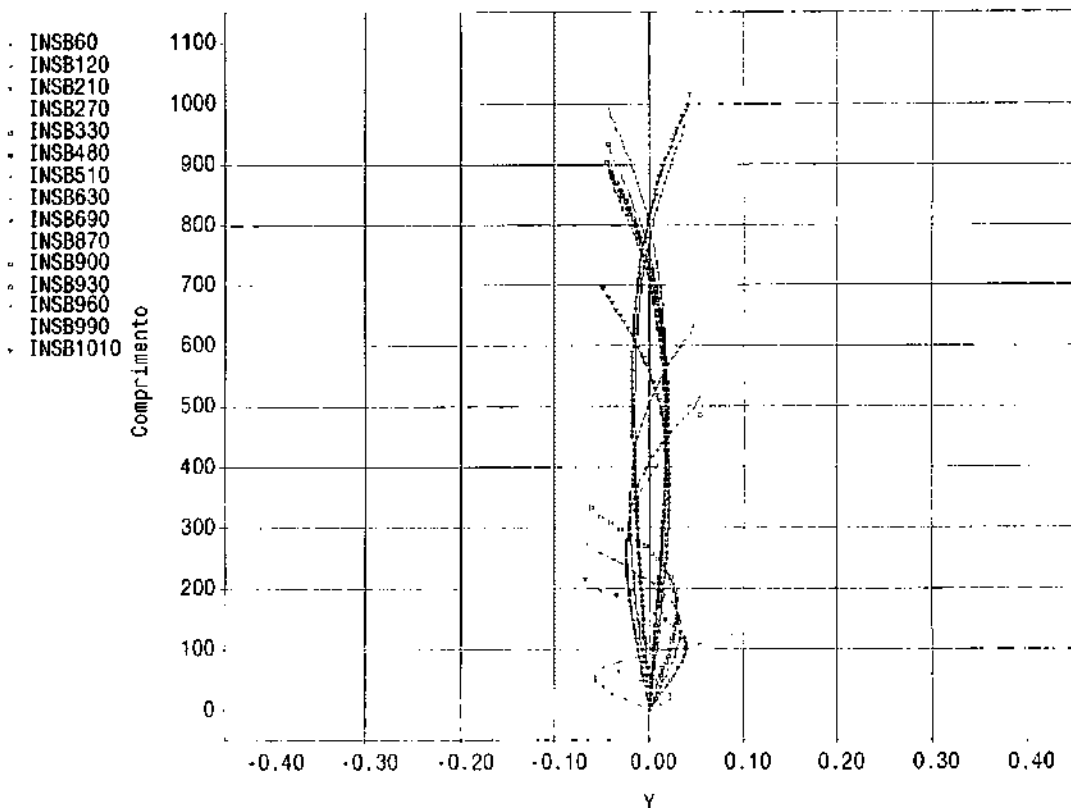
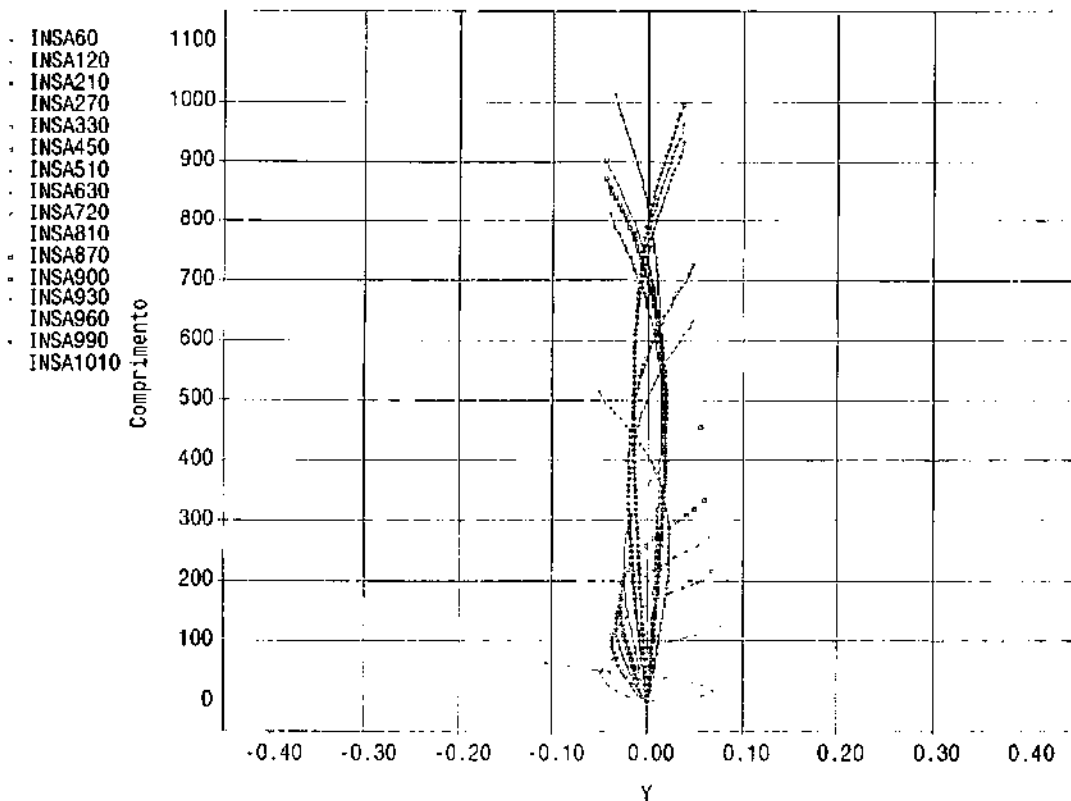
**Figura 5.21 - 1<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**



**Figura 5.22 - 2º Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**

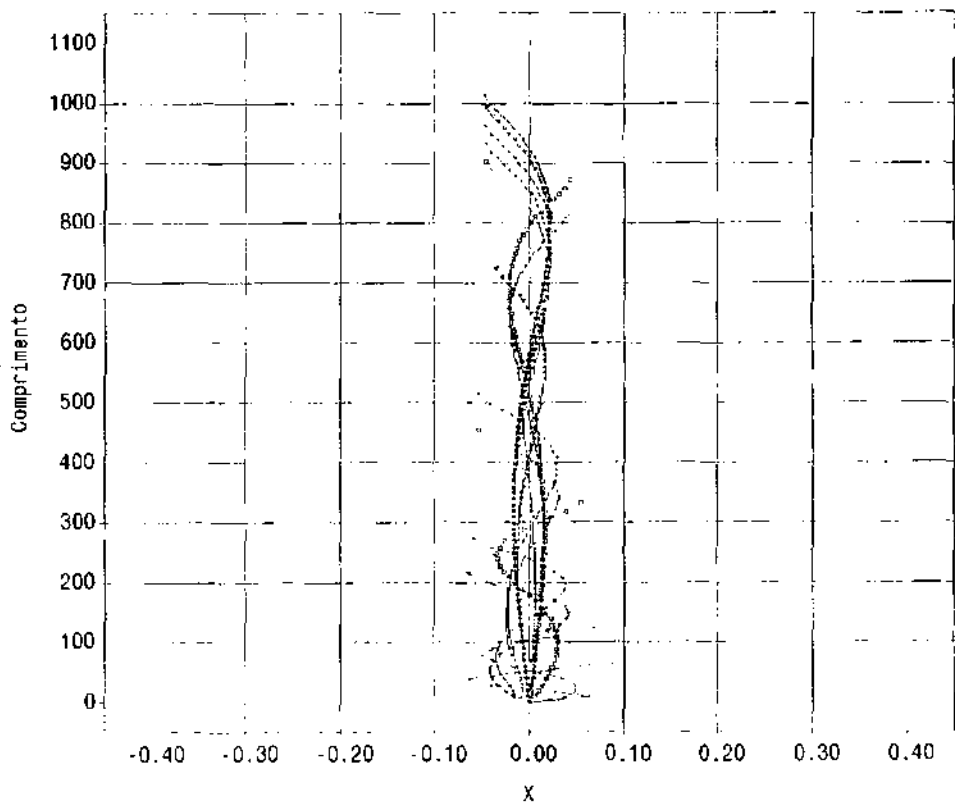


**Figura 5.23 - 3<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**

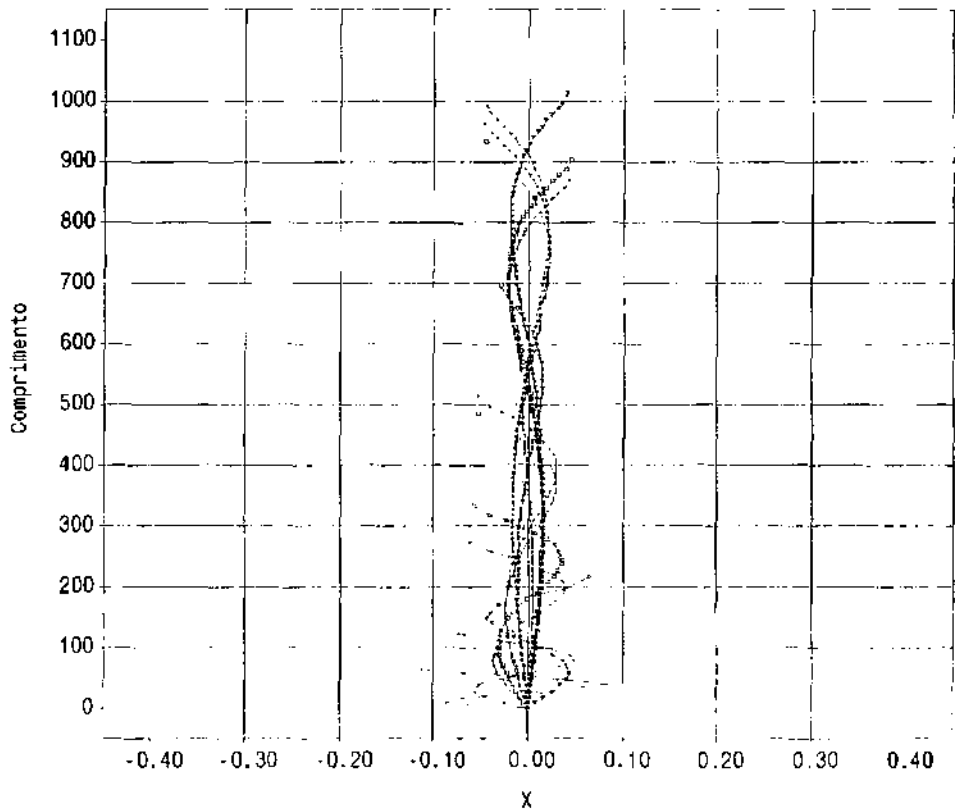


**Figura 5.24 - 4º Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**

- INSA60
- INSA120
- INSA210
- INSA270
- INSA330
- INSA450
- INSA510
- INSA630
- INSA720
- INSA810
- INSA870
- INSA900
- INSA930
- INSA960
- INSA990
- INSA1010



- INSB60
- INSB120
- INSB210
- INSB270
- INSB330
- INSB480
- INSB510
- INSB630
- INSB690
- INSB870
- INSB900
- INSB930
- INSB960
- INSB990
- INSB1010



**Figura 5.25 - 5<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**

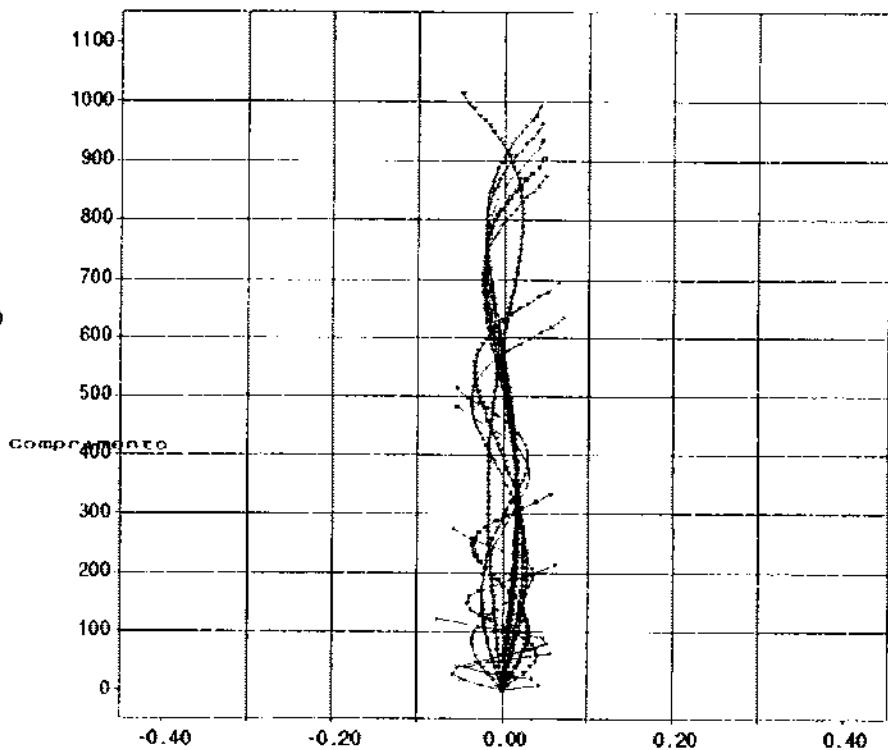
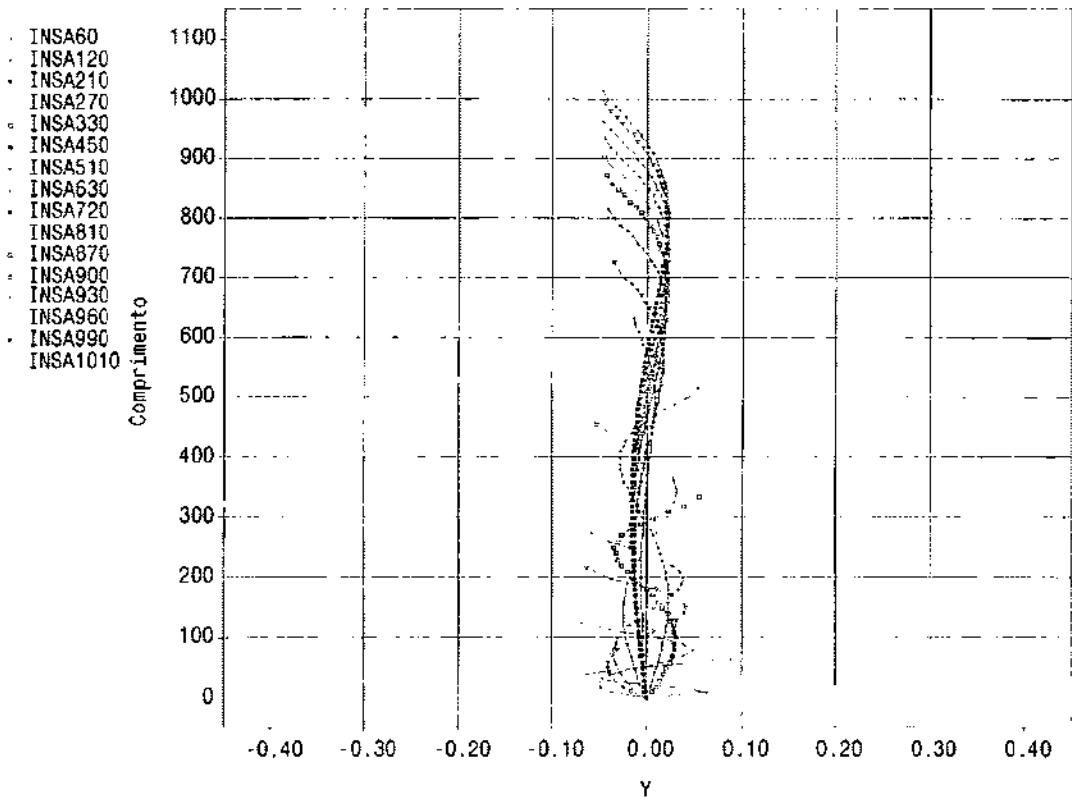
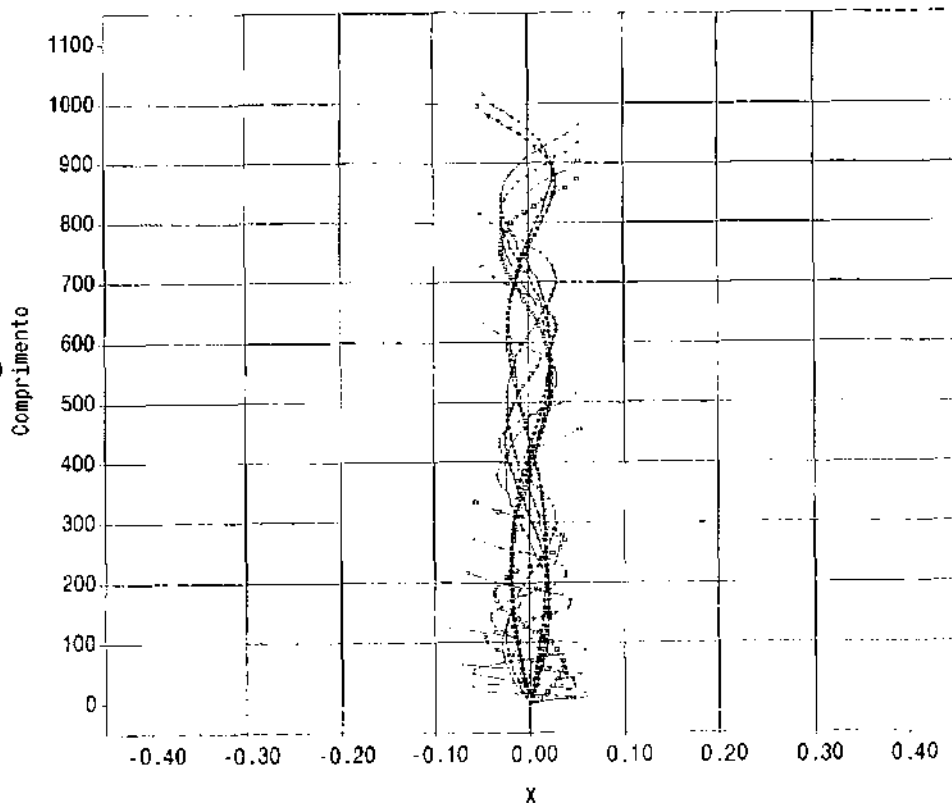
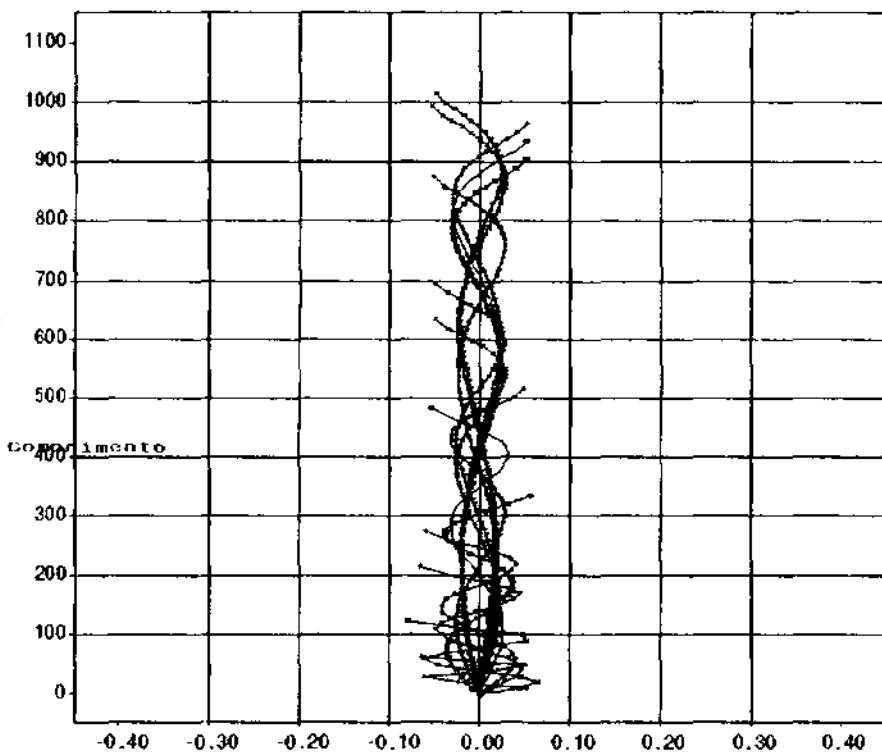


Figura 5.26 - 6<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção

- INSA60
- INSA120
- INSA210
- INSA270
- INSA330
- INSA450
- INSA510
- INSA630
- INSA720
- INSA810
- INSA870
- INSA900
- INSA930
- INSA960
- INSA990
- INSA1010

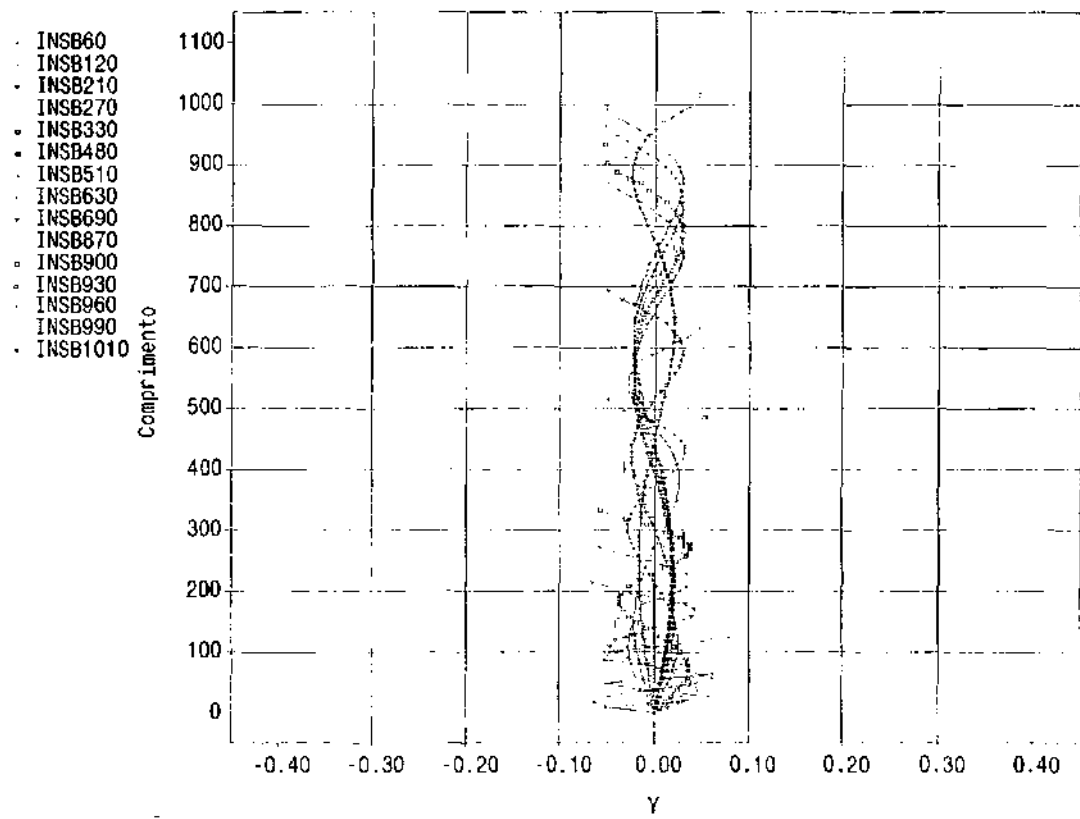
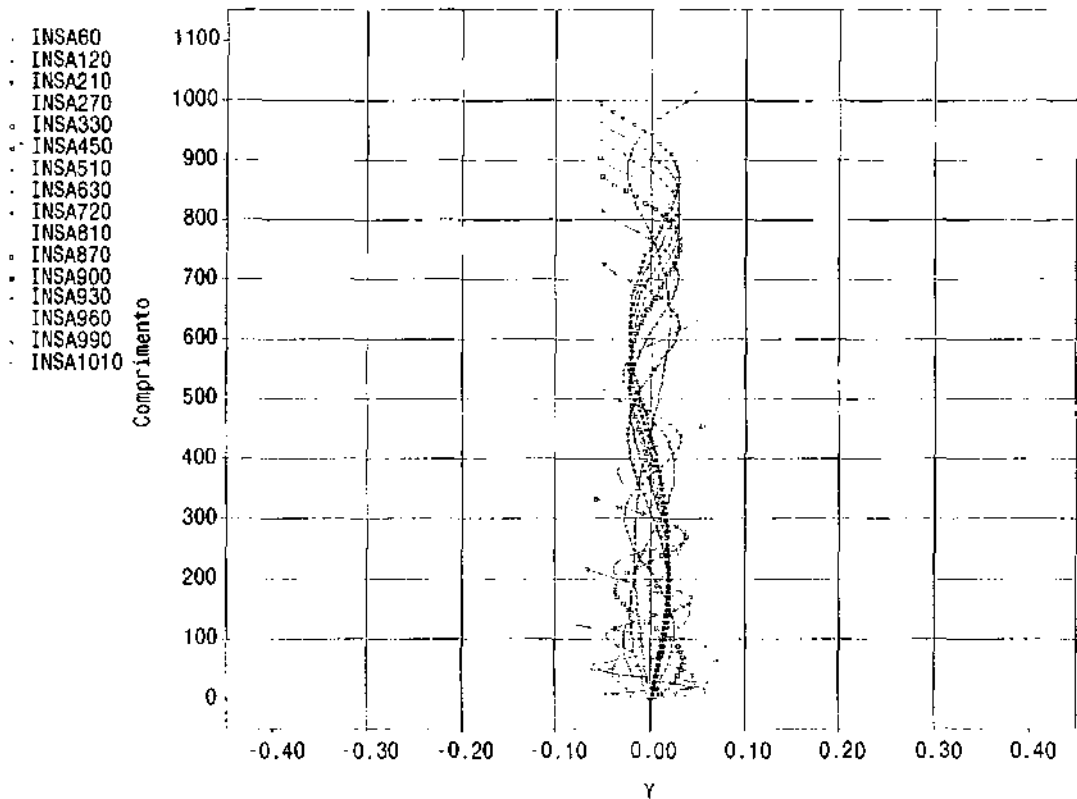


- INSB60
- INSB120
- INSB210
- INSB270
- INSB330
- INSB480
- INSB510
- INSB630
- INSB690
- INSB870
- INSB900
- INSB930
- INSB960
- INSB990
- INSB1010



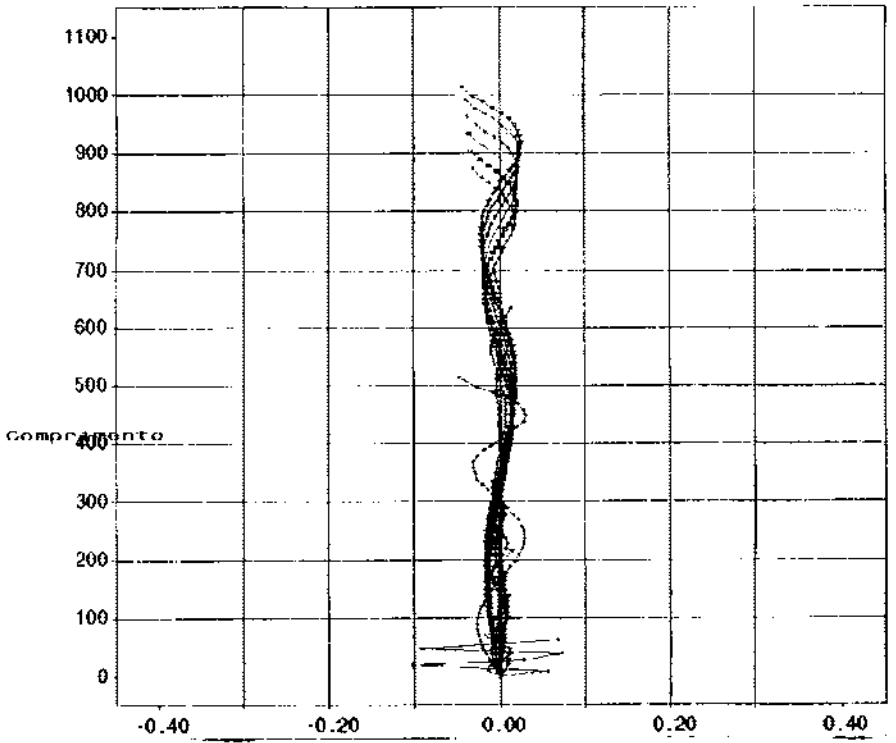
**Figura 5.27 - 7º Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**





**Figura 5.28 - 8º Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção**

- INSB60
- INSB120
- INSB210
- INSB270
- INSB330
- INSB480
- INSB510
- INSB630
- INSB690
- INSB870
- INSB900
- INSB930
- INSB960
- INSB990
- INSB1010



- INSB60
- INSB120
- INSB210
- INSB270
- INSB330
- INSB480
- INSB510
- INSB630
- INSB690
- INSB870
- INSB900
- INSB930
- INSB960
- INSB990
- INSB1010

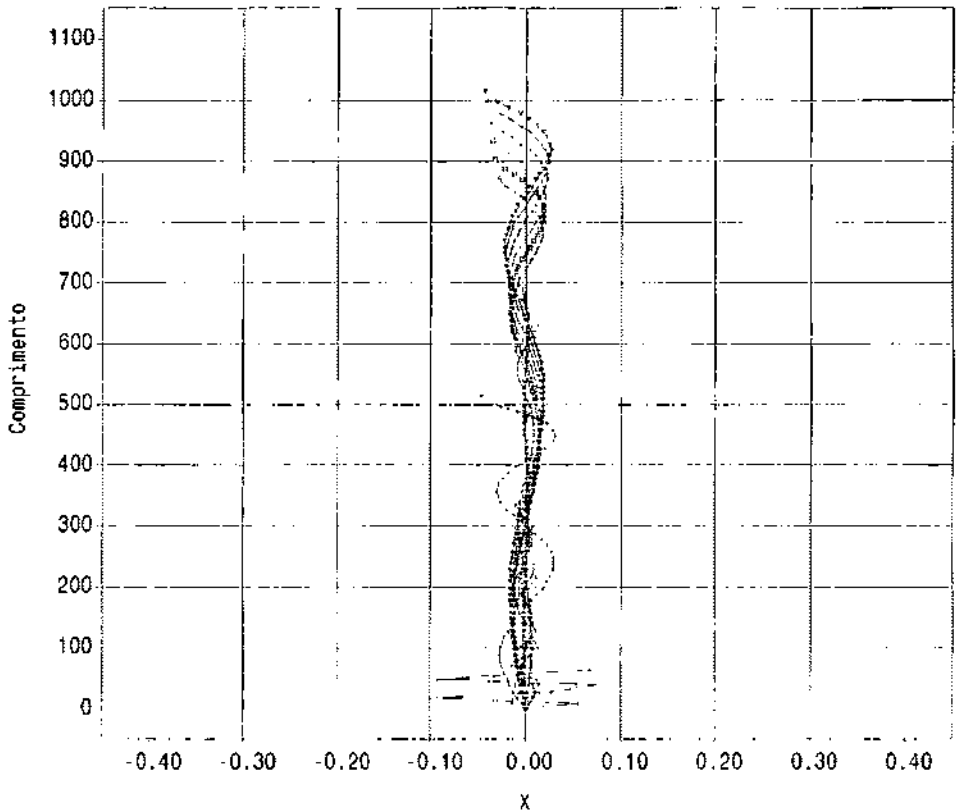


Figura 5.29 - 9° Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção

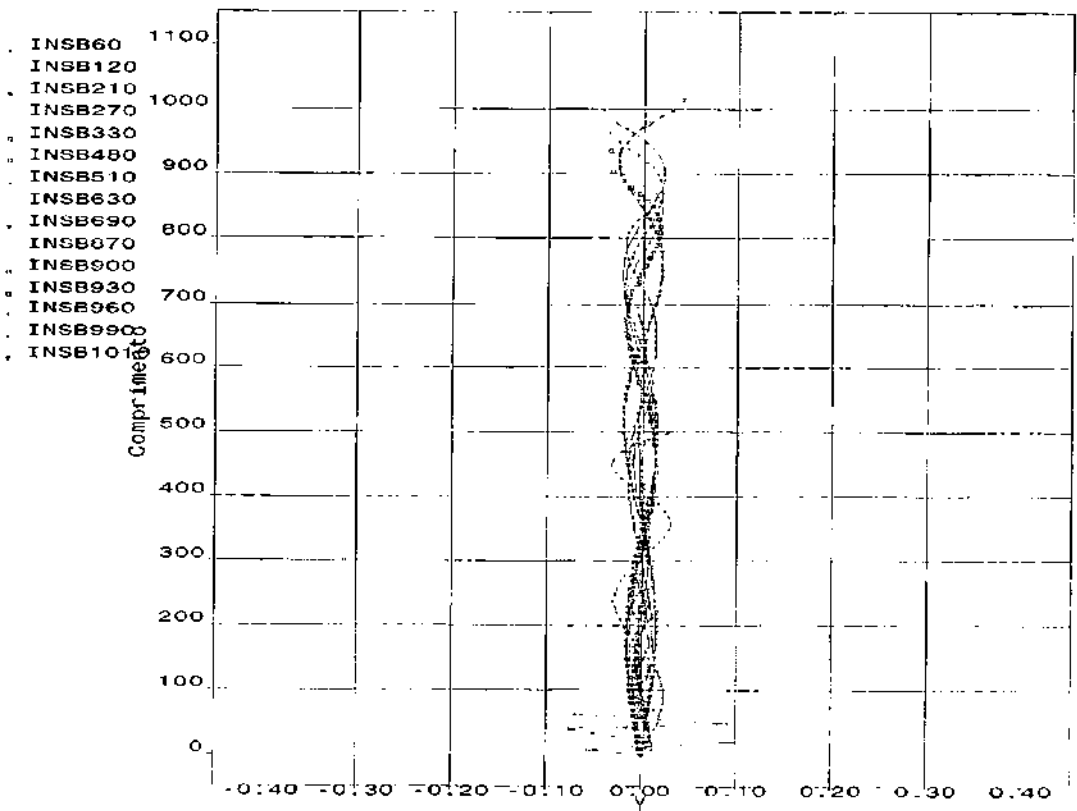
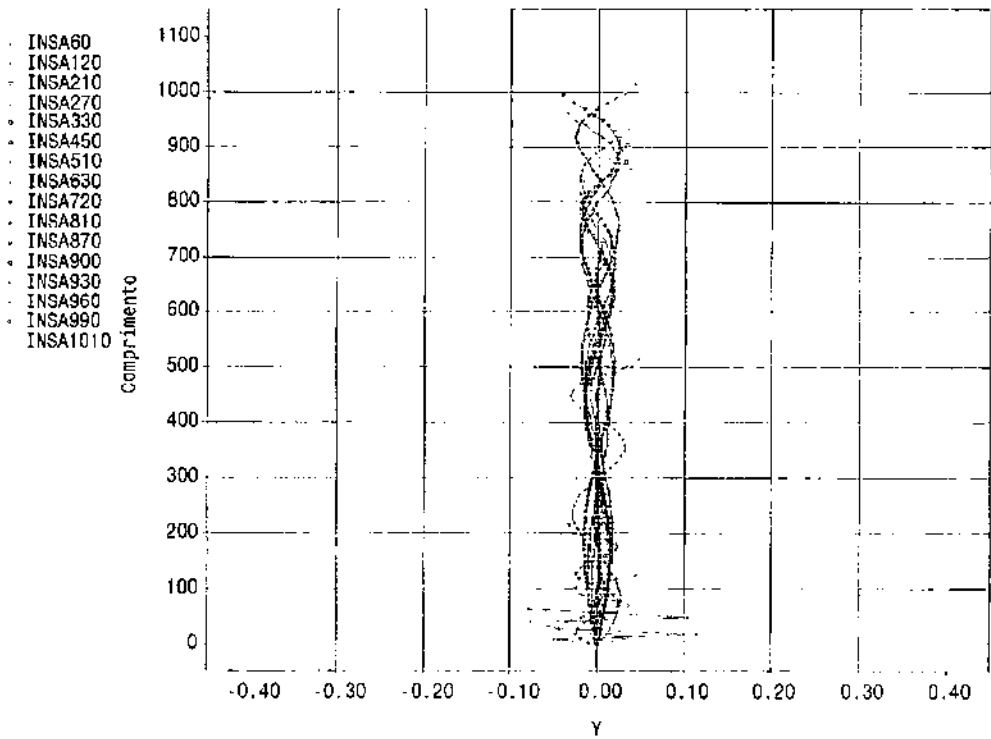
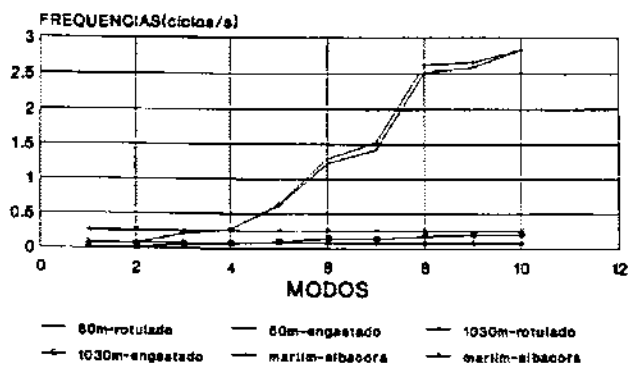
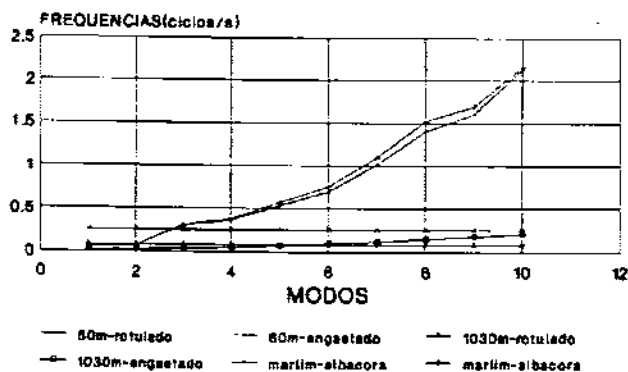


Figura 5.30 - 10<sup>o</sup> Modo de Vibração - Instalação Riser de Produção

## FREQUENCIAS NATURAIS riser de perfuracao



## FREQUENCIAS NATURAIS riser de completacao



## FREQUENCIAS NATURAIS riser de producao

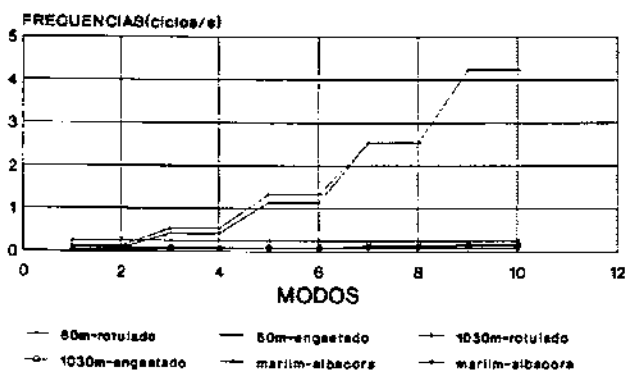


Figura 5.31 - Frequências Naturais (Envoltória) e de "Vortex shedding"

Para todas as lâminas d'água estudadas nota-se pela envoltória de freqüências naturais de vibração, (Figura 5.31), que acima de 800m, ou seja, quando o "Riser" já se encontra a uma lâmina d'água profunda, observa-se que a faixa de freqüências de onda que ocorre nos Campos de Marlim e Albacora excita os "Risers" a partir do 5.º modo de vibração.

A condição de contorno superior que foi estudada como rótula e engaste não é muito significativa quando da obtenção dos modos e freqüências naturais. A diferença entre os valores obtidos é mínima, porém quando se trata de estudar "Risers" cujos equipamentos de extremidade representam massas de ordem de grandeza elevada e diferentes entre si, de acordo com a sua utilização, observa-se que para "Risers" de produção tem-se modos com maiores amplitudes e menores massas concentradas na extremidade (equipamento muito mais leve, menor quase nenhum peso, quando comparado com os demais) (Figuras 5.21 a 5.30). Para "Risers" de completação observa-se que os modos tem as segundas maiores amplitudes sendo as massas concentradas na extremidade de maior ordem de grandeza (Figuras 5.11 a 5.20). Finalmente, para o "Riser" de perfuração os modos apresentam menores amplitudes sendo as massas na extremidade inferior de ordem de grandeza muito elevada. (Figuras 5.1 a 5.10).

## CAPÍTULO 6

### DINÂMICA LINEAR EXTENSIONAL

A finalidade desta análise é prever a resposta dinâmica extensional de um riser em "Hangoff" excitado pelo movimento de "Heave" em seu topo e a frequências próximas das frequências naturais extensionais situação tal que as forças de amortecimento esperadas são muito pequenas quando comparadas a todas as outras forças atuantes. A fim de proceder a esta análise não foram consideradas a força de amortecimento e as contribuições devidas ao amortecimento nas condições de contorno.

Uma aplicação desta análise é a previsão das frequências naturais reais extensionais onde a resposta torna-se infinita quando o amortecimento é omitido das equações de movimento.

A resposta no regime permanente do "Riser" sob movimento senoidal de "Heave" na superfície em contacto com o suporte do navio,  $H_o \text{ sen } W_{ot}$ , pode ser facilmente obtido usando o método da separação de variáveis.

$$y_1(\bar{s}, t) = Y(\bar{s}) \text{sen } w_{ot} \quad (6.1)$$

onde  $\bar{s} = \frac{s}{L}$

substituindo a equação acima e negligenciando as forças de amortecimento temos

$$y_{\bar{s}\bar{s}} - \alpha y_{\bar{s}} + \lambda^2 y = 0 \quad (6.2)$$

onde,

$$\alpha = (1 - 2\gamma)g(\rho_w A_o - \rho_i A_i)L/EA \quad (6.3)$$

$$\lambda^2 = m_e w_o^2 L^2/EA \quad (6.4)$$

A razão entre  $\alpha$  e  $\lambda^2$  é da ordem de  $\frac{g}{(w_o^2 L)}$  que é um

valor muito pequeno para ranges de aplicação de comprimentos de "Riser" L, e freqüência de excitação  $w_o$ . Isto significa que o efeito de poisson na dinâmica extensional pode ser negligenciado no problema em questão. Usando esta aproximação, a solução da equação (6.2) fica:

$$\lambda(\bar{s}) = C_1 \text{sen } \lambda \bar{s} + C_2 \text{cos } \lambda \bar{s} \quad (6.5)$$

As duas constantes  $C_1$  e  $C_2$  são determinadas através de duas condições de contorno para a resposta em regime permanente.

Para a extremidade inferior temos:

$$-M_{Le} w_o^2 y(0) = (EA/L) y_s(0) \quad (6.6)$$

Para o topo temos:

$$\left(\frac{EA}{L}\right) y_s(1) = K_T(H_o - y(1)) \quad (6.7)$$

onde  $K_T$  é a constante da mola linearizada do tensionador obtida por expansão binomial da força de mola no tensionador de acordo com Azpiazu [36,55].

$$K_T = F_{ko} \text{ a } \frac{AC}{VO} \text{ onde} \quad (6.8)$$

$A_c$  - área do cilindro do compensador

$V_o$  - velocidade de movimentação da plataforma pelo "Heave"

$FK_o$  - Tração estática no tensionador

$a$  - constante politrópica do gás no cilindro do compensador de "Heave".

$M_{Le}$  foi usado por simplicidade de notação ao invés de  $M_{Le}y$ .

As condições de contorno acima foram obtidas negligenciando-se os efeitos de Poisson na tensão de tração efetiva de acordo com a discussão acima. Substituindo (6.5) em (6.6) e (6.7) temos:

$$\frac{y(\bar{s})}{H_o} = \frac{(R\lambda \operatorname{sen} \lambda \bar{s} - \cos \lambda \bar{s}) \bar{K}_T}{(R \bar{K}_T + 1) \lambda \operatorname{sen} \lambda - (\bar{K}_T - R\lambda^2) \cos \lambda} \quad (6.9)$$

$$\text{onde } R = \frac{M_{Le}}{(m_{eL})} \quad (6.10)$$

$$\bar{K}_T = K_T \frac{L}{EA} \quad (6.11)$$

Uma equação implícita pode ser obtida para determinação das freqüências naturais extensionais do sistema com a condição de tornar zero o denominador da equação.

$$\tan \lambda = \frac{\bar{K}_T - R\lambda^2}{(1 + R\bar{K}_T)\lambda} \quad (6.12)$$

tornando  $\bar{K}_T$  infinito na equação (6.9) e (6.11) as equações correspondentes para o modo de "Hangoff" rígido são:

$$\frac{y(\bar{s})}{H_o} = \frac{R\lambda \operatorname{sen} \lambda \bar{s} - \cos \lambda \bar{s}}{R\lambda \operatorname{sen} \lambda - \cos \lambda} \quad (6.13)$$

$$\tan \lambda = \frac{1}{R\lambda} \quad (6.14)$$



Usando a equação implícita (6.14) pode-se determinar a frequência natural extensional no modo "Hangoff" rígido. Se estas frequências tem range próximo à excitação da onda significativa, existe uma vantagem em se considerar "Riser" complacente no "Hangoff". A constante da mola do compensador de "Heave",  $K_T$ , que desloca a frequência natural do range de excitação substancial da onda pode ser escolhida usando a equação (6.12).

A fim de ilustrar como o "Hangoff" complacente pode mudar a situação da frequência natural extensional tal que nenhuma frequência exista no range da excitação de onda substancial, uma instalação completa foi avaliada em termos da escolha de um determinado compensador de "Heave" cujas características se encontram abaixo.

As características do "Riser" em seus diversos comprimentos, a constante de mola no compensador de "Heave" para cada comprimento e razão mássica da instalação e os parâmetros associados a estes são ilustrados nas tabelas abaixo, bem como o resultado obtido para as frequências naturais extensionais nos modos rígido e complacente.

	UNID. INGL.	S.I.
Tração estática	1600000 lb	7.1 MN
Tração dinâmica	400000 lb	1.8 MN
STROKE $A_c / V_c$	20 ft	6.1 m
Pressão de Operação	2500 psi	24 Mpa

**Tabela 6.1 - Características do Compensador de Heave Exemplificado**

sendo a massa do "Low Marine"  $M_{LNRP} = 190.434 \text{ KN/m (m/s}^2\text{)}$   
a massa do "Riser"  $m_r = 0.1162 \text{ KN/m (s}^2\text{/m)}$  obteve-se

L (m)	F <sub>k0</sub> (KN)	K <sub>T</sub> (KN/m)	R	λ <sub>rig</sub> (rad/s)	λ <sub>comp</sub> (rad/s)
60	1936.561	457.155	27.312	0.19	0.175
90	1970.761	465.229	18.208	0.232	0.22
120	2004.962	473.302	13.656	0.267	0.256
150	2039.163	481.376	10.925	0.298	0.288
180	2073.363	489.45	9.104	0.325	0.317
210	2107.563	497.523	7.803	0.351	0.342
240	2141.763	505.597	6.828	0.374	0.366
270	2175.965	513.67	6.069	0.395	0.388
300	2210.166	521.744	5.462	0.415	0.409
330	2244.366	529.818	4.966	0.434	0.428
360	2278.567	537.891	4.552	0.452	0.446
390	2312.767	545.965	4.202	0.469	0.464
420	2346.968	554.038	3.902	0.486	0.480
450	2381.169	562.112	3.642	0.501	0.496
480	2415.369	570.186	3.414	0.516	0.511
510	2449.57	578.259	3.213	0.531	0.526
540	2483.77	586.333	3.035	0.544	0.540
570	2517.97	594.406	2.875	0.558	0.553
600	2552.172	602.48	2.731	0.571	0.566
630	2586.372	610.553	2.601	0.583	0.579
660	2620.573	618.627	2.483	0.595	0.591
690	2654.773	626.701	2.375	0.607	0.603
720	2688.974	634.774	2.276	0.618	0.614
750	2723.175	642.848	2.185	0.629	0.625
780	2757.375	650.921	2.101	0.64	0.636
810	2791.576	658.995	2.023	0.65	0.647
840	2825.776	667.069	1.951	0.66	0.657
870	2859.977	675.142	1.884	0.67	0.667
900	2894.178	683.216	1.821	0.68	0.677
930	2928.378	691.289	1.762	0.689	0.686
960	2962.579	699.363	1.707	0.698	0.695
990	2996.779	707.436	1.655	0.707	0.704
1030	3042.380	718.201	1.591	0.719	0.716
1100	3122.182	737.04	1.49	0.738	0.735
1200	3236.184	736.952	1.366	0.764	0.762
1300	3350.186	790.863	1.261	0.788	0.786
1400	3464.188	817.775	1.171	0.811	0.809
1500	3578.19	844.687	1.092	0.833	0.831
1700	3806.194	898.511	0.964	0.872	0.87
1900	4034.198	952.335	0.862	0.907	0.905
2100	4262.202	1006.159	0.785	0.939	0.937
2300	4490.206	1059.983	0.712	0.967	0.966
2500	4718.21	1113.807	0.655	0.994	0.992
2700	4946.214	1167.631	0.607	1.018	1.016
2900	5176.218	1221.455	0.565	1.04	1.039
5000	7568.26	1786.606	0.328	1.197	1.196

Tabela 6.2 - Resultados para as Frequências Naturais Extensionais

As figuras 6.1 e 6.2 mostram a evolução das frequências naturais extensionais nas configurações rígida e complacente ( $\Lambda_{rig}$  e  $\Lambda_{comp}$ ).

Em geral observa-se que o sistema complacente afasta o "Riser" da situação de ressonância extensional. As frequências de onda que excitariam o "Riser" quanto a este aspecto, estariam abaixo da faixa de ocorrência de ondas nos campos de Marlim e Albacora para o caso de se ter um equipamento dez vezes mais pesados que o usual (Figura 6.1), porém quando se utiliza o equipamento usual cujo peso foi descrito anteriormente (Figura 6.2), observa-se que para este caso o benefício da utilização deste compensador é insignificante. O que se pode concluir é que a massa do equipamento de sub-superfície (LMRP + BOP) tem uma importância enorme na escolha do compensador a ser utilizado, e ainda que o cálculo das frequências naturais extensionais é muitíssimo influenciado pelo módulo de rigidez axial (EA) do conjunto de equipamentos já citado.

Observa-se também que a evolução das frequências extensionais para ambos os sistemas, sugere que a partir de uma lâmina d'água muito profunda o benefício da utilização do sistema complacente se dilui a partir do momento em que as frequências extensionais de ambos ( $\Lambda_{rig}$  e  $\Lambda_{comp}$ ) tendem a crescer em valor e se aproximarem, o que conduz a pensar que no futuro os sistemas de compensação de "Heave" poderão até ser eliminados ou ainda terão que sofrer melhorias para justificar a sua utilização no caso estudado.

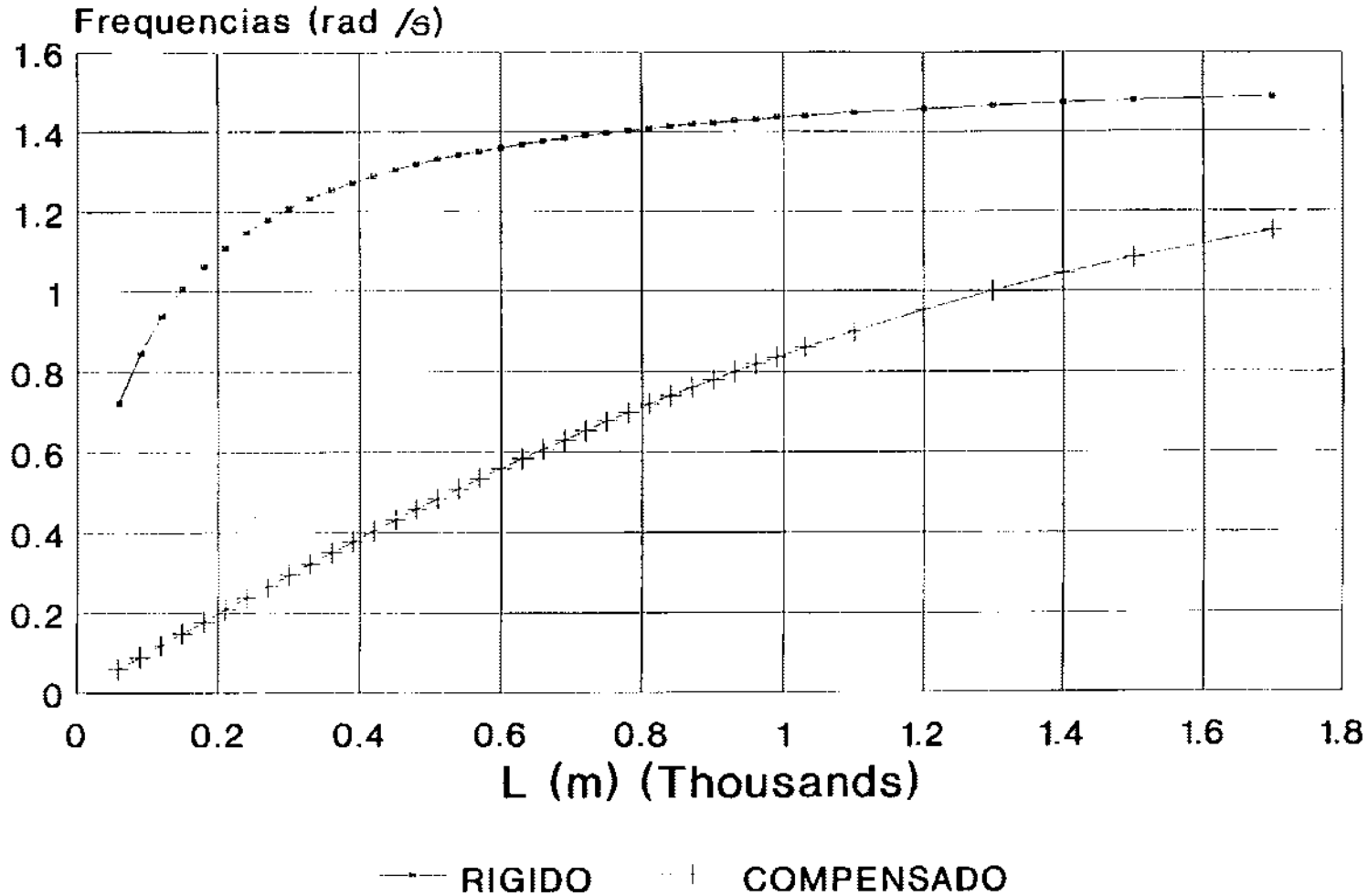
A constante da mola deve satisfazer a condição

$$K_T 0.2 L_T \geq F_r \quad F_r = 0,2 F_{k0} \quad (6.15)$$

2% da tração estática de topo ( $F_{k0}$ )

# Frequências Naturais Extensionais

Figura 6.1 - Frequências Naturais Extensionais  
Configurações Rígida e Compensante



# Frequencias Naturais Extensionais

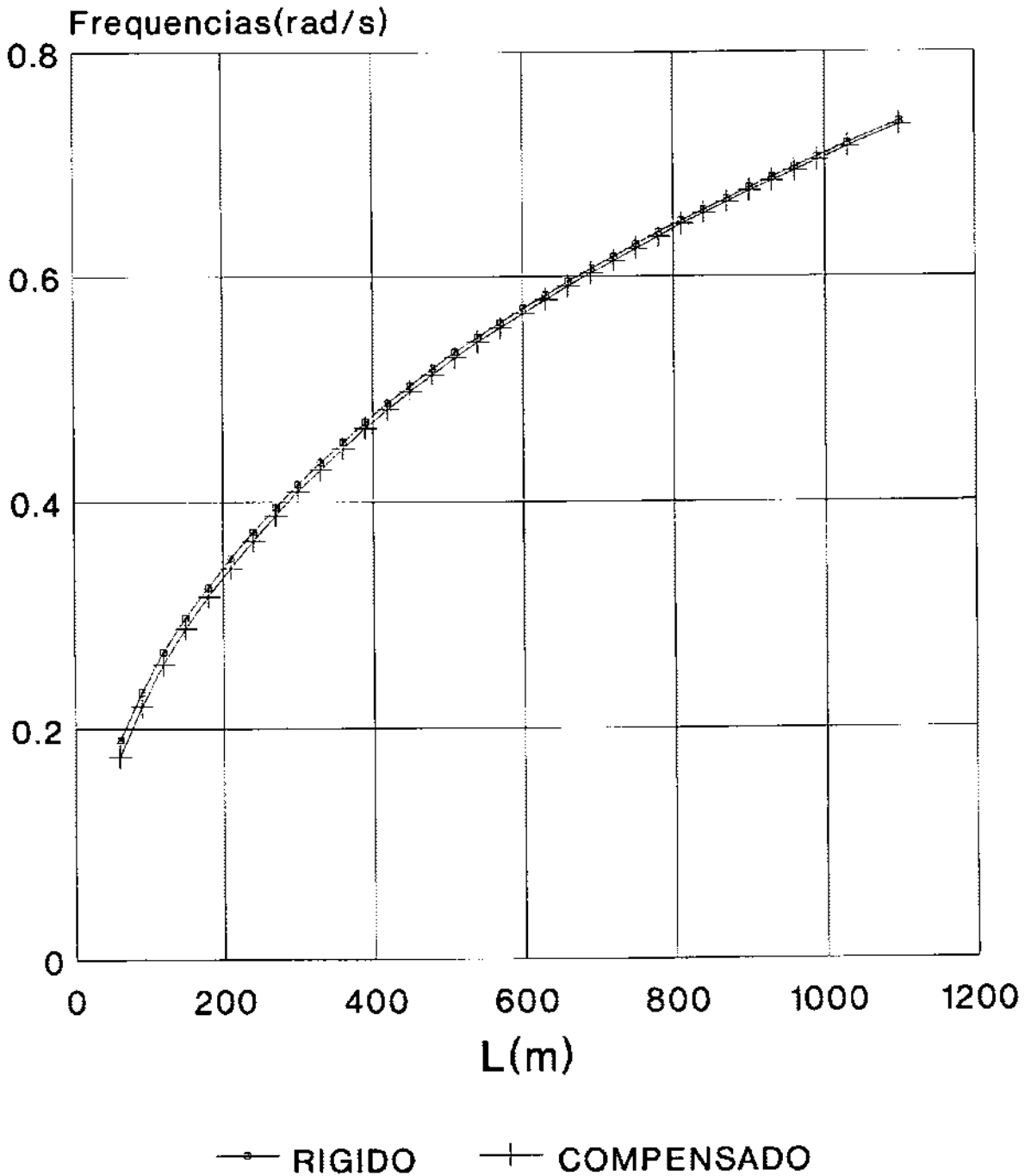


Figura 6.2 - Frequências Naturais Extensionais  
Configurações Rígida e Complacente (Equip.Usual)

Para os resultados obtidos para  $K_r$ , a tabela 3 mostra força de Amortecimento de Coulomb.

L (m)	$K_r$ (KN/m)	$0.2H_0K_t$ (KN)	$F_r$ (KN)
60.00	452.147	751.197	38.307
90.00	460.221	764.611	38.991
120.00	468.294	778.024	39.675
150.00	476.368	791.438	40.359
180.00	484.441	804.851	41.043
210.00	492.515	818.264	41.727
240.00	500.589	831.678	42.411
270.00	508.662	845.091	43.095
300.00	516.736	858.505	43.779
330.00	524.809	871.918	44.463
360.00	532.883	885.332	45.147
390.00	540.957	898.745	45.831
420.00	549.030	912.159	46.515
450.00	557.104	925.572	47.199
480.00	565.177	938.986	47.883
510.00	573.251	952.399	48.567
540.00	581.324	965.812	49.251
570.00	589.398	979.226	49.935
600.00	597.472	992.639	50.619
630.00	605.545	1006.053	51.303
660.00	613.619	1019.466	51.987
690.00	621.692	1032.880	52.671
720.00	629.766	1046.293	53.355
750.00	637.840	1059.707	54.039
780.00	645.913	1073.120	54.723
810.00	653.987	1086.534	55.407
840.00	662.060	1099.947	56.091
870.00	670.134	1113.360	56.775
900.00	678.207	1126.774	57.459
930.00	686.281	1140.187	58.143
960.00	694.355	1153.601	58.827
990.00	702.428	1167.014	59.511
1030.00	713.193	1184.899	60.423
1100.00	732.031	1216.197	62.019

Tabela 6.3 - Força de Amortecimento de Coulomb

Mtotal (KNS 2/m)	Peso = F (KN) <sup>k<sub>o</sub></sup>	Empuxo (KN)	Tração (KN)
195.2441	1915.345	44.81112	1870.534
198.7304	1949.546	48.25164	1901.294
202.2167	1983.746	51.69216	1932.054
205.7030	2017.947	55.13268	1962.814
209.1893	2052.147	58.57320	1993.574
212.6756	2086.348	62.01372	2024.334
216.1619	2120.549	65.45424	2055.094
219.6482	2154.749	68.89476	2085.854
223.1345	2188.950	72.33528	2116.614
226.6208	2223.150	75.77580	2147.375
230.1071	2257.351	79.21632	2178.135
233.5934	2291.552	82.65684	2208.895
237.0797	2325.752	86.09736	2239.655
240.5660	2359.953	89.53788	2270.415
244.0523	2394.153	92.97840	2301.175
247.5386	2428.354	96.41892	2331.935
251.0249	2462.555	99.85944	2362.695
254.5112	2496.755	103.2999	2393.455
257.9975	2530.956	106.7404	2424.215
261.4838	2565.156	110.1810	2454.975
264.9701	2599.357	113.6215	2485.735
268.4564	2633.558	117.0620	2516.496
271.9427	2667.758	120.5025	2547.256
275.4290	2701.959	123.9430	2578.016
278.9153	2736.159	127.3836	2608.776
282.4016	2770.360	130.8241	2639.536
285.8879	2804.561	134.2646	2670.296
289.3742	2838.761	137.7051	2701.056
292.8605	2872.962	141.1456	2731.816
296.3468	2907.162	144.5862	2762.576
299.8331	2941.363	148.0267	2793.336
303.3194	2975.564	151.4672	2824.096
307.9678	3021.164	156.0546	2865.110
316.1025	3100.966	164.0824	2936.883

Tabela 6.4 - Tração no Riser

Portanto com esta estratégia assegura-se o acima exposto.

Sob um "Hangoff" rígido  $L_r$  é o pico da amplitude de pico do "Stroke" do tensionador, que deverá ser no mínimo igual a amplitude de "Heave",  $H_0$ . Esta condição implica em

que a força de mola no compensador a uma certa fração do "Stroke" deste é maior que a força de fricção de Coulomb a fim de conter um "Stroke" razoável que seja esperado.

Esta é uma boa prática que permite um funcionamento mais apropriado do sistema de tensionadores. A força de fricção de Coulomb pode ser tida igual a 2% da tração estática de topo.

Se sob um "Hangoff" rígido, as freqüências naturais extensionais são maiores que as freqüências de excitação da onda, pode se empregar o conceito de inextensibilidade. Neste caso, podemos aproximar as componente estática e dinâmica da tensão de tração do modo que se segue:

$$T_0(s) = W_L + W_0 \quad (6.16)$$

$$T_1(s,t) = -H_0 \omega_0^2 \sin \omega_0 t (M_{Le} + m_e s) \quad (6.17)$$

onde  $H_0$  é a amplitude do movimento de "Heave" do navio que é de mesmo valor que a amplitude vertical de movimento no topo do "Riser". No caso do "Hangoff" rígido a tensão de tração efetiva resultante  $T = T_0 + T_1$  é positiva em todos os pontos ao longo do comprimento do "Riser" se

$$H_0 \omega_0^2 < (W_L + W_S) / (M_{Le} + m_{es}) \quad (6.18)$$

para todo  $s$  ao longo do comprimento de "Riser". Para "Risiers" de comprimento moderado e para águas profundas, que habitualmente necessitam de sistemas de flutuadores o peso efetivo do "Riser",  $W$ , é positivo porém pequeno tal que o lado direito da equação (6.18) é mínimo para  $s = L$  e máximo para  $s = 0$ . O que significa que para cada "Riser" a tensão de tração negativa (compressão) perto do topo é mais provável de acontecer, e a fim de impedir sua



ocorrência, deve-se satisfazer às seguintes condições:

$$H_o W_o^2 < (W_L + W_{Le}) / (M_{Le} + m_{eL}) \quad (6.19)$$

Se a compressão efetiva se tornar evidente por causa da violação desta condição pode-se tentar tirar proveito da utilização do Sistema Complacente com a escolha adequada da constante da mola do tensionador desde que a amplitude de movimento transmitida ao topo do "Riser" seja pequena o suficiente para impedir a ocorrência deste fenômeno enquanto a freqüência extensional natural estiver fora do range das freqüências de excitação da onda significativa.

Tipicamente, sob condições complacentes a primeira freqüência natural correspondente às oscilações de corpo rígido do "Riser", está abaixo do range da excitação substancial da onda. A segunda freqüência natural extensional está acima do range crítico.

Sob estas condições a razão entre a amplitude de movimento transmitida ao topo do "Riser",  $H_{Riser}$ , que permanece quase constante ao longo do seu comprimento e a amplitude de "Heave"  $H_o$  do navio pode ser aproximada usando uma análise simples de um sistema de um grau de liberdade no qual as forças de amortecimento são desprezadas:

$$\frac{H_{Riser}}{H_o} = \frac{K\tau}{K\tau - M\omega_o^2} \quad (6.20)$$

onde M é a massa total efetiva do sistema de "Riser" na direção axial

$$M = M_{Le} + m_{eL} \quad (6.21)$$

Nota-se que a frequência natural extensional mais baixa obtida da menor raiz positiva da equação implícita para sistemas complacentes (6.12) está muito próxima da frequência natural do sistema de 1 grau de liberdade regido pelas equações acima,  $\sqrt{K_T/M}$ , como esperado.

Para o exemplo identificado acima e para uma frequência de excitação igual a 0.5235 rad/s, a redução da transmissibilidade é significativa ( $H_{Riser}/H_o = 0.037$ ).

## 6.1 - DINÂMICA EXTENSIONAL LINEARIZADA INCLUINDO O EFEITO DE AMORTECIMENTO

A finalidade deste item é estimar a tração dinâmica para cada frequência da excitação, isto é, incluindo a vizinhança das frequências naturais extensionais. Para cada análise, o conceito de inextensibilidade apresentado na seção anterior e a omissão do amortecimento não são reais.

Incluindo as forças de amortecimento ao longo do "Riser" e do LMRP e usando as simplificações já descritas anteriormente nós temos:

$$EAY_{1ss} = m_e y_{1tt} + C_e Y_{1t} |y_{1t}| \quad (6.22)$$

onde

$$C_e = \rho_w C_f P_e \zeta / 2 \quad (6.23)$$

A fim de estimar a resposta à excitação de "Heave" da forma

$$y_1(L, t) = H_0 \text{sen} W_0 t = I_m [H_0 e^{i W_0 t}] \quad (6.24)$$

existem soluções para freqüências determinadas obtidas da equação diferencial parcial acima e que se apresentam da seguinte forma:

$$y_1(s, t) = I_m [f(s) e^{i W_0 t}] \quad (6.25)$$

onde  $f(s)$  é uma amplitude extensional de movimento complexa.

Cada solução aproximada pode ser obtida substituindo-se a equação (6.25) na equação (6.22) e linearizando as forças de amortecimento usando a técnica de linearização equivalente para respostas monocromáticas.

O que conduz à seguinte equação diferencial ordinária não linear para amplitudes complexas  $f$

$$EA_{f_{ss}} = -m_e W_0^2 f + i C_e 8 W_0^2 |f| \frac{f}{(3\pi)} \quad (6.26)$$

A equação correspondente para um sistema rígido para duas condição de contorno para "Hangoff" são:

$$f(L) = H_0 \quad (6.27)$$

$$EAf_s(0) = -M_{Le} W_0^2 f(0) + i C_{Le} 8 W_0^2 |f(0)| f(0)/(3\pi) \quad (6.28)$$

onde

$$C_{Le} = \rho_w C_{dy} A_L / 2 \quad (6.29)$$

A linearização equivalente é baseada em se considerar apenas o primeiro termo  $\left(\frac{8}{3\pi}\right)\text{sen } W_{ot}$ , na expansão em série de Fourier de  $\text{sen } w_{ot} \left| \text{sen } W_{ot} \right|$  de forma que o efeito das componentes de alta frequência seja pequeno devido ao amortecimento. A linearização equivalente pode ser utilizada a fim de proporcionar bons resultados em sistema superamortecidos. Contudo para as amplitudes de interesse espera-se que as oscilações extensionais sejam subamortecidas, mas entretanto, o método acima poderá ser usado apenas para identificar regiões cuja tração dinâmica se encontra majorada perto das frequências extensionais de ressonância e prover estimativas aproximadas da tração dinâmica. Grandes majorações da tração efetiva dinâmica são esperadas da solução do problema acima para as amplitudes de "Heave" de interesse porque a razão entre o amortecimento e as forças de inércia é pequena. Grandes trações efetivas dinâmicas, comparáveis as trações estáticas, reduzem a rigidez à flexão do "Riser" conduzindo-o a uma grande deformação à flexão.

Se a tração dinâmica exceder a tração estática em parte do comprimento do "Riser" e em parte do período de oscilação, o desacoplamento da oscilação lateral da resposta extensional carecerá de ser realista, existindo a necessidade de se fazer uma análise mais completa do problema usando uma solução numérica de um sistema de equações não lineares no domínio do tempo o que se pode encontrar no capítulo precedente. Contudo os resultados da análise simplificada permanecem úteis pois fornecem uma idéia qualitativa do fenômeno que leva o "Riser" a trações de grande magnitude em decorrência da excitação de "Heave".

Por serem a equação (6.26) e a condição de contorno (6.28) não lineares, a solução dos dois problemas de valor

de contorno acima é obtida para um range de frequências de excitação usando técnicas iterativas.

O método utilizado que vem solucionar o sistema começa envolvendo num começo de processo baixas frequências de excitação onde a resposta  $f$  em cada ponto é muito próxima ou igual à  $H_0$ .

O que permite mudar a  $|f|$  em todos os pontos ao longo do comprimento por  $H_0$ , ao invés de reiniciar outro processo iterativo.

O método de solução é baseado em uma discretização uniforme é um problema de valor de contorno linear. Para uma frequência, as iterações são implementadas na qual  $|f|$  é baseado, em cada ponto ao longo do comprimento, nos resultados da iteração anterior. As iterações continuam até atingir-se a convergência e a solução ser obtida.

Após isto a frequência é incrementada por uma pequena quantidade e a solução é assim obtida novamente. Provou-se que é vantajoso utilizar-se na obtenção da solução final, a solução obtida para frequência anterior como ponto de partida para achar a solução para o valor da nova frequência.

Neste trabalho a dinâmica linearizada com amortecimento foi descrita apenas para ilustrar uma outra possibilidade de análise partindo-se entretanto da Análise Dinâmica Linearizada sem amortecimento diretamente para a solução não linear com o programa ANFLEX já que os resultados de ambas as análises (Dinâmica Linearizada sem amortecimento e com amortecimento) devem ser considerados em seu aspecto qualitativo.

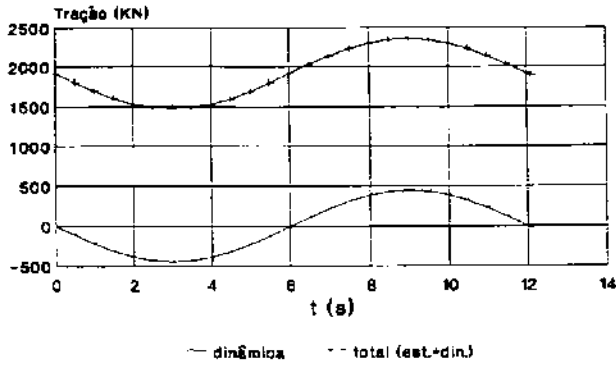
A seguir são mostrados os resultados da Análise Dinâmica Linearizada Axial em termos da tração efetiva que é o parâmetro determinante nesta análise.

A dinâmica extensional sugere que o "Riser" complacente seja utilizado no intuito de reduzir a variação da tensão de tração, não somente reduzindo a máxima tensão da tração mas também a resposta à flexão, pela manutenção de uma tração mínima efetiva grande o suficiente para prover uma rigidez à flexão adequada ao bom funcionamento do sistema.

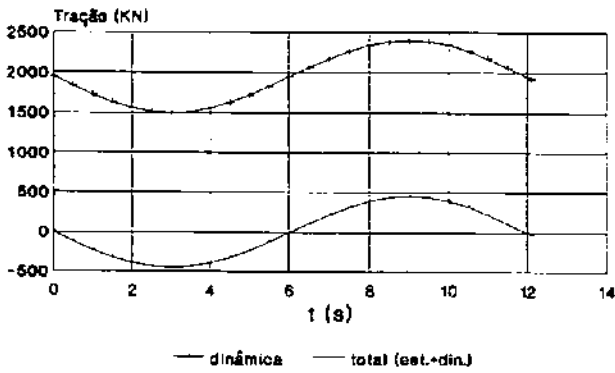
A consideração de compensador de "Heave" de modo a tornar o "Riser" complacente é um meio que se dispõe de prover a segurança do sistema sem ter que aumentar suas dimensões ou peso, apesar de ser esperado que o sistema fique conectado na maior parte do tempo de sua utilização.

Deste modo identifica-se com esta análise um sistema complacente apropriado para reduzir as tensões extremas.

## Tração Efetiva L = 60m



## Tração Efetiva L = 90m



## Tracão Efetiva L = 120m

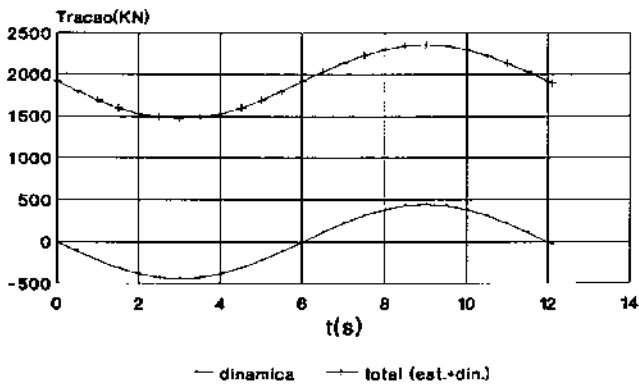
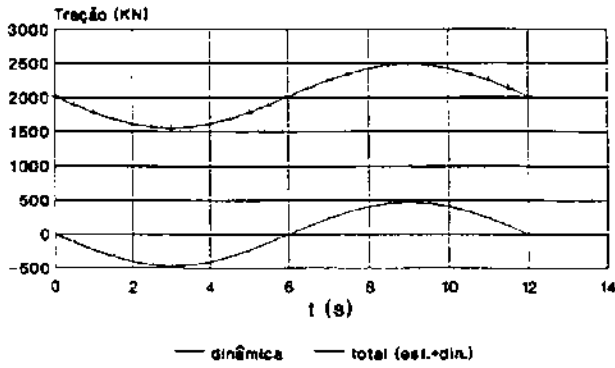
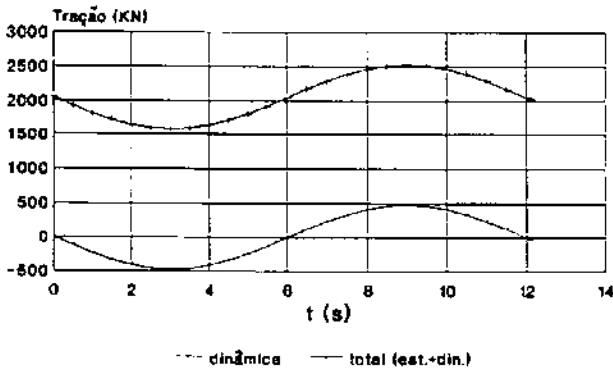


Figura 6.3 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

### Tração Efetiva L = 150m



### Tração Efetiva L = 180m



### Tração Efetiva L = 210m

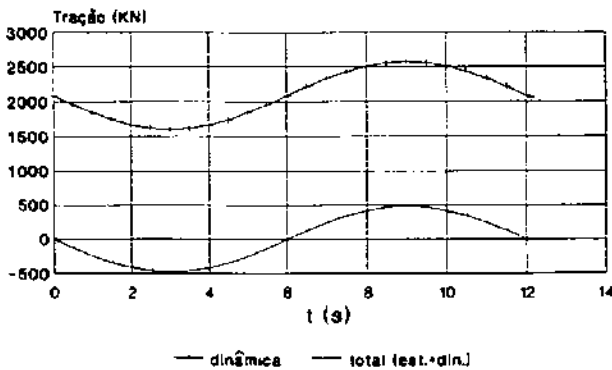
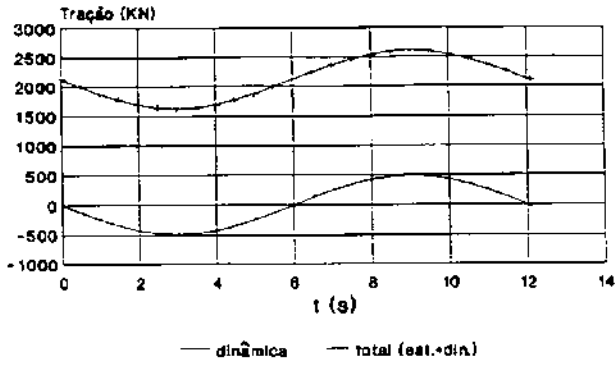


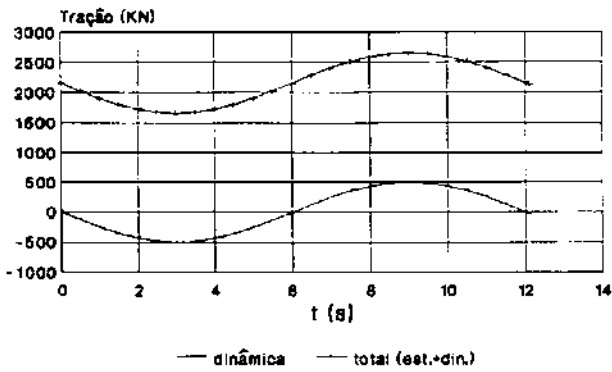
Figura 6.4 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada



### Tração Efetiva L = 240m



### Tração Efetiva L = 270m



### Tração Efetiva L = 300m

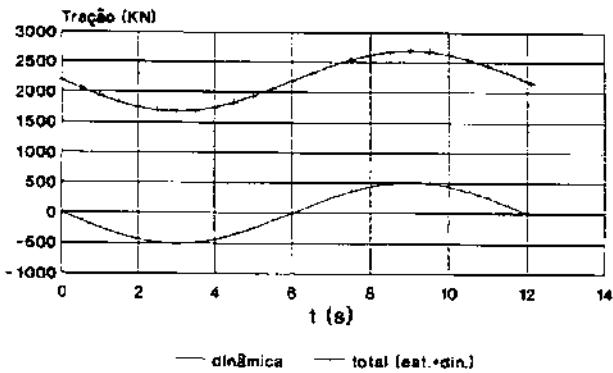
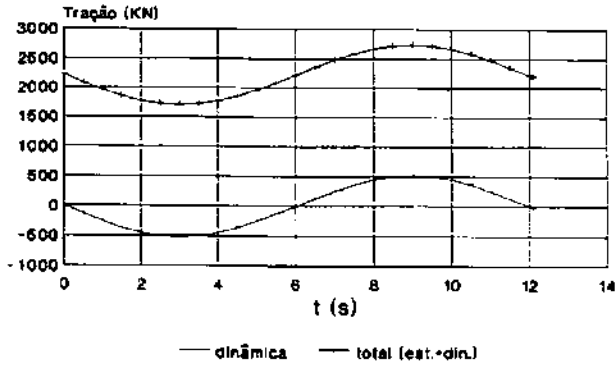
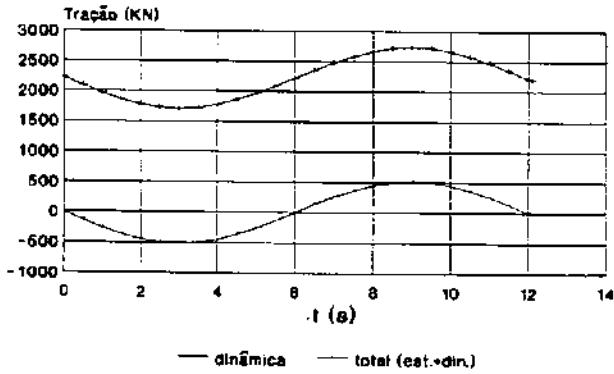


Figura 6.5 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

### Tração Efetiva L = 330m



### Tração Efetiva L = 360m



### Tração Efetiva L = 390m

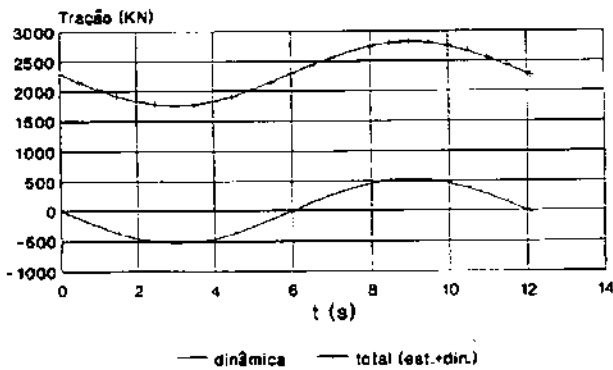
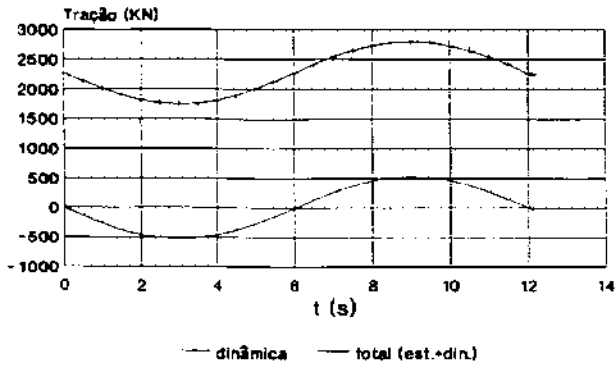
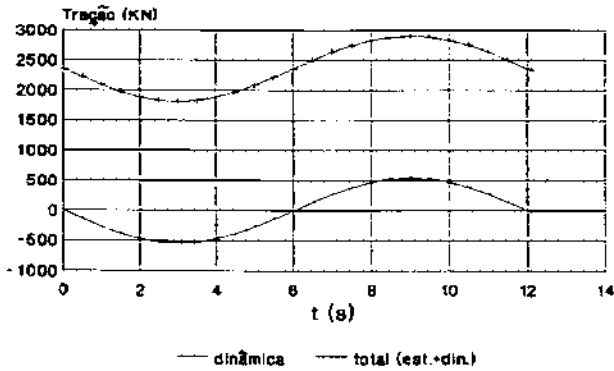


Figura 6.6 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

### Tração Efetiva L = 420m



### Tração Efetiva L = 450m



### Tração Efetiva L = 480m

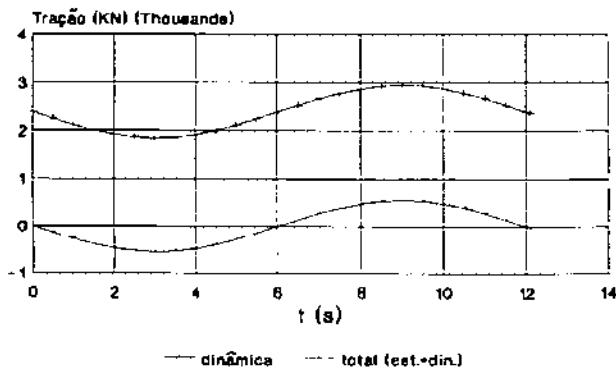
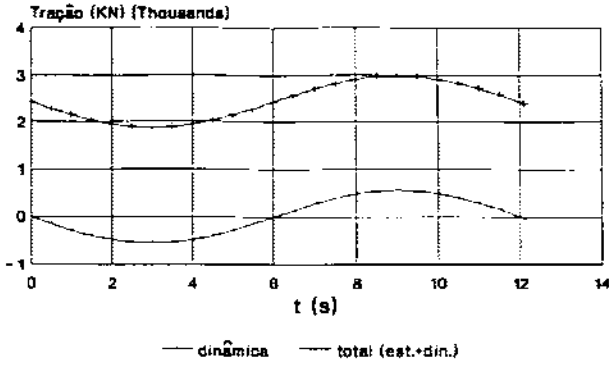
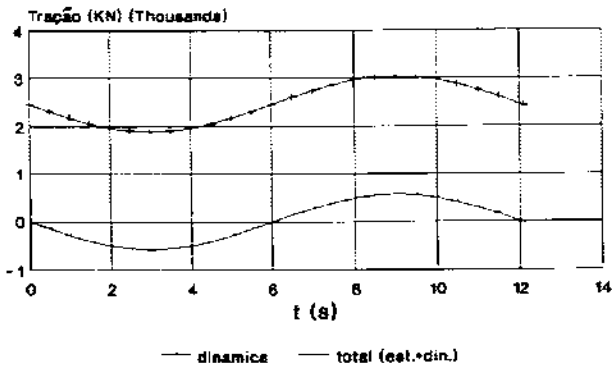


Figura 6.7 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

### Tração Efetiva L = 510m



### Tração Efetiva L = 540m



### Tração Efetiva L = 570m

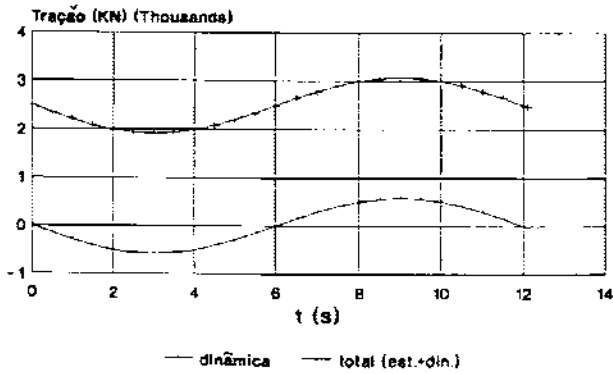
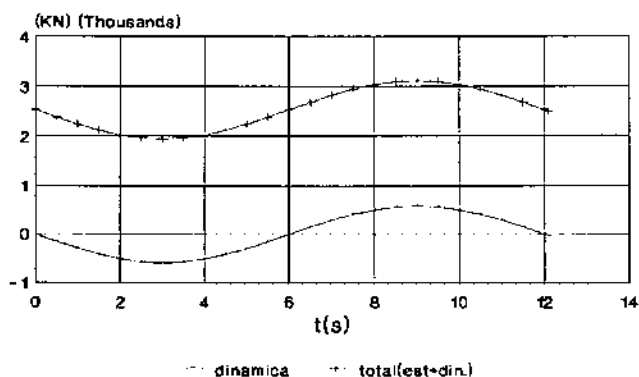
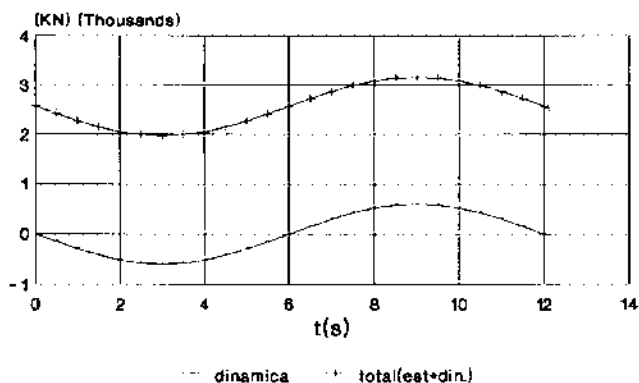


Figura 6.8 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

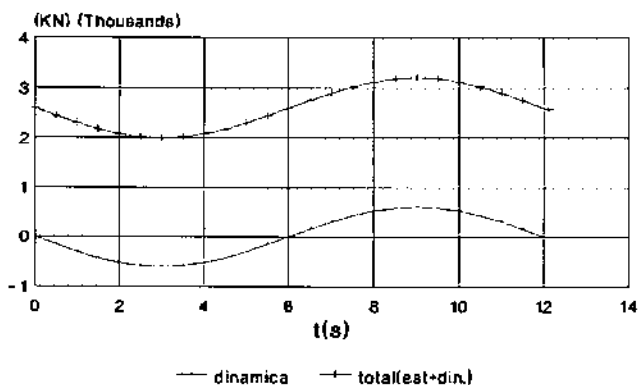
## TRACAO EFETIVA L=600m



## TRACAO EFETIVA L=630m



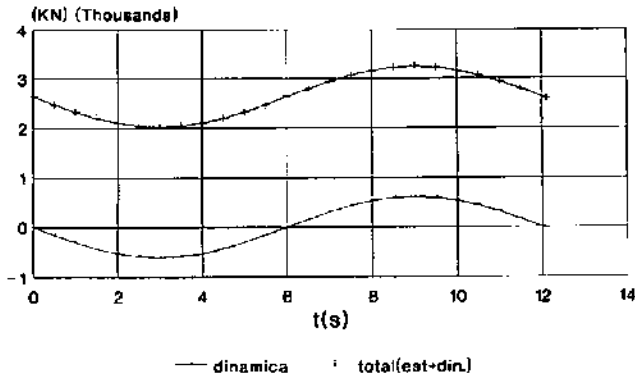
## TRACAO EFETIVA L=660m



**Figura 6.9 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada**

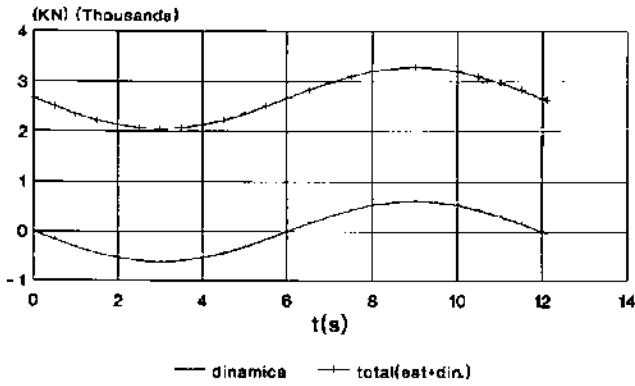
## TRACAO EFETIVA

L=690m



## TRACAO EFETIVA

L=720m



## Tração Efetiva

L = 750m

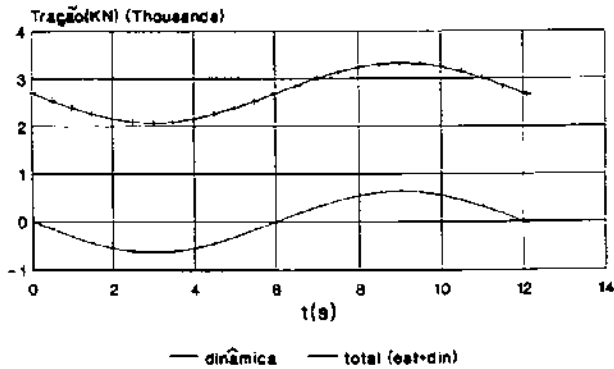
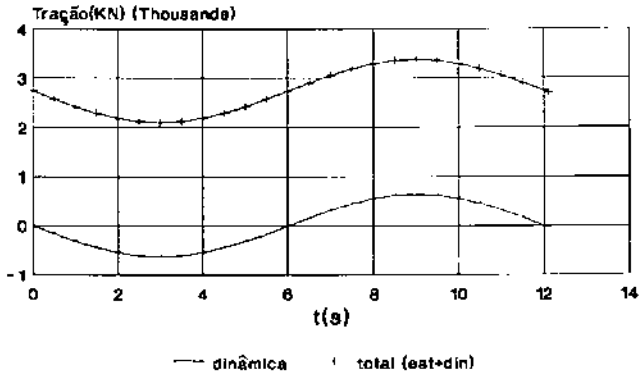
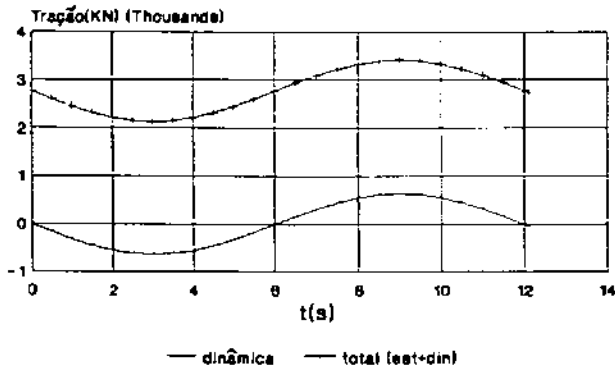


Figura 6.10 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

## Tração Efetiva L = 780m



## Tração Efetiva L = 810m



## Tração Efetiva L = 840m

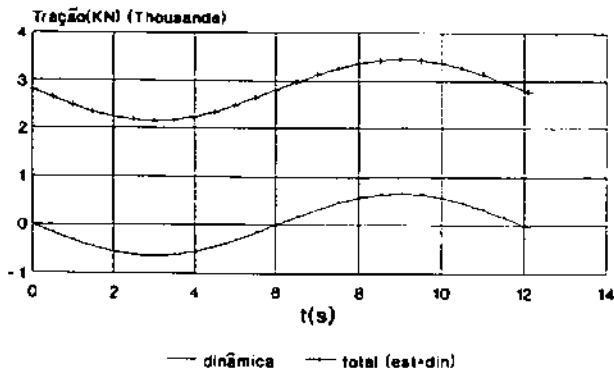
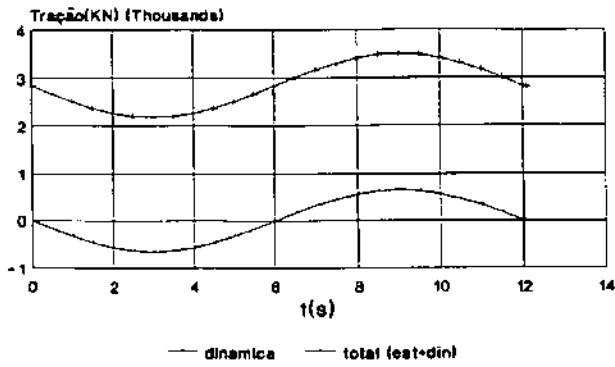
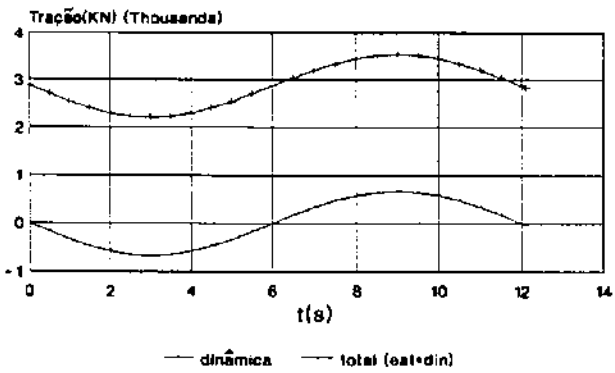


Figura 6.11 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

### Tração Efetiva L = 870m



### Tração Efetiva L = 900m



### Tração Efetiva L = 930m

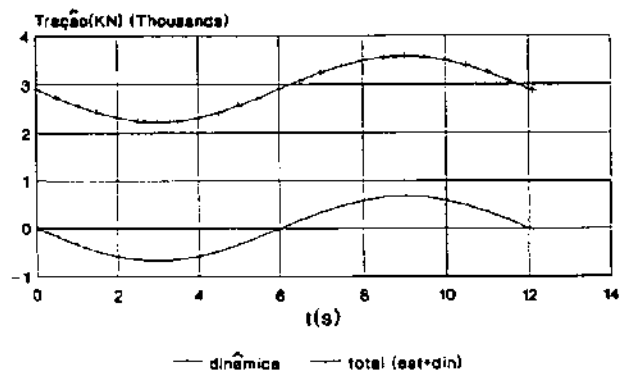
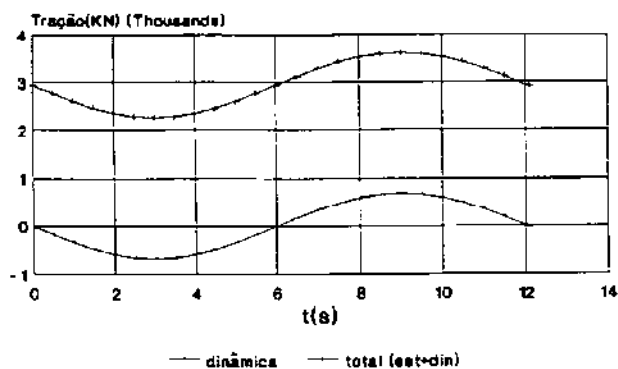


Figura 6.12 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada



## Tração Efetiva L = 960m



## Tração Efetiva L = 990m

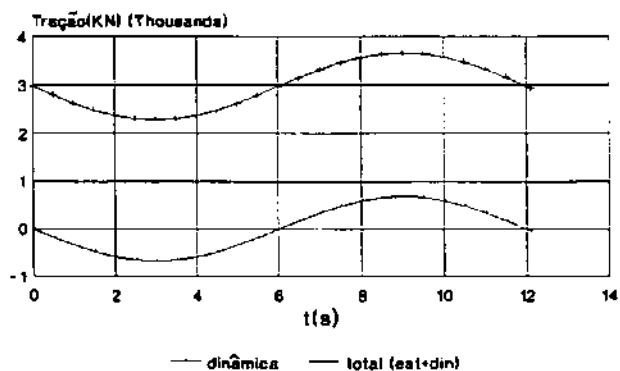
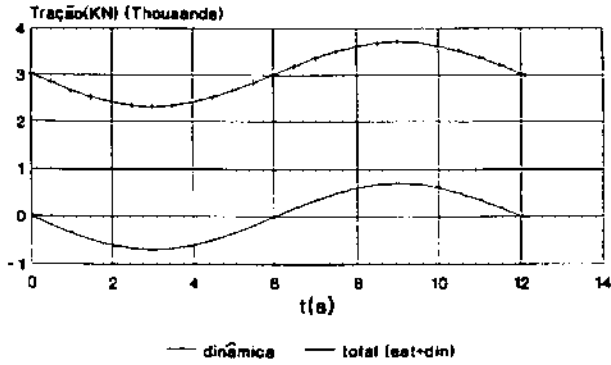


Figura 6.13 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

## Tração Efetiva L = 1030m



## Tração Efetiva L = 1100m

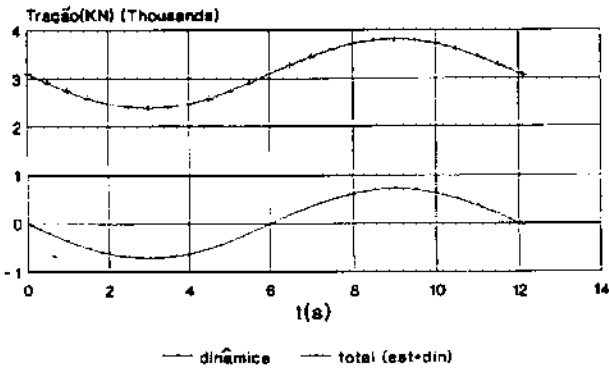


Figura 6.14 - Tração Efetiva Dinâmica Linearizada

Para frequências naturais extensionais maiores que as frequências de excitação de onda emprega-se o conceito de inextensibilidade. No caso de ocorrer a onda centenária de maior período (12.10s) a estrutura complacente possivelmente reduziria a possibilidade de haver ressonância pois para a lâmina d'água de 510m a frequência extensional para o modo rígido praticamente coincidiria com a da onda. Em vista disto, a estrutura complacente poderia ser mais vantajosa (Tabela 6.2).

A tração efetiva de maior ordem de grandeza obtida, através da Análise Dinâmica Linearizada para o grau de liberdade axial se encontra na faixa de 2400KN a 3800KN ("Riser" de 1030m, tração estática + dinâmica) como mostra o gráfico representado na Figura 6.14 e de 1480KN e 2400KN ("Riser de 60m, tração estática + dinâmica) (Figura 6.3).

## CAPÍTULO 7

### DINÂMICA NÃO LINEAR SEM COMPENSADOR

#### 7.1 - ANÁLISE NÃO LINEAR

O que caracteriza um problema como tendo comportamento linear é a proporcionalidade entre a resposta do sistema e o carregamento aplicado. Ou seja a resposta para um carregamento 10 vezes maior será um deslocamento 10 vezes maior.

Aquelas estruturas cujos comportamentos fogem a este critério de proporcionalidade são considerados como de comportamento não-linear.

Em estruturas de comportamento linear, os deslocamentos são infinitesimais, fazendo com que a configuração deformada se confunda com a original. No caso de estruturas flexíveis, os deslocamentos podem ter a mesma ordem de grandeza das dimensões da estrutura, fazendo com que seja necessário tratar as equações de equilíbrio na configuração deformada.

Em teoria linear de vigas, os efeitos axial e transversal são desacoplados. Em peças submetidas simultaneamente a tração/compressão e flexão, aparece a interação entre os efeitos e esta se torna ainda mais pronunciada no caso de estruturas esbeltas como "Risers".

Tanto em "Risers" como em linhas de ancoragem, o aumento de tração corresponde a um enrijecimento do sistema.

Análise não linear estrutural é a previsão da resposta de estruturas com comportamento não linear e combina recursos fornecidos por modelo matemáticos desenvolvidos com métodos de discretização estrutural e técnicas numéricas.

## 7.2 - FONTES DE NÃO LINEARIDADES E MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS.

Em análise estrutural há quatro fontes de comportamento não linear e seus efeitos correspondentes são identificados em termos do material, da geometria, da força e do deslocamento.

O comportamento não-linear pode ser de origem geométrica ou física. A não-linearidade física vem do comportamento do material da estrutura, quando submetido a tensões crescentes, plastificando-se, adquirindo dessa forma, tensões residuais. No caso de ser atingida a tensão de escoamento, a estrutura passa a sofrer deslocamentos sob carga constante levando à rutura [46].

A não-linearidade geométrica é devida basicamente a grandes deslocamentos e interação axial-transversal, efeitos que são pronunciados em sistemas estruturais do tipo linha de ancoragem e "Risers". Um outro efeito importante de não-linearidade geométrica é o da instabilidade (problemas de flambagem elástica) [46,47].

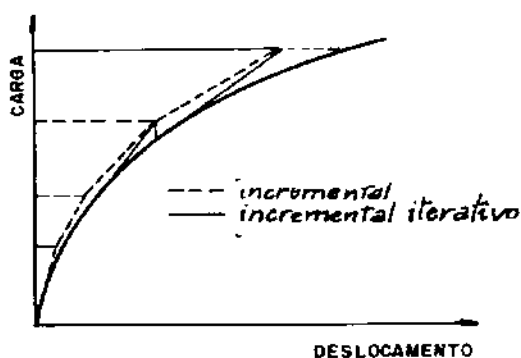
Um diagrama de resposta se caracteriza por apresentar a grosso modo o comportamento de uma estrutura.

Conseqüentemente a análise não-linear fornece a possibilidade de caracterizar o comportamento físico da estrutura através de modelos matemáticos computacionais.

O método dos elementos finitos domina o universo da discretização das equações que regem o comportamento estrutural [48]. A análise não-linear de estruturas, ferramenta utilizada neste trabalho possibilita o estudo das tensões que estão ocorrendo em função do carregamento imposto à estrutura que por sua vez deverá suportá-lo antes que falhas globais possam ocorrer.

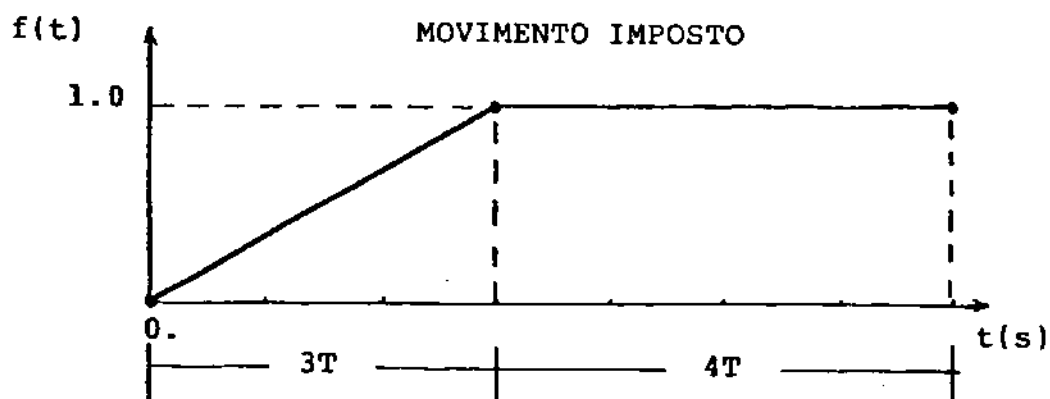
Possibilita ainda que se estabeleça a deformada da estrutura sujeita às cargas aplicadas e seus limites operacionais.

Os procedimentos numéricos adotados para análises não-lineares consistem em realizar uma série de análises lineares, procurando-se obter melhores aproximações a cada novo ciclo. O carregamento aplicado para um novo ciclo será a diferença entre a carga aplicada e as forças resistentes causadas pela deformação da estrutura (vetor de desequilíbrio ou de resíduo). Pode-se adotar um método puramente iterativo, que consiste em aplicar o carregamento com seu valor total e realizar iterações sucessivas até atingir o equilíbrio. A figura 7.1 ilustra o procedimento para um sistema de um grau de liberdade.



**Figura 7.1 - Procedimentos Incremental e Incremental Iterativo**

Em muitas análises, não é conveniente aplicar o carregamento em seu valor total e sim aplicá-lo incrementalmente. Ou seja, pode-se aplicar um carregamento  $P$  empregando-se 10 incrementos de  $0.1P$ . Dentro de cada novo nível de carga, pode-se realizar iterações ou não. Quando não se realizam iterações, o método é dito puramente incremental. Caso se realizem iterações tem-se um algoritmo incremental-iterativo.



**Figura 7.2 - Exemplo de Função Tempo para Aplicação de Carregamento**

O objetivo é fazer com que o desequilíbrio apresente uma queda ao final de cada iteração. Num procedimento numérico este valor jamais chegará exatamente ao valor zero. O que se faz então, é adotar um critério de convergência, que controla o final do processo iterativo em função de uma tolerância previamente especificada.

O critério pode ser em função de deslocamentos, forças, os dois em conjunto, e até de energia. Existem muitas formas e critérios que podem ser adotados, variando em função do tipo de problema que se está enfocando.

### 7.3 - O SISTEMA ANFLEX

O sistema ANFLEX foi escolhido para a realização das análises não-lineares estática e dinâmica por ter sido desenvolvido com base na teoria adequada à análise de estruturas tais como linhas de ancoragem, "Risers" rígidos, "Risers" flexíveis, ou ainda combinações entre estes componentes e estruturas reticuladas. Este sistema atende a todos os requisitos teóricos anteriormente descritos, com relação à abordagem não linear estática e dinâmica [49].

Em aplicações a problemas reais no ANFLEX, emprega-se sempre o algoritmo incremental-iterativo. Nas análises estáticas, a matriz de rigidez é reavaliada a cada iteração e em análises dinâmicas a matriz de rigidez é reavaliada apenas no início de cada intervalo de tempo.

No ANFLEX, adotou-se um critério em função dos deslocamentos, podendo-se opcionalmente, também controlar



o processo a partir do desequilíbrio de forças. O mais usual em aplicações práticas é adotar-se apenas deslocamentos.

Em análises estáticas o critério adotado é:

$$\frac{\| \Delta d^n \|}{\sum_i \| \Delta d^i \|} \leq \text{TOL} \quad (7.1)$$

onde:

$\Delta d^n$  - vetor de deslocamentos incrementais, correspondentes à última iteração realizada (n).

$\Delta d^i$  - vetor de deslocamentos incrementais da iteração  $i = 1, n$ .

TOL - tolerância (normalmente adotado valor 0.001)

$\| \|$  - indica norma euclidiana.

$$\| d \| = \sqrt{d_1^2 + d_2^2 + \dots + d_m^2} \quad (7.2)$$

Em análise dinâmicas o critério é bastante semelhante, com a diferença que no denominador temos a norma euclidiana do somatório de deslocamentos incrementais e não o somatório das normas.

O critério de força, uma vez especificado, não substitui o de deslocamentos, passando a se constituir num teste adicional realizado de acordo com:

$$\frac{\| r^n \|}{\| r^1 \|} \leq \text{TOLF} \quad (7.3)$$

onde:

$r^n$  - vetor de forças de desequilíbrio, correspondentes à última iteração realizada ( $n$ ).

$r^1$  - vetor de forças de desequilíbrio, correspondente à primeira iteração.

TOLF - tolerância de força =  $10. \times TOL$

A aplicação deste critério é feita ocasionalmente, quando se observam problemas de desequilíbrio de forças ao final dos incrementos.

## 7.4 - ANÁLISE ESTÁTICA

Uma análise estática de um riser é feita primeiramente levando-se em conta o carregamento devido ao peso próprio do riser, pressões hidrostáticas interna e externa e numa segunda etapa, após já se ter atingido o equilíbrio, as forças de corrente são também consideradas, podendo-se incluir ainda o efeito da onda.

A presença de grandes deslocamentos devidos às não linearidades e a forte dependência da força lateral no elemento do riser quando inclinado é tal que o carregamento estático total é aplicado de forma incremental à estrutura com a matriz de rigidez e o vetor de carga sofrendo reavaliações a cada incremento. Os deslocamentos em cada estágio são acumulados e as tensões são avaliadas considerando-se os deslocamentos finais.

O algoritmo de solução do ANFLEX para análise não-linear estática, pode ser resumido de acordo com o quadro a seguir:

CÁLCULO:

\* Loop nos incrementos de carga  $i = 1, I$

Monta vetor de cargas concentradas aplicadas  $i_P$

\* Loop nas iterações  $n = 1, N$

Calcula para cada elemento  $m$ :

. matriz de rigidez atualizada  $i_k_m^n$

. forças internas resistentes  $i_f_m^n$

. forças equivalentes às cargas distribuídas  $i_c_m$  (apenas para  $n=1$ )

Monta matriz de rigidez global  $i_K^n = \sum_m i_k_m^n$

Monta vetor de desequilíbrio

$$i_R^n = i_P + \sum_m i_c_m + \sum_m i_f_m^n$$

Calcula deslocamentos incrementais

$$\Delta^i d = i_K^{n-1} i_R^n$$

Totaliza deslocamentos  $i_d^n = i_d^{n-1} + \Delta^i d$

Testa Convergência

Impressão de Resultados

## 7.5 - ANÁLISE DINÂMICA

A resposta dinâmica de um sistema estrutural difere da resposta estática devido à importância dos efeitos inerciais. Um carregamento constante ao longo do tempo não é capaz de despertar efeitos de inércia, sendo portanto considerado de caráter estático [49].

A possibilidade de uma estrutura responder dinamicamente a um dado carregamento periódico, depende de suas características intrínsecas, traduzidas por seus modos e períodos naturais de vibração. Um sistema estrutural apresenta resposta dinâmica se o carregamento tem um período ou um componente harmônico próximo de um de seus períodos naturais e uma distribuição espacial não ortogonal ao modo natural correspondente. Em outras palavras, quanto maior for esta proximidade, mais relevante será o comportamento dinâmico da estrutura.

O carregamento dinâmico pode não ser periódico. Uma carga de impacto por exemplo, não tem periodicidade mas tem caráter dinâmico.

A necessidade de se analisarem dinamicamente as estruturas vem do fato que para um dado carregamento, a resposta dinâmica pode ser algumas vezes maior, ou algumas vezes menor que a estática.

No caso deste estudo a obtenção dos modos naturais de vibração (sistema com múltiplos graus de liberdade) já descrita no capítulo anterior indica que a resposta dinâmica ao carregamento está presente.

As cargas induzidas por ondas não só tem grande importância por seu caráter dinâmico e sua magnitude como também nos casos de "Risers" conectados em geral à estruturas flutuantes, por induzirem movimentos ao riser em função dos movimentos da embarcação sendo mais uma fonte de excitação dinâmica a ser considerada. No caso deste trabalho é de extrema importância a sua consideração principalmente dos movimentos de "Surge" e mais ainda o de "Heave" (deslocamento vertical da embarcação) por ser o responsável por esforços de compressão axial no riser principalmente devidos à amplificação dinâmica como já foi amplamente discutido anteriormente.

## 7.6 - EFEITO DE AMORTECIMENTO NA ANÁLISE DINÂMICA NÃO LINEAR

Além do efeito de inércia, observa-se que o comportamento dinâmico traz também associado o efeito de amortecimento.

Assume-se que a força de amortecimento é proporcional à magnitude da velocidade. Este amortecimento é chamado viscoso.

Os "Risers" quando de sua instalação ou "Hangoff" apresentam grandes deslocamentos, e o amortecimento devido ao fluido torna-se de grande importância. No modelo de cálculo de cargas hidrodinâmicas, descrito no Apêndice 1, este efeito aparece no cálculo da força de arraste, que é proporcional ao quadrado da velocidade relativa fluido-estrutura. Este tipo de amortecimento provoca um efeito tão pronunciado, que é comum se desprezar o efeito

de amortecimento interno da estrutura, neste tipo de análise.

Dentro da formulação do método dos elementos finitos, pode-se considerar matrizes de amortecimento a nível dos elementos e que são espalhadas numa matriz de amortecimento global, a exemplo do que se faz para a rigidez. Este modelo está também implementado no ANFLEX.

Entretanto, o que ocorre é que os parâmetros de amortecimento estrutural a nível local de um elemento, não são conhecidos. O amortecimento que pode ser observado numa estrutura é resultante de uma série de complexos mecanismos que levam à perda de energia.

Dessa forma, são especificados percentuais de amortecimento crítico para cada modo de vibração da estrutura. Amortecimento crítico é o menor valor de amortecimento para o qual o sistema deixa de oscilar quando recebe uma perturbação inicial.

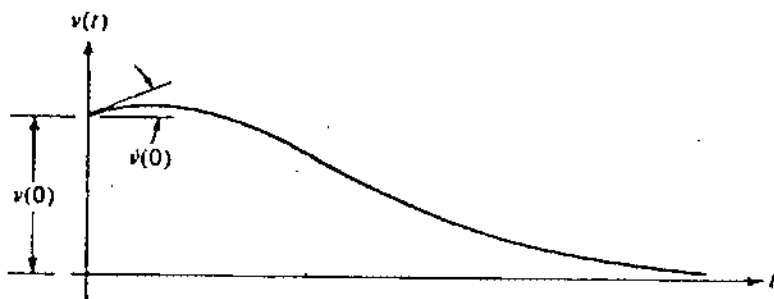


Figura 7.3 - Resposta para um Carregamento na Situação de Amortecimento Crítico

As estruturas em geral, são governadas por amortecimentos sub-críticos, ou seja, menores que o crítico. Valores adotados para amortecimento estrutural chegam no máximo a 5% do crítico, relativos a modos de

vibração que efetivamente contribuem para a resposta dinâmica [45].

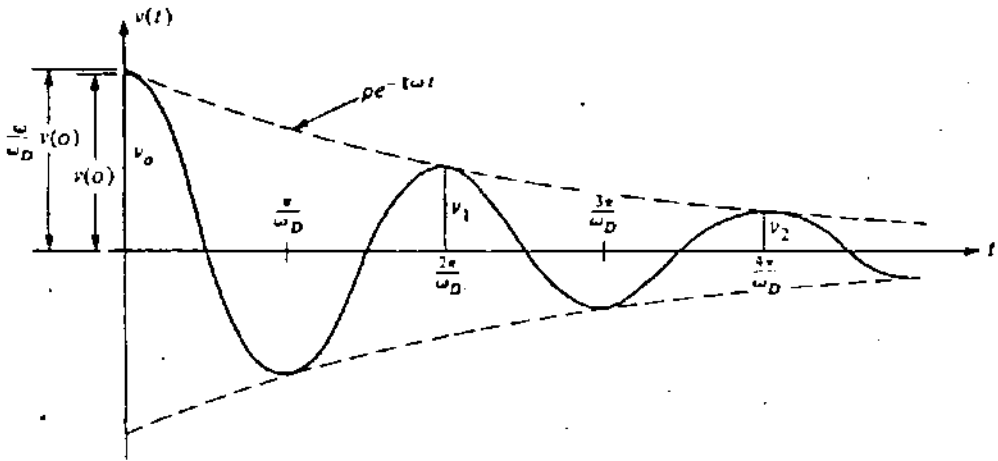


Figura 7.4 - Resposta para um Carregamento Harmônico (Sistema Amortecido)

No ANFLEX, a forma usual de consideração do amortecimento estrutural é através do modelo de Rayleigh. A matriz  $C$  é montada como uma combinação linear das matrizes de massa  $M$  e de rigidez  $K$ .

$$C = \alpha M + \beta K \quad (7.4)$$

Este modelo tem a limitação de que podem ser especificados percentuais de amortecimento crítico apenas relativos a dois modos de vibração da estrutura. Sendo assim, assumem-se taxas de amortecimento crítico  $\xi_1$  e  $\xi_2$  relativas à duas frequências  $w_1$  e  $w_2$  da estrutura.

Sendo  $w_2$  a frequência cujo período corresponde a 0,5 segundo e

$$\xi_1 = 5\% \text{ e } \xi_2 = 2\%$$

Calcula-se as constantes  $\alpha$  e  $\beta$  de acordo com as expressões abaixo tomando como valor para  $w_1$  a 1.<sup>a</sup> frequência natural de vibração para cada seqüência de instalação e/ou "Hangoff" obtida no Capítulo 4 para todos os comprimentos de riser de 60 a 1030m.

$$\alpha = \frac{2w_1 w_2 (\xi_1 w_2 - \xi_2 w_1)}{(w_2^2 - w_1^2)}$$

$$\beta = \frac{2(\xi_2 w_2 - \xi_1 w_1)}{(w_2^2 - w_1^2)}$$

As curvas abaixo relacionam fatores de amortecimento e frequências, dados os valores de  $\alpha$  e  $\beta$

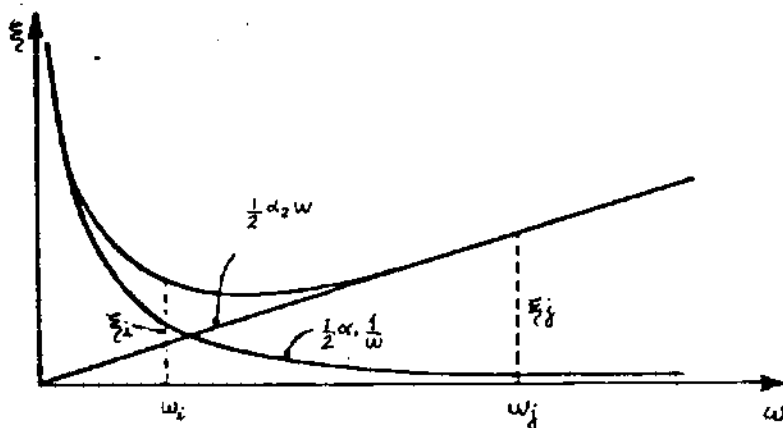


Figura 7.5 - Relação entre Fatores de Amortecimento e Frequências

No gráfico acima a curva A é responsável pelo amortecimento advindo apenas da massa do sistema e a curva B é responsável por aquele proporcional apenas à rigidez.

O coeficiente  $\beta$  é usado para amortecer frequências altas enquanto que  $\alpha$  é o responsável pelo amortecimento de frequências baixas.



Dados os valores de  $\alpha$  e  $\beta$ , o valor do amortecimento relativo a uma frequência qualquer  $w_1$  será dado pela expressão:

$$\xi_1 = \frac{1}{2} \left( \frac{\alpha}{w_1} + \beta w_1 \right) \quad (7.5)$$

Em análises de "Risers", o amortecimento estrutural é geralmente desconhecido. O amortecimento do fluido é bastante significativo, podendo ser da ordem de 10% do amortecimento crítico. O amortecimento estrutural é empregado como uma forma de limitar ou até eliminar a resposta para frequências muito altas ou muito baixas, que não sejam importantes para a resposta global do sistema e que muitas vezes prejudicam o bom condicionamento do algoritmo de integração das equações dinâmicas.

O modelo de Rayleigh é empregado estabelecendo-se frequências de corte, ou limites de frequências entre as quais se realiza a resposta dinâmica da estrutura. Dessa forma, o que ocorre é que o modelo funciona como um filtro de frequências que estejam fora do intervalo selecionado.

A fim de atender à formulação adotada no programa ANFLEX para a matriz de amortecimento, as constantes  $\alpha$  foram calculadas em função da primeira frequência natural de cada estrutura para cada lâmina d'água como mostram as Tabelas 7.1 a 7.6.

**MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL**

Riser de Perfuração

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Rotulada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	5.5410E-02	3.4815E-01	3.4456E-02
90	4.4190E-02	2.7765E-01	2.7533E-02
120	3.7790E-02	2.3744E-01	2.3573E-02
150	3.3550E-01	2.1080E-00	2.0235E-01
180	3.0480E-02	1.9151E-01	1.9039E-02
210	2.8120E-02	1.7668E-01	1.7572E-02
240	2.6230E-02	1.6481E-01	1.6397E-02
270	2.4690E-02	1.5513E-01	1.5439E-02
300	2.3380E-02	1.4690E-01	1.4623E-02
330	2.2270E-02	1.3993E-01	1.3932E-02
360	2.1300E-02	1.3383E-01	1.3328E-02
390	2.0450E-02	1.2849E-01	1.2798E-02
420	1.9690E-02	1.2372E-01	1.2324E-02
450	1.9010E-02	1.1944E-01	1.1900E-02
480	1.8400E-02	1.1561E-01	1.1519E-02
510	1.7840E-02	1.1209E-01	1.1170E-02
540	1.7330E-02	1.0889E-01	1.0852E-02
570	1.6870E-02	1.0600E-01	1.0565E-02
600	1.6440E-02	1.0330E-01	1.0296E-02
630	1.6040E-02	1.0078E-01	1.0047E-02
660	1.5690E-02	9.8583E-02	9.8280E-03
690	1.5320E-02	9.6258E-02	9.5969E-03
720	1.4990E-02	9.4185E-02	9.3908E-03
750	1.4690E-02	9.2300E-02	9.2034E-03
780	1.4400E-02	9.0478E-02	9.0222E-03
810	1.4130E-02	8.8781E-02	8.8535E-03
840	1.3880E-02	8.7211E-02	8.6973E-03
870	1.3630E-02	8.5640E-02	8.5410E-03
900	1.3410E-02	8.4257E-02	8.4035E-03
930	1.3190E-02	8.2875E-02	8.2660E-03
960	1.2980E-02	8.1556E-02	8.1347E-03
990	1.3440E-02	8.4446E-02	8.4223E-03
1010	1.2530E-02	7.8728E-02	7.8534E-03

Tabela 7.1 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

**MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL**

Riser de Perfuração

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Engastada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	5.6700E-02	3.5626E-01	3.5250E-02
90	4.4840E-02	2.8174E-01	2.7935E-02
120	3.3830E-02	2.1256E-01	2.1118E-02
150	3.3830E-01	2.1256E-01	2.1118E-01
180	3.0690E-02	1.9283E-01	1.8536E-02
210	2.8280E-02	1.7769E-00	1.7672E-02
240	2.6370E-02	1.6569E-01	1.6484E-02
270	2.4790E-02	1.5576E-01	1.5501E-02
300	2.3470E-02	1.4747E-01	1.4679E-02
330	2.2350E-02	1.4043E-01	1.3982E-02
360	2.1370E-02	1.3427E-01	1.3371E-02
390	2.0510E-02	1.2887E-01	1.2835E-02
420	1.9740E-02	1.2403E-01	1.2355E-02
450	1.9060E-02	1.1976E-01	1.1931E-02
480	1.8440E-02	1.1586E-01	1.1544E-02
510	1.7880E-02	1.1234E-01	1.1195E-02
540	1.8550E-02	1.1655E-01	1.1613E-02
570	1.6900E-02	1.0619E-01	1.0583E-02
600	1.6470E-02	1.0348E-01	1.0315E-02
630	1.6060E-02	1.0091E-01	1.0059E-02
660	1.5690E-02	9.8583E-02	9.8280E-03
690	1.5340E-02	9.6384E-02	9.6094E-03
720	1.5020E-02	9.4373E-02	9.4095E-03
750	1.5020E-02	9.4373E-02	9.4095E-03
780	1.5500E-02	9.7389E-02	9.7093E-03
810	1.4150E-02	8.8907E-02	8.8660E-03
840	1.3890E-02	8.7273E-02	8.7035E-03
870	1.3650E-02	8.5765E-02	8.5535E-03
900	1.3420E-02	8.4320E-02	8.4098E-03
930	1.3200E-02	8.2938E-02	8.2723E-03
960	1.2990E-02	8.1619E-02	8.1410E-03
990	1.3680E-02	8.5954E-02	8.5723E-03
1010	1.2540E-02	7.8791E-02	7.8597E-03

Tabela 7.2 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

**MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL**

Riser de Completação

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Rotulada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	5.9180E-02	3.7184E-01	3.6776E-02
90	4.7610E-02	2.9914E-01	2.9646E-02
120	4.0860E-02	2.5673E-01	2.5474E-02
150	3.6310E-01	2.2814E-01	2.2656E-01
180	3.2980E-02	2.0722E-01	2.0591E-02
210	3.0410E-02	1.9107E-00	1.8995E-02
240	2.8350E-02	1.7813E-01	1.7715E-02
270	2.6640E-02	1.6738E-01	1.6652E-02
300	2.5200E-02	1.5834E-01	1.5756E-02
330	2.3970E-02	1.5061E-01	1.4991E-02
360	2.2900E-02	1.4388E-01	1.4324E-02
390	2.1950E-02	1.3792E-01	1.3733E-02
420	2.1110E-02	1.3264E-01	1.3209E-02
450	2.0360E-02	1.2793E-01	1.2742E-02
480	1.9680E-02	1.2365E-01	1.2318E-02
510	1.9060E-02	1.1976E-01	1.1931E-02
540	1.7090E-02	1.0738E-01	1.0702E-02
570	1.7970E-02	1.1291E-01	1.1251E-02
600	1.7500E-02	1.0996E-01	1.0958E-02
630	1.7050E-02	1.0713E-01	1.0677E-02
660	1.6640E-02	1.0455E-02	1.0421E-03
690	1.6250E-02	1.0210E-02	1.0178E-03
720	1.5890E-02	9.9840E-02	9.9529E-03
750	1.5560E-02	9.7766E-02	9.7468E-03
780	1.5240E-02	9.5756E-02	9.5469E-03
810	1.4940E-02	9.3871E-02	9.3595E-03
840	1.4650E-02	9.2049E-02	9.1784E-03
870	1.4390E-02	9.0415E-02	9.0159E-03
900	1.4130E-02	8.8781E-02	8.8535E-03
930	1.3890E-02	8.7273E-02	8.7035E-03
960	1.3660E-02	8.5828E-02	8.5598E-03
990	1.3440E-02	8.4446E-02	8.4223E-03
1010	1.3160E-02	8.2687E-02	8.2473E-03

Tabela 7.3 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

**MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL**

Riser de Completação

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Engastada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	6.1560E-02	3.8679E-01	3.8239E-02
90	4.8800E-02	3.0662E-01	3.0381E-02
120	4.1590E-02	2.6132E-01	2.5926E-02
150	3.6810E-01	2.3128E-01	2.2966E-01
180	3.3350E-02	2.0954E-01	2.0820E-02
210	3.0410E-02	1.9107E-00	1.8995E-02
240	2.8570E-02	1.7951E-01	1.7852E-02
270	2.6820E-02	1.6858E-01	1.6764E-02
300	2.5360E-02	1.5934E-01	1.5856E-02
330	2.4100E-02	1.5142E-01	1.5072E-02
360	2.3010E-02	1.4458E-01	1.4393E-02
390	2.2050E-02	1.3854E-01	1.3795E-02
420	2.1200E-02	1.3320E-01	1.3265E-02
450	1.0430E-02	1.2837E-01	1.2785E-02
480	1.9740E-02	1.2403E-01	1.2355E-02
510	1.9120E-02	1.2013E-01	1.1969E-02
540	1.8550E-02	1.1655E-01	1.1613E-02
570	1.8020E-02	1.1322E-01	1.1282E-02
600	1.7540E-02	1.1021E-01	1.0983E-02
630	1.7090E-02	1.0738E-01	1.0702E-02
660	1.6680E-02	1.0480E-01	1.0446E-03
690	1.6290E-02	1.0235E-01	1.0203E-03
720	1.5930E-02	1.0009E-01	9.9778E-03
750	1.5590E-02	9.7956E-02	9.7655E-03
780	1.5270E-02	9.5944E-02	9.5657E-03
810	1.4960E-02	9.3996E-02	9.3720E-03
840	1.4680E-02	9.2237E-02	9.1971E-03
870	1.4410E-02	9.0541E-02	9.0284E-03
900	1.4150E-02	8.8907E-02	8.8660E-03
930	1.3910E-02	8.7399E-02	8.7160E-03
960	1.3680E-02	8.5954E-02	8.5723E-03
990	1.3460E-02	8.4572E-02	8.4348E-03
1010	1.3180E-02	8.2812E-02	8.2598E-03

Tabela 7.4 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL

Riser de Produção

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Rotulada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	8.9350E-02	5.6140E-01	5.5247E-02
90	7.3760E-02	4.6345E-01	4.5723E-02
120	6.4120E-02	4.0288E-01	3.9812E-02
150	5.7480E-01	3.6116E-01	3.5730E-01
180	5.2560E-02	3.3024E-01	3.2700E-02
210	4.8720E-02	3.0612E-00	3.0331E-02
240	4.5620E-02	2.8664E-01	2.8417E-02
270	4.3050E-02	2.7049E-01	2.6829E-02
300	4.0870E-02	2.5679E-01	2.5480E-02
330	3.9000E-02	2.4504E-01	2.4323E-02
360	3.7360E-02	2.3474E-01	2.3307E-02
390	3.5910E-02	2.2563E-01	2.2408E-02
420	3.4620E-02	2.1752E-01	2.1608E-02
450	3.3450E-02	2.1017E-01	2.0882E-02
480	3.2400E-02	2.0358E-01	2.0231E-02
510	3.1440E-02	1.9754E-01	1.9635E-02
540	3.0570E-02	1.9208E-01	1.9095E-02
570	2.9760E-02	1.8699E-01	1.8592E-02
600	2.9010E-02	1.8228E-01	1.8126E-02
630	2.8320E-02	1.7794E-01	1.7697E-02
660	2.7670E-02	1.7386E-01	1.7293E-02
690	2.7070E-02	1.7009E-01	1.6920E-02
720	2.6500E-02	1.6650E-01	1.6565E-02
750	2.5970E-02	1.6317E-02	1.6235E-02
780	2.5470E-02	1.6003E-02	1.5924E-02
810	2.5000E-02	1.5708E-02	1.5632E-02
840	2.4550E-02	1.5425E-02	1.5352E-02
870	2.4120E-02	1.5155E-02	1.5084E-02
900	2.3720E-02	1.4904E-02	1.4835E-02
930	2.3340E-02	1.4665E-02	1.4598E-02
960	2.2970E-02	1.4432E-02	1.4368E-02
990	2.2620E-02	1.4213E-02	1.4150E-02
1010	2.3600E-02	1.4828E-02	1.4730E-02

Tabela 7.5 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

**MATRIZ DE AMORTECIMENTO ESTRUTURAL**

Riser de Produção

CÁLCULO DA CONSTANTE ALFA

Condição de Contorno Engastada na Extr. Sup.

$$w_2 = 12.5664$$

$$\xi_1 = 0.05$$

$$\xi_2 = 0.02$$

COMP. RISER (m)	$W_1$ (ciclos/s)	$2 \pi W_1$ (rad/s)	AMASS
60	1.2310E-01	7.7346E-01	7.5729E-02
90	8.5050E-02	5.3438E-01	5.2625E-02
120	6.9500E-02	4.3668E-01	4.3113E-02
150	6.0620E-02	3.8089E-01	3.7661E-01
180	5.4630E-02	3.4325E-01	3.3975E-02
210	5.0200E-02	3.1542E-00	3.1245E-02
240	4.6740E-02	2.9368E-01	2.9109E-02
270	4.3920E-02	2.7596E-01	2.7367E-02
300	4.1570E-02	2.6119E-01	2.5913E-02
330	3.9570E-02	2.4863E-01	2.4675E-02
360	3.7840E-02	2.3776E-01	2.3604E-02
390	3.6320E-02	2.2821E-01	2.2662E-02
420	3.4970E-02	2.1972E-01	2.1825E-02
450	3.3760E-02	2.1212E-01	2.1075E-02
480	3.2670E-02	2.0527E-01	2.0398E-02
510	3.1680E-02	1.9905E-01	1.9784E-02
540	3.0780E-02	1.9340E-01	1.9225E-02
570	2.9950E-02	1.8818E-01	1.8710E-02
600	2.9180E-02	1.8334E-01	1.8231E-02
630	2.8470E-02	1.7888E-01	1.7790E-02
660	2.7810E-02	1.7474E-01	1.7380E-02
690	2.7200E-02	1.7090E-01	1.7000E-02
720	2.6620E-02	1.6726E-01	1.6640E-02
750	2.6080E-02	1.6387E-01	1.6304E-02
780	2.5570E-02	1.6066E-01	1.5987E-02
810	2.5090E-02	1.5764E-01	1.5688E-02
840	2.4640E-02	1.5482E-01	1.5408E-02
870	2.4210E-02	1.5212E-01	1.5140E-02
900	2.3800E-02	1.4954E-01	1.4885E-02
930	2.3410E-02	1.4709E-01	1.4642E-02
960	2.3040E-02	1.4476E-01	1.4412E-02
990	2.2690E-02	1.4257E-01	1.4194E-02
1010	2.2460E-02	1.4112E-01	1.4050E-02

Tabela 7.6 - Cálculo do Coeficiente de Amortecimento  $\alpha$ .

No ANFLEX a equação de equilíbrio dinâmico é utilizada referida a um tempo  $t+\Delta t$  é:

$$M^{t+\Delta t} a + C^{t+\Delta t} v + K^{t+\Delta t} d = {}^{t+\Delta t} R \quad (7.6)$$

Onde:

M - matriz de massa (diagonal e constante ao longo do tempo).

C - matriz de amortecimento (proporcional às matrizes de massa e rigidez sendo atualizada a cada intervalo de tempo de acordo com as mudanças na matriz de rigidez).

K - matriz de rigidez (reavaliada no início de cada incremento).

a - vetor de acelerações nodais.

v - vetor de velocidades nodais.

d - vetor de deslocamentos nodais.

R - vetor efetivo de cargas aplicadas (também avaliado a cada intervalo de tempo, levando-se em conta a nova configuração e velocidades do intervalo imediatamente anterior).

As principais características de uma análise no domínio do tempo são:

a) O equilíbrio dinâmico é satisfeito apenas em pontos discretos afastados  $\Delta t$  um do outro;

b) Uma certa lei de variação dos campos de deslocamentos, velocidades e acelerações é assumida para cada intervalo de tempo.



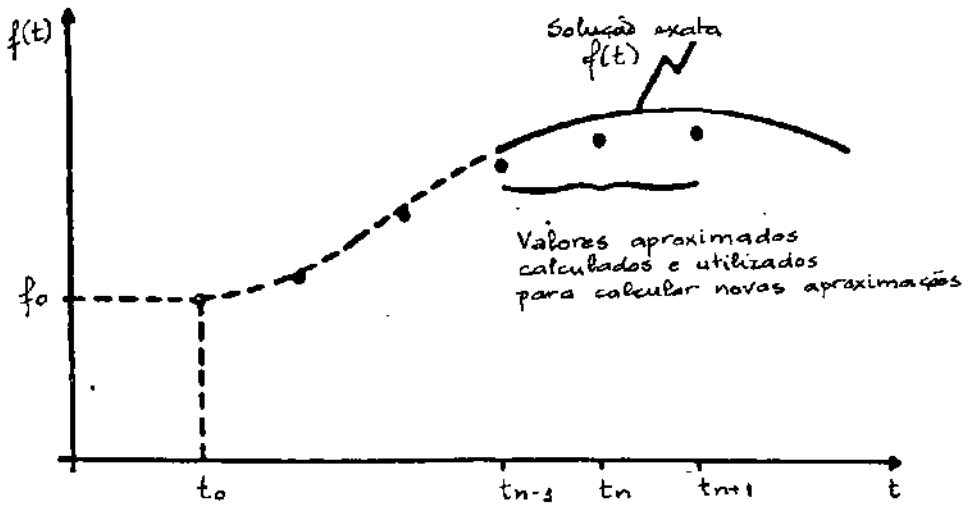


Figura 7.6 - Estratégia de Análise no Domínio do Tempo

O método de Newmark, implementado no ANFLEX, adota as seguintes hipóteses:

$$\begin{aligned}
 {}^{t+\Delta t}\mathbf{v} &= {}^t\mathbf{v} + [(1 - \delta) {}^t\mathbf{a} + \delta {}^{t+\Delta t}\mathbf{a}] \Delta t \\
 {}^{t+\Delta t}\mathbf{d} &= {}^t\mathbf{d} + {}^t\mathbf{v} \Delta t + [(\frac{1}{2} - \alpha) {}^t\mathbf{a} + \alpha {}^{t+\Delta t}\mathbf{a}] \Delta t^2 \quad (7.7)
 \end{aligned}$$

onde  $\delta$  e  $\alpha$  são parâmetros ajustados para obter bons resultados. Os valores adotados para estas constantes são  $\delta = 0.5$  e  $\alpha = 0.25$ . Com estes valores o método é chamado de aceleração média constante.

O algoritmo de solução das equações não-lineares é incremental do tipo Newton-Raphson modificado. A matriz de rigidez é atualizada apenas no início de cada incremento efetuando-se interações com matriz efetiva constante, como se pode ver no esquema abaixo:

- \* Loop nos intervalos de tempo  $i = 1, I$   
Tempo  $t + \Delta t$

Monta vetor de cargas externas aplicadas  ${}^{t+\Delta t}R$

- \* Loop nas interações  $n = 1, N$

Calcula para cada elemento  $m$ :

- . matriz de rigidez atualizada  ${}^{t+\Delta t}K_m(n=1)$
- . matriz de massa do elemento  $m_m(t=\Delta t)$
- . forças internas resistentes  ${}^{t+\Delta t}f_m^n$
- . forças equivalentes às cargas distribuídas  ${}^i c_m(n=1)$

Monta matrizes globais: (apenas  $n=1$ )

- . Rigidez:  ${}^{t+\Delta t}K = \sum_m {}^{t+\Delta t}k$
- . Massa:  $M = \sum_m m$
- . Amortecimento:  ${}^{t+\Delta t}C = \alpha M + \beta {}^{t+\Delta t}K$
- . Rigidez Efetiva:  ${}^{t+\Delta t}\hat{K} = {}^{t+\Delta t}K + a_0 M + a_1 {}^{t+\Delta t}C$

Monta vetor de forças efetivo

$${}^{t+\Delta t}\hat{R}^n = {}^{t+\Delta t}R + \sum {}^{t+\Delta t}c_m + \sum {}^{t+\Delta t}f_m^n$$

$$+ M (a_0 {}^{t+\Delta t}\Delta d^{n-1} + a_2 {}^t v + a_3 {}^t a)$$

$$+ C (a_1 {}^{t+\Delta t}\Delta d^{n-1} + a_4 {}^t v + a_5 {}^t a)$$

Calcula variação dos deslocamentos incrementais:

$${}^{t+\Delta t}\Delta \Delta d^n = {}^{t+\Delta t}K^{n-1} {}^{t+\Delta t}\hat{R}^n$$

Totaliza deslocamentos incrementais:

$${}^{t+\Delta t}\Delta d^n = {}^{t+\Delta t}\Delta d^{n-1} + {}^{t+\Delta t}\Delta \Delta d^n$$

Testa Convergência

Calcula velocidade e acelerações finais

Impressão de Resultados

Numa análise por integração direta são considerados todos os modos de vibração. Num modelo discreto tem-se um número de modos de vibração igual ao número de graus de liberdade, pois o modelo de consideração do efeito de inércia é o de massas discretas, concentradas nos pontos nodais, o que como já foi dito é o caso do ANFLEX.

## 7.7 - MASSA ROTACIONAL

Foi feita a consideração de massas rotacionais associadas aos nós dos elementos pois no caso de estruturas muito esbeltas a rigidez axial é muito maior que a rigidez à flexão podendo ocasionar mal condicionamento da matriz de rigidez.

Esta opção do ANFLEX é particularmente atrativa do ponto de vista que o algoritmo de integração de Newmark emprega uma matriz de rigidez efetiva que combina as matrizes de massa e rigidez e os termos desta matriz relativos à rotação passam a ter valores numéricos mais compatíveis sem perda de rigor para a modelação.

## 7.8 - CARGAS DINÂMICAS

### 7.8.1 - ONDAS

Com respeito às cargas dinâmicas muito pouco se tem a acrescentar já que o ANFLEX dispõe de formulação específica baseada na Teoria de Airy que está descrita no Apêndice 2, onde a superfície livre é dada por

$$\eta(t) = \frac{H}{2} \cos (Kx - wt)$$

$$L_{\text{onda}} = \frac{gT^2}{2\pi} \tanh (Kd) \text{ sendo}$$

$L_{\text{onda}}$  o comprimento de onda e o número da onda

$$w^2 = gK \tanh (Kd)$$

Para águas profundas ( $d/L > 0.5$ ) tem-se que a  $\tanh (kd) \approx 1$  fazendo com que as expressões cinemáticas se simplifiquem.

$$\frac{\cosh(Kz)}{\sinh(Kd)} = \frac{\sinh(Kz)}{\sinh(Kd)} = e^{K(z-d)}$$

### 7.8.2 - CONSIDERAÇÃO DA CORRENTE

A corrente é definida através de um perfil poligonal, em que são fornecidos valores de velocidade e ângulos de ataque correspondentes a valores de coordenada  $z$  global do

fundo para a superfície. Os ângulos de ataque, semelhante ao da onda, são referidos ao eixo x-global e contados no sentido anti-horário.

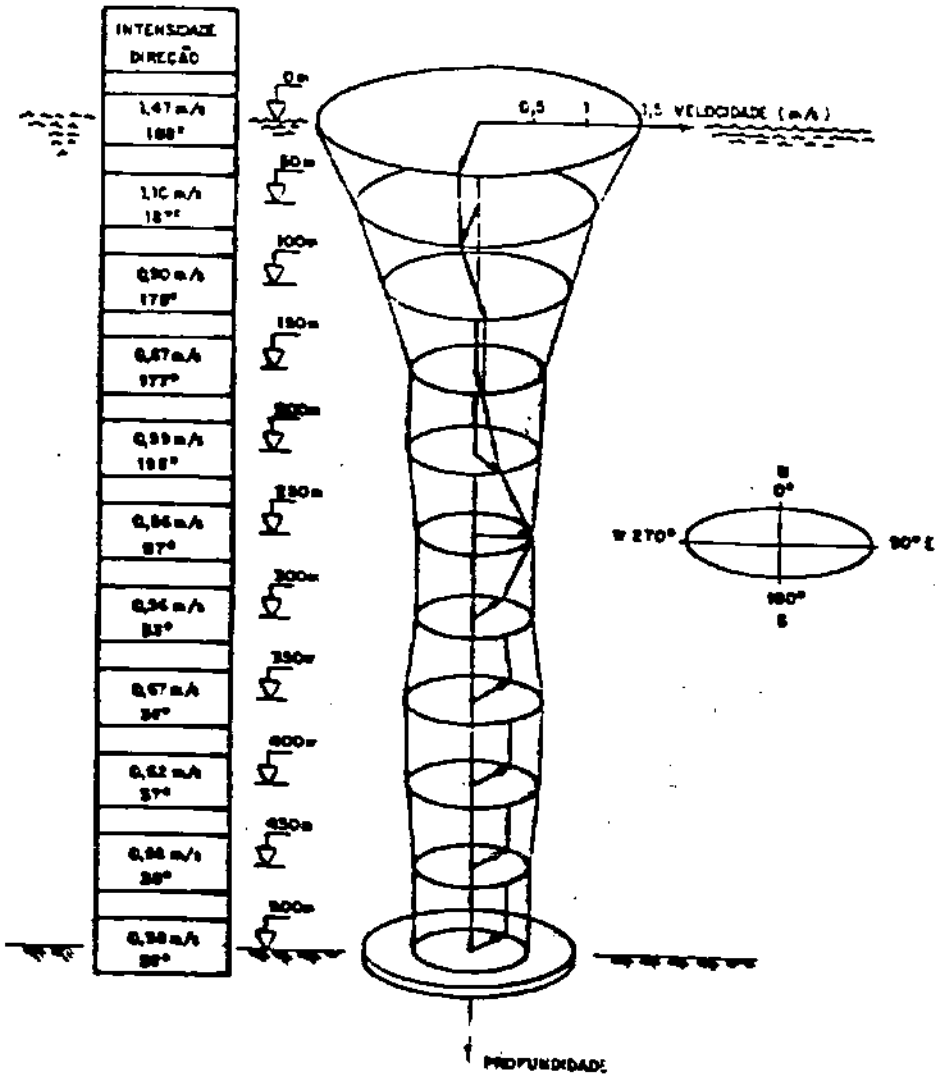


Figura 7.7 - Perfil Poligonal de Corrente

A carga de corrente tem caráter estático, sendo usualmente aplicada incrementalmente à estrutura. Este caráter incremental é fornecido através de uma função tempo, podendo ser associada ao carregamento de onda e

corrente. Na dinâmica, a corrente normalmente permanece constante ao longo da análise.

As velocidades de corrente são somadas vetorialmente às velocidades de onda. Após esta soma é que então, se faz a projeção na direção normal ao elemento para posterior aplicação da fórmula de Morison. Na região de variação da superfície livre, não é feita extrapolação dos valores de corrente fornecidos.

No caso do ANFLEX se o perfil de corrente tiver valores de velocidades somente até o nível de águas tranquilas, na região de crista da onda não será somada a parcela correspondente à corrente. Ou seja, a extrapolação fica a cargo do analista. Quando se for aplicar corrente em conjunto com onda, é conveniente fornecer o perfil até uma cota  $z$  que corresponda à elevação da crista. Por outro lado, o perfil de corrente deve ser definido até, no mínimo, o nível de águas tranquilas, caso contrário o programa emite mensagem de erro e para o processamento.

A nível de um elemento, o ângulo de ataque será considerado como constante, tomando-se o valor médio entre os valores calculados nos pontos nodais.

Para a análise estática realizada neste trabalho a onda foi considerada como carregamento por conter uma parcela estática devida ao efeito de superfície livre que se torna ainda maior quando se faz a soma vetorial com as velocidades de corrente.

## 7.9 - DADOS METEO-OCEANOGRÁFICOS

A fim de proceder às análises não lineares estática e dinâmica foi considerado o perfil de correntes poligonal para Marlim e Albacora adotando a corrente centenária a fim de estar a favor da segurança já que existe a possibilidade de sua ocorrência (figura 7.8).

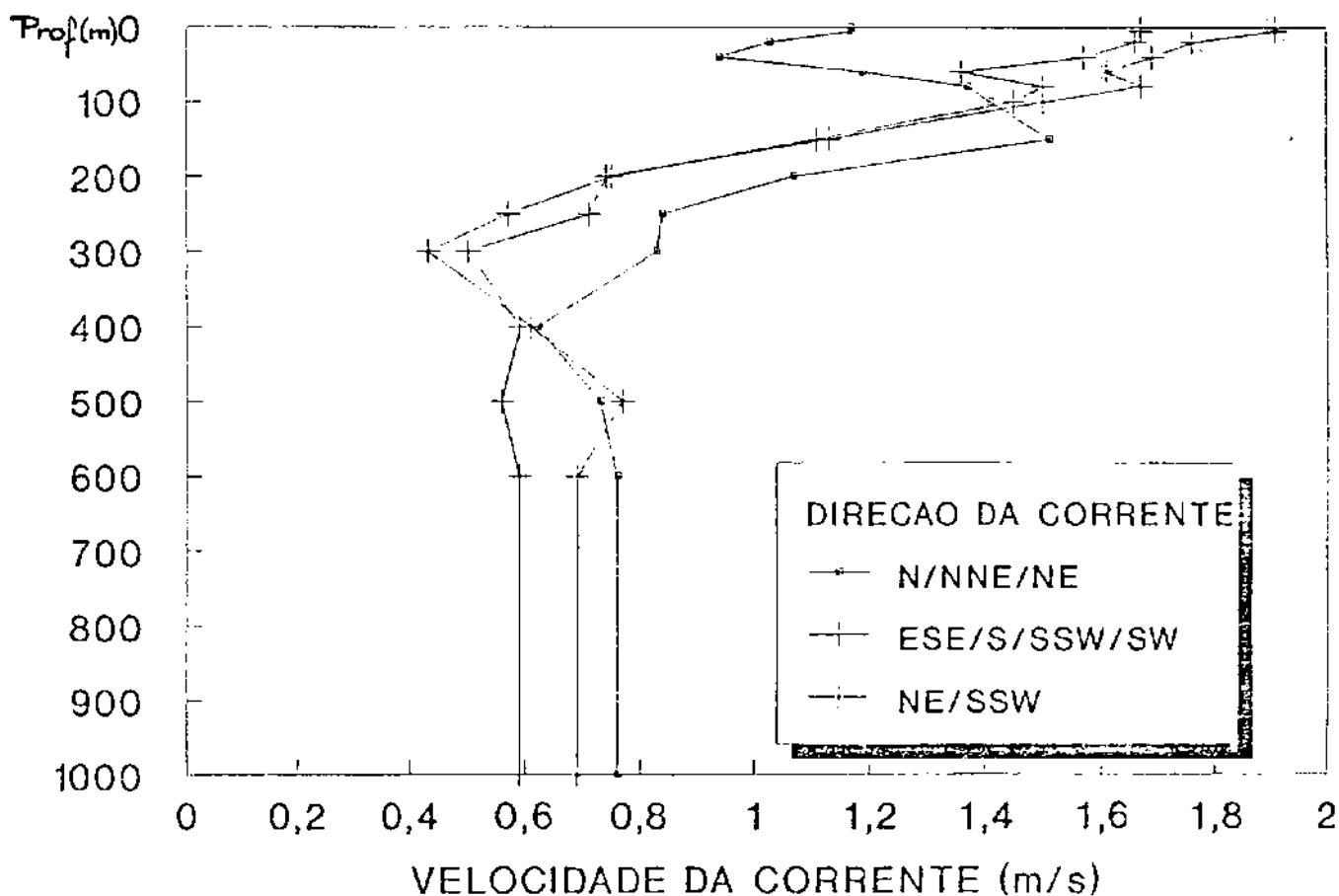


Figura 7.8 - Perfil Poligonal de Corrente Centenária para Marlim e Albacora

## 7.9.1 - ONDAS

Os parâmetros característicos das ondas, em função do período de retorno (anos), em relação ao nível médio do mar, para a região dos campos de Marlim e Albacora estão descritos abaixo:

	PERÍODO DE RETORNO (ANOS)				
	1	10	30	50	100
HMAX-Altura Máxima (m)	9.5	11.8	12.8	13.2	14.2
THMAX-Período associado a HMAX (seg)	10.3	11.2	12.5	11.7	12.1
HS-Altura significativa (metros)	5.1	6.3	6.9	7.1	7.6
TZ-Período de zeros ascendentes (segundos)	7.9	8.5	8.8	9.0	9.2
Frequência Máxima	0.61	0.5609	0.5463	0.5370	0.519
Frequência zeros ascendentes	0.795	0.7392	0.7139	0.6981	0.683

Tabela 7.7 - Parâmetros Característicos de Onda

## 7.9.2 - CORRENTES

Nesta análise considerou-se o perfil de correntes abaixo fornecido pelo Grupo de Oceanografia do CENPES/DIPREX/SEPRON que é representativo da situação de mar de Marlim-Albacora.



Pontos	Coordenadas Z	Ângulo de Ataque (Graus)	Velocidade m/s
1	0.00	0.0	0.69
2	400.00	0.0	0.69
3	500.00	0.0	0.77
4	600.00	0.0	0.61
5	700.00	0.0	0.43
6	750.00	0.0	0.57
7	800.00	0.0	0.75
8	850.00	0.0	1.13
9	900.00	0.0	1.50
10	920.00	0.0	1.67
11	940.00	0.0	1.61
12	960.00	0.0	1.69
13	980.00	0.0	1.76
14	995.00	0.0	1.91
15	1000.00	0.0	1.91
16	1050.00	0.0	1.91

Tabela 7.8 - Perfil de Corrente

### 7.9.3 - MOVIMENTOS IMPOSTOS DE HEAVE E SURGE

Estes movimentos são estimados da resposta de um navio de perfuração com mar de proa.

Os ângulos de fase são medidos com respeito à incidência da elevação da onda na posição horizontal do ponto de instalação. Acredita-se ser interessante realizar a mesma seqüência adotada para o riser de perfuração levando-se em conta "Risers" de completação e de produção, apesar de se poder supor que o comportamento seja bastante semelhante.

Para o caso desta análise tomou-se com base as curvas de RAO's para o navio SEDCO 472, conforme abaixo, obtidas com o programa SESAM.

SESAM:POSTRES 5.3-01

- △— HEAVE-0.0-USER\_SPECIFIED\_RESPONSE
- ▽- HEAVE-45.0-USER\_SPECIFIED\_RESPONSE
- +-- HEAVE-90.0-USER\_SPECIFIED\_RESPONSE

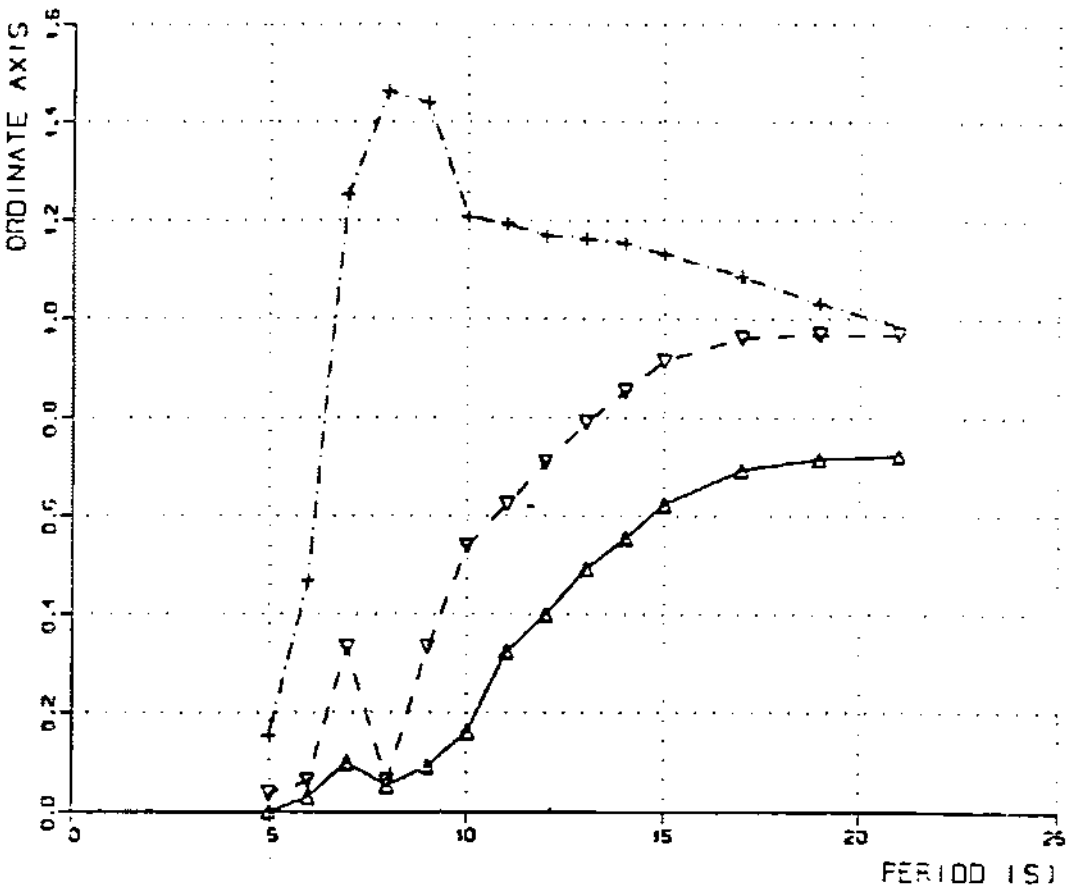


Figura 7.9 - RAO de Heave

SESAM;POSTRESP 5.3-01

—▲— SURGE-0.0-USER\_SPECIFIED\_RESPONSE

-▽- SURGE-45.0-USER\_SPECIFIED\_RESPONSE

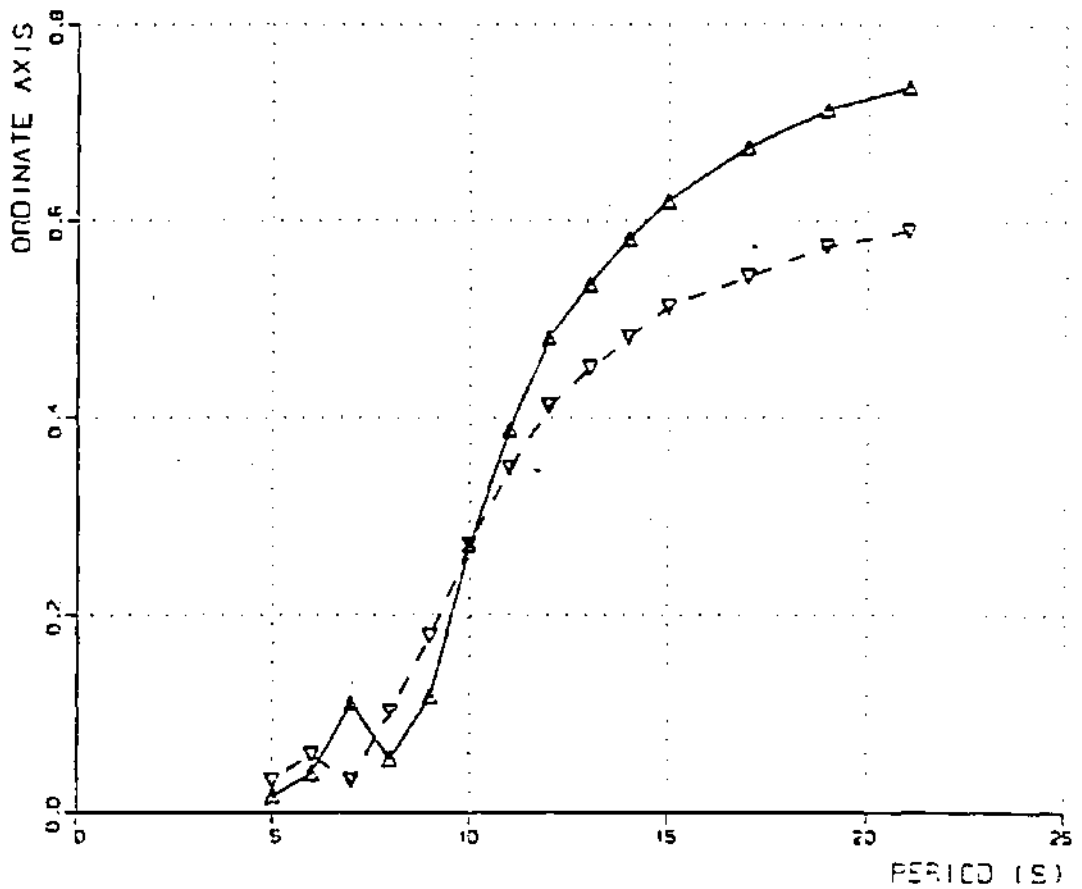


Figura 7.10 - RAO de Surge

Movimentos lineares do NS SEDCO 472 e acelerações induzidas no topo do riser

Aproamento	Altura de onda (m)	Período (s)	RAO HOR	RAO VERT.
0.	9.500	10.300	.315	.214
0.	11.800	11.200	.409	.345
0.	14.200	12.100	.487	.412
45.	9.500	10.300	.472	.565
45.	11.800	11.200	.548	.637
45.	14.200	12.100	.622	.712
90.	9.500	10.300	.789	1.197
90.	11.800	11.200	.814	1.186
90.	14.200	12.100	.832	1.170

Aproamento	A.S. HOR.	A.S. VERT.	A.S. ACEL. HOR.	A.S. ACEL. VERT.
0.	1.495	1.015	.556	.378
0.	2.414	2.035	.760	.640
0.	3.457	2.922	.932	.788
45.	2.243	2.685	.835	.999
45.	3.235	3.758	1.018	1.183
45.	4.414	5.052	1.190	1.362
90.	3.750	5.685	1.395	2.116
90.	4.804	6.996	1.512	2.202
90.	5.909	8.307	1.593	2.240

Tabela 7.9 - Amplitudes Simples e RAO (Navio SEDCO 472)

RAO HOR.  $\frac{\text{Amplitude simples de deslocamento horizontal}}{\text{Amplitude simples de onda}}$

RAO VERT.  $\frac{\text{Amplitude simples de deslocamento vertical}}{\text{Amplitude simples de onda}}$

$$\text{A.S. HOR.} = (\text{RAO HOR}) * \frac{H}{2}$$

$$\text{A.S. VERT.} = (\text{RAO VERT}) * \frac{H}{2}$$

A.S. ACEL. HOR. = Amplitude simples da aceleração horizontal

A.S. ACEL. VERT. = Amplitude simples da aceleração vertical

As maiores acelerações horizontais e verticais ocorrem para incidência de onda 90° e condição ambientais centenárias.

A análise de "Hangoff" será efetuada para as seguintes condições:

Corrente centenária (perfil 3 - com inversão)

Altura de onda: 14.2 m

Período de onda: 12.1 s

Lâmina d'água: 1000 m

Amplitude simples do movimento horizontal: 5.909 m

Amplitude simples do movimento vertical: 8.307 m

Fase do movimento horizontal: 0.

Fase do movimento vertical: 0.

onde:

A.S. HOR. = Amplitude simples de deslocamento horizontal.

A.S. VERT = Amplitude simples de deslocamento vertical.

## 7.10 - ESTRATÉGIA ADOTADA PARA A OBTENÇÃO DA SOLUÇÃO NÃO-LINEAR

Em análises de "Risers" faz-se uma clara distinção entre o conjunto de cargas estáticas e o conjunto de cargas dinâmicas.

### Cargas Estáticas:

- . peso próprio e empuxo;
- . corrente;

### Cargas Dinâmicas:

- . onda;
- . movimento imposto no topo devido ao efeito da onda no flutuante.

Neste caso a estratégia consistiu em dividir a análise em duas partes, ou numa análise dita estática-dinâmica. A parte estática do carregamento foi aplicada e resolvida numa análise estática. Ao final desta análise, os resultados foram salvos. A partir desta configuração, iniciou-se uma análise dinâmica, com redefinição de carregamento, em que foram fornecidas as cargas estáticas, juntamente com as cíclicas.

A partir de uma determinado instante da análise, as cargas cíclicas começam a atuar despertando os efeitos de inércia e amortecimento.

Na análise estática, o primeiro incremento levou em consideração a aplicação integral do peso próprio e empuxo, sem introdução de corrente. Dessa forma o riser atingiu a configuração inicial de equilíbrio, incorporando o estado de tensões correspondentes nos elementos.

Os demais carregamento, corrente e movimento imposto, foram introduzidos de formas gradual a partir do segundo incremento de carga.

O esquema de aplicação de cargas foi realizado através da especificação das funções tempo contidas. No ANFLEX, para todo carregamento especificado, determina-se a percentagem do mesmo a ser aplicado a cada instante, através de uma função tempo tal como já foi exemplificado na Figura 7.2.

Os mesmos valores de cargas de peso próprio, empuxo e corrente ao final da estática foram introduzidos no início da dinâmica. O movimento cíclico foi introduzido através de uma suavização.

No caso do ANFLEX a onda é introduzida integralmente pois apenas uma única função para onda e corrente é considerada e como a corrente já foi aplicada integralmente, a onda entra com seu valor total desde o início da análise.

Uma alternativa utilizada foi a de se especificar a onda já na estática, facilitando-se o aspecto de convergência no início da análise dinâmica.

## 7.11 - RESULTADOS OBTIDOS

Como já foi previamente ilustrado, as análises foram realizadas para o mesmo sistema de "Risers" já identificado em capítulos anteriores. Tomou-se como exemplo o riser de perfuração devido ao grande número de análises para ilustrar completamente o problema.

São apresentados nas Tabelas 7.10 a 7.22 resultados referentes à:

- Análise estática - com condição de contorno rotulada e engastada no topo e livre na base.
- Análise dinâmica - com condição de contorno rotulada e engastada no topo e livre na base.



L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
330 ROT	TOPO	EST	0.151	- 2060.00	- 1740.00
			0.151	- 2060.00	- 1740.00
	BASE	EST	- 0.0297	- 1260.00	+24100.00
			- 0.0297	- 1260.00	+24100.00
TOPO	DIN	- 0.0976	- 2650.00	- 2330.00	
		0.725	- 1510.00	- 1190.00	
BASE	DIN	- 135	- 1450.00	23900.00	
		- 131	- 1100.00	24300.00	
330 ENG	TOPO	EST	61.6	- 2060.00	- 1740
			61.6	- 2060.00	- 1740
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23900
			- 0.0279	- 1260.00	23900
TOPO	DIN	- 66	- 2660.00	- 2340.00	
		+ 368	- 1520.00	- 1200.00	
BASE	DIN	- 135	- 1450.00	23700	
		132	- 1110.00	24000	

Tabela 7.10 - Esforços no Riser - L=330m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
480 ROT	TOPO	EST	0.190	- 2260.00	- 2010.00
			0.190	- 2260.00	- 2010.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	24100.00
			- 0.0279	- 1260.00	24100.00
TOPO	DIN	- 0.0395	- 2880.00	- 2630.00	
		0.771	- 1610.00	- 1360.00	
BASE	DIN	- 111.00	- 1440.00	23900.00	
		86.90	- 1070.00	24300.00	
480 ENG	TOPO	EST	79.3	- 2260	- 2020.00
			79.3	- 2260	- 2020.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.	23800.00
			- 0.0279	- 1260.	23800.00
TOPO	DIN	- 46.2	- 2890.	- 2640.00	
		399.0	- 1620.	- 1370.00	
BASE	DIN	- 112.0	- 1440.00	23600.00	
		87.40	- 1070.00	24000.00	

Tabela 7.11 - Esforços no Riser - L=480m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
510 ROT	TOPO	EST	0.198	- 2300.00	- 2060.00
			0.198	- 2300.00	- 2060.00
	BASE	EST	- 0.0297	- 1260.00	24100.
			- 0.0297	- 1260.00	24100.
TOPO	DIN	- 0.0290	- 2950.00	- 2720.	
		0.772	- 1670.00	- 1430.	
BASE	DIN	- 106.00	- 1450.00	23900.00	
		88.30	- 1080.00	24200.00	
510 ENG	TOPO	EST	83.10	- 2300.00	- 2070.00
			83.10	- 2300.00	- 2070.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23800.00
			- 0.0279	- 1260.00	23800.00
TOPO	DIN	- 39.9	- 2950.00	- 2720.00	
		402.00	- 1670.00	- 1440.00	
BASE	DIN	- 107.00	- 1450.00	23000.00	
		88.90	- 1080.00	24000.00	

Tabela 7.12 - Esforços no Riser - L=510m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
630 ROT	TOPO	EST	0.225	- 2460.00	- 2280.00
			0.225	- 2460.00	- 2280.00
	BASE	EST	- 0.0297	- 1260.00	24000.00
			- 0.0297	- 1260.00	24000.00
TOPO	DIN	0.0175	- 3130.00	- 2950.00	
		0.753	- 1790.00	- 1620.00	
BASE	DIN	- 85.3	- 1440.00	23800.00	
		85.3	- 1080.00	24200.00	
630 ENG	TOPO	EST	95.6	- 2460.00	- 2290.00
			95.6	- 2460.00	- 2290.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23800.00
			- 0.0279	- 1260.00	23800.00
TOPO	DIN	- 25.6	- 3130.00	- 2960.00	
		405.00	- 1790.00	- 1620.00	
BASE	DIN	- 85.7	- 1440.00	23600.00	
		88.6	- 1080.00	23900.00	

Tabela 7.13 - Esforços no Riser - L=630m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
720 ROT	TOPO	EST	0.230	- 2580.00	- 2450.00
			0.230	- 2580.00	- 2450.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	24000.00
			- 0.0279	- 1260.00	24000.00
	TOPO	DIN	0.0195	- 3350.00	- 3220.00
			0.707	- 1870.00	- 1730.00
	BASE	DIN	- 82.50	- 1460.00	23800.00
			73.00	- 1080.00	24200.00
720 ENG	TOPO	EST	99.00	- 2580.00	- 2450.00
			99.00	- 2580.00	- 2450.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23700.00
			- 0.0279	- 1260.00	23700.00
	TOPO	DIN	- 28.20	- 3350.00	- 3220.00
			393.00	- 1870.00	- 1740.00
	BASE	DIN	- 82.4	- 1460.00	23500.00
			73.4	- 1080.00	23900.00

Tabela 7.14 - Esforços no Riser - L=720m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local(KN)	Tração Real no Riser(KN)
810 ROT	TOPO	EST	0.236	- 2710.00	- 2610.00
			0.236	- 2710.00	- 2610.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23900.00
			- 0.0279	- 1260.00	23900.00
TOPO	DIN	0.0320	3470.00	- 3370.00	
		0.686	1940.00	- 1840.00	
BASE	DIN	- 65.30	- 1450.00	23800.00	
		56.90	- 1070.00	24100.00	
810 ENG	TOPO	EST	102.00	- 2710.00	- 2620.00
			102.00	- 2710.00	- 2620.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23700.00
			- 0.0279	- 1260.00	23700.00
TOPO	DIN	- 22.20	- 3470.00	- 3380.00	
		391.00	- 1940.00	- 1850.00	
BASE	DIN	- 66.2	- 1450.00	23500.00	
		57.3	- 1070.00	23900.00	

Tabela 7.15 - Esforços no Riser - L=810m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser(KN)
870 ROT	TOPO	EST	0.255	- 2790.00	- 2720.00
			0.255	- 2790.00	- 2720.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23900.00
			- 0.0279	- 1260.00	23900.00
TOPO	DIN	0.0748	- 3550.00	- 3490.00	
		0.721	- 2030.00	- 1960.00	
BASE	DIN	- 55.1	- 1440.00	23700.00	
		46.6	- 1080.00	24100.00	
870 ENG	TOPO	EST	111.00	- 2790.00	- 2720.00
			111.00	- 2790.00	- 2720.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23700.00
			- 0.0279	- 1260.00	23700.00
TOPO	DIN	- 8.18	- 3550.00	- 3490.00	
		415.00	- 2030.00	- 1970.00	
BASE	DIN	- 55.90	- 1440.00	23500.00	
		47.00	- 1080.00	23800.00	

Tabela 7.16 - Esforços no Riser - L=870m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
900 ROT	TOPO	EST	0.278	- 2830.00	- 2770.00
			0.278	- 2830.00	- 2770.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23900.00
			- 0.0279	- 1260.00	23900.00
TOPO	DIN	0.105	- 3650.00	- 3600.00	
		0.760	- 2050.00	- 2000.00	
BASE	DIN	- 51.80	- 1460.00	23700.00	
		42.30	- 1080.00	24100.00	
900 ENG	TOPO	EST	120.00	- 2830.00	- 2780.00
			120.00	- 2830.00	- 2780.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23600.00
			- 0.0279	- 1260.00	23600.00
TOPO	DIN	3.01	- 3650.00	- 3610.00	
		437.00	- 2050.00	- 2000.00	
BASE	DIN	- 51.90	- 1460.00	23400.00	
		42.60	- 1080.00	23800.00	

Tabela 7.17 - Esforços no Riser - L=900m



L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
960 ROT	TOPO	EST	0.369	- 2910.00	- 2880.00
			0.369	- 2910.00	- 2880.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23900.00
			- 0.0279	- 1260.00	23900.00
TOPO	DIN	0.181	- 3720.00	- 3700.00	
		0.867	- 2080.00	- 2060.00	
BASE	DIN	- 41.30	- 1440.00	23700.00	
		34.50	- 1070.00	24100.00	
960 ENG	TOPO	EST	151.00	- 2910.00	- 2890.00
			151.00	- 2910.00	- 2890.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23600.00
			- 0.0279	- 1260.00	23600.00
TOPO	DIN	33.00	- 3720.00	- 3700.00	
		491.00	- 2080.00	- 2060.00	
BASE	DIN	- 41.30	- 1440.00	23400.00	
		34.70	- 1070.00	23800.00	

Tabela 7.18 - Esforços no Riser - L=960m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
990 ROT	TOPO	EST	0.451	- 2950.00	- 2940.00
			0.451	- 2950.00	- 2940.00
	BASE	EST	- 0.0297	- 1260.00	23900.00
			- 0.0297	- 1260.00	23900.00
TOPO	DIN	0.218	- 3700.00	3690.00	
		0.904	- 2140.00	2130.00	
BASE	DIN	- 39.10	- 1420.00	23700.00	
		29.20	- 1080.00	24000.00	
990 ENG	TOPO	EST	169.00	- 2950.00	2940.00
			169.00	- 2950.00	2940.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23600.00
			- 0.0279	- 1260.00	23600.00
TOPO	DIN	49.80	- 3700.00	- 3700.00	
		516.00	- 2140.00	- 2140.00	
BASE	DIN	- 39.00	- 1420.00	23400.00	
		29.50	- 1080.00	23800.00	

Tabela 7.19 - Esforços no Riser - L=990m

L (m)	Junta	Análise	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
1030 ROT	TOPO	EST	0.719	- 3000.00	- 3000.00
			0.719	- 3000.00	- 3000.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23800.00
			- 0.0279	- 1260.00	23800.00
TOPO	DIN	0.316	- 3770.00	- 3770.00	
		0.999	- 2160.00	- 2160.00	
BASE	DIN	- 29.90	- 1430.00	23700.00	
		24.90	- 1070.00	24000.00	
1030 ENG	TOPO	EST	197	- 3000.00	- 3000.00
			197	- 3000.00	- 3000.00
	BASE	EST	- 0.0279	- 1260.00	23600.00
			- 0.0279	- 1260.00	23600.00
TOPO	DIN	90.3	- 3770.00	- 3770.00	
		596	- 2160.00	- 2160.00	
BASE	DIN	- 31.80	- 1430.00	23400.00	
		27.70	- 1080.00	23800.00	

Tabela 7.20 - Esforços no Riser - L=1030m

A tabela abaixo é um resumo dos resultados obtidos que são mostrados com maior detalhe através dos gráficos representativos das análises dinâmicas.

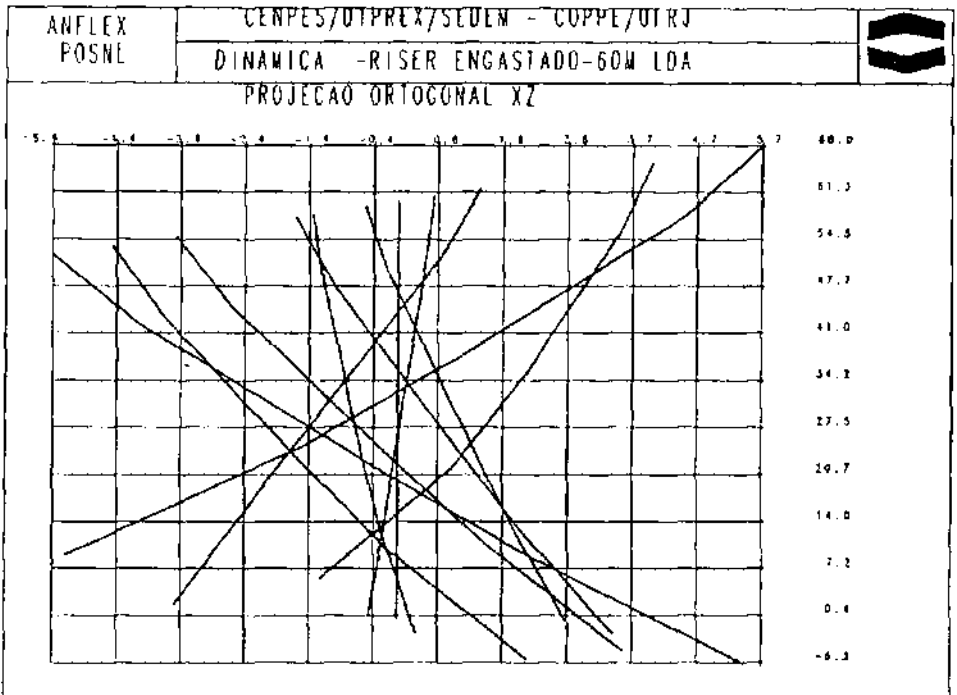
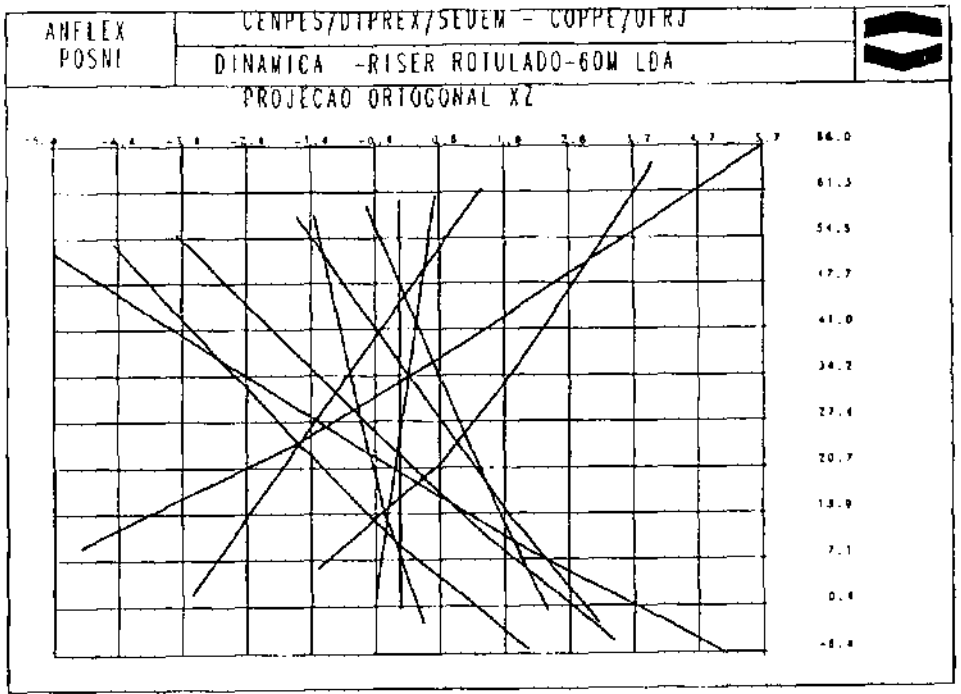
L (m)	Junta	Cond. Cont.	Deslocamento horizontal (m)	Rotação em y
60	TOPO	ROT	- 5.86	- 0.166
			+ 5.87	0.156
	BASE	ROT	- 4.99	- 0.204
			+ 5.10	0.221
TOPO	ENG	- 5.86		
		+ 5.87		
BASE	ENG	- 5.23	- 0.215	
		+ 5.39	0.236	
1030	TOPO	ROT	- 5.86	
			+ 5.87	
	BASE	ROT		$-0.113 \times 10^{-1}$
				$0.337 \times 10^{-2}$
TOPO	ENG	- 5.86		
		+ 5.87		
BASE	ENG		$-0.116 \times 10^{-1}$	
			$0.428 \times 10^{-2}$	

Figura 7.21 - Deslocamentos Horizontais e Rotações

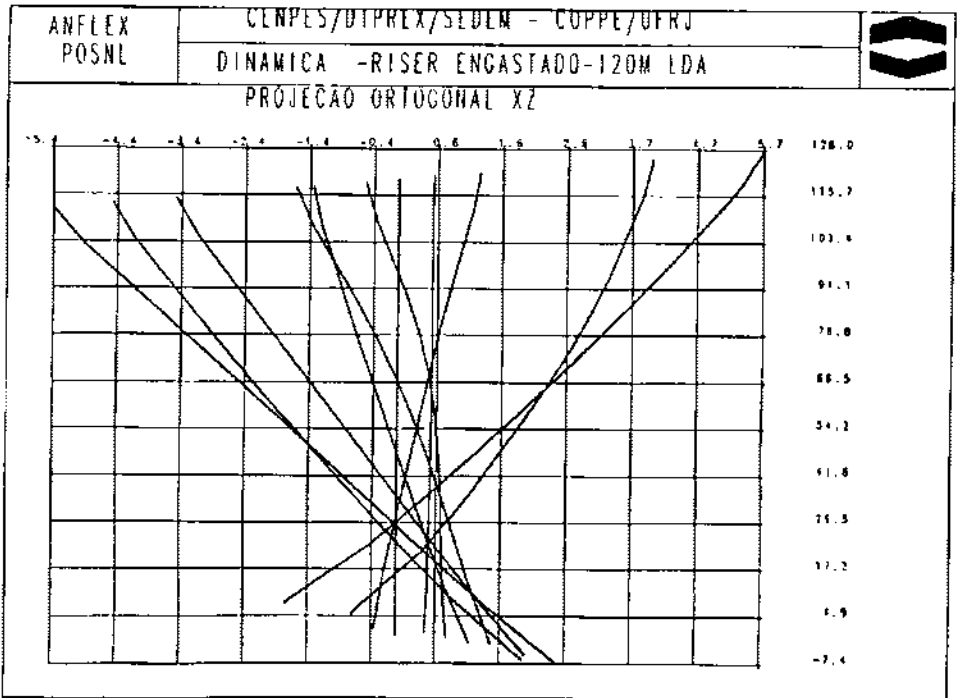
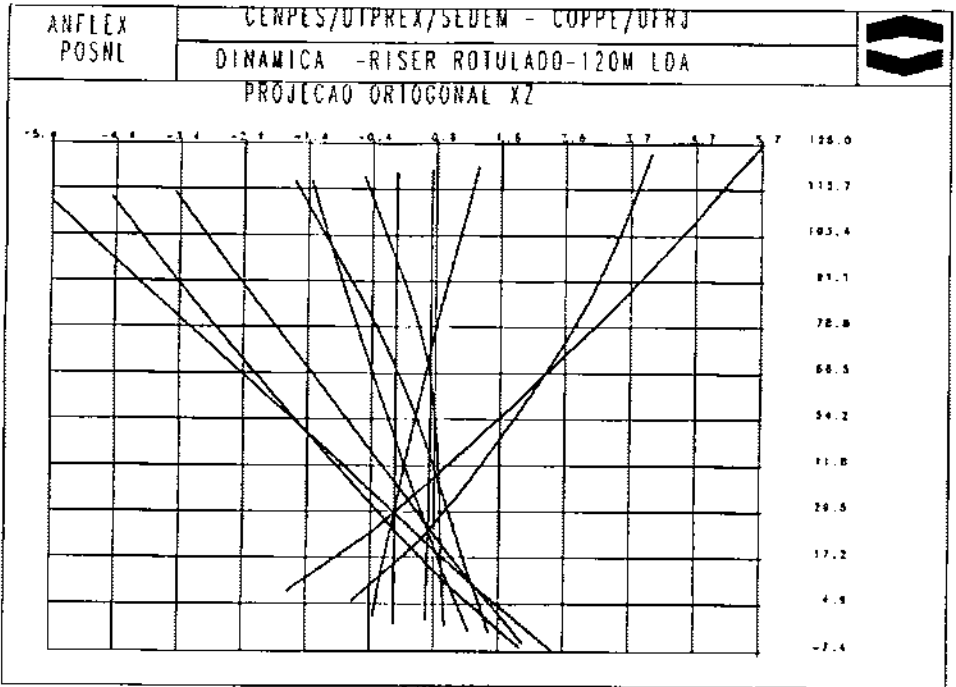
L (m)	Junta	Cond. Cont.	Momento em y (KNm)	Tração Efetiva Local (KN)	Tração Real no Riser (KN)
60	TOPO	ROT	-1.53	- 0.208x10 <sup>4</sup>	- 0.163x10 <sup>4</sup>
			1.62	- 0.118x10 <sup>4</sup>	- 735
	BASE	ROT	- 330		
			258		
TOPO	ENG	- 585	- 0.208x10 <sup>4</sup>	- 0.375x10 <sup>4</sup>	
		718	- 0.118x10 <sup>4</sup>	- 0.222x10 <sup>4</sup>	
BASE	ENG	- 359			
		273			
1030	TOPO	ROT	0.337	- 0.375x10 <sup>4</sup>	- 0.375x10 <sup>4</sup>
			0.999	- 0.222x10 <sup>4</sup>	- 0.222x10 <sup>4</sup>
	BASE	ROT	- 29.9		- 0.237x10 <sup>5</sup>
			24.3		0.240x10 <sup>5</sup>
TOPO	ENG	100.00	- 375x10 <sup>4</sup>	- 0.375x10 <sup>4</sup>	
		589.00	- 0.222x10 <sup>4</sup>	- 0.222x10 <sup>4</sup>	
BASE	ENG	- 30.5		0.234x10 <sup>5</sup>	
		26.2		0.238x10 <sup>5</sup>	

Figura 7.22 - Comparação de Esforços L=60m e L=1030m

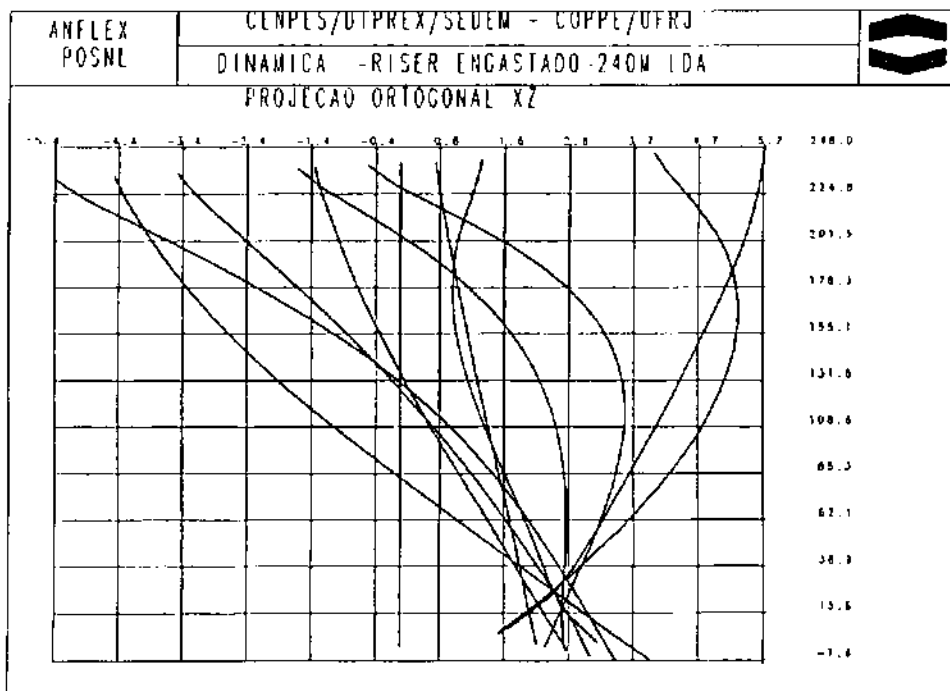
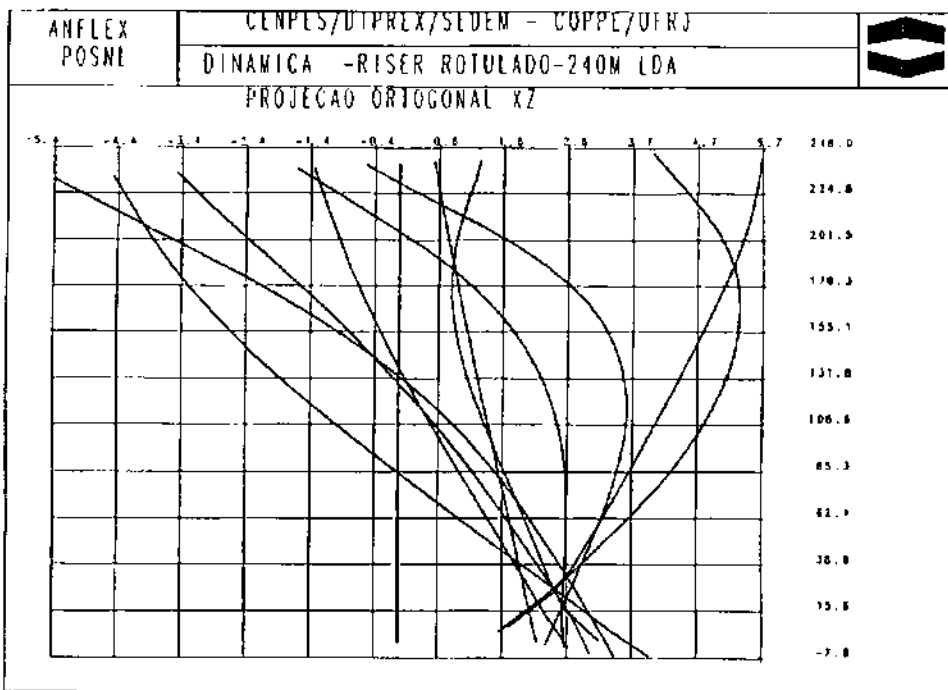
Os gráficos representativos das análises são mostrados a seguir:



**Figura 7.11 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**

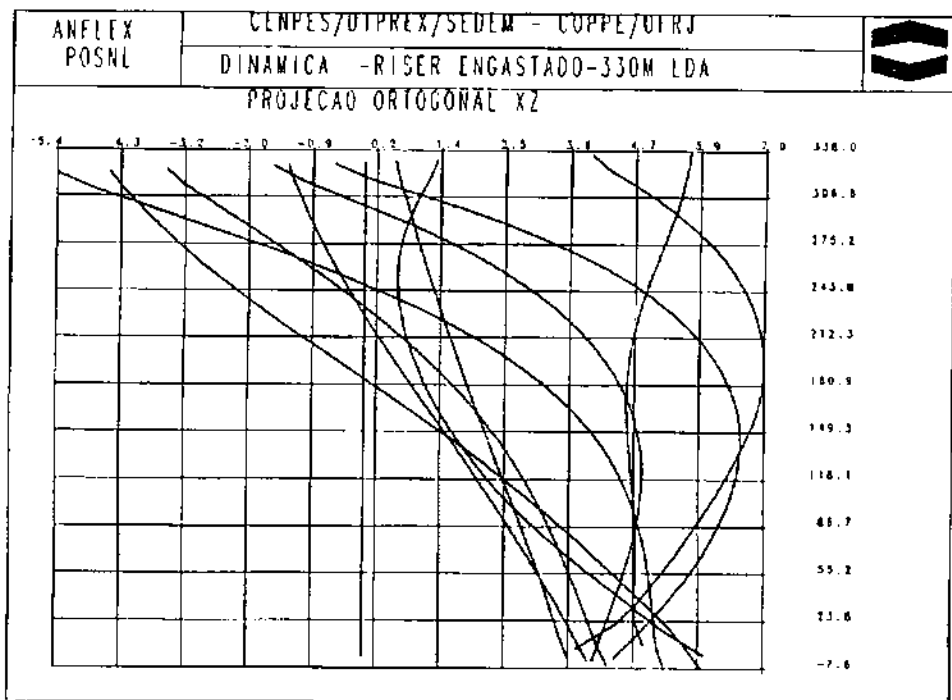
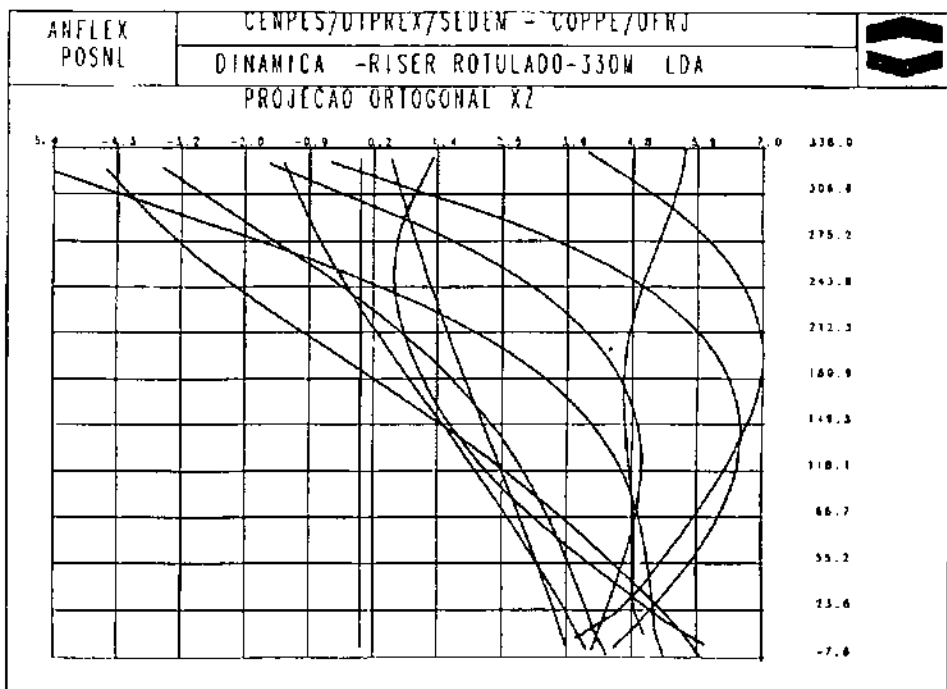


**Figura 7.12 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**

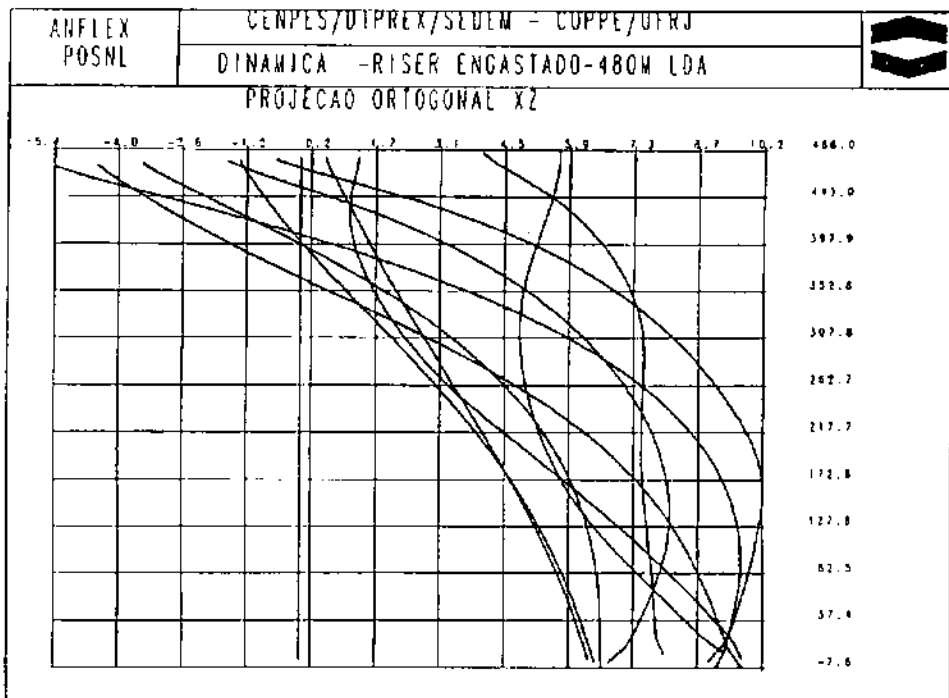
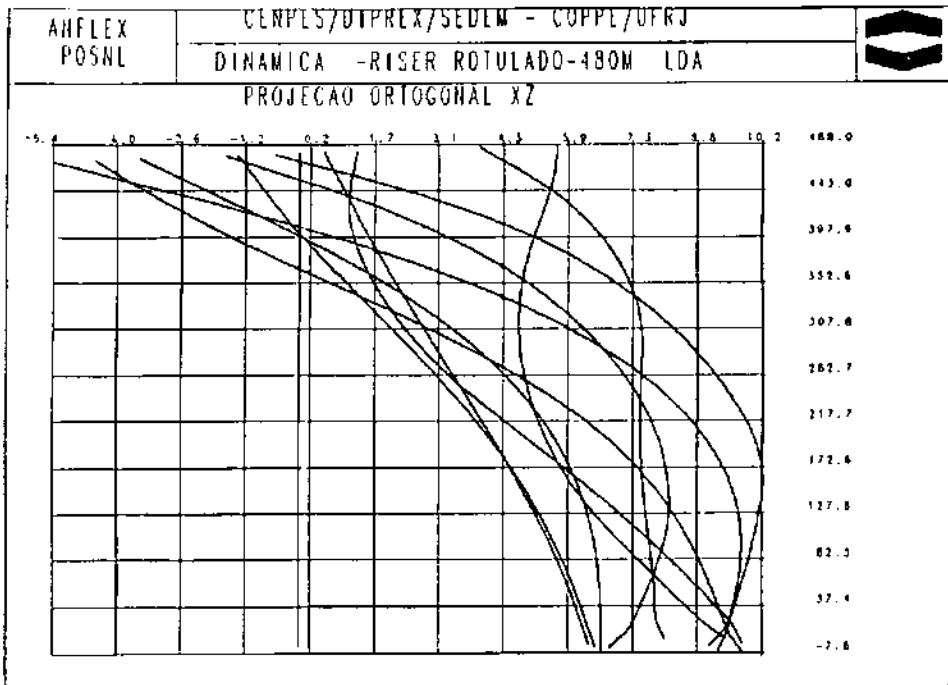


**Figura 7.13 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**

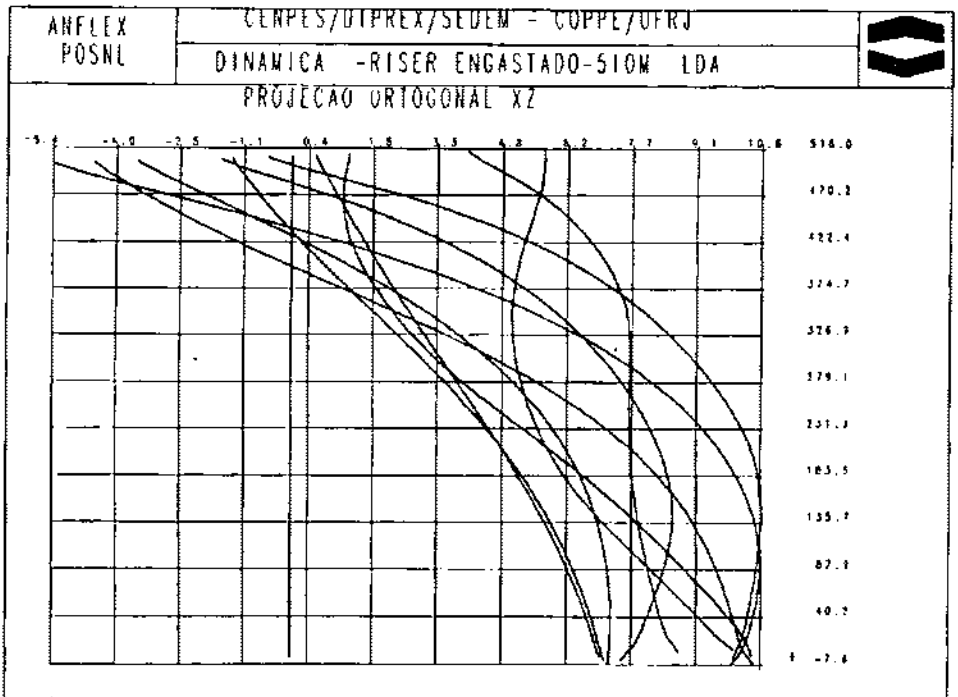
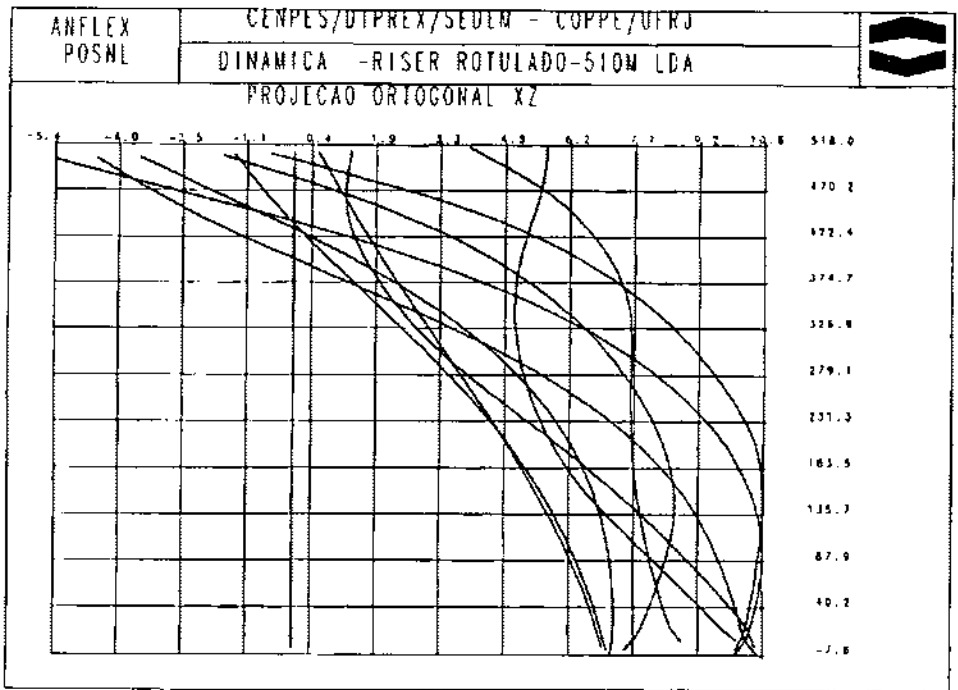




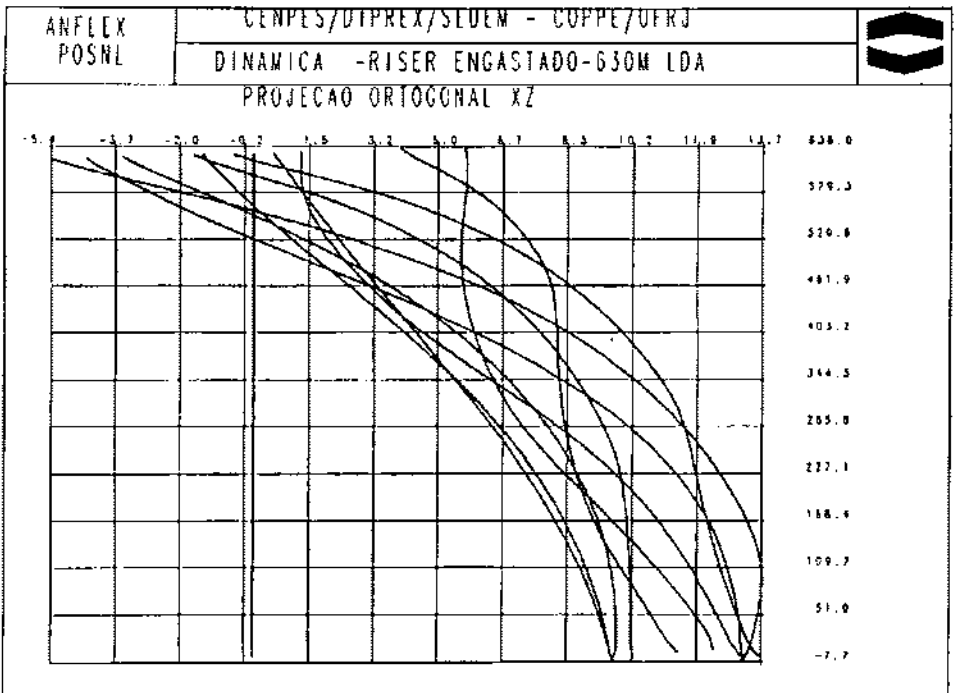
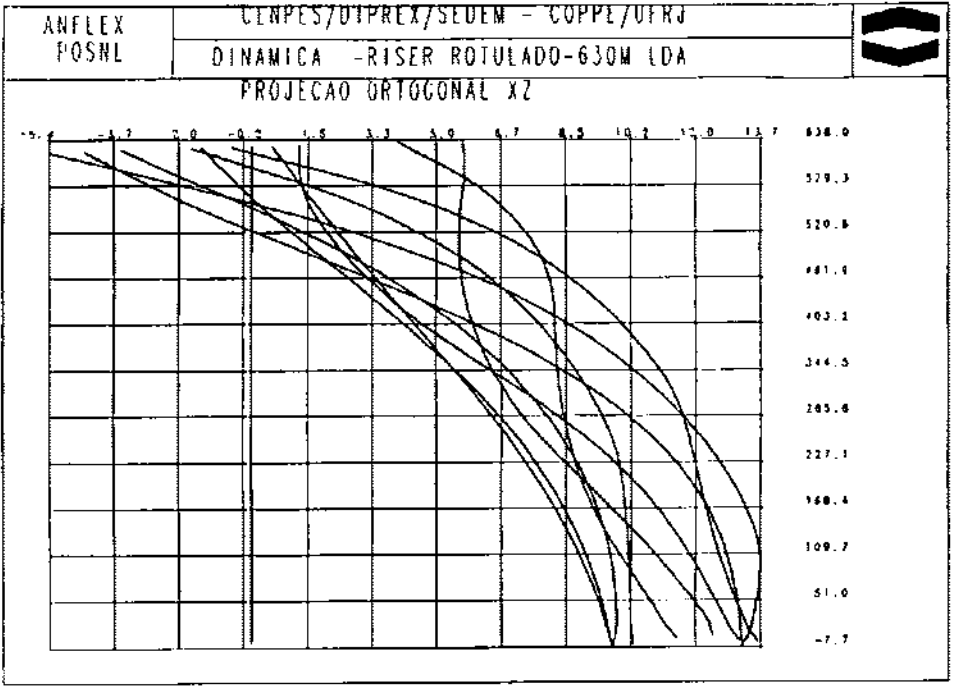
**Figura 7.14 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.15 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.16 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.17 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**

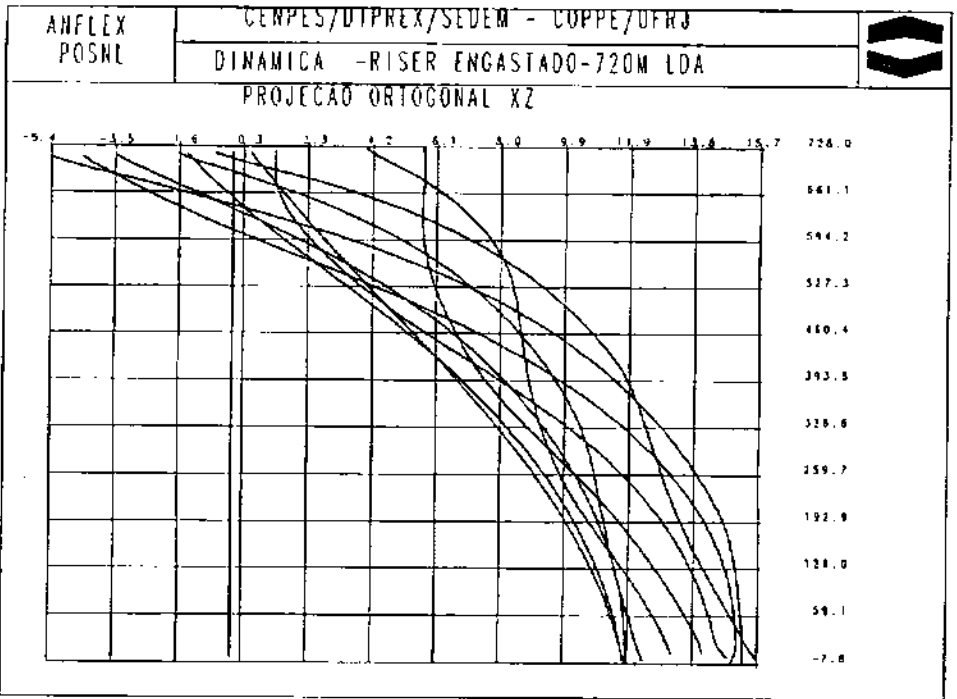
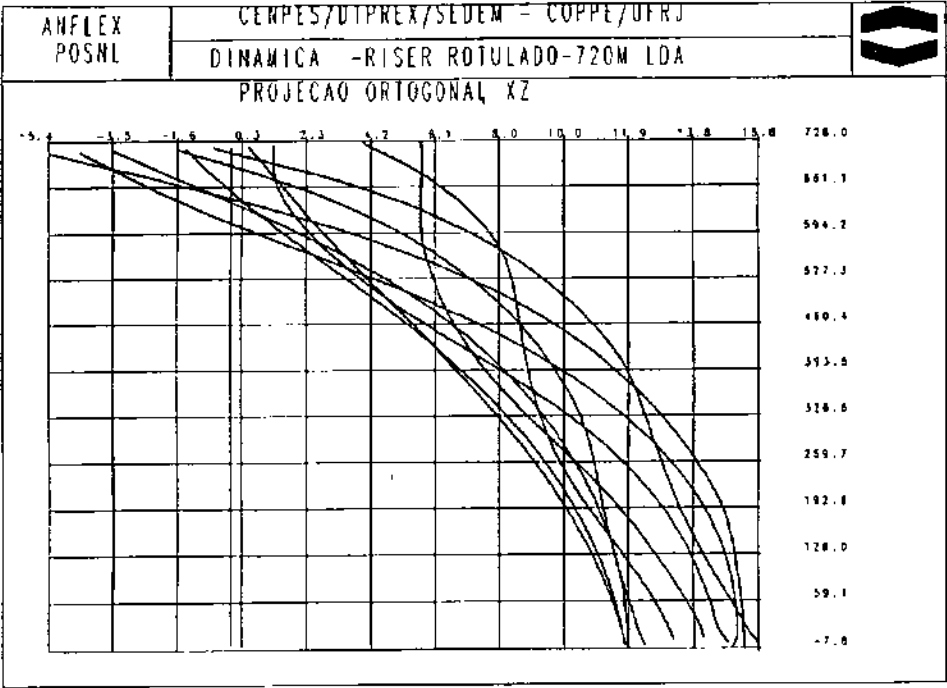
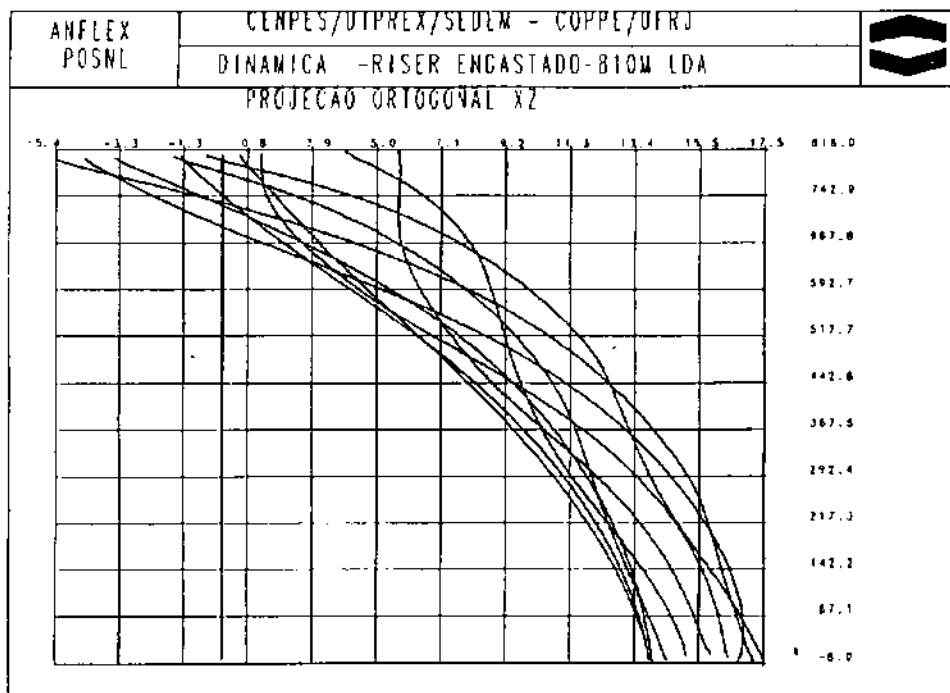
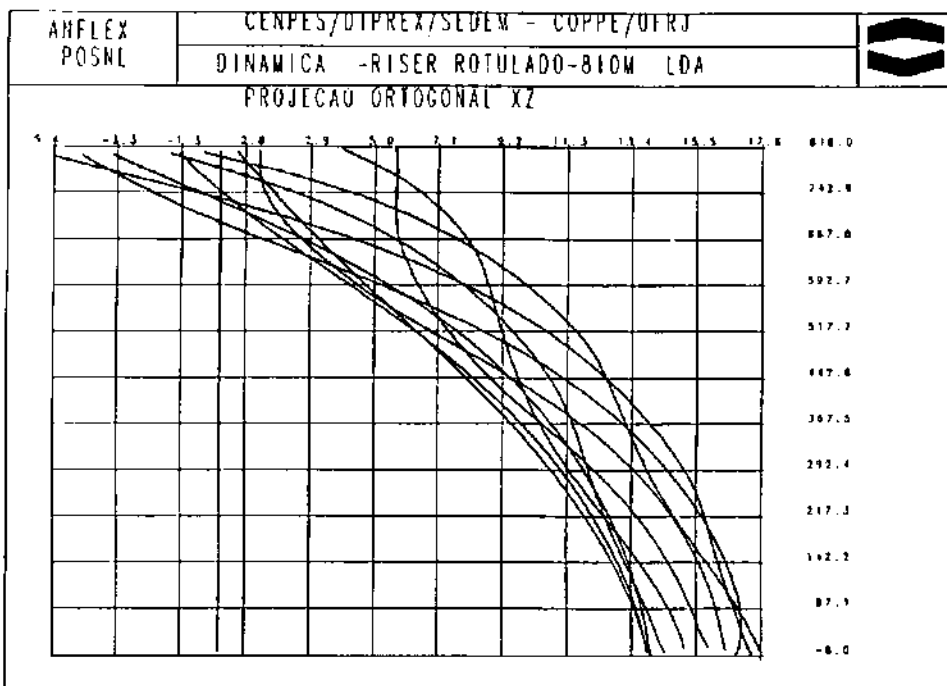
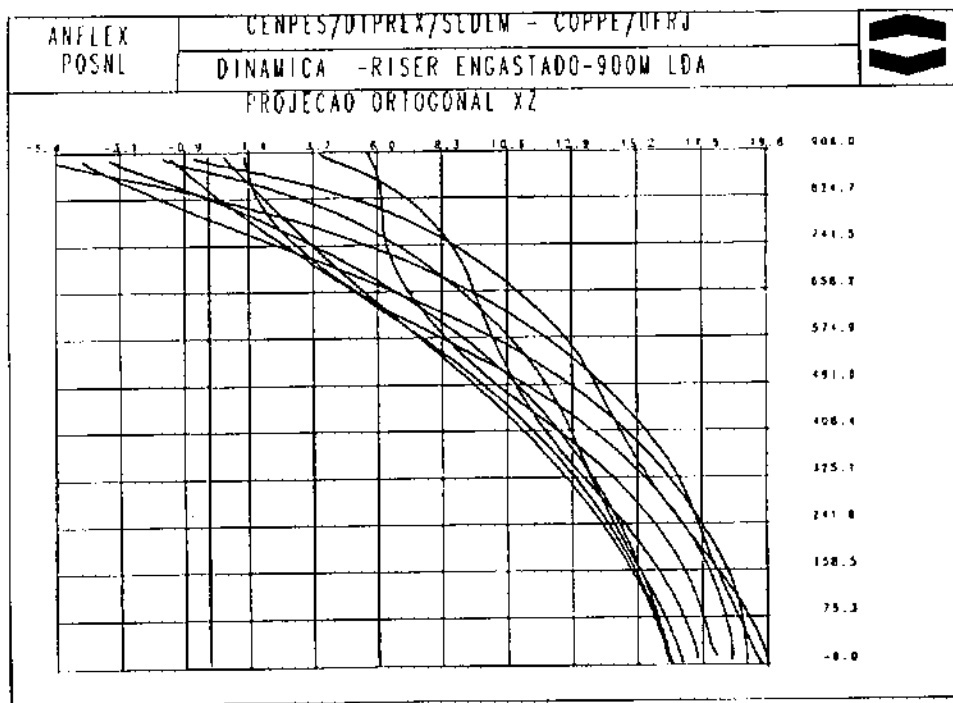
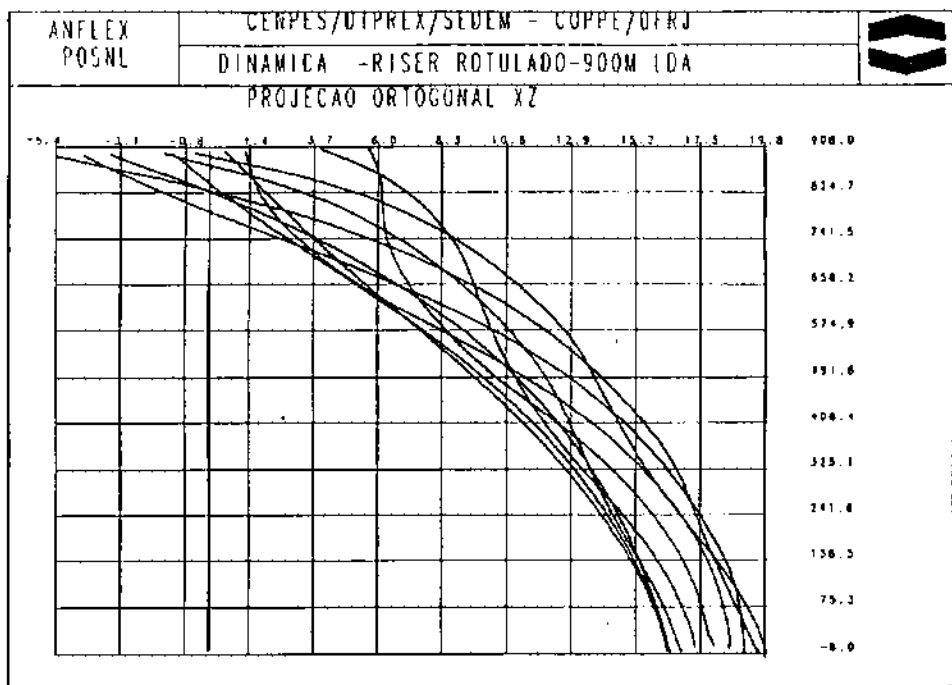


Figura 7.18 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado



**Figura 7.19 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.20 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado**

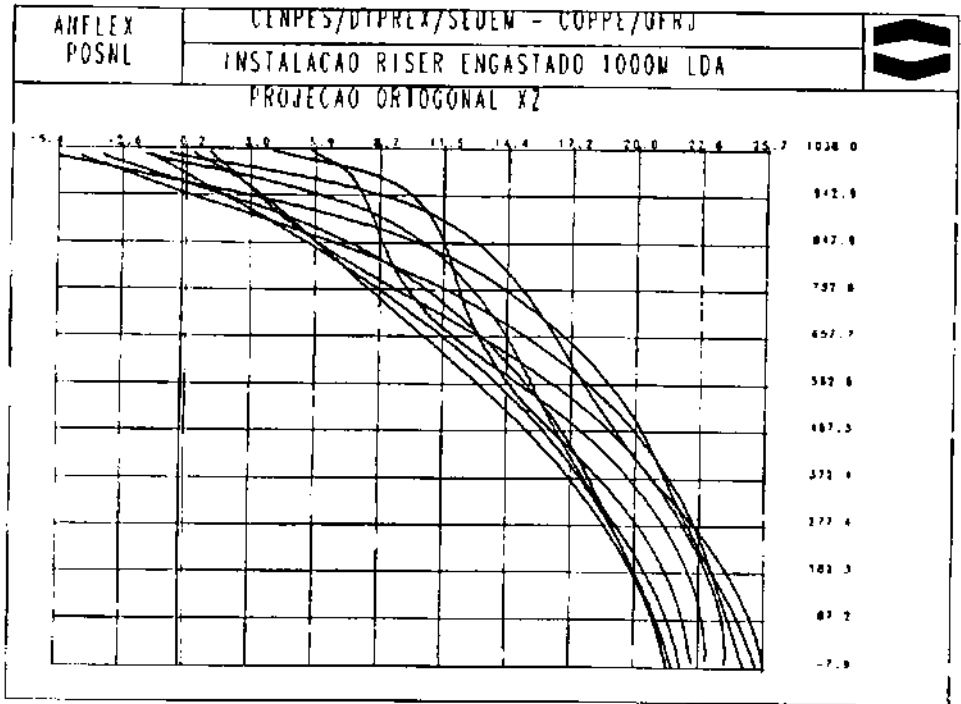
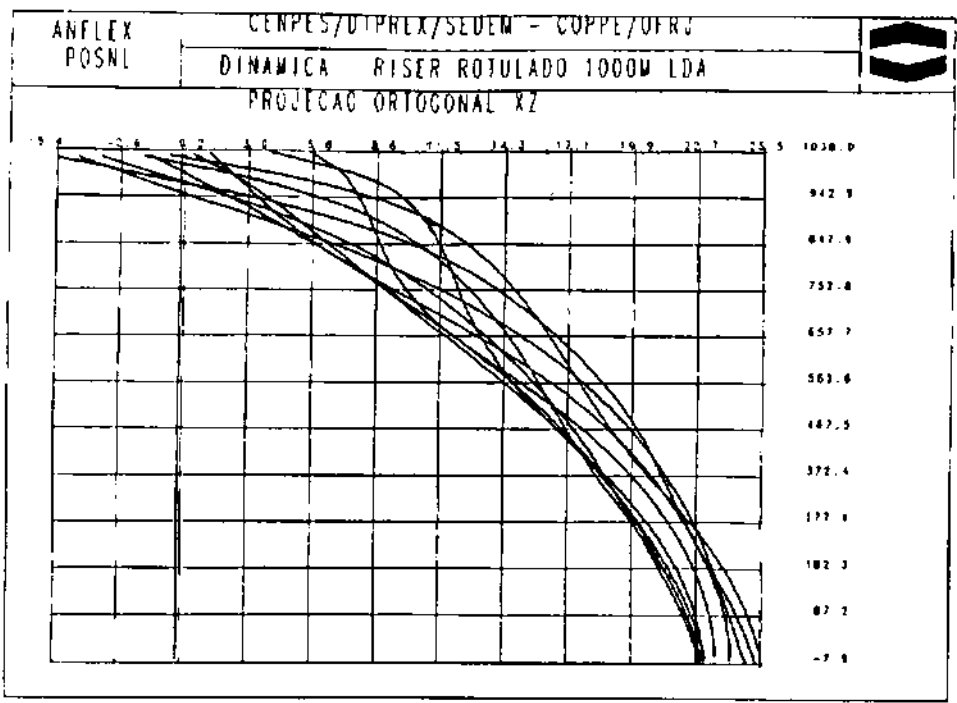


Figura 7.21 - Deformadas para Riser Rotulado e Engastado

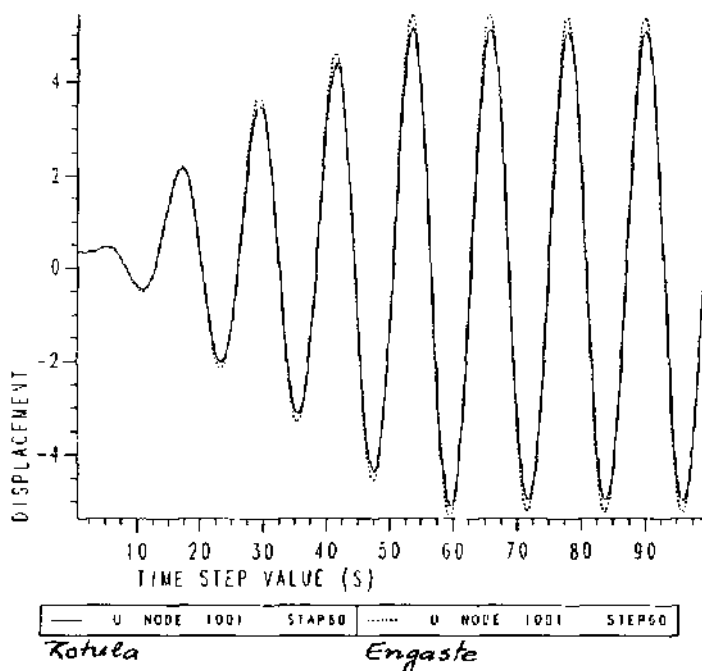


Com relação às figuras 7.11 a 7.21 observa-se que na medida em que a lâmina d'água se torna mais profunda, o comportamento das deformadas fica diferente. Enquanto que para lâminas d'água rasas o que prevalece é o comportamento semelhante ao pêndulo, para lâminas d'água a partir de 300m de profundidade acentua-se a semelhança ao comportamento de uma corda vibrante tanto quanto mais profunda a lâmina d'água na qual a estrutura do riser se encontra.

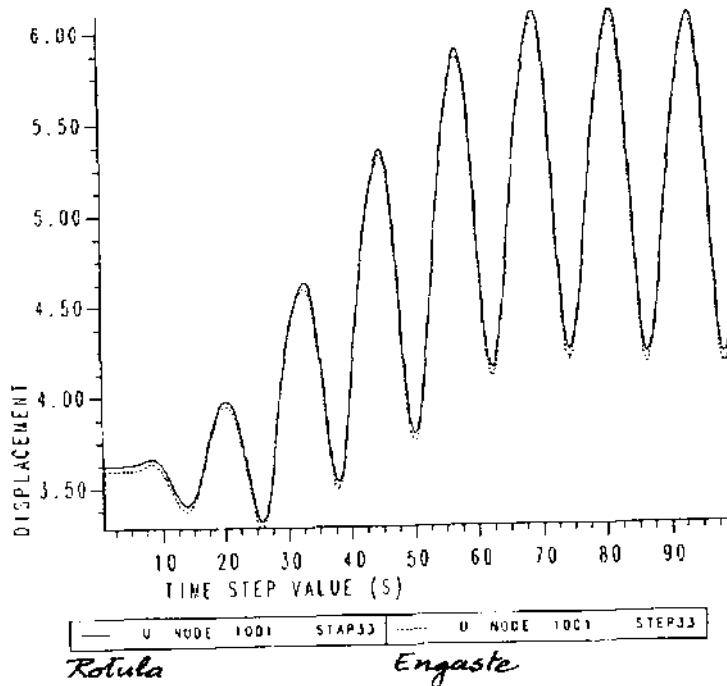
A tabela 7.23 fornece uma idéia mais real em termos da ordem de grandeza das deformações relativas em função da lâmina d'água. Onde se observa que quanto maior a profundidade, menor é a percentagem de aumento desta deformação, sendo seu valor muito pequeno vindo a reafirmar o caráter complacente da estrutura.

L(m)	Engastado	Rotulado
60	0.1833	0.1783
120	0.0658	0.0650
240	0.0371	0.0363
330	0.0315	0.0315
480	0.03145	0.03144
510	0.0314	0.0314
630	0.0303	0.0303
720	0.0290	0.0290
810	0.0279	0.0283
900	0.0278	0.0278
1030	0.0297	0.0297

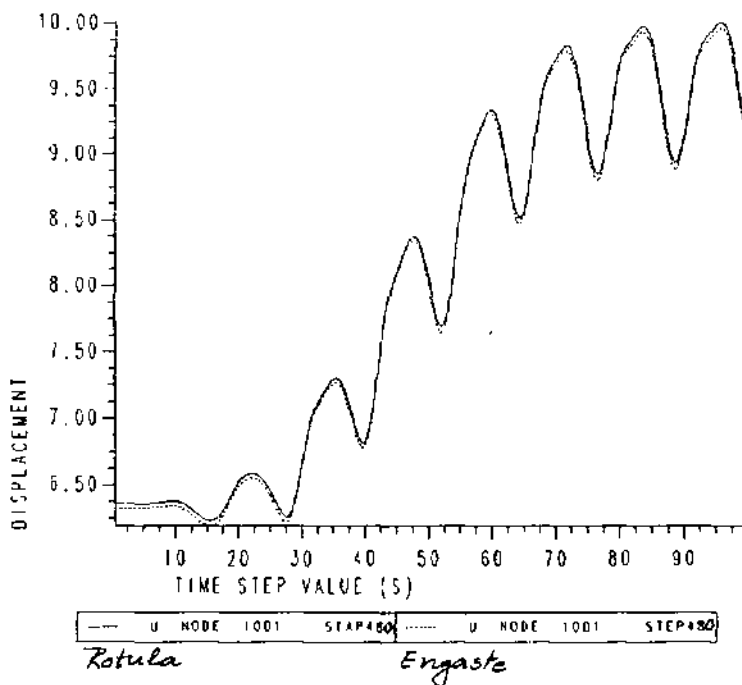
Tabela 7.23 - Deformações Relativas ( $\Delta u/L$ )



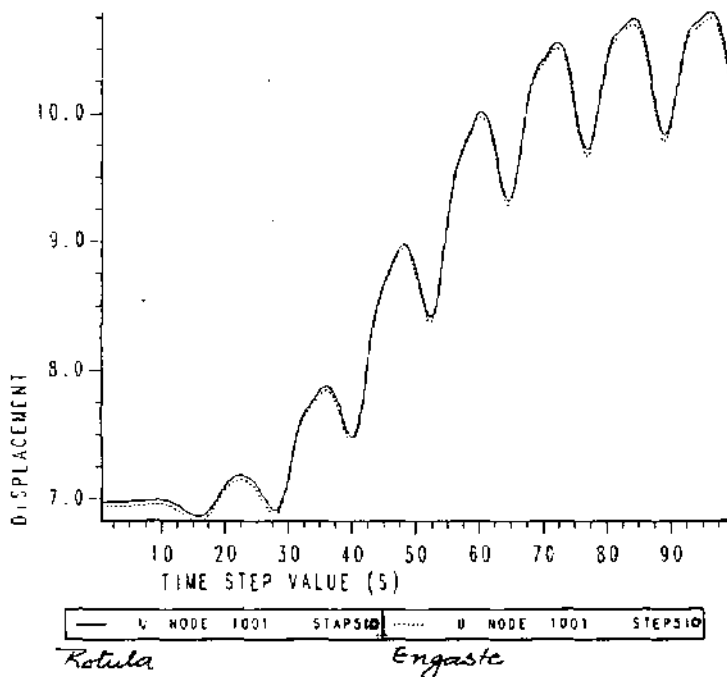
330m



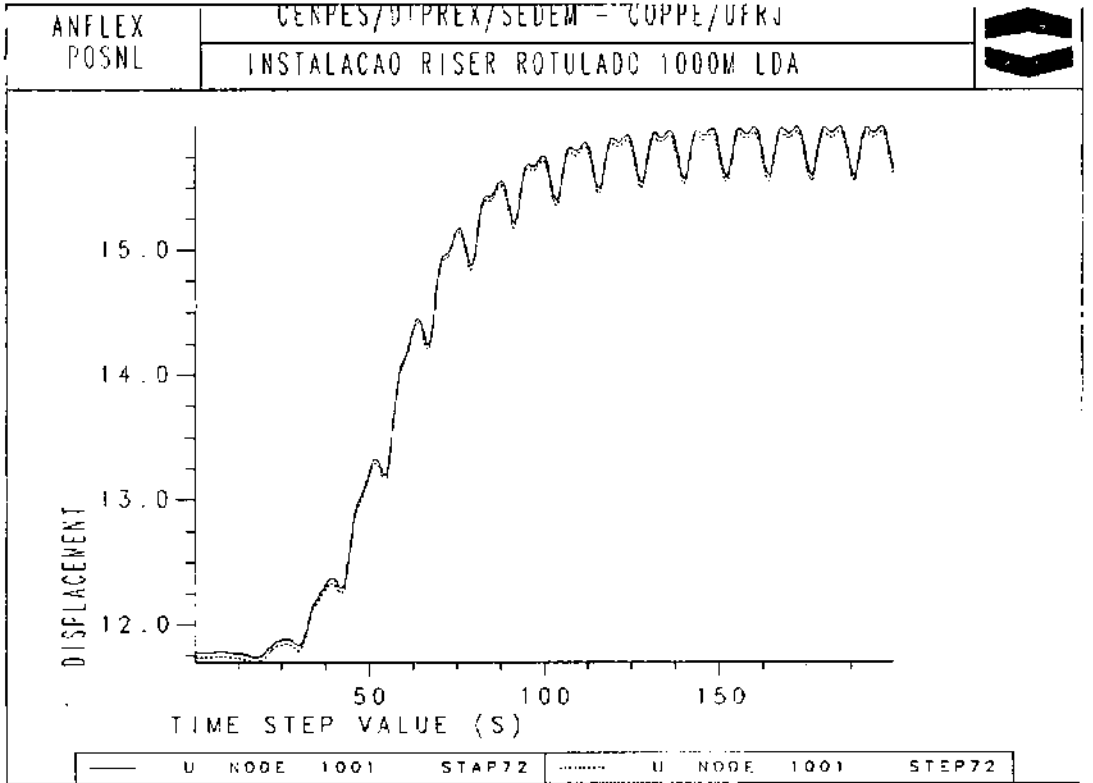
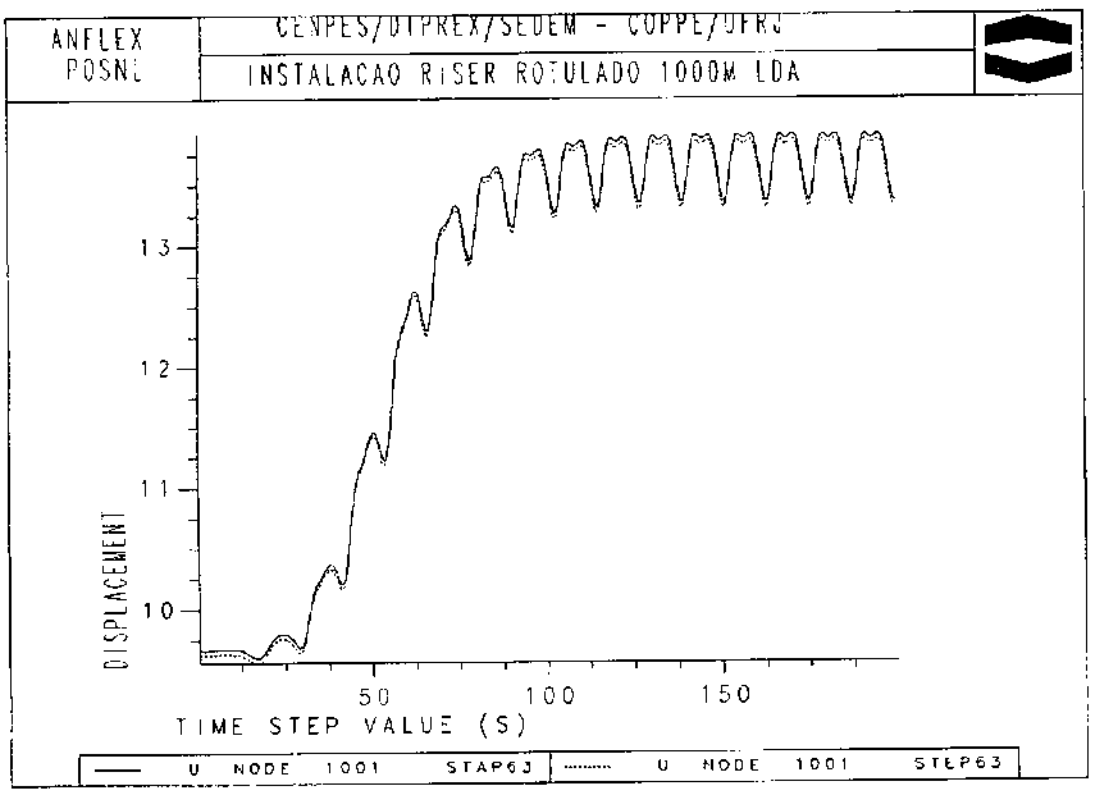
**Figura 7.22 - Deslocamentos x Intervalo de Tempo  
Riser Rotulado e Engastado**



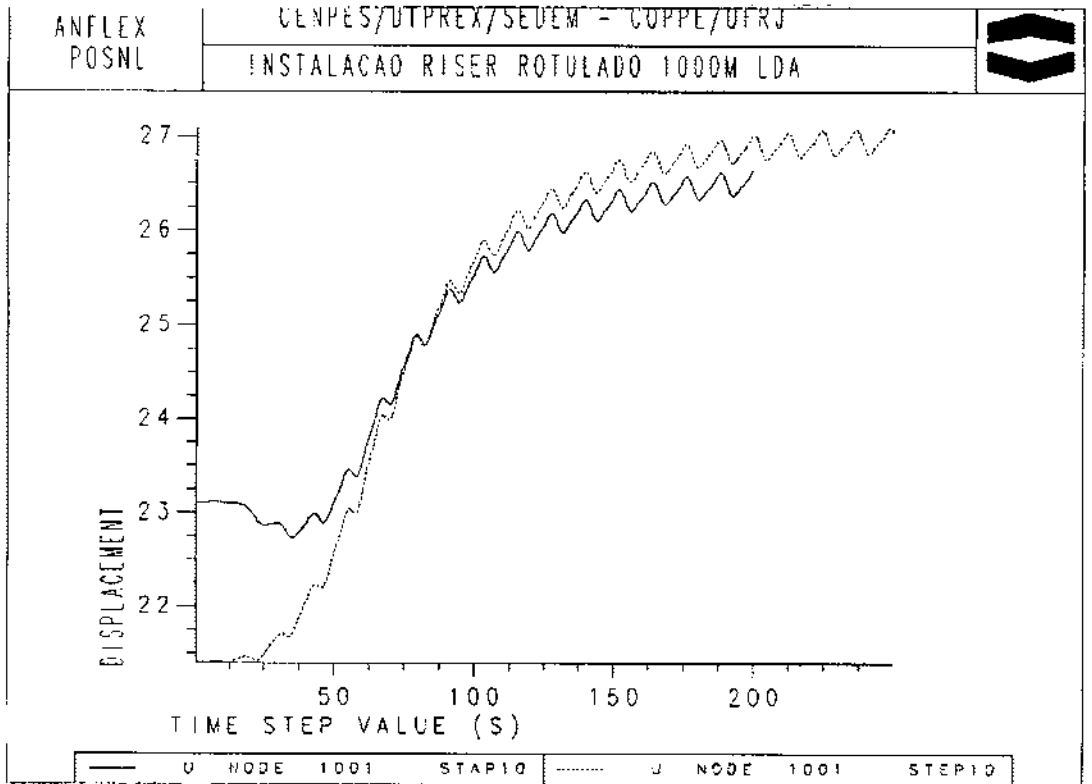
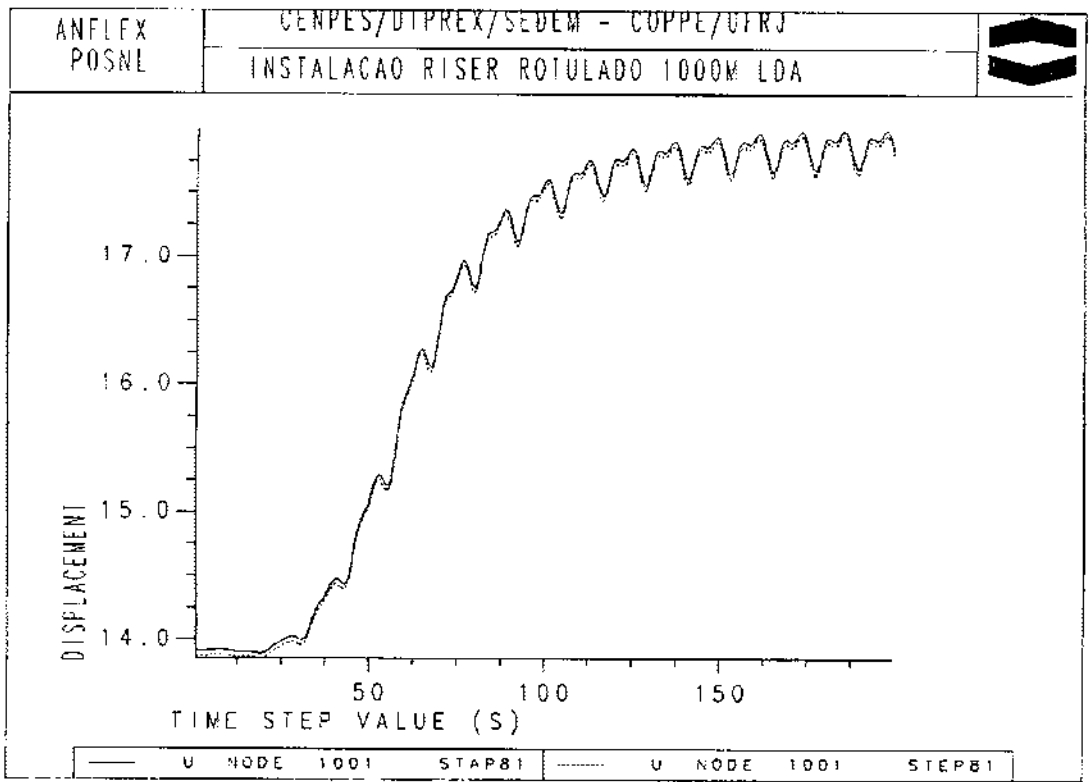
510m



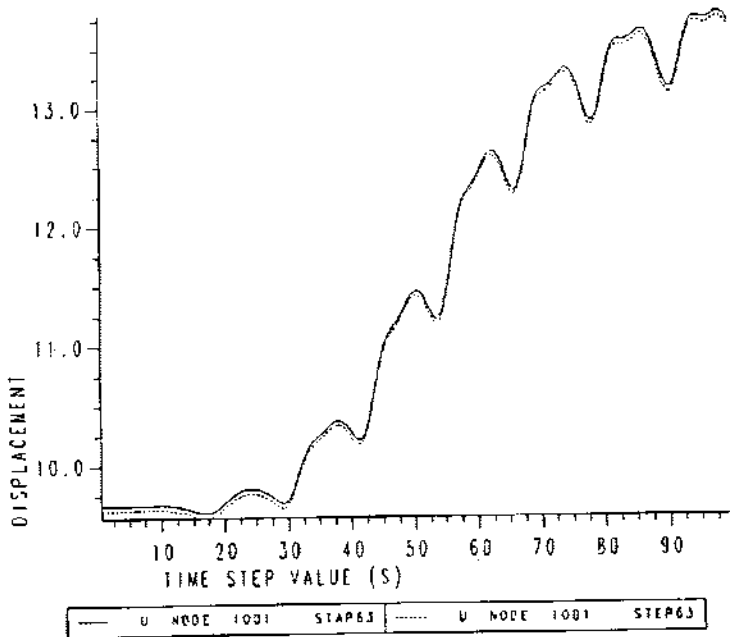
**Figura 7.23 - Deslocamentos  $\bar{x}$  Intervalo de Tempo Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.24 - Deslocamentos x Intervalo de Tempo  
Riser Rotulado e Engastado**

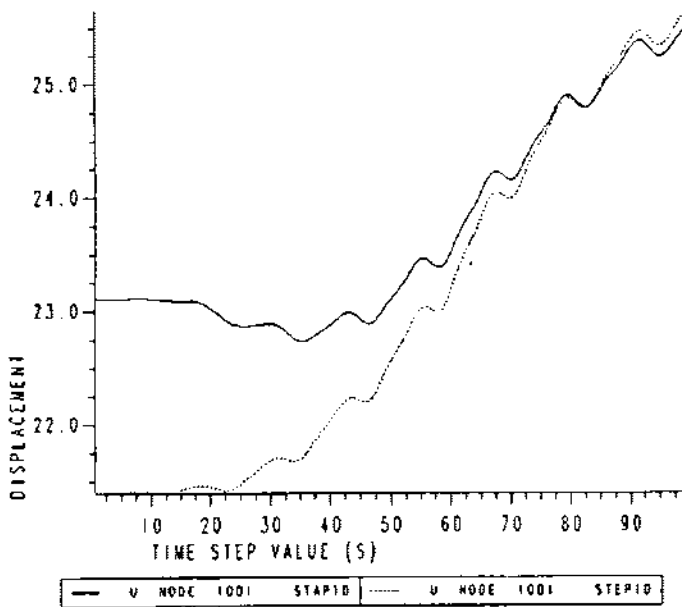


**Figura 7.25 - Deslocamentos x Intervalo de Tempo  
Riser Rotulado e Engastado**

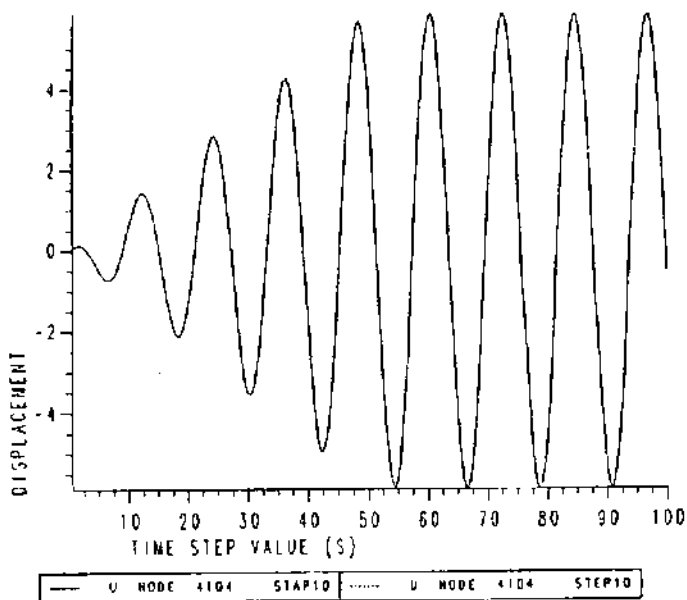


INSTALACAO RISER ROTULADO 1000M LDA

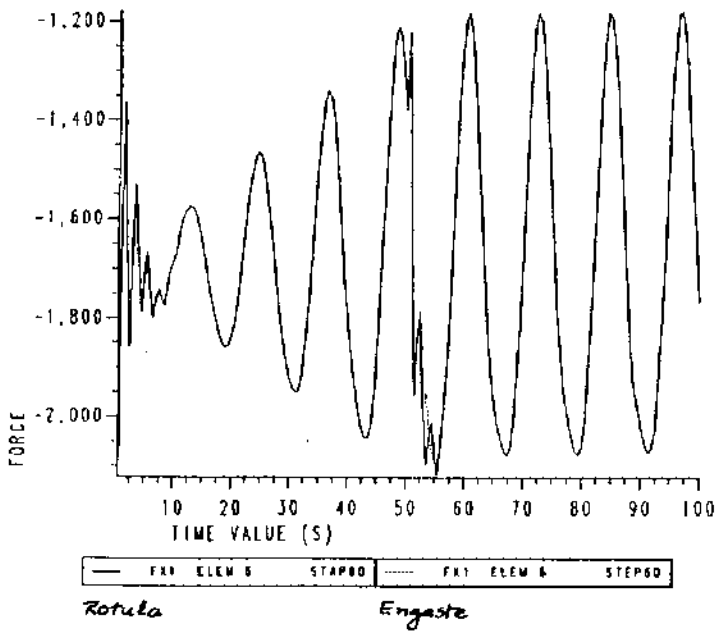
STAPI010



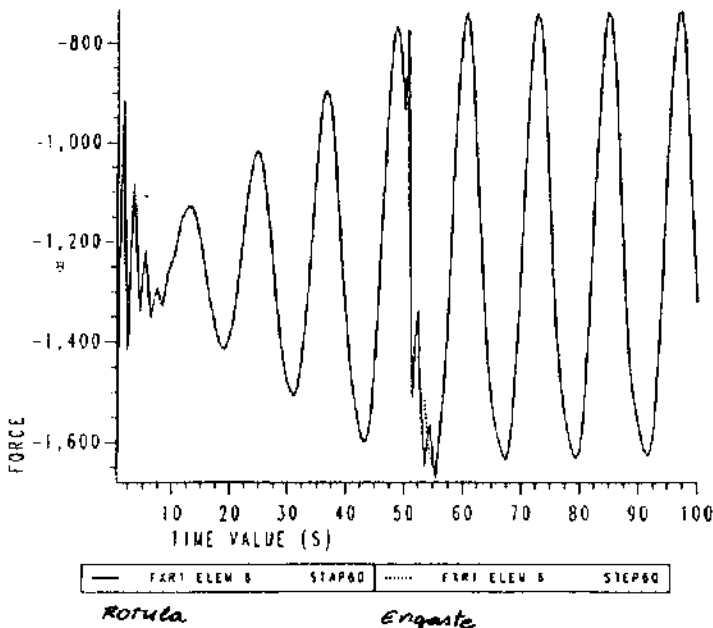
**Figura 7.26 - Deslocamentos x Intervalo de Tempo  
Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.27 - Deslocamentos x Intervalo de Tempo  
Riser Rotulado e Engastado**



**Figura 7.28 - Tração Efetiva Local no Topo x Tempo (Rótula e Engaste)**



**Figura 7.29 - Tração Real no Topo x Tempo (Rótula e Engaste)**



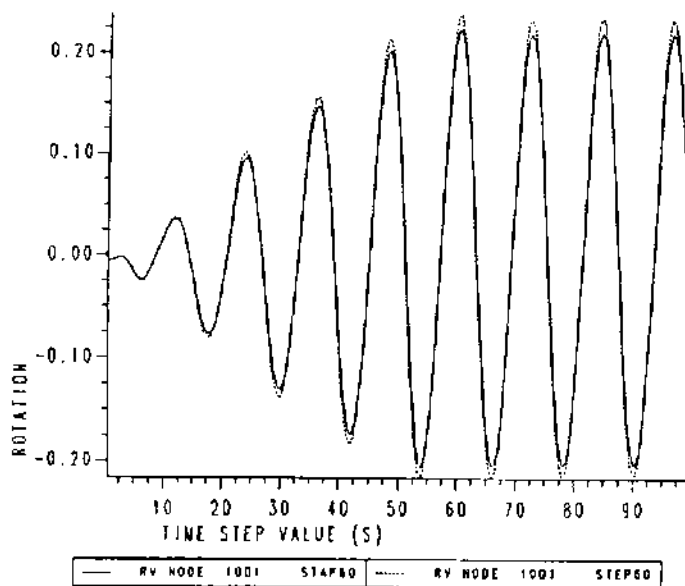


Figura 7.30 - Rotação em y na Base x Tempo  
(Rótula e Engaste)

60m

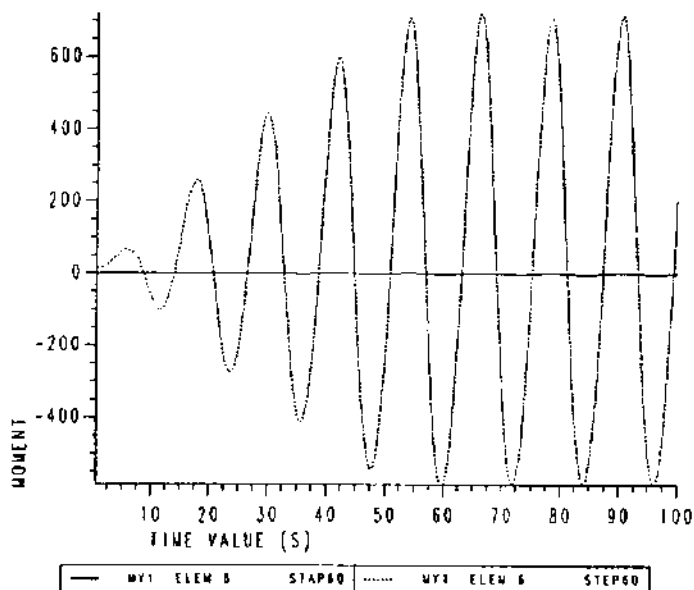
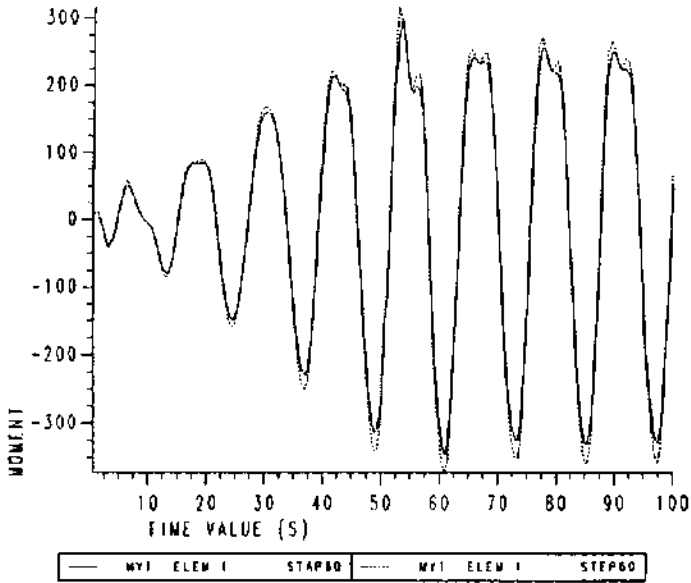
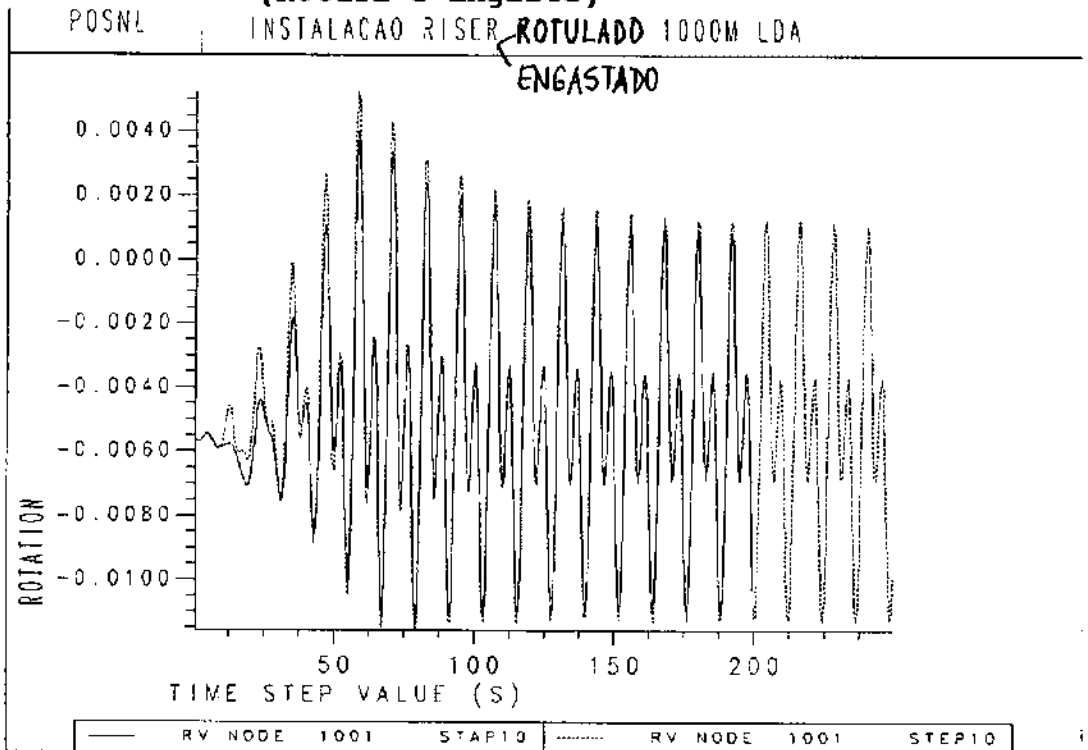


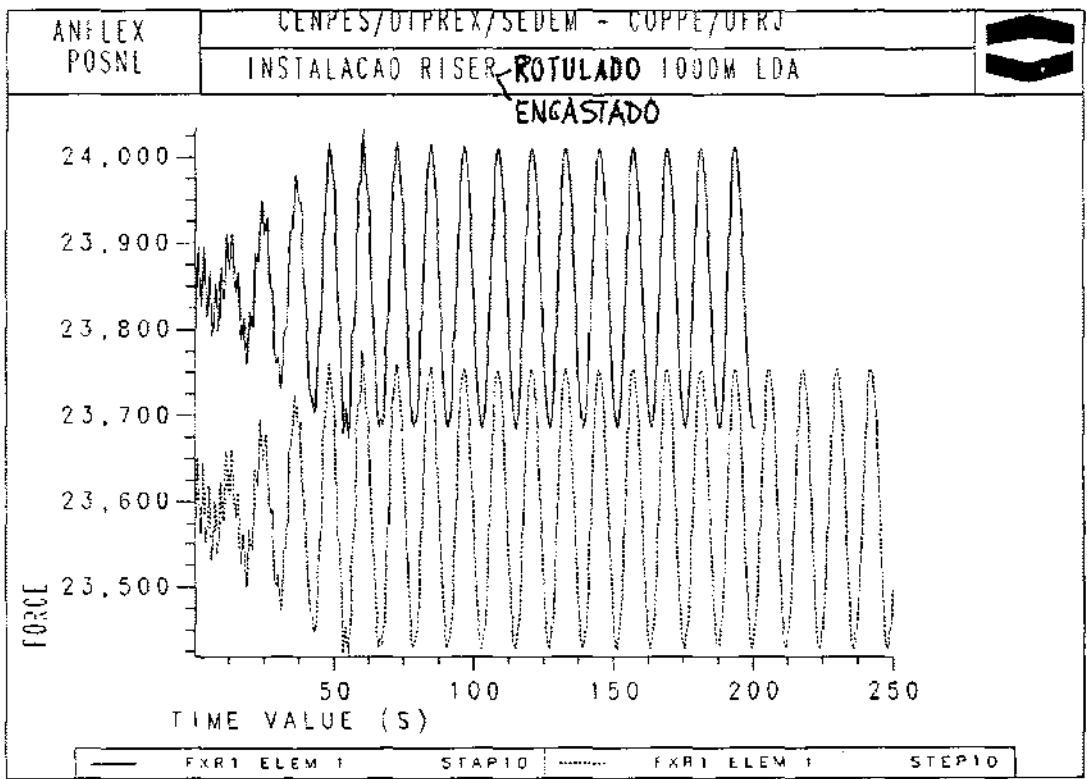
Figura 7.31 - Momento Local em y no Topo x Tempo  
(Rótula e Engaste)



**Figura 7.32 - Momento Local y na Base x Tempo  
(Rótula e Engaste)**

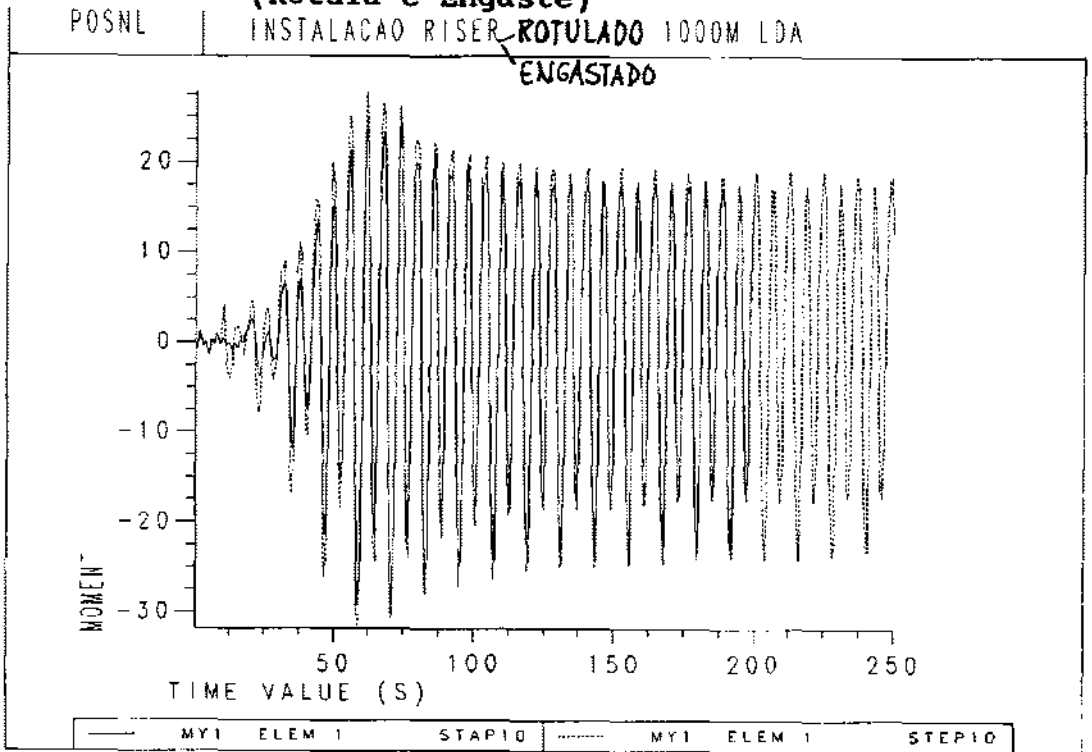


**Figura 7.33 - Rotação em y x Tempo  
(Rótula e Engaste)**

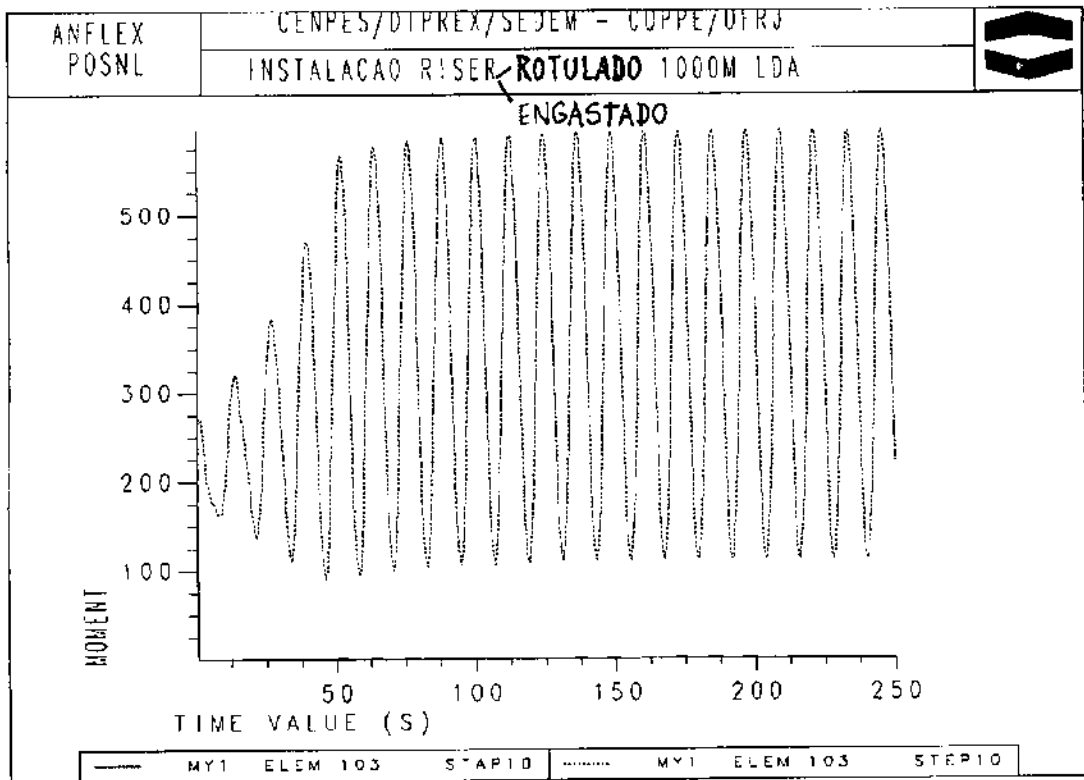


**Figura 7.34 - Tração Real no Riser**  
**Elemento da Base x Tempo**

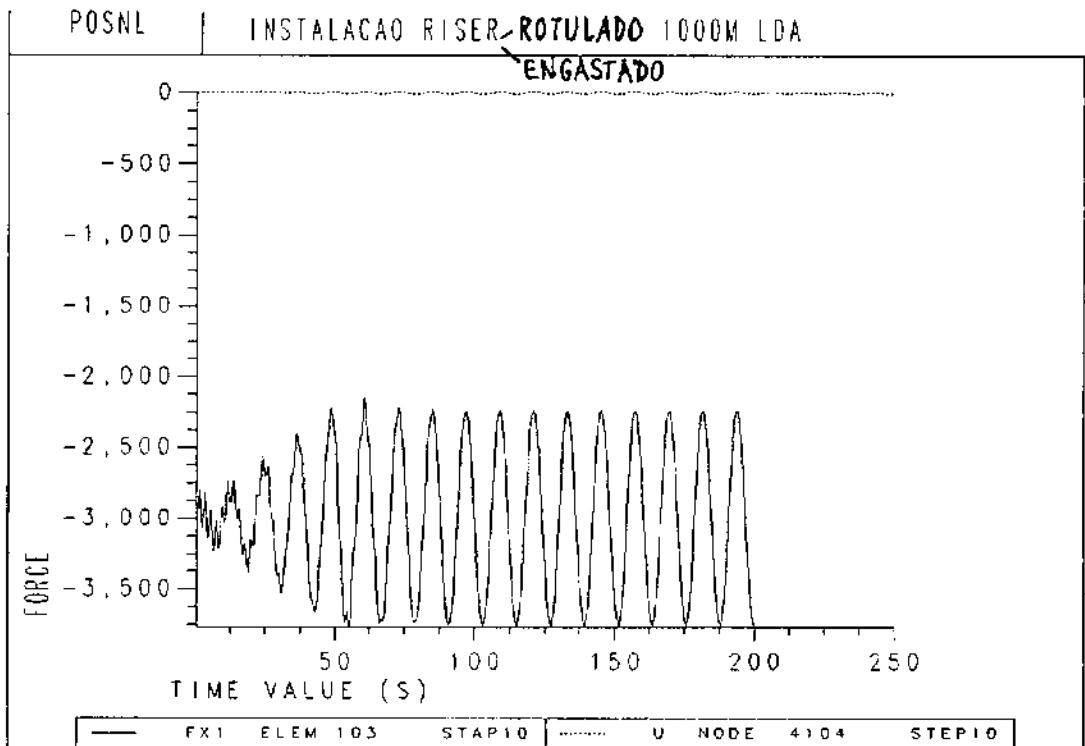
(Rótula e Engaste)



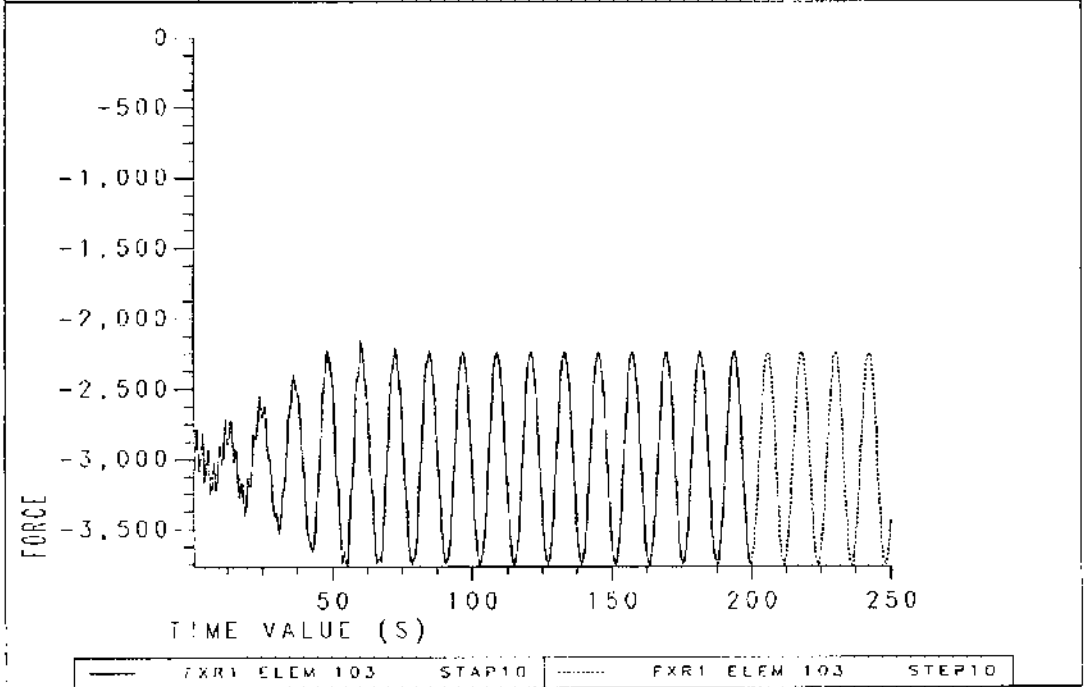
**Figura 7.35 - Momento em y Local na Base x Tempo**  
**(Rótula e Engaste)**



**Figura 7.36 - Momento em y Local no Topo x Tempo  
(Rótula e Engaste)**

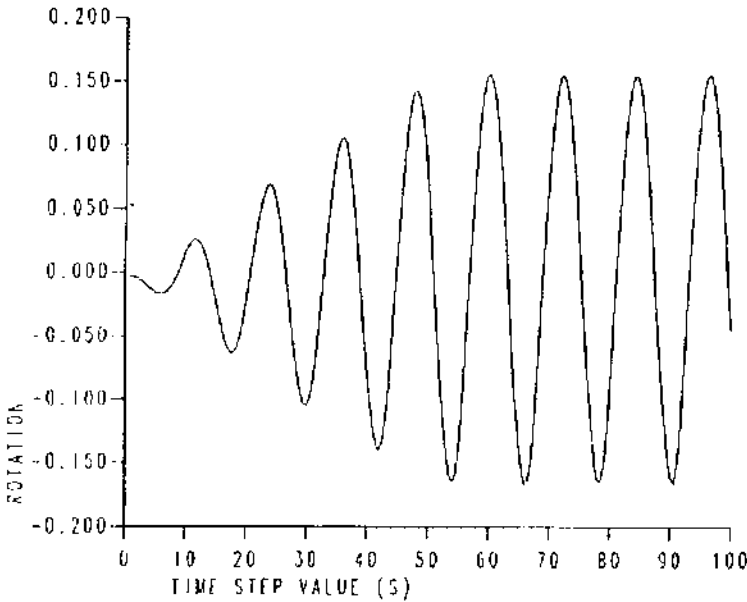


**Figura 7.37 - Tração Efetiva Local no Topo x Tempo  
(Tração e Engaste)**



**Figura 7.38 - Tração Real no Topo x Tempo  
(Rótula e Engaste)**

60m



**Figura 7.39 - Rotação em y (Rotulado) x Tempo**

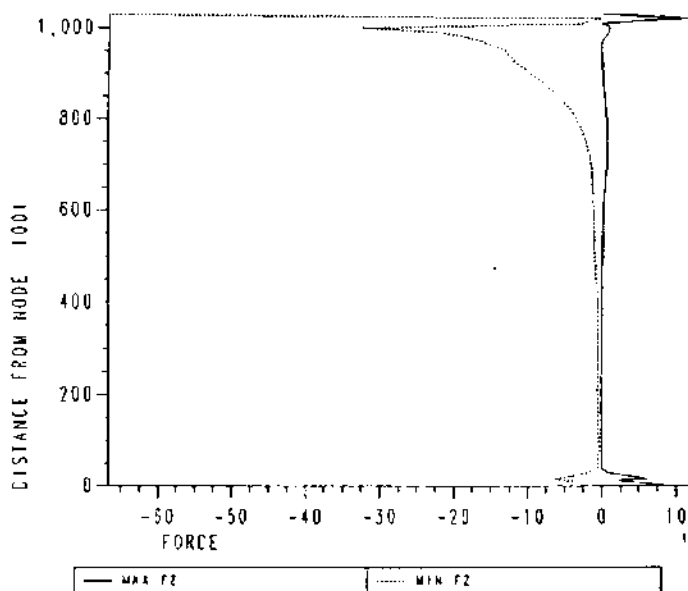
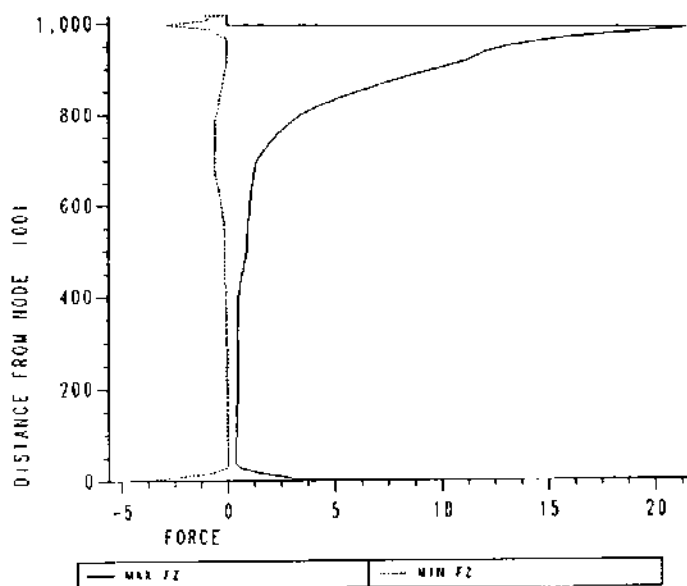


Figura 7.40 - Envoltórias de Forças em Z Locais ao Longo do Comprimento (Rótula e Engaste)

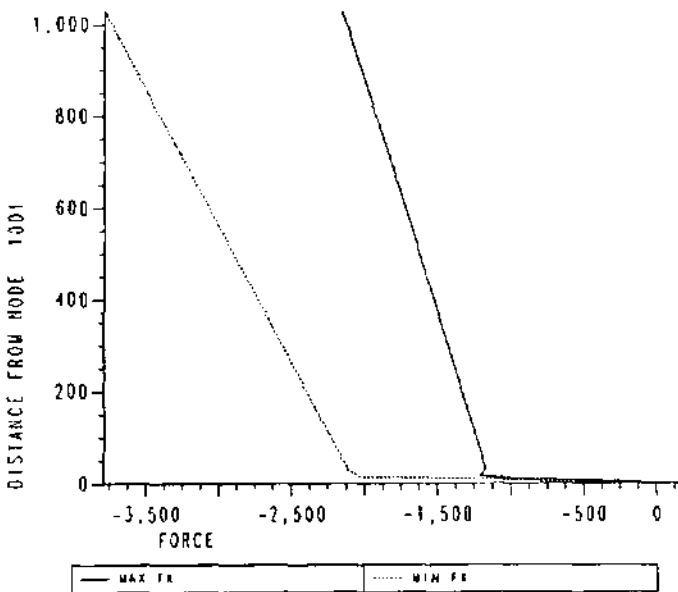
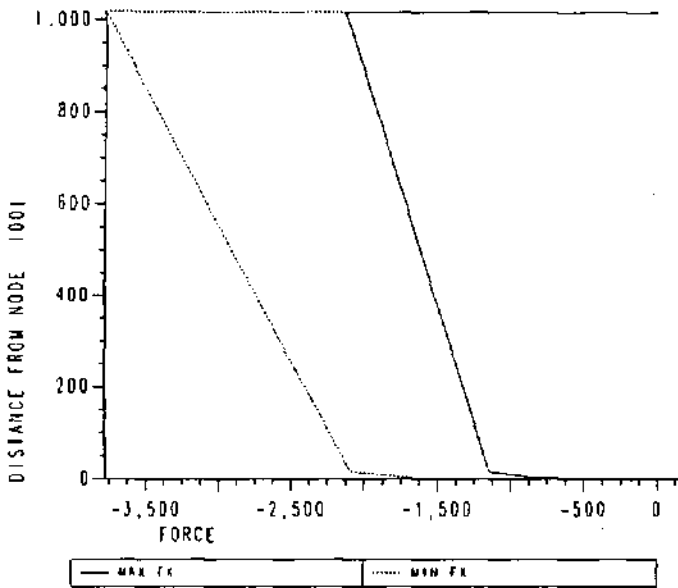


Figura 7.41 - Envoltórias de Trações Efetivas no Riser ao Longo do Comprimento (Rotulado e Engastado)

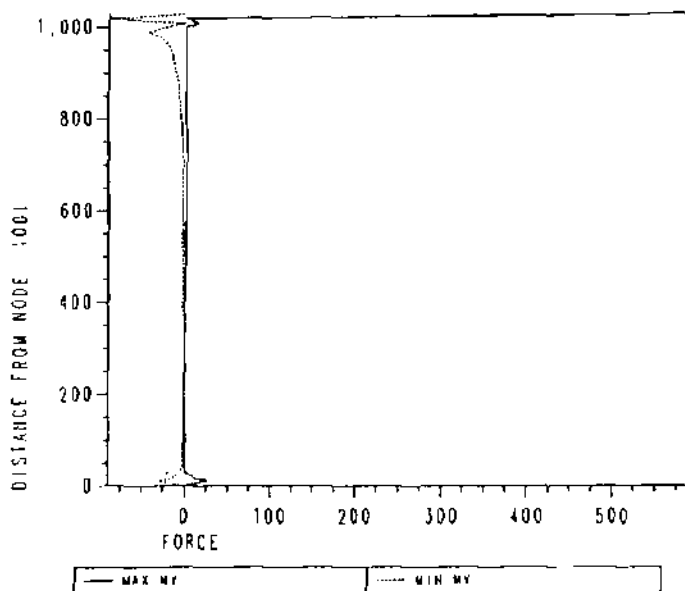
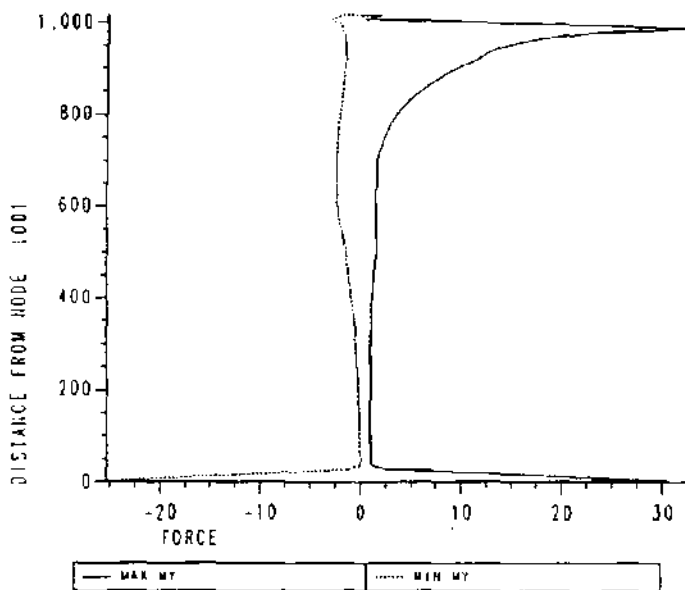


Figura 7.42 - Envoltórias de Momentos Fletores Locais ao Longo do Comprimento (Rotulado e Engastado)



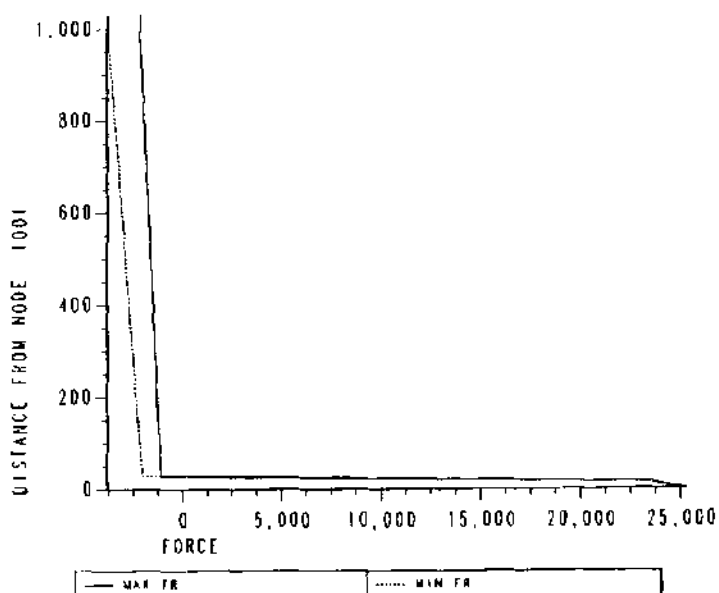
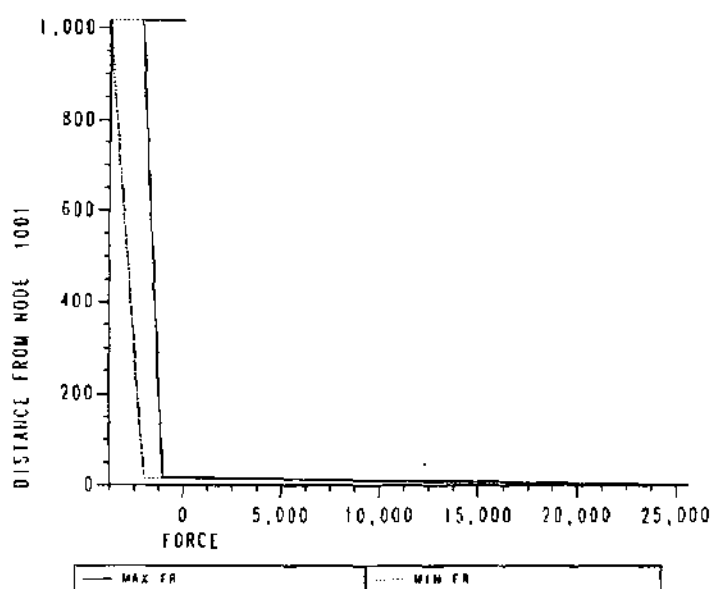
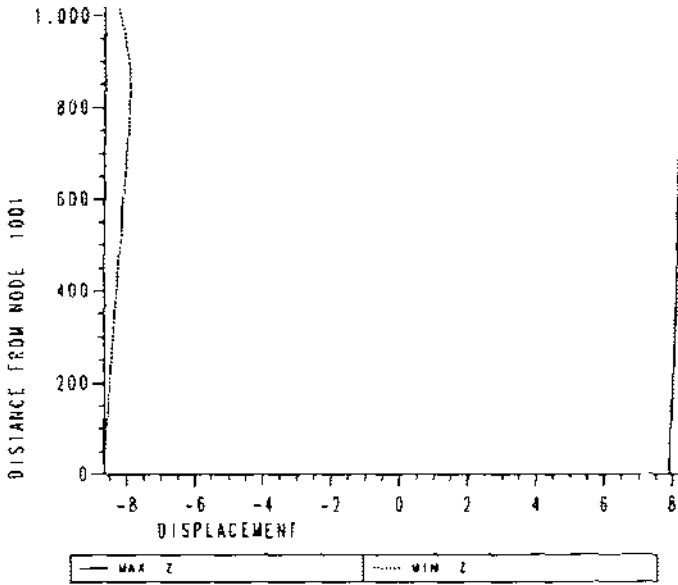


Figura 7.43 - Envoltória de Trações  
ao Longo da Linha (Rotulado e Engastado)

ENVOLTORIA DESL. VERT. AO LONGO DA LINHA -1030M-ROTSTAP1010



ENVOLTORIA DESL. VERT. AO LONGO DA LINHA -1030M-ENG STAP1010

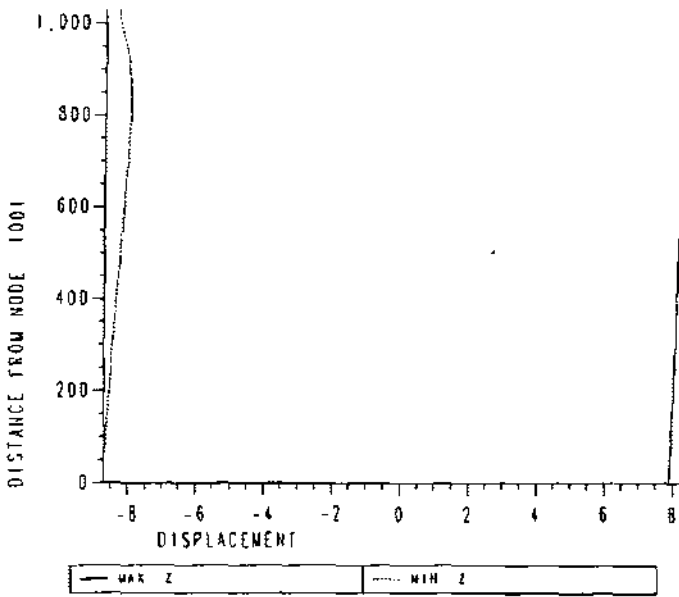
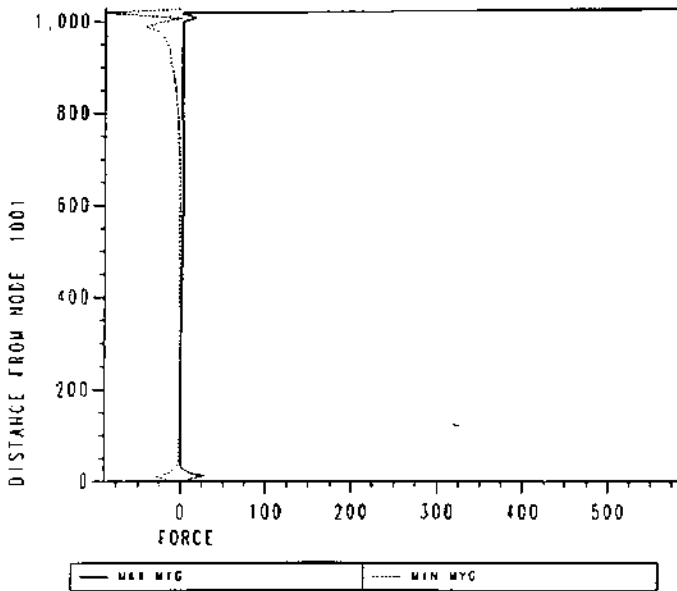
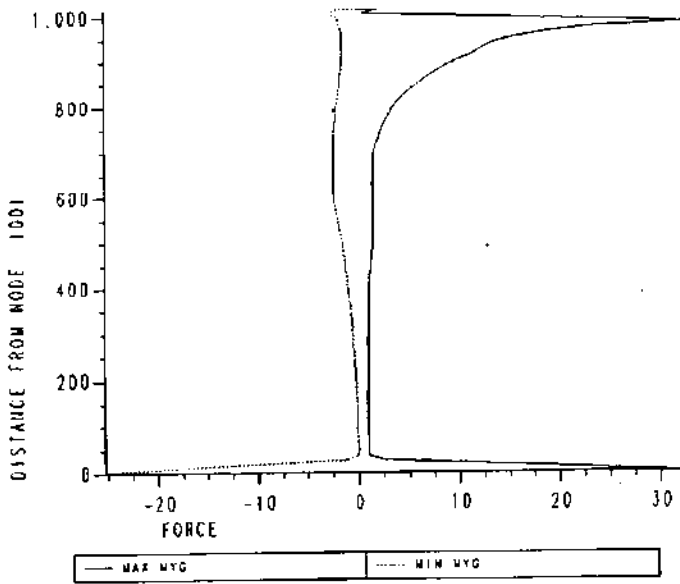
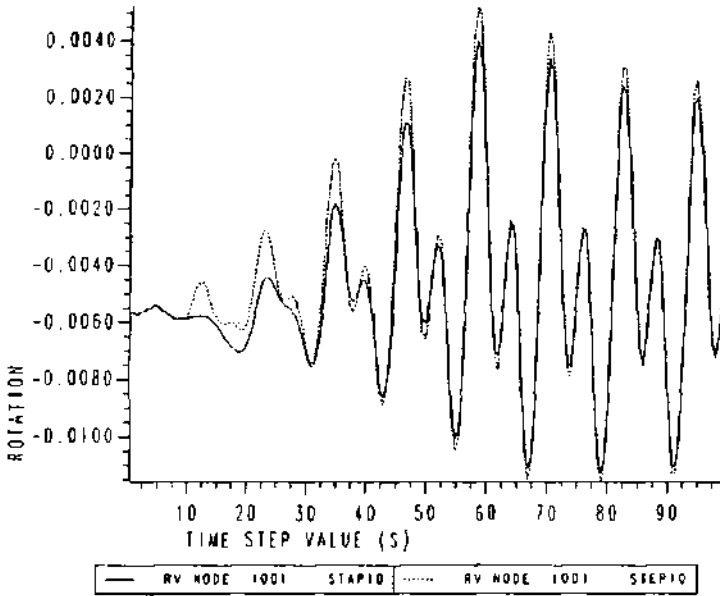


Figura 7.44 - Envoltória de Deslocamentos Verticais ao Longo do Linha (Rotulado e Engastado)

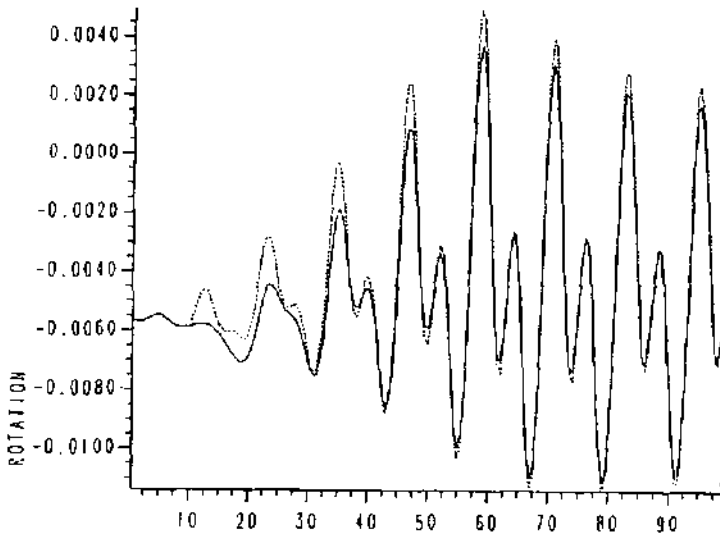


7.45

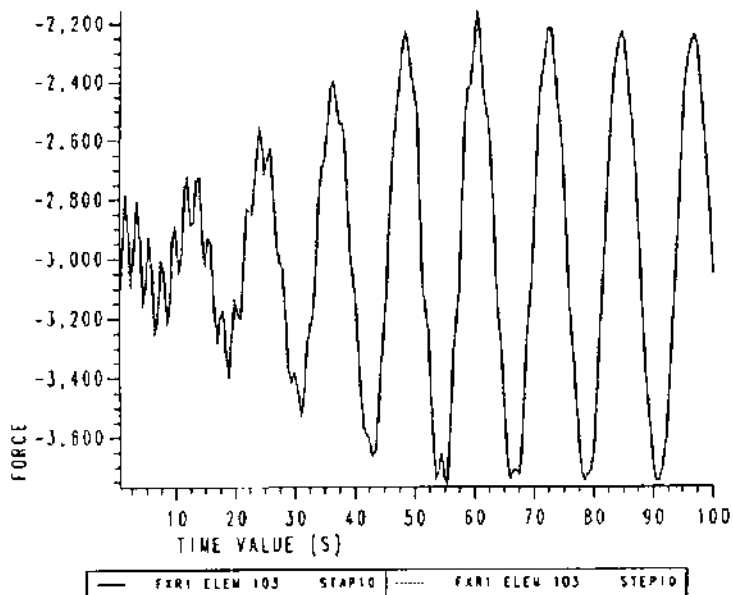
Figura 7.46 - Envoltórias de Momentos Fletores Globais ao Longo do Comprimento (Rotulado e Engastado)



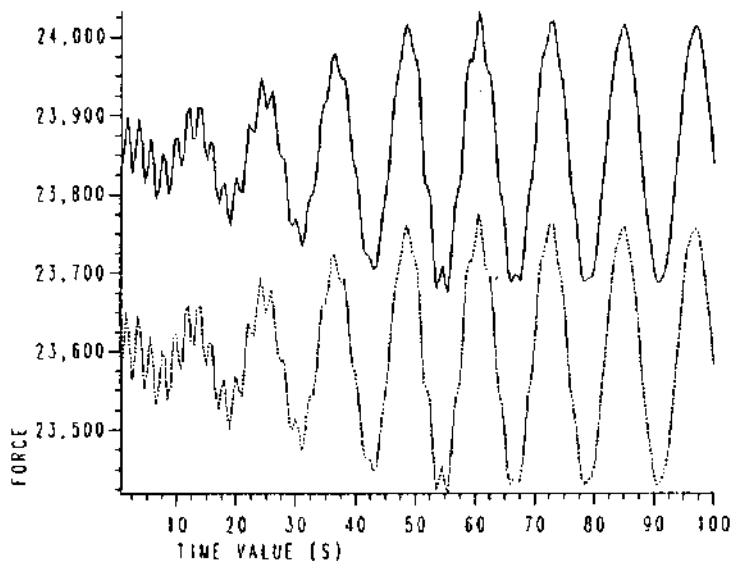
**Figura 7.47 - Rotações x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó da Base**



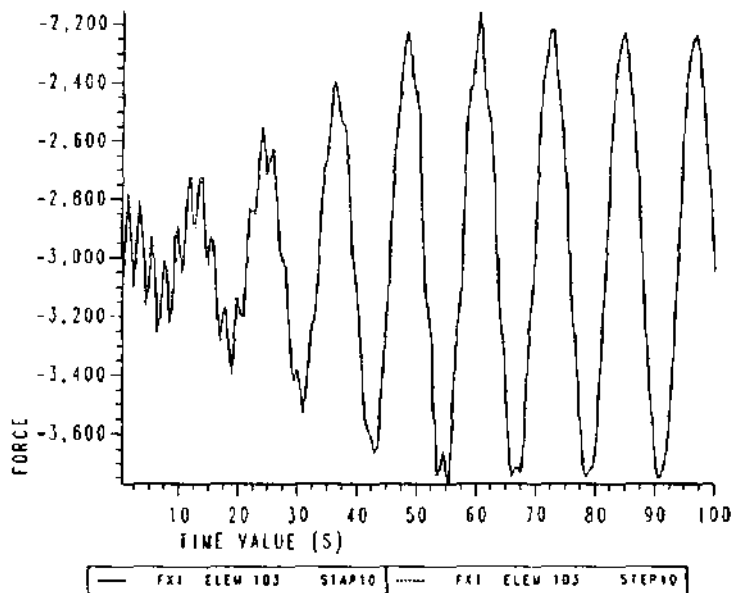
**Figura 7.48 - Rotação x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó Acima do BOP**



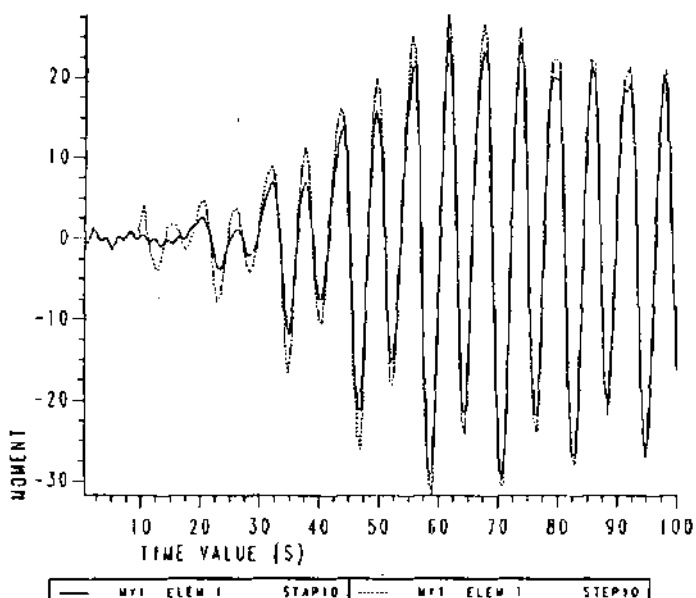
**Figura 7.49 - Tração Real no Riser x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó do Topo**



**Figura 7.50 - Tração Real no Riser x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó do Topo**

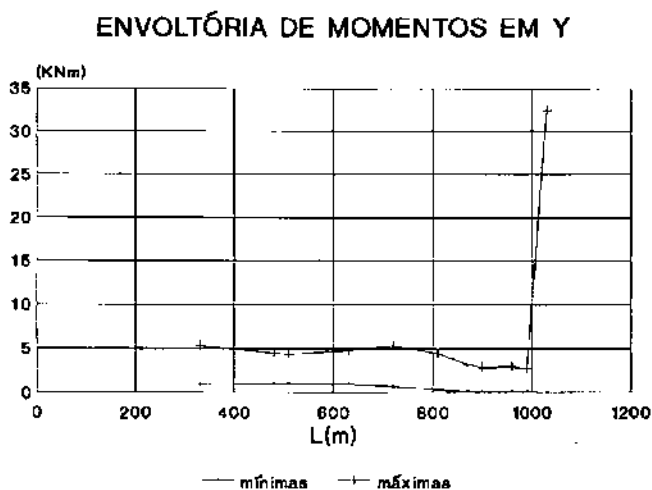
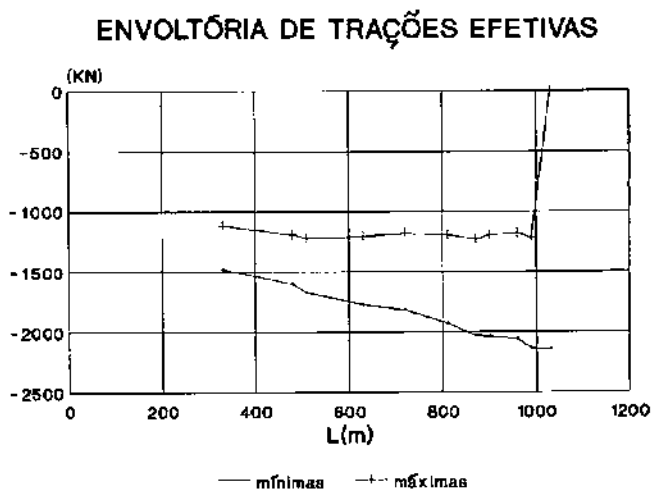


**Figura 7.51 - Trações Efetivas x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó da Topo**



**Figura 7.52 - Momentos Fletores Locais x Tempo  
(Rótulado e Engastado) - Nó da Base**

A Figura 7.53 mostra as envoltórias para trações efetivas e momentos em y, esforços estes obtidos dos gráficos de envoltórias para os "Risers" de 330m a 1030m de comprimento.



**Figura 7.53 - Envoltórias-Trações Efetivas e Momentos em y**

A análise não linear do caso estudado apresentou respostas no tempo para forças de tração efetiva, momentos fletores e ainda deslocamentos que são mostrados a partir das Figuras 7.22 até 7.29 donde se conclui que para "Risers" de 60 a 510m, no caso dos deslocamentos, estas estruturas entram no regime permanente na faixa de 60 a 70 segundos de simulação (Figuras 7.22, 7.23), o que não ocorre a partir da lâmina d'água de 630m quando então atinge-se o regime permanente apenas a partir de 120 segundos de simulação, numa faixa que se estende até 180 segundos para o caso estudado (Figuras 7.24, 7.25, 7.26).

A tração efetiva de maior ordem de grandeza obtida através da análise dinâmica não-linear com o programa ANFLEX, se encontra na faixa de 1180KN a 2080KN para o "Riser" de 60m de comprimento e entre 2220KN a 3750KN para o "Riser" de 1030m o que conduz a uma amplificação não-linear na faixa de 13% a 20% para LDA = 60m e 13% a 7,4% para LDA = 1030m (Tabelas 7.10 a 7.20).

Observou-se que os efeitos da não linearidade foram sentidos de forma mais significativas nos estudos com lâminas d'água mais rasas, o que mostra claramente que as ondas não influenciam da mesma forma o comportamento estrutural de estruturas mais esbeltas.

No caso das respostas para as rotações, momentos em y, trações efetivas e trações reais, o regime permanente fica evidenciado mais precocemente até para a lâmina d'água mais profunda (Figuras 7.30 a 7.52).

Foram comparados sistemas com duas condições de contorno no topo (rótula-STAP e engaste-STEP), resultados estes apresentados na Tabelas 7.10 a 7.20. Com relação às respostas obtidas observa-se que sua ordem de



grandeza, tanto no topo quanto na base, pouco diferem, à exceção dos momentos fletores, apesar de não serem as grandezas de maior influência no caso estudado.

As tensões obtidas da Análise Não Linear com o programa ANFLEX se encontram abaixo, concentrando dados obtidos das envoltórias de esforços (Figuras 7.40 a 7.43) para o "Riser" de 1030m [53, 54, 55].

Para o Aço x 65

$$F_y(\text{Ksi}) = 65 = 4485,00 \text{ KN/m}^2$$

$$F_u(\text{Ksi}) = 77 = 5313,00 \text{ KN/m}^2$$

$$\phi \ 9 \ 5/8" = 0.2445\text{m} \quad A_{\text{aco riser}} = 0.0114 \text{ m}^2$$

$$W = 39.767 \text{ in}^3$$

$$f_a = \frac{T_{\text{real}}}{A_s}$$

$$f_b = \frac{M}{W}$$

Tensão total  $f_a + f_b$

$$\frac{f_a + f_b}{F_{y_{\text{adm}}}} = 0.67$$

	Rotulado	Engastado
fa	263 KN/m <sup>2</sup>	263 KN/m <sup>2</sup>
fb	103,22 KN/m <sup>2</sup>	1854.80 KN/m <sup>2</sup>
$\frac{fa + fb}{Fy_{adm}}$	0.082	0.472

**Tabela 7.24 - Tensões Admissíveis**

## CAPÍTULO 8

### DINÂMICA LINEARIZADA COM COMPENSADOR

#### 8.1 - ANÁLISE LINEARIZADA COM COMPENSADOR DE "HEAVE"

O objetivo nesta análise foi avaliar o comportamento estrutural dinâmico dos "Risers" com lâminas d'água variáveis considerando um sistema com compensador de "Heave".

Tal como foi feito no Capítulo 6, tomou-se como base para esta análise o mesmo sistema estrutural de compensação já descrito por Azpiazu [36, 55] referenciado à escolha do mesmo compensador de "Heave", já que o objetivo é, através dos resultados obtidos, definir a real necessidade de utilização deste equipamento e verificar se, ao ser utilizado, as vantagens são significativas em termos de redução das tensões de tração axial dinâmica.

#### 8.2 - CONCEITOS BÁSICOS

A compressibilidade de gases a alta pressão possibilita aos compensadores de "Heave" prover um deslocamento relativo entre a plataforma semi-submersível ou navio e o riser enquanto mantém a tração efetiva

necessária ao bom funcionamento estrutural, e a operação do "Riser".

O compensador de "Heave" é provido de um pistão cilíndrico que se move em função deste movimento vertical da embarcação. Quando isto acontece a pressão transmitida ao fluido desloca o pistão alternadamente para cima e para baixo sobre o volume de gás que está na área de acumulação do cilindro. O gás é comprimido pelo movimento do navio ao mesmo tempo parte da pressão que se efetua é transmitida à parte inferior do reservatório de ar onde ocorre a compressão e expansão do gás pressurizado.

As causas mais significativas do desvio dos níveis de tração adequados são: compressão de gás, perdas pelo fluxo de fluido hidrodinâmico e fricção, não sendo possível obter uma solução explícita para a variação do carregamento como uma função dos parâmetros básicos que são a amplitude de "Heave" imposta pela embarcação e o "Range" de freqüências de onda que podem ocorrer.

As figuras abaixo mostram de acordo com Azpiazu, resultados de funções de transferência no domínio da freqüência para a variação de amplitudes de tração e ângulos de fase (Figura 8.1 e 8.2), o autor afirma que estes operadores devem ser aplicados a condições de operação particulares obtidas multiplicando o RAO (Response Amplitude Operator) da embarcação, quando em operação, pela amplitude de onda esperada para a locação desejada. Os resultados permitem ao projetista definir os carregamentos que causam fadiga à estruturas quando tracionadas em toda a sua extensão (do navio ao fundo do oceano).

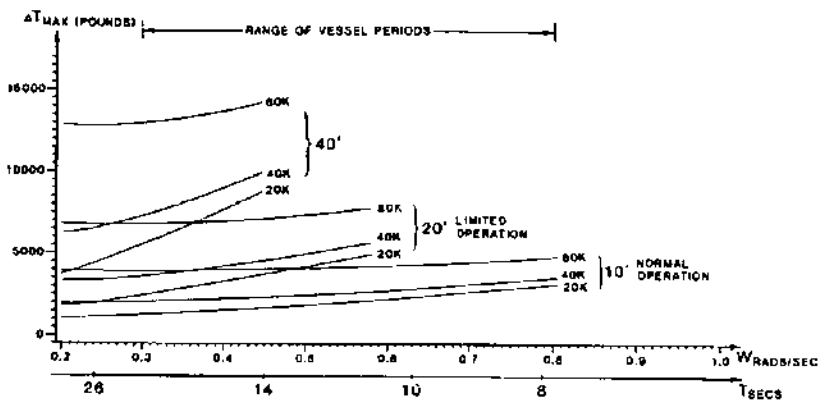


Figura 8.1 - Funções de Transferência - Variação de Tração

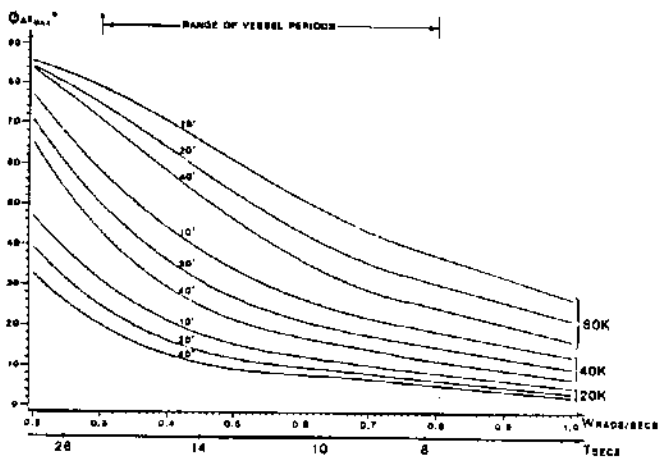


Figura 8.2 - Espectro de Ângulos de Fase - Var. de Tração

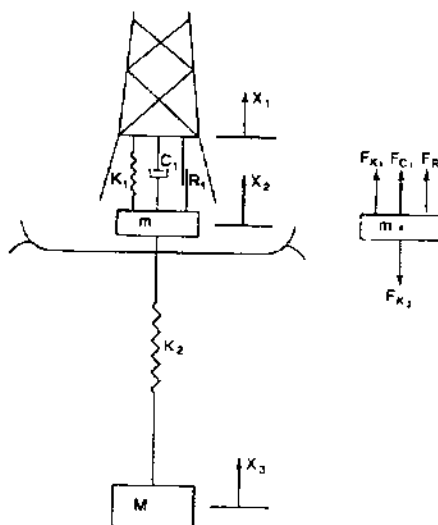


Figura 8.3 - Esquema Estrutural de um Compensador de Riser

### 8.3 - RESPOSTA DO COMPENSADOR NA ANÁLISE DINÂMICA LINEARIZADA

Para esta análise foram utilizadas as expressões descritas no Capítulo 4 que definiu as condições de contorno especiais para este caso.

Para o fim desta análise, cada função força-deslocamento respectiva a cada lâmina d'água escolhida para análise, foi composta pela integração das três parcelas de forças que são:

Força de mola -  $F_k$

Força de amortecimento -  $F_c$

Força de Fricção -  $F_r$

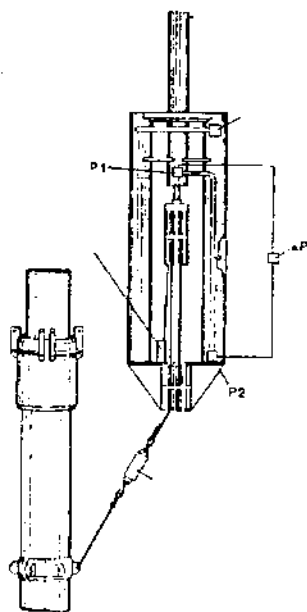


Figura 8.4 - Esquema Mecânico de um Compensador de Riser

### 8.3.1 - FUNÇÃO FORÇA X DESLOCAMENTO RELATIVO NO TEMPO PARA A MOLA DO COMPENSADOR

As forças axiais na mola obtidas como resposta em relação ao deslocamento relativo "Riser"/plataforma, para um grau de liberdade, para onda de Marlim Albacora de período 12.10s se encontram relacionadas nas Tabelas 8.1 a 8.11.

$L = 330m$ $F_k$	$K_T = 529.818$ $\Delta Z$
230.764	0.000
221.340	2.154
196.839	4.161
158.928	5.885
110.190	7.208
53.946	8.040
- 5.973	8.324
- 65.485	8.041
- 120.536	7.210
- 167.376	5.888
- 202.814	4.165
- 224.435	2.159
- 230.768	0.005
- 221.379	- 2.149
- 196.910	- 4.157
- 159.027	- 5.881
- 110.310	- 7.205
- 54.079	- 8.038
5.836	- 8.324
65.354	- 8.042
120.420	- 7.213
167.282	- 5.892
202.749	- 4.170
224.403	- 2.163
230.771	- 0.010

Tabela 8.1 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 480\text{m}$ $F_k$	$K_T = 570.186$ $\Delta Z$
248.346	0.000
238.205	2.154
211.836	4.161
171.037	5.885
118.585	7.208
58.056	8.040
- 6.428	8.324
- 70.475	8.041
- 129.720	7.210
- 180.129	5.888
- 218.267	4.165
- 241.536	2.159
- 248.350	0.005
- 238.247	- 2.149
- 211.913	- 4.157
- 171.143	- 5.881
- 118.715	- 7.205
- 58.199	- 8.038
6.281	- 8.324
70.334	- 8.042
129.595	- 7.213
180.028	- 5.892
218.196	- 4.170
214.501	- 2.163
248.354	- 0.010

Tabela 8.2 - Força na Mola x Deslocamento Relativo



$L = 510\text{m}$ $F_k$	$K_T = 570.259$ $\Delta z$
251.863	0.000
241.578	2.154
214.835	4.161
173.458	5.885
120.264	7.208
58.878	8.040
- 6.519	8.324
- 71.473	8.041
- 131.557	7.210
- 182.676	5.888
- 221.357	4.165
- 244.955	2.159
- 251.867	0.005
- 241.620	- 2.149
- 214.913	- 4.157
- 173.566	- 5.881
- 120.396	- 7.205
- 59.023	- 8.038
6.370	- 8.324
71.329	- 8.042
131.430	- 7.213
182.577	- 5.892
221.286	- 4.170
244.920	- 2.163
251.870	- 0.010

**Tabela 8.3 - Força na Mola x Deslocamento Relativo**

$L = 630m$ $F_k$	$K_T = 610.553$ $\Delta z$
265.928	0.000
255.069	2.154
226.833	4.161
183.145	5.885
126.981	7.208
62.166	8.040
- 6.883	8.324
- 75.464	8.041
- 138.904	7.210
- 192.881	5.888
- 233.719	4.165
- 258.635	2.159
- 265.933	0.005
- 255.114	- 2.149
- 226.916	- 4.157
- 183.260	- 5.881
- 127.119	- 7.205
- 62.319	- 8.038
6.726	- 8.324
75.313	- 8.042
138.770	- 7.213
192.773	- 5.892
233.644	- 4.170
258.598	- 2.163
265.936	- 0.010

Tabela 8.4 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 720m$ $F_k$	$K_T = 634.774$ $\Delta Z$
276.478	0.000
265.188	2.154
235.832	4.161
190.411	5.885
132.018	7.208
64.632	8.040
- 7.157	8.324
- 78.458	8.041
- 144.414	7.210
- 200.533	5.888
- 242.991	4.165
- 268.896	2.159
- 276.482	0.005
- 265.234	- 2.149
- 235.918	- 4.157
- 190.530	- 5.881
- 132.162	- 7.205
- 64.792	- 8.038
6.993	- 8.324
78.301	- 8.042
144.275	- 7.213
200.420	- 5.892
242.913	- 4.170
268.857	- 2.163
276.486	- 0.010

Tabela 8.5 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 810\text{m}$ $F_k$	$K_T = 658.995$ $\Delta z$
287.028	0.000
275.306	2.154
244.831	4.161
197.676	5.885
137.056	7.208
67.099	8.040
- 7.430	8.324
- 81.452	8.041
- 149.925	7.210
- 208.185	5.888
- 252.263	4.165
- 279.156	2.159
- 287.032	0.005
- 275.355	- 2.149
- 244.919	- 4.157
- 197.800	- 5.881
- 137.205	- 7.205
- 67.264	- 8.038
7.259	- 8.324
81.288	- 8.042
149.780	- 7.213
208.068	- 5.892
252.181	- 4.170
279.116	- 2.163
287.036	- 0.010

Tabela 8.6 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 870\text{m}$ $F_k$	$K_T = 675.142$ $\Delta z$
294.060	0.000
282.052	2.154
250.830	4.161
202.520	5.885
140.414	7.208
68.743	8.040
- 7.612	8.324
- 83.447	8.041
- 153.598	7.210
- 213.286	5.888
- 258.444	4.165
- 285.996	2.159
- 294.065	0.005
- 282.102	- 2.149
- 250.921	- 4.157
- 202.646	- 5.881
- 140.567	- 7.205
- 68.912	- 8.038
7.437	- 8.324
83.280	- 8.042
153.450	- 7.213
213.166	- 5.892
258.361	- 4.170
285.955	- 2.163
294.069	- 0.010

Tabela 8.7 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 900\text{m}$ $F_k$	$K_T = 683.216$ $\Delta Z$
297.577	0.000
285.425	2.154
253.829	4.161
204.942	5.885
142.093	7.208
69.656	8.040
- 7.703	8.324
- 84.445	8.041
- 155.435	7.210
- 215.837	5.888
- 261.535	4.165
- 289.416	2.159
- 297.582	0.005
- 285.475	- 2.149
- 253.921	- 4.157
- 205.070	- 5.881
- 142.248	- 7.205
- 69.736	- 8.038
7.526	- 8.324
84.276	- 8.042
155.285	- 7.213
215.715	- 5.892
261.450	- 4.170
289.375	- 2.163
297.586	- 0.010

Tabela 8.8 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 960\text{m}$ $F_k$	$K_T = 699.363$ $\Delta Z$
304.610	0.000
292.171	2.154
259.828	4.161
209.785	5.885
145.451	7.208
71.209	8.040
- 7.885	8.324
- 86.441	8.041
- 159.109	7.210
- 220.938	5.888
- 267.716	4.165
- 296.256	2.159
- 304.615	0.005
- 292.222	- 2.149
- 259.922	- 4.157
- 209.916	- 5.881
- 145.610	- 7.205
- 71.384	- 8.038
7.704	- 8.324
86.268	- 8.042
158.955	- 7.213
220.813	- 5.892
267.629	- 4.170
296.214	- 2.163
304.619	- 0.010

Tabela 8.9 - Força na Mola x Deslocamento Relativo

$L = 990\text{m}$ $F_k$	$K_T = 707.436$ $\Delta Z$
308.126	0.000
295.543	2.154
262.827	4.161
212.207	5.885
147.130	7.208
72.031	8.040
- 7.976	8.324
- 87.439	8.041
- 160.945	7.210
- 223.488	5.888
- 270.806	4.165
- 299.676	2.159
- 308.131	0.005
- 295.595	- 2.149
- 262.923	- 4.157
- 212.339	- 5.881
- 147.291	- 7.205
- 72.208	- 8.038
7.793	- 8.324
87.264	- 8.042
160.790	- 7.213
223.362	- 5.892
270.719	- 4.170
299.633	- 2.163
308.135	- 0.010

Tabela 8.10 - Força na Mola x Deslocamento Relativo



$L = 1030m$ $F_k$	$K_T = 718.201$ $\Delta Z$
312.815	0.000
300.041	2.154
266.827	4.161
215.436	5.885
149.369	7.208
73.127	8.040
- 8.097	8.324
- 88.769	8.041
- 163.395	7.210
- 226.889	5.888
- 274.927	4.165
- 304.236	2.159
- 312.820	0.005
- 300.093	- 2.149
- 266.924	- 4.157
- 215.571	- 5.881
- 149.532	- 7.205
- 73.307	- 8.038
7.912	- 8.324
88.592	- 8.042
163.236	- 7.213
226.761	- 5.892
274.838	- 4.170
304.192	- 2.163
312.824	- 0.010

**Tabela 8.11 - Força na Mola x Deslocamento Relativo**

### 8.3.2 - FUNÇÃO PARA A FORÇA DO AMORTECEDOR $F_c$ EM FUNÇÃO DAS VELOCIDADES RELATIVAS

$$F_c = A_c B \Delta v |\Delta v|^{n-1} \quad (8.1)$$

$B = \Delta P$  - perdas de pressão devido ao fluxo de fluido hidráulico

$A_c$  compensador -  $A_{riser}$  - seção transversal do compensador

$$\Delta v = V_{embarc.} - V_{riser}$$

onde

$V_{embarc.}$  - velocidade da embarcação

$V_{riser}$  - velocidade do riser

$V_{\text{embarc.}} - V_{\text{riser}}$	$F_c$
- 0.006	0
- 0.065	- 0.003
- 0.119	- 0.006
- 0.165	- 0.008
- 0.200	- 0.006
- 0.222	- 0.003
- 0.228	- 0.001
- 0.219	- 0.003
- 0.195	- 0.006
- 0.157	- 0.007
- 0.109	- 0.006
- 0.053	- 0.002
0.006	0
0.065	0.003
0.119	0.007
0.165	0.008
0.200	0.006
0.222	0.003
0.228	0.001
0.219	0.003
0.195	0.006
0.157	0.007
0.109	0.006
0.053	0.002
- 0.006	0

Tabela 8.12 - Força de Amortecimento X Velocidade Relativa

### 8.3.3 - FORÇA DINÂMICA EM FUNÇÃO DOS DESLOCAMENTOS RELATIVOS ("RISER"/PLATAFORMA)

As tabelas 8.13 a 8.23 apresentam as funções com o somatório das forças  $F_k$ ,  $F_c$  e  $F_r$  para cada lâmina d'água, totalizando a resposta dinâmica do compensador.

L = 330m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
275.227	0.000
265.8	2.154
241.296	4.161
203.383	5.885
154.647	7.208
98.406	8.040
38.489	8.324
- 21.025	8.041
- 76.079	7.210
- 122.92	5.888
- 158.357	4.165
- 179.974	2.159
- 186.305	0.005
- 265.839	- 2.149
- 241.366	- 4.157
- 203.482	- 5.881
- 154.767	- 7.205
- 98.539	- 8.038
- 38.626	- 8.324
20.894	- 8.042
75.963	- 7.213
122.826	- 5.892
158.292	- 4.170
79.942	- 2.163
186.308	- 0.010

Tabela 8.13 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 480m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
294.861	0.000
284.717	2.154
258.345	4.161
217.544	5.885
165.094	7.208
104.568	8.040
40.086	8.324
- 23.963	8.041
- 83.211	7.210
- 133.621	5.888
- 171.758	4.165
- 195.023	2.159
- 201.835	0.005
- 284.759	- 2.149
- 258.421	- 4.157
- 217.65	- 5.881
- 165.224	- 7.205
- 104.711	- 8.038
- 40.233	- 8.324
23.822	- 8.042
83.086	- 7.213
133.52	- 5.892
171.687	- 4.170
167.988	- 2.163
201.839	- 0.010

Tabela 8.14 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 510m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
300.43	0.000
290.142	2.154
263.396	4.161
222.017	5.885
168.825	7.208
107.442	8.040
42.047	8.324
- 22.909	8.041
- 82.996	7.210
- 134.116	5.888
- 172.796	4.165
- 196.39	2.159
- 203.3	0.005
- 290.184	- 2.149
- 263.473	- 4.157
- 222.125	- 5.881
- 168.957	- 7.205
- 107.587	- 8.038
- 42.196	- 8.324
22.765	- 8.042
82.869	- 7.213
134.017	- 5.892
172.725	- 4.170
196.355	- 2.163
203.303	- 0.010

Tabela 8.15 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 630m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
317.231	0.000
306.369	2.154
278.13	4.161
234.44	5.885
178.278	7.208
113.466	8.040
44.419	8.324
- 24.164	8.041
- 87.607	7.210
- 141.585	5.888
- 182.422	4.165
- 207.334	2.159
- 214.63	0.005
- 306.414	- 2.149
- 278.212	- 4.157
- 234.555	- 5.881
- 178.416	- 7.205
- 113.619	- 8.038
- 44.576	- 8.324
24.013	- 8.042
87.473	- 7.213
141.477	- 5.892
182.347	- 4.170
207.297	- 2.163
214.633	- 0.010

Tabela 8.16 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 720m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
329.833	0.000
318.54	2.154
289.181	4.161
243.758	5.885
185.367	7.208
117.984	8.040
46.197	8.324
- 25.106	8.041
- 91.065	7.210
- 147.185	5.888
- 189.642	4.165
- 215.543	2.159
- 223.127	0.005
- 318.586	- 2.149
- 289.266	- 4.157
- 243.877	- 5.881
- 185.511	- 7.205
- 118.144	- 8.038
- 46.361	- 8.324
24.949	- 8.042
90.926	- 7.213
147.072	- 5.892
189.564	- 4.170
215.504	- 2.163
223.131	- 0.010

Tabela 8.17 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo



L = 810m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
342.435	0.000
330.71	2.154
300.232	4.161
253.075	5.885
192.457	7.208
122.503	8.040
47.976	8.324
- 26.048	8.041
- 94.524	7.210
- 152.785	5.888
- 196.862	4.165
- 223.751	2.159
- 231.625	0.005
- 330.759	- 2.149
- 300.319	- 4.157
- 253.199	- 5.881
- 192.606	- 7.205
- 122.668	- 8.038
- 48.147	- 8.324
25.884	- 8.042
94.379	- 7.213
152.668	- 5.892
196.78	- 4.170
223.711	- 2.163
231.629	- 0.010

Tabela 8.18 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 870m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
350.835	0.000
338.824	2.154
307.599	4.161
259.287	5.885
197.183	7.208
125.515	8.040
49.162	8.324
- 26.675	8.041
- 96.829	7.210
- 156.518	5.888
- 201.675	4.165
- 229.223	2.159
- 237.29	0.005
- 341.874	- 2.149
- 307.689	- 4.157
- 259.413	- 5.881
- 197.336	- 7.205
- 125.684	- 8.038
- 49.337	- 8.324
26.508	- 8.042
96.681	- 7.213
156.398	- 5.892
201.592	- 4.170
229.182	- 2.163
237.294	- 0.010

Tabela 8.19 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 900m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
355.036	0.000
342.881	2.154
311.282	4.161
262.393	5.885
199.546	7.208
127.112	8.040
49.755	8.324
- 26.989	8.041
- 97.982	7.210
- 158.385	5.888
- 204.082	4.165
- 231.959	2.159
- 240.123	0.005
- 342.931	- 2.149
- 311.373	- 4.157
- 262.521	- 5.881
- 199.701	- 7.205
- 127.192	- 8.038
- 49.932	- 8.324
26.82	- 8.042
97.832	- 7.213
158.263	- 5.892
203.997	- 4.170
231.918	- 2.163
240.127	- 0.010

Tabela 8.20 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 960m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
363.437	0.000
350.995	2.154
318.649	4.161
268.604	5.885
204.272	7.208
130.033	8.040
50.941	8.324
- 27.617	8.041
- 100.288	7.210
- 162.118	5.888
- 208.895	4.165
- 237.431	2.159
- 245.788	0.005
- 351.046	- 2.149
- 318.742	- 4.157
- 268.735	- 5.881
- 204.431	- 7.205
- 130.208	- 8.038
- 51.122	- 8.324
27.444	- 8.042
100.134	- 7.213
161.993	- 5.892
208.808	- 4.170
237.389	- 2.163
245.792	- 0.010

Tabela 8.21 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 990m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
367.637	0.000
355.051	2.154
322.332	4.161
271.710	5.885
206.635	7.208
131.539	8.040
51.534	8.324
- 27.931	8.041
- 101.44	7.210
- 163.984	5.888
- 211.301	4.165
- 240.167	2.159
- 248.62	0.005
- 355.103	- 2.149
- 322.427	- 4.157
- 271.842	- 5.881
- 206.796	- 7.205
- 131.716	- 8.038
- 51.717	- 8.324
27.756	- 8.042
101.285	- 7.213
163.858	- 5.892
211.214	- 4.170
240.124	- 2.163
248.624	- 0.010

Tabela 8.22 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

L = 1030m

$F_{TOTAL}$ (KN)	$\Delta Z$ (m)
373.238	0.000
360.461	2.154
327.244	4.161
275.851	5.885
209.786	7.208
133.547	8.040
52.325	8.324
- 28.349	8.041
- 102.978	7.210
- 166.473	5.888
- 214.51	4.165
- 243.815	2.159
- 252.397	0.005
- 360.513	- 2.149
- 327.34	- 4.157
- 275.986	- 5.881
- 209.949	- 7.205
- 133.727	- 8.038
- 52.51	- 8.324
28.172	- 8.042
102.819	- 7.213
166.345	- 5.892
214.421	- 4.170
243.771	- 2.163
252.401	- 0.010

Tabela 8.23 - Força Dinâmica Total X Deslocamento Relativo

Observa-se através dos valores obtidos para a força dinâmica total que o uso do compensador minimizaria a variação de tensões axiais quando se compara estes valores de forças dinâmicas com as trações efetivas dinâmicas obtidas no Capítulo 6.

## CAPÍTULO 9

### CONCLUSÕES

Este resultado mostra que no caso do "Hangoff" a análise linearizada pode ser usada para aferir resultados qualitativos pois a amplificação não linear é pequena validando este tipo de análise simplificada de sistema de compensação de "Heave". Isto ocorre porque nesta situação de desconexão do nó da base (livre) a estrutura do "Riser", fica bem mais sujeita às tensões devido à tração efetiva (fa) do que às tensões desenvolvidas pelos momentos fletores (fb).

Estas são melhor avaliadas na análise não linear por serem o resultado das composições dos esforços advindos dos outros graus de liberdade.

Em vista do exposto no Capítulo 7, com relação a condição de contorno no topo observou-se que o sistema rotulado apresenta vantagens em relação ao engastado por não transmitir os momentos que se desenvolvem no topo, para a plataforma.

A solução dinâmica linearizada considerando a influência do compensador de "Heave" proposto, nos indica que a partir de uma lâmina d'água muito profunda o efeito em termos da redução e aumento (oscilação) de tensões no "Riser" é um fator que perde sua importância, do ponto de vista que a atuação das ondas na base é enfraquecida em função da grande profundidade.

Notou-se durante os cálculos das freqüências naturais extensionais que a relação entre a massa da coluna de riser e a massa do equipamento que é preso à base da coluna é de fundamental importância nos resultados obtidos e estes são também muito sensíveis à rigidez axial da ferramenta presa à base. Este valor de rigidez axial (EA) é pouco difundido quando da especificação deste equipamento. Seria interessante efetuar a mesma análise dinâmica linearizada utilizando diversos equipamentos de fundo diferentes a fim de observar as mudanças no comportamento axial da estrutura.

Com relação ao resultado das análises dinâmicas, linearizada e não linear, em função das ampliações dinâmicas se situarem na faixa de 25 a 31% (amplificação dinâmica elevada - Tabela 9.1), conclui-se que é imprescindível a sua consideração. Os resultados para as tensões nas análises linearizada e não linear, mostram que para este caso de estudo a análise linearizada é simples, segura e econômica, constituindo-se de uma boa ferramenta de avaliação do problema, apesar de ser conservativa por não levar em conta os efeitos devidos ao amortecimento.

Comparação FAD-AXIAL	F.A.D	Lâmina d'água
Análise Não Linear	25%	1030m
	28%	330m
Análise Linearizada	27%	1030m
	31%	330m

**Tabela 9.1 - Fatores de Amplificação Dinâmicos  
Avaliação da Dinâmica Axial**

O presente trabalho atingiu seus objetivos com relação à análise do comportamento desta situação estrutural particular e deverá ser complementado



futuramente com análises não lineares com o próprio programa ANFLEX a fim de perceber os efeitos devidos ao amortecimento e ainda verificar se estes interferem na magnitude de outros esforços que se manifestem nos outros graus de liberdade.

Vários outros compensadores poderão ser avaliados, juntamente com seu comportamento, em outros sistemas estruturais.

Um outro passo posterior seria avaliar a situação conectada na base e ainda complementar com outras configurações, por exemplo de produção e ou completação.

Para desenvolvimentos futuros. Sugere-se que seja implementada no ANFLEX, a modelação do compensador de "Heave" introduzindo a equação de equilíbrio do compensador (4.36) na formulação.

Além destas sugestões poder-se-á fazer este estudo considerando mar aleatório com ondas vindo de encontro ao "Riser" por várias direções [57].

## APÊNDICE 1

### INTERAÇÃO FLUIDO-ESTRUTURA FORMULAÇÃO DE MORISON

A força de arrasto por unidade de comprimento exercida por um escoamento uniforme unidirecional de um fluido real viscoso com aceleração nula, incidindo sobre um cilindro estacionário, é dada por [56, 57]:

$$F_v = \frac{1}{2} C_d \rho D \dot{W}_o |\dot{W}_o|$$

Para o caso de escoamento uniformemente acelerado, bi-dimensional de um fluido ideal (não viscoso) incidindo sobre uma seção circular, atuará a força de inércia, por unidade de comprimento resultante das pressões hidrostáticas com intensidade proporcional à aceleração da massa fluida dada por:

$$F_I = C_m \rho \frac{\pi D^2}{4} \ddot{W}_o$$

onde  $C_m \frac{\pi D^2}{4}$  é o termo denominado massa adicional que vem a ser o resultado da integração das pressões atuantes no contorno do cilindro não representando portanto massa fluida.

$$\text{Então } F_o(x,t) = F_v + F_I$$

Para estruturas esbeltas onde a velocidade e a aceleração da estrutura possuem valores significantes, uma modificação da equação de Morison torna-se necessária, a fim de levar em conta o efeito da velocidade e da aceleração relativas, como foi proposto por Berge e Penzien como se segue:

$$F_o(x,t) = C_m \rho \frac{\pi D^2}{4} \ddot{W}_o + C_a \rho \frac{\pi D^2}{4} (\ddot{W}_o - \ddot{W}) + \frac{1}{2} C_d \rho D (\dot{W}_o - \dot{W}) |\dot{W}_o - \dot{W}|$$

onde:

$|\dot{W}_o - \dot{W}| = ds =$  valor absoluto da velocidade relativa entre o fluido e a estrutura.

$\dot{W}_o =$  velocidade da onda, (partícula fluída).

$\ddot{W}_o =$  aceleração da partícula fluída da onda.

$\dot{W} =$  velocidade da estrutura.

$\ddot{W} =$  aceleração da estrutura.

$C_m =$  coeficiente de inércia.

$C_a =$  coeficiente de massa adicional

$C_a = C_m - 1$

$C_d =$  coeficiente de arrasto.

Foram consideradas médias adequadas para os valores de  $C_m$  e  $C_d$  invariantes com o tempo para facilitar o trabalho sendo estes, funções de:

$$[C_m, C_d] = f_1(K, Re, Kr/D)$$

onde:

$K$  = número de Keulegan-Carpenter.

$Re$  = número de Reynolds.

$Kr/D$  = rugosidade relativa.

$Kr$  = rugosidade de estrutura.

$D$  - diâmetro externo do "Riser".

$$\text{Sendo } K = \frac{\dot{W}_m T_o}{D}$$

$$Re = \frac{\dot{W}_m D}{\nu}$$

onde:

$\dot{W}_m$  = velocidade relativa média máxima entre fluido e estrutura.

$T_o$  = período da onda.

$D$  = diâmetro externo do "Riser".

$\nu$  = viscosidade cinemática do fluido.

A velocidade e a aceleração de cada onda regular foram obtidas utilizando-se a teoria de onda de Airy por serem muito próximos os resultados obtidos pelas teorias de Airy e Stokes, tendo sido feita a seleção de ambas as teorias tomando como parâmetro a lâmina d'água maior do que 100m de profundidade.

Deste modo tem-se para o potencial de velocidade a seguinte expressão:

$$\phi = \frac{\pi H}{K_0 T_0} \frac{\cosh[K_0(X'+d)]}{\sinh(K_0 d)} \cdot \text{sen } \gamma$$

onde:

$$\gamma = K_0(y - ct) = K_0 y - W_{ot} , \text{ ângulo de fase da onda.}$$

$$K_0 = \frac{2\pi}{\lambda} = \text{número de onda.}$$

$$c = \frac{\lambda}{T_0} = \text{celeridade da onda}$$

de onda se obtém por derivação as expressões para a velocidade e aceleração (componentes horizontais e verticais) da onda:

$$\dot{W}_0 = \frac{\partial \phi}{\partial y'} = \frac{\pi H}{T_0} \frac{\sinh[K_0(x' + d)]}{\cosh(K_0 d)} \text{sen}(K_0 y - w_0 t)$$

onde:

d = lâmina d' água.

Derivando-se a velocidade em relação ao tempo obtém-se as componentes de aceleração:

$$\ddot{W}_0 = \frac{2\pi^2 H}{T_0^2} \frac{\cosh[K_0(x' + d)]}{\sinh(K_0 d)} \sin(K_0 y - W_0 t)$$

$$\ddot{U}_0 = - \frac{2\pi^2 H}{T_0^2} \frac{\sinh[K_0(x' + d)]}{\cosh(K_0 d)} \cos(K_0 y - W_0 t)$$

Compatibilizando a Teoria de Onda com as equações de movimento transferindo os eixos de acordo com a figura 4 substituindo os valores de K e  $W_0$  chega-se às seguintes equações:

Para a velocidade (componente horizontal por exemplo).

$$\dot{W}_0 = \frac{\pi H}{T_0} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi X}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left[ \frac{Y}{\lambda} - \frac{t}{T_0} \right]$$

e

$$\ddot{W}_0 = \frac{2\pi^2}{T_0^2} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi X}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \sin 2\pi \left( \frac{Y}{\lambda} - \frac{t}{T_0} \right)$$

Para  $y = 0$  que corresponde à situação quando a crista da onda passa pela estrutura temos:

$$\dot{W}_0 = \frac{\pi H}{T_0} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi X}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos\left(\frac{-2\pi t}{T_0}\right)$$

$$\ddot{W}_0 = \frac{2\pi^2 H}{T_0^2} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi X}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \text{sen}\left(\frac{-2\pi t}{T_0}\right)$$

MÉTODO DE ITERAÇÃO POR SUBESPAÇO

O método de Iteração por Supespaço, desenvolvido por Bathe, para a solução do problema de autovalor é considerado um dos mais eficientes para solução de problemas estruturais com muitos graus de liberdade, no que diz respeito ao tempo de processamento e ao uso de memória do computador.

Como já foi dito anteriormente a equação diferencial do equilíbrio dinâmico de um sistema estrutural discretizado pelo método dos elementos finitos é dada por:

$$\underline{M} \ddot{\underline{U}}(t) + \underline{C} \dot{\underline{U}}(t) + \underline{K} \underline{U}(t) = \underline{F}(t) \quad (\text{A2.1})$$

onde

M - é a matriz de massa

C - é a matriz de amortecimento

K - é a matriz de rigidez

$\underline{U}(t)$  - é um vetor de deslocamentos variáveis no tempo

$\dot{\underline{U}}(t)$  - é um vetor de velocidades variáveis no tempo

$\ddot{\underline{U}}(t)$  - é um vetor de acelerações variáveis no tempo

$\underline{F}(t)$  - contém as componentes de forças nodais variáveis no tempo

As esquações diferenciais do movimento, para o caso das vibrações livres, são obtidas de (A2.1) fazendo-se:

$$\underline{F} = \underline{0} \quad \text{e} \quad \underline{C} = \underline{0},$$



resultando em:

$$M \ddot{U} + K U = 0 \quad (A2.2)$$

cuja solução pode ser do tipo

$$\underline{U} = \underline{\phi} \cos(\omega t) \quad (A2.3)$$

onde

$\omega$  - é uma frequência natural de oscilação

$\underline{\phi}$  - é um vetor de amplitudes máximas dos deslocamentos

Substituindo (A2.3) em (A2.2) resulta em:

$$\underline{K} \underline{\phi}_i = \omega_i^2 \underline{M} \underline{\phi}_i, \quad i = 1, n \quad (A2.4)$$

que é a equação de um problema de autovalor, cuja solução fornece um conjunto de  $n$  pares de autovalores e autovetores  $(\omega_i^2, \underline{\phi}_i)$ ,  $i = 1, n$ , onde  $n$  é o número de graus de liberdade da estrutura, discretizada pelo Método dos Elementos Finitos. Os autovetores apresentam a propriedade de ortonormalidade em relação às matrizes de massa e rigidez:

$$\underline{\phi}_i^T \underline{M} \underline{\phi}_j = \begin{cases} 1 & \text{se } i = j \\ 0 & \text{se } i \neq j \end{cases} \quad (A2.5)$$

$$\underline{\phi}_i^T \underline{K} \underline{\phi}_j = \begin{cases} \omega_i^2 & \text{se } i = j \\ 0 & \text{se } i \neq j \end{cases} \quad (A2.6)$$

Esta propriedade pode ser demonstrada, reunindo-se os  $n$  autovetores  $\phi_i$  na matriz modal  $\phi$  e os autovalores correspondentes,  $\omega_i^2$ , na matriz diagonal  $A$ :

$$\underline{\phi} = \left[ \begin{array}{cccc} \phi_1 & \phi_2 & \dots & \phi_n \end{array} \right] \quad (\text{A2.7})$$

$$\underline{A} = \left[ \begin{array}{cccc} \omega_1^2 & & & \\ & \omega_2^2 & & \\ & & \omega_3^2 & \\ & & & \dots \\ & & & & \omega_n^2 \end{array} \right] \quad (\text{A2.8})$$

ordenados em ordem crescente, ou seja,

$$(\omega_1^2 < \omega_2^2 < \dots < \omega_n^2)$$

Portanto, as  $n$  equações (A2.4) podem ser reescritas como:

$$\underline{K} \underline{\phi} = \underline{M} \underline{\phi} \underline{A} \quad (\text{A2.9})$$

Pré-multiplicando ambos os lados da equação (A2.9) por  $\underline{\phi}^T$ , obtém-se:

$$\underline{\phi}^T \underline{K} \underline{\phi} = \underline{\phi}^T \underline{M} \underline{\phi} \underline{A} \quad (\text{A2.10})$$

Sendo  $\underline{K}$  e  $\underline{M}$  simétricas,  $\underline{\phi}^T \underline{K} \underline{\phi}$  e  $\underline{\phi}^T \underline{M} \underline{\phi}$  também o são (22). Analisando-se a equação (A2.10), verifica-se que ela

indica que uma simétrica é igual ao produto de uma matriz simétrica por uma matriz diagonal. Isto será verdade se  $\phi^T \underline{K} \phi$  e  $\phi^T \underline{M} \phi$  forem, também, diagonais. Pode-se escrever que:

$$\phi^T \underline{K} \phi = [k_{ii}] \quad (\text{A2.11})$$

$$\phi^T \underline{M} \phi = [m_{ii}] \quad (\text{A2.12})$$

As equações (A2.11) e (A2.12) representam as matrizes de massa e rigidez generalizadas. Se os autovetores forem normalizados em relação à matriz de massa, chega-se a:

$$\phi^T \underline{M} \phi = \underline{I} \quad (\text{A2.13})$$

$$\phi^T \underline{K} \phi = \underline{A} \quad (\text{A2.14})$$

onde

$\underline{I}$  é a matriz identidade

A análise dos resultados obtidos permite concluir que, em consequência da ortogonalidade, os autovetores são linearmente independentes, formando uma base no espaço vetorial de definição de  $\underline{K}$  e  $\underline{M}$ . Daí a vantagem de sua utilização como base de transformação de coordenadas, para a resolução do sistema de equações (A2.1).

Para determinação das frequências naturais e modos de vibração, ou seja, para se obter a solução do problema de

autovalor (A2.9) será utilizado, como já foi dito anteriormente, o Método de Iteração por Subespaço.

O objetivo do método consiste na determinação dos "r" primeiros autovetores que satisfazem às equações:

$$\underline{K} \underline{\phi} = \underline{M} \underline{\phi} \underline{\Lambda} \quad (\text{A2.15})$$

$$\underline{\phi}^T \underline{K} \underline{\phi} = \underline{\Lambda} \quad (\text{A2.16})$$

$$\underline{\phi}^T \underline{M} \underline{\phi} = \underline{I} \quad (\text{A2.17})$$

onde

$$\underline{\Lambda} = \begin{bmatrix} \omega_1^2 & & & \\ & \omega_2^2 & & \\ & & \ddots & \\ & & & \omega_r^2 \end{bmatrix} \quad \text{é a matriz que contém os } r$$

primeiros autovalores, que correspondem aos quadrados das r mais baixas frequências.

$\underline{\phi} = \begin{bmatrix} \phi_1 & \phi_2 & \dots & \phi_r \end{bmatrix}$  contém os r autovetores, ou modos de vibração relacionados aos autovalores.

Os autovetores  $\underline{\phi}$  formam uma base  $\underline{M}$  ortonormal do subespaço r-dimensional dos operadores  $\underline{K}$  e  $\underline{M}$ , subespaço este denominado E . Deste modo, a iteração com r vetores linearmente independentes pode ser vista como uma iteração com um subespaço.

O Método de Iteração por Subespaço consite, basicamente, na combinação do Método de Iteração Inversa com a análise de Rayleigh-Ritz, podendo ser resumido nas seguintes etapas:

(a) São definidos q vetores de partida, ou vetores de iteração iniciais, linearmente independentes, onde  $q > r$ . Estes vetores de partida geram o subespaço  $E_1$ , prosseguindo a iteração até  $E_1$  convergir para  $E$ . O método visa, portanto, a convergência do subespaço, e não a convergência individual de cada vetor de iteração para seu correspondente autovetor. Os vetores de partida constituem as colunas da matriz  $\tilde{X}_1$ .

(b) Realiza-se uma iteração inversa simultânea:

$$\tilde{K} \tilde{X}_{k+1} = \tilde{M} \tilde{X}_k \quad (\text{A2.18})$$

passando-se do subespaço  $E_k$  para o subespaço  $E_{k+1}$

Os vetores de  $\tilde{X}_{k+1}$  formam a base de Ritz do subespaço  $E_{k+1}$ .

(c) A pesquisa da convergência do subespaço  $E_{k+1}$  é feita com o auxílio do método de Rayleigh-Ritz, projetando-se  $\tilde{K}$  e  $\tilde{M}$  no subespaço  $E_{k+1}$ :

$$\tilde{K}_{k+1} = \tilde{X}_{k+1}^T \tilde{K} \tilde{X}_{k+1} \quad (\text{A2.19})$$

$$\tilde{M}_{k+1} = \tilde{X}_{k+1}^T \tilde{M} \tilde{X}_{k+1} \quad (\text{A2.20})$$

Este procedimento é necessário para se manterem os valores absolutos dos elementos de  $\tilde{X}_{k+1}$  dentro de limites razoáveis e para forçar a convergência dos vetores de iteração para os correspondentes autovetores.

- (d) A seguir, resolve-se o problema de autovalor associado aos operadores projetados, utilizando-se o Método de Jacobi generalizado:

$$\bar{K}_{\sim k+1} Q_{\sim k+1} = \bar{M}_{\sim k+1} Q_{\sim k+1} A_{\sim k+1} \quad (\text{A2.21})$$

onde  $Q_{\sim k+1}$  é a matriz que contém as coordenadas de Ritz da melhor aproximação aos autovetores no subespaço  $E_{\sim k+1}$

- (e) A melhor base no subespaço  $E_{\sim k+1}$ , ou seja, a mais próxima dos autovetores é obtida por:

$$X_{\sim k+1} = \bar{X}_{\sim k+1} Q_{\sim k+1} \quad (\text{A2.22})$$

Repetindo-se o ciclo iterativo, a convergência será obtida no limite:

$$A_{\sim k+1} \rightarrow e \quad X_{\sim k+1} \rightarrow \phi_r \quad k \rightarrow \infty \quad (\text{A2.23})$$

desde que os vetores em  $X_{\sim 1}$  não sejam  $\bar{M}$ -ortogonais a algum dos autovetores  $\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_r$ .

De acordo com o item (a), a escolha dos vetores de partida constitui-se no primeiro passo do Método de Iteração por Subespaço, sendo que a convergência depende do fato dos vetores formarem um subespaço de partida  $E_1$  o mais próximo possível de  $E$ . Uma técnica eficiente, quando  $\bar{K}$  e  $\bar{M}$  são matrizes diagonais, é a que considera estes vetores como unitários, com o valor +1 correspondendo aos graus de liberdade onde a relação  $k_{11}/m_{11}$  seja a menor,  $k_{11}$  e  $m_{11}$  elementos da diagonal de  $\bar{K}$  e  $\bar{M}$ , respectivamente. Estes valores são os autovetores correspondentes aos menores autovalores, e a convergência é alcançada com uma iteração. De uma maneira geral,

utiliza-se um algoritmo em que a primeira coluna de  $\underline{M} \underline{X}_1$  é a diagonal de  $\underline{M}$ , garantindo-se que todos os graus de liberdade que possuam massa sejam excitados. As demais colunas de  $\underline{M} \underline{X}_1$  são vetores unitários, cujo valor +1 corresponde às menores relações  $k_{11}/m_{11}$ . Este processo apresenta boa convergência.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] Patrikalakis, N.M. - "Theoretical and Experimental Procedures for the Prediction of the Dynamic Behavior of Marine Risers", Ph.D. Thesis, MIT, 1983.
- [2] Garrett, D.L. - "Dynamic Analysis of Slender Rods" Transactions of the ASME, Journal of Energy Resources Technology, Vol. 104, Dezembro 1982.
- [3] Kim, Y.C. - "Nonlinear Vibration of Long Slender Beams PhD Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1983.
- [4] Nordgreen, R.P. - "Dynamic Analysis of Marine Risers with Vortex Excitation", Journal of Energy Resources Technology, ASME Transactions, Vol 104, pág. 14-19, 1982.
- [5] Tikhonov, S. & Zubarev, V.K. - "Simulation of Non-Linear Vibrations of an Elevating Pipeline", Offshore Technology Conference (OTC 4234), pág. 51-58, Maio 1982.
- [6] Patel, M.H. & Sarohia, S. - "Dynamic Response of Free Hanging Risers in Waves".



- [7] McNamara, J.F., Gilroy, S. - Non-Linear Dynamics of Disconnected Marine Risers, Proceedings of 4th International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium, 1985.
- [8] Chaudhuri, J. et All - "Nonlinear Dynamic Analysis of Hibrid Riser System for Deepwater Applications", OTC 5466, Abril, 1987.
- [9] Patrikalakis, N.M. & Yoon, P.Y. - "Dynamics of Disconnected Riser Under Rigid & Compliant Hang-Off", Transaction of the ASME, Vol. 112, pp. 106-109, Maio, 1990.
- [10] Yoon, D.Y., - "An Investigation on the Behaviour of Hanging Risers" - Tese Phd., MIT, 1987.
- [11] Morgan, G.A. and Perit, J.W., - "Applied Mechanics of Marine Riser Systems, Pet. Eng., Outubro, 1974.
- [12] Roveri, F.E, Voronoff, A. - "Análise de Riser de Perfuração na Condição LMRP Desconectado do BOP, ETIEAP, 1987, Petrobrás.
- [13] Fogagnoli, W. - "Equipamentos de Cabeça de Poço no Mar", Apostila Petrobrás GEPEN/DITEC.

- [14] Ferrante, A.J.; Brebbia, C.A. - "Computational Methods for the Solution of Engineering Problems, Pentech Press, Londres, 1979.
- [15] Patrikalakis, N.M.; Maekawa, T.; Kriezis, G.A.; Gursoy, H.N., - "Theoretical and Experimental Prediction of the Response of Compliant Risers", Transaction of the ASME, Vol. 112, pp. 244-252, Agosto de 1990.
- [16] Benjamin, A.C. - "Análise Não-Linear Geométrica de Pórticos Tridimensionais Pelo Método dos Elementos Finitos". Tese MSc. COPPE/UFRJ, 1982.
- [17] Long, J.R. - "Analysis of a 6000ft Riser During Installation and Storm Hangoff", OTC 4596, Maio, 1983.
- [18] Bernitsas, M.M. - "Contribution Towards the Solution of Marine Riser Design Problem", Tese Phd MIT, Maio, 1980.
- [19] Patrikalakis, N.M. - "Three-Dimensional Compliant Riser Analysis", Journal of Offshore Mechanics & Arctic Engineering, May, 1990, Vol. 112.
- [20] Fauconneau, G. & Laird, W.M. - "Upper and Lower Bound for the Eigenvalues of Vibrating Beams with Linearly Varying Axial Load", Nasa Contractor

Report-NASA CR-653, Washington, D.C., November, 1966.

- [21] Casaprima, E.G. - "Análise Estrutural de Risers para Águas Profundas". Tese MSc. - COPPE/UFRJ, 1990.
- [22] Sparks, C.P. - "The Influence of Tension, Pressure and Weight on Pipe and Riser Deformations and Stresses". Transactions of the ASME, Vol. 106, pp. 46-54, 1984.
- [23] Johnson, C.P.; Mekha, B.B.; Roesset, J.M. - "Axial Vibration of Deep Water Risers" - Brasil Offshore Conference, 1991.
- [24] Young, R.D.; Fowler, J.R. - "Mathematics of the Marine Risers", The Energy Technology Conference and Exhibition, November, 1978.
- [25] Ellwanger, G., - "RISERF - Análise Estática e Dinâmica no Domínio da Frequência de Risers Rígidos", COPPE/PETROBRÁS, Abril, 1991.
- [26] Palmer, A.C. e Baldry, J.A.S., - "Lateral Buckling of Axially Constrained Pipelines", Journal of Petroleum Technology, Houston, Texas, pp. 1283-1284, 1974.

- [27] N. Hogben et all, "Environmental Conditions", Proceedings of the International Ship Structures Congress, Vol. 1, Committee I.1, Institut de Recherches de La Construction Navale, France, 1979.
- [28] A.H. Glenn and Associates, - "100, 50, 10 and 1 Year Storm Wind, Tide, Wave and Current Characteristics" RJS-219, 305, 316, 319 and 325 Locations, Campos Basin, Offshore Rio de Janeiro, Brazil, January 30, 1986.
- [29] Lima, J.A.M e Outros- "Análise de Dados em Engenharia Oceânica, 1989.
- [30] Alves, R.M. - "Comportamento Dinâmico Não-Linear de Riser Rígido", Tese Msc. COPPE/UFRJ, 1991.
- [31] Mourelle, M.M. - "Análise Dinâmica/Domínio do Tempo" Apostila do Curso de Estruturas Marítimas, CEM'87.
- [32] Ferrante, A.J. - "Método dos Elementos Finitos". Apostila do Curso de Estruturas Marítimas, CEM'87.
- [33] Pokladnik, R., - "Environmental and Structural Instrumentation for the Cameron Offshore Engineering Production Riser.

- [34] Koseoglu, B., "Effect of Various Parameters on the Dynamic Response of Deep Water Risers", Offshore Technology Research Center, Texas A & M University and The University of Texas at Austin, Report N° 10/90-B-8-75, 1990.
- [35] Boubenider, R., "Nonlinear Dynamic Behavior of Deep Water Risers, Tendons and Mooring Cables", Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, 1991.
- [36] Azpiazu, W. - "Design Criteria for Heave Compensator Equipment, CE Vetco Offshore Inc., 1983.
- [37] Gardner, T.N.; Kotch, M.A. - "Dynamic Analysis of Risers and Caissons by the Element Method, OTC 2651, 1976.
- [38] Mourelle, M.M. - "Análise de Estruturas Marítimas e Sistemas Flexíveis Constituídos por Cabos". Tese MSc. - COPPE/UFRJ, 1984.
- [39] Alvarado, F.A.U. - "Ajuste de Parâmetros para o Cálculo de Freqüências Naturais em Estruturas Oceânicas" - Tese Msc. COPPE/UFRJ, 1988.
- [40] "ADEP User's Manual". Vol. 2 CENPES/DIPREX/SEDEM, 1987.

- [41] Farias, F.M. - "Vibrações Induzidas por Vórtices em Risers de Perfuração", Tese Msc. COPPE/UFRJ, 1981.
- [42] Kim, Y.C. - "Natural Frequencies and Critical Buckling Loads of Marine Risers", Transaction of the ASME, Vol. 110, pp. 2-8, Fevereiro, 1988.
- [43] Dareing, D.W. & Huang, T., - "Natural Frequencies of Marine Drilling Risers", Journal of Petroleum Technology, pp. 813-818, Julho, 1976.
- [44] Bathe, K.J - "Finite Element Procedures In Engineering Analysis". Prentice Hall, 1982.
- [45] Clough, R.W. & Penzien, J. - "Dynamics of Structures, Mc Graw Hill, 1975.
- [46] Benjamin, A.C. - "Estudo do Comportamento Elasto-Plástico Não-Linear de Pórticos Através do Método dos Elementos Finitos", COPPE/UFRJ.
- [48] Brebbia, C.A. & Walker, S. - "Dynamic Analysis of Offshore Structures, Newnes-Butterworths, 1979.
- [49] Mourelle, M.M. & Gonzalez, E.C., Programa Anflex - Curso de Utilização, 1991.

- [50] ASME, - Section VIII, "Rules for Construction of Pressure Vessels", Division 2, 1980.
- [51] DnV - "Rules for the Design, Construction and Inspection of Offshore Structures", 1977, Appendix C, Steel Structures.
- [52] API-RP-2Q - "Recommended Practice for Design and Operation of Marine Drilling Riser Systems", 2<sup>nd</sup> Edition, April, 1984.
- [53] API-RP-2T - "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Tension Leg Platforms", 1<sup>st</sup> Edition, April, 1987.
- [54] API-RP-17A - "Recommended Practice for Design and Operation of Subsea Production Systems", 1<sup>st</sup> Edition, September, 1987.
- [55] Azpiazu, N.; Thatcher, M.T. & Schivelm, E.R. - "Heave Compensation Systems: Analysis and Results of Field Testing", OTC 4561, pp. 417-424, May, 1983.
- [56] Chakrabarti, S.K. - "Hydrodynamics of Offshore Structures" - Computational Mechanics Publications, Springer-Verlag, 1987.
- [57] Melo F.E., - "Investigação Sobre a Análise da Agitação Marítima", Tese Msc., Eng.<sup>a</sup> Oceânica, COPPE/UFRJ, 1982.