

TRUNCAMENTO DE LINHAS EM ENSAIOS COM MODELOS REDUZIDOS
DE SISTEMAS FLUTUANTES EM ÁGUAS ULTRAPROFUNDAS ATRAVÉS
DE DISPOSITIVO COM BASE MAGNÉTICA.

José Carlos Lima de Almeida

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 A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS
EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Aprovada por:

Prof. Antonio Carlos Fernandes, Ph.D.

Prof. Carlos Antonio Levi da Conceição, Ph.D.

Prof. Breno Pinheiro Jacob, D.Sc.

Dr. Isaias Quaresma Masetti , D.Sc.

Prof. Celso Morooka, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

ALMEIDA, JOSÉ CARLOS LIMA DE

Truncamento de Linhas em Ensaios
com Modelos Reduzidos de Sistemas
Flutuantes em Águas Ultraprofundas
Através de Dispositivo com Base
Magnética. [Rio de Janeiro] 2008

VIII, 252 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ,
D.Sc., Engenharia Oceânica, 2008)

Tese - Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Truncamento de Linhas com Modelo Reduzido
2. Truncamento com Bases Magnéticas

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

MAR PORTUGUÊS

Fernando Pessoa

Ó mar salgado, quanto do teu sal
São lágrimas de Portugal!
Por te cruzarmos, quantas mães choraram,
Quantos filhos em vão rezaram!

Quantas noivas ficaram por casar
Para que fosses nosso, ó mar!
Valeu a pena? Tudo vale a pena
Se a alma não é pequena.

Quem quer passar além do Bojador
Tem que passar além da dor.
Deus ao mar o perigo e o abismo deu,
Mas nele é que espelhou o céu.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Antonio Carlos Fernandes, pela orientação e pelo grande apoio para realização deste trabalho.

Aos colaboradores da COPPE: Cláudio Rodrigues, César Salhua e Jorge Merino.

Aos profissionais do IPT pela contribuição neste trabalho.

Aos Professores J. Pinkster e J.M.J. Journée da Universidade de Delft

À minha família pela paciência que tiveram comigo durante este período.

À Petrobras pela contribuição para a realização dos ensaios.

Aos colegas da Petrobras pelo incentivo, apoio e colaboração deste trabalho.

Ao colega Ronaldo Rosa Rossi por sua colaboração e apoio.

Às pessoas que colaboraram de forma direta ou indireta, por meio de incentivo, confiança e troca de experiências.

A Deus, pela força e proteção.

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

TRUNCAMENTO DE LINHAS EM ENSAIOS COM MODELOS REDUZIDOS
DE SISTEMAS FLUTUANTES EM ÁGUAS ULTRAPROFUNDAS ATRAVÉS
DE DISPOSITIVO COM BASE MAGNÉTICA.

José Carlos Lima de Almeida

Março/2008

Orientador: Antonio Carlos Fernandes

Programa: Engenharia Oceânica

Os novos cenários da produção *Offshore* encontram-se em águas com profundidades de 3000 m ou mais.

Um dos procedimentos mais usados na engenharia oceânica é a execução de ensaios com modelos reduzidos. Entretanto, os tanques oceânicos existentes são necessariamente limitados em comprimento e profundidade.

Assim os modelos de linhas de amarração e de *risers* em contato com o fundo deverão ser truncados.

Em face deste problema de truncamento a tese investiga extensivamente uma metodologia de truncamento de linhas usando bases magnéticas.

No ponto do truncamento, instalam-se molas horizontais, permitindo o deslocamento através de rodas imantadas. O trabalho investigou um modo de reduzir o atrito de rolamento, intensificar a força de atração magnética e usa esta força para evitar o descolamento das rodas da base metálica. A pesquisa evoluiu através de ensaios no IPT (São Paulo), na OTRC (Texas, Estados Unidos), na Universidade de Delft (Holanda) e culminou com ensaios no Laboceano (UFRJ). Cada uma dessas experiências gerou um aperfeiçoamento no conceito conforme mostrado na tese.

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

LINES TRUNCATING IN ULTRA-DEEP WATERS MODEL TESTS OF
FLOATING SYSTEMS THROUGH MAGNETIC BASE DEVICE

José Carlos Lima de Almeida

March/2008

Advisor: Antonio Carlos Fernandes

Department: Ocean Engineering

The new scenarios of Offshore production are in deep water (over 3000 m).

One of the most used procedures in ocean engineering is the execution of tests with reduced models. Meanwhile, the ocean basis are necessarily limited about the length and the depth.

So the models of mooring lines and risers in contact with the bottom should be truncated.

According to truncation problem, the thesis investigates extensively a lines truncation methodology using the magnetic bases.

In the truncation point, the horizontal springs are installed, allowing the displacement through magnetized wheels. The thesis investigated a way to reduce the rolling friction, to improve the force intensify of the magnetic attraction and to use that force to prevent the wheels detach from the metallic base. The research evolved through tests in IPT (São Paulo), in OTRC (Texas, United States), the University of Delft (Netherlands) and culminated with trials in Laboceano (UFRJ). Each of these experiences generated an improvement for the concept. This thesis shows these improvements.

ÍNDICE

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO	1
1.1. Motivação	1
1.2. Objetivo e Metodologia	4
1.4. Organização da Tese	7
CAPÍTULO II – CONFIGURAÇÕES DAS LINHAS E O PROBLEMA DO TRUNCAMENTO	9
2.1. Técnicas de Truncamento de TLPs em Tanques Oceânicos	11
2.2. Truncamento de Linhas em <i>Taut-Leg</i>	15
2.3. Técnicas Híbridas de Modelagem de Linhas em Catenária.	18
2.4. Arranjo Estrelado de Molas com um Suporte Deslizante Multidirecional	22
2.5. Técnica de Truncamento com Base Magnética	22
2.6. Verificação da Histerese da Base Magnética	23
2.6.1 Amortecimento Magnético do Ensaio Dinâmico	27
CAPÍTULO III – REVISÃO DO PROBLEMA DE MODELAGEM DE LINHAS EM ENSAIOS	30
3.1. Considerações sobre o Truncamento	37
3.2. Considerações sobre a Influência do Casco, da Ancoragem e dos Risers	39
3.2.1. Consideração do Tipo do Casco.	40
3.2.2. A Rigidez do Sistema de Ancoragem e do <i>Riser</i>	40
3.2.3. O Amortecimento do Sistema de Ancoragem e do <i>Riser</i>	41
3.2.4. A Carga Devido a Correnteza nas Linhas de Ancoragem e no <i>Riser</i>	41
3.2.5. Inércia da Ancoragem e do <i>Riser</i>	42
3.3. Parâmetros Básicos do Truncamento	42
3.4. Efeito da Escala e o Truncamento	43

3.4.1. Efeito da Escala	46
3.5. Metodologia do Truncamento	47
3.5.1. Projeto Inicial do Truncamento para Definição da Rigidez Global	48
3.5.2. Ajuste dos Ângulos das Linhas Considerando o <i>Offset</i> e a Geometria	48
3.5.3. Verificação Dinâmica	50
3.5.4. Truncamento do <i>Riser</i>	52
3.5.5. Truncamento do Tendão da TLP	53
CAPÍTULO IV – PROJETO E CONSTRUÇÃO DA BASE MAGNÉTICA	54
4.1. Efeito do Atrito nas Bases Magnéticas	57
4.2. Concepção e Arranjo do Mecanismo para os Ensaios em Modelo Reduzido	64
4.3. Detalhamento das Modificações e Melhorias na Base Magnética	72
CAPÍTULO V – DESENVOLVIMENTO DO MODELO TRUNCADO ATRAVÉS DE ENSAIOS USANDO A BASE MAGNÉTICA.	81
5.1. Ensaios com Modelo Reduzido no Offshore Technology Research Center	81
5.1.1. Introdução	81
5.1.2.0. Dados Técnicos do Ensaio Experimental	82
5.1.2.1. Escala	82
5.1.2.2. Facilidades do Tanque Oceânico do OTRC	82
5.1.2.3. Modelo do Casco da Plataforma Semi-Submersível	84
5.1.2.4. Sistema de Ancoragem	86
5.1.2.4.1. Sistema de Ancoragem em <i>Taut Leg</i>	86
5.1.4.2. Sistema de Ancoragem em Catenária	87
5.1.2.5. Instrumentação	88
5.1.2.5.1. Coordenadas do Sistema	89
5.1.2.5.2 - Deslocamento do Batedor de Ondas	89
5.1.2.5.3. Medidor de Ondas	90
5.1.2.5.4. Medição padrão dos Movimentos	90

5.1.3. Condições dos Testes	94
5.1.4. Resultados dos Ensaio no OTRC.	96
5.1.5 - Descrições das Linhas de Amarração para os Ensaio da Base Magnética	101
5.1.6. Medição do Peso Submerso dos Cabos nos Ensaio no OTC e no IPT.	102
5.1.7. Conclusões e Considerações sobre os Ensaio no OTRC.	106
5.2. Ensaio com Modelo Reduzido Truncado no IPT	107
5.2.1.1. Introdução	107
5.2.2. Condições de Ensaio	109
5.2.3 Ensaio	112
5.2.4. Resultados	114
5.2.5 Análise dos Resultados	133
5.2.6. Conclusões dos Ensaio no IPT	135
5.2.7. Considerações dos Ensaio	136
5.3. Ensaio com Modelo Reduzido na Universidade de Delft	143
5.3.1. Introdução	143
5.3.2. Descrição das Análises e dos Ensaio com Modelo Reduzido.	144
5.3.3. Ensaio Experimental da Linha Completa com Movimento Linear.	145
5.3.4. Ensaio da Linha Completa com Movimento Circular no Plano Vertical	145
5.3.5. Ensaio Experimental do Modelo Truncado com a Base Magnética	146
5.3.6. Arranjos para o ensaio da Base magnética com Excitação Harmônica	147
5.3.7. Resultados Comparativos dos Ensaio na Universidade de TUDelft	152
5.3.8. Conclusões e Considerações Finais.	157
CAPÍTULO VI – PROJETO E VERIFICAÇÃO ATRAVÉS DA ANÁLISE	
NUMÉRICA DO MODELO TRUNCADO PARA ENSAIO NO	
LABOCEANO	
6.1. Cenário da Amarração da P-57	157
6.2. Análise Numérica de uma Linha no Seco.	161

6.3. Análise Numérica de uma Linha Equivalente no Tanque em 4,71 m	164
6.4. Análise Numérica de uma Linha Equivalente no Tanque em 11 m,	165
6.5. Comparação de uma Linha com Base Magnética e uma Linha Equivalente.	166
6.6. Análise Numérica de Quatro Linhas Equivalentes Profundidade 4,71 m.	168
6.7. Análise Numérica de Quatro Linhas Equivalentes Profundidade 11 m.	171
6.8. Calculo das Rigidezes das Molas.	173
6.9. Cálculo Amortecimento	182
6.9.1. Cálculo Amortecimento Mantendo o Mesmo Diâmetro	182
6.9.2. Cálculo Amortecimento com o Diâmetro Ajustado.	184
CAPÍTULO VII – ENSAIOS EM MODELO REDUZIDO NO LABOCEANO	186
7.1. Introdução	186
7.2. Descrição dos Ensaio Propostos	186
7.3. Resultados do Ensaio Dinâmico (Laboceano), em Seco	188
7.3.1. Ensaio Estático no Seco	188
7.3.2. Ensaio Dinâmico no Seco	191
7.4. Modelo do Casco da P57	194
7.5. Arranjo da Montagem do Ensaio no Laboceano	196
7.6. Dados Ambientais e os Aproamentos do Ensaio	198
7.7 - Ensaio com Ondas	199
7.8 - Decaimentos	204
7.9 - Conclusões	207
CAPÍTULO VIII – CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	208
8.1. Conclusões Finais	209
8.2. Trabalhos Futuros	214
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	211

APÊNDICE A – FORMULAÇÕES	214
APÊNDICE B – REVESTIMENTO DE FERRAMENTAS (PROCESSO PVD).	237
APÊNDICE C – HISTERESE DO ENSAIO DINÂMICO.	241

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

1.1. MOTIVAÇÃO

Os novos cenários de exploração de hidrocarbonetos em águas ultraprofundas que avançam para 3000 m (recentes descobertas dos campos gigantes de Tupi e Júpiter) têm colocado para as companhias que aceitam o empreendimento deste desafio tecnológico e os centros de pesquisa, fronteiras significativas do conhecimento tecno-científico. Estes desafios quando superados levam-nas à vanguarda do estado da arte da engenharia e da ciência. Nunca é demais enfatizar que estes desafios requerem não somente desenvolvimentos tecnológicos na fronteira do conhecimento, mas também, em alguns casos, pesquisas na área científica. O ineditismo do problema quase sempre leva à necessidade de soluções inovadoras e muitas vezes a métodos alternativos, multidisciplinares e integrados na busca de solução.

É neste cenário de grandes profundidades que se torna necessário o controle e conhecimento criterioso dos vários fenômenos físicos envolvidos. Nos primórdios da exploração *offshore*¹, desenvolvida em águas rasas, o uso de materiais e dispositivos eram tradicionais com domínio tecnológico consagrado. Fenômenos tais como: tração, pressão, vibração induzida por vórtices, fadiga devido às ondas e materiais com baixas propriedades mecânicas não tinham um fator de limitação preponderante ou mesmo impeditivo nos projetos das novas unidades de produção. Como exemplo pode-se citar o elo *Kenter*², acessório amplamente usado em sistemas de ancoragem de unidades em águas rasas. Hoje, este tem o seu uso limitado em unidades de produção ancoradas em águas profundas, pois a sua vida à fadiga é menor do que os outros componentes do sistema de ancoragem. O cabo de aço usado como *extension wire*³ em ancoragem em catenária é outro exemplo. Este foi substituído pelo cabo sintético de poliéster nas unidades ancoradas em *taut-leg*⁴. Portanto, tem-se hoje uma realidade diferente, onde a influência da profundidade sobre a logística da instalação e da operação pode ser

¹ Offshore : Fora do continente, no mar

² Kenter: Acessório desmontável para conexão de linhas de ancoragem.

³ Extension wire: Cabo de aço intermediário instalado na linha de ancoragem.

⁴ Taut leg: Pernas atirantadas

determinante para a inviabilização técnica e econômica de um determinado campo de petróleo.

Neste novo cenário, torna-se necessário o uso de ferramentas de modelagem capazes de reforçar a busca incessante de soluções para estes novos desafios. Portanto, quando se atinge o limite do conhecimento deve-se ter o cuidado e a prudência necessária na busca de maneira clara e consistente de todos os efeitos produzidos pelos diversos fenômenos físicos envolvidos. O uso de técnicas combinadas do modelo analítico, numérico e experimental torna vital este tripé de validação no limite do conhecimento. (Figura 1.1)



Figura 1.1- Procedimento de validação para os novos cenários e desafios

Na área da engenharia oceânica, modelos de simulação numérica são amplamente empregados atualmente no desenvolvimento de projeto e análise de sistemas oceânicos. Muitos desses modelos são baseados em formulações semi-empíricas, dessa forma necessitando de coeficientes experimentais. Mesmo modelos puramente analíticos devem ter validação experimental para assegurar sua adequação ao sistema que se deseja modelar.

Devido à complexidade e altos custos envolvidos neste tipo de projeto, são justificados investimentos para o desenvolvimento de técnicas para avaliação de desempenho de sistemas oceânicos em tanque de provas.

Os avanços no sentido da exploração no mar de reservas de petróleo cada vez mais profundas introduzem constantemente novas demandas por soluções de projeto de

sistemas oceânicos. Os projetos dependem do desenvolvimento de ferramentas computacionais que permitam estudar novos tipos de configurações.

Tanto a simulação numérica quanto a verificação experimental estão relacionadas com a capacitação laboratorial para a obtenção de coeficientes hidrodinâmicos ou ainda, a verificação experimental dos mesmos.

Com as enormes profundidades, trata-se de um grande desafio tecnológico estabelecer uma modelagem em escala reduzida sem que a influência da profundidade e as dimensões dos tanques oceânicos sejam significativas nos ensaios experimentais.

Os tanques de provas oceânicos no mundo não estavam preparados para atender a estas demandas de simulação de sistemas tão profundos. Como exemplo, para representar uma lâmina d'água de 2000 m em escala reduzida de 1:100, seria necessário um tanque de 20 m de profundidade. Mesmo os maiores e mais conhecidos laboratórios, MARIN⁵ na Holanda, o MARINTEK⁶ na Noruega e o LABOCEANO/COPPE⁷ no Brasil não conseguem atender este requisito. Portanto, devido à limitação dimensional dos tanques oceânicos existentes, torna-se necessário o uso de alguma técnica de truncamento das linhas de ancoragem e dos *risers*⁸ de produção.

5 MARIN - Instituto de Pesquisas Marítimas da Holanda

6 MARINTEK – Instituto de Pesquisas Marítimas e Tecnológicas da Noruega

7 LABOCEANO – Laboratório de Tecnologia Oceânicas da Universidade Federal do Rio de Janeiro

⁸ Risers: Linhas flexíveis ou rígidas de produção

1.2. OBJETIVO E METODOLOGIA

O objetivo deste estudo foi entender melhor e reproduzir os fenômenos físicos envolvidos na técnica de truncamento das linhas de ancoragem e dos *risers* de produção.

Os movimentos dinâmicos dos corpos flutuantes sob efeito das ondas produzem deslocamentos espaciais omnidirecionais, picos nas forças de tração, forças de restauração horizontal, amortecimentos e forças inerciais nas linhas de ancoragem e nos *risers*. No ponto de truncamento estes efeitos tornam-se importantes na questão da viabilidade da técnica de truncamento a ser utilizada nos ensaios com modelo reduzido.

A reprodução dos efeitos dinâmicos constitui o ponto nevrálgico das técnicas de truncamento. Uma nova concepção, proposta desta tese, é o ensaio experimental com modelo reduzido com o truncamento das linhas de ancoragem e de *risers* utilizando bases magnéticas no ponto de corte. Por seu ineditismo, o grande desafio desta técnica é a amplificação da força de atração magnética com a redução da massa e volume do ímã e a redução da força de atrito que é proporcional á força de atração obtida. Os efeitos das forças de atrito podem ter a mesma ordem de grandeza das forças de restauração horizontal do ponto de truncamento produzindo efeitos indesejados nos resultados esperados. A viabilização dinâmica do ensaio em modelo reduzido com o uso da base magnética é obtida através das forças de atração entre as bases magnéticas com superímãs permanentes de terras raras e a superfície plana magnetizável de aço carbono polido com deposição de óxido de titânio ou chapa de aço inox da série 400 fixada no ponto de truncamento (Figura 1.2). As técnicas de tratamento superficial da base magnética e o uso de mancais de repulsão magnética permitiram a redução das forças de atrito

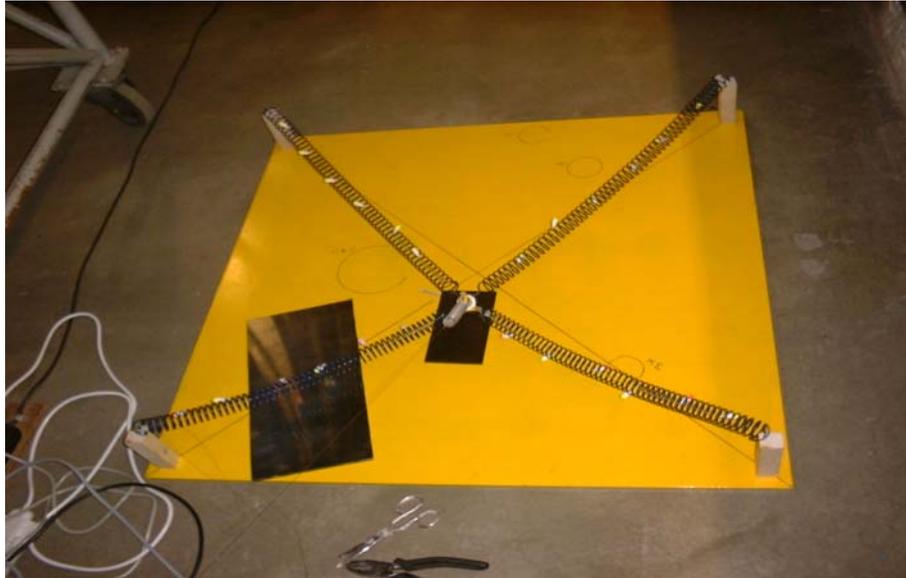


Figura 1.2 – Arranjo de molas da Base Magnética com Superimãs de Terras Raras.

O uso das bases magnéticas no fundo dos tanques oceânicos permite um livre deslocamento espacial do ponto de truncamento. Desta forma podem-se reproduzir os efeitos da força relativa de um peso sem um grande acréscimo de massa e volume reduzindo os efeitos inerciais e hidrodinâmicos indesejáveis.

Os estudos experimentais em modelo reduzido truncado com bases magnéticas, para a simulação das diversas fases da instalação e operação em águas ultraprofundas é o tema desta tese. De forma que sob esta perspectiva contribuem para a solução do problema de instalação e operação dos diversos dispositivos de amarração e produção. Com o desenvolvimento de ferramentas e métodos alternativos proeminentemente inovadores, pretende-se contribuir para a solução de um problema tecnológico fundamental, que é fazer o petróleo fluir do fundo do oceano ultraprofundo (de 1000 a 3000 m) para uma unidade flutuante de produção na superfície.

Para os objetivos dos trabalhos desta tese foram desenvolvidas as seguintes atividades:

1. Ensaio realizados no tanque oceânico sem truncamento com Modelo Reduzido no *Offshore Technology Research Center*–Texas-USA (OTRC) onde, utilizou-se uma plataforma semi-submersível (ITTC) com quatro linhas de ancoragem com dois tipos de configurações, uma em catenária e outra do tipo *taut-leg*.

2. Ensaio no tanque de reboque do Instituto de Pesquisas de São Paulo (IPT). Nestes ensaios usou-se o truncamento do Modelo Reduzido com o uso de bases

magnéticas para a mesma plataforma e configuração das linhas de ancoragem que foram anteriormente realizados no OTRC.

3. Novos ensaios foram realizados na Universidade de Delft. Nestes ensaios usou-se a excitação harmônica forçada com uma única linha de amarração. Estes ensaios foram realizados no seco,

4. Ensaio no seco realizado no Laboratório de Engenharia Oceânica da UFRJ com somente uma linha de ancoragem com comprimento total e com truncamento usando a base magnética com a aplicação de oscilação harmônica forçada.

5. Montagem de 04 linhas, diametralmente opostas sem truncamento com oscilação forçada Harmônica. Obter a curva de rigidez e amortecimento deste sistema. Após os ensaios realizar o truncamento e ajustar a rigidez e o amortecimento. Calibrar as molas de restauração horizontal, ajustando o sinal da força na célula de carga. O valor médio, valor máximo e mínimo de pico dependem do ajuste das molas horizontais superiores e inferiores. O ajuste das duas molas superiores é independente do par de molas inferiores pois existe a influência da massa da base magnética.

6. Avaliação da importância do uso da base magnética e do fator de relação do comprimento truncado pelo comprimento total.

7. Análise do truncamento da P57 no Marintek com o uso da metodologia Híbrida.

8. Proposta de realização de ensaio de um FPSO – P57 no tanque oceânico da UFRJ com aplicação de deslocamentos pré-determinados utilizando quatro (04) linhas de amarração equivalentes. Determinar a rigidez e o amortecimento do sistema. Repetir o ensaio com o truncamento com base magnética, calibrar e comparar os resultados.

9. Ensaio com ondas, mar irregular, no tanque oceânico com o sistema com comprimento total e com o truncamento usando as bases magnéticas. Calibrar o sinal de segunda ordem dos ensaios para a verificação da resposta do espectro de segunda ordem. Estes ensaios foram realizados no tanque oceânico da UFRJ (LABOCEANO).

1.3. ORGANIZAÇÃO DA TESE

Em seguida faz-se um resumo de cada capítulo do restante da tese:

O Capítulo II comenta sobre os diversos tipos de configurações de linhas e o problema da técnica do truncamento. As configurações básicas das linhas são: Catenária, Taut Leg⁹, Semi-Taut Leg e Tendão Tracionado (TLP)¹⁰. Comenta-se também neste capítulo sobre as técnicas de truncamento de uma TLP, de um sistema de ancoragem em taut-leg e catenária. Introduce-se o conceito de base magnética bem como se apresenta o arranjo estrelado de molas para o suporte deslizante da base magnética.

O Capítulo III aprofunda no problema do truncamento mostrando as limitações dos diversos dispositivos utilizados, bem como os problemas relacionados às técnicas empregadas de molas equivalentes, catenária equivalente, massa concentrada, sistema híbrido e ensaio truncado com base magnética.

O Capítulo IV descreve o desenvolvimento das bases magnéticas e as melhorias utilizadas. Comenta-se sobre as técnicas empregadas para amplificar os efeitos da atração magnética para um mesmo volume de superimã sem acréscimo de massa, a redução dos efeitos de atrito de rolamento entre a base magnética e superfície metálica e a simplificação do arranjo do modelo truncado com bases magnéticas.

O Capítulo V são descritos ensaios realizados sem truncamento com Modelo Reduzido no *Offshore Technology Research Center*–Texas-USA (OTRC)¹¹ onde, utilizou-se uma plataforma semi-submersível (ITTC¹²) com quatro linhas de ancoragem com dois tipos de configurações, uma em catenária e outra do tipo *taut-leg*. Neste ensaio analisou-se o ponto de Truncamento através de um sistema de monitoração com câmara submarina com uma escala graduada. Após estes ensaios foram feitos os ensaios truncados com Modelo Reduzido no IPT¹³ com o uso de bases magnéticas para a mesma

⁹ Taut-leg – Linha de ancoragem atirantada.

¹⁰ TLP- Tension Leg Platform – Plataforma de Tendão Tracionado.

¹¹ OTRC – Centro Tecnológico de Pesquisas Marítimas

¹² ITTC – International Towing Tank Conference

¹³ IPT – Instituto de Pesquisas de São Paulo.

plataforma e configuração das linhas de ancoragem que foram anteriormente realizados no OTRC.

Nos ensaios do IPT com base magnética buscou-se realizar a mesma condição ambiental (mar irregular–espectro de segunda ordem) do ensaio do OTRC. Como os resultados comparativos obtidos não foram satisfatórios. Visando aprimorar esta tecnologia novos ensaios foram realizados na Universidade de Delft. Nestes ensaios usou-se a excitação harmônica forçada com uma única linha de amarração. Estes ensaios foram realizados no seco, com a linha completa e truncada para uma determinada faixa de frequência similar às frequências do mar da bacia de Campos.

No Capítulo VI na Simulação Numérica dos Ensaios usou-se dois programas que foram, respectivamente, o Ariane e o Orcaflex para realizar as comparações dos dados experimentais dos ensaios. Como escopo básico dos ensaios, modelou-se os ensaios no seco para uma linha de ancoragem da plataforma P-57 e os ensaios no tanque oceânico com 04 linhas equivalentes.

No Capítulo VII é sobre os ensaios realizados no seco de uma linha de ancoragem da plataforma de produção da Petrobras P-57 para águas ultraprofundas e o ensaio com modelo reduzido no tanque oceânico da Universidade Federal do Rio de Janeiro. Foi realizado um ensaio sem truncamento com o modelo completo (mar irregular), ensaio com truncamento direto e aplicação da técnica híbrida. Usou-se no ensaio experimental com modelo reduzido, simulação numérica e o ensaio com truncamento usando a base magnética.

O Capítulo VIII descreve as Conclusões e os Trabalhos Futuros.

Segue abaixo um cronológico dos ensaios que foram realizados:

1. IPT (BSR) em 2000 e outubro de 2002.
2. OTRC em fevereiro de 2002.
3. DEFT em novembro de 2003.
4. LABOCEANO em março de 2008.

CAPÍTULO II - CONFIGURAÇÕES DAS LINHAS E O PROBLEMA DO TRUNCAMENTO.

Na Bacia de Campos as diversas unidades de produção estão ancoradas com sistemas de ancoragem em catenária e *taut leg* com poliéster. Existem também vários quilômetros de *risers* flexíveis de produção instalados em *free hanging*¹⁴ que conectam uma plataforma flutuante de produção até o fundo do mar.

Na indústria *offshore* a configuração geométrica em catenária é amplamente utilizada na ancoragem em águas rasas e *risers* em *free-hanging*. Sob os aspectos dos ensaios experimentais com modelo reduzido para projetos de sistemas de ancoragem e de *risers*, pode-se utilizar na configuração em catenária, três tipos de formulações básicas que são: a formulação da catenária sem elasticidade e com elasticidade e a formulação discreta (*lumped mass*)¹⁵. No ensaio com modelo reduzido é necessária a modelagem individual da configuração da linha de ancoragem e dos risers, onde os resultados de *offset*¹⁶ e das trações devem ser ajustados. Para águas profundas é utilizada a configuração da ancoragem em *taut-leg* com a utilização do cabo sintético de poliéster. A Figura 2.1 mostra as diversas configurações da ancoragem tais como: catenária, *taut leg* e tendão.

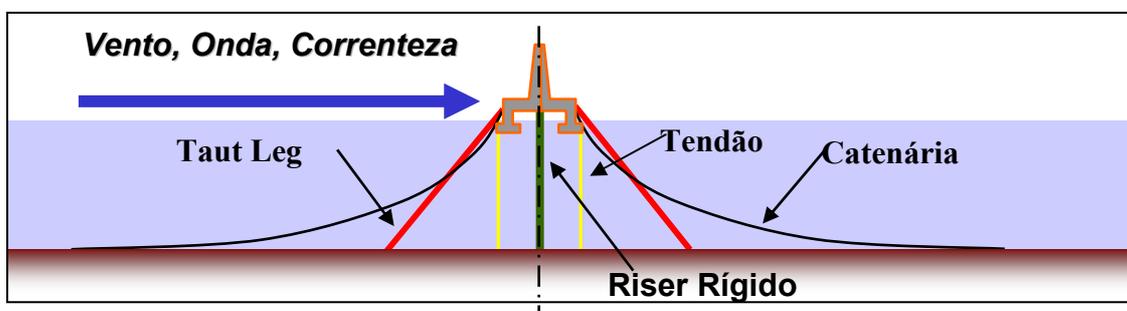


Figura 2.1 - CONFIGURAÇÕES DE ANCORAGEM

Para o cenário da Bacia de Campos têm-se também investigadas alternativas tecnológicas para a produção de petróleo para águas ultraprofundas, e uma destas opções é a Bóia de Sustentação de *Risers*¹⁷ (BSR) [1]. A BSR é fixada (ancorada) ao fundo mar através de 08 tendões. Os *risers* rígidos são conectados á bóia numa

¹⁴ *Free hanging* – Configuração em catenária livre.

¹⁵ *Lumped mass* – Massa concentrada

¹⁶ *Offset* - Deslocamento

¹⁷ *Risers* – Linha de produção

configuração em catenária do tipo SCR - *Steel Catenary Risers*¹⁸ e finalmente, os *jumper*¹⁹ em catenária bi-apoiada que conectam a BSR ao FPSO²⁰. O modelo analítico desta configuração é mostrado neste capítulo e a sua configuração é mostrada na Figura 2.2.

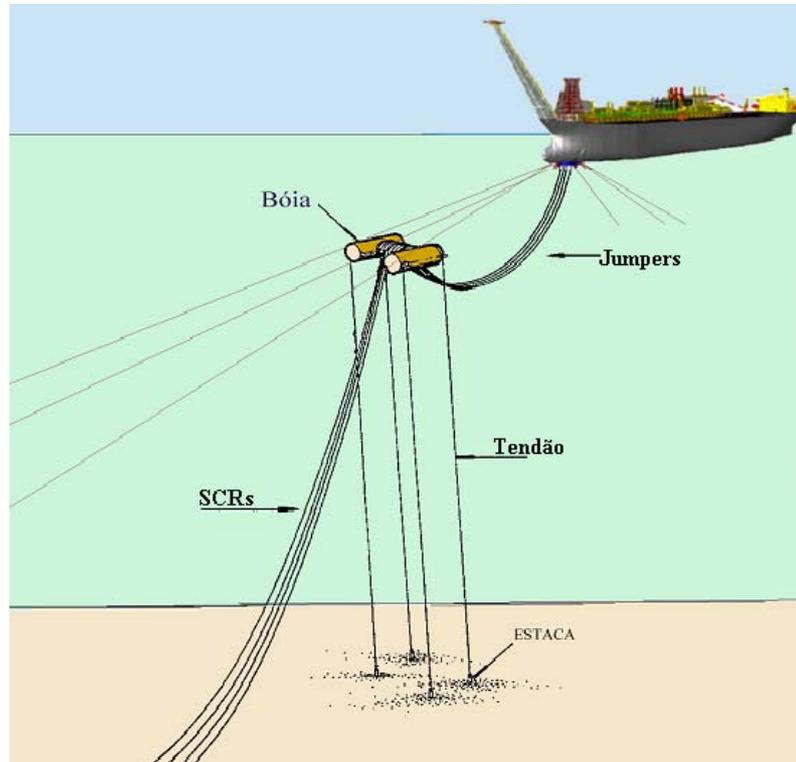


Figura 2.2 - Configurações da ancoragem da BSR, dos SCR e *Jumpers*.

Nas análises preliminares de linhas em catenária de ancoragem e de risers flexíveis ou rígidos, a equação do cosseno hiperbólico que representa o comportamento simplificado de uma linha de ancoragem em catenária ou o do riser rígido não extensível (sem elasticidade) pode ser usada. São possíveis obter formulações para resolver através da equação da catenária o problema de uma determinada configuração para se encontrar a resposta ao se fixar os parâmetros de duas grandezas de um determinado sistema. Ver Apêndice A sobre as equações da catenária.

O uso de planilhas eletrônicas, facilitam e agilizam na obtenção das respostas, pois as planilhas permitem uma interação automática da solução, Este procedimento auxilia de maneira simplificada na determinação da configuração das linhas de ancoragem numa análise preliminar do projeto e do ensaio.

¹⁸ SCR- *Steel Catenary Riser* – Linha rígida de produção em catenária

¹⁹ Jumper – Trecho de linha flexível de produção que interliga a BSR ao FPSO.

²⁰ FPSO – Floating Production Storage Offloading – Navio de produção, estocagem e bombeamento.

2.1. Técnicas de Truncamento de Linhas de TLPs em Tanques Oceânicos.

Em princípio, a modelagem das linhas (tendões e SCRs), para águas profundas (500 m ou mais) apresenta uma grande dificuldade na escolha de uma escala adequada. Uma relação da escala aceitável, isto é, que fixa o efeito da escala dentro de limites aceitáveis (do ponto de vista do corpo flutuante), devido a largura e a profundidade dos tanques oceânicos, é de 1:100.

A profundidade fixada para o presente estudo é de 1020 m. Isto acarreta que a profundidade do tanque de provas deva ser da ordem de 10 m. No mundo, o Tanque Oceânico do Marintek na Noruega, possui tal profundidade e o Tanque Oceânico do Marin na Holanda tem profundidade de 10,5 m.

Os demais tanques não ultrapassam os 5m de profundidade. Em alguns deles, foi construído um poço central, em geral de forma cilíndrica (*dip hole*) e com diâmetro da ordem de 2 m. O *dip hole* é muito útil para TLPs, ou para os tendões de bóia de subsuperfície. Nestes casos, a força de restauração horizontal, em primeira ordem, é diretamente proporcional à tração nos seus tendões e ao deslocamento horizontal (*offset*) e inversamente proporcional ao comprimento do tendão (Ver Figura. 2.3).

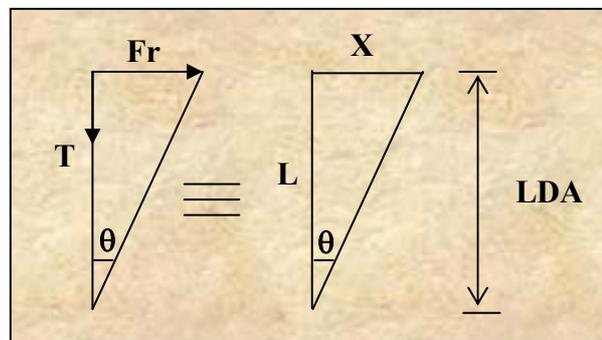


Figura 2.3 – Restauração horizontal de um tendão tracionado;

Onde:

F = Força de restauração horizontal;

T = Tração no tendão;

L = Comprimento do tendão;

X = Deslocamento horizontal.

K = Coeficiente de restauração.

$$Tg\theta = \frac{F}{T} \quad (2.1.1)$$

$$Tg\theta = \frac{X}{L} \quad (2.1.2)$$

$$\frac{F}{T} = \frac{X}{L} \quad (2.1.3)$$

$$k = \frac{T}{L} \quad (2.1.4)$$

Desta forma, o *dip hole* permite que a restauração horizontal essencialmente geométrica seja corretamente simulada, na escala do modelo. Entretanto, para raios de ancoragem maiores como no caso do uso de SCRs e arranjo de ancoragem convencional e ainda tipo *taut leg*, o *dip hole* com seu diâmetro limitado não atende. Para TLP em casos ultra profundos também não. Mas na realidade das atividades *offshore* em águas profundas da Petrobras e do Brasil prevê-se profundidades com lâminas d'água superiores a 1000 metros, apontando um cenário para 3000 metros de profundidade. Portanto, mesmo que se construam no mundo tanques com profundidade de 25 m, por exemplo, este já deverá nascer em termos de profundidade, obsoleto. Atualmente, o tanque oceânico em construção mais profundo do mundo é o Tanque Oceânico Laboceano da COPPE/UFRJ com a profundidade de 15 m e *dip hole* (com 5 m de diâmetro) com uma profundidade de 10 m.

Deste modo, torna-se necessário o desenvolvimento de novas tecnologias para simular as linhas e contornar estes obstáculos. Assim sendo, a presente tese decidiu atacar de modo concreto o problema do truncamento de linhas.

Um caso concreto enfrentado é como representar no tanque de provas do IPT (profundidade de 4 m) o efeito da restauração dos tendões lançados a 1020 m de lâmina d'água, tendo em vista que a escala a ser usada é de 1:100. O desenvolvimento analítico está apontado em (Fernandes 99) [1] e é aqui apresentado e resumido na Figura 2.4. Nesta figura, levando em conta apenas os efeitos de primeira ordem, utiliza-se ao invés da configuração da geometria completa, um arranjo de tendões mais curtos (truncados). Neste caso, é essencial usar um arranjo de molas apoiado em suporte deslizante (Figura 2.8). Deste modo, restauração horizontal pode ser permanentemente representada.

A necessidade do movimento horizontal na altura do truncamento tem dois critérios em relação ao caso original, sem truncamento:

A. Manter a restauração original.

B. Manter o ângulo no ponto de conexão do topo igual ao original.

No o truncamento é empregado atender somente a um dos critérios em detrimento do outro.

O truncamento com base magnética busca atender conjuntamente estes dois critérios através do uso de um arranjo de molas horizontais (K_b), de molas axiais (K_c) e roletes imantados.

A determinação dos valores destas das rigidezes das molas e da base magnética é fundamental para a obtenção de resultados satisfatórios.

Foi verificado através da análise numérica que pode-se obter mais de um valor para as rigidezes de K_b e K_c que atendam a solução do problema. Verificou-se que para o sistema de ancoragem com a configuração em *taut-leg* o valor da rigidez de K_b é elevado e o deslocamento horizontal no ponto de truncamento é pequeno. Esta característica reduz a atuação da base magnética e torna viável o uso de uma linha equivalente com mola para representar a linha com o comprimento total.

No ensaio com modelo reduzido de uma TLP têm-se como características um deslocamento horizontal maior, uma rigidez horizontal mais baixa e uma rigidez axial mais elevada quando comparado com um sistema *taut-leg*.

Como o sistema tem uma rigidez axial elevada e um maior deslocamento horizontal isto produz um efeito de afundamento (*set down*) do casco maior do que para outras configurações.

Desta forma a utilização do truncamento com base magnética irá apresentar melhores os resultados do ensaio com relação ao sistema original.

Procedendo de modo análogo à Figura 2.3, o cálculo das constantes K das molas da figura abaixo pode ser feito pela expressão (2.1.5), que pode ser obtida após as seguintes considerações:

$$F_R = \frac{T}{L} \cdot X \quad (2.1.5)$$

$$F_R = \frac{T \cdot X''}{L_1} \quad (2.1.6)$$

$$F_R = K \cdot X' \quad (2.1.7)$$

$$X' = X - X'' \quad (2.1.8)$$

Subst. (2.1.5, 2.1.6, 2.1.7); em (2.1.8)

$$\frac{1}{K} = \frac{L}{T} - \frac{L_1}{T}$$

Portanto

$$K = \frac{T}{L - L_1} \quad (2.1.9)$$

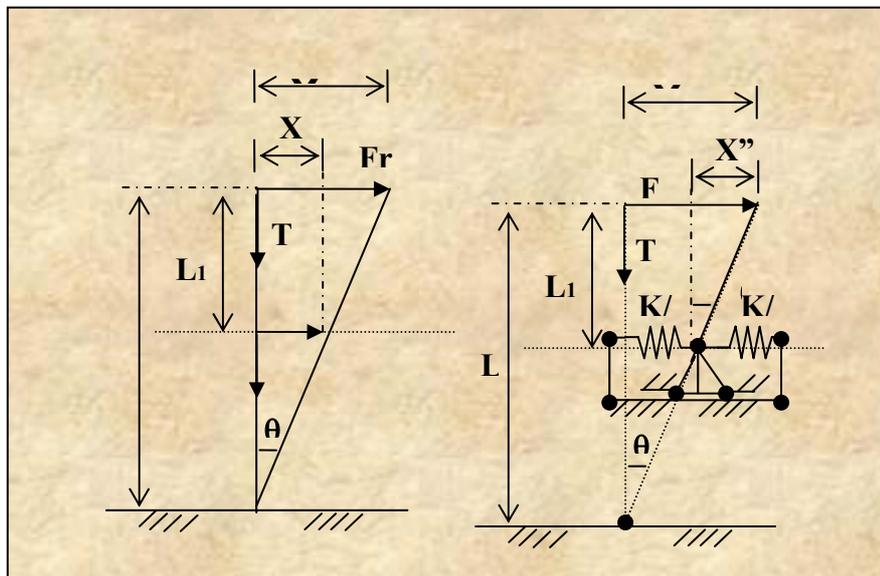


Figura 2.4 - Truncamento do tendão (Fernandes 99)[1]

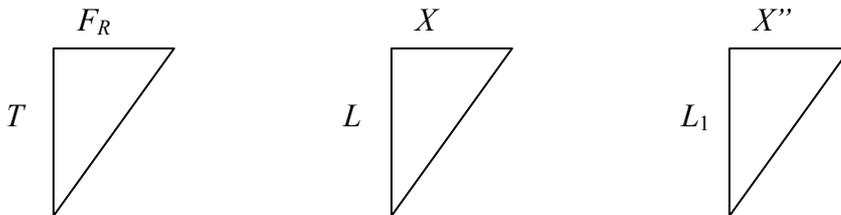
- K = Constante da mola;
- T = Tração no tendão;
- L = Comp. total do tendão;
- L₁ = Comp. reduzido pela prof. do tanque.

Por outro lado, os problemas devido a multidirecionalidade dos movimentos podem ser contornados por um arranjo estrelado de molas (ver a seguir na Figura 2.8) e um suporte deslizante multidirecional. Arranjos como estes poderiam incorporar até mesmo características não lineares da restauração.

2.2. Truncamento de Linhas em *Taut-Leg*

Para o sistema *taut leg*, usa-se a valor da tração T como a projeção vertical da pré-tensão. Onde $T = V$ na formulação acima e $V = \text{Pré-tensão} \times \cos(\theta)$ e $\theta = 90 - \alpha$ e α é o ângulo da linha de ancoragem com a horizontal. E os comprimentos projetados na vertical são multiplicados pelo coseno (θ) então a equação permanece igual:

Usando a semelhança dos triângulos da TLP



$$\frac{F_R}{T} = \frac{X}{L} = \frac{X''}{L_1}. \text{ Como } X' = X - X'' \text{ e } F_R = KX', \text{ então } K = \frac{T}{L - L_1}. \quad (2.2.1)$$

Aplicando a semelhança dos triângulos na *taut leg* temos dois casos:

1) Considerando que L é o comprimento da linha no modelo completo e L_1 no truncado

Para o cálculo da expressão de rigidez utiliza-se o equilíbrio de forças através semelhança de triângulos conforme a Figura 2.5 e a Figura 2.6 abaixo.

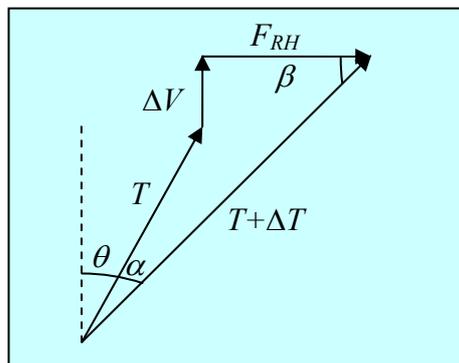


Figura 2.5 Equilíbrio de forças

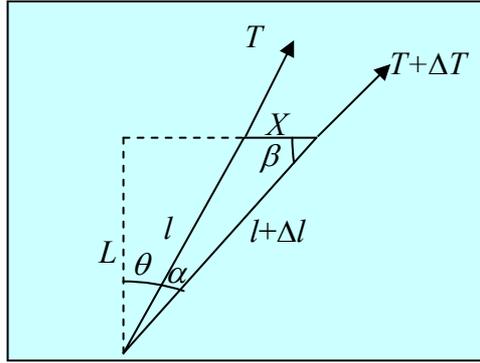


Figura 2.6 Diagrama do Equilíbrio das forças

$$F_{RH} = (T + \Delta T) \cdot \text{sen}(\theta + \alpha) - T \cdot \text{sen}(\theta) \quad (2.2.2)$$

$$F_{RH} = (T + \Delta T) \cdot [\text{sen}(\theta)\cos(\alpha) + \text{sen}(\alpha)\cos(\theta)] - T \cdot \text{sen}(\theta) \quad (2.2.3)$$

Quando $\alpha \rightarrow 0 \Rightarrow \cos(\alpha) \rightarrow 1$ e despreza-se o termo $\Delta T \cdot \text{sen}(\alpha)\cos(\theta)$, então:

$$F_{RH} = \Delta T \cdot \text{sen}(\theta) + T \cdot \text{sen}(\alpha)\cos(\theta) \quad (2.2.4)$$

Lei dos Senos:

$$\frac{\text{sen}(\alpha)}{X} = \frac{\text{sen}(\beta)}{l} = \frac{\text{sen}[90 - (\theta + \alpha)]}{l} = \frac{\cos(\theta + \alpha)}{l} = \frac{\cos(\theta)\cos(\alpha) - \text{sen}(\theta)\text{sen}(\alpha)}{l}$$

Quando $\alpha \rightarrow 0 \Rightarrow \cos(\alpha) \rightarrow 1$ e despreza-se a parcela que contém $X \cdot \text{sen}(\alpha)$, então:

$$\text{sen}(\alpha) = \frac{X}{l} \cos(\theta) \quad (2.2.5)$$

Substituindo (2.2.5) em (2.2.4):

$$F_{RH} = \Delta T \cdot \text{sen}(\theta) + T \frac{X}{l} \cdot [\cos(\theta)]^2 \quad (2.2.6)$$

A variação da tração em função da variação do comprimento da linha é dada por:

$$\Delta T = EA \frac{\Delta l}{l} \quad (2.2.7)$$

Usando a Lei dos Cossenos em um triângulo:

$$(l + \Delta l)^2 = l^2 + X^2 - 2l \cdot X \cdot \cos(90 + \theta) \quad (2.2.8)$$

Como $\cos(90 + \theta) = -\text{sen}(\theta)$:

$$l^2 + 2l \cdot \Delta l + \Delta l^2 = l^2 + X^2 + 2l \cdot X \cdot \text{sen}(\theta) \quad (2.2.9)$$

Os termos Δl^2 e X^2 podem ser desprezados. Então:

$$\Delta l = X \cdot \text{sen}(\theta) \quad (2.2.10)$$

Substituindo (2.2.10) em (2.2.7) e a expressão resultante em (2.2.6):

$$F_{RH} = \frac{X}{l} \{ EA \cdot [\text{sen}(\theta)]^2 + T \cdot [\cos(\theta)]^2 \} \quad (2.2.11)$$

Portanto a rigidez K será:

$$K = \frac{1}{l} \{ EA \cdot [\text{sen}(\theta)]^2 + T \cdot [\cos(\theta)]^2 \} \quad (2.2.12)$$

Ou em função da profundidade L :

$$K = \frac{\cos(\theta)}{L} \{ EA \cdot [\text{sen}(\theta)]^2 + T \cdot [\cos(\theta)]^2 \} \quad (2.2.13)$$

$$K = \frac{\cos(\theta)}{L - L_1} \{ EA \cdot [\text{sen}(\theta)]^2 + T \cdot [\cos(\theta)]^2 \} \quad (2.2.14)$$

2.3. Técnicas Híbridas de Modelagem de Linhas em Catenária.

Para a configuração em catenária (Figura 2.7) o cálculo das molas de restauração horizontal tornam-se mais críticos pois a rigidez da mola não é linear. O valor de rigidez é dependente do ponto de truncamento e das variações da geometria da linha para os diversos carregamentos. Portanto as convergências e aproximações consideradas na formulação acima (2.2.12 e 2.2.13) irão produzir uma imprecisão nos valores da rigidez da mola de restauração horizontal significativo.

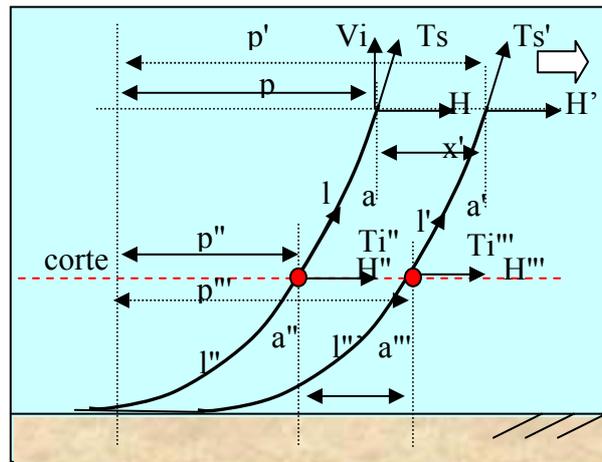


Figura 2.7 Configuração em Catenária

Segue abaixo a dedução da equação da catenária para a determinação da rigidez da mola horizontal no ponto de truncamento.

Equações da catenária (fundo plano horizontal)

Sejam:

- Ts – tração na extremidade superior da linha;
- Ti – tração na extremidade inferior da linha;
- Vs – projeção vertical da tração na extremidade superior da linha;
- Vi – projeção vertical da tração na extremidade inferior da linha;
- H – projeção horizontal da tração na extremidade inferior da linha;
- ω – peso por metro da linha;
- l – comprimento da linha;
- EA – módulo de rigidez axial da linha.

Projeção horizontal da linha com amarra apoiada no fundo

$$x = \frac{H}{\omega} \ln\left(\frac{T_s + V_s}{H}\right) + \frac{H}{\omega} \frac{V_s}{EA} + \left(l - \frac{V_s}{\omega}\right) \left(1 + \frac{H}{EA}\right) \quad (2.3.1)$$

Projeção horizontal da linha sem amarra apoiada no fundo

$$x = \frac{H}{\omega} \ln\left(\frac{T_s + V_s}{T_i + V_i}\right) + \frac{H}{\omega} \frac{V_s - V_i}{EA} \quad \text{ou} \quad x = \frac{H}{\omega} \ln\left(\frac{T_s + V_s}{T_i + V_i}\right) + H \frac{l}{EA} \quad (2.3.2)$$

Projeção vertical da linha com amarra apoiada no fundo

$$z = \frac{T_s - H}{\omega} + \frac{V_s^2}{2\omega EA} \quad (2.3.3)$$

Projeção horizontal da linha sem amarra apoiada no fundo

$$z = \frac{T_s - T_i}{\omega} + \frac{V_s^2 - V_i^2}{2\omega EA} \quad \text{ou} \quad z = \frac{T_s - T_i}{\omega} + \frac{(V_s + V_i) \cdot l}{2EA} \quad (2.3.4)$$

A variação das projeções é calculada pelas expressões abaixo.

$$dx = \frac{\partial x}{\partial H} dH + \frac{\partial x}{\partial V} dV \quad (2.3.5)$$

$$dz = \frac{\partial z}{\partial H} dH + \frac{\partial z}{\partial V} dV \quad (2.3.6)$$

Ou na forma matricial:

$$\begin{Bmatrix} dx \\ dz \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial H} & \frac{\partial x}{\partial V} \\ \frac{\partial z}{\partial H} & \frac{\partial z}{\partial V} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} dH \\ dV \end{Bmatrix} \quad (2.3.7)$$

A matriz acima é a matriz de flexibilidade da catenária. A matriz de rigidez será calculada pela inversão da matriz de flexibilidade $K = F^{-1}$.

$$F = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{21} \\ f_{12} & f_{22} \end{bmatrix} \quad (2.3.8)$$

onde:

$$f_{11} = \frac{\partial x}{\partial H} \quad f_{21} = \frac{\partial x}{\partial V} \quad f_{12} = \frac{\partial z}{\partial H} \quad f_{22} = \frac{\partial z}{\partial V}$$

A matriz de rigidez será:

$$K = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{21} \\ k_{12} & k_{22} \end{bmatrix} = \frac{1}{|F|} \begin{bmatrix} \frac{\partial z}{\partial V} & -\frac{\partial x}{\partial V} \\ -\frac{\partial z}{\partial H} & \frac{\partial x}{\partial H} \end{bmatrix} \quad (2.3.9)$$

onde:

$$|F| = \frac{\partial x}{\partial H} \frac{\partial z}{\partial V} - \frac{\partial x}{\partial V} \frac{\partial z}{\partial H} \text{ é o determinante da matriz de flexibilidade.}$$

O coeficiente de rigidez k_{11} representa a força horizontal causada por um deslocamento horizontal unitário. k_{21} representa a força vertical causada por um deslocamento horizontal unitário. k_{12} representa a força horizontal causada por um deslocamento vertical unitário. k_{22} representa a força vertical causada por um deslocamento vertical unitário. Todas as forças e deslocamentos são no topo da linha.

As expressões dos coeficientes de flexibilidade f_{ij} são para uma linha em catenária sem amarra apoiada no fundo são:

$$\frac{\partial x}{\partial H} = \frac{1}{\omega} \ln \left(\frac{T_s + V_s}{T_i + V_i} \right) + \frac{1}{\omega} \left(\frac{V_i}{T_i} - \frac{V_s}{T_s} \right) + \frac{l}{EA} \quad (2.3.10)$$

$$\frac{\partial x}{\partial V} = \frac{H}{\omega} \left(\frac{1}{T_s} - \frac{1}{T_i} \right) \quad (2.3.11)$$

$$\frac{\partial z}{\partial H} = \frac{H}{\omega} \left(\frac{1}{T_s} - \frac{1}{T_i} \right) \quad (2.3.12)$$

$$\frac{\partial z}{\partial V} = \frac{1}{\omega} \left(\frac{V_s}{T_s} - \frac{V_i}{T_i} \right) + \frac{V_s - V_i}{\omega EA} \quad (2.3.13)$$

As expressões para a linha com amarra apoiada no fundo são as mesmas, porém $T_i = H$ e $V_i = 0$.

Para uma catenária composta por n segmentos, os coeficientes de flexibilidade podem ser calculados como o somatório dos coeficientes de flexibilidade de cada segmento.

Então, os coeficientes são:

$$\frac{\partial x}{\partial H} = \sum_{j=1}^n \left[\frac{1}{\omega_j} \ln \left(\frac{(T_s)_j + (V_s)_j}{(T_i)_j + (V_i)_j} \right) + \frac{1}{\omega_j} \left(\frac{(V_i)_j}{(T_i)_j} - \frac{(V_s)_j}{(T_s)_j} \right) + \frac{l_j}{EA_j} \right] \quad (2.3.14)$$

$$\frac{\partial x}{\partial V} = \frac{\partial z}{\partial H} = \sum_{j=1}^n \left[\frac{H}{\omega_j} \left(\frac{1}{(T_s)_j} - \frac{1}{(T_i)_j} \right) \right] \quad (2.3.15)$$

$$\frac{\partial z}{\partial V} = \sum_{j=1}^n \left[\frac{1}{\omega_j} \left(\frac{(V_s)_j}{(T_s)_j} - \frac{(V_i)_j}{(T_i)_j} \right) + \frac{(V_s)_j - (V_i)_j}{\omega_j EA_j} \right] \quad (2.3.16)$$

2.4. Arranjo Estrelado de Molas com um Suporte Deslizante Multidirecional:

A Figura 2.8 mostra um esquemático do arranjo estrelado das molas horizontais. O deslocamento horizontal do ponto de truncamento das linhas de ancoragem, cuja configuração pode ser em catenária, taut leg ou tendão tracionado devem ser reproduzidos em qualquer direção do plano de corte (ver demonstrado no capítulo V). Portanto, torna-se necessário que o arranjo das molas horizontais permitam que a base magnética deslize em qualquer direção. Este arranjo proposto para as molas horizontais permite que o conjunto tenha características multidirecional reproduzido o *offset* do modelo em qualquer direção.

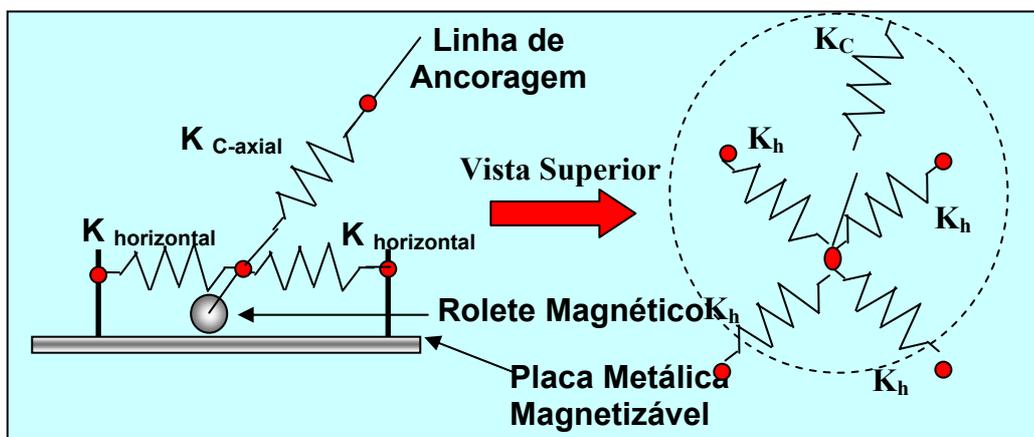


Figura 2.8 – Visão Esquemática do truncamento com Base Magnética

2.5. Técnica de Truncamento com Base Magnética

Para o uso eficaz do conceito de truncamento com base magnética deve-se atender, em resumo, às seguintes premissas:

1. A força de arrancamento ou força vertical não pode exceder á força de atração magnética. Caso contrário em que os valores de pico dinâmicos estejam próximos ou ultrapassem a força de atração magnética haverá o descolamento da base da placa metálica.

2. O arranjo para as molas horizontais e a configuração do rolete e do ponto de pivotamento da base magnética deve permitir que o conjunto tenha características multidirecional reproduzido o *offset* do modelo em qualquer direção. Caso isto não

ocorra de maneira satisfatória poderá ocorrer o travamento da base magnética numa determinada direção.

3. O atrito de rolamento dos mancais e do rolete com a placa devem ter valores de grandeza menores do que as forças de restauração horizontal (Ver capítulo IV).

4. As linhas de fluxo e a intensidade do campo magnético ao longo do *gap* do rolete devem ser constantes. Isto irá produzir uma força de atração magnética uniforme ao longo do perímetro externo do rolete. Por isto optou-se pelo superimã de terra rara com a forma de uma pastilha, onde nas faces laterais temos os pólos (Ver capítulo IV).

2.6. Verificação da força de Amortecimento Induzida e de Histerese da Base Magnética

Por outro lado é importante comentar neste capítulo sobre os princípios básicos da indução eletromagnética para os campos eletromagnéticos variáveis no tempo.

A lei de Faraday-Neumann-Lenz, ou lei da indução eletromagnética, é uma lei da física que quantifica a indução eletromagnética, que é o efeito da produção de corrente elétrica em um circuito colocado sob efeito de um campo magnético variável ou por um circuito em movimento em um campo magnético constante. (Ronaldo 02 e Bessonov) [18 e 19]

A lei da indução de Faraday, afirma que a corrente elétrica induzida em um circuito fechado por um campo magnético, é proporcional ao número de linhas do fluxo que atravessa a área envolvida do circuito, na unidade de tempo.

$$\oint_s E \cdot ds = - \frac{d\phi_B}{dt} \quad (2.4.1)$$

Sendo E o campo elétrico induzido, ds é um elemento infinitesimal do circuito e $d\Phi_B/dt$ é a variação do fluxo magnético. Uma maneira alternativa de se representar é na forma da diferença na função do campo magnético B :

$$\nabla \times E = - \frac{\partial B}{\partial t} \quad (2.4.2)$$

Portanto:

$$Vi = \oint_s E \cdot ds \quad (2.4.3)$$

podendo ser expressa matematicamente na forma em termos da força eletromotriz:

$$V_i = -\frac{\Delta\phi}{\Delta t} \quad (2.4.5)$$

Como o fluxo e a intensidade do imã permanente ao longo do rolete são constantes não se tem amortecimento magnético para esta condição onde $V_i = 0$.

Porém deve ser verificado o caso específico para a condição de tensão por efeito Variacional, onde a força eletromotriz em um circuito é igual à integral do vetor intensidade de campo elétrico associado com a corrente induzida, ao longo do comprimento da placa percorrido pelo deslocamento da base magnética:

$$e = \oint_l E \cdot dl \quad (2.4.6)$$

Podemos considerar que o campo elétrico (E_m) gerado na placa se movimenta com uma velocidade em relação ao campo magnético. Esse campo elétrico dará origem a uma força eletromotriz na placa, expressa por:

$$e = \oint_l \bar{E}_m \cdot d\bar{L} = \oint_l (\bar{v} \times \bar{B}) \cdot d\bar{L} \quad (2.4.7)$$

Onde:

v é a velocidade,

B é o campo magnético e

L o comprimento deslocado pela base magnética.

Portanto, para um intervalo de comprimento definido o vetor intensidade de campo será:

$$e = v \cdot B \cdot L \text{ (Volt)} \quad (2.4.8)$$

$$i = \frac{e}{R} \text{ (Ampere)} \quad (2.4.9)$$

$$R = \rho \frac{L}{S} \text{ (Ohm)} \quad (2.4.10)$$

A força induzida devido às correntes de Foucault na placa será definida pela expressão:

$$F = B.i.L.\text{sen}\theta \quad (2.4.11)$$

Considerado o campo induzido a 90° então $\text{sen}\theta = 1$

F (Newton); B (Tesla), i (Ampere) e L (metro).

Substituindo 2.4.8 em 2.4.9, temos :

$$i = \frac{v.B.L}{R} \text{ (Ampere)} \quad (2.4.12)$$

Substituindo 2.4.10 em 2.4.12, temos:

$$i = \frac{v.B.S}{\rho} \text{ (Ampere)} \quad (2.4.13)$$

Substituindo 2.4.13 em 2.4.11, temos:

$$F = \frac{v.B^2.L.S}{\rho} \quad (2.4.14)$$

Considerando:

$$\rho = 10^{-7} \Omega.m \quad (\text{resistividade do aço});$$

$$B = 7500 \text{ Gauss} = 0,75 \text{ Tesla} \quad (\text{Densidade de fluxo magnético do super ímã});$$

$$V = 2 \times 10^{-2} \text{ m/s} \quad (\text{velocidade do rolete da base magnética});$$

$$S = 3 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \quad (\text{área transversal na placa percorrida pelo rolete});$$

$$L = 0,2 \text{ m} \quad (\text{comprimento estimado percorrido pelo rolete});$$

Substituindo os valores na equação 2.4.14:

$$F = \frac{0,02.0,75^2.0,2.3.10^{-5}}{10^{-7}} \quad \text{temos que } F = 0,675 \text{ N.}$$

De acordo com a expressão (2.4.11) o deslocamento da base magnética na placa irá induzir correntes que poderão produzir amortecimentos magnéticos. Este valor da força induzida pela corrente de Foucault é muito pequeno conforme calculado acima. Foi realizado um ensaio no seco para a verificação da influência desta força de amortecimento.

Apesar de não ocorrer a inversão do fluxo magnético tem-se uma variação do campo magnético, em um determinado comprimento, devido ao deslocamento da base magnética na placa. Esta variação irá produzir a Histerese que é o fenômeno da perda de energia causada pela propriedade que tem todo material magnético em se opor às variações do fluxo magnético que por ele circula. Essa oposição acontece sempre quando o fluxo tende a aumentar (aproximação da base) ou diminuir (afastamento da base). As substâncias ferromagnéticas têm uma magnetização permanente que surge da tendência natural de alinhamento dos momentos magnéticos permanentes de seus átomos ou moléculas, tendência essa fruto de suas interações mútuas. O resultado dessas interações é um alinhamento perfeito dos momentos magnéticos em regiões chamadas domínios, cujas dimensões vão de 10 a 0,001 milímetros cúbicos (Figura 2.9). Quando o fluxo sofre uma variação de intensidade irá ocorrer devido ao alinhamento ou desalinhamento um atrito entre as regiões dos domínios (Odílio 1998) [30].

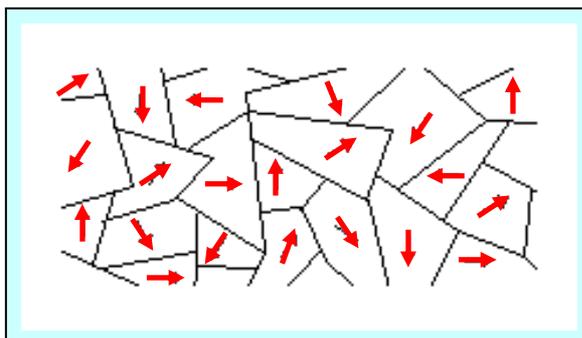


Figura 2.9 – Visão Esquemática dos Domínios Magnéticos

A intensidade do campo magnético, H , atua sobre o material como força imantadora, na indução magnética. À medida que um material ferromagnético é sujeito a uma força imantadora cada vez maior, a densidade do fluxo, B , aumenta até que o material fica saturado. Quando a intensidade de campo magnético diminui a densidade de fluxo B não volta da mesma maneira que cresceu e sim, permanece no material uma magnetização remanescente (Figura 2.10). A área formada pelos laços da curva são dependentes do tipo de material ferromagnético e representam a perda de energia absorvida. Para os aços a curva de Histerese é bastante fechada portanto a perda por histerese magnética para estes materiais pode ser considerada desprezível (Mussoi, F. L. R. 2005) [31].

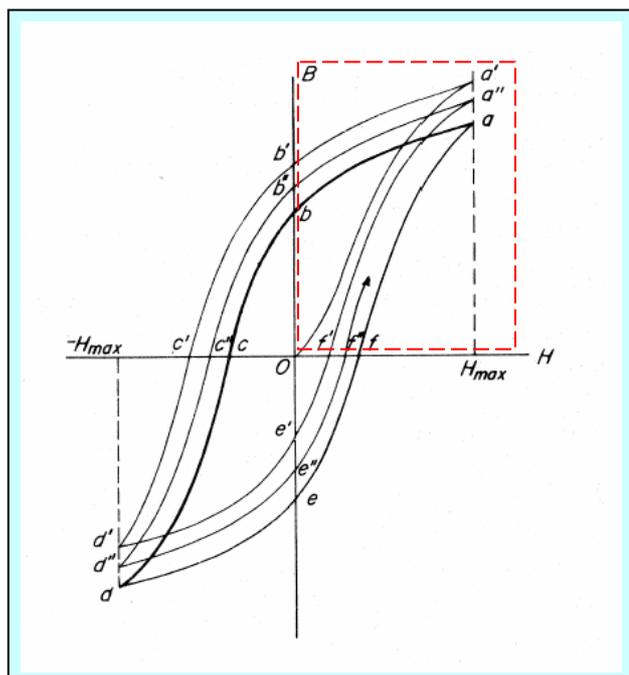


Figura 2.10 – Curvas dos Laços de Histerese Magnética

2.6.1. Amortecimento Magnético do Ensaio Dinâmico (Histerese)

Este ensaio (antecipação do capítulo VII) foi realizado com o objetivo de obter os valores dos amortecimentos magnéticos devido às correntes parasitas induzidas (corrente de Foucault) e ao efeito da histerese magnética da Base Magnética na placa magnetizável de aço para a configuração cabo de aço+mola+base magnética. A Figura 2.11 mostra um arranjo da configuração do ensaio.

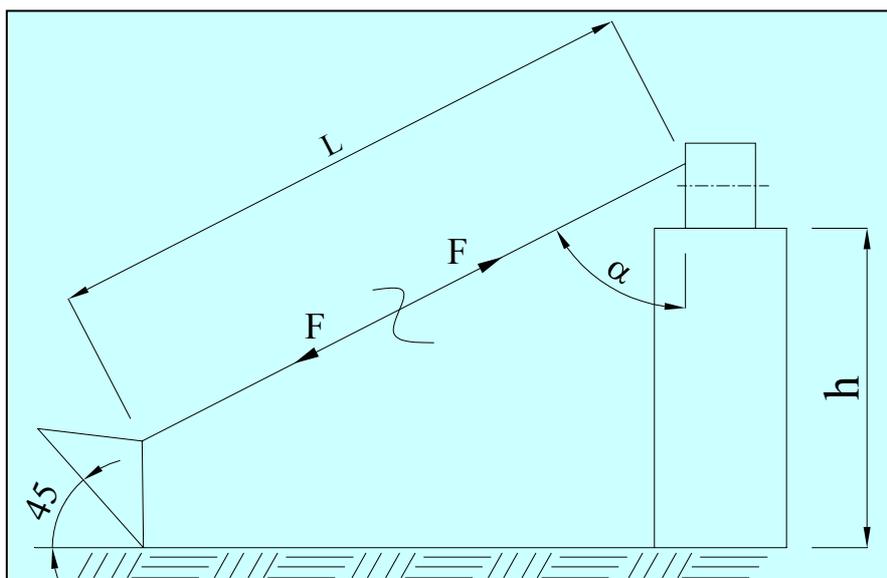


Figura 2.11 - Arranjo da configuração do ensaio.

Uma curva de histerese típica é mostrada na Figura 2.12, a área da curva representa a energia absorvida pelo material ou conjunto submetido a uma deformação oscilatória.

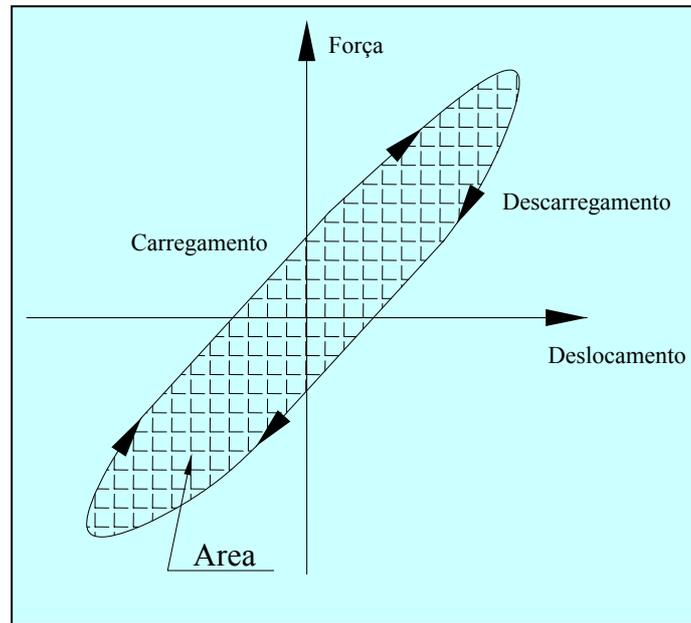


Figura. 2.12 – Curva de histerese

A formula da área da curva de histerese é mostrada a continuação:

$$\Delta W = \pi w b_H X^2 \quad (2.6.1.1)$$

O amortecimento devido a histerese é obtido através da seguinte formulação:

$$b_H = \frac{\Delta W}{\pi w X^2} \quad (2.6.1.2)$$

Onde:

ΔW é a área da curva de histerese

X é a amplitude media da deformação do cabo

w é a velocidade angular do motor de oscilação

Na Figura 2.5.1.1 mostra o gráfico da Força pelo deslocamento para um período de 1 segundo. Outras Figuras com os resultados são mostrados no Apêndice C.

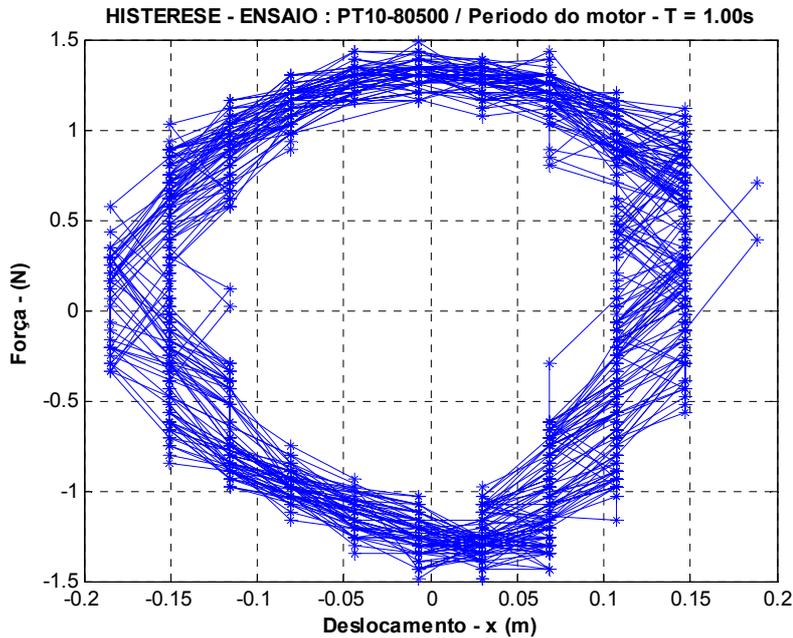


Figura 2.13 Força pelo deslocamento para um período de 1 segundo no seco.

Na Tabela 2.6.1.1 realiza-se uma comparação entre o amortecimento do modelo e o amortecimento de histerese das linhas:

Tabela 2.6.1.1 Comparação entre o Amortecimento do Modelo e o Amortecimento de Histerese das Linhas

Nro.	ζ modelo	Massa modelo kg	Tn (s)	b-modelo N/(m/s)	b-histerese em seco 1 - linha N/(m/s)	Porcentagem modelo-linha %
1	0.01	1080	0.50	271.434	0.120	0.044
2	0.01	1080	0.53	256.069	-----	-----
3	0.01	1080	0.60	226.195	0.045	0.020
4	0.01	1080	0.70	193.881	0.277	0.143
5	0.01	1080	1.00	135.717	1.345	0.991
6	0.01	1080	1.20	113.097	2.290	2.025
7	0.01	1080	1.60	84.823	3.891	4.587
8	0.01	1080	2.00	67.858	5.603	8.257

Tomando como exemplo na Tabela 2.6.1.1 o período $T_n = 1,0$ segundo temos que a histerese do modelo é de 135,717 N/(m/s) e o resultado de uma linha no seco o valor da histerese é de 1,345. A porcentagem entre o modelo e alinha é de 1% um valor muito baixo.

CAPÍTULO III – REVISÃO DO PROBLEMA DE MODELAGEM DE LINHAS EM ENSAIOS.

Ensaio com modelos reduzidos são importantes para o desenvolvimento do projeto de estruturas flutuantes *offshore*²¹ para águas ultraprofundas.

O grande desafio atual é a profundidade limitada e as dimensões dos tanques oceânicos disponíveis que restringem a modelagem do sistema de ancoragem e de risers.

Portanto tem-se como desafio desenvolver um sistema de ancoragem truncada com a estática e a equivalência dinâmica do sistema sendo reproduzida na sua íntegra, de forma que o comportamento global do corpo flutuante seja bem representado.

A seguir discutem-se algumas diretrizes sobre o projeto de ancoragem truncada para testes de modelo reduzido em águas profundas.

Os ensaios com modelo reduzido são usados para atender os seguintes objetivos:

1. Demonstrar e validar o projeto conceitual;
2. Verificar as premissas do projeto, os fatores e os valores limites;
3. Validar os modelos numéricos e as ferramentas de análise de projeto;
4. Descobrir qualquer comportamento ou fenômenos físicos inesperados do sistema;
5. Confirmar o bom desempenho hidrodinâmico de um determinado projeto.

Além dos objetivos anteriores, podem ser utilizados também ensaios com modelo reduzido na quantificação de respostas extremas devido principalmente aos fenômenos não lineares que não são bem reproduzidos preditivamente através da modelagem numérica, como *runup*²² de onda, amplificação da onda sob o deck, *clashing*²³ de risers e tendão, *fish-tailing*²⁴, vibrações induzidas por vórtice e etc.

²¹ Offshore – Fora da costa, no mar.

²² Run-up – A subida da onda na coluna da plataforma.

²³ Clashing – Colisão, toque das linhas de produção.

²⁴ Fish tailing – Oscilações laterais que podem ocorrer num corpo flutuante ou linha de ancoragem

Na maioria dos casos, os objetivos primários do ensaio com modelo reduzido requerem uma representação do sistema com o comprimento total, acoplado com o casco, a ancoragem e os risers²⁵. Em águas profundas, dependendo do tipo de casco flutuante (semi-submersível, Spar²⁶, FPSO, TLP, monobóia) define-se a escala do modelo [2], [3] e [4] a partir das limitações da profundidade e das dimensões horizontais dos tanques oceânicos disponíveis. Entre as técnicas desenvolvidas tem-se a técnica numérico / experimental híbrida que foi desenvolvida para facilitar a extrapolação dos resultados (ITTC 2005) [8].

Este tipo de técnica pressupõe o truncamento das linhas. O método de truncamento aqui proposto pode ser usado dentro desta técnica.

Todo truncamento exige uma equivalência global do comprimento total da linha de ancoragem ou de riser.

Embora os termos "sistema de ancoragem truncado" e "sistema de ancoragem equivalente" que são usados por diferentes grupos significar essencialmente a mesma coisa, para propósitos desta tese, é importante fazer a seguinte distinção entre truncamento e equivalência.

1. "Truncamento" - qualquer redução no tamanho da ancoragem devido à profundidade do tanque oceânico ou às limitações de espaço. A porção (parte) da ancoragem ou dos risers retirada devido ao truncamento da profundidade ou da largura pode ser ignorada ou pode ser substituída por um dispositivo passivo ou ativo que imite a parte removida.

2. "Equivalência" - substituição do todo ou parte do sistema de ancoragem original sobre a profundidade de truncamento por uma ancoragem alternativa que de algum modo reproduza todas as propriedades do sistema de ancoragem original.

Usando esta distinção podem-se separar técnicas que só envolvem restrição dinâmica ativa ou passiva do ponto de truncamento da ancoragem de técnicas que envolvem alterações no sistema de ancoragem/riser sobre o ponto de truncamento. Devido às dificuldades para se obter o controle dinâmico do truncamento da ancoragem/riser sem introduzir outros efeitos não desejados a prática mais comum é empregar sistemas de ancoragem equivalentes, como ilustrado na Figura 3.1. Outra solução proposta é o sistema passivo com o truncamento com base magnética, tema desta tese.

²⁵ Riser – Linha flexível de produção.

²⁶ Spar – Plataforma de Casco Cilíndrico.

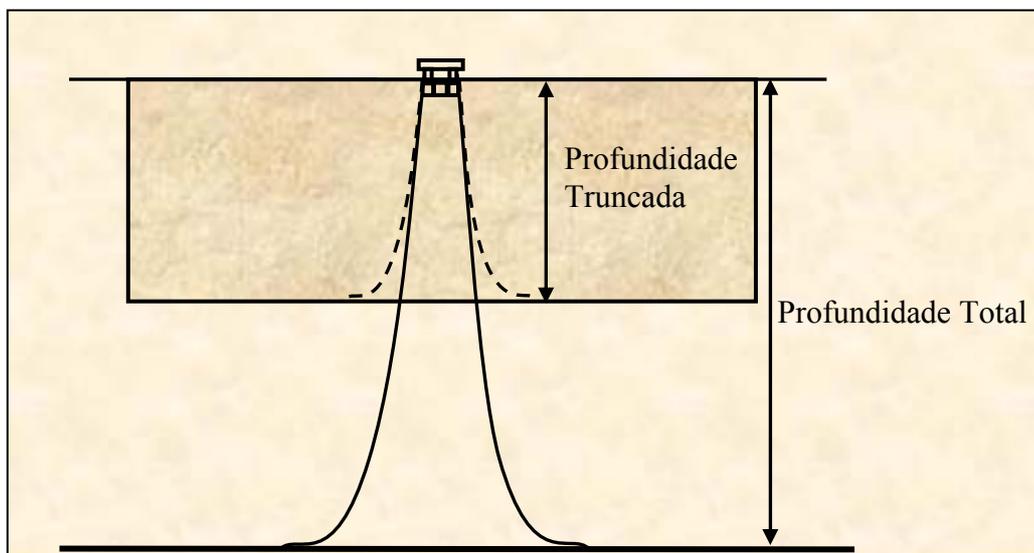


Figura 3.1 - Ilustração da Linha de Ancoragem Truncada

As limitações dos tanques oceânicos levam à modelagem híbrida como proposta de extrapolação que é usada em alguns tanques oceânicos. O modelo híbrido está baseado no uso de modelos numéricos validados para auxiliar o projeto e a interpretação do ensaio com modelo reduzido. Usando um processo híbrido de equivalência da "modelagem do modelo" (Stansberg 03, Ward 03) [5 e 6], pode-se melhorar a qualidade da extrapolação.

Um largo espectro de técnicas e estratégias de modelagem reduzidas híbridas foram desenvolvidas e testadas. Em geral, a utilidade e sucesso de qualquer estratégia particular dependem do nível de sofisticação e precisão das ferramentas de modelagem numéricas que serão aplicadas no procedimento do modelo reduzido híbrido juntando com a experiência, criatividade e habilidade dos especialistas. Desde que centros de pesquisa diferentes usam modelos numéricos próprios em análise global de estruturas flutuantes, deve-se ter certo cuidado para alcançar os objetivos dos ensaios com modelo reduzido em águas ultra profundas.

A técnica da base magnética é uma alternativa para o truncamento (Figura 3.2). Este dispositivo passivo é colocado no ponto de truncamento, onde se pretende reproduzir os movimentos, nesta região, da linha de ancoragem similar ao da linha completa.

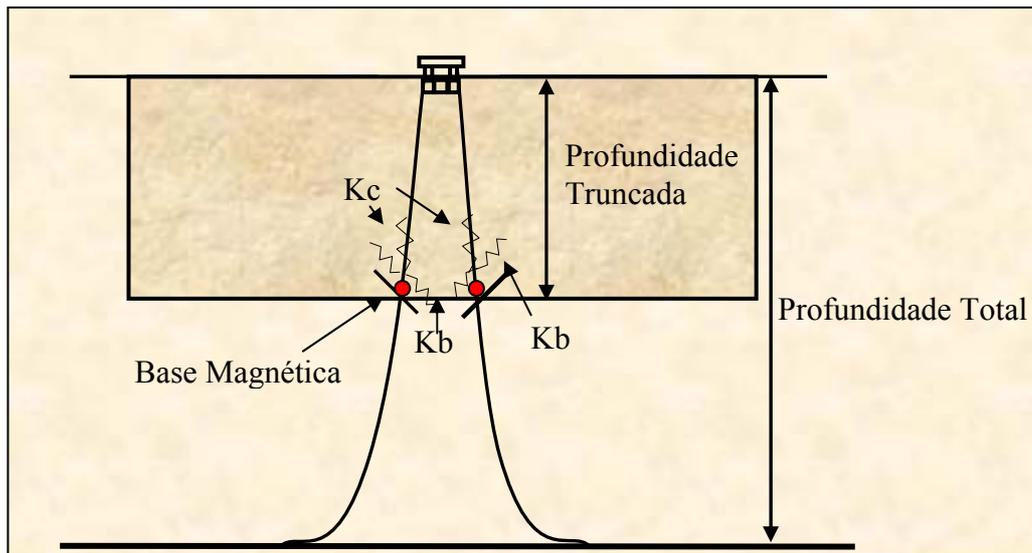


Figura 3.2 - Linha de Ancoragem Truncada com Base Magnética

É importante também distinguir a diferença entre truncamento passivo e ativo.

1. Truncamento ativo - No sistema ativo usa-se um conjunto de servo motores que de acordo com a teoria podem ser ajustados para fornecer de maneira exata as forças estáticas e dinâmicas da ancoragem e dos *risers* no ponto do truncamento através de um sinal de controle da força e da posição, vide Figura 3.3. Este sistema é muito complexo, mas poderia em princípio representar fielmente a ancoragem do protótipo.

Uma característica desejável de tal sistema é que as características da ancoragem sejam controladas através de um software e podem facilmente ser modificada para executar estudos da sensibilidade da ancoragem. Também a característica não linear da ancoragem poderia ser facilmente modelada. Se o sinal eletrônico da força for utilizado os efeitos mecânicos da fricção podem ser eliminados desde que as forças sejam medidas diretamente na linha e os servos sejam ativados para superar a fricção. Os efeitos hidrodinâmico, o tempo de retardo do servo atuador e a determinação prévia do sinal eletrônico podem comprometer a qualidade do ensaio com modelo truncado.

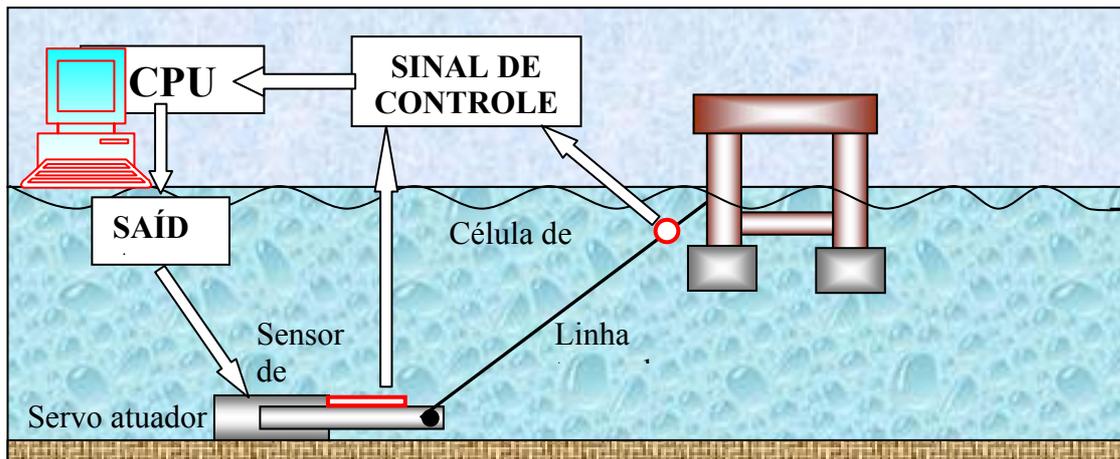


Figura 3.3 - Esquemático Simplificado do Sistema Ativo.

2. Sistemas Passivos - Os sistemas passivos são melhores, pois geralmente fornecem uma simplicidade, um custo mais baixo, e uma confiabilidade mais elevada. Estes sistemas utilizam pesos e molas para ajustar a resposta da parcela truncada do *riser*/ancoragem. Desde que a maioria das respostas da ancoragem é dominada geralmente pela parte superior, os erros na resposta da amarração da parcela truncada podem ser tolerados. Os sistemas passivos são suscetíveis à fricção mecânica porque não tem nenhum meio eficaz para superar a fricção mecânica (Com a proposta da base magnética onde o mancal pivotado de repulsão e o uso de técnicas de redução do atrito, pode-se ter uma grande melhoria na redução da fricção mecânica).

Os sistemas passivos (Figura 3.4), que usam a combinação das massas e das molas podem ter as características da resposta de frequência completamente diferentes da amarração do protótipo. Portanto, deve-se ter o cuidado para evitar frequências naturais do sistema próximo das frequências de primeira ou segunda ordem da onda.

Os sistemas passivos são geralmente mais difíceis de analisar usando a modelagem do modelo porque a linha equivalente difere completamente da linha de ancoragem do protótipo, seja esta em catenária ou em *taut-leg*. Os efeitos da fricção podem ser significativos e necessitam ser incluído nos ensaios. Os estudos da sensibilidade podem determinar se uma fricção inicial do ponto de truncamento não produz nenhum efeito considerável na resposta da linha de ancoragem e ou *riser*.

O mais simples de todos os sistemas de ancoragem passivos está na substituição da parcela inferior da linha da amarração ou de *risers* por uma mola para modelar a rigidez axial da parcela truncada. Para este truncamento, os problemas estão no levantamento total da linha quando as excursões do modelo são grandes com relação à profundidade devido à proximidade dos pontos de ancoragem.

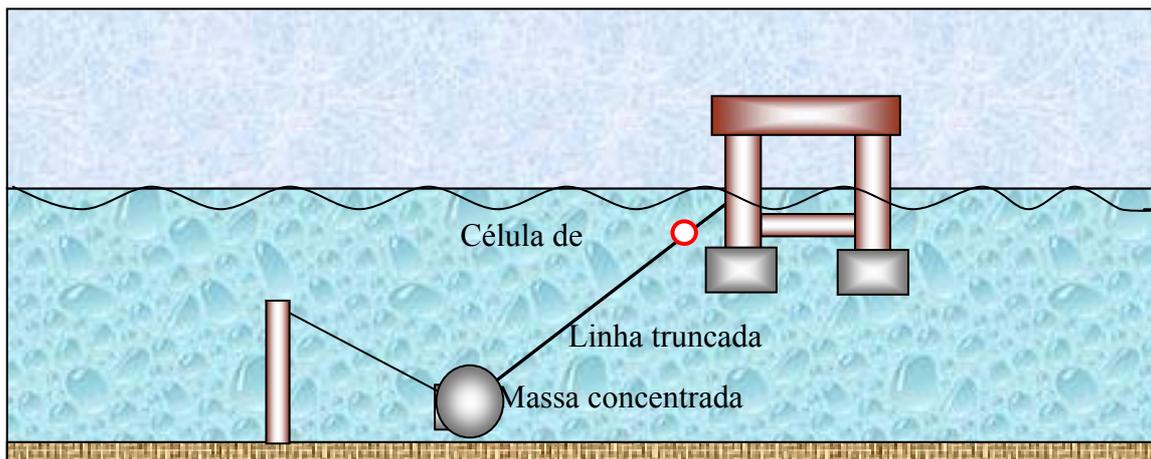


Figura 3.4 - Esquemático Simplificado de um Sistema Passivo.

Um sistema relativamente simples do truncamento é chamado de truncamento simples da ancoragem e do *riser* onde a amarração troncada é substituída essencialmente por um peso na extremidade de uma linha. Este sistema permite os ângulos da partida do *fairlead*²⁷ seja relativamente íngreme e ao mesmo tempo permite que as âncoras sejam movidas para longe do modelo. Para relações de truncamento elevadas este sistema geralmente consegue, para uma determinada escala, que os ângulos no *fairlead* sejam equivalentes aos ângulos do protótipo.

O projeto prático dos sistemas truncados de ancoragem e do *riser* requer a experiência prática do ensaio com modelo reduzido, com introspecção na física e na criatividade. Como solução tem-se o uso de fios de aço, amarra, molas, massas, elementos com flutuadores, e assim por diante. É importante observar que os sistemas passivos de truncamento não afetem a resposta quase-estática e dinâmica de uma maneira adversa, isto é de modo que mude basicamente as forças hidrodinâmica no corpo flutuante.

Para que os resultados obtidos no ensaio representem de forma significativa comportamento do protótipo (projeto), o truncamento deve permanecer próximo das características físicas (escala) do sistema da ancoragem e do *riser* para a profundidade total.

Portanto, deve-se modelar a amarra e o fio de aço o mais corretamente possível e assim por diante, para as seções da linha mais próximas ao casco, para que os movimentos laterais possam ter o efeito em amortecer os movimentos verticais (*Heave*, *Swell*, *Roll*). Isto produz um comportamento do sistema próximo do sistema na

²⁷ Fairlead - Dispositivo do tipo polia (articulado) de chegada da linha de ancoragem na coluna da plataforma.

profundidade total e assegura que os comportamentos dos componentes do sistema sejam bem representados. Isto é importante também para a validação e a calibração da simulação numérica dos modelos (inteiramente acoplados) o mais próximo possível do sistema com a profundidade total, de modo que a extrapolação para o sistema com a profundidade total valide o modelo.

Modelar usando massas concentradas ou grandes molas não é o ideal. Mas, ao se analisar os dois aspectos acima, existem algumas exceções básicas. Um exemplo é o cabo sintético cujas características na escala modelo não são bem representadas. Recomenda-se modelá-las diferentemente, por exemplo, com um fio de aço fino dentro de uma mangueira flexível (de silicone) e com uma mola na extremidade. Estes ajustes melhoram os objetivos do ensaio com modelo truncado reduzindo a incerteza da modelagem de um fio sintético para uma determinada escala. Desta forma, os efeitos extremos e normais do arrasto são reproduzidos.

Às vezes é necessário usar massas concentradas em um ponto para se obter forças superiores verticais suficientemente grandes (especialmente com fatores grandes de truncamento), mas no geral pode-se afirmar que os sistemas de amarração truncados com propriedades continuamente distribuídas tendem a ser mais fácil de executar e analisar. Se as massas aplicadas no ponto forem usadas, os efeitos dinâmicos adicionais possíveis (períodos naturais de períodos pendulares) necessitam ser verificado deve-se ter muito cuidado ao introduzir os componentes que têm características complexas e desconhecidas.

Devem-se evitar componentes tais como as polias (mesmo com as baixa fricção ocorre nas polias a histerese) que podem introduzir amortecimentos não desejado no sistema que pode impedir determinado comportamento crítico do sistema total de acontecer com o sistema truncado. Em tal caso este comportamento não fica modelado e o seu comportamento é difícil de analisar no projeto em uma análise acoplada da ancoragem. Isto afeta as possibilidades para extrapolar os resultados do ensaio do modelo para o sistema com a profundidade total.

Outra prática é que as linhas de ancoragem e dos risers podem às vezes ser concentrados num número de elementos similares e pode ser modelado como um único elemento (Fernandes 06 [29]). Um grupo grande de risers pode ser representado por um número limitado de risers equivalentes. Os sistemas concentrados são projetados para fornecer a massa apropriadamente na escala, a rigidez, e as propriedades hidrodinâmicas. A decisão de truncar a ancoragem e os risers pode ser feita

separadamente, mas ambas obviamente são relacionadas e deverão ser consideradas no ensaio do modelo.

3.1. Considerações sobre o Truncamento

As opções para o desenvolvimento do truncamento de sistemas de ancoragem e de *risers* dependem da relação entre a profundidade total de projeto e a profundidade disponível (truncada) do *fairlead* até o fundo do tanque.

As conseqüências do truncamento devem ser analisadas numa modelagem numérica para cada caso. Para alguns casos pode-se usar uma massa concentrada para depois ajustar o ângulo da linha de ancoragem (ver Figura 3.4). Se a massa concentrada for instalada na parte inferior da linha de ancoragem ou *riser* o sistema é dito truncado e se for colocado próximo do corpo flutuante será o sistema truncado equivalente. A colocação na parte inferior da massa concentrada irá introduzir maiores efeitos indesejados nos ensaios do que se for colocada na parte superior da linha a ser truncada. Isto é devido ao efeito pendular que pode ocorrer, pois $T = 2\pi\sqrt{l/g}$.

Caso esta massa repouse no fundo do tanque oceânico está também poderá induzir ao aparecimento de picos de tração na linha devido ao *offset* do corpo flutuante que poderá levantar a massa concentrada do fundo, vide Figura 3.5.

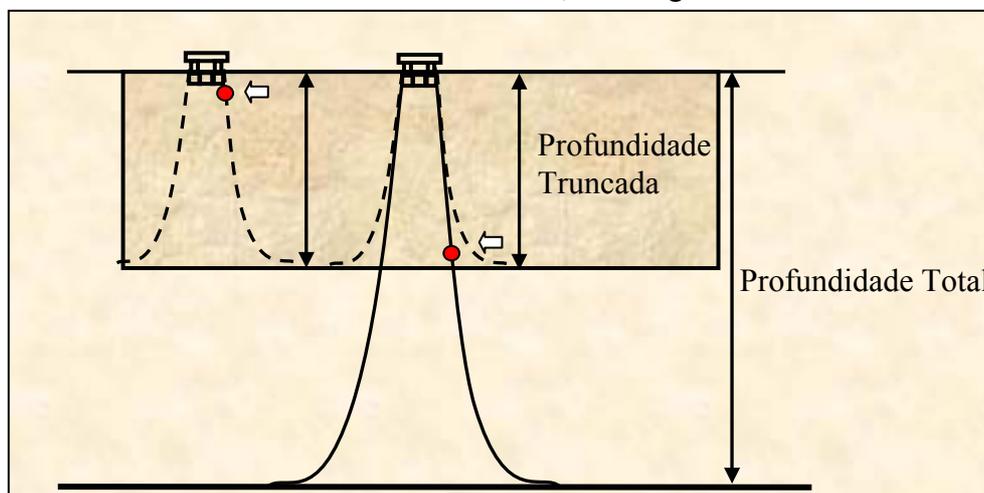


Figure 3.5 - Ilustração da Linha de Ancoragem Truncada e Equivalente usando Massa Concentrada

Uma técnica proposta para ensaios certamente é o método híbrido. Neste método acontece a modelagem do modelo, (Stansberg 03 e Ward 03) [5 e 6]. Uma vista geral do processo de modelagem do modelo é dada no fluxograma abaixo (Figura 3.6), de (Stanberg 03) [5]. Usando os mesmos procedimentos de modelagem numérica do

protótipo, um modelo numérico paralelo do modelo físico é construído. A modelagem do modelo é usada inicialmente para projetar o sistema equivalente do sistema de amarração truncado para assegurar de que este irá atender aos objetivos do ensaio. Na conclusão do programa de ensaio, os coeficientes definidos no modelo são usados no modelo numérico da escala real, produzido via modelo numérico os resultados extrapolados.

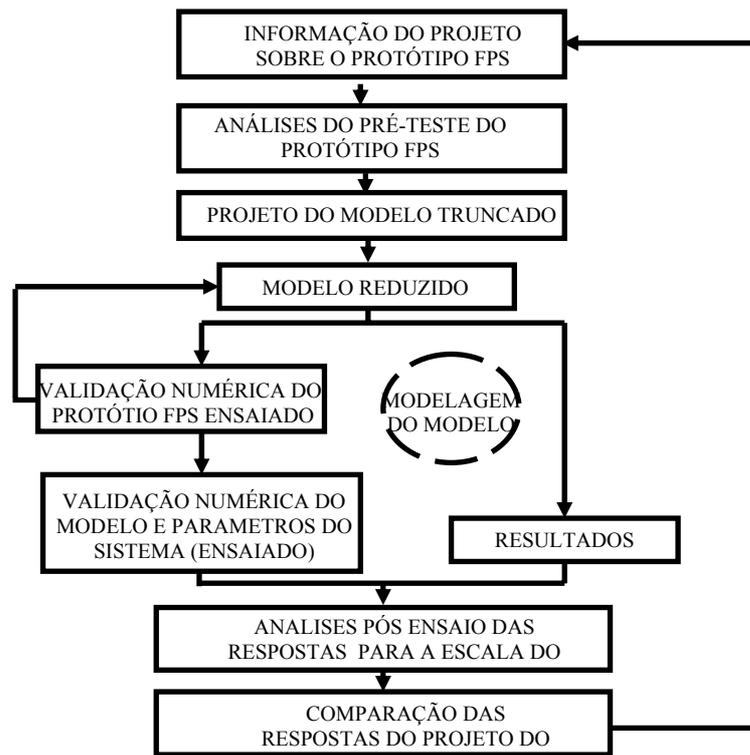


Figura 3.6 - Aproximações da técnica Híbrida dos Ensaio com Modelos Reduzidos Equivalente com as Análises Numérica (Stansberg e Ward 03) [5 e 6].

Neste contexto é muito importante observar que alguns sistemas truncados de amarração e do *riser* têm suas limitações. Não é possível reproduzir precisamente todas as características quase-estáticas e dinâmicas (em todos os 6 graus de liberdade) do sistema de ancoragem e *riser* para a profundidade total com um sistema equivalente de ancoragem e *riser*. Um aspecto a ser considerado é o afundamento (*set down*) da plataforma semi-submersível (Figura 3.7). Ou seja, não só os movimentos horizontais são afetados pelo truncamento, mas também os movimentos verticais e angulares.

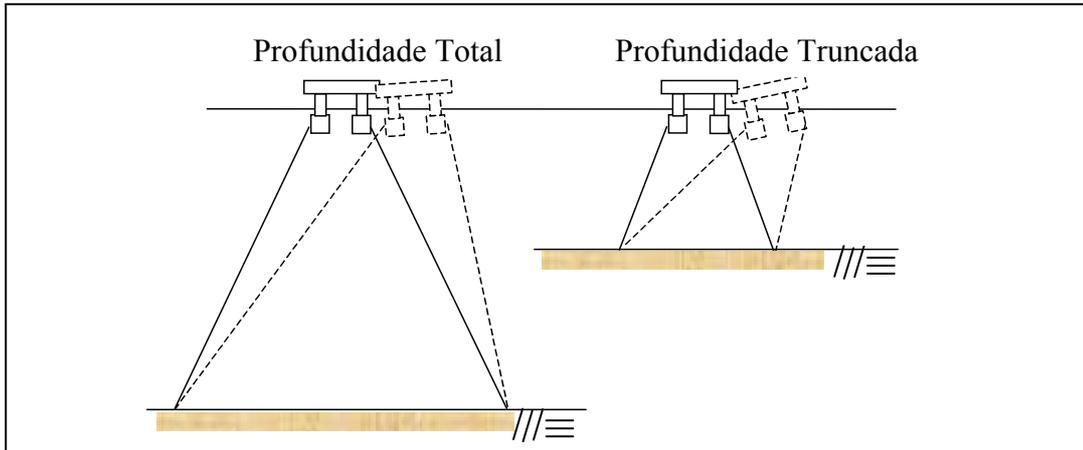


Figure 3.7 - Ilustração do Problema do Truncamento entre a Deriva Horizontal versus os Deslocamentos Verticais.

Portanto, o objetivo é projetar um sistema truncado de ancoragem e de *riser* para reproduzir os vetores da força variando no tempo similar aos aplicados ao corpo flutuante pelo sistema de amarração e de *riser* para a profundidade total.

Este objeto em melhor atendido em ensaios com foco na frequência de onda (e em frequências mais elevadas), onde a deriva média e as forças de baixa frequência são de importância menor.

3.2. Consideração sobre a Influência do Casco, da Ancoragem e do Riser nos

Ensaios.

Finalmente é importante observar que as exigências necessárias para um bom sistema truncado de ancoragem e *riser* são dependentes do tipo de corpo flutuante e do tipo de sistema de ancoragem e *riser* e do objetivo dos ensaios.

Os tipos de corpos flutuantes podem ser definidos pela área do deslocamento e do plano de linha d'água (*waterplane*), por exemplo:

1. Monobóia;
2. Monocolunas
3. Plataforma do tipo SPAR
4. Semi-submersível;
5. FPSO.

Os tipos da ancoragem podem ser definidos como:

1. Ancoragem em Catenária;
2. Ancoragem do tipo *Semi-taut* (raio curto);
3. Ancoragem em *Taut Leg*.

4. Ancoragem do tipo Tendão.

Os objetivos do ensaio possuem exigências significativamente diferentes com relação aos sistemas truncamentos das linhas.

Portanto, é necessário verificar a ação de todas as faixas de frequência, com relação às forças de baixa frequência na estrutura flutuante;

3.2.1. Consideração do Tipo do Casco.

A resposta estática e dinâmica do casco é afetada pela configuração do sistema de ancoragem devido a rigidez e o amortecimento. A rigidez afeta primeiramente o *offset* estático da plataforma e contribui para o amortecimento dos movimentos de baixa frequência.

O tipo do casco contribui principalmente no acoplamento na superfície entre a plataforma e sua ancoragem e *risers*. Para plataformas flutuantes (grandes dimensões) tais como FPSO, SPAR e Semi, a rigidez da ancoragem e o seu amortecimento afetariam significativamente o *offset* e o movimento de deriva lenta, mas não os movimentos da frequência de onda do casco (Craig, 1981) [32]. Para este caso, o acoplamento entre o casco e a ancoragem e os *risers* na escala de frequência da onda é insignificante (Faltinsen, 1990)[33] e (Chakrabarti, 1987) [34].

Entretanto, para monobóias, as forças do sistema de ancoragem e do *riser* podem ser grandes se comparadas às forças de primeira ordem da onda, e podem conseqüentemente afetar significativamente respostas de frequência de onda. Quando a linha de ancoragem e os *risers* estão truncados, a inércia total do sistema, a inércia adicionada, o amortecimento do casco e o arrasto devem ser considerados.

3.2.2. A Rigidez do Sistema de Ancoragem e do Riser

Tipos de ancoragem e riser podem ser distinguidos tais como:

1. *Taut*:- controlado pela rigidez geométrica
2. *Semi Taut-Leg*: influência do peso, além da rigidez geométrica
3. Catenária controlada pelo peso
4. Tendões

A rigidez da ancoragem fornece a força de restauração para manter a embarcação na posição. Já a importância da rigidez do *riser* depende do número e do tipo de *risers*. Para a embarcação de perfuração equipada com um único *riser* auto-tracionado, a rigidez do *riser* não é significativa. Para as embarcações flutuantes de produção equipadas com um grande número *risers*, a carga do *riser* e da rigidez média podem contribuir na força de restauração global e devem ser corretamente representadas. As cargas médias do *riser* podem resultar numa assimetria significativa na rigidez do sistema combinado do *riser* e da ancoragem. Com relação às monobóias, a ancoragem e as forças do sistema de *riser* podem ser grandes se comparadas às forças de primeira ordem da onda, e podem conseqüentemente afetar as respostas de frequência de onda.

3.2.3. O Amortecimento do Sistema de Ancoragem e do *Riser*

O amortecimento do sistema de ancoragem e do *riser* que afetam principalmente os movimentos de baixa frequência da embarcação. A importância deste parâmetro depende do número, do tipo, e do tamanho das linhas de ancoragem e dos *risers*, da profundidade, do tipo de embarcação, e do ambiente meteoceanográfico. Para uma embarcação semi-submersível de perfuração equipada com um único *riser* e com as 8 linhas de ancoragem que operam-se em águas rasas, o amortecimento da ancoragem e do *riser* são desprezados freqüentemente (neste caso a deriva não será bem reproduzida). Como a profundidade, o número de linhas da amarração e os *risers* têm aumentado nos novos projetos, o amortecimento da linha de ancoragem e do *riser* tornar-se-ão mais e mais importante, especialmente para embarcações do tipo FPSO onde os movimentos de baixa frequência são importantes para o projeto.

O amortecimento do sistema de ancoragem e do *riser* não é reproduzível facilmente em modelo truncado. O amortecimento do trecho retirado, devido ao truncamento, terá que ser representado no trecho da linha com o comprimento truncado.

3.2.4. A Carga devido a Correnteza nas Linhas de Ancoragem e no *Riser*

A Carga devido a correnteza nas linhas de ancoragem e no *riser* impõe um carregamento adicional na embarcação. A importância deste parâmetro depende do número, tipo, e tamanho das linhas de ancoragem e dos *risers*, a profundidade, e o valor relativo das cargas comparadas às cargas de vento e da onda. A linha de ancoragem e o

truncamento do *riser* podem causar uma redução desta carga, que deve ser compensada se a carga atual na ancoragem e no *riser* for um componente importante no projeto.

3.2.5. Inércia da Ancoragem e do Riser

A inércia da ancoragem e do *riser* fornece uma contribuição adicional à inércia da embarcação. Este parâmetro não contribui de forma significativa para embarcações de grandes dimensões, mas torna-se fundamental para estruturas flutuando pequenas tais como bóias e monobóias. O impacto do truncamento em um corpo esbelto na resposta de alguns sistemas *offloading*, tais como a monobóia, deve receber uma atenção especial, pois os resultados dos ensaios podem ser significativamente comprometidos.

3.3. Parâmetros Básicos do Truncamento

No desenvolvimento de sistemas truncados da ancoragem e dos *risers* existem parâmetros que são significativos para os objetivos desta técnica que são os seguintes:

1. Posição vertical do corpo flutuante
2. Massa / inércia do casco
3. Hidrostática e contribuições da ancoragem e do *riser* à matriz de rigidez do casco
4. Respostas quase-estáticas acopladas da embarcação (por exemplo, entre o *Surge* e o *Swell* para Semi-submersível).
5. Força global
6. Frequências naturais do movimento do corpo flutuante (na matriz de rigidez devido às contribuições do sistema de ancoragem e do *riser*)
7. Nível representativo do amortecimento do sistema de ancoragem e do *riser* sobre os efeitos de ondas e correntezas.
8. Representação característica das Forças de restauração horizontal e vertical total da linha de ancoragem e dos *risers*.
9. Tração em cada linha de ancoragem e *riser* (pelo menos quase-estática).

Há uma alta prioridade sobre estes parâmetros, mas a ordem e a ênfase reais dependem do tipo corpo flutuante e do objetivo dos ensaios. Conseqüentemente, o objetivo principal durante o processo de se projetar um sistema truncado deve ser:

Verificar qual é o efeito deste parâmetro nas respostas específicas que serão investigadas deste determinado corpo flutuante.

Definir de uma maneira rápida e precisa o truncamento do sistema de ancoragem e do *riser*.

Estes dois pontos asseguram que o processo do projeto está focalizando nos itens mais importantes para um determinado corpo flutuante e não sobre aspectos relativamente sem importância.

Ajustar os períodos naturais do corpo flutuante de forma correta com os sistemas truncados da ancoragem e do *riser* é uma etapa muito importante neste processo. Neste caso é às vezes necessário compensar a falta de uma equivalência de um parâmetro com um outro parâmetro para obter a resposta global correta. Como um exemplo: se a rigidez correta do *Pitch* não puder ser conseguida com o sistema truncado de ancoragem e do *riser* e se for considerado importante para a resposta do corpo flutuante, pode-se compensar com a estabilidade do *Pitch* (GM_T) do corpo flutuante. Naturalmente isto não deve deteriorar o comportamento global da plataforma.

Em conseqüência do segundo objetivo do processo do truncamento (validação e calibração de modelos numéricos da simulação tão perto como possível do sistema com a profundidade total) recomenda-se permanecer tão perto como possível das características físicas (da escala) do sistema de ancoragem e do *riser* para a profundidade real. Modelar com massas concentradas ou as molas de grandes dimensões não são ideais (dependem da relação de truncamento). Os sistemas de amarração truncados com propriedades mais uniformemente distribuídas tendem a serem melhores de se executar as análises, são mais fáceis de modelar, simplificam a validação e a calibração do modelo numérico e a extrapolação subsequente para o sistema com a profundidade total. No uso de alguns casos de massas concentradas ou de molas de grandes dimensões deve-se certificar de que não introduzam efeitos artificiais significativos. Isto coloca demandas adicionais nas potencialidades das ferramentas de modelagem numéricas usadas para projetar os sistemas truncados da ancoragem e do *riser*.

3.4. O Efeito da Escala e o Truncamento

3.4.1 Truncamento

Com respeito à escolha da escala tendo em vista o truncamento, no geral aplica-se o seguinte:

Quanto maior a escala, mais confiável pode-se modelar os aspectos hidrodinâmicos do corpo flutuante na superfície livre.

Maior o truncamento, mais difícil será obter uma boa equivalência entre a profundidade total e o sistema truncado.

Para determinadas dimensões do Tanque oceânico, quanto maior a escala, maior será o truncamento.

As exigências se opondo são ilustradas qualitativamente na Figura 3.4.1 abaixo (Stansberg 03) [5]. Na escolha da escala versus o truncamento deve-se procurar minimizar a incerteza dos resultados dos ensaios com modelo reduzido para a profundidade total. Na Figura 3.8 o truncamento e a extrapolação numérica para pequenos valores da escala fazem com que as incertezas do resultado sejam maiores do que os ensaios com modelo reduzido (melhores resultados). Para fatores de escalas maiores, o ensaio com modelo reduzido torna-se menos preciso devido ao efeito da escala e às dificuldades de se calibrar e instrumentar o modelo (interferência devido às dimensões dos instrumentos e etc).

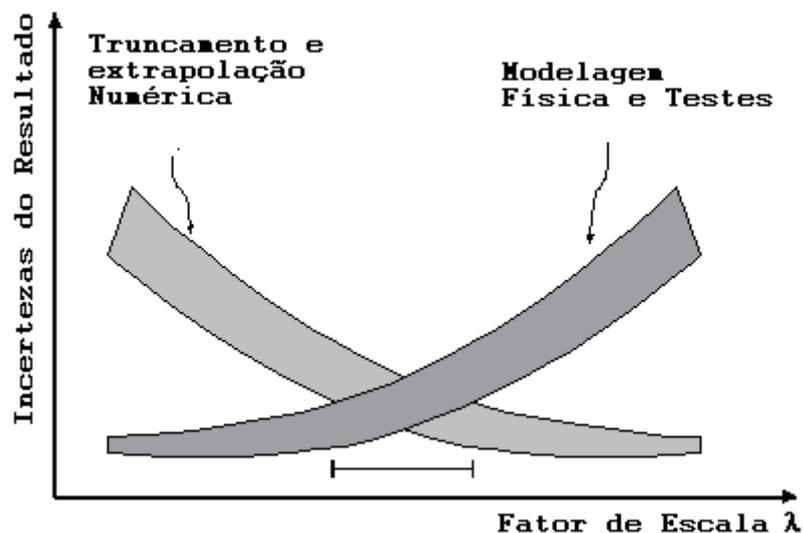


Figure 3.8 - Escala vs Truncamento [5] Deep Star

Com modelos muito pequenos ($\lambda > 100$) certos números de problemas práticos ocorrem para a realização dos ensaios com o modelo reduzido:

1. As alturas de onda tornam-se muito pequenas e o ruído gerado no tanque oceânico pelos geradores de onda, pelas correntes de ar etc. começam a tornarem-se significativos.
2. Os modelos tornam-se muito leves ficando mais difícil ajustar as propriedades das massas;

3. A instrumentação torna-se mais frágil e podem facilmente ser danificada durante a manipulação do modelo;

4. Mais difícil de obter a medida exata do movimento, pois os movimentos tornarem-se menores;

5. A fiação da instrumentação e dos cabos pode aplicar cargas significativas ao modelo que pode afetar os movimentos e as cargas;

6. Os *offsets* pequenos podem produzir nos transdutores cargas estáticas aparentes grandes.

Tipicamente, as escalas de sistemas truncados estão na escala 1:40 - 1:100. Tais escalas têm as seguintes vantagens:

Os efeitos da viscosidade da onda na superfície livre são modelados em uma escala aceitável para as escalas menores. Os resultados dos ensaios para as escalas maiores terão efeitos significativos da escala, nas linhas de amarração e nos *risers*.

As medidas exatas das distribuições do peso são obtidas devido a modelagem com exatidão das dimensões.

Uma boa qualidade do vento e da geração de onda é possível. Em escalas menores é difícil gerar estes com exatidão suficientes (Buchner 01) [12].

Em algumas situações não é possível gerar ondas de boa qualidade mesmo nestas escalas.

Isso é quanto maior a escala, mais seguro é modelar aspectos do corpo flutuante na superfície livre, e para um maior o fator de truncamento, mais difícil será adquirir uma boa equivalência entre a profundidade total e o sistema truncado. Para tamanhos (menores) de casco de (20-25m), caso das monobóias e bóias, estas são sensíveis a ondas curtas que não podem ser modeladas de forma confiável dentro desta faixa de escala (1:40 - 1:100). Neste caso às vezes a escala é aumentada para 1:20, veja, por exemplo, (Bunnik 02) [13]. Às vezes são administrados dois tipos de ensaios de monobóia com modelo reduzido em águas profundas. É feito um ensaio de configuração global para uma escala maior do que 40. Normalmente é selecionado um valor de escala igual a 50 com o propósito principal de testar o comportamento global da monobóia e sua interação com as plataformas adjacentes. O outro ensaio é o de detalhe que usa uma escala menor mais um grande truncamento na ancoragem e no riser para verificar os seus efeitos na carga da monobóia.

Um ensaio mais criterioso pode ser projetado com a finalidade de se obter a massa adicional da monobóia, amortecimento e a carga de onda, etc. No ensaio com modelo

reduzido se obtém as características de projeto da monobóia e a resposta global é obtida numericamente. O princípio aplicado em tais ensaios é que se os componentes de carga individuais são reproduzidos fielmente então a resposta global também devera ser precisa para o protótipo.

3.4.2. O Efeito da Escala

Não é possível satisfazer simultaneamente ao número de Froude e Reynolds para a escala do modelo e do protótipo. A similaridade dinâmica não pode ser conseguida e as relações entre as forças serão diferentes na escala do modelo e na escala do protótipo. Conseqüentemente, as escolhas devem ser feitas baseado-se nos valores mais significativos das forças com relação ao projeto.

A força devido a onda e as forças globais são geralmente as forças mais consideradas em corpos flutuantes nos ensaios com modelo reduzido e estão relacionadas às forças da gravidade. O número de Froude é um número adimensional que é usado como a base para o ensaio do modelo na escala escolhida. Aplicando o número de Froude na escala do modelo, os efeitos da escala são introduzidos por causa da não conformidade com o número de Reynolds.

Um dos efeitos mais significativo da escala do modelo nos ensaios é geralmente aquele devido às forças de arrasto viscoso. Os fatores da correção necessitados são desconhecidos e tal tipo de compensação sugere uma exatidão maior do ensaio do que a realidade.

A dependência existente do valor do C_d com relação ao número de Reynolds para um escoamento contínuo deve ser analisada com cuidado, nos processos complexos do escoamento que ocorrem durante um ensaio. Se o sistema se mostrar sensível para este tipo de efeitos da escala em uma análise acoplada, recomenda-se ensaiar os em separado, as linhas de ancoragem e *risers*, para os números apropriados de Reynolds (DE Wilde 04) [14] e obter o resultado global através de uma análise numérica.

Definições:

O número de Froude (Fr) é um número adimensional que relaciona a força de inércia com a força da gravidade.

O número de Froude é definido como:
$$Fr = \sqrt{\frac{v^2}{gL}} \quad (3.4.2.1)$$

- ρ - densidade [kg/m³]
- L - comprimento [m]
- t - tempo [s]
- v - velocidade [m/s]
- g - aceleração da gravidade [m/s²]

Número de Reynolds é definido pela expressão:

$$R_e = D.U/v \quad (3.4.2.2)$$

Onde:

U = Velocidade da Correnteza.

D = Comprimento Característico.

3.5. Metodologia do Truncamento.

A metodologia geral para o projeto de sistemas truncados da ancoragem e do *riser* é baseada nas seguintes etapas:

1. Projeto inicial do truncamento baseado em características da carga estática do deslocamento. Define-se a rigidez global.
2. Ajuste dos ângulos das linhas considerando o *offset* e a geometria.
3. Verificação da resposta dinâmica do projeto (Forças de amortecimento e forças inerciais).

Nos ensaios truncados com modelo reduzido verifica-se que é difícil de obter simultaneamente o valor da rigidez global, o ajuste do ângulo da linha e a resposta dinâmica. Portanto torna-se necessário, que após os ensaios, os valores obtidos sejam extrapolados através de uma análise numérica. Um problema básico de sistemas com linhas truncadas é a reprodução das forças e do *offset* do sistema para a profundidade total.

A rigidez global do sistema, em catenária ou em *taut-leg*, e as rigidezes transversais serão demasiadamente grandes. Uma maneira prática superar este problema é introduzir uma complacência elástica nas molas. Outros tipos de materiais sem ser o aço (como molas de plástico) poderiam também ser útil para esta finalidade. Para sistemas com uma grande rigidez geométrica, pode-se também introduzir na catenária da linha (distribuída) um aumento de pesos (de correntes.e.g.). O objetivo principal é

manter corretos os vetores da força no corpo flutuante, dentro da escala para o *offset* total.

A parte da linha geometria localizada perto do corpo flutuante é mais crítica do que aquela mais abaixo. Para Semi-submersíveis, SPARs e Monobóias, deve-se considerar no truncamento o efeito da rigidez horizontal e minimizar a perda da rigidez e os efeitos verticais do acoplamento.

3.5.1. Projeto Inicial do Truncamento para a Definição da Rigidez Global.

A primeira etapa no processo do desenvolvimento é assegurar-se de que o sistema de ancoragem truncado represente tanto quanto possível as características estáticas da carga devido ao deslocamento do sistema de ancoragem e do *riser* na profundidade total. Um projeto inicial do truncamento pode ser baseado no conceito geométrico da escala da linha de forma a se manter os efeitos da catenária intactos. Deve-se analisar o efeito que a perda no comprimento pode produzir para a rigidez geométrica no truncamento. A aplicação deste método pode ser limitada especialmente aos casos onde modelar corretamente a rigidez horizontal da ancoragem é considerado um ponto importante.

As características de estática da carga-deslocamento do sistema de ancoragem equivalente completo são calculadas para todos os 6 graus de liberdade do deslocamento. Os resultados dos cálculos para o sistema de ancoragem equivalente são comparados com as características do sistema de ancoragem para o comprimento total

3.5.2. Ajuste dos Ângulos das Linhas Considerando o *Offset* e a Geometria.

Como uma etapa seguinte, a curva de estática da carga do sistema truncado otimizado. Para um sistema de ancoragem em catenária a curva de estática da carga tem três regiões:

1. Onde o efeito catenária domina a rigidez do sistema
2. Onde a elasticidade na linha de ancoragem domina a rigidez do sistema
3. E onde uma região de transição no truncamento implica necessariamente que a região do efeito geométrico está reduzida, e a região da deformação elástica é aumentada. Para refletir a não linearidade do efeito da catenária pela deformação elástica, pode ser necessário usar as molas não-lineares, ou, em alguns casos, por exemplo, catenária com o peso da linha aumentado.

1. O peso submerso (W_{sub}) da linha determina a linha forma na posição do equilíbrio (Figura 3.9). Um peso submerso maior da linha causa geralmente um efeito catenária maior e uma rigidez mais elevada nesta região:

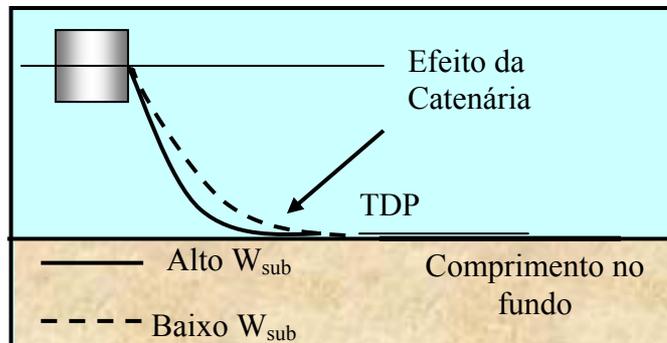


Figura 3.9 - Ilustração do Efeito da Catenária

2. A elasticidade da linha (EA) é importante quando a linha é completamente *taut*. Nas excursões maiores nesta região o efeito catenária na rigidez total diminui desde que a linha completa é levantada (esticada) para se transformar numa linha mais ou mais menos reta. A rigidez do sistema de amarração nesta região é dominada pela elasticidade da linha (Figura 3.10). Uma rigidez maior da linha causa uma rigidez maior no plano horizontal para excursões maiores.

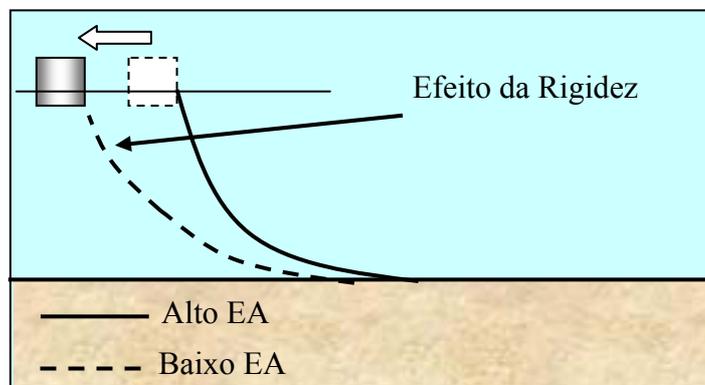


Figura 3.10 - Ilustração do Efeito da Rigidez

Para grandes excursões em que a taxa da rotação do ângulo na pré-tração combinado com a pré-tração da linha pode também ter uma forte influência na rigidez do sistema total.

3. A posição da região da transição é dominada pelo comprimento total (L) da linha da ancoragem. Uma linha mais longa para uma excursão maior do corpo flutuante pode esticar a linha. Conseqüentemente esta região deslocaria à direita. Para uma linha de ancoragem do tipo catenária a forma em catenária da linha deve ser preservada tanto

quanto possível (Figura 3.11). Conseqüentemente deslocar o ponto da transição para fora requer o uso de uma amarra de fundo mais longa e de um raio maior de ancoragem.

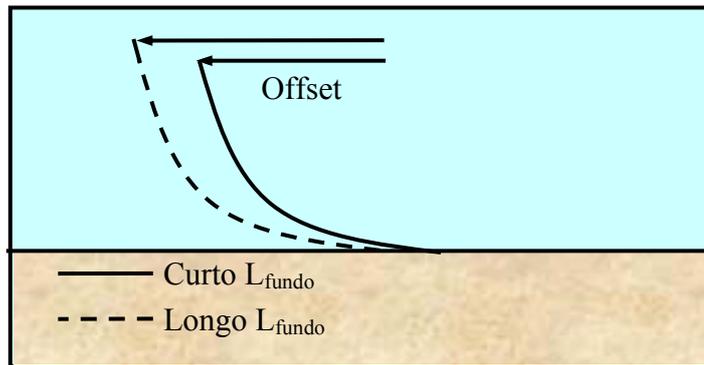


Figura 3.11 - Ilustração do Efeito do Comprimento da Linha

Os parâmetros acima podem ser ajustados em um processo iterativo, como feitos em (Ward 03) [6]. Um procedimento alternativo de otimização do truncamento, baseado em uma ferramenta de otimização genérica disponível da literatura, é descrito em (Fylling & em Stansberg 05) [14]. Em alguns casos o contato da fricção no fundo pode ser um problema. Pode-se considerar adicionar módulos flutuantes para suportar a parte inferior da linha, desde que as forças da fricção do fundo do tanque possam complicar a reconstrução numérica. O benefício deste deve ser analisado com respeito às complicações práticas de execução no tanque oceânico.

3.5.3. Verificação Dinâmica.

Espera-se que a diferença entre a profundidade total e o sistema truncado afete a resposta do corpo flutuante significativamente e precisa ser verificado como o truncamento afeta o comportamento total do projeto do sistema da ancoragem e do *riser*.

Esta verificação baseia-se nas seguintes etapas:

1. Verificação da resposta quase-estática
2. Verificação da dinâmica da ancoragem e do *riser*
3. Verificação da resposta inteiramente acoplada

1. A verificação da resposta quase-estática das características da carga do deslocamento do sistema de amarração truncado e a linearização das matrizes da rigidez podem ser determinadas. Isto é feito tipicamente em torno de determinados deslocamentos do corpo flutuante (zero, meio e deslocamentos extremos previstos). Estas matrizes podem ser usadas para determinar os períodos naturais da amplitude da

resposta (RAOs) do comportamento do sistema para o sistema truncado e da profundidade total.

2. A verificação dinâmica da ancoragem e do *riser*. Usando um sistema de ancoragem truncado no ensaio do modelo perde-se em parte a resposta dinâmica da linha com relação ao sistema com comprimento total. Como uma primeira verificação, estas perdas para as respostas dinâmicas da carga na linha podem ser verificadas usando um programa de computador que analisa a dinâmica da ancoragem e do *riser* e junto com a aplicação de uma oscilação forçada obtém-se uma melhor validação dos resultados. As frequências e as amplitudes da oscilação podem ser derivadas do Movimento de RAOs quase-estático. No sistema truncado as linhas mais curtas terão menos massa e períodos naturais menores. Embora as formas da configuração da linha não possam ser afetadas para uma linha com comprimento fixo, a resposta dinâmica pode ser otimizada mudando a massa e o diâmetro das linhas. Aumentar a massa e o diâmetro conduzirá geralmente à resposta dinâmica da linha com o comprimento total. Isto pode ser feito sem afetar o comportamento quase estático do sistema.

3. Verificação da resposta inteiramente acoplada. Além da simulação forçada do movimento, as simulações no domínio do tempo para um sistema totalmente-acoplado (Stamberg 03, Baudie 03 e Dercksen 92) [4, 9 e 10] podem ser realizadas como uma etapa final. Nestas simulações o corpo flutuante e as cargas dinâmicas da linha de ancoragem são calculados, incluindo todo seu acoplamento. As mesmas simulações no domínio do tempo são realizadas para o sistema de ancoragem com o comprimento total e o sistema de ancoragem equivalente.

Os seguintes tipos de simulações podem ser realizados:

1. Simulações do decaimento do movimento para os 6 graus de liberdade.
2. Simulações com ondas regulares
3. Simulações com ondas irregulares

Na Tabela 3.1 é mostrada a influência do truncamento da linha de ancoragem e do *riser* para cada tipo de casco.

Tabela 3.1 Tipo de Casco e Influência do Truncamento da Ancoragem e do Riser.

Tipo de Casco	FPSO	Semi/SPAR	Monobóia
Inércia (Overall)			x
Rigidez Vertical (hidrostático + anc.)		x	x
Acoplamento Quase-estático	x	x	x
Movimento de Deriva Lenta (Slow drift)	x	x	x
Frequência Natural		x	x
Força de Correnteza	x	x	x
Amortecimento de Baixa Frequência -LF	x	x	x
Amortecimento da Frequência de Onda			x

3.5.4. Truncamento do Riser

A importância da rigidez do *riser* depende do número e do tipo de risers. Para uma embarcação de perfuração equipada com um único *riser* alto-tensionado, a rigidez do *riser* é mínima na comparação à rigidez da ancoragem. Para as embarcações flutuantes de produção equipadas com um grande número *risers*, as cargas do *riser* na rigidez médias podem ter uma contribuição significativa na força de restauração global. Outro detalhe importante é que as cargas médias do *riser* podem resultar numa assimetria significativa da rigidez do sistema acoplado do *riser* e da ancoragem. Os objetivos de incluir *risers* em testes modelo truncados podem ser:

1. Representar as forças de arrasto, para obter amortecimento das forças globais.
2. Medir e visualizar os movimentos relativos entre a parte superior do *riser* e a estrutura do corpo flutuante (*pontoons*).
3. Medir o movimento angular da extremidade superior do *riser*.
4. Modelar as contribuições da força de restauração e da inércia dos *risers*.

Para se modelar os risers deve-se manter os mesmos princípios básicos usados para as linhas de ancoragem, mas com ênfase no diâmetro hidrodinâmico e a massa por comprimento linear para os 100 m ou o mais próximo da plataforma, além da tração superior e da inclinação na conexão superior. Os modelos devem ter a rigidez à flexão (insignificante) no ponto inferior e a conexão na embarcação devem ter os movimentos livres. Para a configuração do *risers* em catenária não se deve pretender modelar o contato com o fundo, porque o movimento na região do TDP (*touchdown point*) será muito diferente em um sistema truncado, comparado ao sistema com a profundidade total. Além disso, as forças dinâmicas da fricção aumentariam provavelmente a incerteza da reconstrução numérica, com respeito a estimar forças hidrodinâmica do casco.

3.5.5. Truncamento do Tendão de TLP

As exigências básicas do truncamento do tendão de TLP são que o esboço da plataforma seja mantido, e que a rigidez axial do tendão, governando as frequências naturais da modalidade vertical, seja mantida, e que nenhum tendão seja solecado. Os ensaios truncados de uma TLP, compreendendo as respostas de baixa frequência, frequência de onda e de HF, é praticamente impossível, devido à importância da tração do tendão com relação ao comprimento em governar as respostas de baixa frequência. Alongar artificialmente os tendões truncados construindo algum dispositivo no fundo do tanque (bases magnéticas) na profundidade total para a escala do ensaio. O ensaio parcial é possível caso se ignore os efeitos de baixa frequência na frequência de ondas e nas respostas de alta frequência. A dinâmica vertical da frequência de onda (WF) e de HF pode ser verificada nos ensaios com um sistema truncado com tendões encurtados, e com os períodos naturais menores do *Surge* e do *Swell*. A exatidão desta aproximação teria que ser verificada, por exemplo, fazendo ensaios com comprimentos diferentes dos tendões. O efeito da inclinação do tendão fica reduzido na modelagem com um ensaio tão simplificado, é impossível modelar corretamente o efeito não-linear, este fica reduzido com os tendões truncados. Pode-se também considerar reduzir a pré-tração tanto quanto possível sem o risco de afrouxar os tendões.

CAPÍTULO – IV. PROJETO E CONSTRUÇÃO DA BASE MAGNÉTICA.

Esta tecnologia utiliza na construção das bases magnéticas, os superimãs permanentes de terras raras. Trata-se do desenvolvimento de uma tecnologia inédita que permite utilizar tanques com limitação de profundidade em ensaios em águas profundas.

Através das forças magnéticas de atração entre as bases magnéticas e a superfície magnetizável de chapa inox série 400, pode-se reproduzir os efeitos da força relativa de um peso sem um grande acréscimo de massa e volume. A Figura 4.1. mostra a comparação entre os diferentes volumes dos materiais magnéticos usados que produz um mesmo campo magnético, ou seja, para a uma mesma força de atração. O tipo de super-imã usado na base Magnética foi o *vacodym*, uma liga com neodímio.

Desta forma reduzem-se os efeitos inerciais e hidrodinâmicos permitindo um livre deslocamento espacial do ponto de truncamento.

O uso do superimã permanente de terras raras permite uma redução significativa do volume (massa) do material magnético para uma mesma força de atração quando comparado aos materiais já conhecidos e consagrados no campo da engenharia. Com esta considerável redução volumétrica e grande força de atração magnética pretende-se reduzir a influência das bases magnéticas nos ensaios e tornar capaz também a fixação das linhas de ancoragem e linhas de produção do tipo *risers*²⁸ flexíveis e SCRs²⁹ ao plano de corte do truncamento com todos os três graus de liberdade.

As Figuras 4.2, 4.3 e 4.4 ilustram as etapas no desenvolvimento dos rolamentos projetados e construídos para a realização dos ensaios.

Nas primeiras bases magnéticas usou-se uma calota envolvendo o superimã em teflon (material macio) para cumprir dupla finalidade: garantir força normal (vertical) e baixo atrito horizontal. No desenvolvimento das bases magnéticas, após estudos e análises concluiu-se que, para uma melhor redução do atrito de rolamento, a melhor opção é o uso de superfícies polidas e de alto grau de dureza. Esta condição reduz de maneira considerável o atrito de rolamento entre as bases magnéticas e a superfície plana magnetizável. Neste processo de melhorias optou-se também pelo mancal do tipo pivô associado à repulsão magnética usando-se superimãs menores na base do mancal. A pastilha de superimã foi encapsulada com calotas de aço inox da série 400.

²⁸ Riser – Linha de produção flexível

²⁹ SCR – Steel Catenary Riser – Linha rígida de produção em catenária.

Este aço inox possui características magnéticas que redireciona o fluxo magnético para o *gap*³⁰ entre as calotas. Este espaço é preenchido com um anel espaçador com material diamagnético. Este material apresenta uma alta repulsão magnética, obrigando o fluxo magnético a saltar da calota para a placa de aço, aumentando a força de atração magnética.

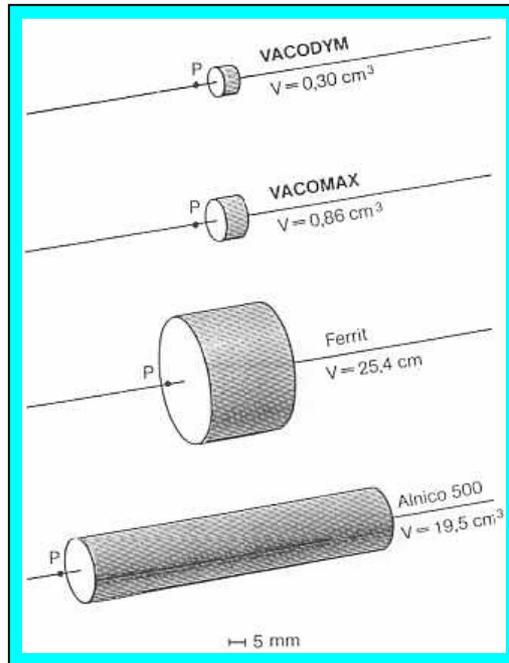


Figura 4.1 – Comparação entre os Volumes dos Tipos de Ímãs Permanentes

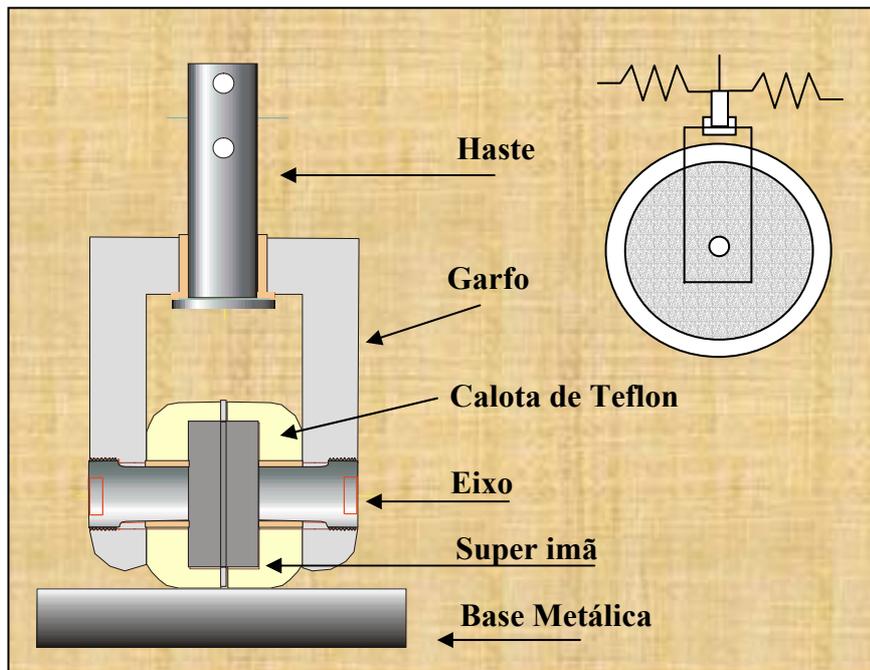


Figura 4.2 - Vista de corte das primeiras Bases Magnéticas

³⁰ Gap – Espaçamento entre as calotas.

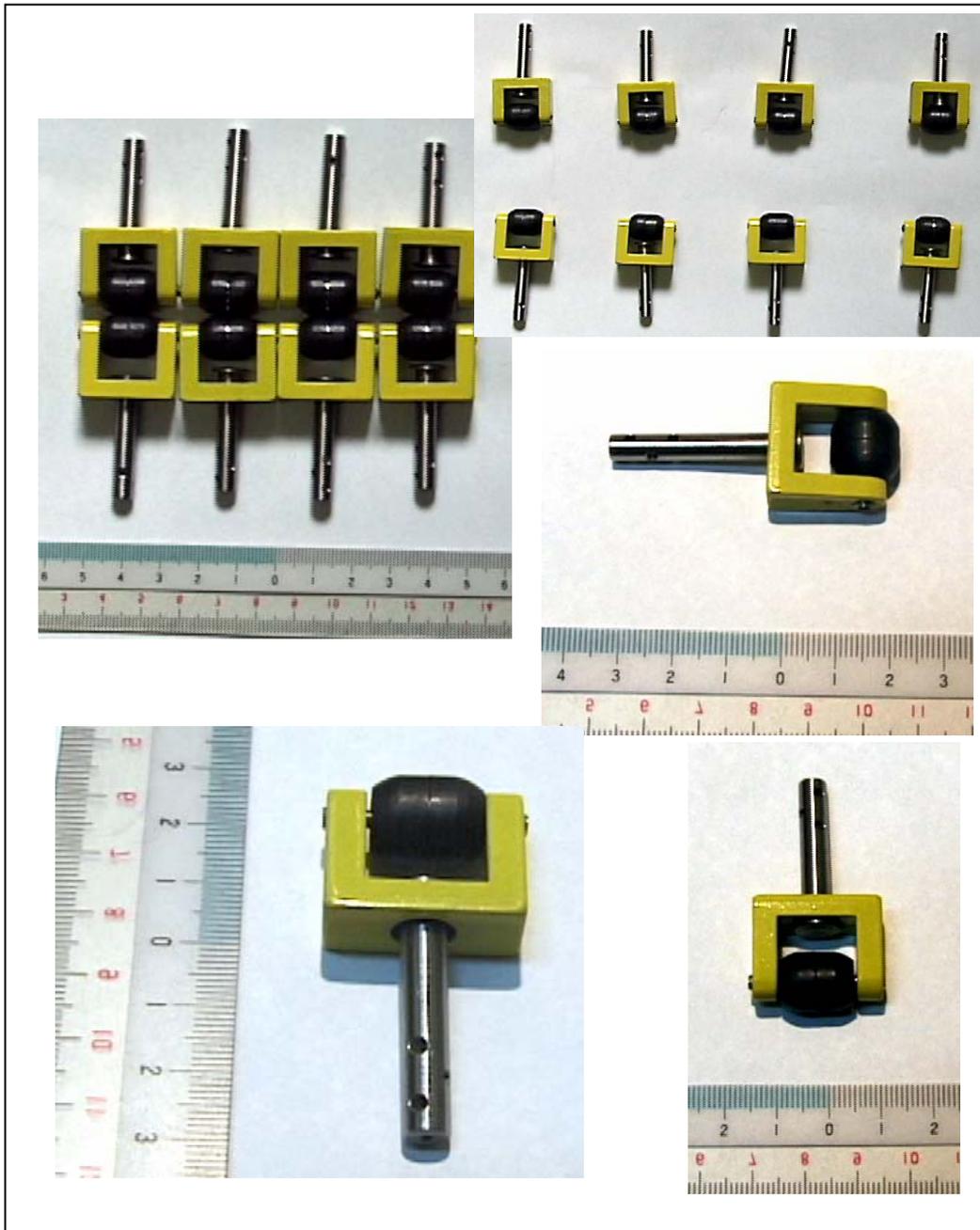


Figura 4.3 - Fotos das Primeiras Bases Magnéticas

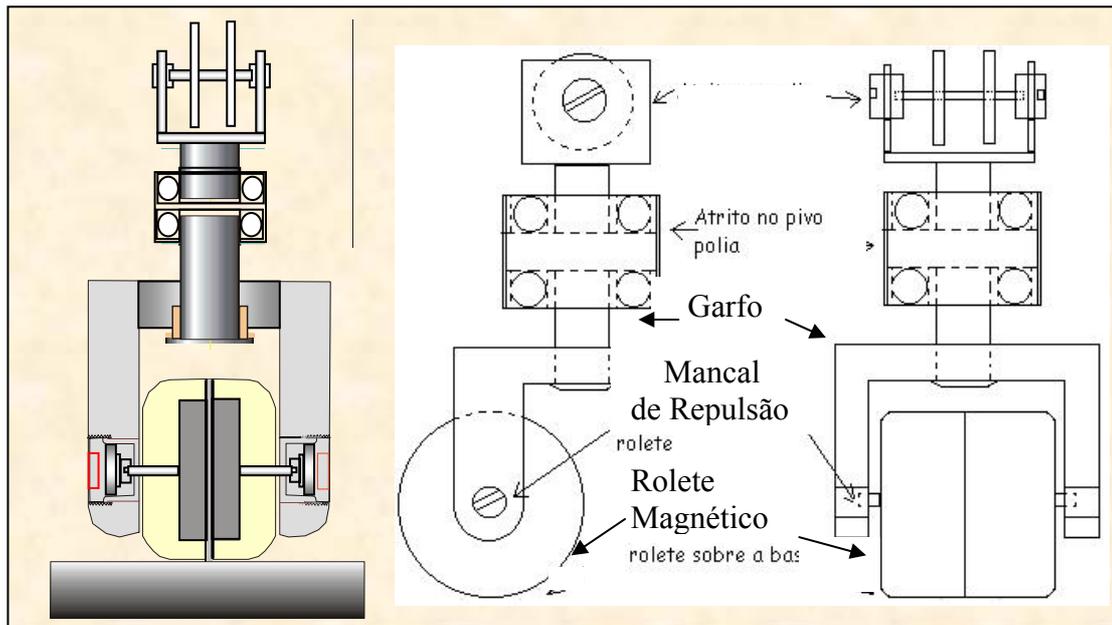


Figura 4.4 – O Novo Projeto da Base Magnética.

4.1. Efeito do Atrito de Deslizamento e Rolamento nas Bases Magnéticas

Os efeitos do atrito e de inércia dos roletes são significativos para os resultados dos ensaios em modelo reduzido. Estes influenciam diretamente nas forças dinâmicas resultantes principalmente devido aos efeitos do espectro de 2ª ordem (grupo de ondas) da modelagem experimental em Tanques de Provas.

Nos ensaios iniciais da BSR (Bóia de Sustentação de Risers) na escala de 1:100 verificou-se que as forças de restauração horizontais no ponto de truncamento eram da ordem de grandeza da força de atrito das bases magnéticas. Como o ensaio era quase-estático não houve o comprometimento dos resultados, mas se o ensaio fosse dependente dos efeitos dinâmicos os resultados não seriam conclusivos.

Portanto, tornou-se necessário a otimização das bases magnéticas para os ensaios futuros, onde a redução do atrito e o aumento das forças de atração magnética foram estudados e implementados. Buscaram-se soluções como: reduzir o atrito de amassamento que surge entre as superfícies de contato, reduzir o atrito que aparece no eixo (mancal) e o aumento do diâmetro do rolete (reduz a força do atrito de rolamento). Como soluções surgiram a aplicação de vibrações longitudinais por dispositivo eletromecânico na base para reduzir o atrito (estático x dinâmico), uso de rolamentos de baixo atrito no eixo da base magnética (pivô com repulsão magnética) e escolha adequada da escala a ser utilizada no modelo reduzido para diminuir a influência do atrito em relação às forças de restauração horizontal. Para o aumento da força de atração magnética sem o

aumento de massa, usou-se a técnica de concentrar as linhas de fluxo do campo magnético através do encapsulamento do super ímã com calotas de material magnetizável, aço inox da série 400 e arruela de alumínio ou bronze, material diamagnético.

$$\text{Para a força de atrito de deslizamento } f = \mu \cdot N \quad (4.1.1)$$

O coeficiente de fricção é definido como $\mu = f/N$, a faixa da força de fricção (ou resistência) para a carga normal; para a estática ou atrito de deslizamento, μ é adimensional.

Onde:

μ é o coeficiente de atrito depende das superfícies e dos materiais de contato;

N é a força normal (vertical) aplicada.

Define-se como força de atrito de rolamento à resistência que surge quando um corpo rola por outro. Seja dado um rolo cilíndrico de peso P e raio r que se apóia num plano horizontal (Figura, 4.1.1). A força horizontal T foi aplicada ao centro de gravidade deste rolo. A superfície de apoio deforma-se sob a ação do peso do rolo e o ponto de aplicação das reações N e F_{at} deslocam-se de A até certo ponto intermediário C . Componhamos as equações do equilíbrio do rolo, começando pela soma das projeções das forças sobre os eixos Ox e Oy :

$$\sum X = T - F_{at} = 0, \quad \sum Y = N - P = 0.$$

Dai obtemos:

$$F_{at} = T, \quad N = P.$$

Assim, quando há equilíbrio, ao rolo são aplicados dois pares de forças equilibrados: o primeiro par, T e F_{at} busca colocar o rolo em movimento, enquanto o segundo, P e N , resiste ao movimento. O momento do par de forças que se opõe ao movimento é denominado *momento de resistência de rolamento* m_r e é igual ao momento da força N em relação ao ponto A :

$$m_r = \text{mom}_A N.$$

Ambos os pares de forças compensam-se mutuamente em qualquer instante do equilíbrio do rolo (esta circunstância é precisamente a terceira equação do equilíbrio):

$$\sum \text{mom}_A F = \text{mom}_A N - T r = 0, \text{ ou seja, } m_r = T r. \quad (4.1.2)$$

No instante do início do movimento do rolo, o momento de resistência ao rolamento atinge o seu valor máximo. Foi provado experimentalmente que este valor é proporcional à pressão normal:

$$(m_r)_{max} = f_r N \quad (4.1.3)$$

O coeficiente de proporcionalidade f_r é denominado *coeficiente de atrito de rolamento*, possui dimensão igual à do comprimento, ou seja, o metro. Ele pode ser tratado como o valor máximo do segmento que corresponde ao deslocamento da força N no caso limite do equilíbrio (Figura. 4.5).

Eis os valores do coeficiente de atrito de rolamento para alguns materiais:

Rolo de aço por aço	0.005 cm
Rolo de madeira por aço	de 0,03 até 0,04 cm
Rolo de madeira por madeira	de 0,05 até 0,06 cm

Em repouso, o momento do par de forças de atrito de rolamento não ultrapassa o seu valor máximo: $m_r \leq (m_r)_{Max}$, ou seja, levando em conta (4.1.2) e (4.1.3). Temos:

$$Tr \leq f_r N.$$

Daí

$$T r \leq (f_r / r) \cdot N \quad (4.1.4)$$

A desigualdade (4.1.4) determina a condição que impede que o rolo role. Por outro lado, para que o rolo não deslize, é necessário que o módulo da força T seja menor que o valor máximo do módulo da força de atrito de deslizamento.

$$T \leq f_r N.$$

Habitualmente, f_r / r é bem menor que o coeficiente de atrito de deslizamento f . Por isto, quando o repouso do rolo é violado, este passa a rolar pela superfície de apoio, em vez de deslizar por ela.

Para uma proposta prática f_r pode ser considerado como o coeficiente de atrito de rolamento quando r é unitário. Entretanto, f_r não é adimensional.

Estas definições implicam que f e f_r não variam com o carregamento ou a velocidade. Visto que r pode ser considerado como o comprimento ou um braço de

alavanca, é evidente que a resistência Tr irá variar inversamente com o raio da roda, esfera ou rolete.

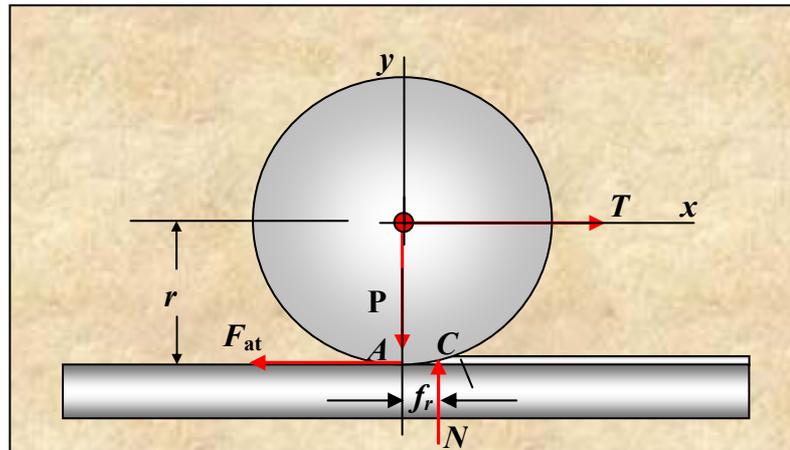


Figura 4.5 – Diagrama da resistência ao Movimento

Considerando três casos práticos: (1) um disco pesado ou rolete sobre uma superfície plana; (2) esfera ou rolete de rolamentos; (3) roletes sobre *skids* para movimentar cargas pesadas. Nos primeiros dois exemplos numa media de valores de k pode ser usado; no exemplo 3 os dois valores de k podem ser bem diferentes e será necessário escrever $Tr = (f_{r1} + f_{r2})N/r$.

O atrito de rolamento é causado pela leve deflexão dos materiais e rugosidade das superfícies, valores de k podem ser maiores quando a superfície torna-se mais macia e mais irregular. Deflexões como as dos pneus, a elasticidade do rolete ou esfera, ou a maciez ou rugosidade da superfície de rolagem, podem aumentar o atrito. Entretanto o atrito tende a diminuir com o aumento da velocidade, estas mudanças são difíceis de separar das variáveis de outros efeitos, como o arrasto devido à graxa, óleo ou água, os efeitos da poeira e areia sobre a superfície, e o engripamento dos elementos de rotação.

Alguns típicos valores da literatura são mostrados na Tabela 4.1, mas para vários casos estes podem ser inadequados.

Valores de f_r em $Tr = f_r N/r$. Se duas superfícies de rolagem são envolvidas, os valores podem ser adicionados como $Tr = (f_{r1} + f_{r2})N/r$.

Tabela 4.1 - Valores típicos de f_r entre as superfícies e as pistas de rolagem

$D = 2r$		<i>Roda ou rolete</i>	<i>Rolando sobre</i>	f_r
in	cm			
> 0.5	> 1.3	Aço, duro, polido	Aço, duro, polido	.000 2-.000 4
> 0.5	> 1.3	Ferro ou aço	Ferro ou aço	.002
2 - 10	5-25	Madeira dura	Madeira dura	.02
> 0.5	> 1.3	Aço, liso, limpo	Aço, liso, limpo	.000 5-.002
> 0.5	> 1.3	Aço, liso, lubrificado	Aço, liso, lubrificado	.001-.002
> 1	> 2.5	Aço, rusty	Steel, rusty	.005-.01
> 10	> 25	Pneu, pneumático	Concreto, liso	.01-.03

As cargas usadas na Tabela 4.1 não causam danos permanentes na superfície dos materiais. (Bowden and B. Tabor) [20] e N.Rudenko [21]

Os ensaios realizados sobre uma superfície limpa e lisa indicam que para a equação $Tr = f_r N/r$, o valor de f_r aumenta quando a normal, N , aumenta; f_r decresce quando o raio, r , é aumentado. Sempre existe uma pequena deformação, especialmente para o primeiro deslocamento. Esta magnitude depende da carga e das propriedades elásticas e plásticas das superfícies. Depois de muitos giros ou passadas (como num rolamento), o equilíbrio é estabelecido, mas o trabalho do atrito continua como também a histerese elástica e o deslizamento sobre as irregularidades das superfícies de contato.

Considerando o atrito no mancal na Figura 4.6, temos que:

$$(m_r)_{max} = \mu d/2 \cdot N + f_r N \quad (4.1.6)$$

Onde: d é o diâmetro do pino do mancal e μ é o coeficiente de atrito de deslizamento

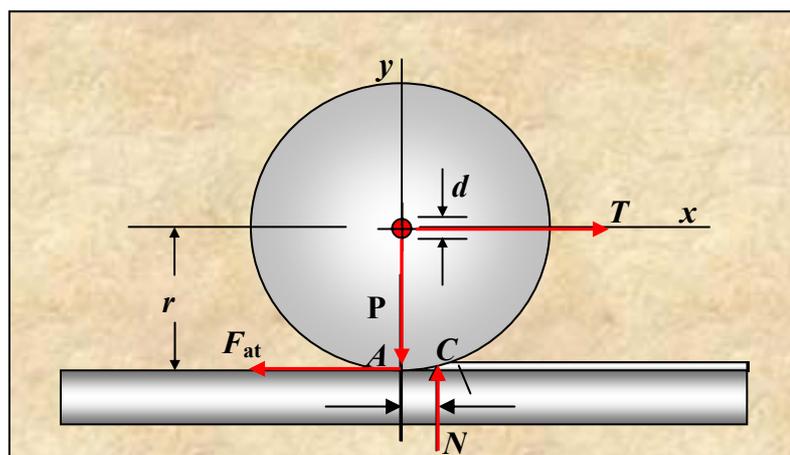


Figura 4.6 – Diagrama da resistência ao Movimento com efeito do mancal

Vale salientar também a relação entre o atrito de deslizamento e o atrito de rolamento. Em geral o atrito de rolamento é menor do que o de deslizamento, caso contrário o sistema só irá deslizar sobre a superfície plana.

Na Figura 4.7, temos um esquemático dos componentes da Força na Base Magnética.

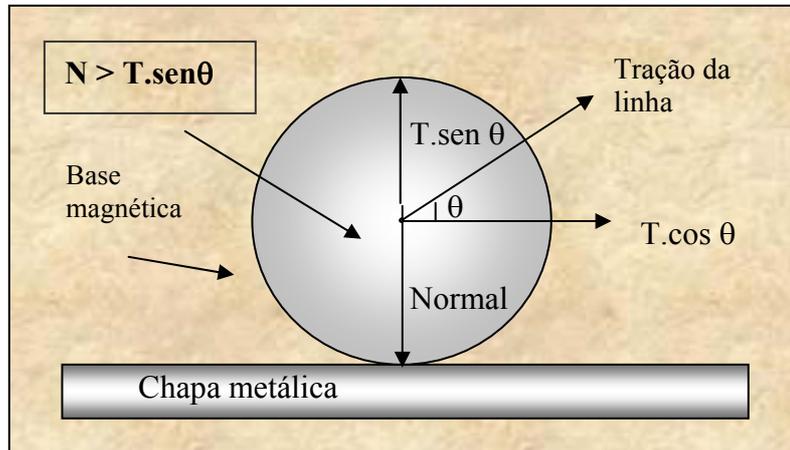
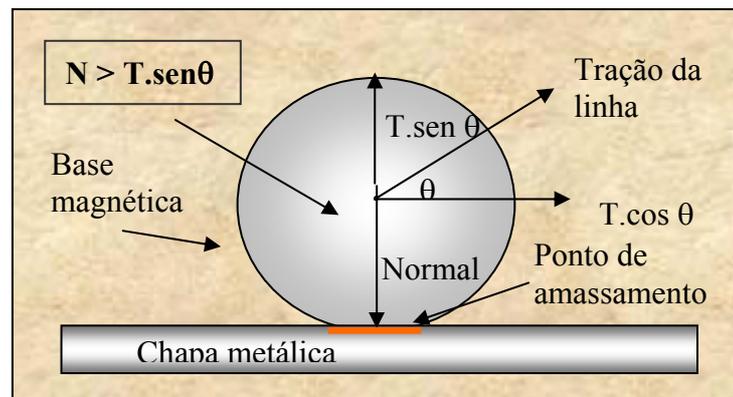


Figura 4.7 – Componentes de Força na Base Magnética

Na modelagem inicial com as primeiras bases magnéticas, usou-se uma película plástica para a proteção da placa metálica e o *teflon* (materiais macios) nos roletes. Após análises verificou-se que estes materiais macios entre as superfícies de contato, contribuíram para que o atrito de rolamento ficasse acima do valor esperado. Isto ocorreu devido ao maior amassamento no ponto de contato da Base Magnética com a chapa metálica contribuindo para o aumento da força de atrito de rolamento. (Ver Figura 4.8).



Figuras 4.8 – Componentes da Força na Base Magnética com o Ponto de Contato

Outro fato que contribuiu para o aumento da força de atrito foi o atrito no eixo, pois não foi usado rolamento de baixo atrito mais um pino de aço inox em contato com uma arruela de bronze (mancal).

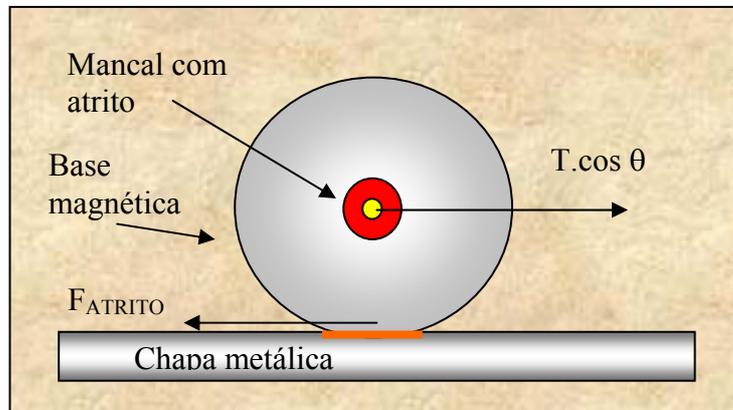


Figura 4.9 - Atrito no Mancal da Base Magnética

Devido ao pequeno valor das forças dinâmicas que ocorrem no ponto de truncamento, é necessário que o mecanismo apresente atrito de tal magnitude que não modifique significativamente a resposta do sistema em relação à configuração sem truncamento. Os principais atritos envolvidos são: o atrito de rolamento do rolete na superfície metálica, no mancal do rolete, no mancal da polia e o atrito do pivô onde está presa a polia. A Figura 4.9 apresenta a concepção do rolete e os pontos de atrito estudados.

Os locais do rolete onde devemos minimizar o atrito são: o rolamento do rolete sobre a superfície metálica, o mancal do rolete, o pivô onde está presa a polia e o mancal da polia onde o fio muda de direção. (Figura 4.10)

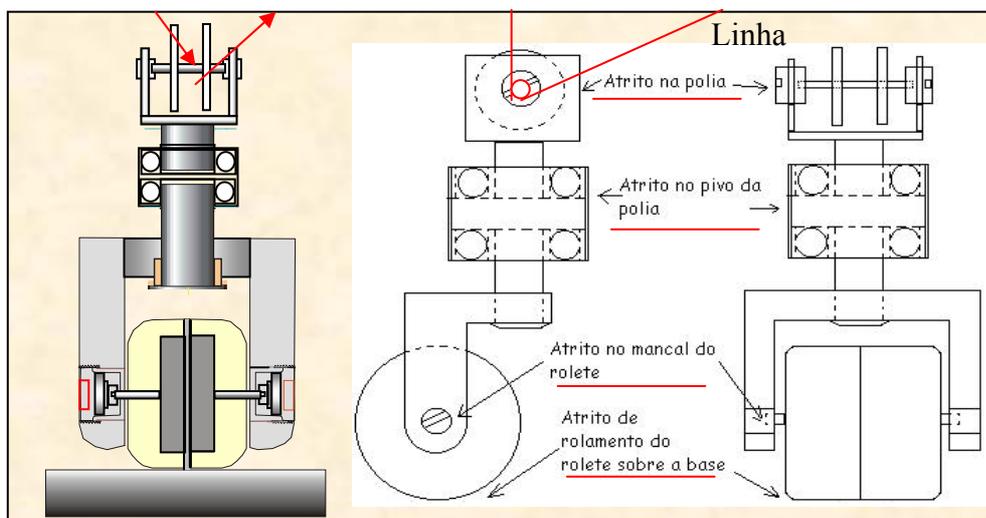


Figura 4.10 – Pontos de Atrito da Base Magnética

4.2 - Concepção e Arranjo do Mecanismo para os Ensaio em Modelo Reduzido.

No ensaio da bóia de subsuperfície realizado em IPT 2000 [28], utilizou-se a concepção inicial do mecanismo de truncamento denominada base magnética. A bóia foi vinculada a quatro amarras em *taut-leg*. Este primeiro mecanismo buscava a reprodução das forças estáticas das linhas de amarração que suportavam a bóia. O truncamento dessas amarras era feito por um rolete magnético deslizando sobre uma superfície metálica, associado a um sistema de molas. A Figura 4.11 ilustra o esquema utilizado e a Foto 4.1 traz o detalhe do rolete magnético utilizado.

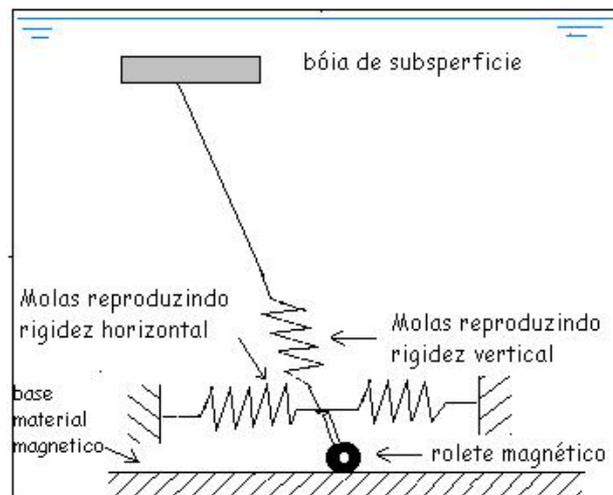


Figura 4.11 – Esquema da Base Magnética do Ensaio da BSR.

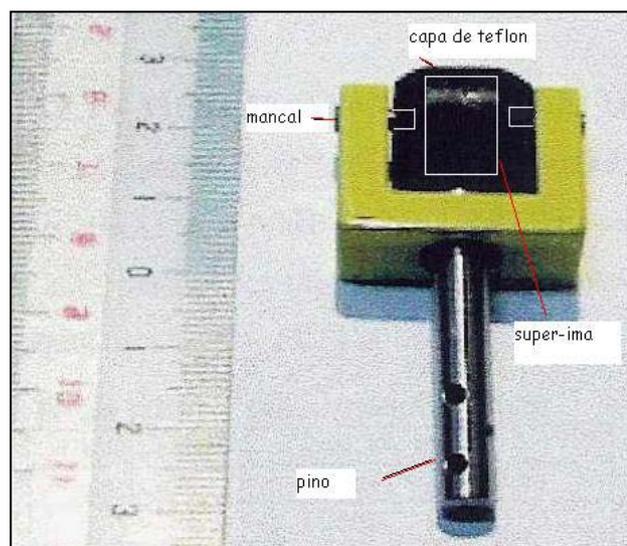


Foto 4.1 – Rolete magnético utilizado no ensaio da bóia de subsuperfície.

Prosseguindo com o desenvolvendo do mecanismo, o novo objetivo é reproduzir a dinâmica das forças das linhas de amarração em corpos flutuantes. A nova concepção busca minimizar as diversas restrições aos movimentos das linhas e os atritos no rolete, além de permitir que ele se mova no plano de maneira a reproduzir os movimentos naturais do ponto de truncamento.

Trata-se de um rolete magnético com capa de aço inoxidável que rola livremente em uma superfície lisa de mesmo material. No corpo do rolete temos uma polia por onde passa a linha que vem do corpo flutuante e que é levada à superfície. Posicionada na parte superior, uma mola atua no sentido vertical. Molas também são colocadas em arranjo tipo estrela no plano da base metálica, a fim de reproduzir a restauração neste plano. A modelagem inicialmente proposta para esse caso está esquematizada na Figura 4.12.

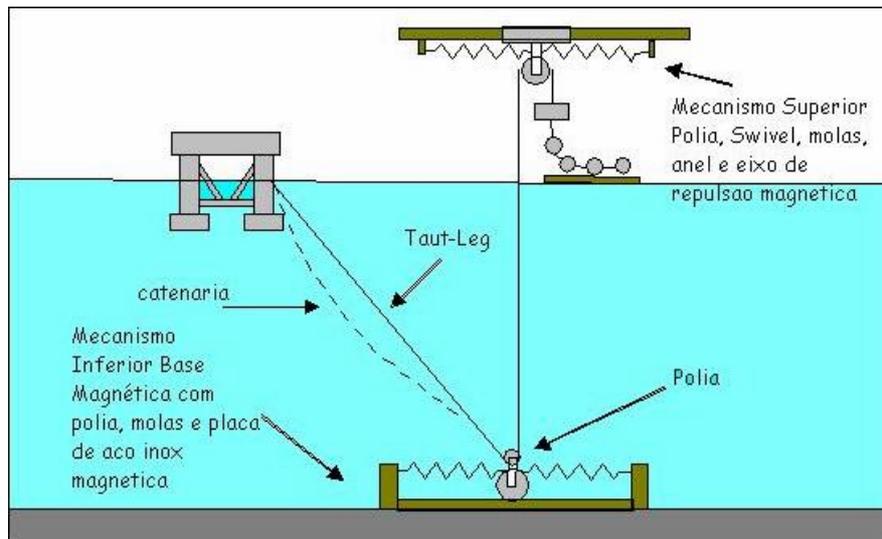


Figura 4.12 – Esquema do Modelo de Amarra Truncado com Bases Magnéticas Idealizado.

O baixo nível de atrito exigido tanto na polia superior quanto no *swivel* não é conseguido nos equipamentos disponíveis comercialmente. Por esse motivo, foram substituídos por uma mola tracionada presa diretamente no ponto superior. Esta substituição não tem grande influência, devido à distância entre o rolete e o ponto de fixação superior. Assim, o erro cometido ao se limitar o movimento do fio no sentido horizontal é pequeno. Na Figura 4.13 temos esquematizado como ficou o arranjo final.

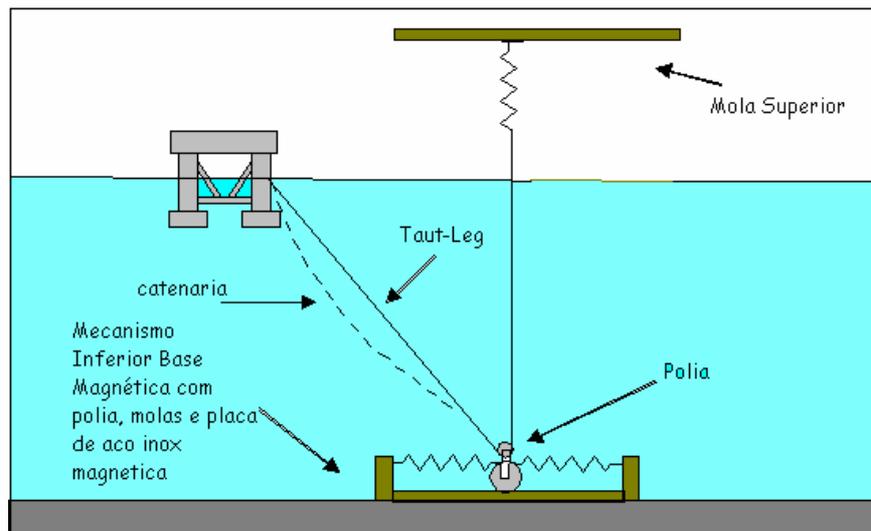


Figura 4.13 – Novo Esquema das Bases Magnéticas com as Simplificações Adotadas.

Devido ao pequeno valor das forças dinâmicas que ocorrem no ponto de truncamento, é necessário que o mecanismo apresente atrito de tal magnitude que não modifique significativamente a resposta do sistema em relação à configuração sem truncamento. Os principais atritos envolvidos são: o atrito de rolamento do rolete na superfície metálica, no mancal do rolete, no mancal da polia e o atrito do pivô onde está presa a polia. A Figura 4.14 apresenta a concepção do rolete e os pontos de atrito estudados.

Os locais do rolete onde devemos minimizar o atrito são: o rolamento do rolete sobre a superfície metálica, o mancal do rolete, o pivô onde está presa a polia e o mancal da polia onde o fio muda de direção.

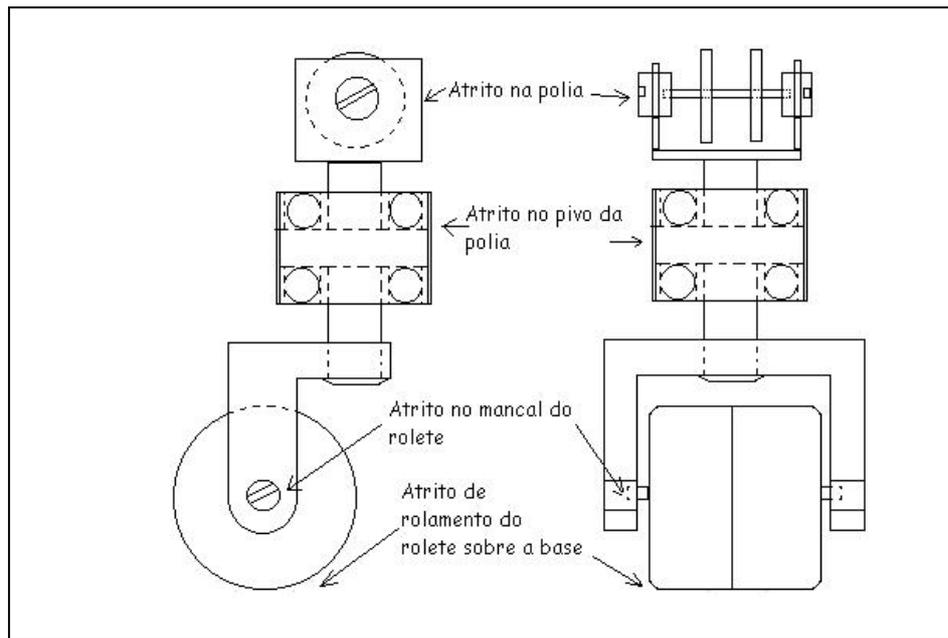


Figura 4.14 – Configuração do Rolete e Pontos de Atrito Estudados

O atrito de rolamento é tanto menor quanto maior o diâmetro do rolete. Dessa forma, o rolete foi dimensionado pelo maior diâmetro possível que não fizesse a massa do rolete aumentar muito.

Outra variável envolvida é o acabamento da superfície. Melhores acabamentos superficiais abaixam o coeficiente de atrito de rolamento.

O último fator a ser considerado é a dureza das superfícies em contato. Superfícies com maior dureza apresentam coeficiente de atrito de rolamento menor.

Levando-se em conta esse fatores, optou-se pela execução do rolete em aço inoxidável da série 400. Este material apresenta ainda propriedades anticorrosivas e magnéticas adequadas à situação. O rolete foi torneado com lixa fina para melhorar o acabamento superficial.

A base metálica, também constituída de aço inoxidável da série 400, foi retificada e polida com lixa fina para melhoria das condições de rolamento.

Para o mancal do rolete e da polia foram utilizados mancais de pivô. Estes se constituem de um eixo com pontas com formato de pequenas esferas as quais repousam cada uma em um mancal côncavo. Ao tirar a pequena área entre os dois elementos fornece uma parcela de atrito pequena.

Para o pivô da polia, foram utilizados dois rolamentos em série de polímero com esfera de vidro. O atrito fica minimizado com essa associação, que traz como vantagem leveza e resistência química à água.

O rolete possui internamente um elemento magnético de um composto de neodímio, ferro e boro. Esta pastilha possui uma grande capacidade de magnetização, podendo assim criar força de atração necessária para que o rolete se mantenha em contato com a base.

Contudo, a intensidade desta força não deve ser máxima, pois quanto maior a atração entre o ímã e a superfície metálica, maior o atrito de rolamento. Com o objetivo de permitir que a força de atração seja ajustada, foi inserido um anel de material diamagnético (alumínio) entre as duas partes que compõem o rolete. Com isso, o fluxo magnético parte de um dos pólos do ímã, é confinado na capa de aço e obrigado a “saltar” para fora do rolete sobre a chapa de aço. O ajuste da intensidade da atração magnética é conseguido através da determinação da espessura do anel. A Figura 4.2.5 ilustra as partes componentes do rolete.

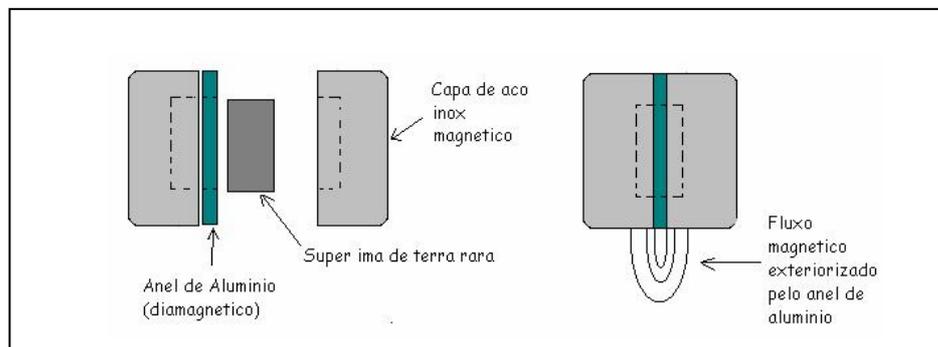


Figura 4.15 – Esquema do uso do Anel Diamagnético no Rolete.

Para se obter as forças normais de arrancamento do rolete sobre a base magnética, foram realizadas através um levantamento experimental em função da espessura do anel de alumínio. A curva obtida é apresentada na Figura 4.16.

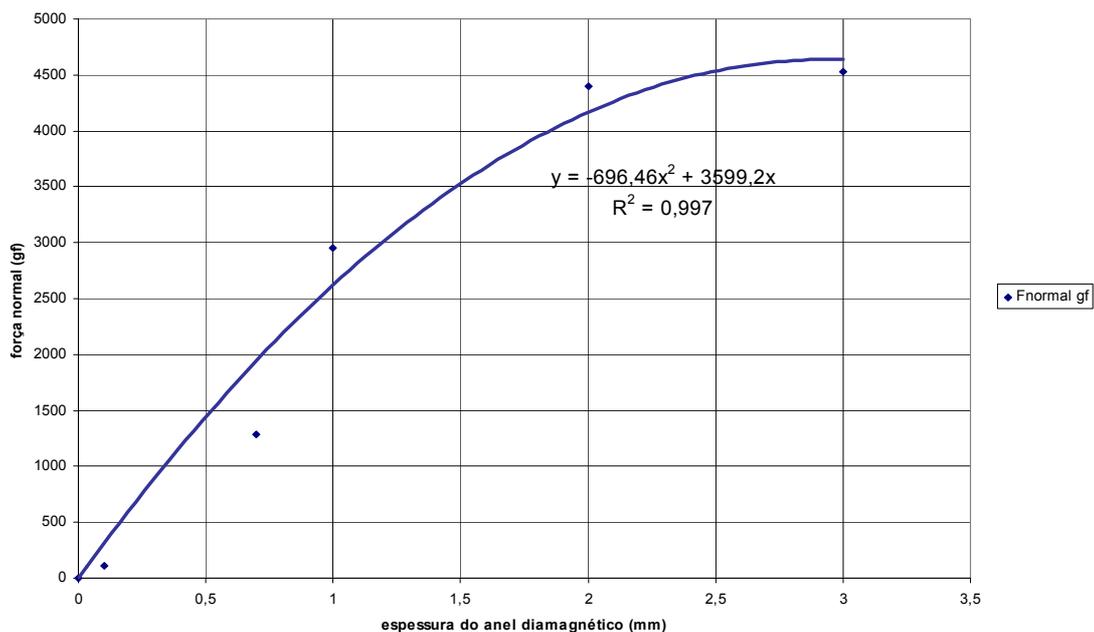


Figura 4.16 – Força Normal de Arrancamento do Rolete sobre a Base Magnética

Como a faixa de operação do rolete baseia-se no compromisso entre força normal e atrito de rolamento, para o dimensionamento do rolete, faz-se necessário um gráfico relacionando força normal e força de atrito resultante.

Foram realizados experimentos de inclinação da base magnética para a verificação do ângulo de início de rolamento do rolete, o qual se relaciona com a força de atrito de rolamento. As Figuras 4.17 e 8 ilustram os experimentos realizados.

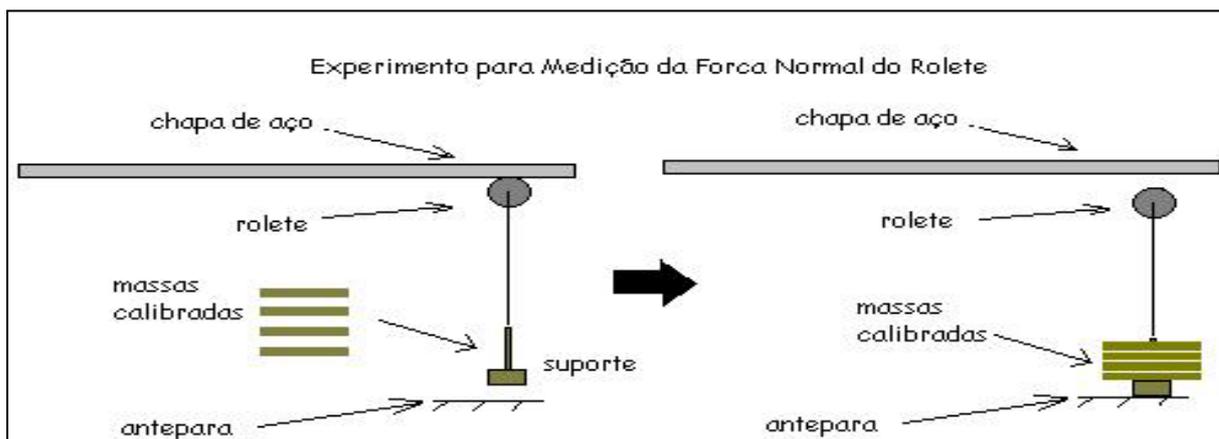


Figura 4.17 – Ilustração do Experimento para Levantamento das Características de Força de Arrancamento Magnética do Rolete.

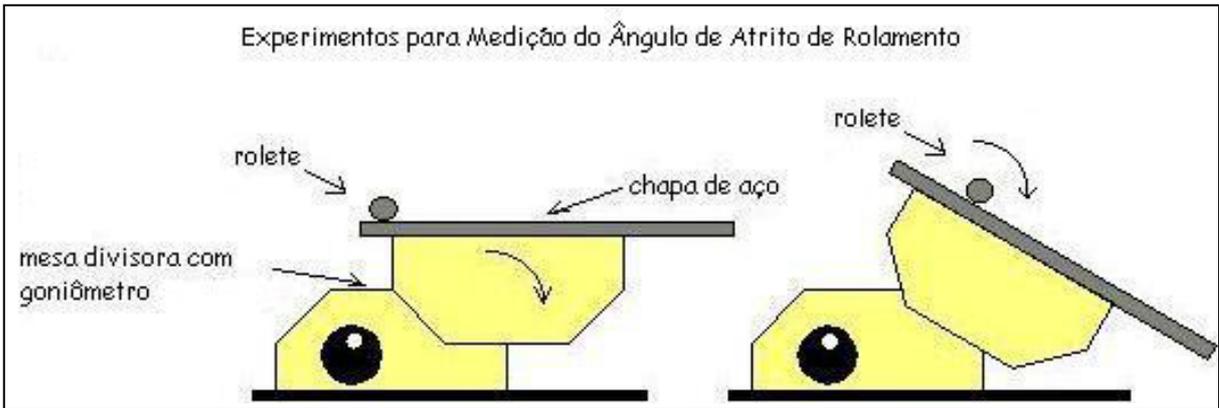


Figura 4.18 – Ilustração do Experimento para Levantamento das Características de Atrito do Rolete.

Os resultados do experimento da força de atrito obtida em razão da normal estão plotados na Figura 4.19. A pastilha magnética utilizada pesa 6 gramas. O rolete de aço inoxidável da série 400 possui 20 mm de diâmetro e o anel inserido no centro é de alumínio.

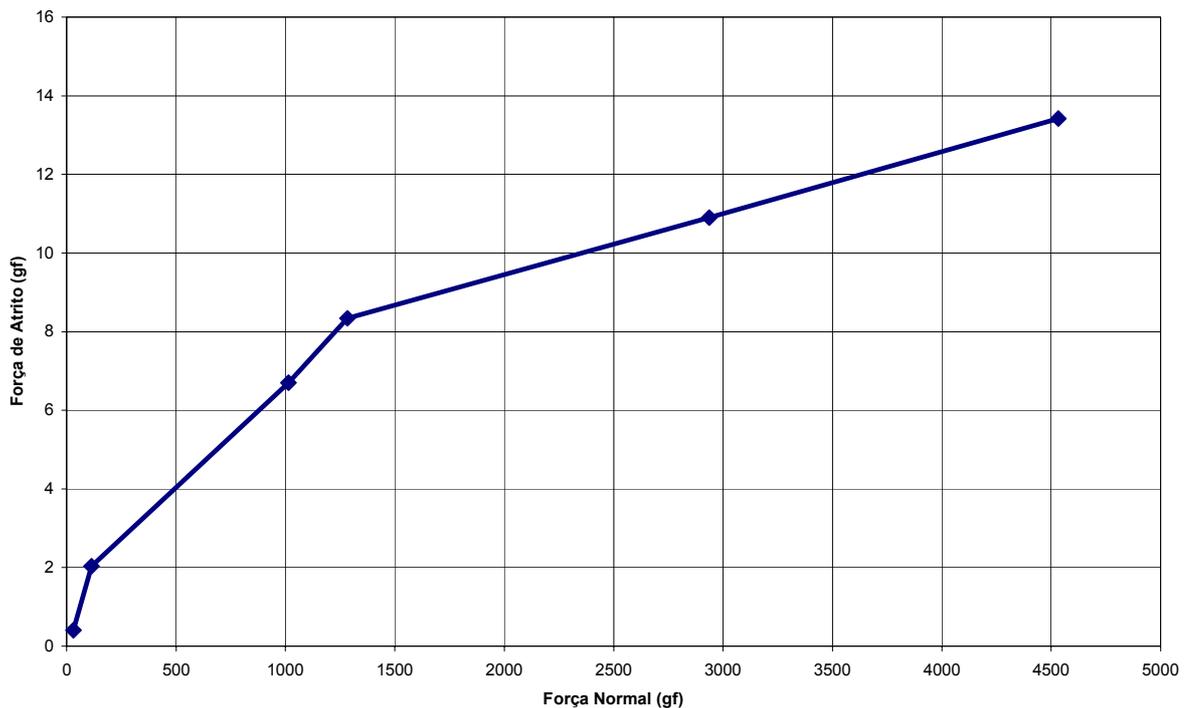


Figura 4.19 – Força de Atrito em Função da Normal para Base Magnética e Rolete Ø20mm.

Com base nos dados obtidos, foi determinado um anel espaçador do rolete com 0.2 mm de espessura, para obtermos uma força de arrancamento da ordem de 500 gf e atrito menor que 4 gf. Uma vez que a ordem de grandeza das forças nas amarras medidas nos ensaios do OTRC situa-se um pouco abaixo desta faixa. A figura 4.20 mostra em detalhe a posição do anel espaçador do rolete da base magnética.

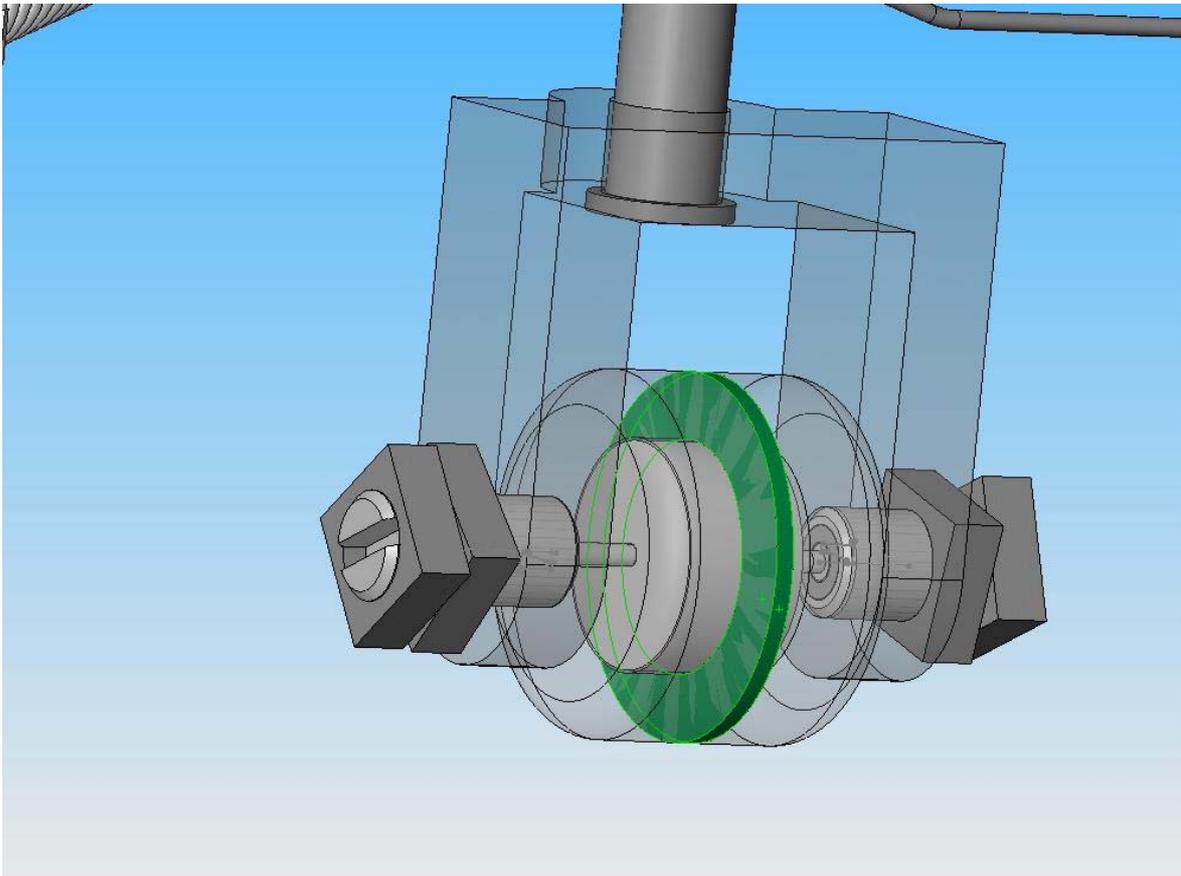


Figura 4.20 – Anel Espaçador para Redirecionar do Fluxo Magnético

4.3. Detalhamento das Modificações e melhorias na Base Magnética

Foram realizadas algumas melhorias na base magnética tais como:

1. Deslocamento da Haste de uma vez o raio da linha de centro, Figura 4.21;
2. Calotas de aço inox série 400 com propriedades magnéticas e melhorias no brunimento da superfície de rolagem, Figuras 4.22, 3, 4 e 5;
3. Restrição Mecânica do eixo do mancal com o uso de Pivô de baixo atrito, Figura 4.26, 7 e 8;
4. Rolamento de esferas de vidro para facilitar o giro da haste, Figura 4.29;
5. Mancal com repulsão magnética para reduzir o atrito no mancal, Figura 4.30 e 31;

Na Figura 4.32 é mostrado um arranjo geral com as molas de restauração horizontal.

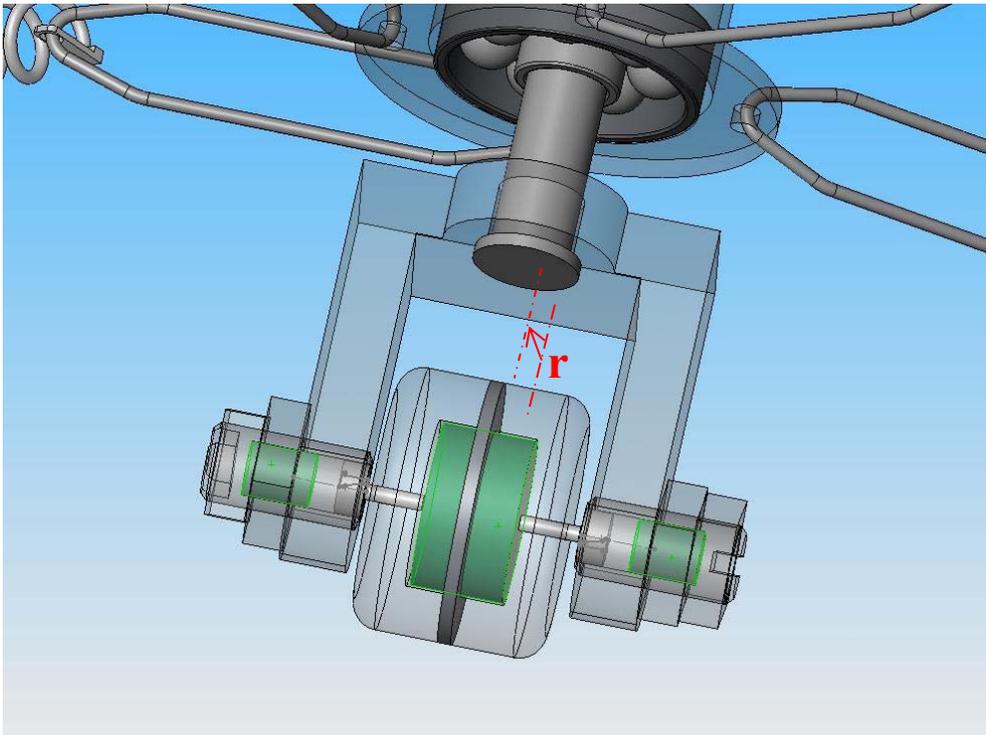


Figura 4.21 – Deslocamento da Haste do Tornel e a Posição dos Ímãs na Base Magnética

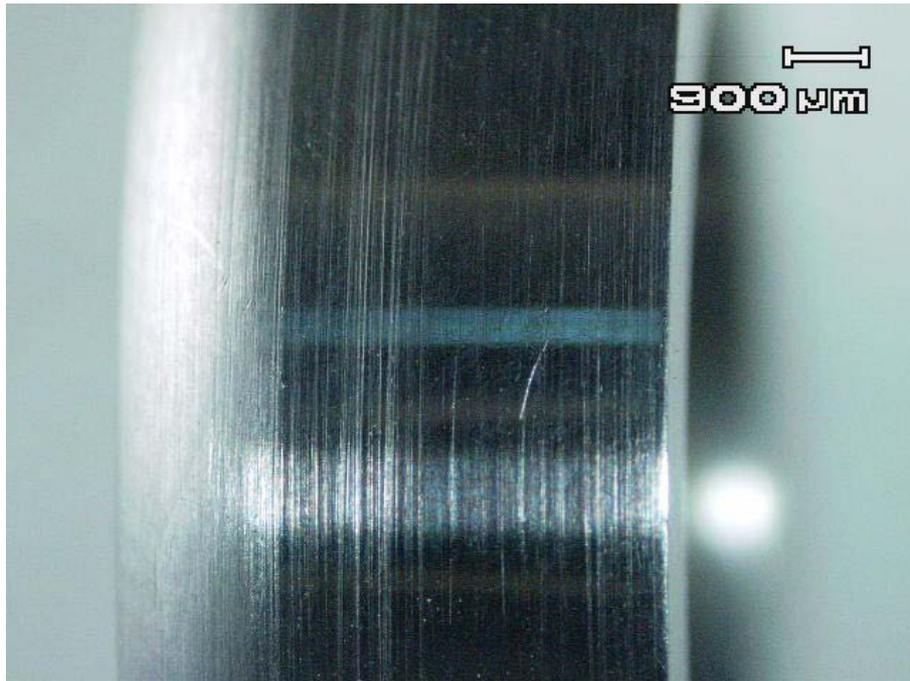


Figura 4.22 – Vista Amplificada da Superfície da Calota do Rolete da Base Magnética.



Figura 4.23 – Vista Amplificada da Superfície da Calota do Rolete da Base Magnética.

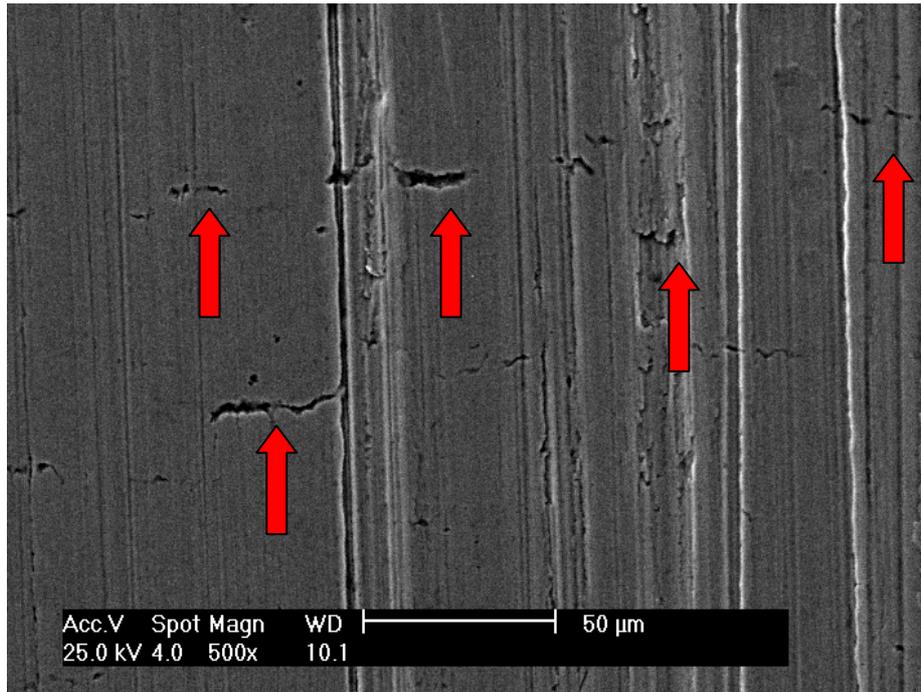


Figura 4.24 – Vista Amplificada no Microscópio Eletrônico da Superfície do Rolete da Base Magnética com o Arrancamento de Material.

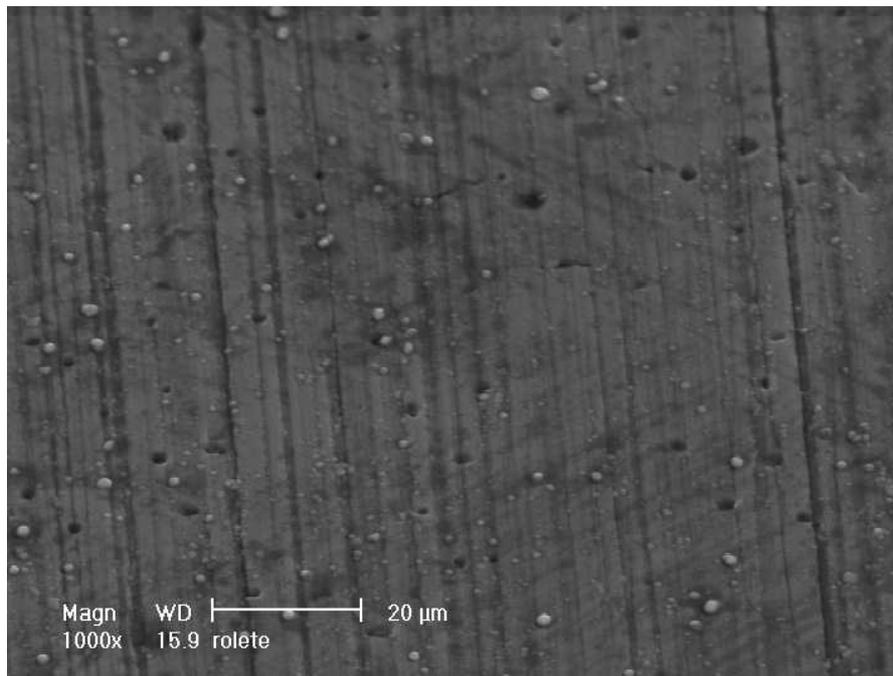


Figura 4.25 – Vista Amplificada no Microscópio Eletrônico da Superfície do Rolete da Base Magnética sem o Arrancamento de Material.

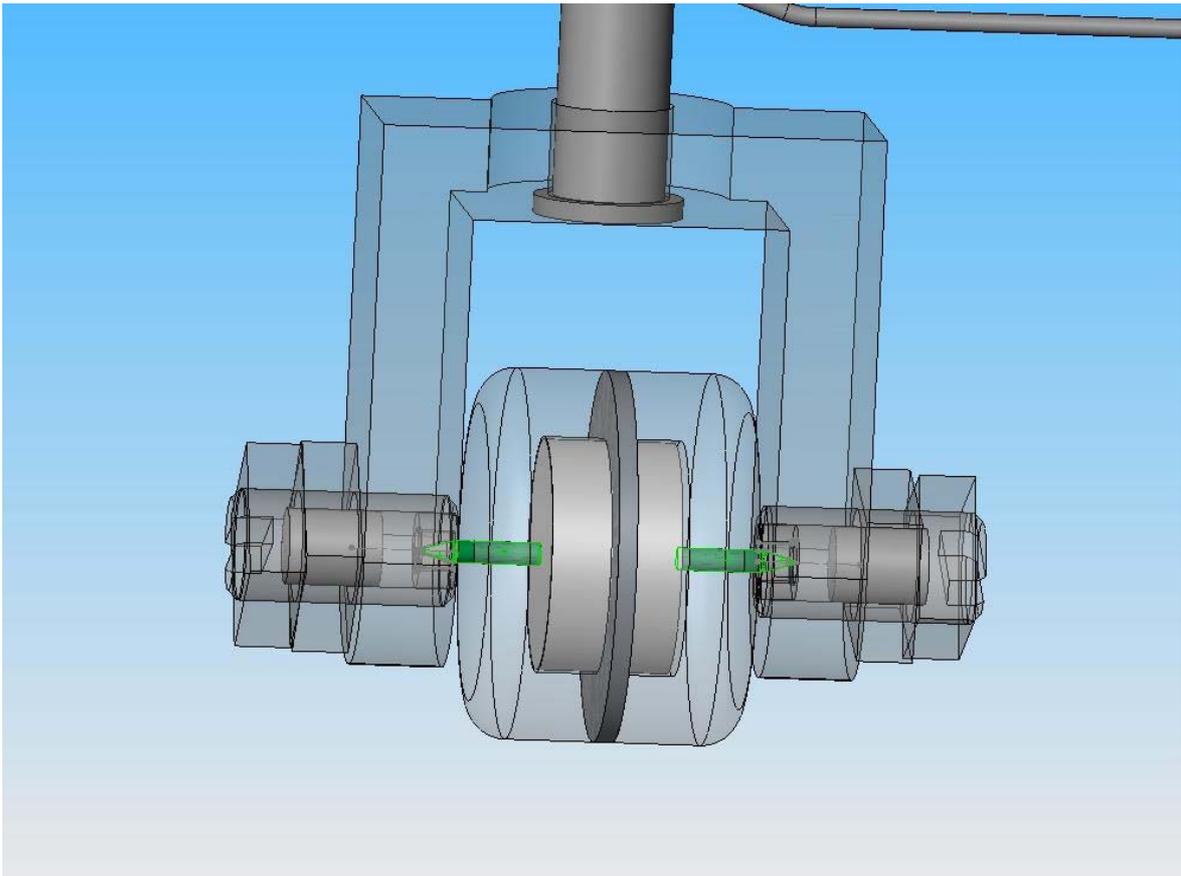


Figura 4.26 - Vista do Eixo do Pivô do Mancal da Base Magnética.

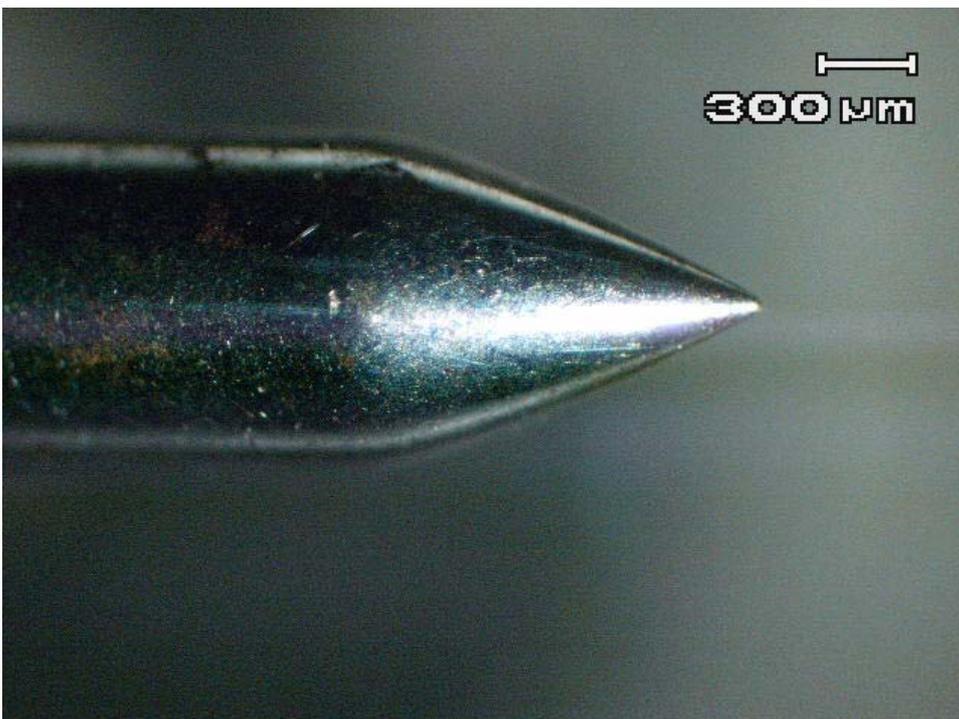


Figura 4.27 – Vista Amplificada da Eixo do Pivô da Base Magnética.

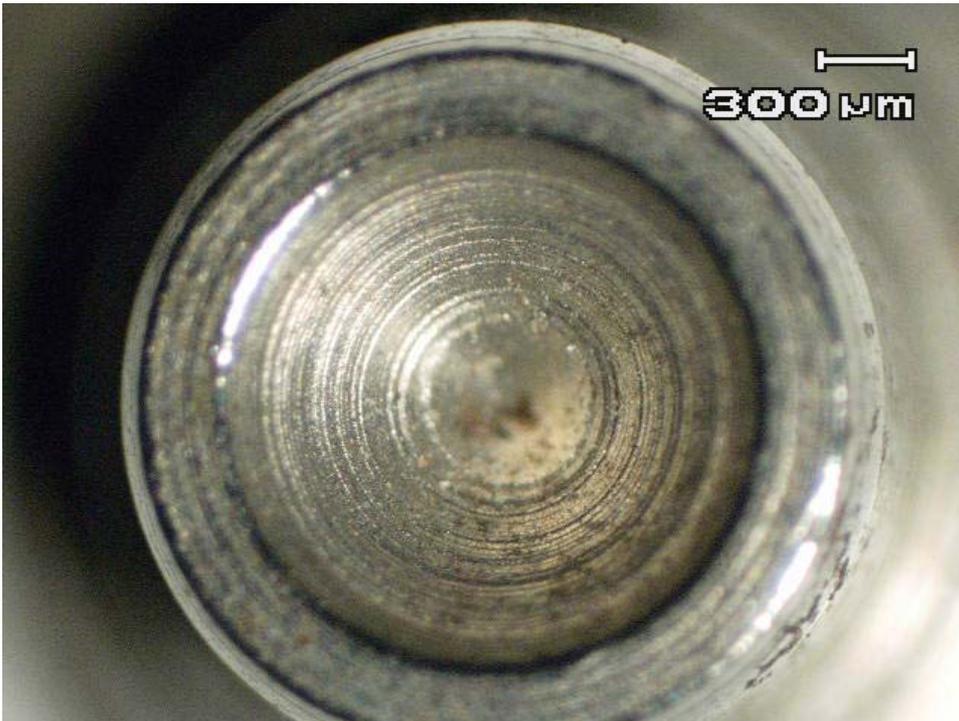


Figura 4.28 – Vista Amplificada da Base do Pivô.

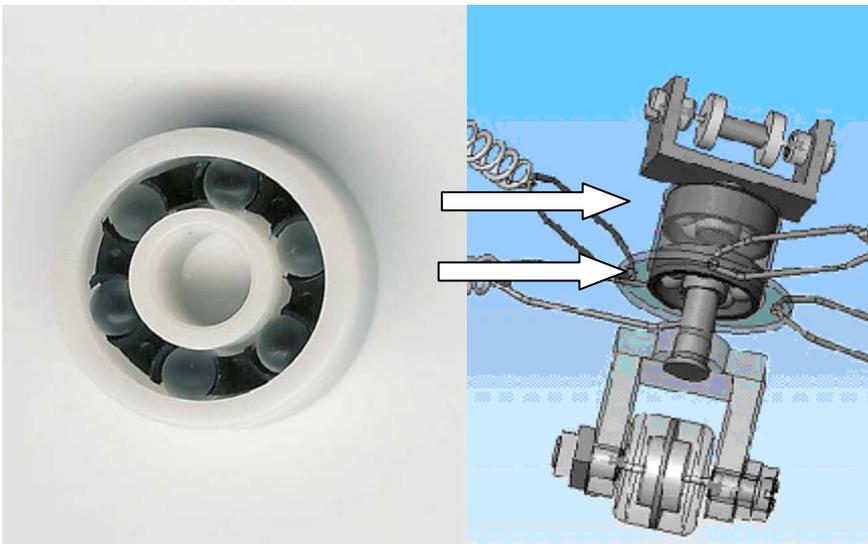


Figura 4.29 – Rolamento com Rolamento de Esfera de Vidro.

4.3.1. Princípios básicos de Controle para a Instabilidade da Repulsão Magnética.

Existem três princípios básicos de Controle para a Instabilidade da Repulsão Magnética:

1. Restrição Mecânica.

Para o caso específico do projeto da base magnética usou-se o sistema de mancal com Pivô. O equilíbrio das forças é obtido através da restrição magnética do campo dos três ímãs em conjunto com a atuação mecânica do pivô, Figura 4.30.

2. Restrição Magnética somente com ímã permanente;

Torna-se necessário um campo magnético tridimensional totalmente equilibrado com as forças atuantes. Na prática torna-se impossível manter este equilíbrio devido ao desequilíbrio espacial das forças resultantes.

3. Restrição pelo Controle Eletro-eletrônico

Para se obter um campo magnético tridimensional totalmente equilibrado com as forças atuantes usa-se dispositivos eletromagnéticos com controle eletro-eletrônico.

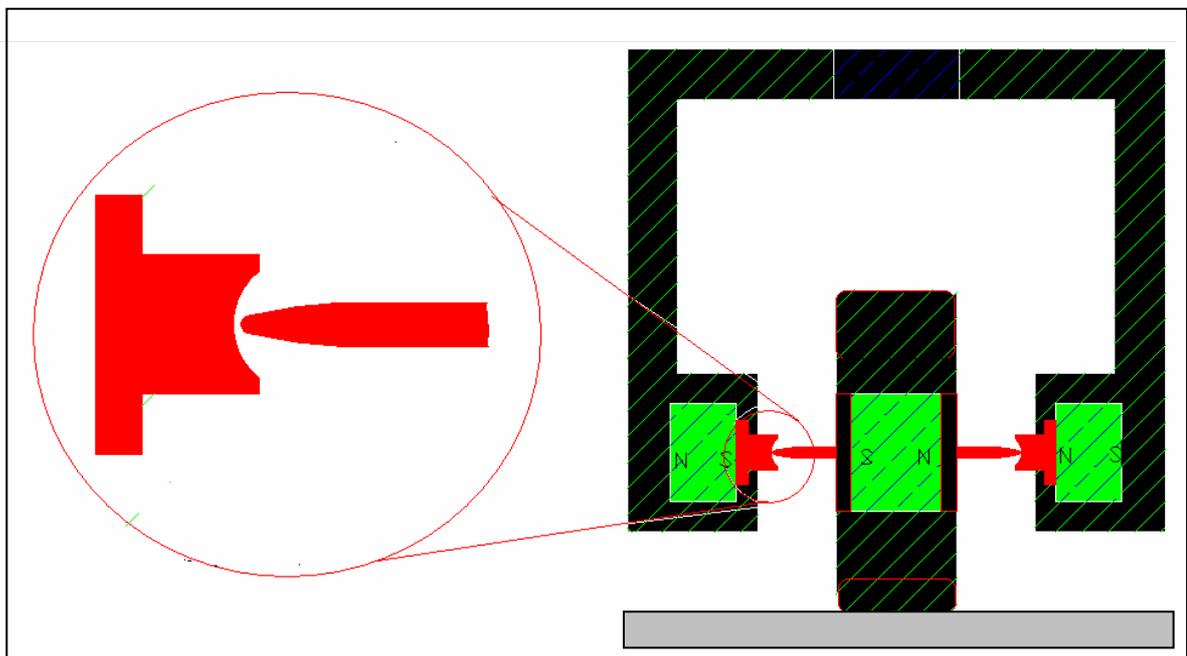


Figura 4.30 - Esquemático do Eixo do Pivô do Mancal a Repulsão da Base Magnética.

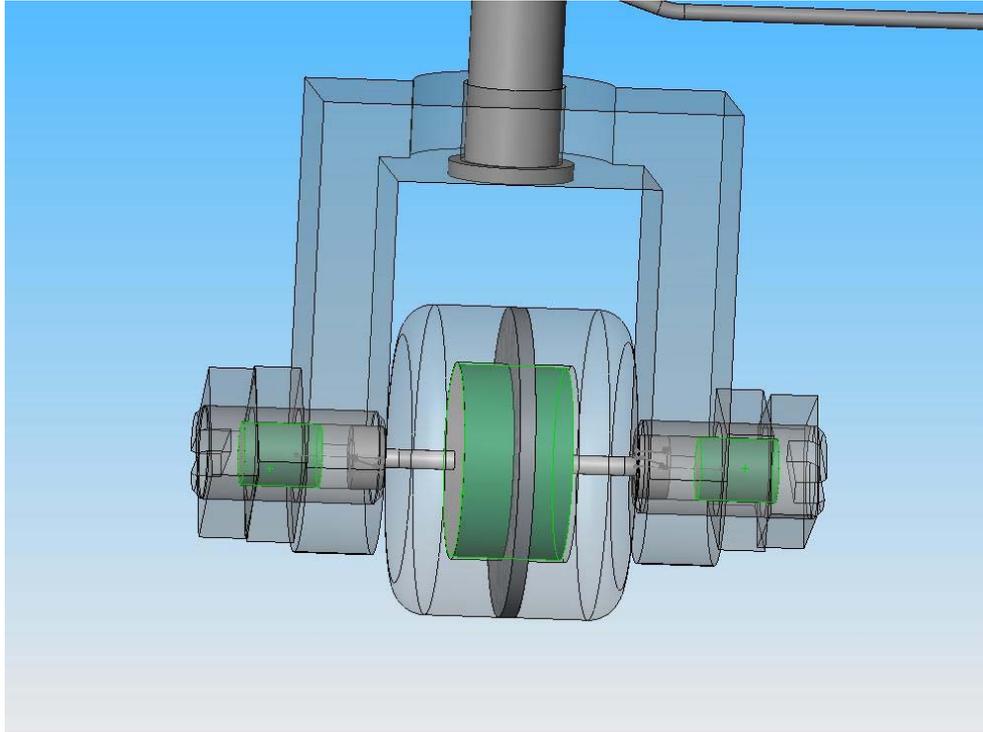


Figura 4.31 - Vista Interna dos ímãs do Mancal com Repulsão Magnética.

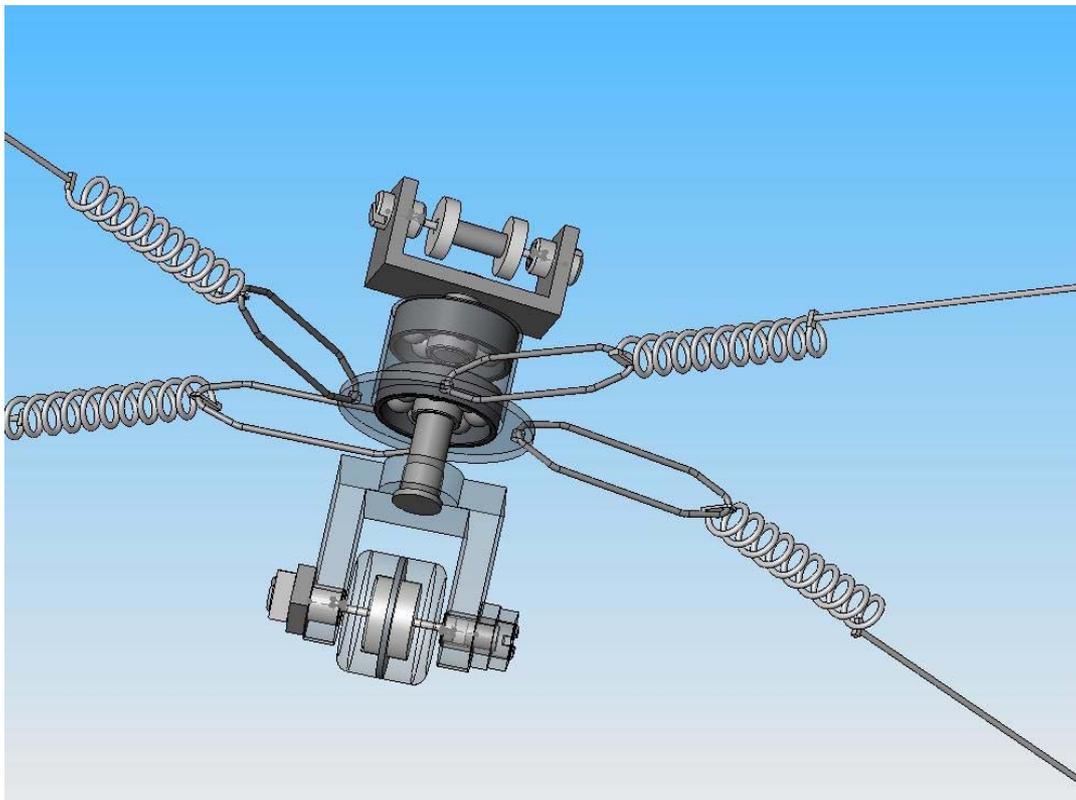


Figura 4.32 – Arranjo Geral da Base Magnética com as Molas de Restauração Horizontal.

4.4. Conclusão.

Em resumo os seguintes aspectos são considerados em seguida:

1. Leveza do rolete (uso pastilha de super-imã de alto fluxo magnético e aço inox série 420).
2. Atrito de rolamento (dureza elevada do material e tratamento superficial especial).
3. O arranjo magnético com a cobertura do superimã com calotas em aço inox para encapsular e concentrar as linhas de fluxo magnético no gap produzido usando arruela de bronze.
4. Chapa de base em aço inox magnetizável (série 420).

Este esforço aplicado de forma a melhorar a base magnética resultou em:

1. Aumento da força de atração magnética que foi de aproximadamente 18 vezes quando comparado com a primeira base magnética usando o mesmo superimã. O rolete tem um imã de 5gf de peso, este possui uma força de atração magnética no rolete de 4600 gf, ou seja, 920 vezes o seu peso.
2. O atrito foi reduzido em 94 % com relação à primeira base magnética.
3. Uso de um braço pivotado para articular o rolete melhorou o movimento em várias direções na placa metálica.

Outro conjunto, conforme Figuras 4.33 e 4.34, de base magnética irá contribuir para os ensaios finais no Laboceano. Com peso de 20 gf para o superimã e força de atração magnética de 18400 gf. A força de atração magnética de 4600gf ficou no limite da tração para os ensaios realizados com 4 linhas de ancoragem para a P57.

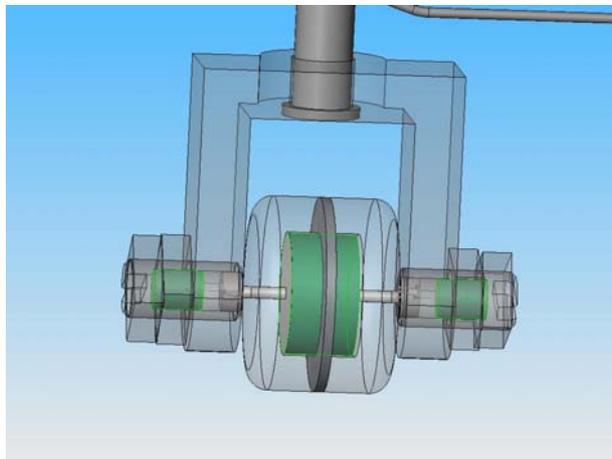


Figura 4.33 - base magnética com superimã de neodímio com 20 gf de peso



Figura 4.34 – Base Magnética usada nos Ensaio no Laboceano.

CAPÍTULO – V. DESENVOLVIMENTO DO MODELO TRUNCADO ATRAVÉS DE ENSAIOS USANDO A BASE MAGNÉTICA.

Neste capítulo são descritos os ensaios realizados no *Offshore Technology Reseach Center* –Texas-USA (OTRC), no Instituto de Pesquisas de São Paulo e na Universidade de Delft (TUDELFT). Os ensaios que foram realizados no Labocaeano (COPPE-UFRJ) estão descritos no capítulo VII.

Primeiramente iniciou-se no *Offshore Technology Reseach Center* –Texas-USA (OTRC) ensaios sem truncamento com Modelo Reduzido, onde se utilizou uma plataforma semi-submersível (ITTC) com quatro linhas de ancoragem e dois tipos de configurações: uma em catenária e a outra do tipo *taut-leg*. Neste ensaio buscou-se analisar o ponto de truncamento. Posteriormente realizou-se ensaios no IPT utilizando o mesmo modelo de plataforma. Nestes ensaios com o Modelo Reduzido usou-se o truncamento das linhas de ancoragem com bases magnéticas e realizou-se uma comparação dos resultados. O espectro de primeira ordem do ensaio, com o comprimento total e truncado, foi satisfatório. O espectro de segunda não foi bem reproduzido no modelo truncado. Por este motivo foram realizados ensaios adicionais na Universidade de Delft. Nestes ensaios usou-se uma oscilação forçada em uma linha de ancoragem com comprimento total e outra truncada com base magnética. Estes ensaios foram realizados no seco.

5.1. Ensaios com Modelo Reduzido no Offshore Technology Researsh Center - OTRC.

5.1.1 Introdução

Iniciou-se em fevereiro de 2002, no Offshore Technology Research Center – OTRC, ensaios experimentais em modelo reduzido de uma plataforma semisubmersível padrão ITTC e escala 1:105.

O OTRC está localizado em College Station no Texas e é uma fundação (National Science Foundation – NSF) associada à indústria Petrolífera, Universidade A&M do Texas e a Universidade do Texas.

Estes testes foram realizados em conjunto com o Instituto de Pesquisas de São Paulo – IPT. O IPT forneceu o modelo da Plataforma e as linhas de ancoragem. Foram testados dois tipos de ancoragem: o tradicional em catenária e o *taut leg*.

A condição ambiental imposta sobre o modelo, foi a de ondas regulares e mar aleatório.

5.1.2.0. Dados Técnicos do Ensaio Experimental

5.1.2.1. Escala

O teste do modelo foi baseado no número de Froude. O número de Froude usa a ação de duas forças mais dominantes sobre o modelo que são a inércia e a gravidade. A Tabela 5.1 mostra as relações entre as várias grandezas de interesse do projeto. A escala do modelo foi de 1:105 or $\lambda = 105$.

Tabela 5.1 - Detalhes da faixa da escala

Grandezas	Unidade	faixa	escala (modelo para o protótipo)
Comprimento	mm	$1/\lambda$	105
Tempo	segundos	$1/\lambda^{0,5}$	10,25
Velocidade	mm/segundos	$1/\lambda^{0,5}$	10,25
Aceleração	mm/segundos ²	1/1	1
Rotação	grau	1/1	1
Força	N	$1/(\lambda^3 * \lambda_{sw}/\lambda_{fw})$	1.187,308
Peso	N	$1/(\lambda^3 * \lambda_{sw}/\lambda_{fw})$	1.187,308

A correção da diferença de densidade da água do mar para o protótipo entre a desidade da água doce do ensaio com modelo reduzido é dada pela proporção $\lambda_{sw}/\lambda_{fw}$. Esta proporção é 1,0256.

5.1.2.2. Facilidades do Tanque Oceânico do OTRC.

O Tanque Oceânico do Offshore Technology Research Center, pode testar modelos reduzidos em ondas, correntes e ventos.

Características do tanque oceânico:

- 1) O tanque oceânico tem 45,7 m de comprimento por 30,5 m de largura e 5,8 m de profundidade (150 ft, 100 ft, 19 ft).
- 2) No centro do tanque oceânico existe um buraco retangular (*deep pit*) de 9,1 m de comprimento por 4,6 m de largura (30 ft, 15 ft) com um fundo ajustável de 5,8 a 16,8 m (19 a 55 ft) de profundidade.
- 3) O gerador de ondas é formado por 48 batedores controlados individualmente com 30,5 m de extensão.
- 4) A praia é metálica do tipo com porosidade vertical progressiva com 11,6 m.
- 5) O gerador de ondas regulares e irregulares gera ondas de comprimento de 0,4 a 14 m com inclinação de 1-10°.
- 6) Gerador de corrente: usa um arranjo de 261 bicos injetores e uma bomba com capacidade de 182.000 l/min.
- 7) Gerador de ventos possui um banco de 16 ventiladores com controle de velocidade com máxima velocidade de 28 *knots*.
- 8) Instrumentação, o sistema de aquisição possui 64 canais analógicos de 1 kHz cada e 6 câmeras de vídeo infravermelhas de alta resolução para monitorar os deslocamentos com 6 graus de liberdade sobre um corpo rígido.

O detalhe da especificação da capacidade do tanque oceânico é mostrado na Figura 5.1

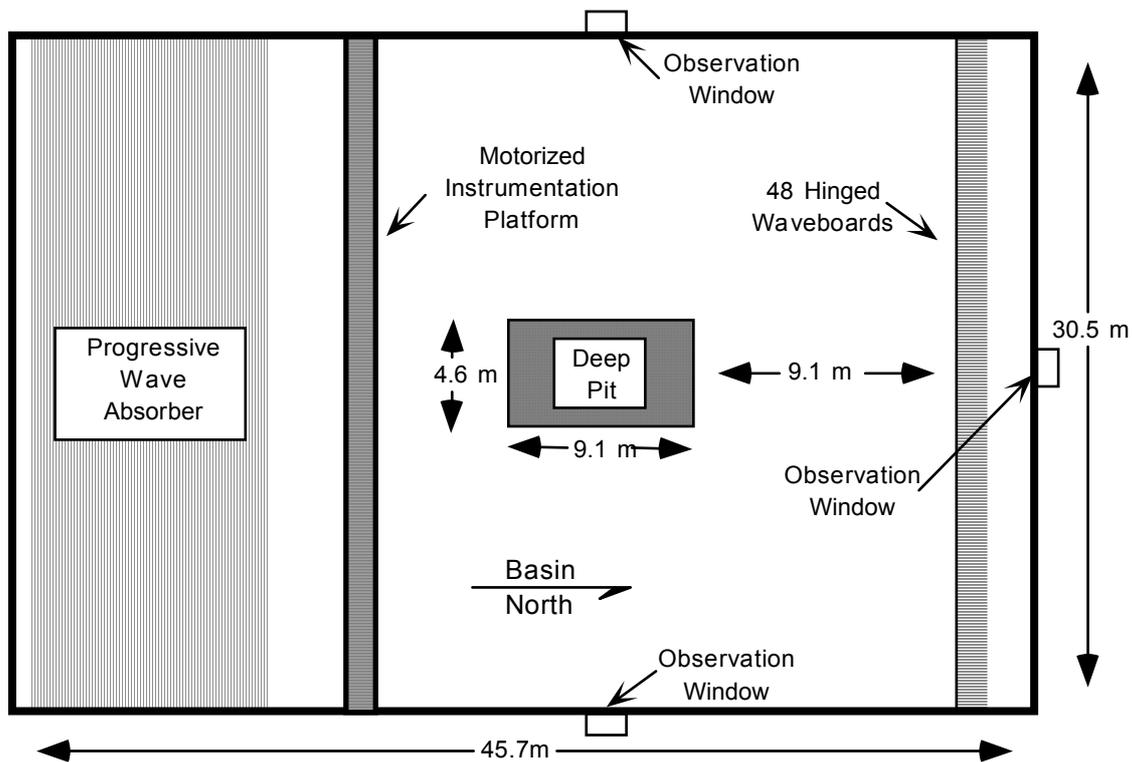


Figura 5.1 - Esquemático do Tanque Oceânico do OTRC.

5.1.2.3. Modelo do Casco da Plataforma Semi-Submersível

O modelo reduzido da Plataforma semi-submersível padrão ITTC foi fornecida pelo IPT. Os instrumentos foram montados no modelo pelo OTRC.

A elevação e as vistas do casco estão presentes na Figura 5.2. As principais dimensões do casco são obtidas na Tabela 5.2. Fotografias do modelo são mostradas nas Figuras 5.3 e 5.4.

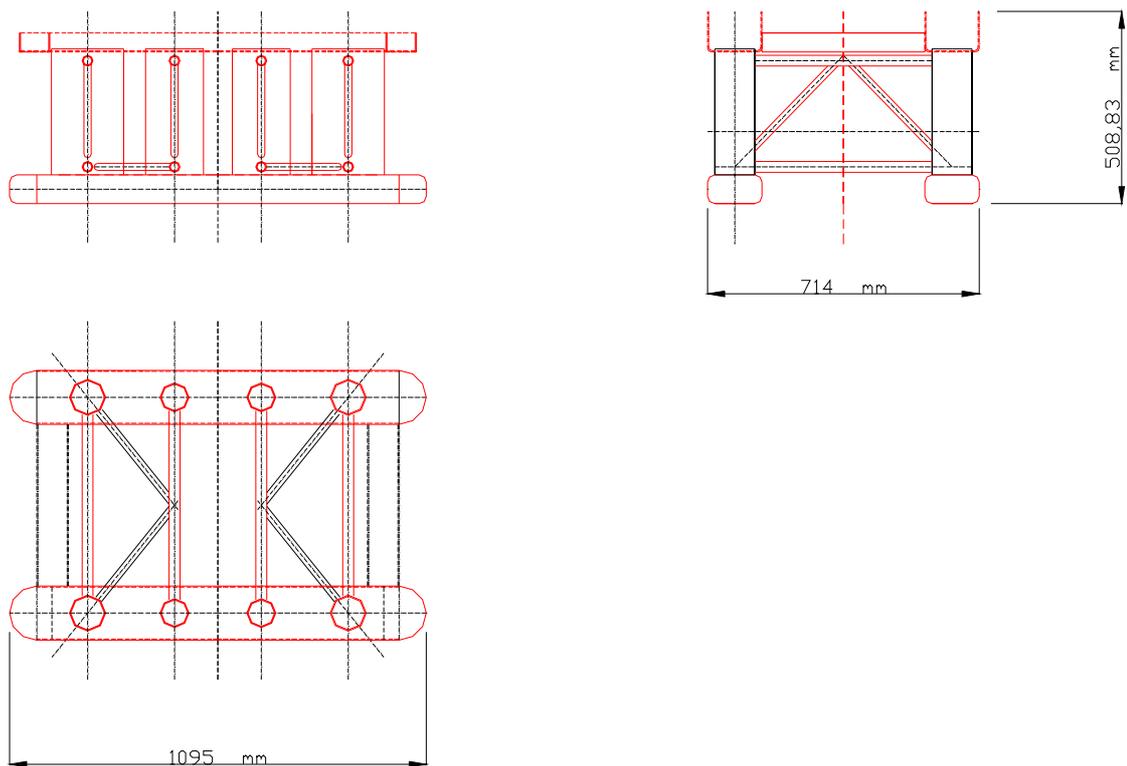


Figura 5.2 - Vistas do Casco da Semi-Submersível Padrão ITTC

Tabela 5.2 - Dimensões Principais da Semi-Submersível ITTC

Peso	29,5	kg
Comprimento	1,095	m
Boca	0,714	m
Altura	0,509	m
KG	0,167	m

O modelo foi lastreado pelo IPT antes do envio para o OTRC. O OTRC adicionou um arranjo de defletores no centro do *deck* para a varredura com laser dos movimentos e células de carga tipo anel em cada um dos quatro *fairleads*. Os arranjos dos defletores ópticos pesam 1,036 kg no ar. O centro de gravidade foi estimado para ser de 36,6 mm acima do *deck*. As células de carga das linhas de ancoragem pesam 7 gramas na água.

Depois de testado, o modelo pesou 29,14 kg. Dois pequenos pesos para o trim foram usados. No sistema de ancoragem em *taut* o lastro para o *trim* pesou 16,5 gramas e foi colocado a 470 mm à frente da linha de centro e 413 mm para a extremidade sul do *deck*. No sistema de ancoragem em catenária um lastro adicional de trim pesando de 9,4

gramas foi colocado a 470 mm à frente da linha de centro e 394 mm para a extremidade sul do *deck*.

5.1.2.4. Sistema de Ancoragem

O OTRC forneceu e montou as células de carga do tipo anel nos *fairleads*. Os comprimentos adicionados devido às células de carga estão listados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Comprimento da Célula de Carga em Anel no *Fairleads*

Ancoragem	Comprimento
Linha	(mm)
1	88,9
2	88,9
3	88,9
4	88,9

5.1.2.4.1. Sistema de Ancoragem em *Taut Leg*

O modelo da semisubmersível padrão ITTC tem quatro linhas de ancoragem em taut fornecidas pelo IPT. Fotografias do *fairlead* são mostradas na Figura 5.3. As trações nas linhas de ancoragem do modelo foram ajustadas através do comprimento da linha entre a mola e a âncora.

As coordenadas da posição das âncoras do sistema de ancoragem em *taut leg* estão na Tabela 5.4. A pré-tração, peso no ar e na água está na Tabela 5.5. O comprimento estendido da mola da linha de ancoragem e o comprimento da seção da mola para a âncora (*Tail Length*) estão também listados na Tabela 5.5.

Tabela 5.4 - Coordenadas das Ancoras do Sistema de Ancoragem em *Taut Leg*

Ancoragem	Norte	Oeste	Profundidade
Line	(mm)	(mm)	(mm)
1	4505	-2283	9997
2	-4496	-2262	9982
3	-4526	2172	10004
4	4496	2160	10004

Tabela 5.5 - Dados da Montagem do Sistema de Ancoragem em *Taut Leg*

Linha de Ancoragem	Alvo Pré-tração	Peso no ar	Peso na água	Compr. da Mola	Tail Compr.
	(N)	(gr)	(gr)	(mm)	(mm)
1	1,1	52,2	40,0	165,1	266,7
2	1,1	49,9	39,5	146,1	260,4
3	1,1	49,9	39,7	152,4	295,3
4	1,1	52,2	40,0	165,1	288,9

5.1.4.2. Sistema de Ancoragem em Catenária

A segunda configuração testada foi com quatro linhas de ancoragem em catenária, também fornecida pelo IPT.

Fotografias do *fairlead* e das âncoras são mostradas nas Figuras 5.5 e 5.6. As trações foram ajustadas movendo as âncoras individualmente.

Os ângulos verticais e horizontais das linhas de ancoragem no *fairlead* são apresentados na Tabela 5.6. O ângulo horizontal pode ser zero se a linha foi orientada perpendicular ao casco. O ângulo vertical pode ser zero se as linhas estão na horizontal.

As coordenadas de localização das âncoras do sistema de ancoragem em catenária são mostradas na Tabela 5.7. A pré-tração, peso no ar e na água e as dimensões das correntes são mostrados na Tabela 5.8.

Tabela 5.6 - Ângulos da Linha de Ancoragem em Catenária nos *Fairleads*

Linha de Ancoragem	Horizontal Ângulo	Vertical Ângulo
	(grau)	(grau)
1	61,4	46,5
2	61,6	46,7
3	62,4	46,5
4	61,4	46,6

Tabela 5.7 - Coordenadas das Âncoras do Sistema de Ancoragem em Catenária

Linha de Ancoragem	Norte	Oeste	Profundidade
	(mm)	(mm)	(mm)
1	10768	-5157	5867
2	-10738	-5166	5867
3	-10726	5130	5867
4	10762	5154	5867

Tabela – 5.8 Dados da Montagem do Sistema em Catenária

Linha de Ancoragem	Pré-tração	Peso no Ar	Peso na Água	Âncora para o TDP	Âncora para o Final da Amarra	Final da Amarra no Fundo
	(N)	(gr)	(gr)	(mm)	(mm)	(mm)
1	0,55	55,5	41,2	520,7	1968	228,6
2	0,55	55,5	40,5	725,0	1943	206,4
3	0,55	55,5	41,5	457,2	1943	254,0
4	0,55	55,5	41,5	419,1	1937	247,7

5.1.2.5. Instrumentação

O modelo foi instrumentado para adquirir e gravar os dados relativos ao deslocamento da plataforma, rotação e trações nas linhas de ancoragem. A Tabela 5.9, lista os instrumentos usados, o tipo de instrumento e o sentido positivo.

Todos os instrumentos são analógicos com saída linear. Os dados analógicos foram filtrados em 15 Hz. e a amostragem em 40 Hz, escala do modelo.

Tabela 5.9 - Lista da Instrumentação, Localização e Polaridade.

Canal Nome	Unid	Sentido Positivo	Tipo de Instrumento	Localização
Wave Cal	mm	Para cima	Medidor Capacitivo de Ondas	Veja Figura 2.4
Wave Ref	mm	Para cima	Medidor Capacitivo de Ondas	Veja Figura 2.4
Stroke	m	Noroeste	MLDT	Batedor de Ondas 24
Surge	mm	oeste	Traçador Óptico	Centro da Plataforma, Z = Centro de Gravidade Veja Figura 2.3
Sway	mm	Noroeste	Traçador Optico	
Heave	mm	Para cima	Traçador Optico	
Roll	deg	Boreste embaixo	Traçador Optico	Rotação do Corpo Rígido – em Todas as Direções
Pitch	deg	Proa embaixo	Traçador Optico	
Yaw	deg	Sentido horário	Traçador Optico	
Linha 1-4	N	tração	Célula de Carga em Anel	<i>Fairleads</i> , Figura 2.3
Offset	N	Noroeste	Célula de carga em Anel	Linha d'água

5.1.2.5.1. Coordenadas do Sistema

Os deslocamentos de *surge*, *sway* e *heave* foram medidos em coordenadas fixadas fora do tanque. O eixo y positivo, *sway* positivo, foi na direção de propagação das ondas para todos os testes. O eixo x positivo, *surge* positivo, foi perpendicular à direção de propagação das ondas. O eixo z positivo, *heave* positivo, foi para cima (Figura 5.3).

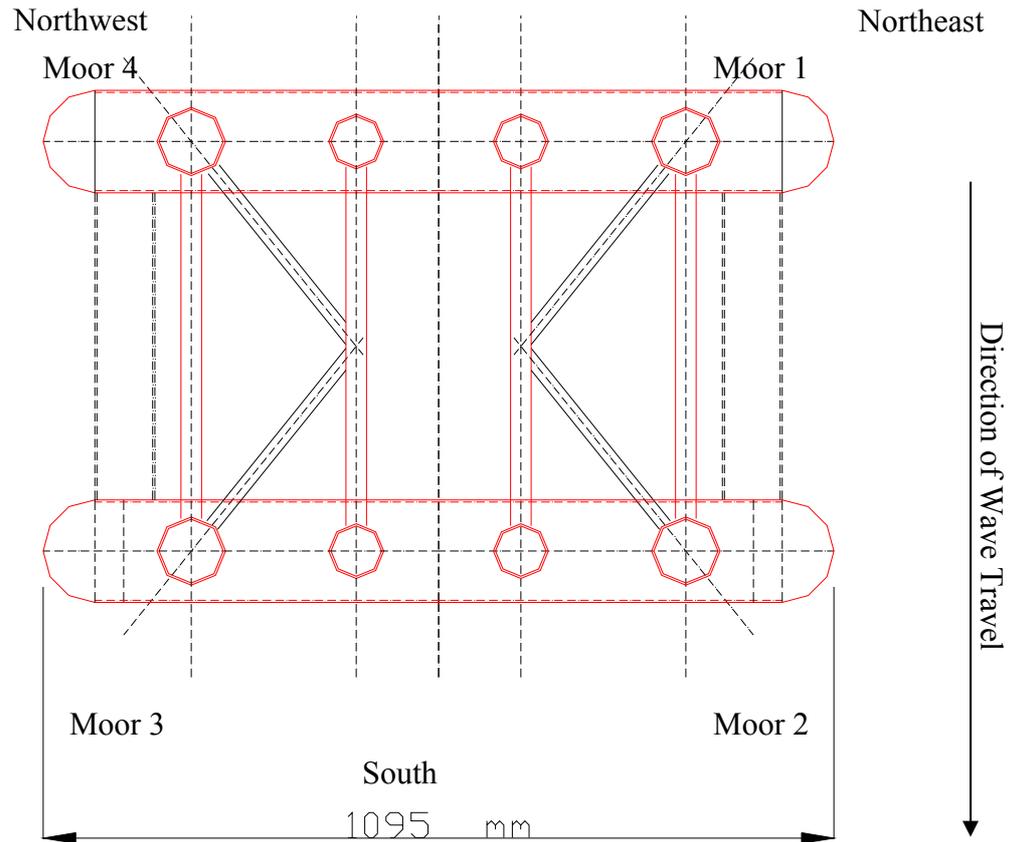


Figura 5.3 - Localização dos Instrumentos Montados na Plataforma

5.1.2.5.2 - Deslocamento do Batedor de Ondas

O deslocamento do batedor de ondas foi medido com um MLDT, *magneto-restrictive linear displacement transducer*, no *flap* 24. A posição de condição zero foi o Batedor de Ondas totalmente em pé na vertical. Vide Figura 5.4



Figura 5.4 – Batedor de Ondas

5.1.2.5.3. Medidor de Ondas

Medidores Capacitivos foram usados para medir:

- Referencial das ondas,
- Calibração das ondas.

O medidor Capacitivo de ondas consiste num fio fino isolado tensionado numa barra de suporte na vertical. A isolação do fio serve como um capacitor entre o fio (placa interna) e a água como condutor externo (Placa). A capacitância varia linearmente com a mudança de elevação da superfície da água. A posição do zero é o nível da água parada.

Um medidor foi nomeado de Wave Cal, e o outro, chamado de Wave Ref, fora usados para medir ondas na calibração ambiental. Figura 5.5 mostra o arranjo dos medidores de ondas. Wave Cal foi usado para ajustar o espectro durante a calibração dos estados de mar. Durante os testes com o modelo instalado Wave Cal foi movido dois metros upwave do modelo. O referencial do medidor de ondas, Wave Ref, permaneceu no mesmo lugar durante os testes.

5.1.2.5.4. Medição padrão dos Movimentos

Um sistema de sensores ópticos mediu os movimentos das plataformas. *Surge*, *sway*, *heave* e os ângulos de *roll*, *pitch*, *yaw* do modelo foram medidos em tempo real através de seis câmeras infravermelhas de vídeo. A Figura 5.6 mostra o arranjo das câmeras no tanque.

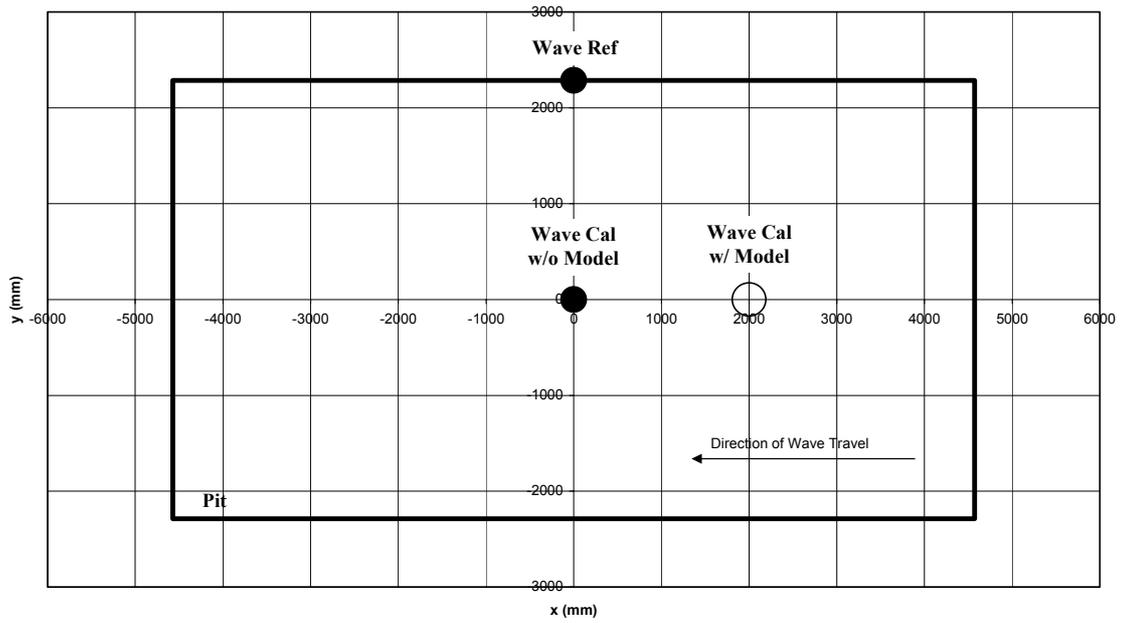


Figura 5.5 - Posição dos Medidores de Onda

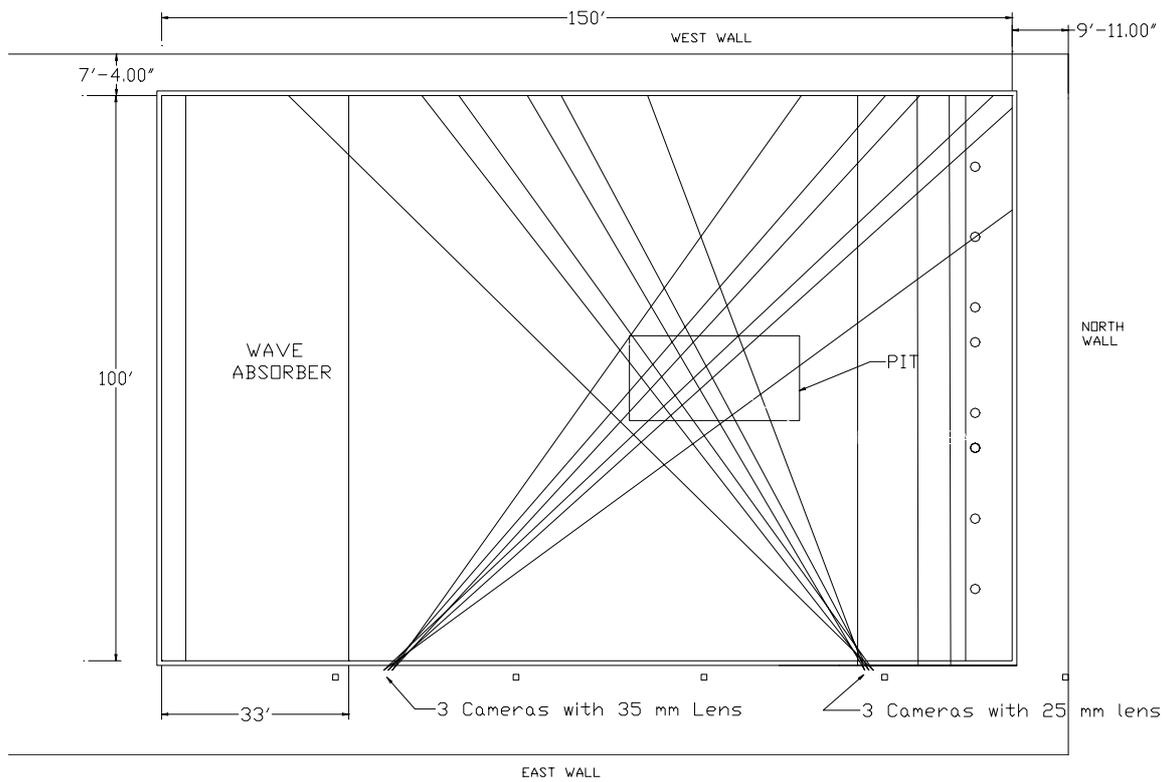


Figura 5.6 - Varredura com Feixe Optico

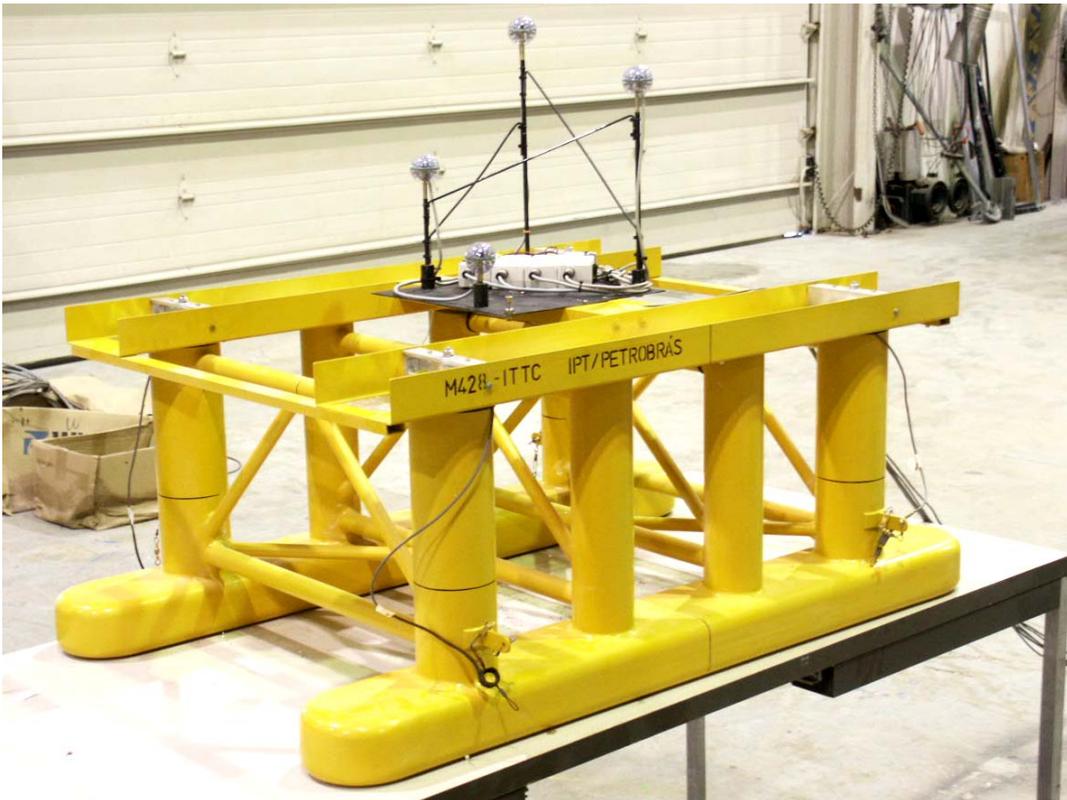


Figura 5.7 - Modelo da Plataforma

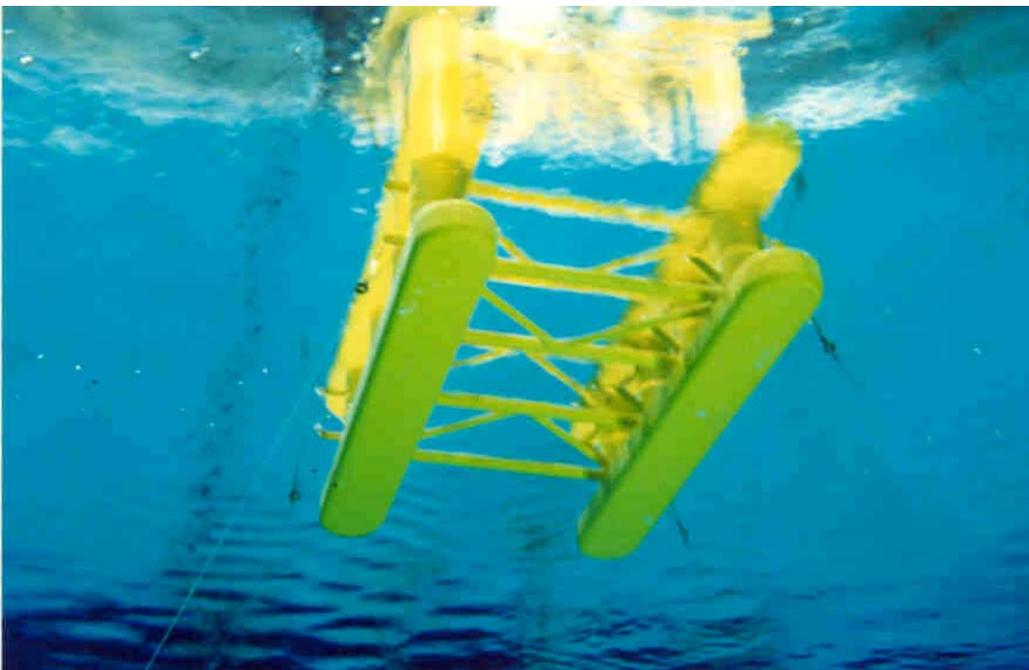


Figura 5.8 - Vista em baixo d'água do Modelo

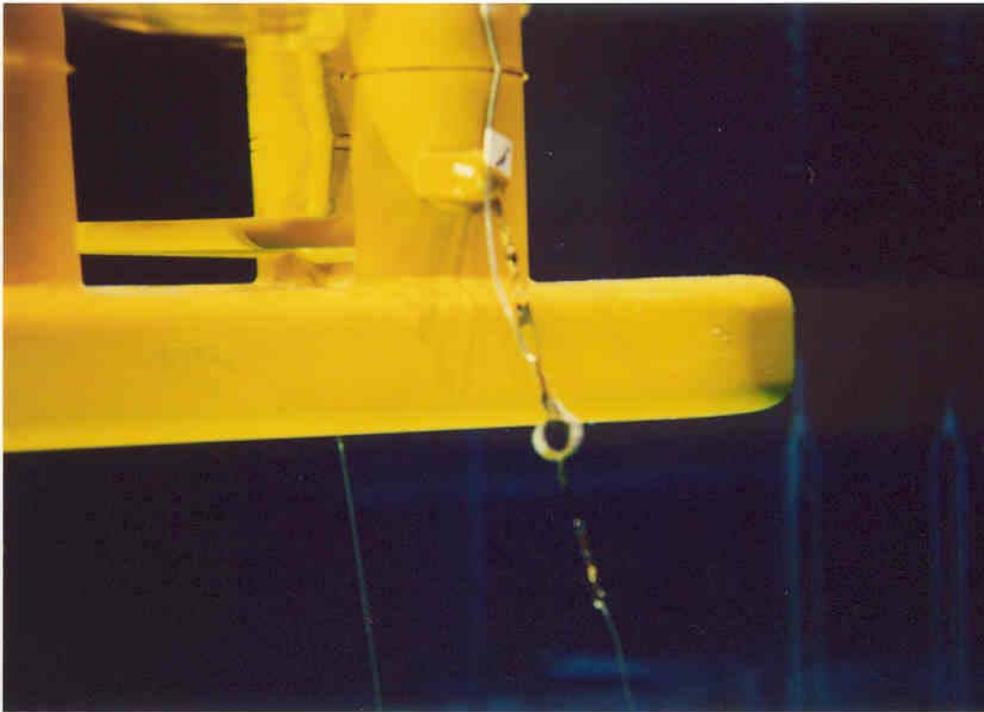


Figura 5.9 - Ancoragem em *Taut Leg* e o *Fairlead*

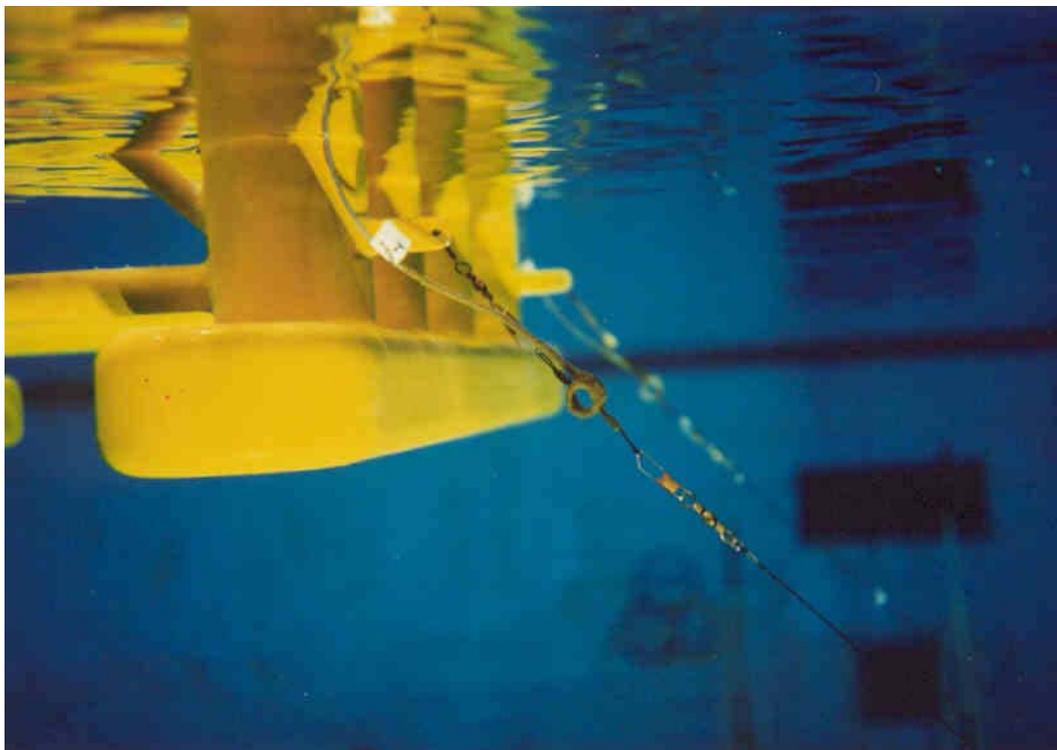


Figura 5.10. - Ancoragem em *Catenaria* e o *Fairlead*

5.1.3. Condições dos Testes

O gerador de ondas possui um banco de 48 *flaps* que produzem um mar aleatório unidirecional.

Os estados de mar foram calibrados e ajustados conforme espectro solicitado pelo IPT.

Para a proteção do Batedor de ondas foi usada uma frequência de corte de 2 Hz.

A Tabela 5.10 mostra seqüência das ondas regulares aplicadas nos testes. A Tabela 5.11 mostra as ondas para o mar aleatório.

Tabela 5.10 Calibração das Ondas Regulares

Teste	Dsig	Alvo H (mm)	Alvo T (s)	Janela Partida (s)	Janela Parada (s)
Ondas Regulares					
RG1_001	RG1	75.0	1.50	100	150
RG2_001	RG2	109.2	2.00	100	150
RG3_010	RG3B	90.0	2.11	100	150
RG4_001	RG4	103.7	2.50	100	150
RG5_001	RG5	95.7	3.00	100	150
RG6_001	RG6	81.7	3.50	100	150
RG7_003	RG7B	71.9	4.00	100	150
RG8_001	RG8	85.0	1.50	100	150
RG9_001	RG9	119.2	2.00	100	150
RG10_010	RG10B	100.0	2.11	100	150
RG11_001	RG11	113.7	2.50	100	150
RG12_001	RG12	105.7	3.00	100	150
RG13_001	RG13	91.7	3.50	100	150
RG14_003	RG14B	81.9	4.00	100	150
RG15_002	RG15A	45.0	1.00	75	125
RG16_002	RG16A	60.0	1.25	100	150
RG17_001	RG17	44.2	1.15	100	150
RG18_001	RG18	124.9	2.70	100	150

Tabela 5.11 - Ondas Irregulares

Teste	DSig	Alvo Hs (mm)	Alvo Tp (s)	JONSWAP γ
RN1_002	RN1A	74.0	1.49	2.5
RN2_001	RN2	133.0	1.49	2.5
RN3_001	RN2	Span = 0.80	1.49	2.5
RN4_001	RN1A	Span = 0.66	1.49	2.5

Algumas fotos do modelo e do tanque são mostradas nas Figuras 5.11 e 5.12.



Figura 5.11 - Modelo da Semi-Submersível padrão ITTC travado para a Instalação do Sistema de Ancoragem

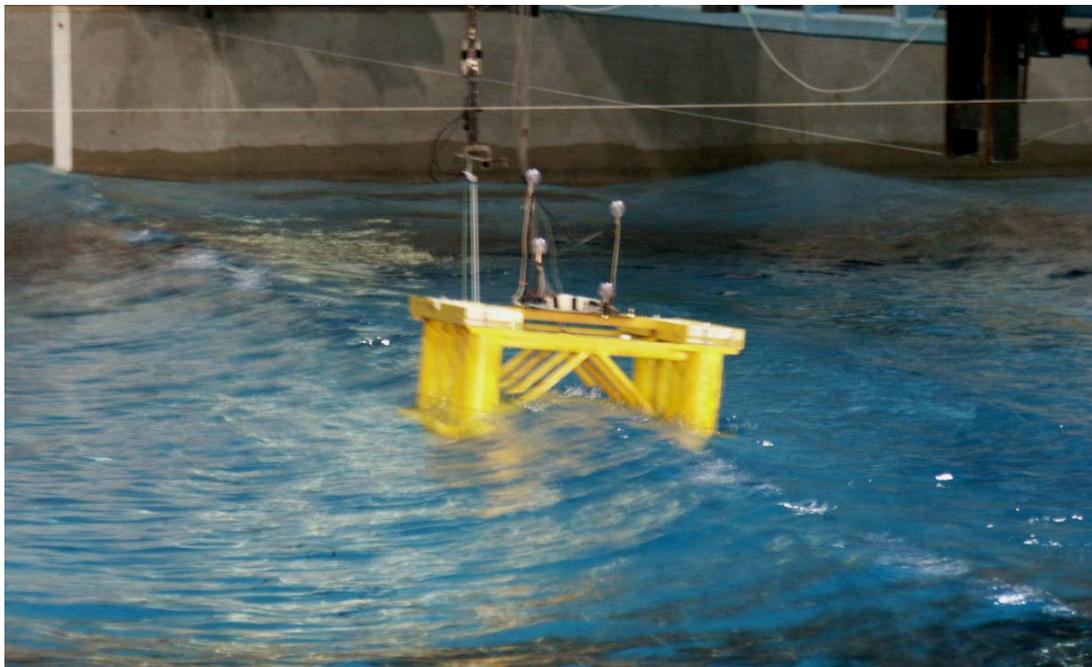


Figura 5.12 - Plataforma com Ondas

5.1.4. Resultados dos Ensaio no OTRC.

A seguir serão mostrados nas Figuras 5.13, 14, 15 e 16 abaixo os valores dos movimentos e das trações obtidos nos ensaios. Os períodos naturais e os amortecimentos são mostrados nas tabelas 5.12 e 5.13.

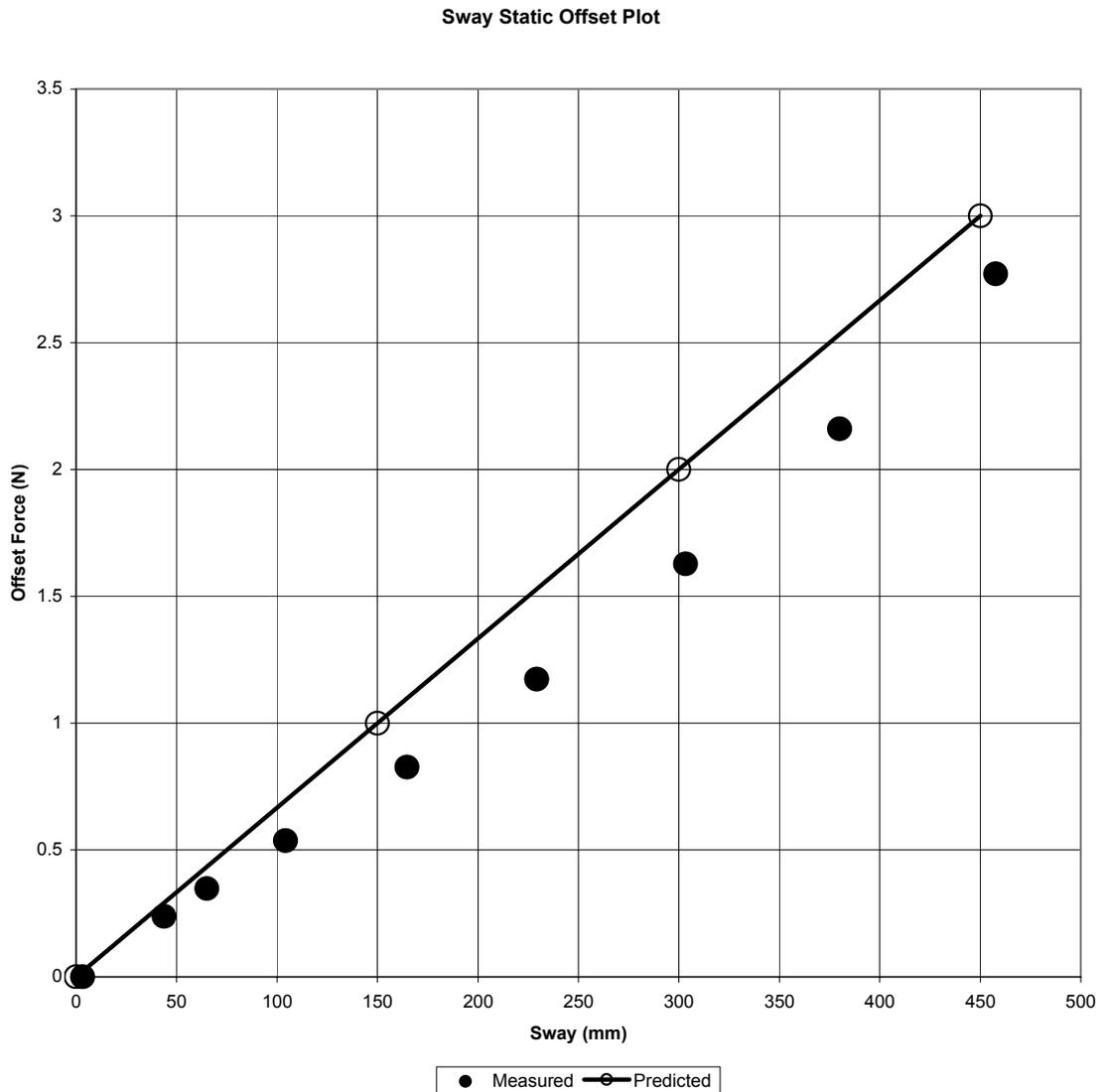


Figura 5.13 - *Offset* Estático de *Sway* da Ancoragem em *Taut* vs. Força

Sway Static Offset Plot

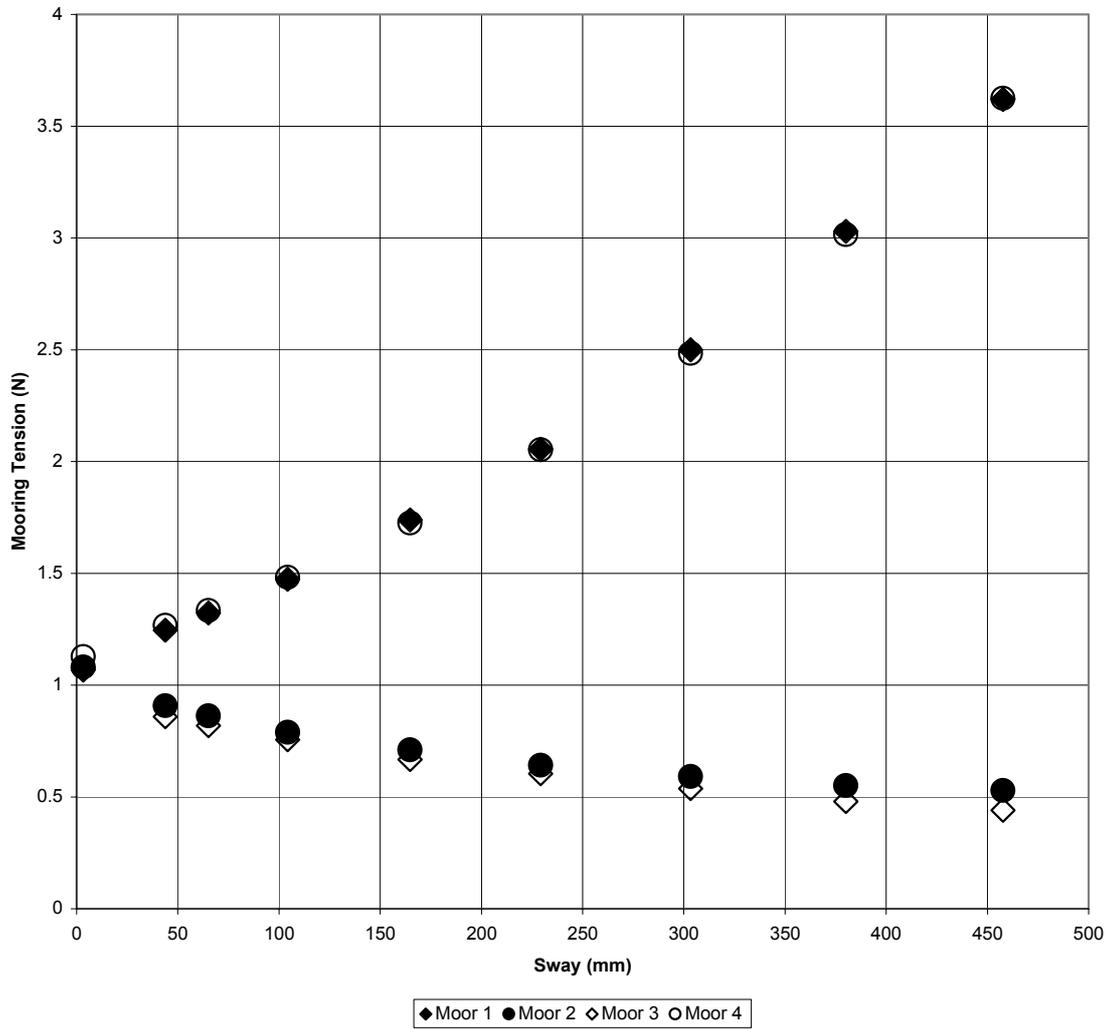


Figura 5.14 - *Offset da Ancoragem em Taut vs. Tração da Linha*

Sway Static Offset Plot

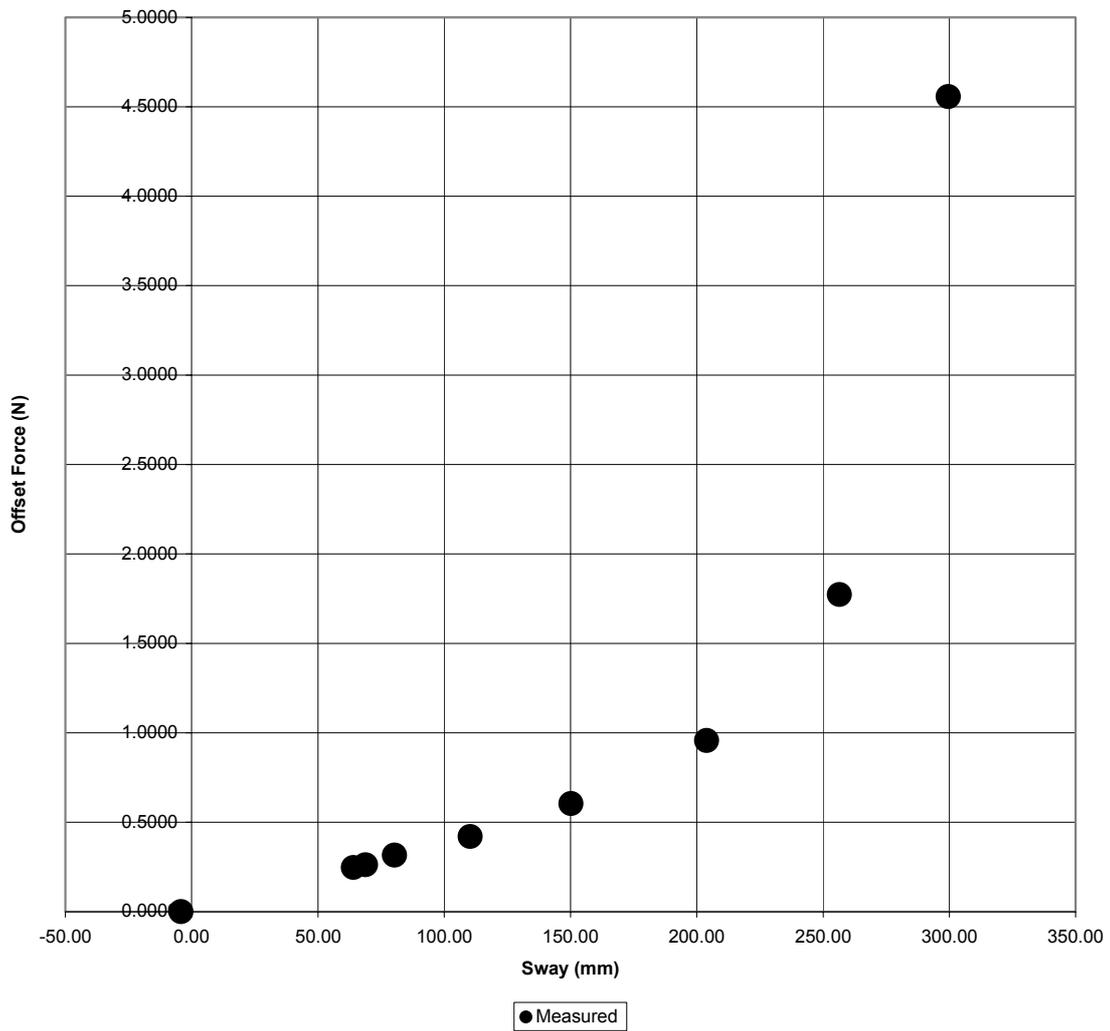


Gráfico 5.15 - *Offset* Estático de *Sway* da Ancoragem em Catenária vs. Força

Sway Static Offset Plot

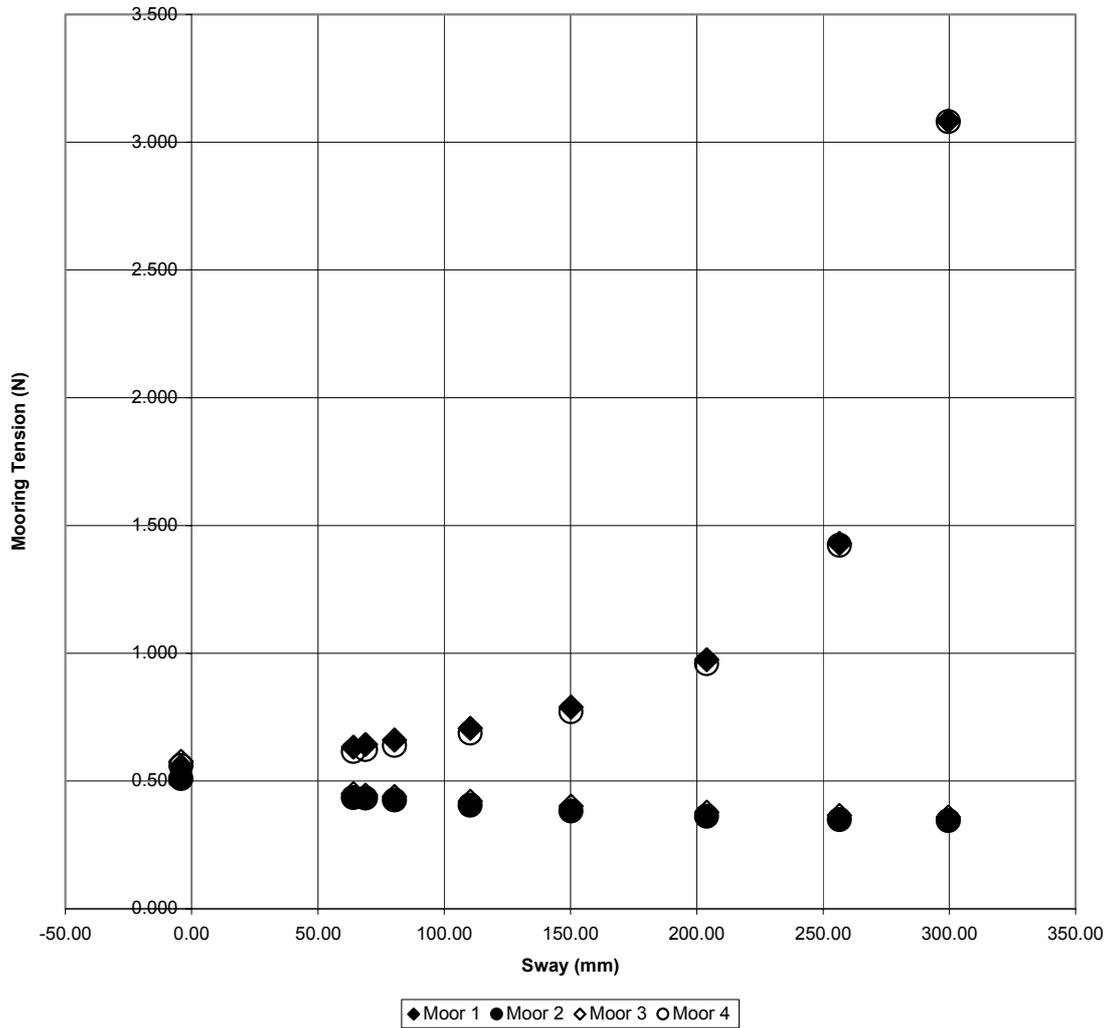


Gráfico 5.16 - *Offset da Ancoragem em Catenária vs. Tração na Linha*

Nas Tabelas 5.12 e 5.13, são mostrados os resultados dos valores dos Períodos Naturais e dos amortecimentos do ensaio.

Tabela 5.12 – Ancoragem em *Taut Leg*, Períodos Naturais e Amortecimentos

	Teste	Medido Natural Período (s)	Média Natural Período (s)	Medido Amortecimento Coeficiente (%)	Média Amortecimento Coeficiente (%)
<i>Taut Leg</i>					
Surge	TSGD_001	32,17 32,52 33,43 31,65	32,44	21,5% 21,6% 26,5% 25,3%	23,7%
Sway	TSWD_001	21,22 20,97 20,96 21,00	21,04	11,4% 11,4% 8,7% 19,6%	12,8%
Heave	THVD_001	2,16 2,16 2,16 2,16	2,16	4,4% 4,2% 4,4% 4,2%	4,3%
Roll	TRLD_001	3,85 3,72 3,70	3,76	10,3% 11,5% 12,0%	11,2%
Pitch	TPTD_001	4,61 4,69 4,55	4,62	11,9% 10,2% 11,3%	11,1%
Yaw	TYWD_001	15,06 15,04 15,09	15,06	6,0% 6,1% 6,1%	6,0%

Tabela 5.13 – Ancoragem em Catenária, Períodos Naturais e amortecimentos.

	Teste	Medido Natural Período (s)	Média Natural Período (s)	Medido Amortecimento Coeficiente (%)	Média Amortecimento Coeficiente (%)
Catenária					
Surge	CSGD_001	37,92	37,91	17,4%	17,3%
		37,53		17,2%	
		38,29		17,3%	
Sway	CSWD_001	24,32	24,57	11,7%	12,0%
		25,03		13,6%	
		24,35		10,7%	
Heave	CHVD_001	2,32	2,32	3,0%	2,5%
		2,32		2,4%	
		2,32		2,3%	
Roll	CRLD_001	6,15	6,29	10,1%	9,0%
		6,35		8,4%	
		6,37		8,4%	
Pitch	CPTD_001	7,95	7,94	11,3%	11,4%
		8,04		11,1%	
		7,82		11,7%	
Yaw	CYWD_001	17,48	17,50	7,0%	6,8%
		17,50		6,8%	
		17,52		6,7%	

5.1. 5 - Descrições das Linhas de Amarração Utilizadas nos Ensaios da Base Magnética

Com as dimensões da plataforma ITTC na escala 1:105 e as dimensões do Tanque de Provas do OTRC, foi possível dimensionar o tamanho de amarra utilizado neste ensaio.

As amarras são fios de aço inox encapado com poliamida, do tipo utilizado em linhas de pesca. Elas foram escolhidas por serem praticamente inextensíveis e apresentarem massa específica linear adequada para este ensaio.

O primeiro tipo de amarra se constitui de dois trechos com tipos de linha diferentes. Ela foi utilizada no ensaio de *taut leg* (Figura 5.17). Uma corrente no trecho

inicial partindo do modelo e a seguir uma linha de pesca com carga nominal de tração de 110 lbs. As descrições das características das linhas estão na Tabela 5.14.

Na segunda amarra, buscou-se obter uma condição de catenária, necessitando-se assim de massas específicas lineares maiores (Figura 5.17).

O segundo tipo de amarra é composto por três segmentos diferentes. O trecho inicial partindo da plataforma é um corrente.

Existe um segundo trecho de linha de pesca de 140 lbs de tração nominal. E na região onde a amarra toca o solo temos a linha de pesca de 110 lbs com luvas de cobre equiespaçadas, distribuídas de tal maneira a aumentar a massa específica linear deste trecho.

Tabela 5.14 – Descrição das Propriedades dos Trechos das Amarras

Amarra	Comprimento (mm)	Massa Específica Linear no seco (g/m)	Massa Específica Linear submerso (g/m)
Catenária trecho 1	9155	3,34	2,63
Catenária trecho 2	2000	9,8	8,40
<i>Taut leg</i> trecho1	10850	2,31	1,68
<i>Taut leg</i> trecho 2 (mola)	150	81,33	71,33

5.1.6. Experiência de Medição do Peso Submerso dos Cabos Utilizados no Ensaio do Modelo ITTC no OTC e no Ensaio da Base Magnética do IPT.

1. Cabo Fishtex capa preta 110 lbs

- peso seco: 21,4 g
- peso submerso: 15,6 g
- comprimento: 9,28 m
(medição com trena)

2. Cabo Fishtex capa preta 140 lbs

- peso seco: 26,8 g
- peso submerso: 21,1 g
- comprimento: 8,02 m
(medição com trena)

Obs: Incerteza da balança: 0,1 g
Incerteza da trena: 0,01 m

3. Cabo Fishtex capa preta 110 lbs com luvas de cobre distribuídas equiespaçadamente para adicionar peso

-peso seco: 9,8 g

-peso submerso: 8,4 g (sem a presença de bolhas de ar nas luvas)

-comprimento: 1000 m

(medição com régua de alumínio)

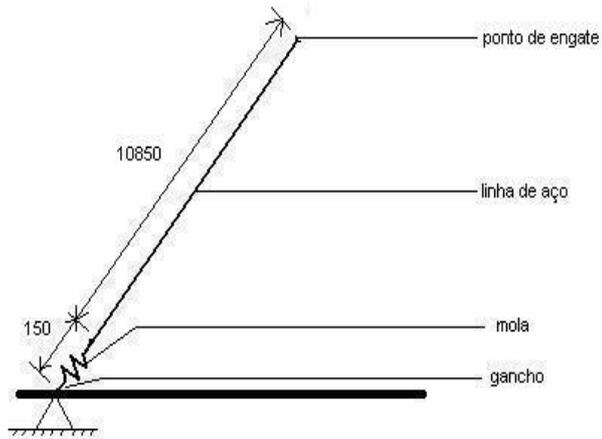
4. Mola de Aço de constante de mola de 36 gf/cm

-peso seco: 12,2 g

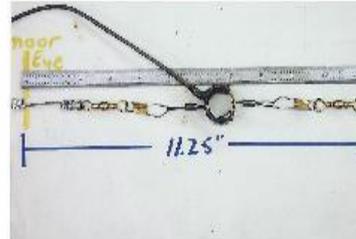
Tabela 5.15 - Dados da Plataforma Padrão ITTC

			105
		Real	Modelo
Comprimento total	m	115	1,095
Boca moldada	m	75	0,714
Elevação acima do convés	m	43	0,410
Casco Inferior			
Comprimento total	m mm	115	1.095,238
Boca moldada	m mm	15	142,857
Altura	m mm	9,75	92,857
Colunas			
diâmetro da maior coluna	m mm	10	95,238
diâmetro da menor coluna	m mm	8	76,190
Calado	m mm	20	190,476
Deslocamento	Ton kg	35000	29,497
VCG	m mm	17,5	166,667
LCG	m mm	-	-
TCG	m mm	-	-
GML	m mm	2,37	22,571
GMT	m mm	2,87	27,333
RXX	m mm	34,3	326,667
RYY	m mm	35,58	338,857
RZZ	m mm	40,58	386,476
T heave	S	23,8754	2,33
T roll	S	54,1039	5,28
T pitch	S	75,31509	7,35
T yaw	S		

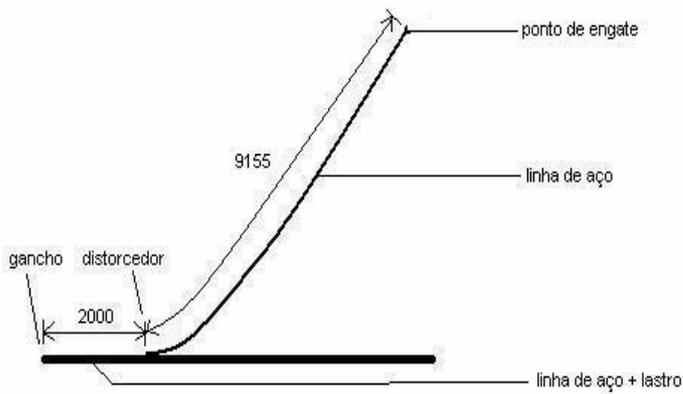
Amarração em Taut Leg



Detalhe do ponto de engate da amarração na plataforma



Amarração em Catenária



Detalhe da linha de aço mais lastro



Figura 5.17 – Esquema das linhas de amarração da plataforma

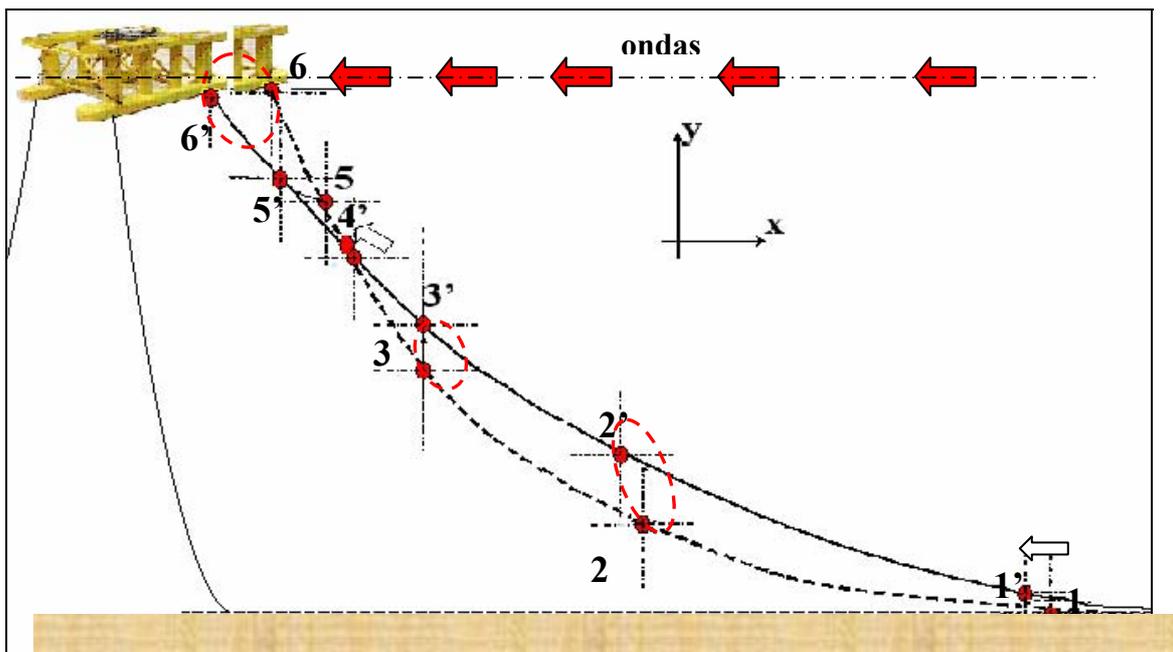
5.1.7. Conclusões e Considerações sobre os Ensaio no OTRC.

Nos ensaios realizados no OTRC, procurou-se reproduzir e medir as forças nas linhas de ancoragem do tipo catenária e taut-leg e também o offset da plataforma Semi-Submersível (ITTC) escala 1:105.

A condição ambiental imposta sobre o modelo, foi a de ondas regulares e mar aleatório. Nestes ensaios usou-se a profundidade total do tanque oceânico sem o uso de qualquer técnica de truncamento nas linhas de ancoragem. A linha com o comprimento total foi marcada com uma bandeirola no ponto onde seria **realizado o** truncamento no IPT. Este ponto foi filmado com câmeras submarinas para se visualizar o deslocamento deste no espaço.

Os movimentos dinâmicos dos corpos flutuantes sob efeito das ondas produzem deslocamentos espaciais omnidirecionais, picos nas forças de tração, forças de restauração horizontal, amortecimentos e forças inerciais nas linhas de ancoragem e nos risers. No ponto de truncamento estes efeitos tornam-se importantes na questão da viabilidade da técnica de truncamento a ser utilizada nos ensaios com modelo reduzido. (Figura 5.18)

A reprodução dos efeitos dinâmicos constitui o ponto nevrálgico desta nova concepção, por ser inédito o seu uso onde os efeitos das forças de atrito podem ter a mesma ordem de grandeza das forças de restauração horizontal do ponto de truncamento.



5.2. Ensaio com Modelo Reduzido Truncado no IPT. Figura 5.18 - Deslocamentos dos pontos da Linha de Ancoragem.

5.2.1.1. Introdução

Neste capítulo descreve-se rapidamente a evolução de mecanismo utilizado para modelar sistemas de amarração de modelos oceânicos. O dispositivo simula amarrações em águas profundas em escala maior do que a profundidade do tanque de provas utilizado permitiria através do truncamento das amarras. No ponto de truncamento são empregados roletes magnéticos que, associados a um sistema de polias e molas, busca reproduzir o efeito do trecho das linhas de amarração que ficariam abaixo do fundo do tanque. A Figura 5.19 abaixo mostra um esquemático da diferença dimensional do tanque do IPT sobre o Tanque do OTRC e os pontos de truncamento.

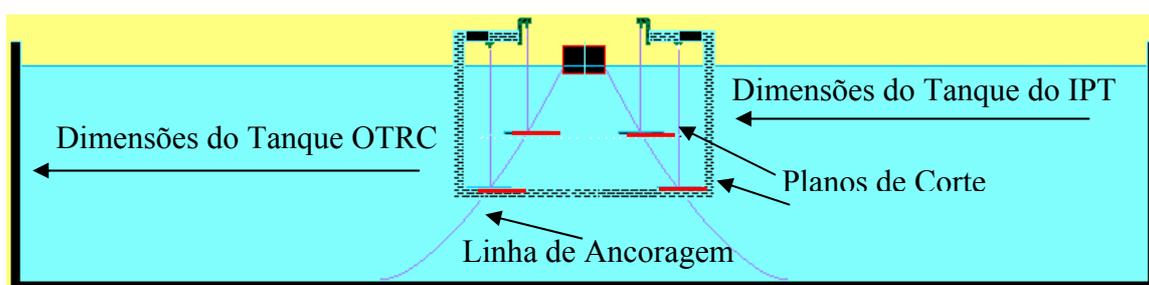


Figura 5.19 – Esquemático Tanque do IPT sobre o dimensional do Tanque OTRC

A primeira concepção do sistema foi empregada no ensaio descrito no Relatório Técnico IPT N° 44 159 ², ensaio em que foi observada a resposta quase-estática do sistema. Com base neste experimento, buscou-se aprimorar o equipamento de maneira a permitir a reprodução da resposta dinâmica do sistema de amarração.

Foram realizados ensaios com o modelo de plataforma ITTC com um sistema de amarração convencional em um tanque de provas oceânico (*Offshore Technology Research Center – OTRC – Texas - EUA*). Os dados obtidos nestes ensaios foram comparados com ensaios realizados no Tanque de Provas do Laboratório de Hidrodinâmica com o mesmo tipo de modelo com suas amarras truncadas com o sistema proposto. Submetido às mesmas condições de onda, pode-se comparar o comportamento dinâmico dos modelos nas duas condições.

Modelos de simulação numérica são amplamente empregados atualmente no desenvolvimento de projeto e análise de sistemas oceânicos. Muitos desses modelos são baseados em formulações semi-empíricas, dessa forma necessitando de coeficientes experimentais. Mesmo modelos puramente analíticos devem ter validação experimental para assegurar sua adequação ao sistema que se deseja modelar.

Devido à complexidade e altos custos envolvidos neste tipo de projeto, são justificados investimentos para o desenvolvimento de técnicas para avaliação de desempenho de sistemas oceânicos em tanque de provas.

Os avanços no sentido da exploração no mar de reservas de petróleo cada vez mais profundas introduzem constantemente novas demandas por soluções de projeto de sistemas oceânicos. Os projetos dependem do desenvolvimento de ferramentas computacionais que permitam estudar novos tipos de configurações.

Tanto a simulação numérica quanto a verificação experimental estão relacionadas com a capacitação laboratorial para a obtenção de coeficientes hidrodinâmicos ou ainda, a verificação experimental dos mesmos.

Os tanques de provas existentes no mundo não estavam preparados para atender a estas demandas de simulação de sistemas tão profundos. Como exemplo, se desejássemos representar uma lâmina d'água de 2000 m em escala reduzida de 1:100, seria necessário um tanque de 20 m de profundidade. Mesmo os maiores e mais conhecidos laboratórios, MARIN na Holanda e MARINTEK na Noruega, não conseguiriam atender ao requisito.

Dessa forma, a busca por técnicas que vençam esta barreira é de grande importância para viabilizar estudos em escala reduzida. Esta tese propõe uma técnica, com a qual é possível realizar um truncamento nas linhas de ancoragem, de forma que a parte eliminada da ancoragem possa ser melhor representada, quando comparada com o tradicional uso exclusivo de molas. Um outro uso para o mecanismo poderia ser o truncamento de *risers*, o que permite então realizar alguns tipos de ensaios simulando maiores profundidades.

Para avaliar se o sistema truncado consegue representar o sistema original foram realizados ensaios para comparação. O sistema original, constituído de plataforma padrão ITTC com quatro amarras, foi ensaiado nas condições de catenária e *taut-leg*. O ensaio foi conduzido em um tanque de provas oceânico (*Offshore Technology Research*

Center – OTRC – Texas – EUA). O sistema truncado com o dispositivo proposto foi ensaiado no Tanque de Provas do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica. Submetidos ambos os sistemas às mesmas condições de onda verificou-se a equivalência entre as respostas dos modelos (RAO) e a reprodução das forças nas linhas de amarração.

5.2.2. Condições de Ensaio

No Tanque de Provas, o modelo de plataforma foi ensaiado sendo submetido a seqüência de ondas de período único e de mares aleatórios. Essas ondas foram reproduções de algumas das ondas ensaiadas no OTRC³ com o mesmo tipo de modelo.

As linhas de amarração foram colocadas no modelo em três configurações: catenária, catenária corte superior e *taut-leg*. Essas configurações equivalem ao truncamento das linhas de amarração do ensaio ocorrido no OTRC³, ou seja, obedece a mesma geometria dos ensaios do OTRC até o ponto de truncamento. Este ponto de truncamento é o fundo do Tanque para os ensaios de catenária e *taut-leg* e 1,85 m acima do fundo do Tanque para o ensaio de catenária corte superior. No Anexo A temos as configurações das linhas de amarração com as posições de cada amarra em relação ao local ensaiado. Em conjunto, são fornecidos dados sobre as linhas de amarração utilizadas.

O modelo foi disposto de través no Tanque de Provas. Em cada uma das quatro colunas externas foram presas as linhas de amarração nos seus respectivos olhais. Cada qual contava com uma célula de carga em anel calibrada para um fundo de escala de 500 gramas-força (Figura 5.9 e 5.10). Em uma das linhas, também foi colocada uma célula de carga na parte superior da mola vertical que traciona a amarra. Com este arranjo, foi medida a evolução das forças no tempo nas quatro amarras para verificar se a base magnética produziria um valor semelhante aos registrados nos ensaios do OTRC.

Para a medição dos movimentos de *sway*, *pitch* e *roll*, foi utilizado o fotosensor sensível a posição. A Figura 5.20 mostra a posição das células em anel nas amarras bem como os *leds* do fotosensor (Figura 5.7).

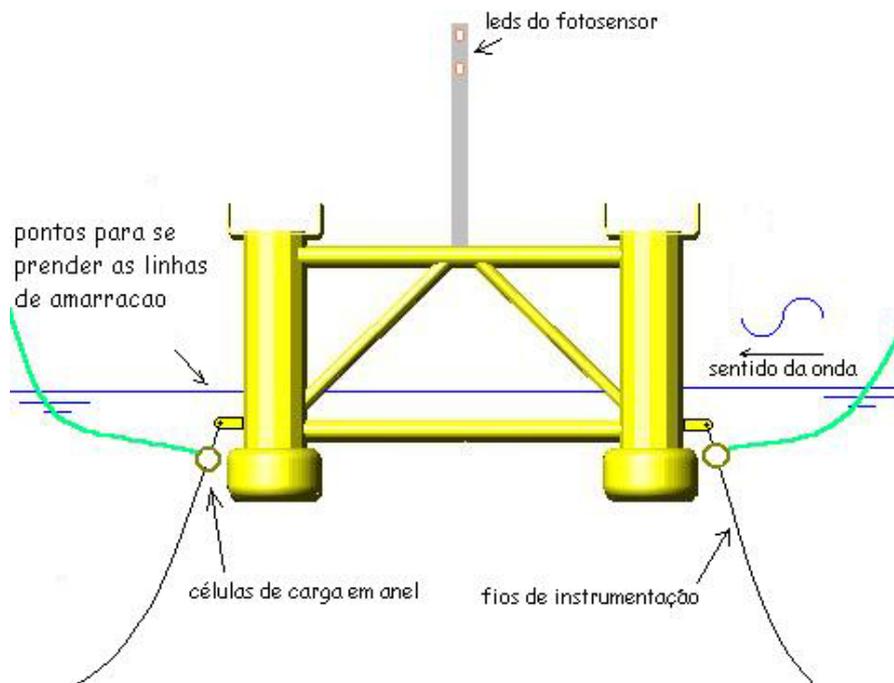


Figura 5.20 – Posição das células de carga nas linhas de amarração

Utilizou-se, para os ensaios realizados no IPT, o mesmo tipo de modelo ensaiado no OTRC. Neste caso, trata-se do modelo padrão ITTC SR 192 em escala 1:105. As principais características deste modelo estão na Tabela 5.16.

Tabela 5.16 – principais características do modelo SR 192.

Grandeza	[unidade]	Escala 1:1	Escala 1:105
L máxima	mm	115.000,00	1.095
B máxima	mm	75.000,00	714
b pontoons	mm	15.000,00	143
h pontoons	mm	8.000,00	76
Distância da linha base até o convés principal	mm	43.000,00	410
ϕ colunas externas	mm	10.000,00	95
ϕ colunas centrais	mm	8.000,00	76
D operação	mm	20.000,00	190
Δ operação	Kg	34.603.000,00	30
Distância entre colunas	mm	24.000,00	229
		(8 colunas)	
ϕ bracing tipo 1	mm	2.000,00	19
ϕ bracing tipo 2	mm	3.000,00	29
KG	mm	17.440,00	166
Altura Metacêntrica - GML	mm	2.880,00	27
Altura Metacêntrica - GM τ	mm	2.370,00	23
Raio de Giração - Roll	mm	33.000,00	314
Raio de Giração - Pitch	mm	35.600,00	339
Raio de Giração - Yaw	mm	42.600,00	406

O modelo foi ajustado quanto à posição do centro de gravidade e os raios de giração, para a condição estabelecida. Nas Figuras 5.21 e 5.22 têm as principais vistas do modelo de plataforma utilizado.

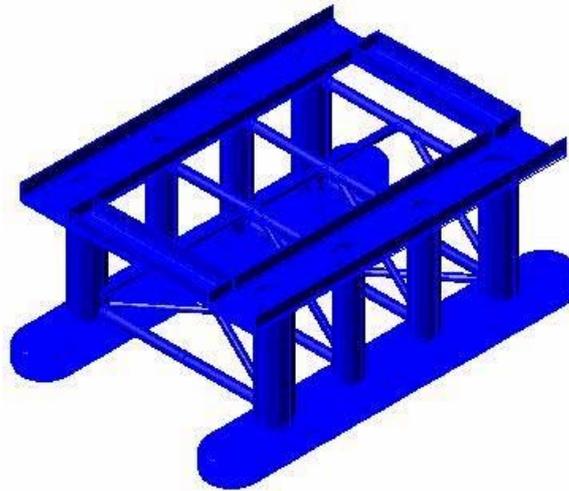


Figura 5.21 – Perspectiva do modelo de plataforma utilizado.

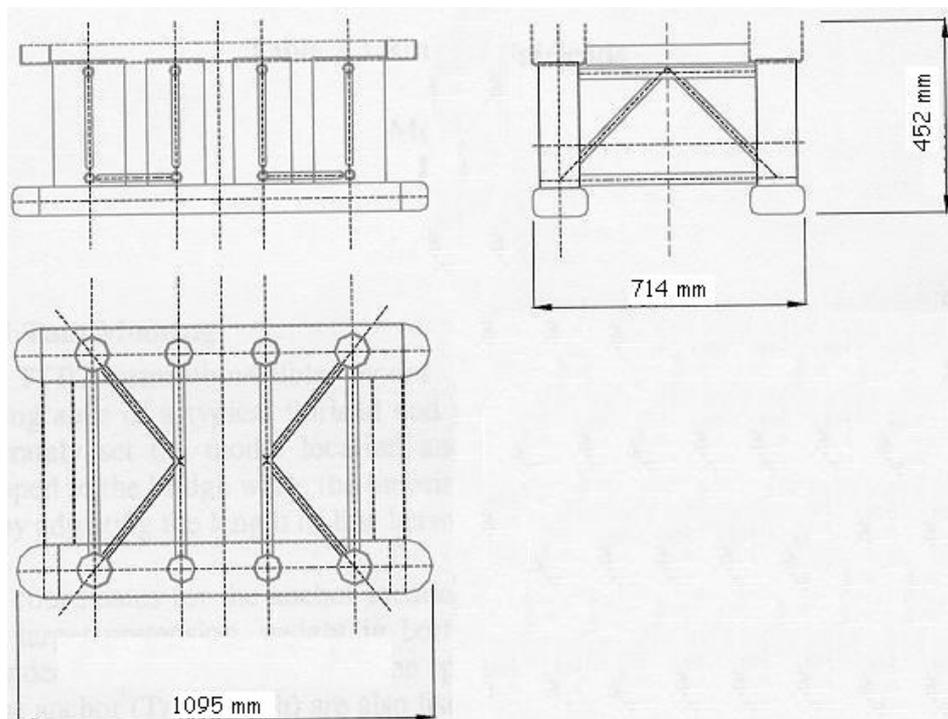


Figura 5.22 – Principais vistas do modelo de plataforma utilizado.

5.2.3 Ensaio

Foram adotadas três configurações distintas de amarração para efeito de comparação com os testes realizados com o mesmo tipo de modelo ensaiado no OTRC. São elas: catenária com truncamento no fundo do tanque (3,35 m), catenária com truncamento 1,85 m acima do fundo do tanque e configuração *taut-leg*.

O conjunto de ensaios executados é mostrado nas Tabelas 5.17 a 5.22. Em cada ensaio, foram medidas as forças atuantes em cada amarra através de células de carga, bem como o movimento de *sway*, *pitch* e *heave* do modelo por sistema óptico.

Tabela 5.17 - Matriz dos ensaios para configuração de catenária (3,35 m) Ondas Regulares

Altura H (mm)	Período T (s)
7,17	1,50
12,70	2,00
8,99	2,10
10,58	2,10
11,52	2,10
8,49	2,30
10,05	2,50
7,71	3,00

Tabela 5.18 - Matriz dos ensaios para configuração de catenária (1,85 m) Ondas Regulares

Altura H (mm)	Período T (s)
4,23	1,00
4,16	1,15
5,90	1,25
7,00	1,50
9,60	2,00
8,15	2,10
10,02	2,50
10,36	2,70
8,5	3,00
5,9	3,50
5,5	4,00

**Tabela 5.19 - Matriz dos ensaios para Configuração de catenária
(3,35 m) Mar Aleatório**

Altura H ^{1/3} (mm)	Período T (s)
8,1	1,48
8,0	1,48
5,1	1,48

Os períodos T de onda fornecidos no caso do mar aleatório são referentes ao período do pico máximo do espectro.

**Tabela 5.20 - Matriz dos ensaios para configuração de catenária (1,85 m)
Mar Aleatório**

Altura H ^{1/3} (mm)	Período T (s)
8,2	1,48
9,9	1,48
5,3	1,48

**Tabela 5.21 - Matriz dos ensaios para configuração de *Taut leg*
Ondas Regulares**

Altura H (mm)	Período T (s)
4,31	1,00
4,56	1,15
5,27	1,25
7,10	1,50
8,19	2,00
8,90	2,10
10,32	2,50
10,70	2,70
9,32	3,00
4,75	3,50

**Tabela 5.22 - Matriz dos ensaios para configuração de *taut leg* – Ondas
Regulares**

Altura H (mm)	Período T (s)
7,95	1,48
5,11	1,48
5,22	1,48

5.2.4. Resultados

Os resultados finais dos ensaios são apresentados a seguir, sendo que foram incluídos os resultados obtidos nos ensaios do OTRC, para efeito de comparação.

Na Figura 5.23 temos os resultados em *Roll* para a condição de catenária com ponto de truncamento a 3,35 m de profundidade. Foram plotadas a função de transferência obtida através da resposta em mar aleatório e respostas adimensionais em períodos determinados obtidas em ondas regulares. Tanto os resultados obtidos no Tanque de Provas do IPT como os obtidos no OTRC estão representados nos gráficos.

A linha pontilhada em vermelho representa a estimativa de RAO da plataforma com base na análise da resposta em mar aleatório, obtida no Tanque de Provas do IPT.

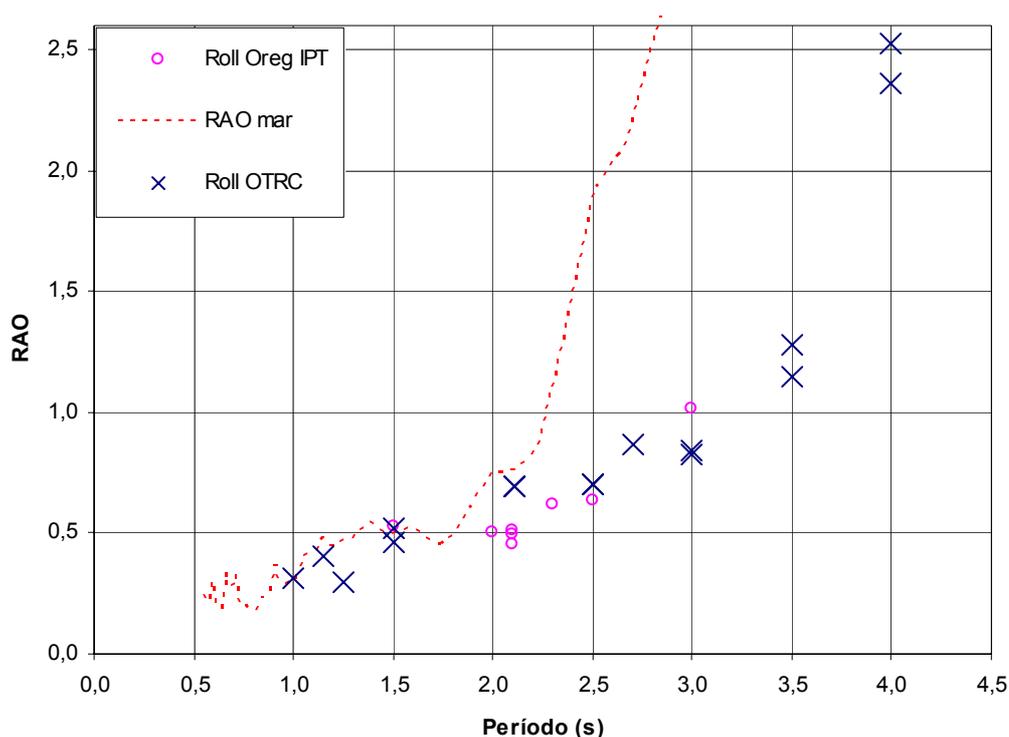


Figura 5.23 – Movimento de *Roll* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 3,35 m de profundidade.

Da mesma forma, na Figura 5.24 e 5 têm os resultados em *Heave* e *Sway* para a condição de catenária com ponto de truncamento a 3,35 m de profundidade.

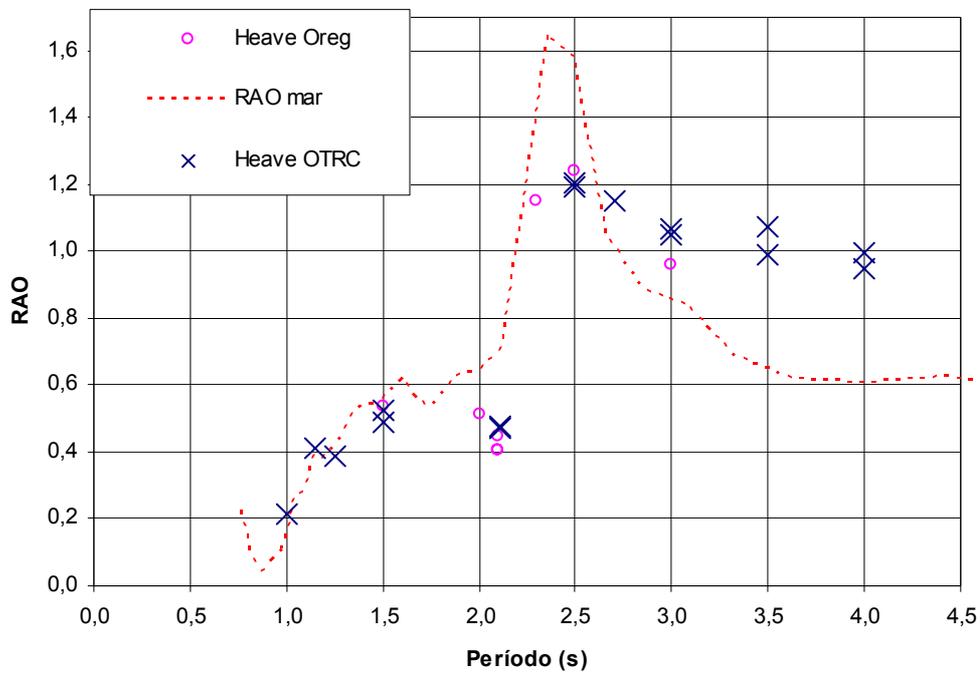


Gráfico 5.24 – Movimento de *Heave* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 3,35 m de profundidade.

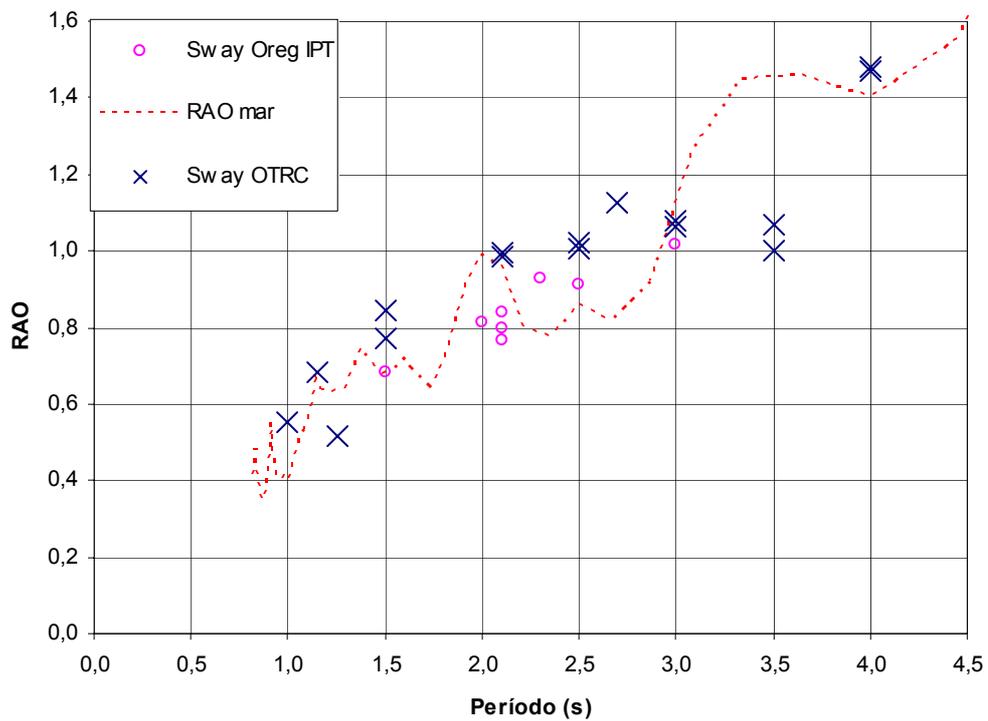


Gráfico 5.25 – Movimento de *Sway* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 3,35 m de profundidade.

Comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os RAO obtidos com mar aleatório são mostradas na Figura 5.26. Caso da *catenária* de 3,35 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fin indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas no IPT com onda regular

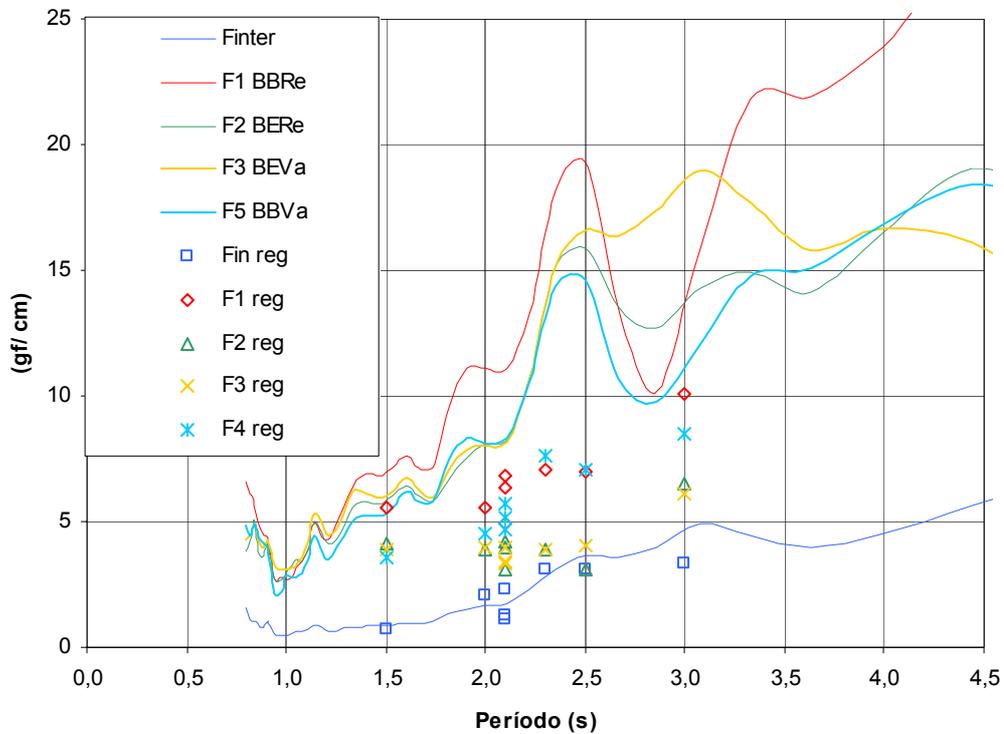


Figura 5.26 - Comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular

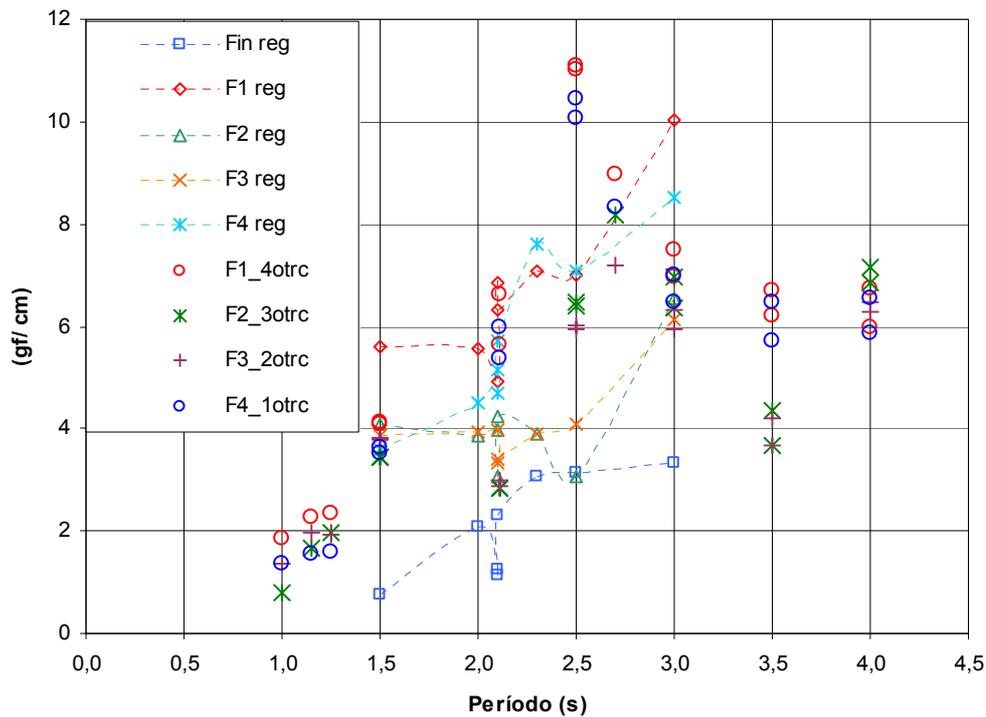


Gráfico 5.27 - Comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os ensaios realizados no tanque oceânico do OTRC

Na Figura 5.27 é feita a comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os ensaios realizados no tanque oceânico do OTRC. Caso da Catenária de 3,35 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fin indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas aqui no IPT com onda regular.

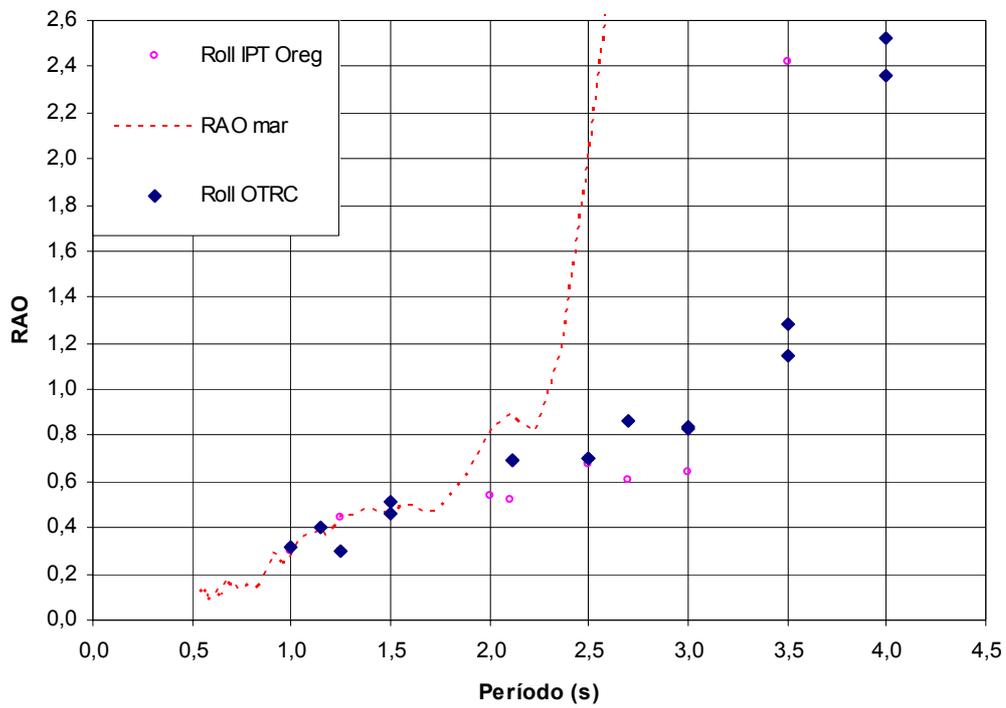


Figura 5.28 – Movimento de *Roll* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 1,85 m de profundidade.

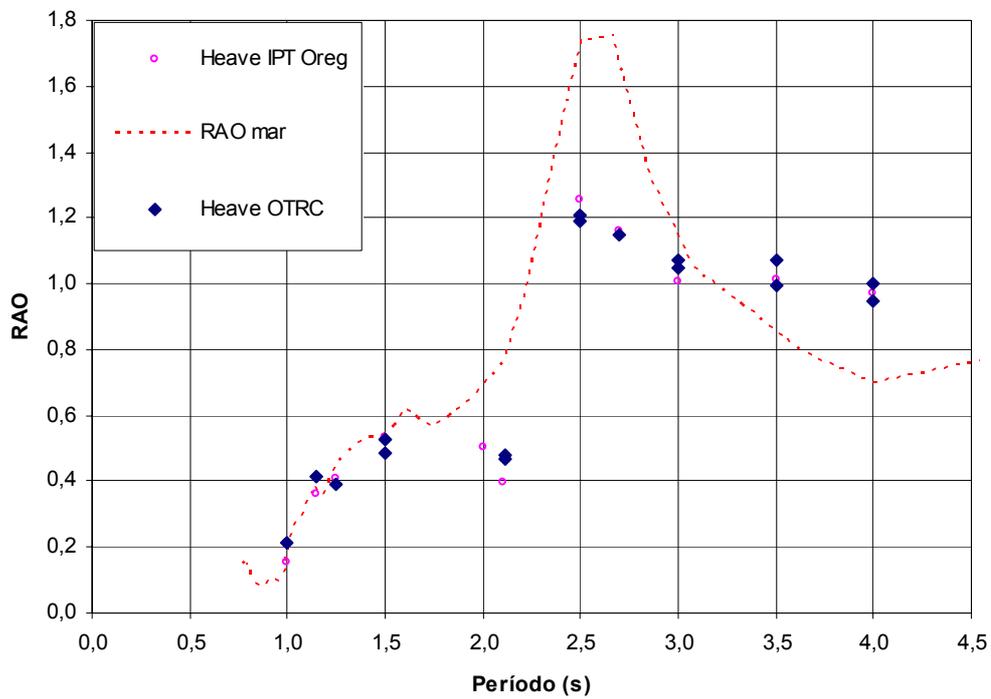


Figura 5.29 – Movimento de *Heave* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 1,85 m de profundidade.

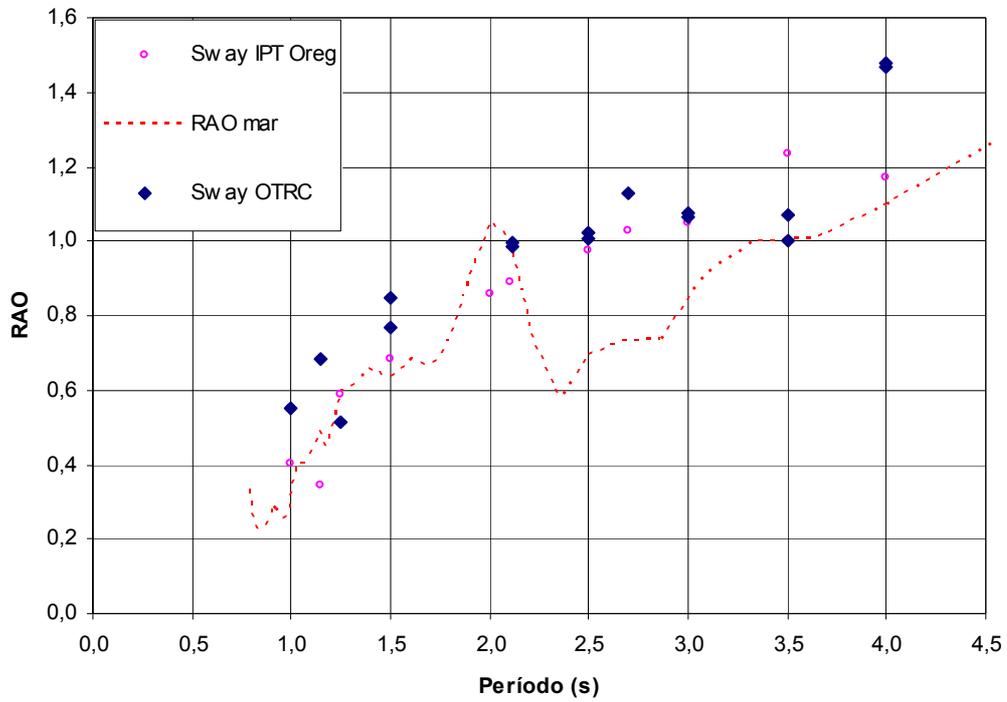


Figura 5.30 – Movimento de *Sway* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso da Catenária de 1,85 m de profundidade.

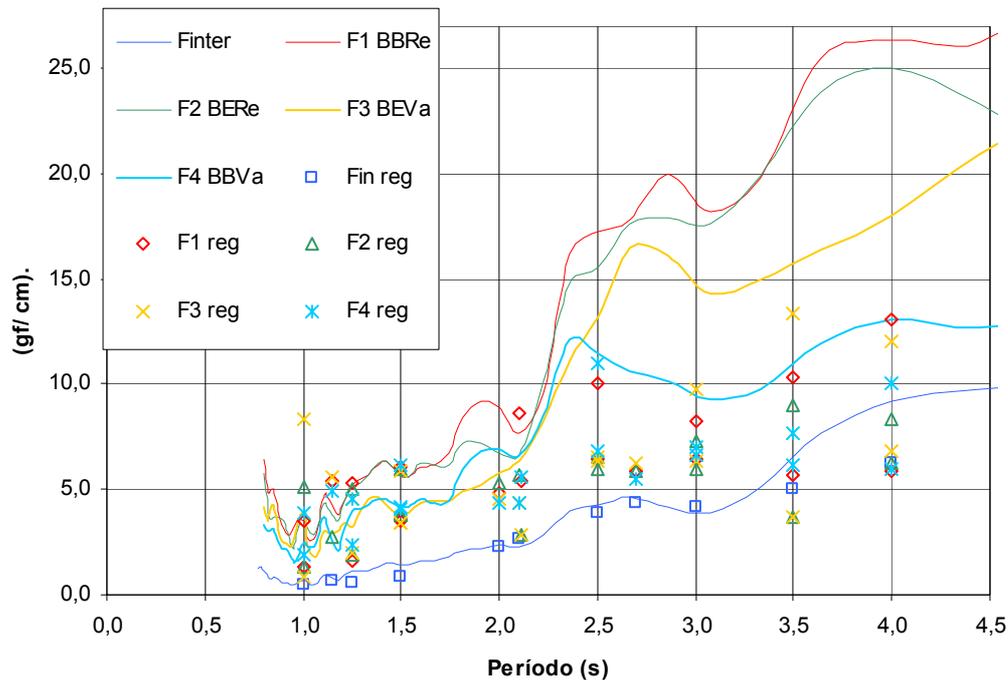


Figura 5.31 - Comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os RAO obtidos com mar aleatório

Na Figura 5.31 a comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os RAO obtidos com mar aleatório. Caso da Catenária de 1,85 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fin indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas no IPT com onda regular.

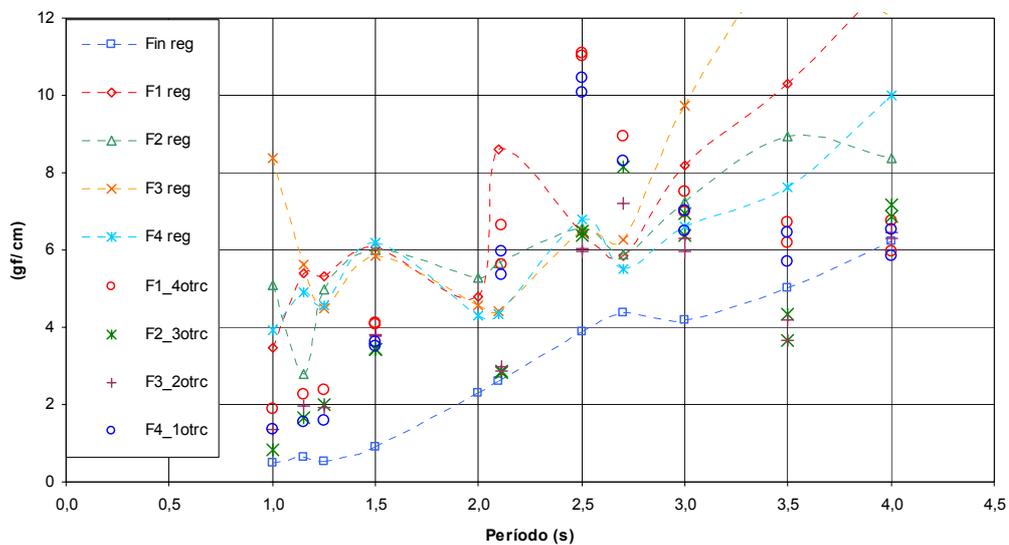


Figura 5.32 - Comparação entre os ensaios de onda regular realizados no IPT e os ensaios realizados no tanque oceânico do OTRC

Na Figura 5.32 é a comparação entre os ensaios de onda regular realizados no IPT e os ensaios realizados no tanque oceânico do OTRC. Caso da Catenária de 1,85 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fin indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas aqui no IPT com onda regular.

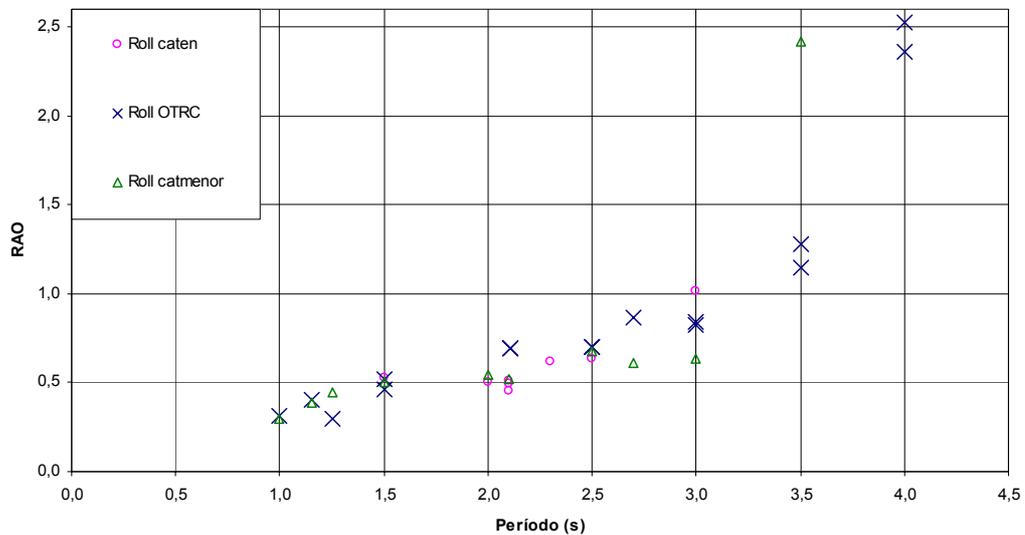


Figura 5.33 - Comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Roll* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m

Na Figura 5.33 a comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Roll* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m. Na legenda, “cat” significa os pontos referentes à catenária de 3,35m. “Catmenor” significa a catenária de 1,85 m de profundidade.

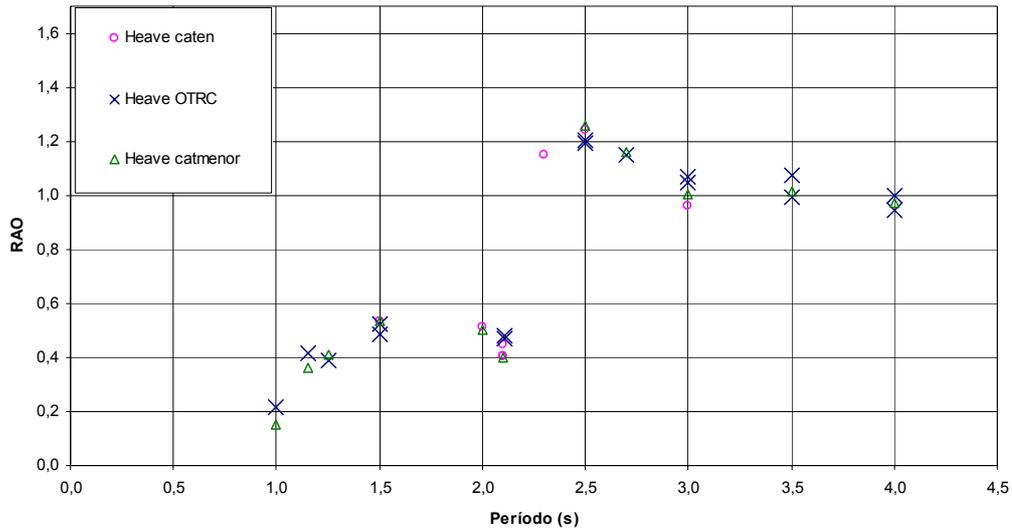


Figura 5.34 - Comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Heave* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m.

Na Figura 5.34 a comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Heave* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m. Na legenda, “cat” significa os pontos referentes à catenária de 3,35m. “Catmenor” significa a catenária de 1,85 m de profundidade.

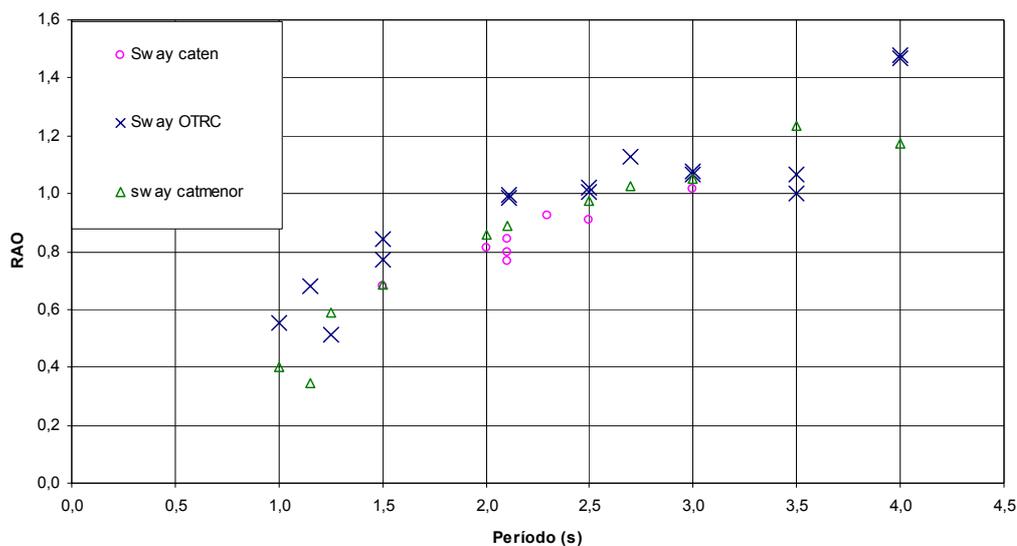


Figura 5.35 - Comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Sway* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m.

Na Figura 5.35 a comparação entre as respostas adimensionalizadas em *Sway* para as configurações em catenária com corte de 3,35 m e 1,85 m. Na legenda, “cat” significa os pontos referentes à catenária de 3,35m. “Catmenor” significa a catenária de 1,85 m de profundidade.

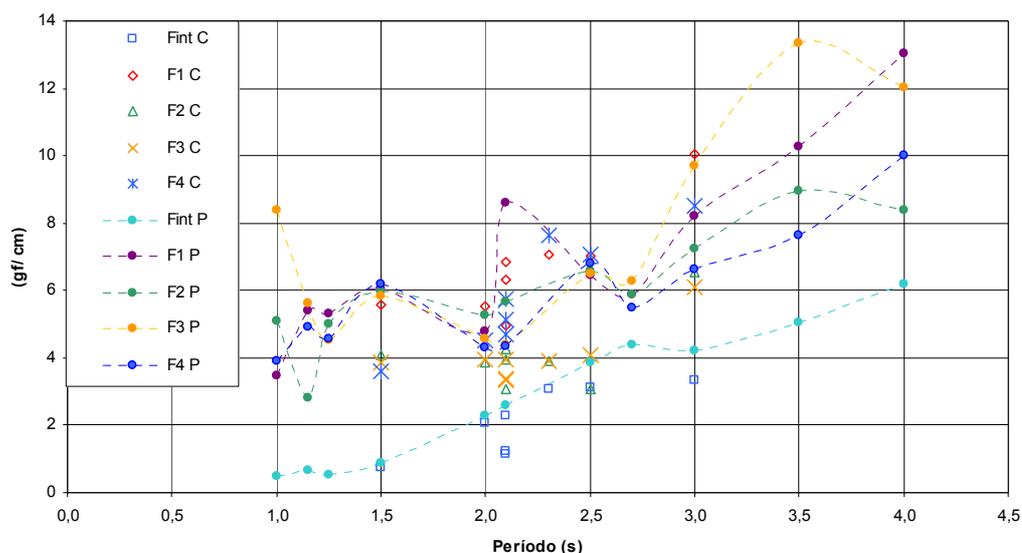


Figura 5.36 - Comparação entre as forças registradas em cada amarra, para os ensaios de catenária.

Na Figura 5.36 é sobre a comparação entre as forças registradas em cada amarra, para os ensaios de catenária. Na legenda, os itens com final C se referem à catenária de 3,35 m. Já os itens presentes com final P se referem à catenária de 1,85 m. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fint indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas aqui no IPT com onda regular.

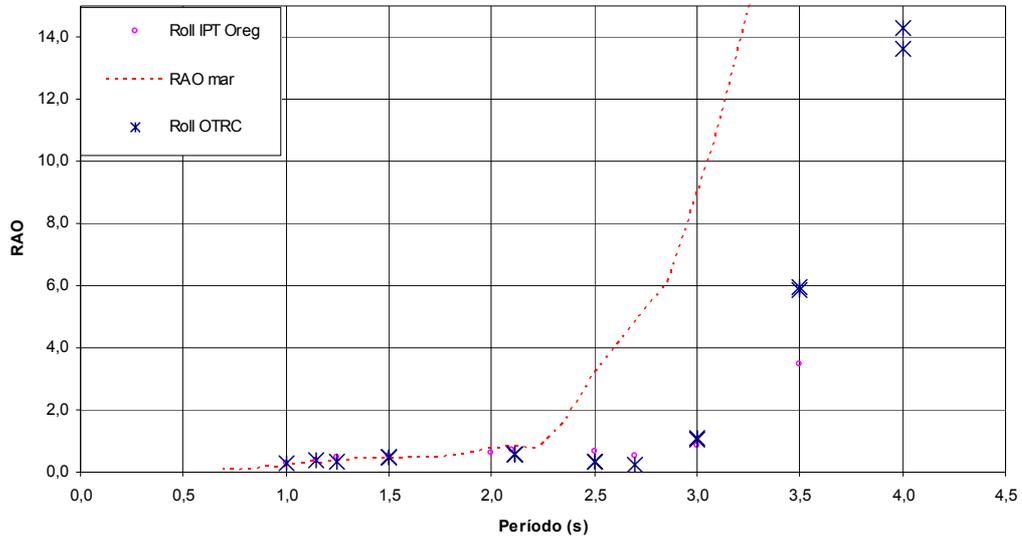


Figura 5.37 – Movimento de *Roll* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso do *Taut Leg* de 3,35 m de profundidade.

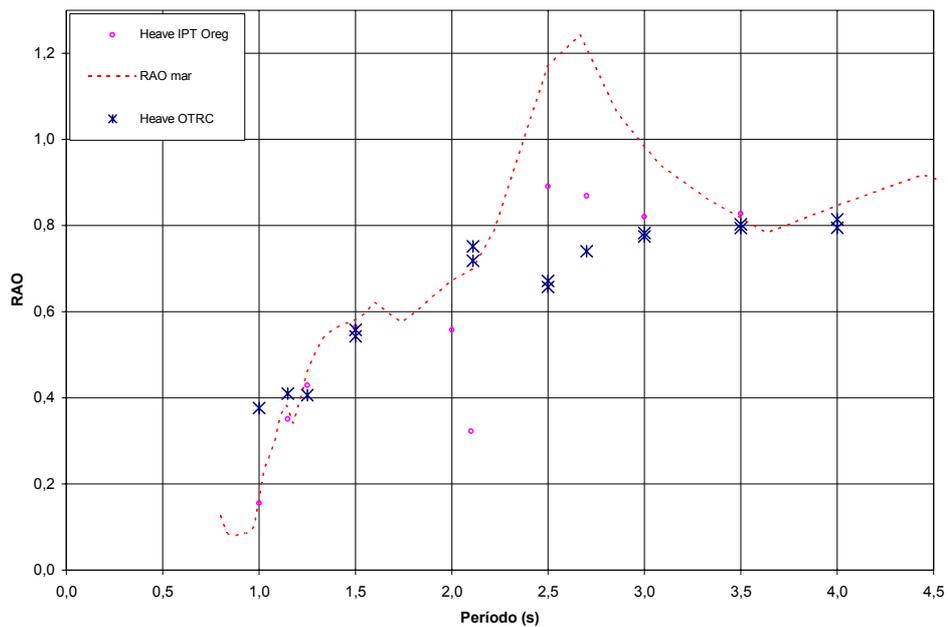


Figura 5.38 – Movimento de *Heave* adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso do *Taut Leg* de 3,35 m de profundidade.

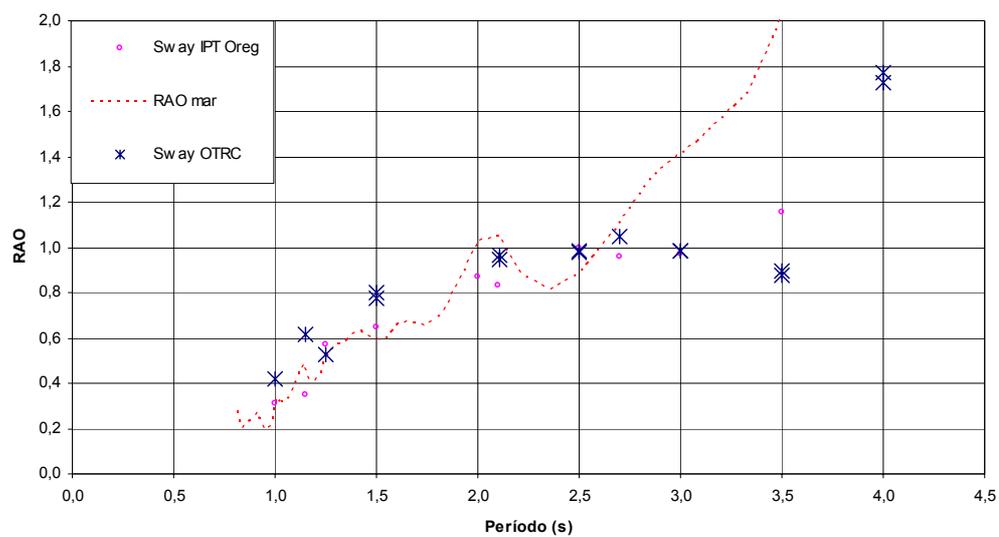


Figura 5.39 – Movimento de Sway adimensionalizado em função do período da onda incidente. Caso do *Taut Leg* de 3,35 m de profundidade

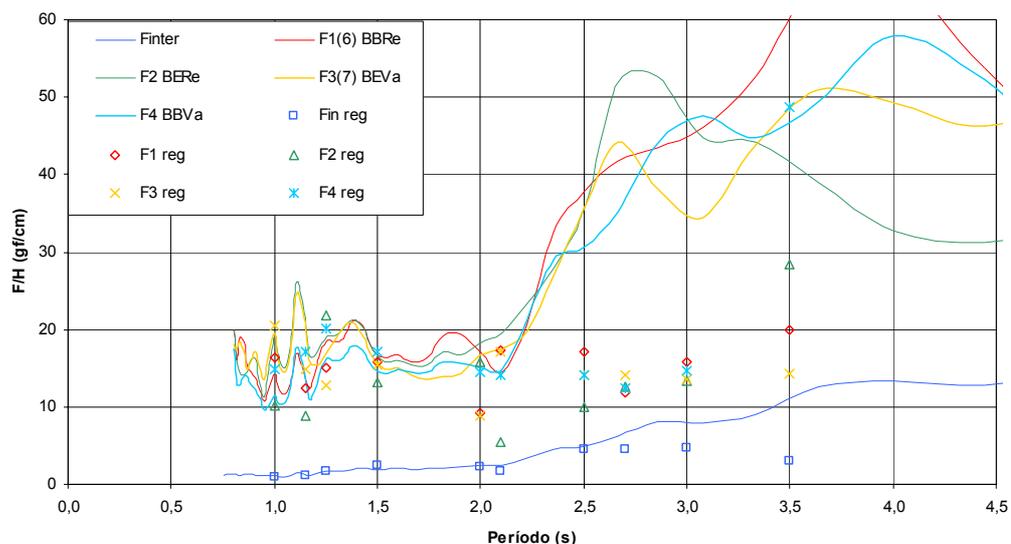


Figura 5.40 - Comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os RAO obtidos com mar aleatório.

A Figura 5.40 é a comparação entre as forças nas amarras nos ensaios de onda regular realizados no IPT e os RAO obtidos com mar aleatório. Caso do *Taut Leg* de 3,35 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda Fin indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com reg são aquelas realizadas no IPT com onda regular.

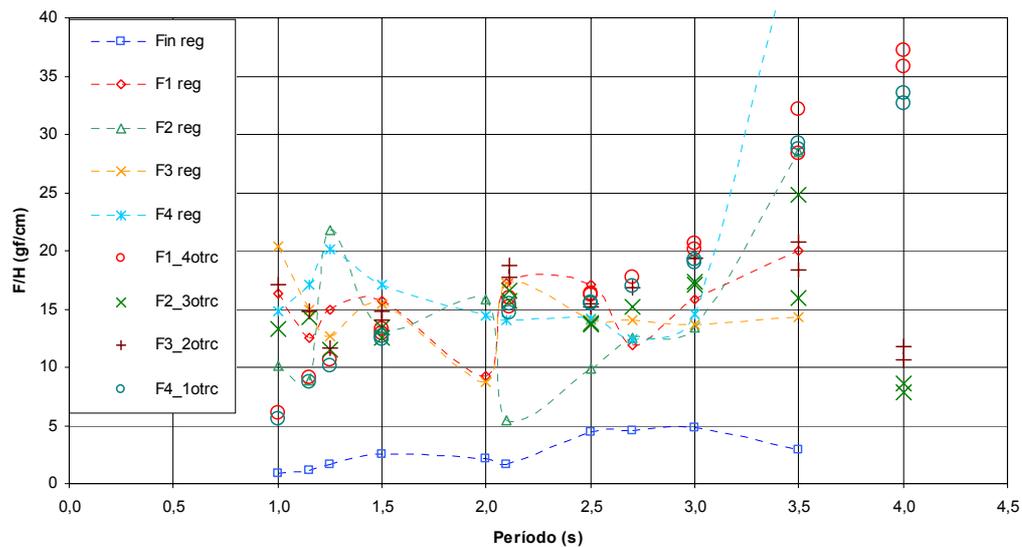


Figura 5.41 – Força em cada amarra adimensionalizada em função do período da onda incidente.

Na Figura 5.41 é sobre a Força em cada amarra adimensionalizada em função do período da onda incidente. Na legenda, os títulos grafados com *_otrc* significam que estes foram resultados obtidos no tanque oceânico do OTRC. Caso do *Taut Leg* de 3,35 m de profundidade. Na legenda, o número consecutivo à letra F indica a posição da amarra. Dessa forma, duas seqüências de mesmo número se referem à mesma posição de amarra. A legenda *Fint* indica a força medida na parte superior da linha (acima da mola) no ensaio do IPT. As seqüências encerradas com *reg* são aquelas realizadas aqui no IPT com onda regular.

Na Tabela 5.23, estão apresentadas as estatísticas de mar aleatório para as configurações de catenária estudadas. O período T_{pe} representa o período do pico máximo do espectro. A nomenclatura de força IPT e OTRC são diferentes, entretanto para efeito de comparação já foram adequadas; F1 IPT é a “moor4” OTRC, F2 é M3, F3 é M2 e F4 é a “moor1”.

Tabela 5.23 – Estatísticas de mar aleatório para catenária

Ensaio	Onda	Sway	Heave	Roll	Fint	F1	F2	F3	F4	Tpe
	(cm)	(cm)	(cm)	(grau)	(gf)	(gf)	(gf)	(gf)	(gf)	(s)
Cat 3,35m	8,05	5,61	4,05	4,70	10,46	38,06	34,48	32,37	40,68	1,48
Cat 3,35m	8,02	5,77	3,98	4,70	11,15	47,18	32,49	32,49	32,72	1,48
Cat 3,35m	5,08	3,356	2,53	3,03	5,85	34,70	28,63	29,55	26,86	1,48
Cat OTRC	7,10	1,08	3,64	4,65	--	29,49	23,16	25,51	26,63	1,850
Cat OTRC	12,68	2,01	6,73	8,60	--	195,41	47,86	49,08	195,10	1,850
Cat OTRC	10,14	1,41	5,52	7,16	--	94,39	38,16	38,98	88,57	1,850
Cat OTRC	4,55	0,80	2,44	3,13	--	14,80	13,06	15,41	12,76	1,850
Cat 1,85m	8,16	5,98	4,03	4,54	16,03	50,97	48,84	36,48	37,09	1,48
Cat 1,85m	9,88	7,45	5,06	5,57	19,19	60,92	41,855	58,43	45,43	1,48
Cat 1,85m	5,33	3,350	2,67	2,96	6,30	40,59	34,47	50,09	34,49	1,48

Na Tabela 5.24, estão apresentadas as estatísticas de mar aleatório para a configuração de taut *leg* estudada.

Tabela 5.24 – Estatísticas de mar aleatório para Taut Leg

Ensaio	Onda	Sway	Heave	Roll	Fint	F1	F2	F3	F4	Tpe
	(cm)	(cm)	(cm)	(grau)	(gf)	(gf)	(gf)	(gf)	(gf)	(s)
TAUT										
IPT	7,95	10,94	4,07	4,74	20,15	143,36	144,88	138,93	124,62	1,48
IPT	5,11	6,18	2,73	3,03	13,90	91,96	137,71	103,06	122,41	1,48
IPT	5,22	4,92	2,86	3,12	15,12	113,37	170,36	112,05	164,17	1,48
OTRC	7,50	0,91	4,03	4,84	--	104,39	99,49	111,02	99,80	1,85
OTRC	13,30	3,27	7,50	9,07	--	205,51	150,82	173,357	196,84	1,85
OTRC	11,15	1,89	6,04	7,34	--	161,94	134,29	152,04	155,51	1,85

5.2.5 Análise dos Resultados

Para efeito de comparação entre os ensaios, foram calculadas relações $H^{1/3}$ por H_s da onda. As forças obtidas dos ensaios do OTRC foram identificadas para a nomenclatura IPT, e transformadas para grama-força. Essas relações são apresentadas na tabela 10 para catenária e tabela 5.25 para *taut leg*.

Tabela 5.25 - Relações $H^{1/3}$ por H_s da onda para efeito de comparação (Catenária)

Ensaio	Sway	Heave	Roll	Fint	F1	F2	F3	F4
	(cm/cm)	(cm/cm)	(grau/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)
Cat 3,35m	0,70	0,50	0,58	1,30	4,73	4,28	4,02	5,05
Cat 3,35m	0,72	0,50	0,59	1,39	5,88	4,05	4,05	4,08
OTRC 1	0,15	0,51	0,66	---	4,15	3,26	3,36	3,75
OTRC 2	0,16	0,53	0,68	---	15,41	3,77	3,87	15,39
OTRC 3	0,14	0,54	0,71	---	9,31	3,76	3,84	8,73
OTRC 4	0,18	0,54	0,69	---	3,25	2,87	3,39	2,80
Cat 1,85m	0,73	0,49	0,56	1,96	6,25	5,99	4,47	4,55
Cat 1,85m	0,75	0,51	0,56	1,94	6,17	4,21	5,91	4,60

Tabela 5.26 - Relações $H^{1/3}$ por H_s da onda para efeito de comparação(taut leg)

Ensaio	<i>Sway</i>	<i>Heave</i>	<i>Roll</i>	Fint	F1	F2	F3	F4
	(cm/cm)	(cm/cm)	(grau/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)	(gf/cm)
T IPT 1	1,38	0,51	0,60	2,53	18,06	18,22	17,48	15,68
T IPT 2	1,21	0,53	0,59	2,72	18,00	26,95	20,17	23,95
T OTRC1	0,12	0,54	0,65	---	13,92	13,27	14,81	13,31
T OTRC2	0,25	0,56	0,68	---	15,45	11,34	13,05	14,80
T OTRC3	0,17	0,54	0,66	---	14,52	12,04	13,64	13,95

Na Tabela 5.25, observamos que com relação aos ensaios OTRC-1, OTRC-2 e OTRC-3, os resultados obtidos no IPT estão próximos, a menos das forças F1 e F4 das amarras e do *sway*. No ensaio OTRC-4 tem -se uma discordância maior entre as forças F2 e F4.

Os resultados de *sway* divergem com o OTRC provavelmente devido à consideração da deriva lenta na análise.

Na Tabela 5.26, que mostra os resultados da comparação para o *Taut Leg*, temos o mesmo ocorrendo com o *sway*. Provavelmente, esta diferença também se deve à consideração da deriva lenta. Dos dois ensaios comparados, O ensaio T IPT 1 mostrou-se mais próximo dos valores obtidos nos ensaios do OTRC, apesar do T IPT 2 não se mostrar muito discordante.

Os resultados, de um modo geral, são comparáveis tanto nos casos de catenária como de *taut leg*, apesar de algum efeito de não linearidade no *roll* e da discordância do *sway*.

O resultado de RAO de mar aleatório é apenas indicativo da tendência de curvas, sendo apresentado somente com esta finalidade, pois o local no Tanque de Provas onde foi montado o ensaio não permite a utilização da técnica de onda transiente para a obtenção das curvas de tendência de resultados adimensionalizados. Este local, porém, era o mais adequado para a montagem do ensaio. Para os resultados dos movimentos conseguiu-se uma boa indicação da tendência de valores de respostas para períodos baixos e altos em relação ao domínio considerado nos ensaios, sendo corroborada pelos resultados obtidos no OTRC.

A força medida junto à mola da amarra 1, chamada aqui de “Finter” é menor que F1 por causa do atrito do fio passando pela polia superior da base magnética (Figura 4.12).

A força F1 e F1_4otrc, F2 e F2_3otrc, F3 e F3_2otrc, F4 e F4_1otrc tem razoável concordância para alguns dos períodos compreendidos entre 2,0 e 2,5 segundos, conforme se pode ver nos gráficos comparando força nas amarras IPT - OTRC. Por outro lado nos gráficos que comparam onda regular com mar aleatório, constatou-se que a tendência dos resultados para valores de períodos baixos concorda com os dados do OTRC. Os melhores resultados foram obtidos para as forças F1 e F4.

Os resultados entre os dois tipos de truncamento de catenária ensaiadas no IPT foram comparados nas Figuras 5.33 a 5.36. Nota-se que os movimentos apresentam boa concordância entre as duas alturas de corte. A força Fint, F1 e F4 apresentam boa concordância entre os dois casos, já as forças F2 e F3 não mostram concordância em toda a faixa de períodos gerados.

5.7. Conclusões dos Ensaios no IPT

Foram ensaiados vários casos até se chegar a uma condição de montagem na base magnética na qual o movimento tivesse a menor restrição possível. Esta restrição era originária da passagem do fio da amarra pela polia do rolete. Também foram variados os arranjos de polia sobre as bases magnéticas.

Foi ensaiado um caso em que se simulou uma redução da lâmina d'água do Tanque de Provas de 1,85 m para verificação da influência sobre os resultados já obtidos com a configuração de catenária possível no IPT.

Este ensaio interessante mostra que a utilização de bases magnéticas pode ser feita para profundidades ainda menores que a do Tanque de Provas do IPT. Entretanto resta resolver o problema de atrito do fio de amarra que vai do casco à mola da catenária parcial, quando este passa pelo sistema da base magnética.

O caso de amarração tipo *taut leg* apresentou mais complicações nos ensaios no IPT, devido à tendência de desgarramento da base, e também pelo “vincamento” do fio no eixo-polia, assim como ocorreram alguns rompimentos de cabos durante os ensaios por desgaste na região de passagem pela base magnética.

Os resultados dos movimentos comparados com OTRC de modo geral são bons, a não ser por alguns ensaios, provavelmente devido aos problemas acima citados.

Já as forças: F1 tem alguns pontos fora da tendência em $T < 1,2$ e $T > 2,7$ s; a força F2 em $T < 1,25$ e em $T = 2,1$ s; a F3 apresentou a melhor concordância em toda a faixa de períodos; a F4 mostra a mesma tendência que os resultados de F4_1Otrc com maior coincidência entre 2,0 e 3,0 segundos.

Nesta condição de ensaios além da influência de atrito já mencionada, também há o aspecto do vincamento do fio durante o ensaio, que se não for detectado afeta os resultados, dando margem a maiores discrepâncias nas comparações.

Deve-se salientar que houve dificuldade, no IPT, na geração de ondas com períodos menor que 1,25 segundo e também acima de 3,00 segundos, devido a limitações do batedor de ondas.

A influência do atrito na passagem do fio pela base magnética para chegar à mola da pré-tensão deve ter em alguns ensaios prejudicado a comparação entre as forças medidas no IPT com aquelas no OTRC.

Verificou-se também uma boa reprodução do espectro de 1ª ordem, mas uma baixa reprodução do Espectro de 2ª ordem em torno de 40% com relação ao Espectro de 2ª ordem do ensaio no OTRC. Torna-se bastante desafiador reproduzir o espectro de 2ª ordem idêntico em Tanques Oceânicos de diferentes características. A reprodução do mesmo Mar aleatório em batedores de ondas diferentes, diferentes praias para o amortecimento da onda e a própria geometria dos tanques oceânicos exercem uma forte influência nos resultados.

5.2.6. CONSIDERAÇÕES DOS ENSAIOS

Estes os ensaios tiveram o objetivo de aprimorar o Desenvolvimento de Técnicas de Ensaio com Truncamento de Ancoragens.

Os resultados dos ensaios são comparáveis com os resultados obtidos no tanque de provas do OTRC no geral, apesar de alguns estudos ainda serem necessários para elucidar algumas divergências de resultados.

Os resultados do truncamento da catenária a 1,85 m comparados com os resultados do truncamento a 3,35 m de profundidade mostram boa concordância, dando indicação de que a proposição do mecanismo é válida, tornando possível a realização de ensaios de águas profundas em tanques de prova de pequena profundidade.

O domínio desta técnica pode dar ao Tanque de Provas da Divisão um importante diferencial em relação aos demais laboratórios, tornando possível a realização de ensaios em território nacional que atualmente podem ser realizados apenas em outros países. A Figura 5.42 mostra a numeração das linhas de amarração no OTRC e IPT. Nas Figuras de 5.43 a 5.53 são mostrados os arranjos do ensaio com base magnética no IPT.

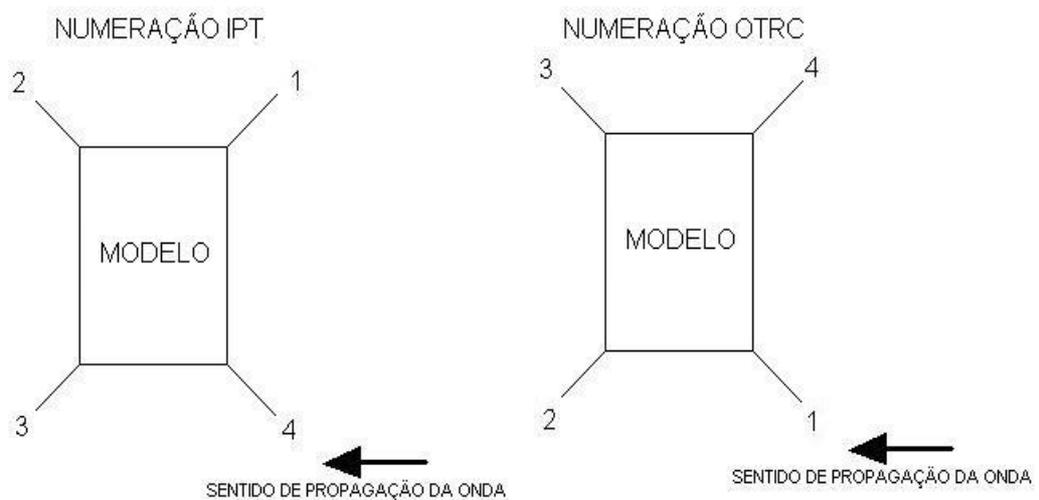


Figura 5.42 – Numeração das linhas de amarração



Figura 5.43 – Posicionamento do modelo no Tanque de Provas para o ensaio.



Figura 5.44 – Modelo preparado para ensaio com haste dotada de *led's* para registro de movimentos no fotossensor.

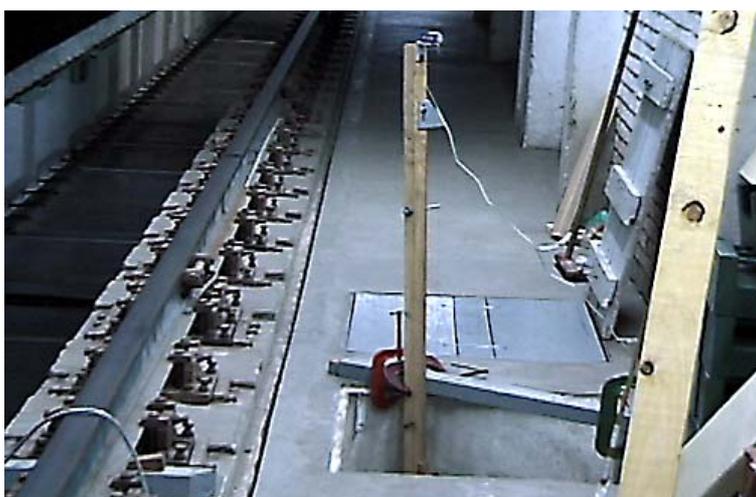


Figura 5.45 – Detalhe do arranjo do ensaio: fio da amarra preso à mola.

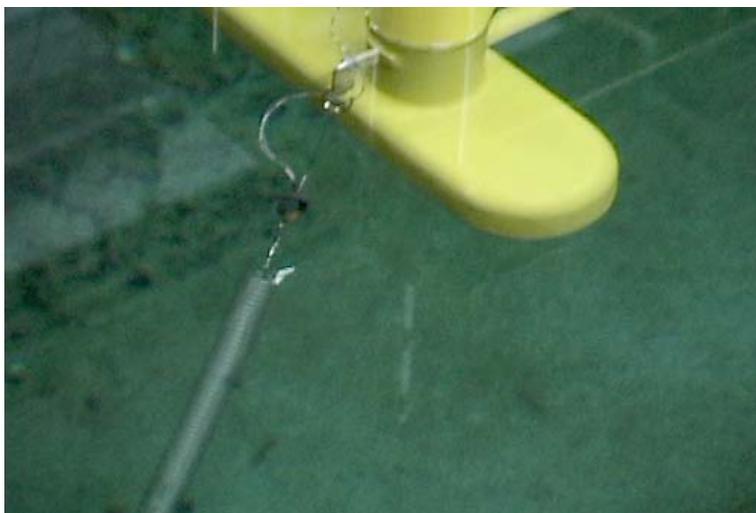


Figura 5.46 – Detalhe de como é presa a linha de amarração da plataforma, com a célula de carga em forma de anel.

A mola que aparece logo abaixo da célula de carga foi um dos arranjos possíveis utilizados. Na configuração final, ela não estava presente.



Figura 5.47 – Detalhe da linha de amarração presa à mola com a célula de carga no final.

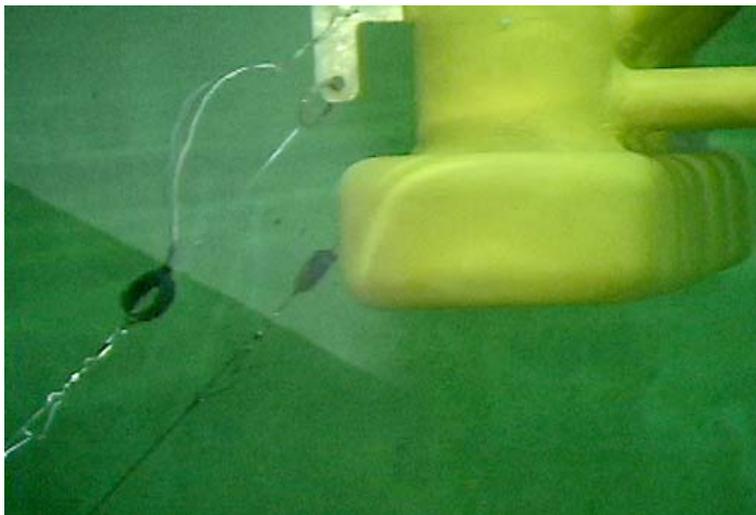


Figura 5.48 – Detalhe das linhas de amarração presas ao modelo, com as células de carga.

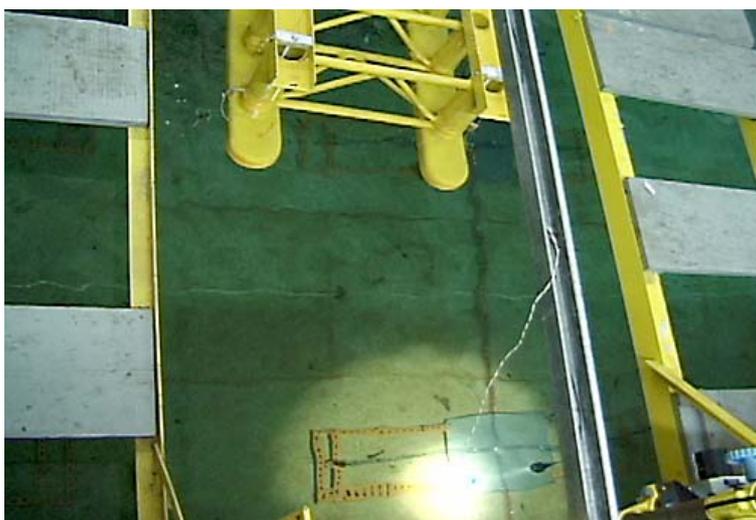


Figura 5.49 – Vista do ensaio com base magnética ao fundo.



Figura 5.50 – Base Magnética posicionada no fundo do Tanque de Provas do IPT.

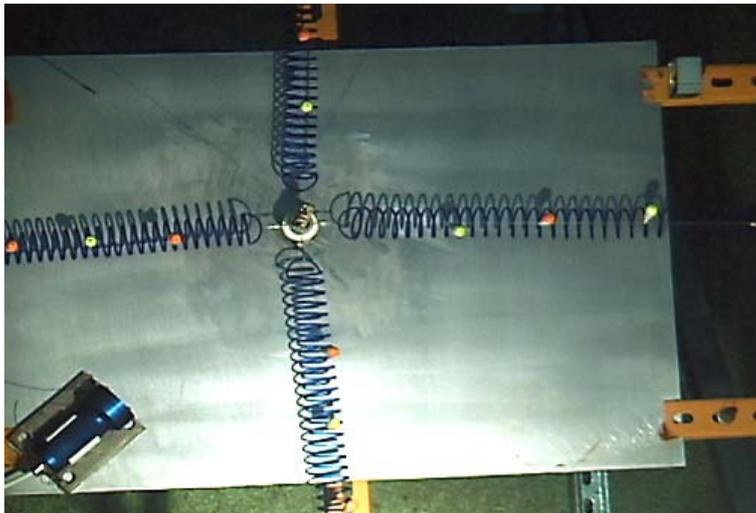


Figura 5.51 – Vista Superior da Base Magnética com câmera de vídeo no canto inferior esquerdo.

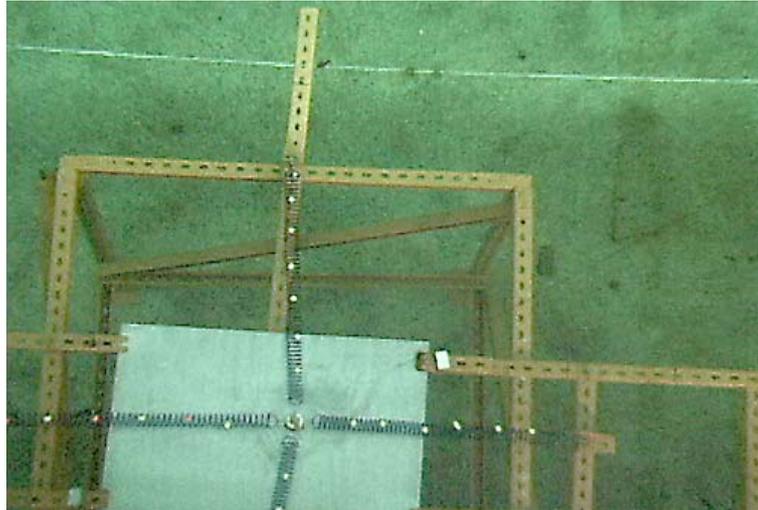


Figura 5.52– Vista da base magnética com a plataforma para elevar sua altura em 1,5 m.

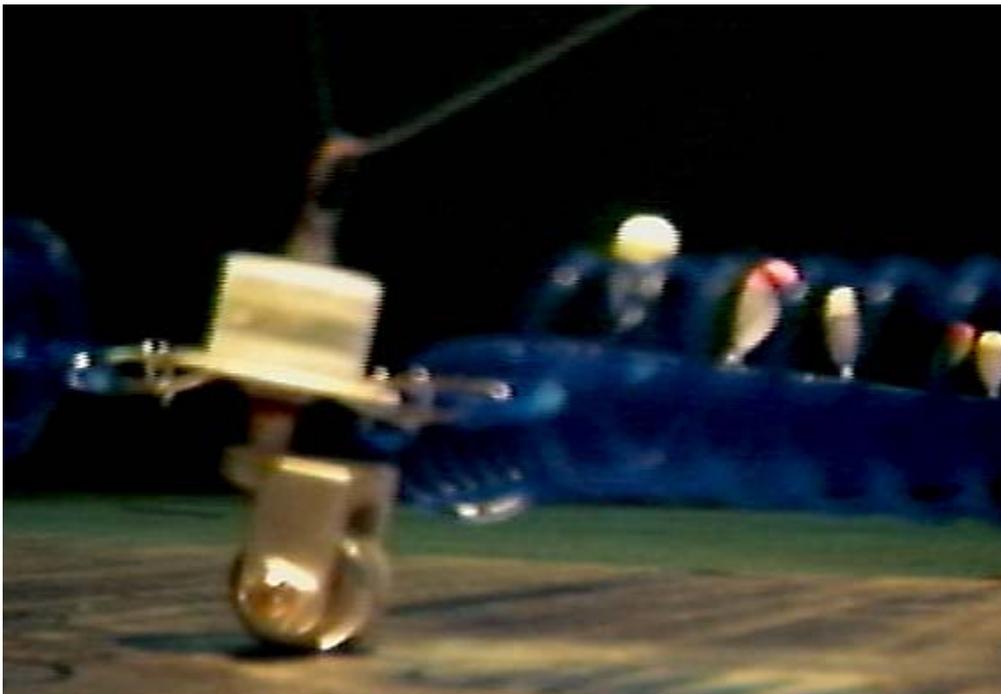


Figura 5.53 – Vista do rolete sobre a base magnética executando movimentos conforme a linha de amarração é tracionada.

5.3. Ensaios com Modelo Reduzido na Universidade de Delft

5.3.1. Introdução

Com o projeto da bóia de subsuperfície para uma profundidade de 1020 m, surgiu a necessidade de se truncar os tendões para a realização dos ensaios no Tanque do IPT. Desta necessidade surgiu a primeira base magnética, com a vantagem de que o ensaio experimental seria quase-estático e sem correnteza. A bóia de subsuperfície não sofre a influencia das ondas. Após o sucesso desta modelagem verificou se a possibilidade de se utilizar também, com modelos reduzidos de plataformas e FPSOs em ensaios dinâmicos com onda e correnteza.

Foi então realizada uma série de ensaios com ondas no OTRC, com um modelo de plataforma da ITTC, onde buscou verificar os efeitos do espectro de grupo de ondas (2a. Ordem) neste casco para o sistema de ancoragem em catenária e em *Taut-leg* com duas profundidades diferentes. Verificamos e filmamos também os movimentos nos pontos de corte dos dois tipos de linhas de ancoragem. Após estes testes, realizaram-se os ensaios no IPT com as linhas truncadas e com o uso das bases magnéticas para o mesmo modelo.

Nas análises comparativas do espectro de segunda ordem verificou-se uma diferença entre os valores da densidade de energia entre os dados do IPT e do OTRC. Devido a este fato, surgiu a proposta de realizar ensaios experimentais complementares. Implementou-se algumas melhorias nas bases magnéticas visando uma redução do atrito de rolamento. Verificou-se a necessidade da realização de ensaios experimentais, para uma melhor avaliação do efeito do atrito associado ao efeito inercial da base (*lumped mass*) com excitação harmônica de frequências variáveis e os efeitos hidrodinâmicos. Na busca do aprimoramento desta técnica de truncamento em ensaios experimentais, surge a proposta da COPPE de se buscar uma cooperação tecnológica com a Universidade de Delft, onde o Prof. Pinkster é um especialista, mundialmente reconhecido como o pioneiro no estudo dos efeitos da segunda ordem em sistemas ancorados. A proposta foi então encaminhada e viabilizada pelas seguintes instituições: COPPE, Delft University e Petrobras.

O ensaio em modelo reduzido truncado realizado na Universidade de Delft teve como filosofia, utilizar os equipamentos e as facilidades da Universidade. As linhas de ancoragem, as molas, as células de carga do tipo anel, placas metálicas e as bases

magnéticas foram as mesmas utilizadas nos ensaios com modelo truncado no IPT. Utilizou-se um oscilador harmônico, com um conversor de frequência, a faixa de frequência escolhida foi ajustada para as condições do período de ondas da Bacia de campos. Foi montado um sistema em *Taut-Leg*, composto de uma linha de aço com uma mola de aço de 37 gf/cm para o K axial (EA/L). A altura máxima possível foi de 6,5 m para a montagem da linha de ancoragem em escala reduzida com o uso de uma célula de carga colocada no topo, perto do oscilador rotativo. Foram feitos ensaios com vários ângulos de topo (45, 35, 21 e 9 graus) primeiramente com a linha com o seu comprimento total. Para o truncamento utilizou-se uma altura de 2m para a linha com 38 e 45 graus com e sem a base magnética. Nestes ensaios usaram-se dois tipos de chapa aço magnetizável com um bom tratamento da superfície de contato, usou-se o brunimento (superfície espelhada) e a outra com pior tratamento, usou-se somente lixa deixando certa imperfeição na superfície da placa. Neste ensaio buscou-se obter valores comparativos entre a linha com o comprimento total versus a linha com truncamento, comparando-se as duas placas (efeito do Atrito) em conjunto com a influência da frequência (efeitos inerciais). Com relação aos efeitos inerciais, a base magnética representa uma massa concentrada (*lumped mass*) por este motivo foi ajustada a massa da base magnética na ordem de grandeza e próximo do valor da massa do trecho retirado da linha de ancoragem. Outro ensaio foi sem o uso do sistema truncado com base magnética, usando-se somente uma mola axial.

5.3.2. Descrição das Análises e dos Ensaios Experimentais em Modelo Reduzido.

Foi feita uma planilha para os ensaios em modelo reduzido onde os cálculos das forças de restauração horizontal e do K (rigidez) da mola de restauração horizontal, foram melhorados. O cálculo da rigidez da mola axial também foi introduzido. Modelou se também no Orcaflex a linha de ancoragem em 45 e 38 graus e os *risers* em 20 graus(SCRs) e 7 graus(*risers*). Foi feita uma modelagem inicial no Orcaflex do sistema truncado com a base magnética, mas o resultado não foi satisfatório devido às limitações do *software*.

5.3.3. Ensaio Experimental da linha completa com movimento linear.

Fez-se uma montagem do sistema *taut leg* (42 graus) e com uma pretensão de 1N (100 gf), ajustou-se a posição da mola e montou-se a polia no gancho da talha, o oscilador harmônico, célula de carga e os equipamentos eletrônicos de aquisição de dados foram colocados próximo do piso. A altura final máxima possível obtida foi de 6,5 m, após elevar a talha. O oscilador foi ajustado para 1,5 Hz inicialmente. Após ligarmos o oscilador, tirou-se a primeira amostragem do sinal harmônico. Verificou-se que este sinal após ser plotado no gráfico apresentava uma distorção. Ajustou-se o filtro, mas mesmo assim o sinal continuou apresentando distorção. Verificou-se finalmente, que a polia e a talha estavam oscilando, portanto seria necessária a fixação do conjunto. Isto foi feito no outro dia, colocou-se outra linha estaiando a polia no sentido contrário ao do movimento oscilatório. Verificou-se que o sinal harmônico ficou sem distorção. Temos também uma limitação do conversor de frequência que ajusta a velocidade do motor, tanto na máxima frequência quanto na mínima.

Todo teste ou instalação em escala real sempre apresenta detalhes e desafios não previstos, fazem parte das incertezas ou dos detalhes.

Portanto os primeiros ensaios foram feitos com a linha completa, com quatro pretensões e quatro ângulos e cinco frequências diferentes. Os ensaios foram realizados com oscilação harmônica e nestes ensaios foi usada uma faixa de frequência de 0,15 a 1,51 Hz (limite do conversor). Isto corresponde a um período entre 6,8 a 66,8 segundos na escala real (1:105). O ensaio foi feito para os ângulos de 45, 38, 20 e 7 graus.

5.3.4. Ensaio Experimental da Linha completa com o movimento circular no plano vertical

Para o movimento no plano foi necessário modificar o arranjo do ensaio. O oscilador harmônico, célula de carga e equipamentos eletrônicos tiveram que ser instalados a 6,5 m de altura. O oscilador foi colocado no topo da linha. O ensaio foi feito para os ângulos de 45, 38, 20 e 7 graus.

5.3.5. Ensaio Experimental do Modelo Truncado com a Base Magnética.

Após uma análise dos dados verifiquei a existência de uma distorção significativa no sinal no modelo truncado com a base magnética, isto ocorria principalmente nos picos máximos do sinal harmônico. Este efeito é devido à linha de corte do modelo truncado, ela na realidade não fica na horizontal e sim com uma inclinação proporcional ao ângulo da linha de ancoragem. Quando inclinei a placa metálica, ajustando a placa para ficar perpendicular à linha, houve a necessidade de uma calibração nas molas (existe uma pequena diferença) o sinal cravou com o do modelo completo.

Nas frequências mais altas 1,13 a 1,51 Hz percebe-se um pequeno efeito da inércia nas amplitudes do sinal.

Numa análise preliminar, o que estava faltando era a inclinação da placa metálica num ângulo próximo ao da linha de ancoragem. Já tenho certa sensibilidade com relação a forças inerciais (*lumped mass*) e ao efeito do atrito. Ficou faltando o ensaio na água para verificação dos efeitos hidrodinâmicos.

Devido à limitação física (distância e modificação na montagem do equipamento) só foi possível fazer os ensaios para os ângulos de 45 e 38 graus.

5.3.6. Arranjos testados para o ensaio da Base magnética com Excitação Harmônica.

Foram feitas algumas montagens e testes para a escolha da melhor configuração. As Figuras 5.54 a 5.56 mostram os primeiros arranjos ensaiados. A Figura 5.57 representa o esquemático da configuração escolhida.

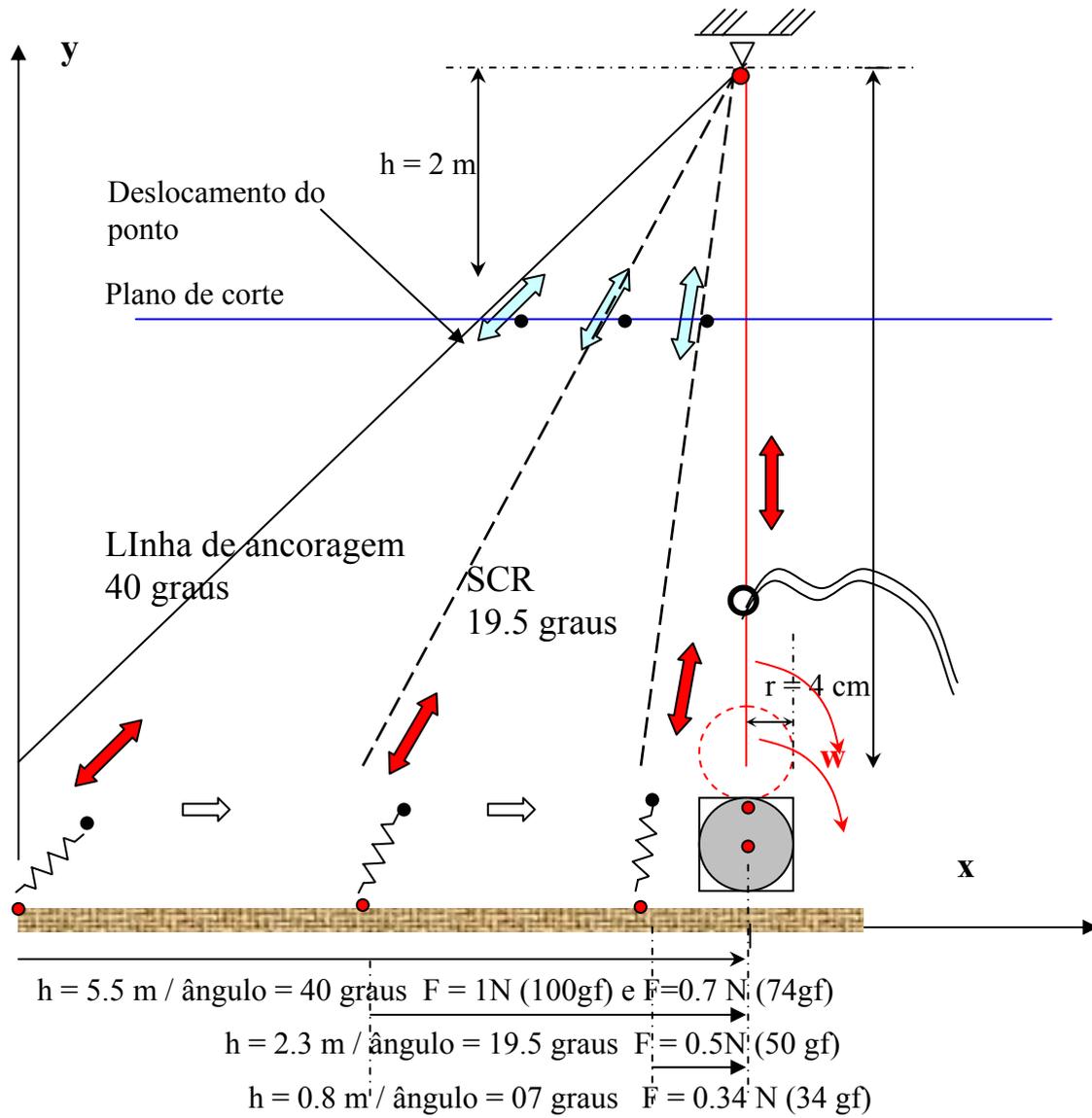


Figura 5.54 - Primeiro Arranjo do Teste de Oscilação Forçada.

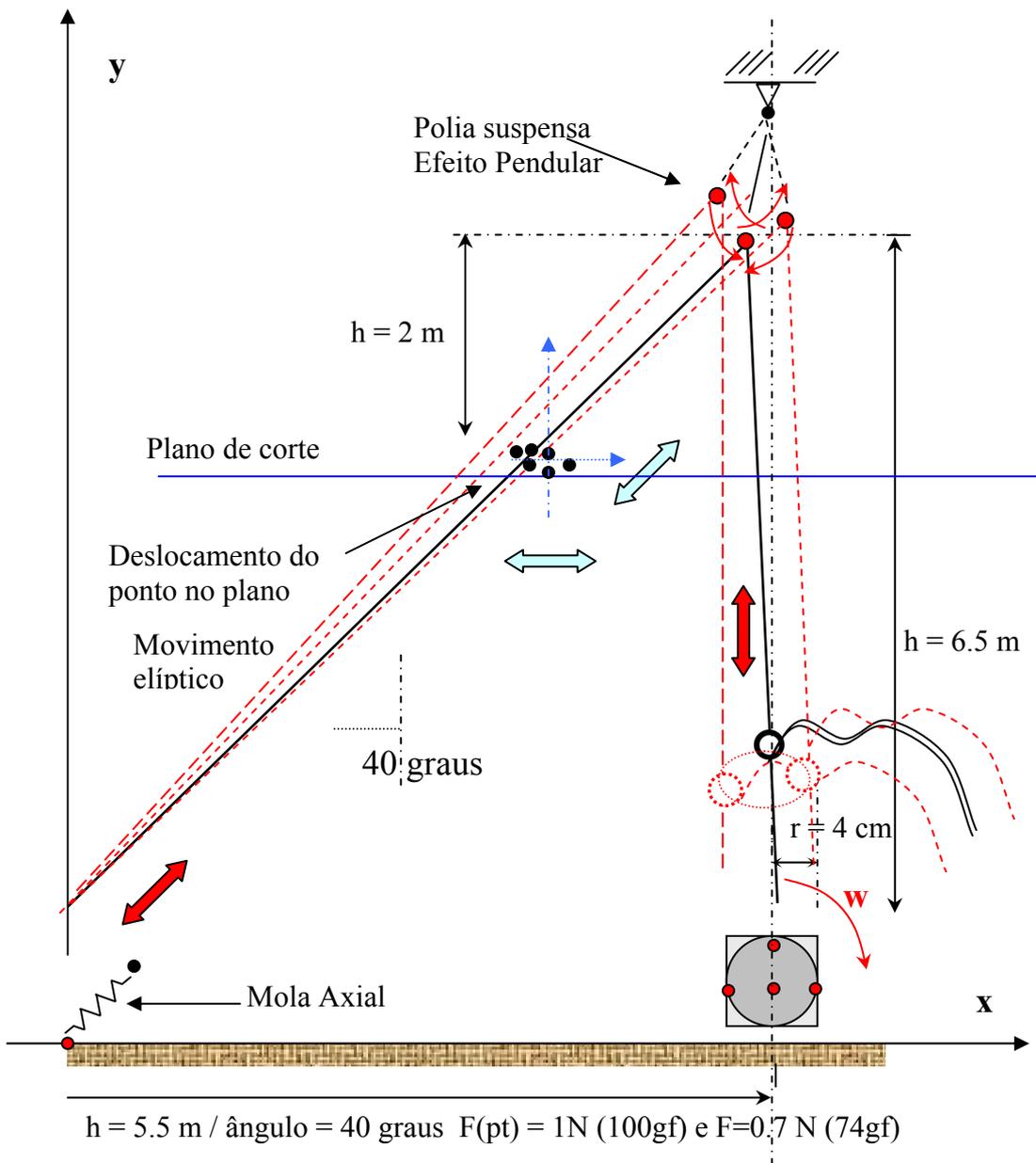


Figura 5.55 - Segundo Arranjo do Ensaio.

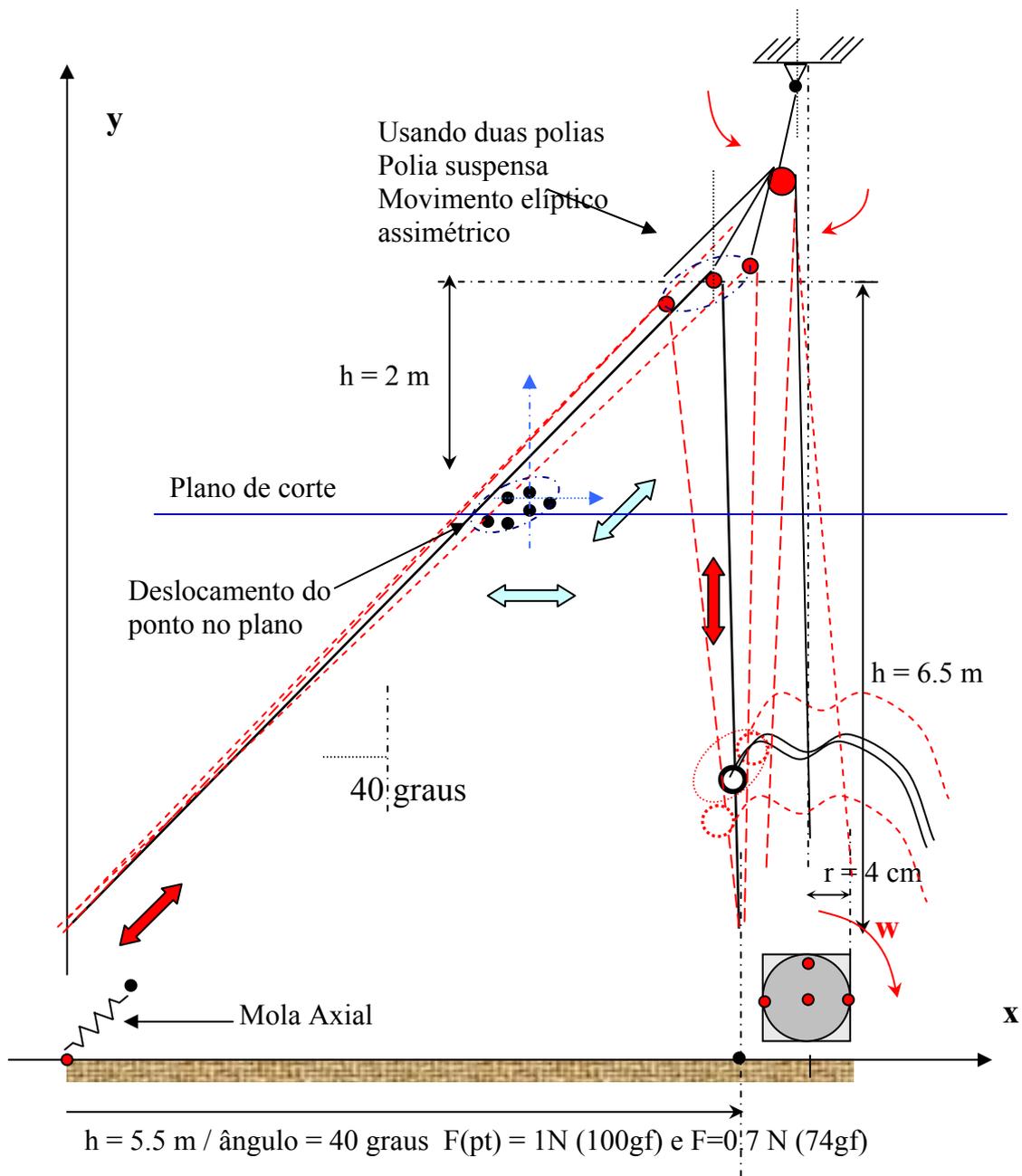


Figura 5.56 - Esquemático do Arranjo do Ensaio com duas Polias.

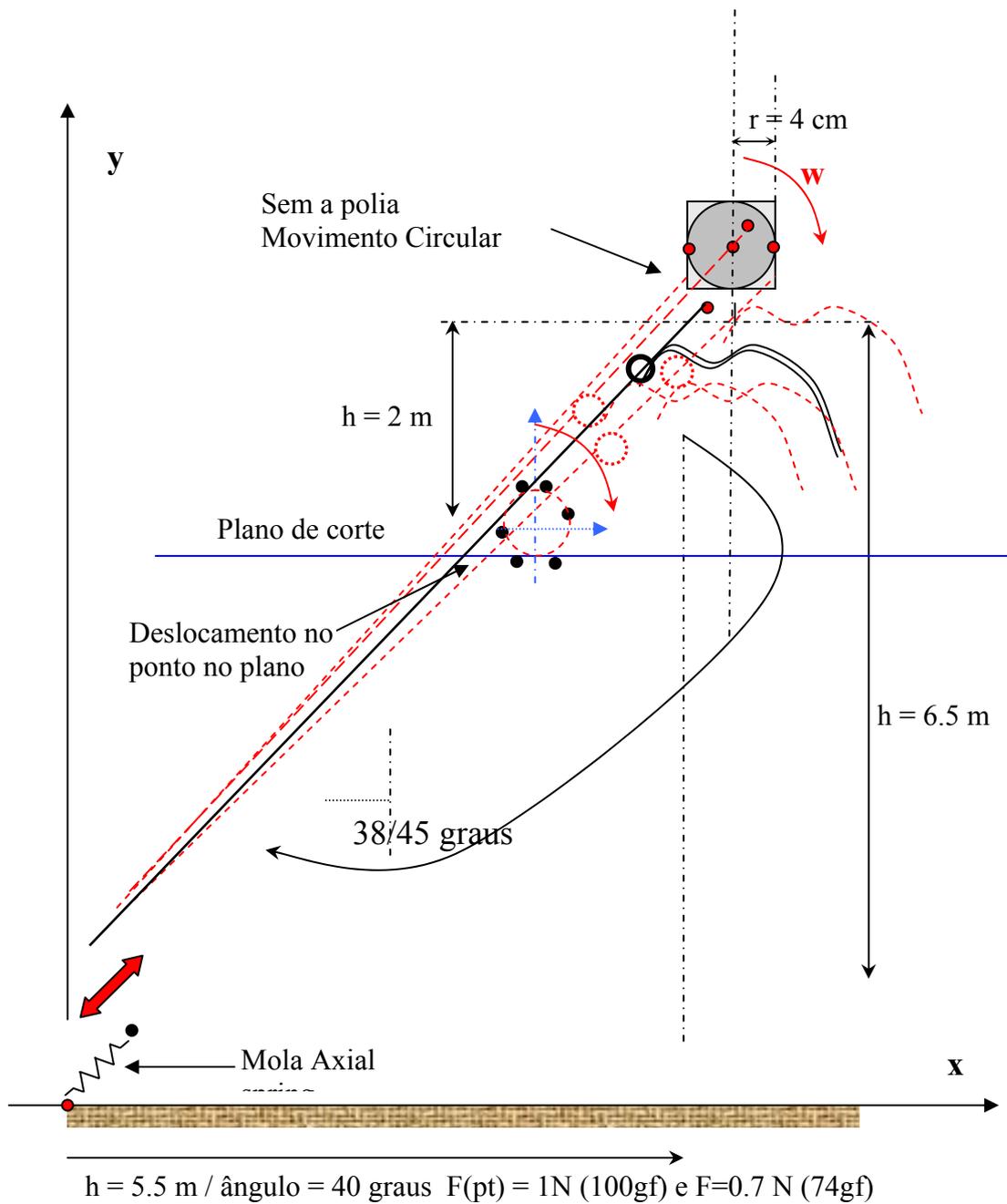


Figura 5.57 - Esquemático Final do Arranjo do Movimento Circular sem a Polia.



Figura 5.58 - Montagem do Truncamento de uma Linha de Ancoragem.

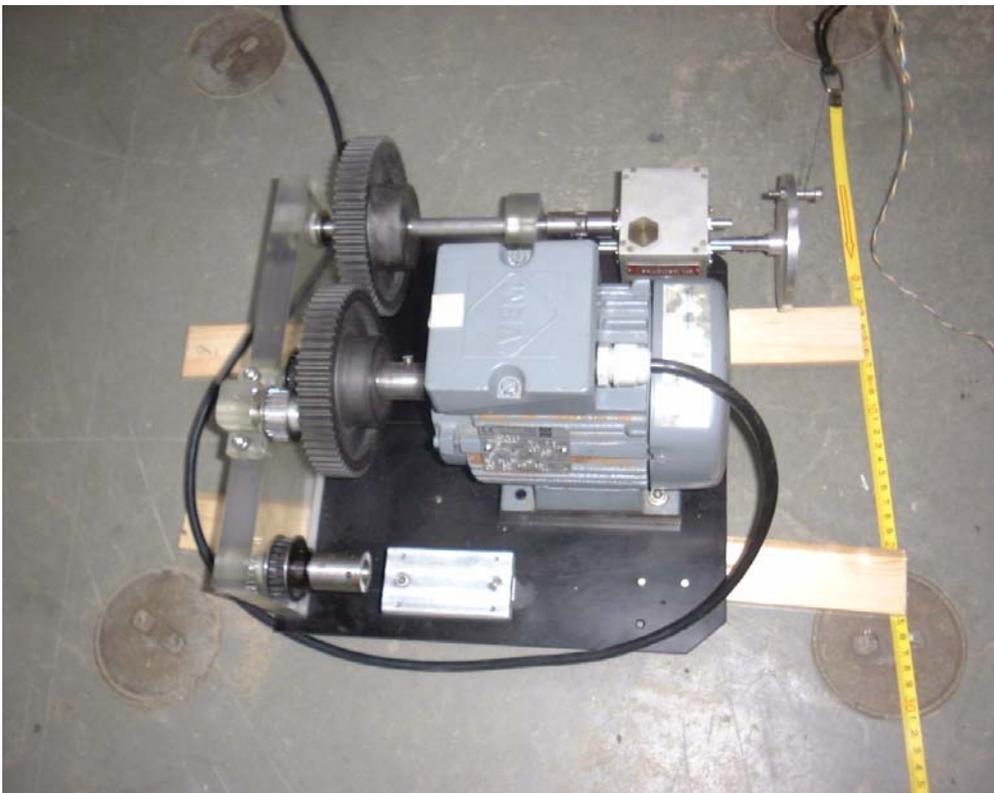


Figura 5.59 – Oscilador Harmônico com Caixa de Redução.

5.3.7. Resultados Comparativos dos Ensaio na Universidade de TUDelft

Nas Tabelas 5.27 a 5.29 é mostrado para a configuração em catenária os valores Médio, máximo e mínimo da Pré-tração para o comprimento total e truncado com base Magnética para os diversos períodos ajustado no oscilador Harmônico.

Tabelas 5.27 – Catenária (38 graus) Movimento harmônico. R = 4 cm e Pré-tração de 172 gf. Período de 66,8 segundos.

38 graus período = 66,8s escala = 1:105 Configuração de uma linha em Catenária											
Comp. Total 100% Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag. e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Mag. e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,635 N	100	1,62 N	99,0	-0,9%	1,596 N	97,60	-2,4%	1,74 N	106,2	+6,2
Máxima	2,89 N	100	2,82 N	97,0	-2,3%	2,650 N	91,60	-8,4%	3,10 N	107,2	+7,2
Mínima	0,544 N	100	0,55 N	101	+0,9%	0,550 N	101,3	+1,3%	0,55 N	109,6	+9,6

Tabelas 5.28 – Catenária (38 graus) Movimento harmônico. R = 4 cm e Pré-tração de 172 gf. Período de 12,8 segundos.

38 graus período = 12,8s escala = 1:105											
Comp. Total Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Magnética e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,612 N	100	1,63 N	101	+0,9%	1,580 N	96,60	-3,4%	1,71 N	104,5	+4,5
Máxima	2,878 N	100	2,70 N	93,8	-6,2%	2,550 N	88,10	-12%	3,04 N	105	+5
Mínima	0,393 N	100	0,57 N	144	+44%	0,639 N	117,6	-17%	0,41 N	105	+5

Tabelas 5.29 – Catenária (38 graus) Movimento harmônico. R = 4 cm e Pré-tração de 172 gf. Período de 6,8 segundos.

38 graus período = 6,8s escala = 1:105											
Comp. Total 100% Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Magnética e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,548 N	100	1,60 N	98,2	-1,8	1,527 N	98,60	-1,4	1,48 N	90,00	10%
Máxima	2,648 N	100	2,68 N	101	+1,2	2,230 N	77,00	-3%	2,65 N	100,0	0%
Mínima	0,464 N	100	0,54 N	116	+16,3	0,733 N	159,0	+59%	0,36 N	90,00	10%

Nas Tabelas 5.30 a 5.32 é mostrado para a configuração em *Taut-Leg* o valor médio, máximo e mínimo da Pré-tração para o comprimento total e truncado com base Magnética para os diversos períodos ajustado no oscilador Harmônico.

Tabela 5.30 – Taut Leg (45 graus) Movimento harmônico e pré-tensão de 216 gf Período de 66,8 segundos.

45 graus período = 66,8s escala = 1:105 Configuração de uma linha em Taut leg											
Comp. Total 100% Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Mag e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,635 N	100	1,619 N	99,02	0,8%	1,596 N	97,60	2,4%	1,737 N	106,2	6,2%
Máxima	2,892 N	100	2,825 N	97,70	2,3%	2,650 N	91,60	8,4%	3,100 N	107,2	7,2%
Mínima	0,544 N	100	0,549 N	100,9	0,9%	0,550 N	101,3	1,3%	0,552 N	109,6	9,6%

Tabela 5.31 – Taut Leg (45 graus) Movimento harmônico e pré-tensão de 216 gf Período de 12,8 segundos.

45 graus período = 12,8s escala = 1:105											
Comp. Total Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Mag e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,612 N	100	1,627 N	100,9	0,9%	1,580 N	96,60	3,4%	1,709 N	104,5	+4,5%
Máxima	2,878 N	100	2,700 N	93,80	6,2%	2,550 N	88,10	1,9%	3,041 N	105	+5%
Mínima	0,393 N	100	0,568 N	104,5	4,5%	0,639 N	117,6	17,6%	0,413 N	0,76	-14%

Tabela 5.32 – Taut Leg (45 graus) Movimento harmônico e pré-tensão de 216 gf Período de 6,8 segundos.

Comp. Total 100% Altura Total = 6,5m			Truncado 2m Base Mag e Chapa Lisa			Truncado 2 m Base Mag e Chapa Rugosa			Truncado 2 m Somente com a mola		
Valor	Tração	%	Tração	%	erro	Tração	%	erro	Tração	%	erro
Média	1,548 N	100	1,605 N	98,20	-1,8%	1,527 N	98,60	-1,4%	1,477 N	90,00	-10%
Máxima	2,648 N	100	2,680 N	101,2	+1,2	2,230 N	77,00	-3%	2,653 N	100,0	0%
Mínima	0,464 N	100	0,543 N	116,3	+16,3	0,733 N	159,0	+59%	0,360 N	90,00	-10%

Nos gráficos vemos as comparações da saída dos sinais harmônicos com as diversas frequências e arranjos. Pode-se verificar que após ajustar a inclinação da placa (plano de corte) ortogonal à linha de ancoragem, a forma senoidal do sinal do modelo no ensaio truncado ficou similar ao sinal para o teste sem truncamento (comprimento total).

A Figura 5.3.7.1 mostra um Esquemático do Truncamento de uma Linha de Ancoragem.

Nas Figuras 5.60 a 5.65 abaixo mostram a comparação dos resultados das forças de tração na linha de ancoragem com o sistema com comprimento, truncado com base magnética e truncado usando somente a mola de restauração axial.

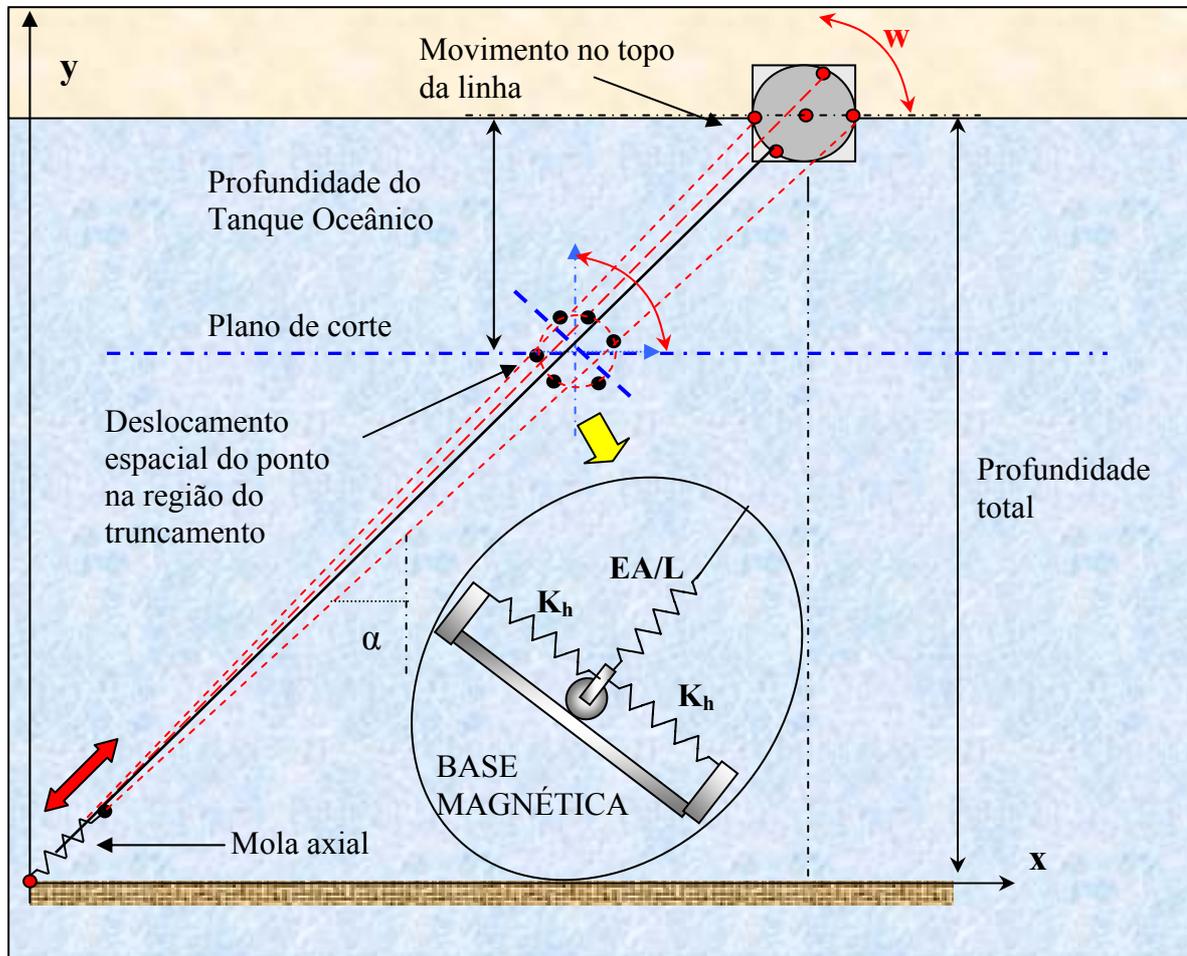


Figura 5.60 - Esquemático do Truncamento de uma Linha de Ancoragem.

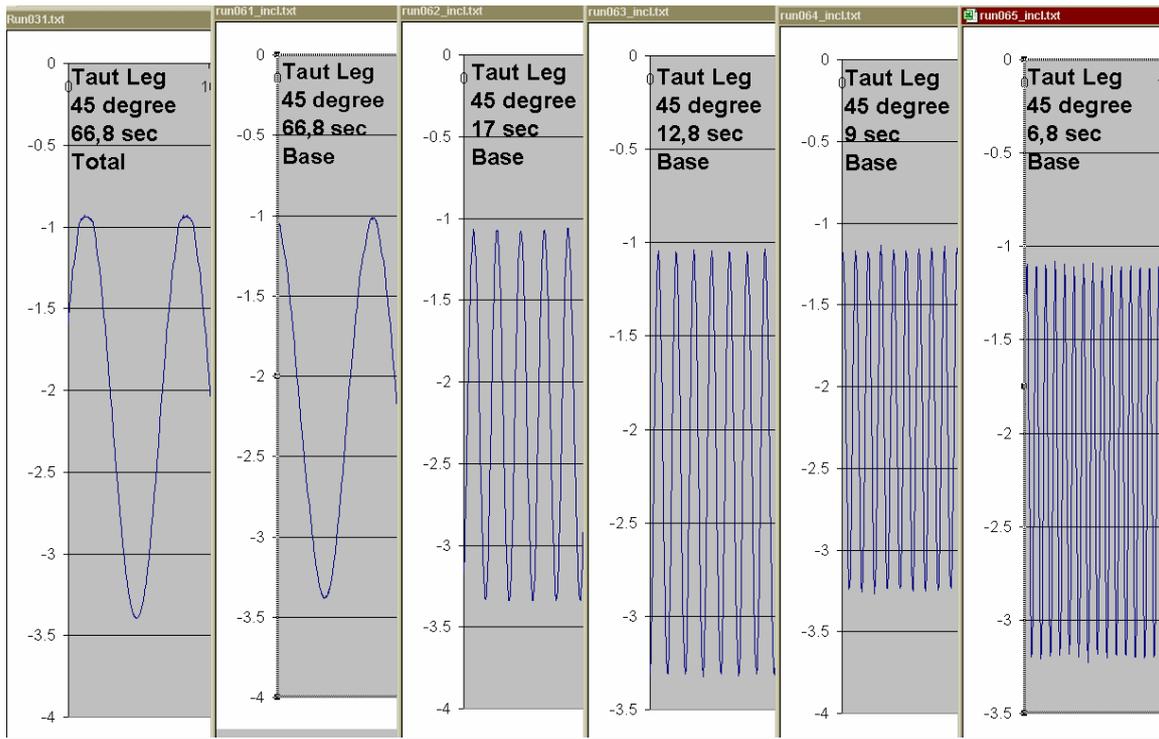


Figura 5.61 – Comparação das Forças de Tração versus Frequência no Taut-Leg truncado com o uso da Base Magnética com a mola de restauração axial.

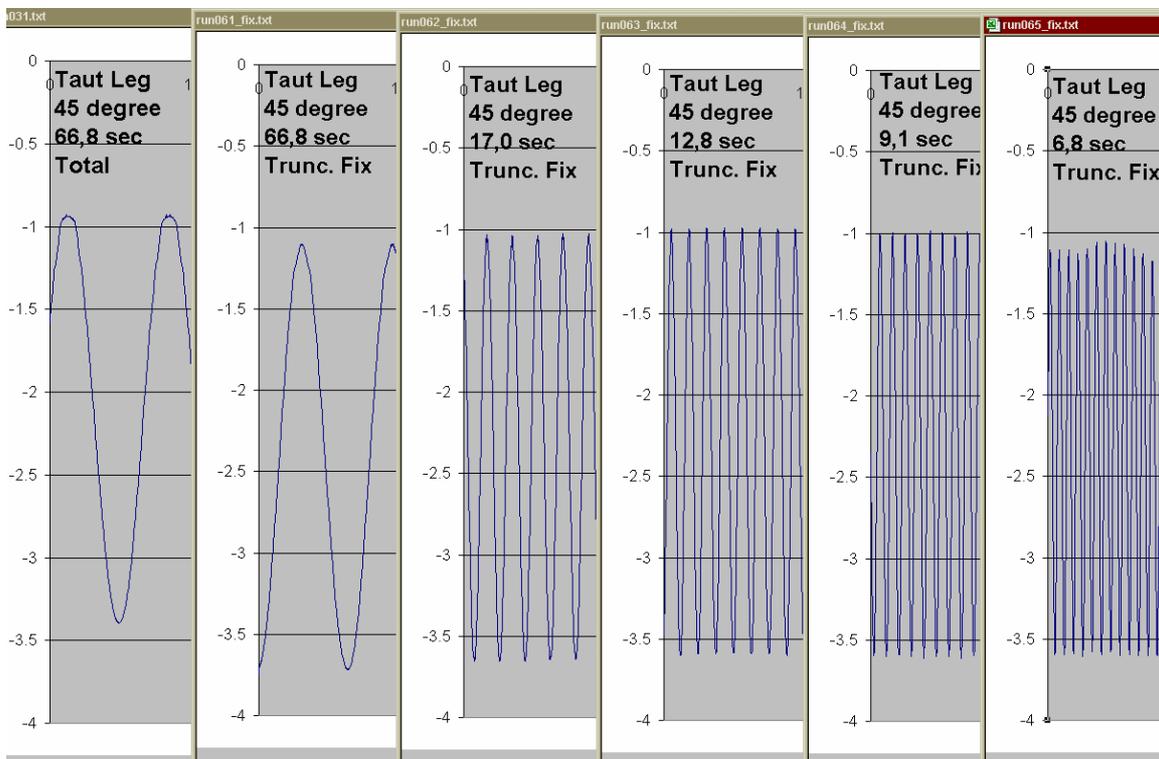


Figura 5.62 – Comparação das Forças de Tração versus Frequência no Taut-Leg truncado somente com a mola de restauração axial.

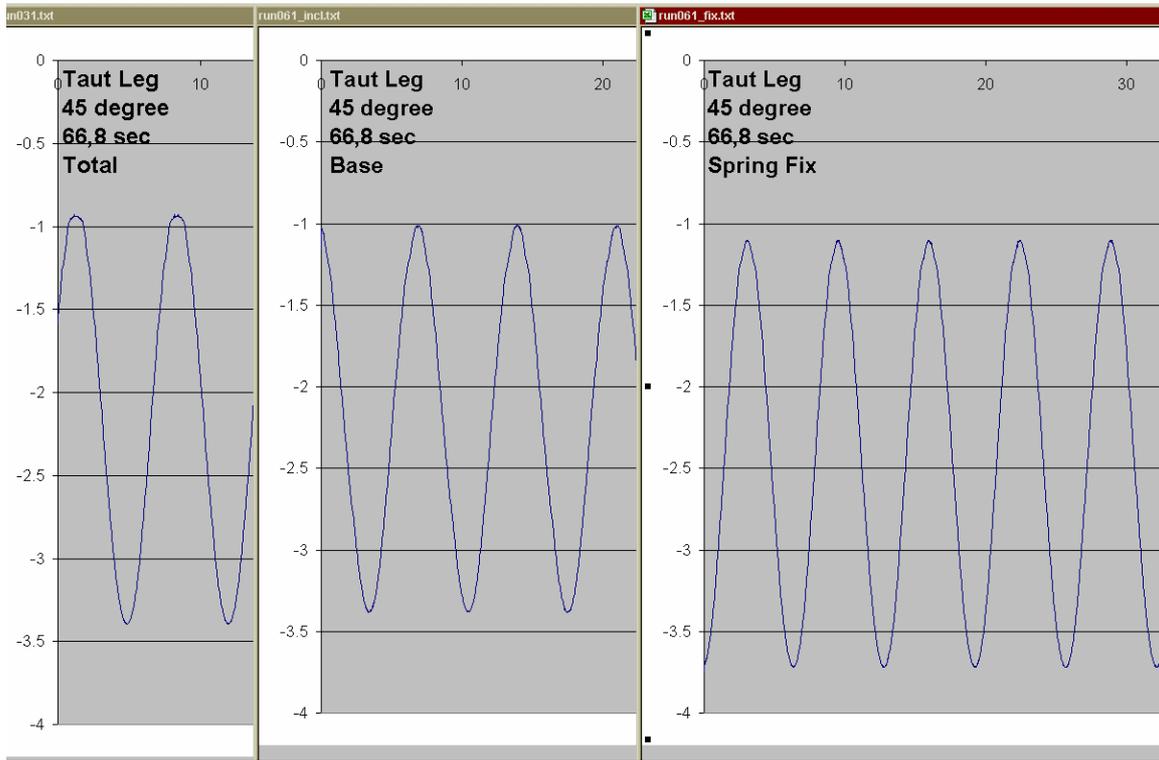


Figura 5.63 – Comparação das Forças de Tração no Taut Leg para o sistema com comprimento total x Base Magnética x Mola

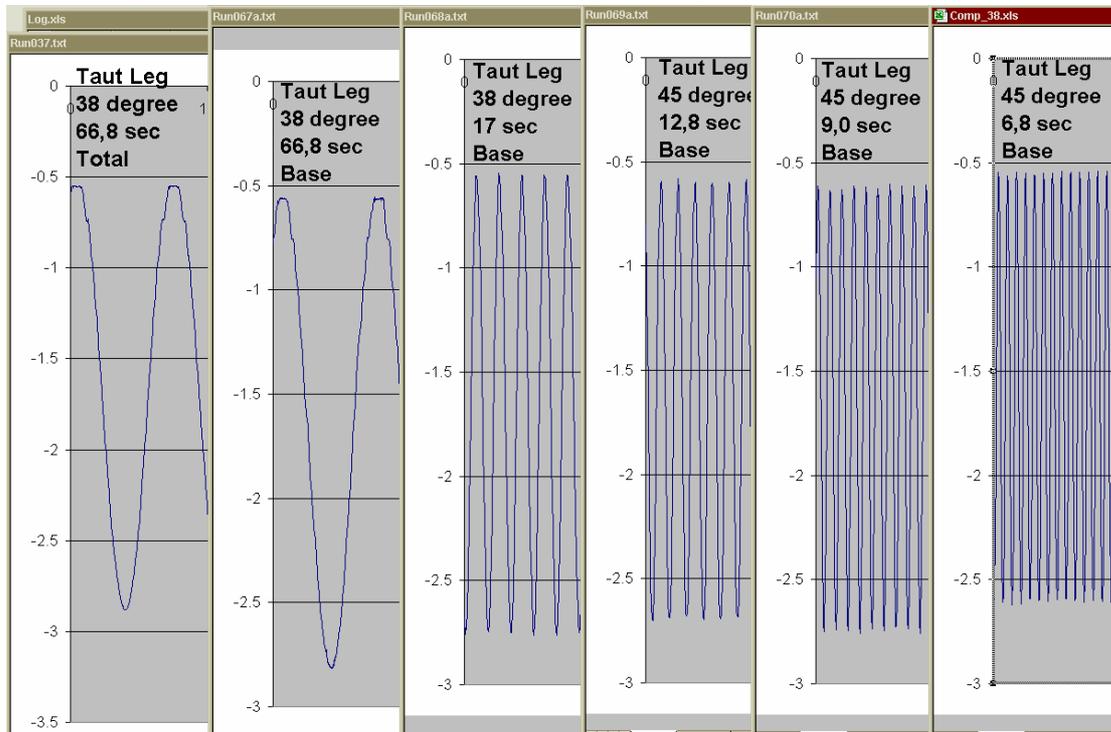


Figura 5.64 – Comparação das Forças de Tração no Taut Leg para o sistema com comprimento total x Base Magnética x Mola

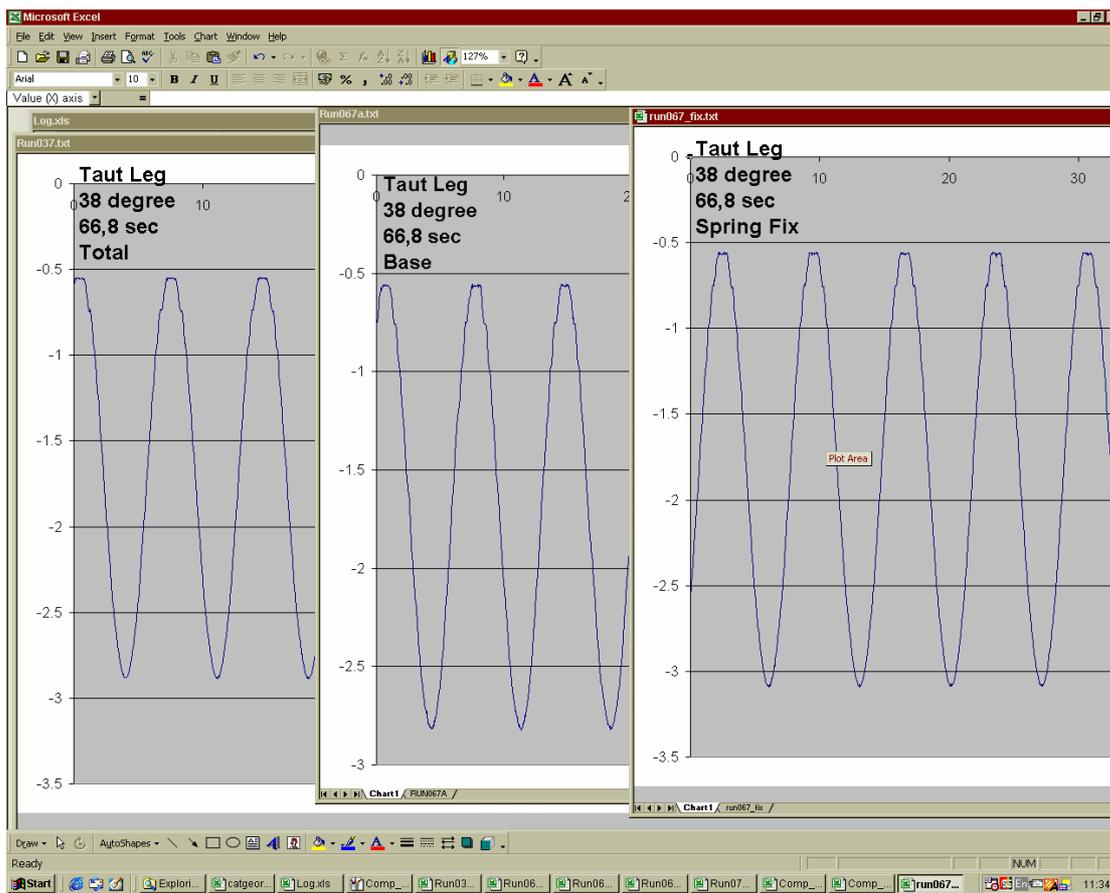


Figura 5.65 – Comparação das Forças de Tração no *Taut Leg*

5.3.7. Conclusões e Considerações Finais.

O conceito do sistema truncado com a mola axial e com o uso da base magnética reproduz o mesmo movimento no ponto de truncamento do sistema integral e que as forças são bastantes similares mesmo para as frequências mais altas.

Foi observado pelo pessoal técnico do Tanque de reboque um desalinhamento entre as calotas da base magnética, isto indicou uma necessidade de melhor o procedimento de montagem do ímã nas calotas.

Nas análises e observações que foram feitas verificou se a mola axial para trações mínimas abaixo de 0,55 N usadas no ensaio da OTRC e IPT pode ter distorcido o sinal, este efeito é devido ao seu peso e formato. Por este motivo as pretensões nos ensaios foram aumentadas.

Os ajuste e as modelagens dos ensaios foram ajustadas, para que as mesmas molas, linha, a placa metálica e as bases existentes pudessem ser utilizadas. Portanto a

metodologia utilizada foi a modelagem, inicial do ensaio em escala reduzida para o real (*full scale*) e depois foi feito o inverso.

Com o ângulo de 38 e com uma tração mínima de 0,55 N, observou-se uma distorção no sinal da tração mínima com a linha completa e também com a linha truncada o que reforça e valida o método.

Outro fato observado: o sinal é muito pequeno e a calibração não é fácil, o equipamento de aquisição de dados, apresentava uma ligeira oscilação e era muito sensível nesta faixa de sinal.

Observou-se também que houve uma influência da massa da mola axial (peso) na mínima tração com menor pretensão e da massa da célula de carga nas frequências mais altas.

Os próximos ensaios devem contemplar os efeitos hidrodinâmicos, deve-se fazer uma montagem do modelo truncado, repetindo o ensaio da OTRC no seco para a calibração e no tanque e para uma comparação e validação.

O truncamento usando a base magnética tem um grande potencial com solução para a questão da influência da profundidade e da escala nos ensaios com modelo reduzidos as forças e o deslocamento (*offset*) médio são representados (vento+correnteza+onda), assim como os efeitos de primeira ordem também. Somente uma parte das forças e do *offset* de segunda ordem ainda não estão bem representadas (aprox. 50%). Como as forças de onda, representam uma contribuição de aproximadamente 20% no valor total no ensaio de uma SS com vento, correnteza e onda, o impacto produzido sobre os resultados fica reduzido. Com a introdução da inclinação da placa metálica das bases magnéticas irá tornar os valores da força e do *offset* bastante similares quando comparados com o ensaio sem truncamento.

As técnicas de tratamento superficial da base magnética e o uso de mancais de repulsão magnética permitiram a redução das forças de atrito. Esta redução dos atritos de rolamento e no mancal permitiu uma melhoria nos resultados

Após os estudos e análises realizadas, infere-se que: No uso da técnica do truncamento das linhas de ancoragem e de *risers* nos ensaios experimentais com modelo reduzido, não é a geometria do tanque oceânico que influencia no ângulo de inclinação do plano de corte no ponto de truncamento e sim o ângulo da linha de ancoragem ou do riser para este mesmo ponto. O plano de corte deve ser ortogonal à linha a ser truncada.

CAPÍTULO - VI. PROJETO E VERIFICAÇÃO ATRAVÉS DA ANÁLISE NUMÉRICA DO MODELO TRUNCADO PARA ENSAIO NO LABOCEANO.

Este Capítulo mostra como usar a simulação numérica com o programa Orcaflex para o projeto do sistema com base magnética para ensaio no Laboceano.

6.1. Cenário da Amarração da P-57.

O projeto de modelos das linhas de amarração em ensaios de embarcação tipo FPSO é um problema não resolvido e talvez ainda mal equacionado.

As dimensões características do casco e das linhas são extremamente díspares e se, por exemplo, a escala linear for obedecida, perde-se em amortecimento das linhas.

A importância da representação correta do amortecimento é fundamental não só para o bem conhecido comportamento ressonante em deriva lenta em segunda ordem no plano horizontal, mas também para o comportamento no plano vertical (no caso de balanço transversal). Este último pode sofrer também de deriva lenta se o período natural do balanço transversal estiver fora da faixa usual de ondas.

De modo a facilitar a execução de ensaios experimentais para FPSOs com relevante número de linhas de ancoragem, pode-se substituir um conjunto de linhas por uma linha equivalente (Fernandes A. C. 2006) [27], com o cuidado de que a elasticidade e o amortecimento destas linhas equivalentes sejam suficiente próximos aos da configuração original, obtidos com auxílio computacional, ORCAFLEX 8.7a.

A Figura 6.1 mostra a modelação da FPSO com as 20 linhas de amarração.

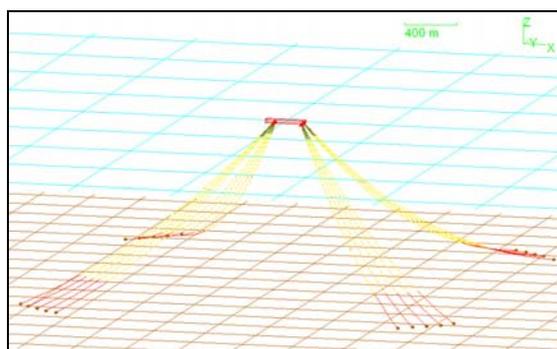


Figura 6.1: Modelação do sistema de ancoragem com 20 linhas no ORCAFLEX 8.7a.

Outro problema comum na realização dos ensaios surge no momento de transpor para a escala do modelo à profundidade real de operação da FPSO, uma vez que, a

grandes profundidades, pode-se ultrapassar o limite dos tanques de ensaio. Para contornar este problema faz-se o truncamento das linhas.

No caso estudado, reduziu-se o número de linhas (vinte) para quatro e a profundidade de 1246 m para 770 m, de modo que, o modelo, na escala 1:70, possa ser ensaiado no tanque oceânico do LabOceano, cuja profundidade é de 15 m.

A Figura 6.2 mostra o esquema do sistema de ancoragem truncado no tanque oceânico.

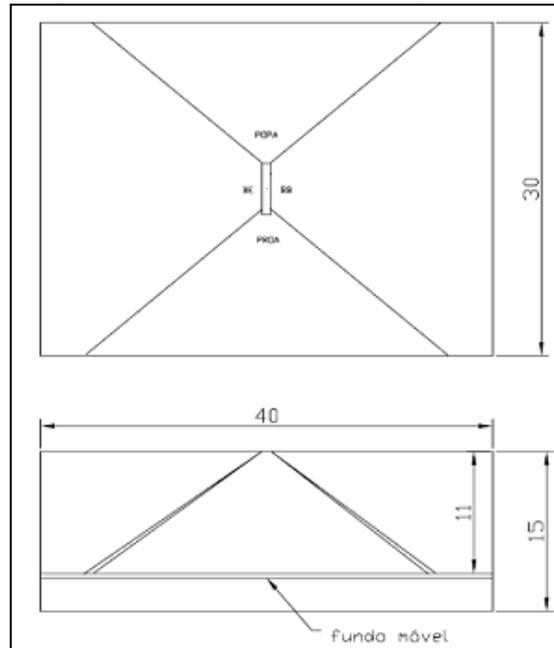


Figura 6.2:- Sistema de Ancoragem Truncado.

Uma vista da proposta está apresentada na Figura 6.3, obtidos com auxílio computacional, ORCAFLEX 8.7a

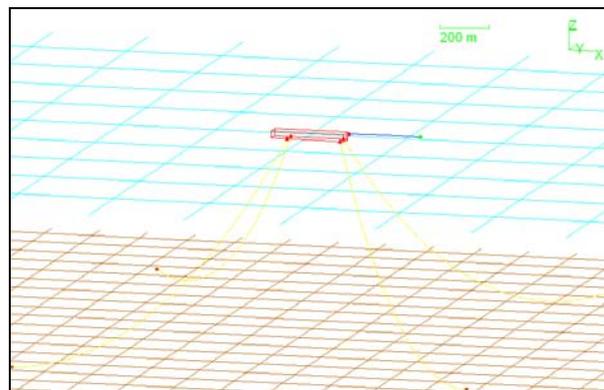


Figura 6.3 - Modelação do Sistema de Ancoragem com 4 Linhas de Amarração Truncadas em 770m.

No Ariane modelou-se uma configuração da plataforma P-57, para uma configuração das linhas de ancoragem do tipo catenária para se realizar comparações desta configuração com a técnica de truncamento usando Bases Magnéticas.

Foi modelada também no Orcaflex a configuração original de 20 linhas de ancoragem em Taut-Leg e uma outra com quatro linhas de ancoragem equivalente em *Taut-Leg*. Esta configuração com quatro linhas de ancoragem equivalente em *Taut-Leg* foi modelada numericamente no comprimento total e com o comprimento truncado com Bases Magnéticas.

Estas modelagens foram realizadas para se obter os valores esperados das trações na linha e o deslocamento da Plataforma no tanque oceânico e fazer as comparações dos dados experimentais dos ensaios com a análise numérica.

Como escopo básico dos ensaios, modelou-se numericamente os ensaios no seco para uma linha de ancoragem da plataforma P-57 com o comprimento total para 770 m da escala real e 11 m na escala do modelo ($\lambda = 70$). A outra modelagem foi com o comprimento truncado usando a Base Magnética para 330 m na escala real e 4,71 m na escala do modelo ($\lambda = 70$). Após a realização dos ensaios com modelo reduzido fez-se a análise numérica dos ensaios no tanque oceânico com 04 linhas equivalentes.

6.2. Análise Numérica de uma Linha no Seco.

Nesta análise numérica fez-se o ajuste e a definição das molas de restauração horizontal e a mola de rigidez axial (linha). Verificou-se também a força vertical máxima produzida na linha de ancoragem equivalente. Estes valores devido à simplificação da ancoragem no modelo experimental de 20 para somente 04 linhas equivalentes amplificou-se o valor da tração máxima.

Este valor ficou próximo da força máxima de tração magnética da Base que é da ordem de 4600 gf para o deslocamento do dispositivo da placa metálica magnetizável.

As molas de restauração horizontal e rigidez axial ficaram acopladas gerando uma linha de ancoragem equivalente, conforme a configuração 1:

-Molas do cabo - K_c (N/m) = 33.27 N/m

-Molas de Restauração Horizontal da Base Magnética - K_b (N/m) = 78.9 N/m.

Usou-se também uma análise numérica com as molas de restauração independente da mola de rigidez axial, conforme a configuração 2:

-Molas do cabo - $K_c = 120$ N/m

-Molas da base magnética - $K_b = 1.4 \text{ N/m}$

.Nesta modelagem numérica verificou-se o deslocamento da base Magnética para a configuração 2 em função do deslocamento produzido no topo da linha e a pouca aderência da curva com a curva experimental.

A Figura 6.4 mostra a configuração para o ensaio estático de 01 linha no seco com Base Magnética truncada de 11m para 4,71m.

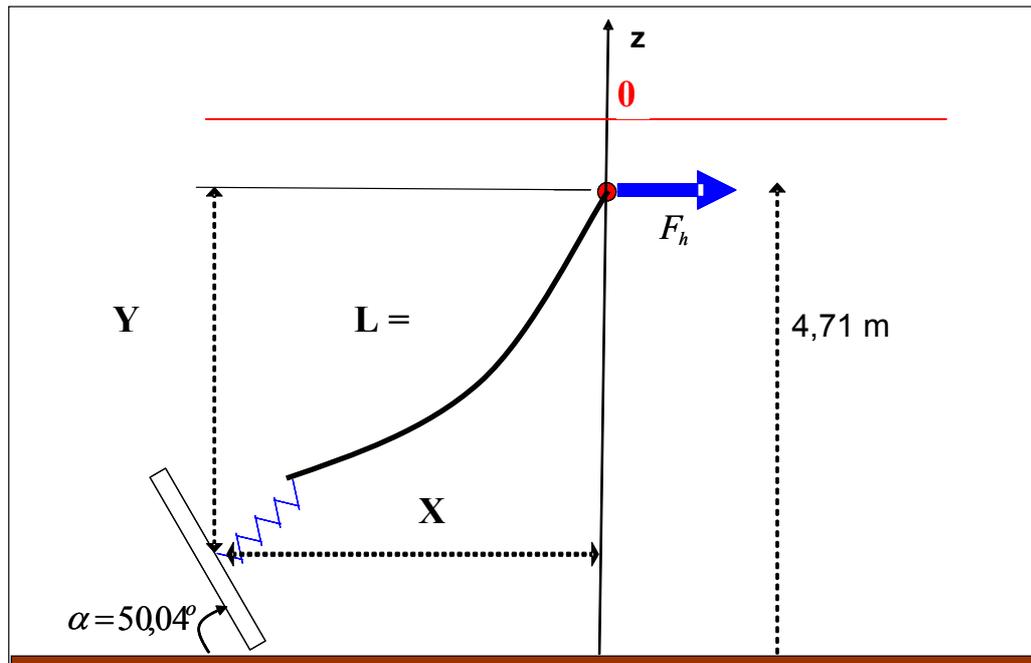


FIGURA 6.4 – Ensaio de Descolamento de 01 Linha no Seco

As Figuras 6.5 e 6.6 mostram o resultado da análise numérica no Orcaflex para a configuração 1 e 2 (valores das molas de restauração horizontal e da mola de rigidez axial). Nestes gráficos é feita uma comparação do resultado Experimental com a análise numérica da força horizontal versus o deslocamento e da força vertical na Base Magnética pelo deslocamento. Somente a configuração 1 apresentou aderência e não houve o deslocamento da Base Magnética.

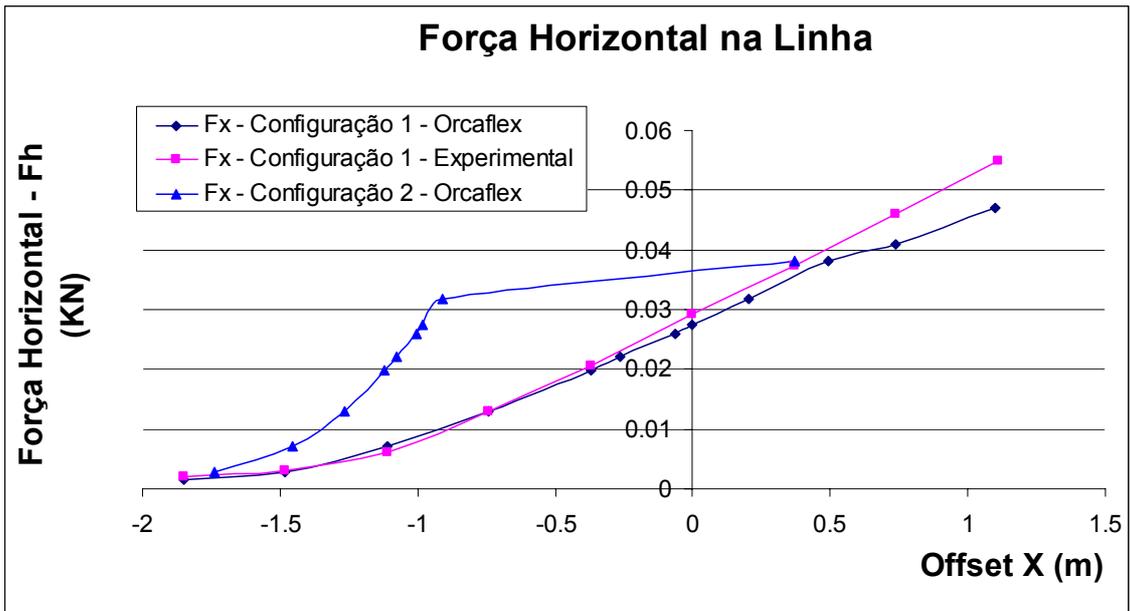


Figura 6.5 - Gráfico da Força Horizontal na Linha x Deslocamento

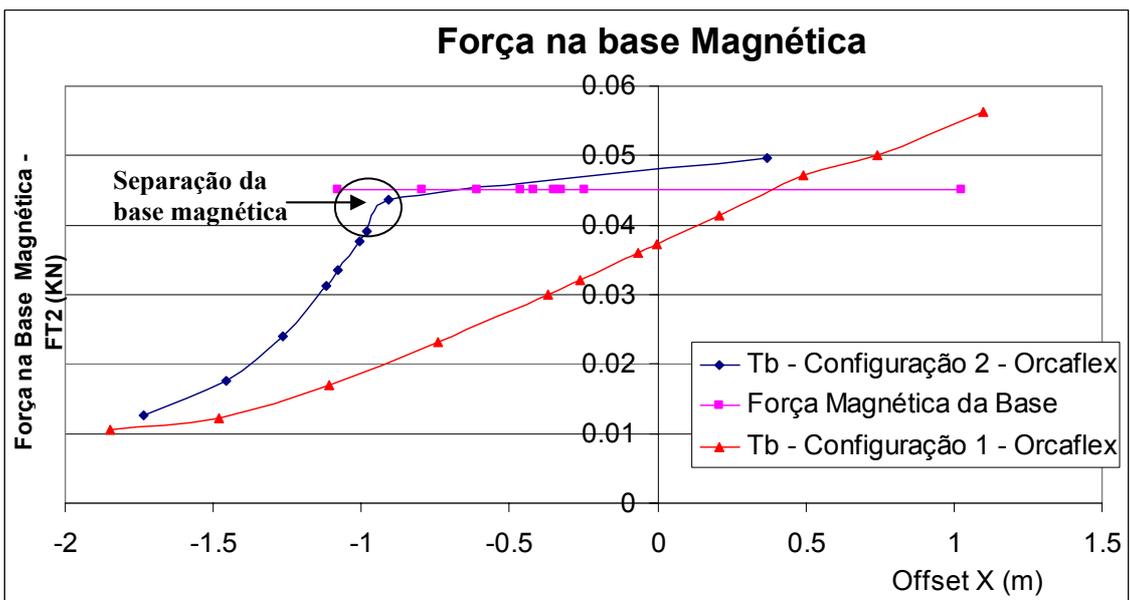


Figura 6.6 - Gráfico da Força na Base Magnética x Deslocamento

6.3. Análise Numérica de Uma Linha Equivalente no Tanque na Profundidade 4,71 m.

Nesta modelagem numérica considerou somente 01 linha equivalente em *Taut-Leg* com a Base Magnética colocada num plano inclinado numa profundidade truncada de 4,71 m para uma escala do modelo de $\lambda = 70$. A profundidade truncada em escala real equivalente é de 770 m (Figura 6.7 e Figura 6.8).

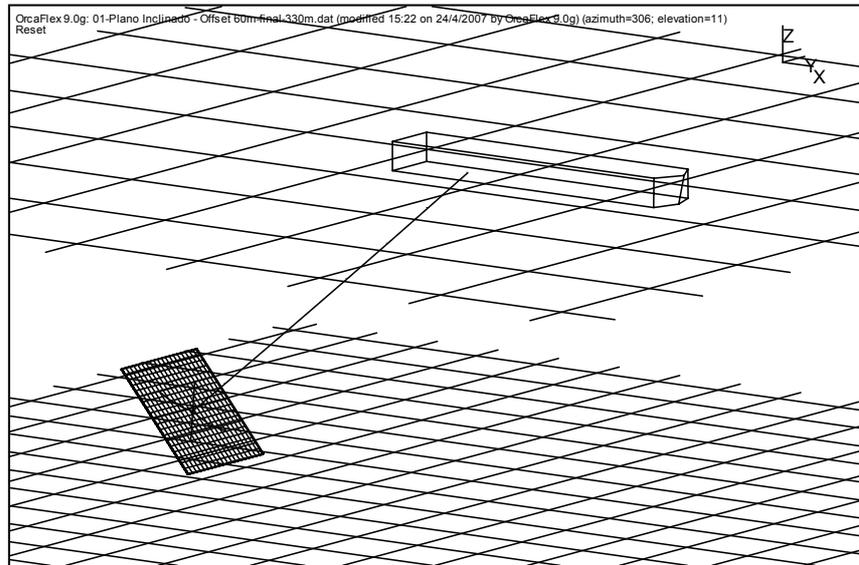


Figura 6.7 - Configuração de uma Base Magnética com Plano Inclinado.

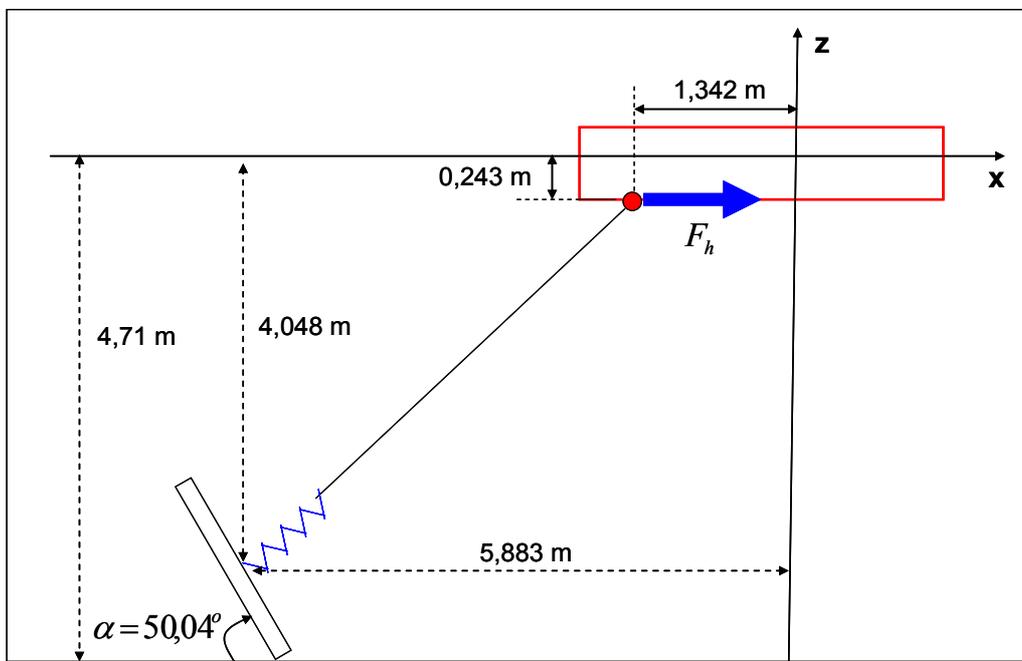


Figura 6.8 - Dimensões do plano inclinado com base magnética.

6.4. Análise Numérica de Uma Linha Equivalente no Tanque na Profundidade 11 m.

Nesta modelagem numérica considerou somente 01 linha equivalente em *Taut-Leg* colocada no fundo numa profundidade total de 11 m para uma escala do modelo de $\lambda = 70$. A profundidade truncada em escala real equivalente é de 1.246 m (Figura 6.9 e Fig 6.10)

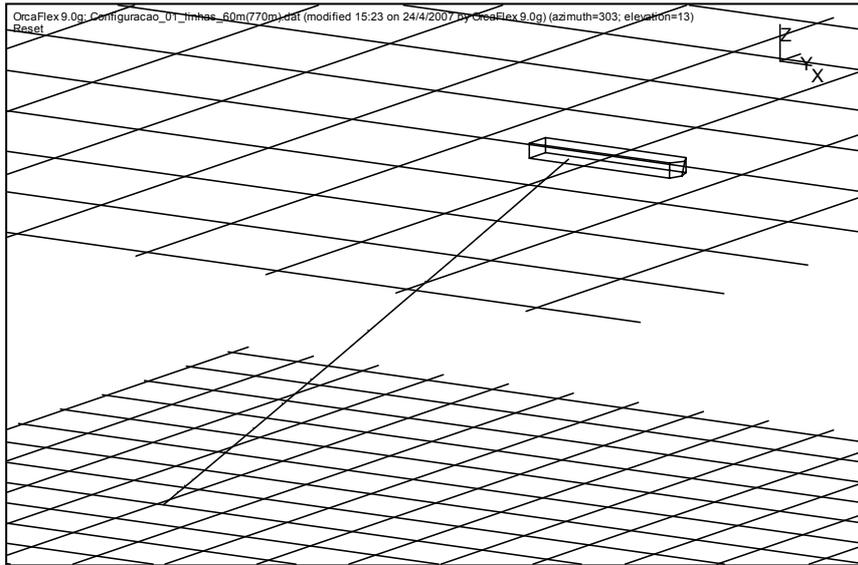


Figura 6.9 - Configuração de uma Linha com Base Pontual.

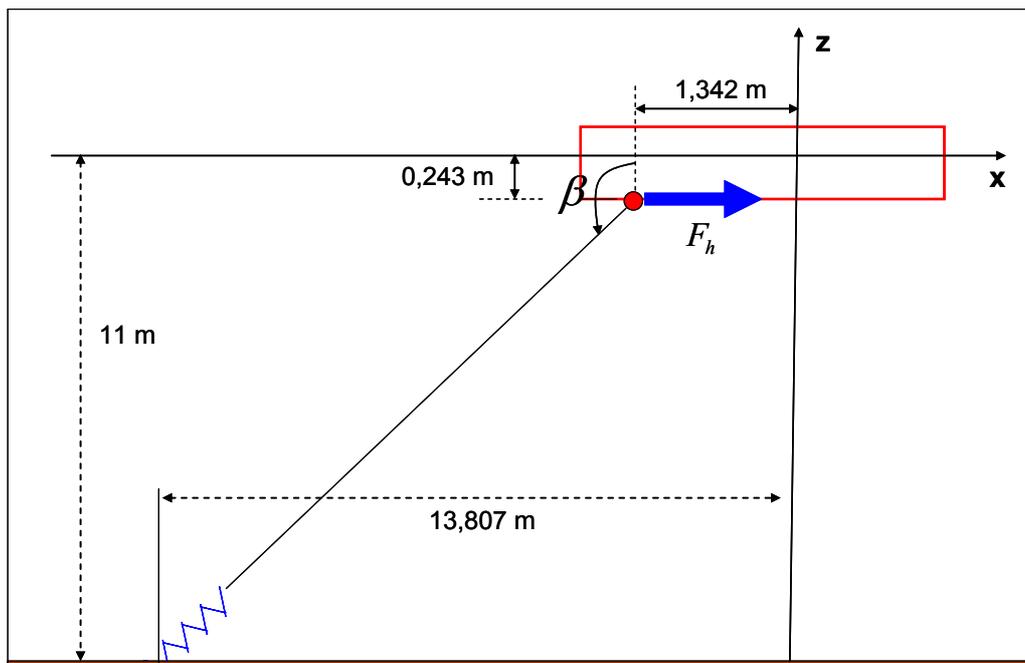


Figura 6.10 - Dimensões do Sistema de Base Pontual.

6.5. Comparação de uma Linha com Base Magnética e uma Linha Equivalente.

Comparação das forças e dos ângulos pelo deslocamento de uma linha com o comprimento total para 770 m de profundidade na escala real com a outra truncada com Base Magnética para 330 m. Para a escala do modelo escolhida de $\lambda = 70$ a profundidade da linha sem Base Magnética é de 11 m e com a Base Magnética de 4,71 m (Figura 6.11)

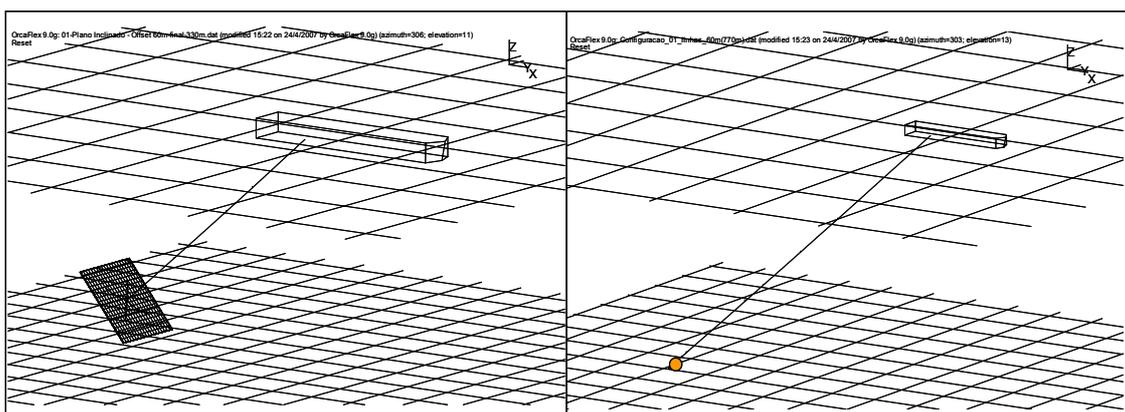


Figura 6.11 - Configuração de uma linha com 770 m e 330 m de profundidade, base pontual e inclinada junto com o fator de redução de $\lambda = 70$ no modelo

A Tabela 6.1 mostra o deslocamento versus ângulo do plano inclinado e base Magnética.

A Tabela 6.2. é sobre a Força versus deslocamento no Plano inclinado da Base Magnética.

Tabela 6.1 - Deslocamento versus ângulo Plano inclinado e Base magnética.

Plano Inclinado		Base Pontual	
Desl. [m]	Ângulo β [°]	Desl. [m]	Ângulo β [°]
0,492014	129,6577	0,427568	131,2975
0,205583	131,4407	0,173981	132,1012
-0,00339	132,8858	-0,00782	132,7472
-0,06629	133,3487	-0,06191	132,9549
-0,26334	134,8953	-0,22908	133,657

Tabela 6.2 - Força versus deslocamento Plano inclinado e base magnética.

Plano Inclinado			Base Pontual		
Pre-Tensão [kN]	Força [kN]	Desl. [m]	Força [kN]	Desl. [m]	Pre-Tensão [kN]
0,0496524	0,038225948	0,492013699	0,038225948	0,4275682	0,0508803
0,0424673	0,031835277	0,205583026	0,031835277	0,1739806	0,0429069
0,0373269	0,027349854	-0,00339142	0,027349854	-0,0078241	0,0372437
0,0357986	0,026032391	-0,0662889	0,026032391	-0,061909	0,0355687
0,0310767	0,022011662	-0,2633381	0,022011662	-0,229081	0,0304247

Observar que as pretensões estão com valores de escala se quer ver seu valor na escala real é só multiplicar o valor da tabela pelo fator λ^3 ($\lambda = 70$).

As Figuras 6.12 e 6.13 mostram as Forças vs deslocamento e ângulo vs deslocamento na escala do modelo.

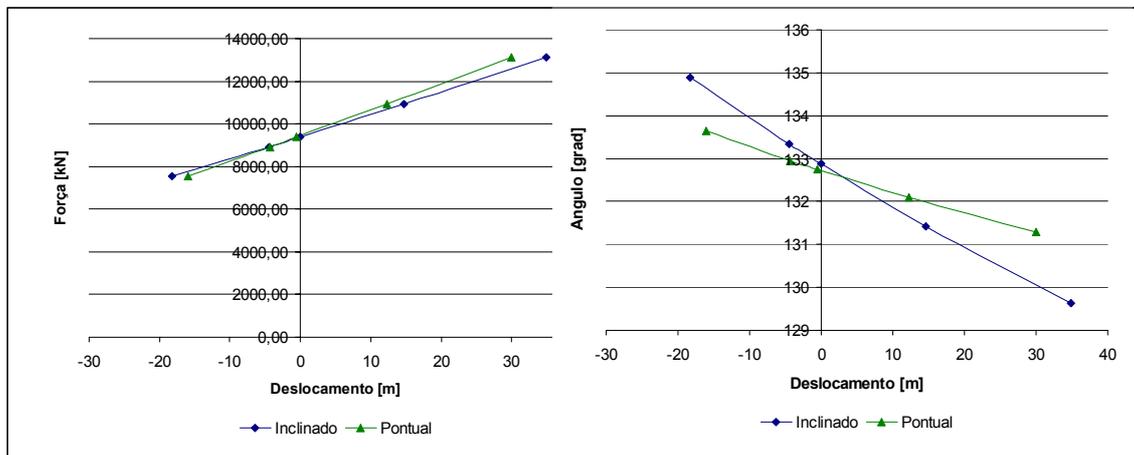


Figura 6.12. Forças vs deslocamento e ângulo vs deslocamento na escala do Modelo.

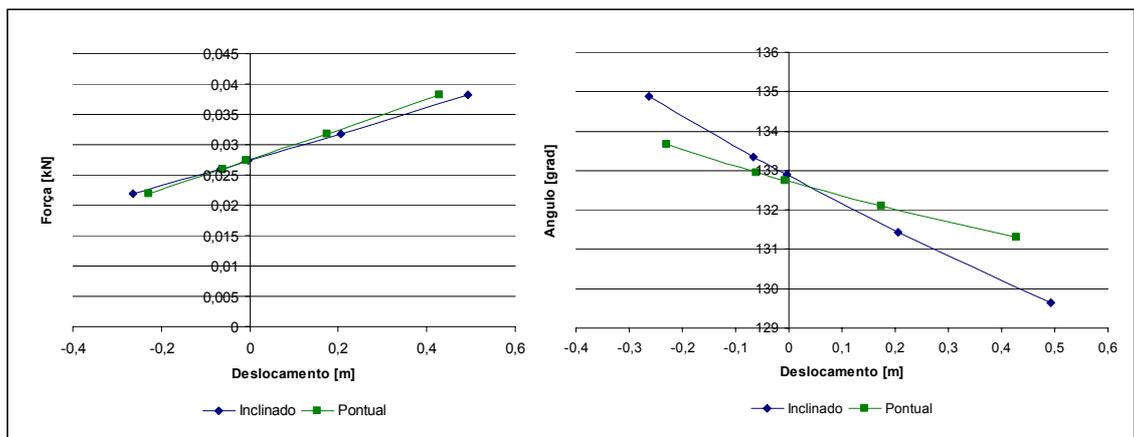


Figura 6.13 - Forças vs deslocamento e ângulo vs deslocamento na escala do Protótipo.

6.6. Análise Numérica de Quatro Linhas Equivalentes Profundidade 4,71 m.

Nesta modelagem numérica considerou a simplificação da ancoragem no modelo experimental de 20 para somente 04 linhas equivalentes em *Taut-Leg* com a Base Magnética colocada num plano inclinado numa profundidade truncada de 4,71 m para uma escala do modelo de $\lambda = 70$. A profundidade truncada em escala real equivalente é de 770 m.

A Figura 6.14 mostra a configuração dos quatro planos inclinados com uma base magnética. Esta mostra também as molas que ficam presas ao plano apresentadas pelo símbolo K_b (elas são quatro molas) e uma mola colinear a linha do cabo apresentada pelo símbolo K_l .

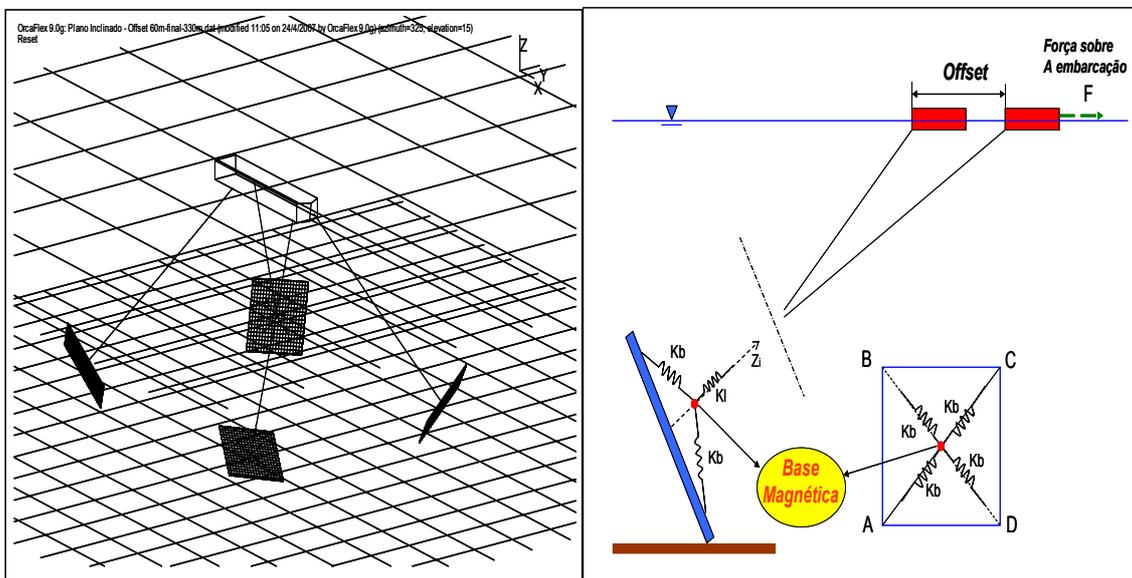


Figura 6.14 - Configuração das quatro linhas equivalentes com 770 m de profundidade e base com plano inclinado (4,71 m).

A montagem das linhas de ancoragem ficou definida através das coordenadas do sistema com planos inclinados conforme é mostrado nas Figuras 6.15 e 6.16 abaixo.

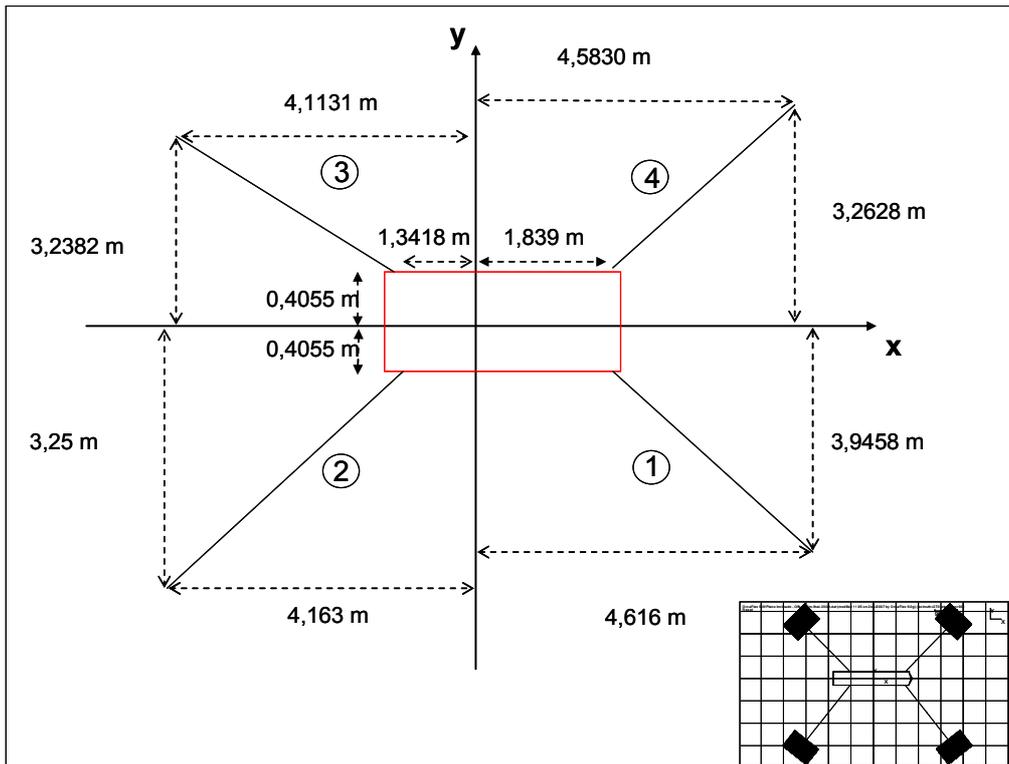


Figura 6.15 - Coordenadas do Sistema de Planos Inclinados, Vista de Topo.

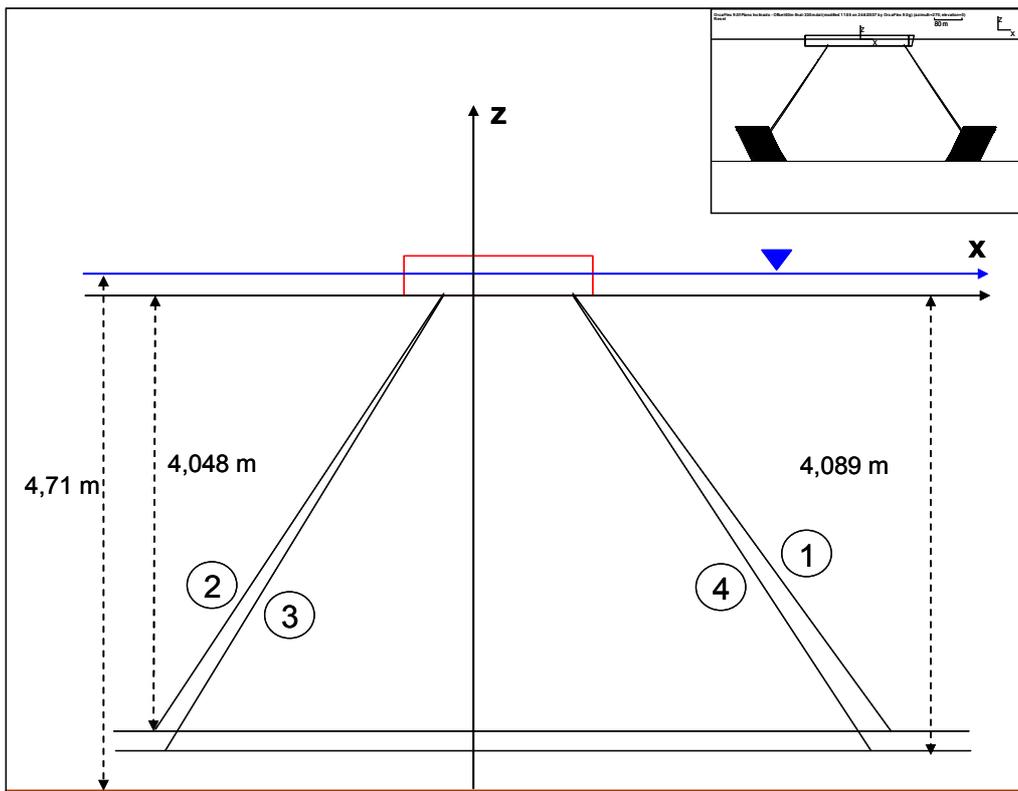


Figura 6.16 - Coordenadas do Sistema de Planos Inclinados Vista de Perfil.

As posições destas linhas 1, 2, 3 e 4, apresentadas nestas figuras são posições iniciais as quais ficam em direção perpendicular aos planos inclinados. As dimensões do plano inclinado apresentam-se na Figura 6.17.

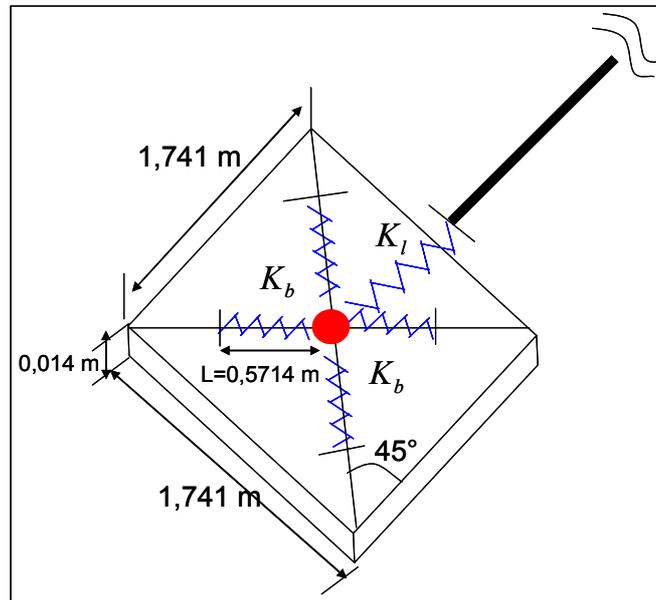


Figura 6.17 - Dimensões do Plano, das Molas no Plano e da Mola do Cabo.

A Tabela 6.3 mostra os valores do cabo, da mola horizontal e da mola do cabo.

Tabela 6.3 - Mostra os valores das características do sistema do plano inclinado

Nome	Diâmetro [m]	EA [kN]	Comprimento [m]	Peso Linear [te/m]	Rigidez [kN/m]
Cabo	0,02257	5,83E+00	4,2857	4,816E-04	Inextensível
Mola do Cabo (Kl)	0,00071	1,90E-02	0,5714	2,041E-04	0,033
Mola no plano (Kb)	0,00071	4,37E-02	0,5714	1,429E-04	0,077

A Tabela 6.4 mostra as dimensões do plano inclinado (chapa de aço inox magnetizável série 400)

Tabela 6.4 - Dimensões do plano

Dimensão da Base		
comprimento	Largura	Espessura
m	m	m
1,714	1,714	0,014

A força magnética aplicada na direção perpendicular ao plano e colinear com o cabo será:

Força aplicada [kgf]	4,6
----------------------	-----

6.7. Análise Numérica de Quatro Linhas Equivalentes Profundidade 11 m.

Nesta modelagem numérica considerou a simplificação da ancoragem no modelo experimental de 20 para somente 04 linhas equivalentes em *Taut-Leg* com a Base pontual numa profundidade total 11 m para uma escala do modelo de $\lambda = 70$. A profundidade truncada em escala real equivalente é de 770 m.

A Figura 6.18 mostra a configuração dos quatro planos inclinados

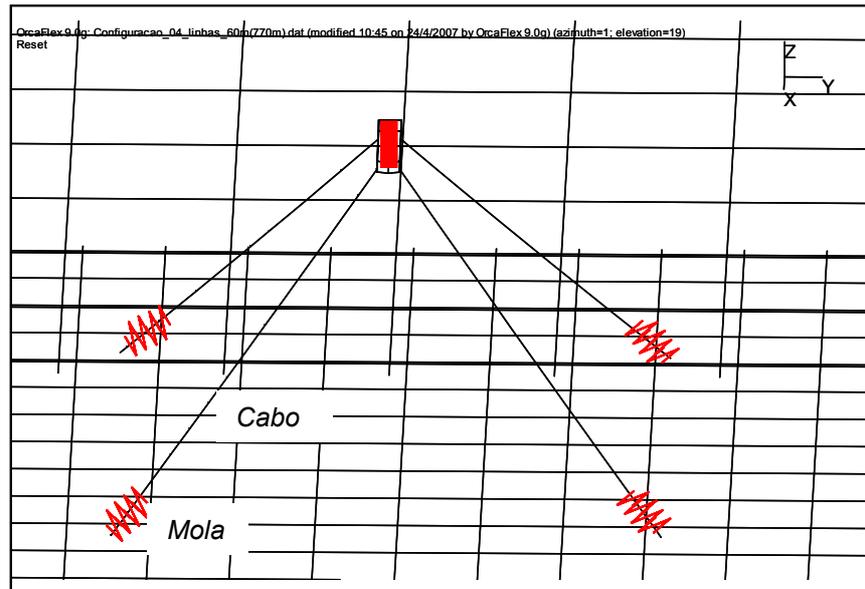


Figura 6.18 - Configuração dos Cabos de Base Pontual

A montagem das linhas de ancoragem ficou definida através das coordenadas do sistema com o fundo conforme é mostrado nas Figuras 6.19 e 6.20 abaixo

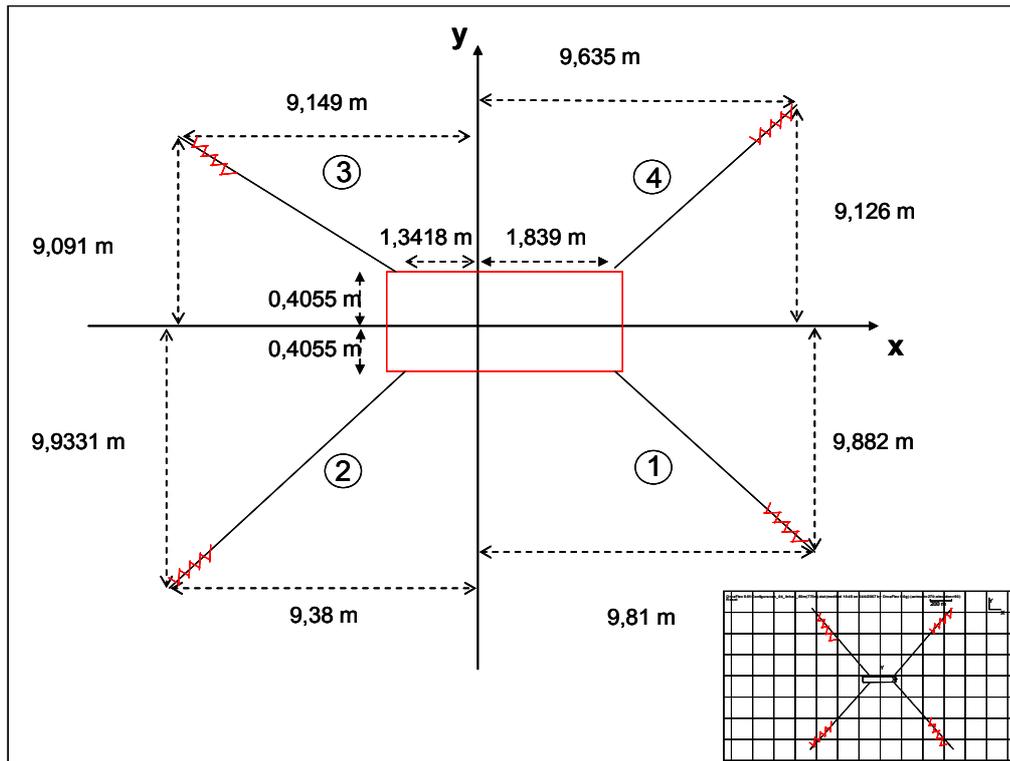


Figura 6.19. Posição das Quatro Linhas Equivalentes Vista de Topo.

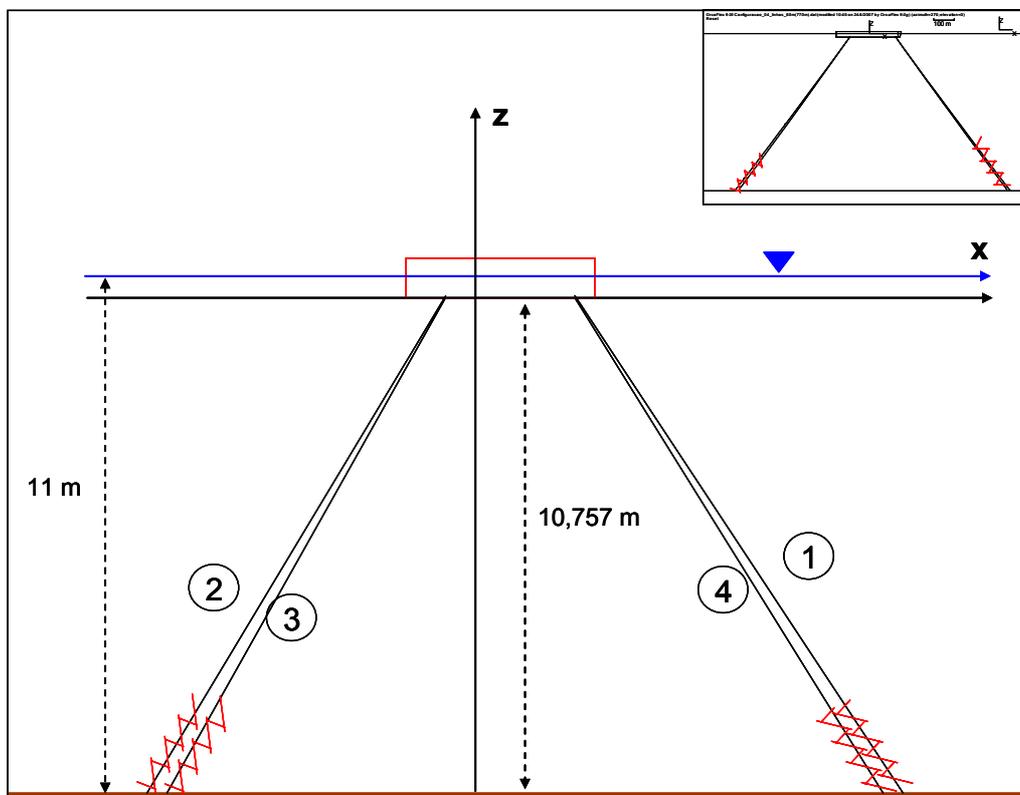


Figura 6.20 - Posição das Quatro Linhas Equivalentes Vista de Perfil.

A Figura 6.21 mostra o arranjo e ao comprimento da mola Axial do cabo.

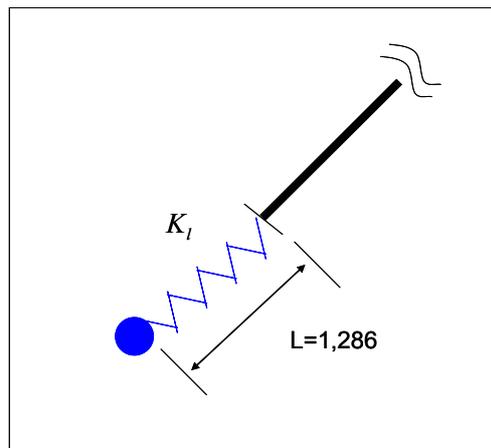


Figura 6.21. Mola Axial Colinear ao Cabo.

A Tabela 6.5 mostra os valores das características do sistema de ancoragem.

Tabela 6.5 - Valores das características do sistema de base pontual

Nome	Diâmetro [m]	EA [kN]	Comprimento [m]	Peso Linear [te/m]	Rigidez [kN/m]
Cabo	0,029	5,97E+02	14,4286	6,939E-04	Inextensível
Mola do Cabo (K _l)	0,00714	5,34E-02	1,2857	6,122E-05	0,041

6.8. Calculo das Rigidezes das Molas.

Para se obter as rigidezes das molas das linhas de amarração usou-se um arranjo de Bases Magnéticas instaladas nos planos inclinados conforme a Figura 6.22.

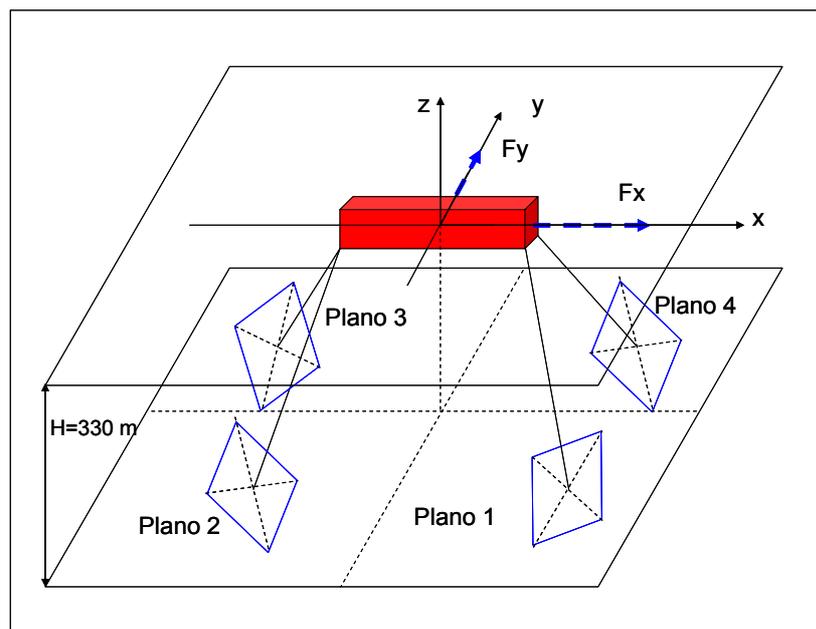


Figura 6.22. Configuração Geral da Embarcação, as Amarrações e os Planos.

A metodologia para iniciar a obtenção das rigidezes usou as seguintes premissas iniciais:

1. Estática e amortecimento dos dados da Petrobras: 20 linhas de amarração com base pontual fixada no chão para uma profundidade de 1246 m.
2. Estática e amortecimento de quatro linhas equivalentes as 20 linhas do caso (1) junto com a mesma profundidade.
3. Estática e amortecimento das 4 linhas equivalentes, base pontual e de profundidade truncada de 770 m.
4. Estática e amortecimento das quatro linhas equivalente, base plano inclinado e de profundidade truncada de 330 m.
5. Comparação das forças versus deslocamentos e ângulo versus deslocamento de uma linha com base pontual e inclinada na escala do modelo.

1. Estática e amortecimento dos dados da Petrobras: 20 linhas de amarração com base pontual fixada no chão para uma profundidade de 1.246 m (Figura 6.23).

Com as linhas de ancoragem compostas pelos seguintes segmentos conforma a Tabela 6.6 abaixo.

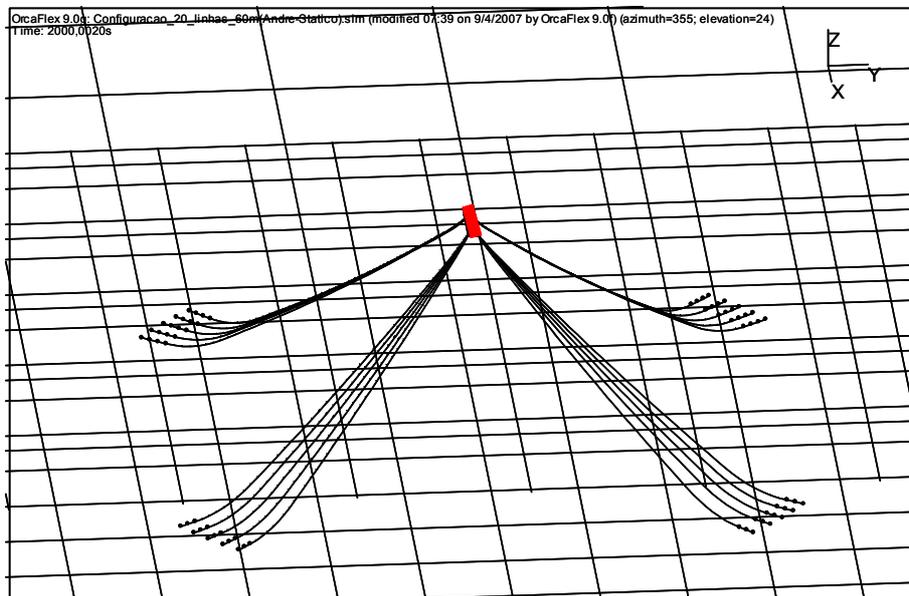


Figura 6.23 - Configuração das 20 linhas com 1246 m de profundidades.

Tabela 6.6 - Composição Típica dos Segmentos da Linha de Ancoragem

segmentos	1 Linha Nome	Comprimento [m]	Peso (Ar) [te/m]	EA [kN]	Diâmetro [m]
1	R4 chain 120	147,000	0,283	982080,000	0,120
2	Polyester 225	6,171	0,033	206010,000	0,225
3	R4 chain 114	10,000	0,255	919077,000	0,114
4	Polyester 225	597,171	0,033	206010,000	0,225
5	R4 chain 114	10,000	0,255	919077,000	0,114
6	Polyester 225	597,171	0,033	206010,000	0,225
7	R4 chain 114	545,000	0,255	919077,000	0,114

Na Figura 6.24 é feita uma comparação entre as forças pelos deslocamentos fornecido pela Petrobras (Ensaio no Marintek da P57) e os valores obtidos pela modelagem numérica usando o Orcaflex para a mesma configuração com 20 linhas.

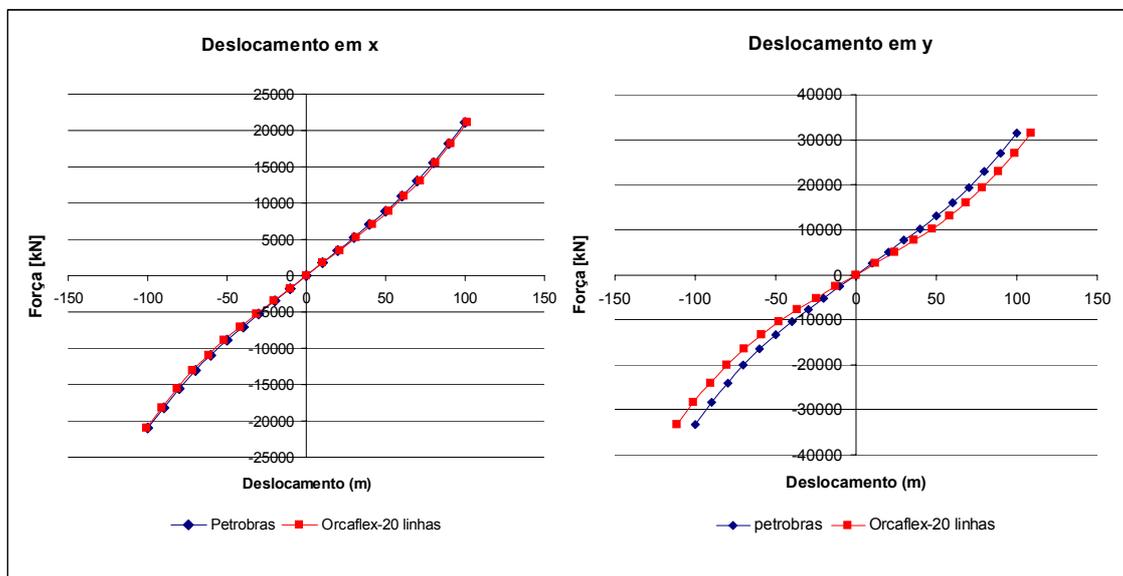


Figura 6.24 - Comparação dos gráficos das forças versus deslocamentos entre dados fornecidos pela Petrobras e as 20 linhas modeladas no Orcaflex.

Estática e amortecimento de quatro linhas equivalentes as 20 linhas do caso (1) junto com a mesma profundidade. (Figura 6.25)

Com as linhas de ancoragem compostas pelos seguintes segmentos conforma a Tabela 6.7. abaixo

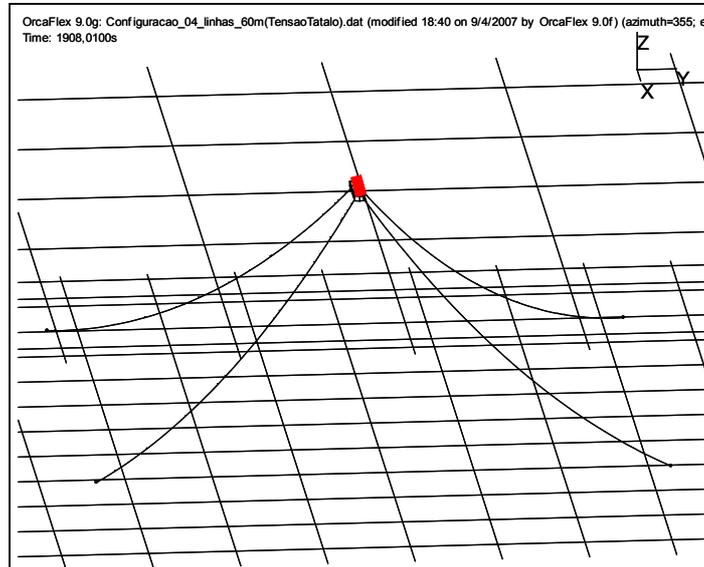


Figura 6.25 - Configuração das 4 linhas equivalentes com 1246 m de profundidade.

Tabela 6.7 - Composição Típica dos Segmentos da Linha de Ancoragem

segmentos	1linha Nome	Comprimento [m]	Peso (Ar) [te/m]	EA [kN]	Diâmetro [m]
1	R4 chain 120	147,000	0,283	1,19E+06	0,120
2	Polyester 225	6,171	0,033	0,31E+06	0,225
3	R4 chain 114	10,000	0,255	1,08E+06	0,114
4	Polyester 225	597,171	0,033	0,31E+06	0,225
5	R4 chain 114	10,000	0,255	1,08E+06	0,114
6	Polyester 225	597,171	0,033	0,31E+06	0,225
7	R4 chain 114	545,000	0,255	1,08E+06	0,114

Na Figura 6.26 é feita uma comparação entre as forças pelos deslocamentos fornecido pela Petrobras (Ensaio no Marintek da P57) e os valores obtidos pela modelagem numérica usando o Orcaflex para a mesma configuração com 20 linhas e a configuração equivalente para somente 4 linhas de ancoragem.

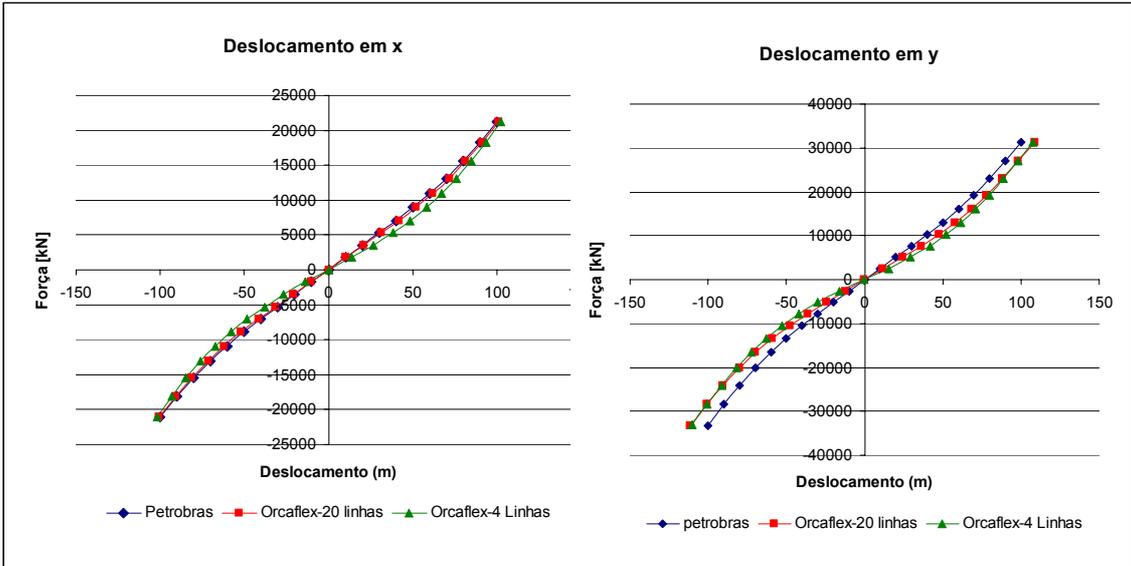


FIGURA 6.26 - COMPARAÇÃO DOS GRÁFICOS DAS FORÇAS VERSUS DESLOCAMENTOS ENTRE DADOS FORNECIDOS PELA PETROBRAS, AS 20 LINHAS E AS QUATRO LINHAS EQUIVALENTES MODELADAS NO ORCAFLEX.

1. Estática e amortecimento das 4 linhas equivalentes, base pontual e de profundidade truncada de 770 m (Figura 6.27).

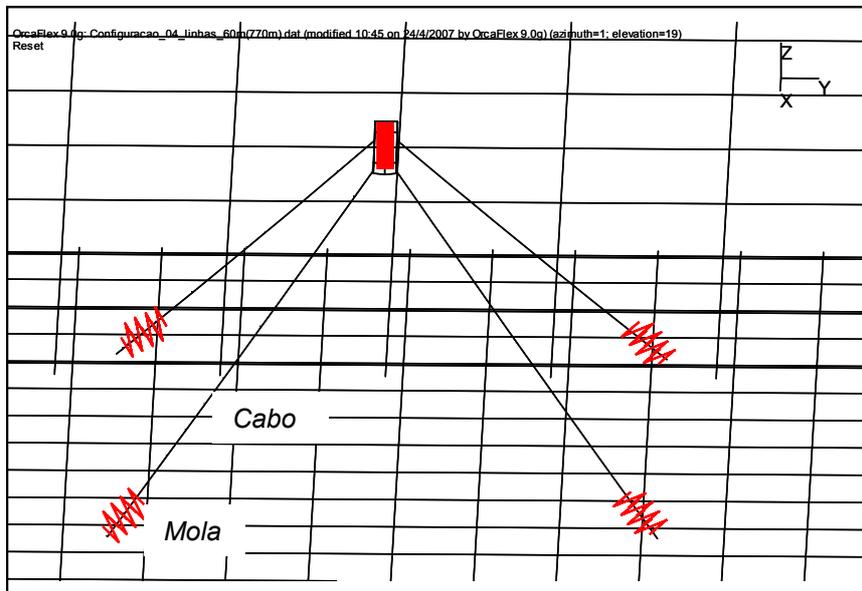


FIGURA 6.27 - CONFIGURAÇÃO DAS 4 LINHAS EQUIVALENTES COM 770 M DE PROFUNDIDADE.

As linhas de ancoragem são compostas pelos seguintes segmentos conforma a Tabela 6.8. abaixo:

TABELA 6.8 - COMPOSIÇÃO TÍPICA DOS SEGMENTOS DA LINHA DE ANCORAGEM

	1linha	Comprimento	Peso (Ar)	EA	Diâmetro
segmentos	Nome	[m]	[te/m]	[kN]	[m]
1	Poliéster 225	1010	3,4	2,05E+08	2,03
2	Mola	90	0,3	1,83E+04	0,5

Na Figura 6.28 é feita uma comparação entre as forças pelos deslocamentos fornecido pela Petrobras (Ensaio no Marintek da P57) e os valores obtidos pela modelagem numérica usando o Orcaflex para a mesma configuração com 20 linhas e a configuração equivalente para somente 4 linhas de ancoragem para 1246 m e 770 m de profundidade.

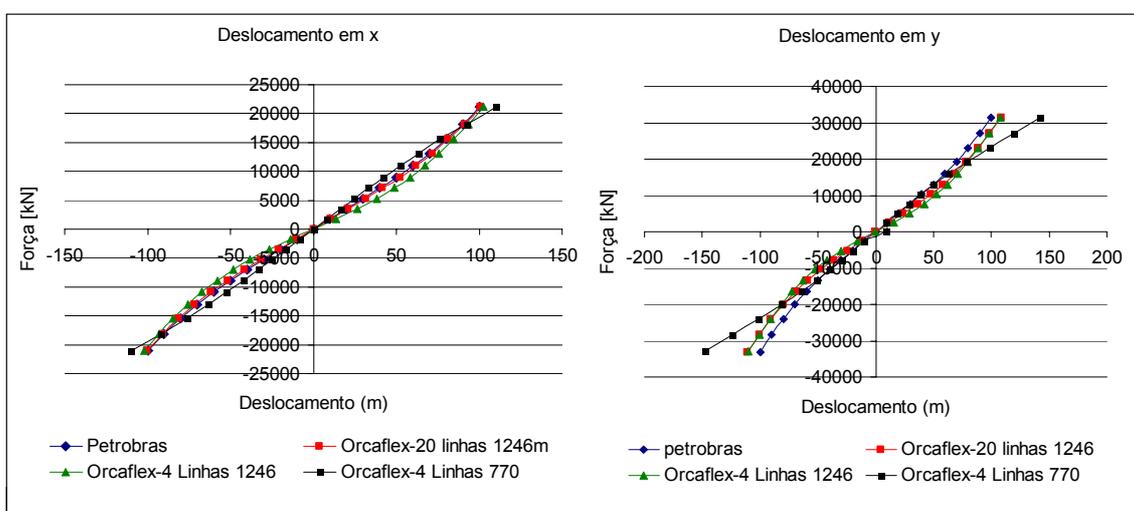


FIGURA 6.28 - COMPARAÇÃO DOS GRÁFICOS DAS FORÇAS VERSUS DESLOCAMENTOS.

2. Estática e amortecimento das quatro linhas equivalente, base plano inclinado e de profundidade truncada de 330 m.

Cada plano contem 4 molas (Kb) as quais estão unidas a uma base magnética.

Com as linhas de ancoragem compostas pelos seguintes segmentos conforma a Tabela 6.9 abaixo

TABELA 6.9 - COMPOSIÇÃO TÍPICA DOS SEGMENTOS DA LINHA DE ANCORAGEM

	1linha	Comprimento	Peso (Ar)	EA	Diâmetro
#segmentos	Nome	[m]	[te/m]	[kN]	[m]
1	Poliéster 225	300,0	2,36	2,00E+06	1,58
2	Mola do Cabo (Kl)	40,0	1,00	6,50E+03	0,05
3*	Mola no plano (Kb)	40,0	0,70	1,50E+04	0,05

Na Figura 6.29 é feita uma comparação entre as forças pelos deslocamentos fornecido pela Petrobras (Ensaio no Marintek da P57) e os valores obtidos pela modelagem numérica usando o Orcaflex para a mesma configuração com 20 linhas e a configuração equivalente para somente 4 linhas de ancoragem para 1246 m, 770 m e 330 m de profundidade.

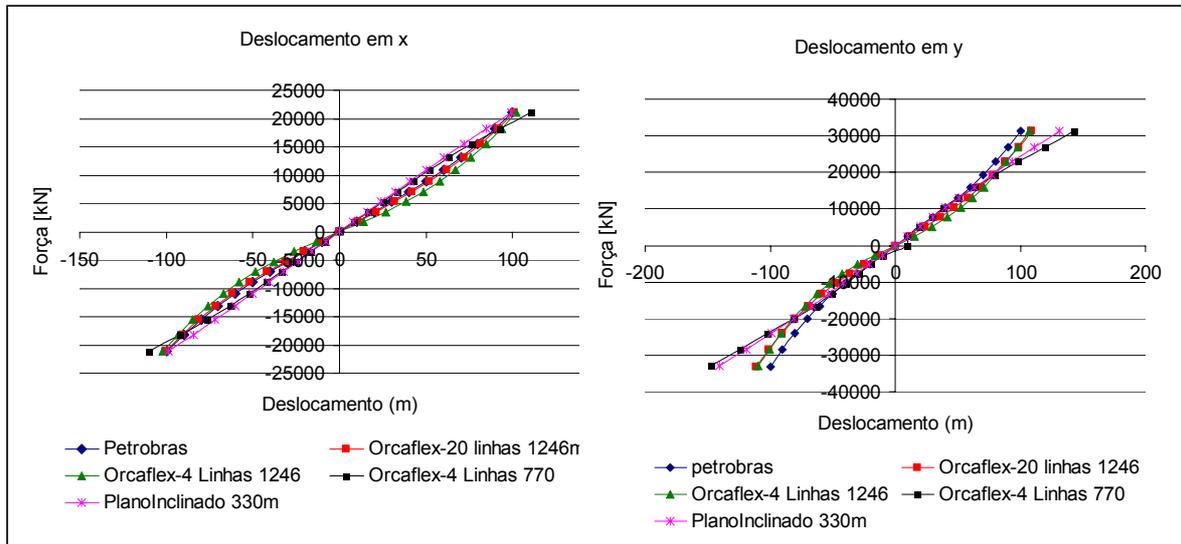


FIGURA 6.29 - COMPARAÇÃO DOS GRÁFICOS DAS FORÇAS VERSUS DESLOCAMENTOS.

Na Tabela 6.10 é mostrado os dados da mola e das linhas na escala do protótipo para 770 m e 330 m.

TABELA 6.10 - DOS DADOS DA MOLA E A LINHA NA ESCALA DO PROTÓTIPO (770/330m)

	1linha	Compr.	Peso (Ar)	EA	Rigidez	Diâmetro	Caso	Profund.
Segmento	Nome	[m]	[te/m]	[kN]	[kN/m]	[m]		
1	Linha	1010	3,4	2,05E+08	2,03E+05	2,03	Base Pontual	770 m
2	Mola	90	0,3	1,83E+04	2,03E+02	0,5		
1	Linha	300,0	2,36	2,00E+06	6,67E+03	1,58	Base Inclinada	330 m
2	Mola (Kl)	40,0	1,00	6,50E+03	1,63E+02	0,05		
3	Mola (Kb)	40,0	0,70	1,50E+04	3,75E+02	0,05		

Na Tabela 6.11 é mostrado os dados da mola e das linhas na escala do modelo para 11 m e 4,71 m.

TABELA 6.11 - DOS DADOS DA MOLA E A LINHA NA ESCALA DO MODELO (11/4,71 m)

Segmento	Nome	Compr. [m]	Peso (Ar) [te/m]	EA [kN]	Rigidez [N/m]	Diâmetro [m]	Caso Fator 70	Profund.
1	Linha	14,428	6,976E-04	5,97E+02	Inexten.	0,029	Base Pontual	11 m
2	Mola	1,285	6,122E-05	5,34E-02	41,5	0,00714		
1	Linha	4,286	4,816E-04	5,83E+00	Inexten.	0,02257	Base Inclinada	4,7142 m
2	Mola (Kc)	0,571	2,041E-04	1,90E-02	33,3	0,00071		
3	Mola (Kb)	0,571	1,429E-04	4,37E-02	76,5	0,00071		

Na Tabela 6.12 é mostrado os valores das trações e os ângulos nas linhas para a configuração com 20 linhas e com 4 linhas equivalentes para 1246 m (Equilíbrio estático).

TABELA 6.12 - TENSÃO E ÂNGULOS DE INCLINAÇÃO DAS 20 LINHAS; 1246 M

Linha	Total Force (kN)	Ângulo [graus]	Linhas	Tensão Equivalente
1	2062,92833	134,5239217	Linha 1	10078,83
2	2039,94981	134,6881799		
3	2012,346433	134,8869855		
4	1991,125197	135,0438033		
5	1972,485494	135,1845034		
6	1997,63554	134,9953177	Linha 2	10247,10
7	2067,880615	134,4799583		
8	2041,421523	134,6775498		
9	2059,65728	134,5407882		
10	2080,506938	134,3875565		
11	2041,804418	134,6746514	Linha 3	9978,44
12	2011,773555	134,8911728		
13	1994,266428	135,0203672		
14	1973,544507	135,1764338		
15	1957,051867	135,3031616		
16	1977,795776	135,1441318	Linha 4	10100,03
17	1996,955725	135,000365		
18	2018,20662	134,844297		
19	2040,993153	134,6807772		
20	2066,085512	134,493193		

Na Figura 6.30 é mostrado o critério de referência para o ângulo de inclinação das linhas de ancoragem.

Na Tabela 6.13, 14 e 15 é mostrado os valores das trações e os ângulos nas linhas para a configuração com 4 linhas equivalentes para 1246 m, 770 m e 330 m (Equilíbrio estático) respectivamente. A Tabela 6.16 apresenta um resumo das tensões equivalentes e o ângulo de inclinação.

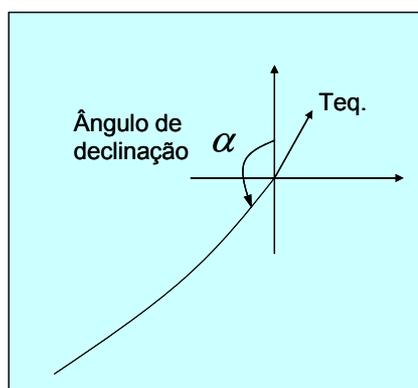


FIGURA 6.30 – ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS LINHAS DE ANCORAGEM.

**TABELA 6.13 - TENSÃO E ÂNGULOS
PARA 4 LINHAS; 1246M**

Linha	Total Force (kN)	Ângulo [graus]
3	10207,38	135,31
8	10308,91	135,13
13	10089,49	135,52
18	10177,51	135,36

**TABELA 6.14 - TENSÃO E ÂNGULOS
PARA 4 LINHAS; 770M**

Linha	Total Force (kN)	Ângulo [graus]
3	8327,75	134,13
8	8618,11	133,99
13	8187,49	134,75
18	8466,63	134,07

**TABELA 6.15 - TENSÃO E ÂNGULOS
PARA 4 LINHAS; 330M**

Linha	Total Force (kN)	Ângulo [graus]
1<>3	10369,59	135,21
2<>8	10448,97	135,09
3<>13	10428,29	135,77
4<>18	10536,84	135,67

TABELA 6.16 - RESUMO DAS TENSÕES EQUIVALENTES E O ÂNGULO DE INCLINAÇÃO

Meia das tensões	Ângulo [graus]	Pretensão
4 Linhas	134,86	10101,10
20 Linhas	135,33	10195,82
4 linhas 770m	134,24	8400,00
4 linhas 330	135,43	10445,92

6.9. Cálculo Amortecimento:

6.9.1. Cálculo Amortecimento mantendo o mesmo Diâmetro

Foi calculado o amortecimento para 20 linhas e uma profundidade de 1246 m mantendo o diâmetro original da linha de ancoragem (Figura 6.31) e para somente 4 linhas equivalentes (Figura 6.32).

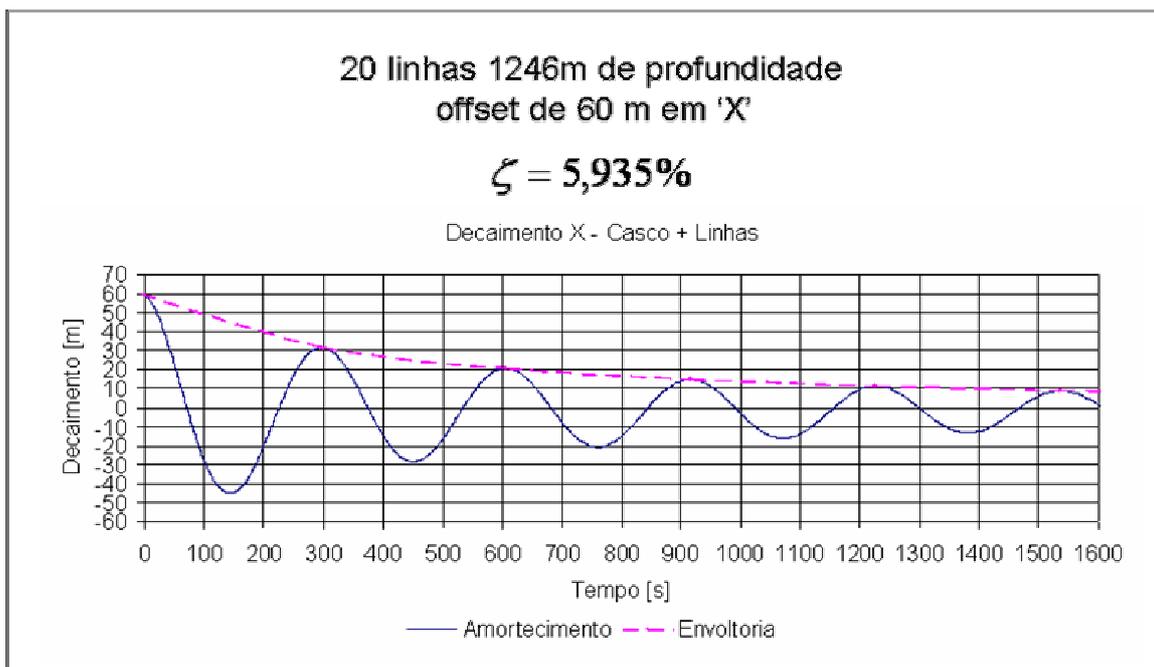


FIGURA 6.31 - CÁLCULO AMORTECIMENTO MANTENDO O MESMO DIÂMETRO PARA AS 20 LINHAS DE ANCORAGEM (1246 M).

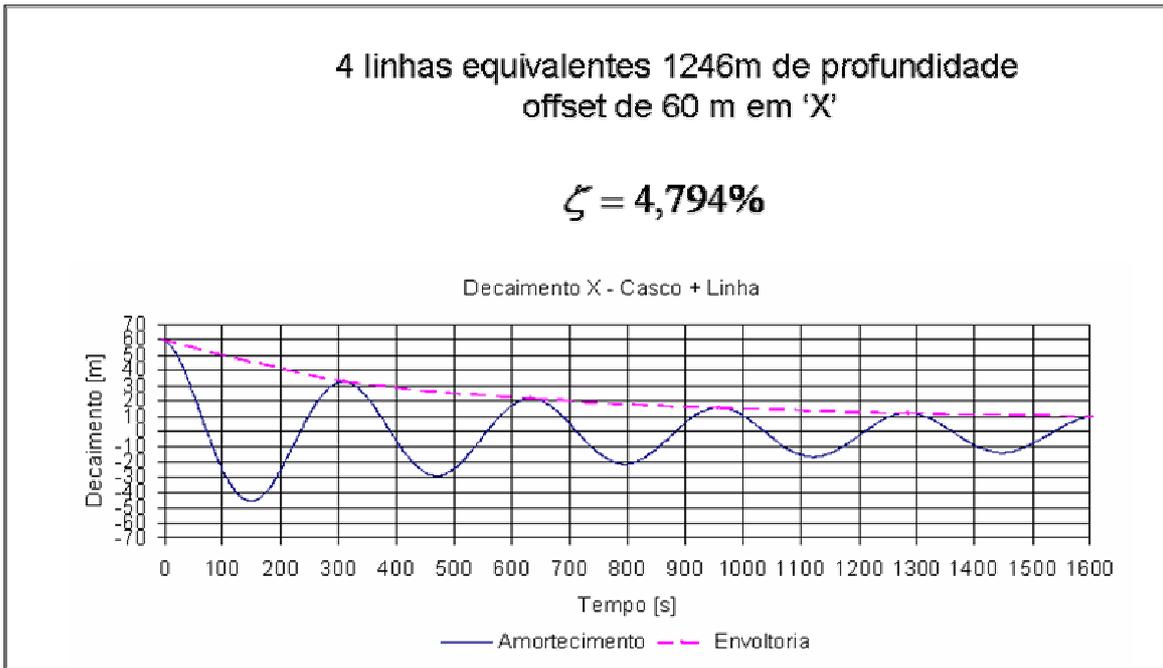


FIGURA 6.32 - CÁLCULO AMORTECIMENTO MANTENDO O MESMO DIÂMETRO PARA AS 4 LINHAS DE ANCORAGEM (1246 M).

Foi calculado também o amortecimento para somente 4 linhas equivalentes para uma profundidade de 770 m e 330 m (Figura 6.33) e (Figura 6.34).

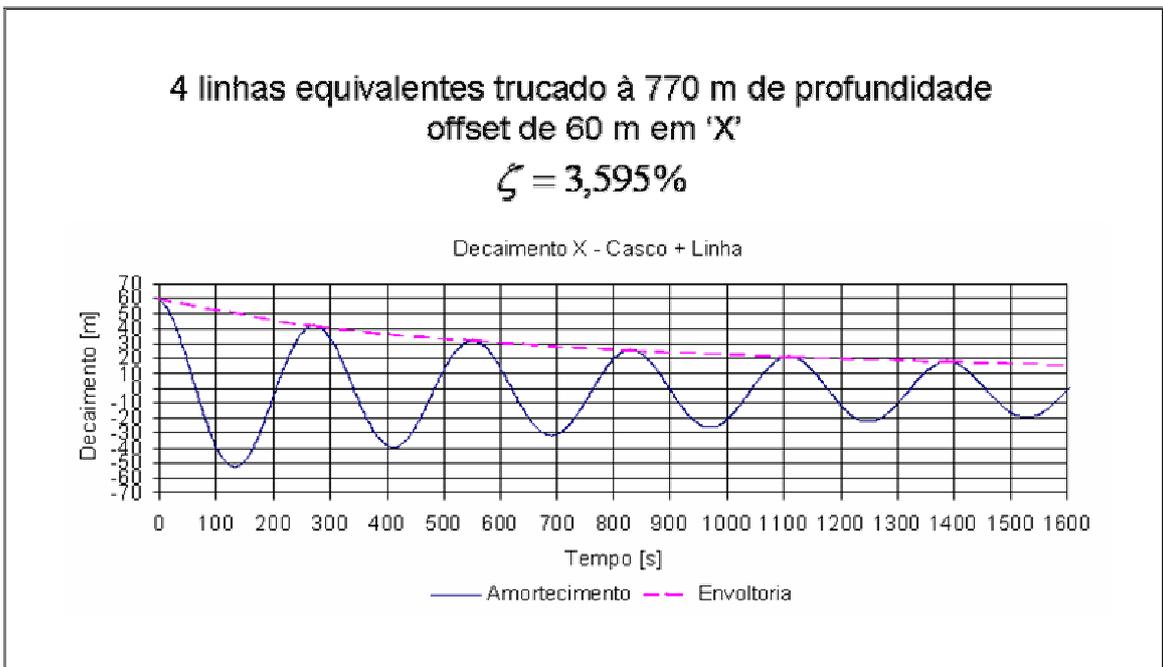


FIGURA 6.33 - CÁLCULO AMORTECIMENTO MANTENDO O MESMO DIÂMETRO PARA AS 4 LINHAS DE ANCORAGEM (770 M).

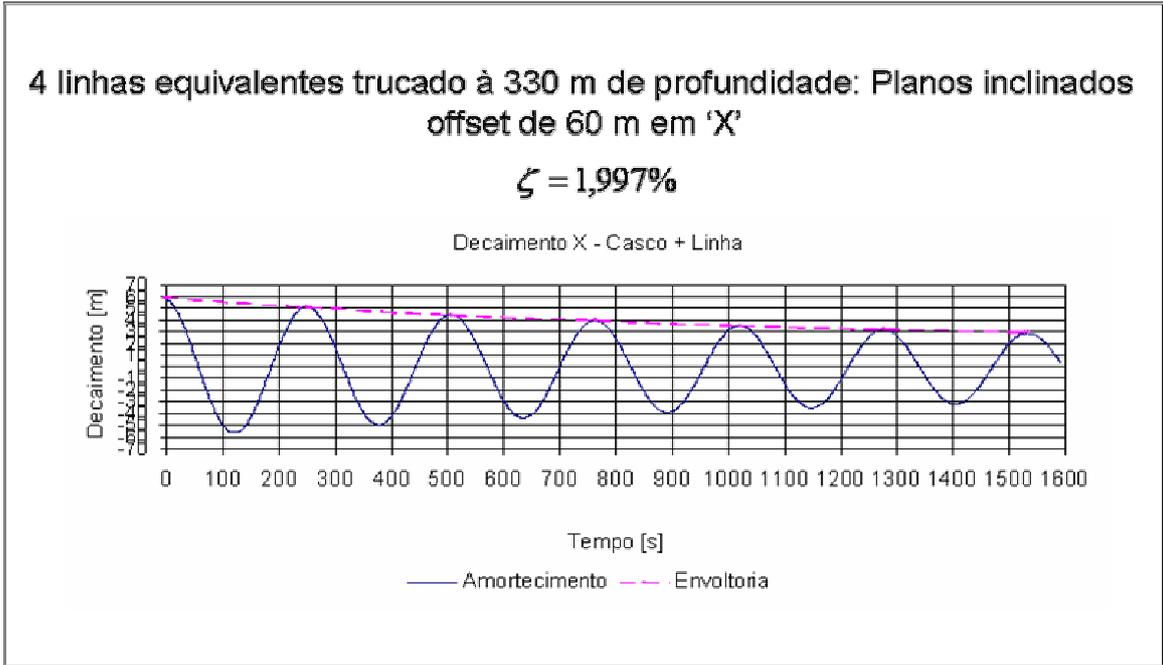


FIGURA 6.34 - CÁLCULO AMORTECIMENTO MANTENDO O MESMO DIÂMETRO PARA AS 4 LINHAS DE ANCORAGEM (770 M).

6.9.2. Cálculo Amortecimento com o Diâmetro ajustado.

Foi calculado também o amortecimento com o diâmetro ajustado para somente 4 linhas equivalentes para uma profundidade de 770 m e 330 m (Figura 6.35) e (Figura 6.36).

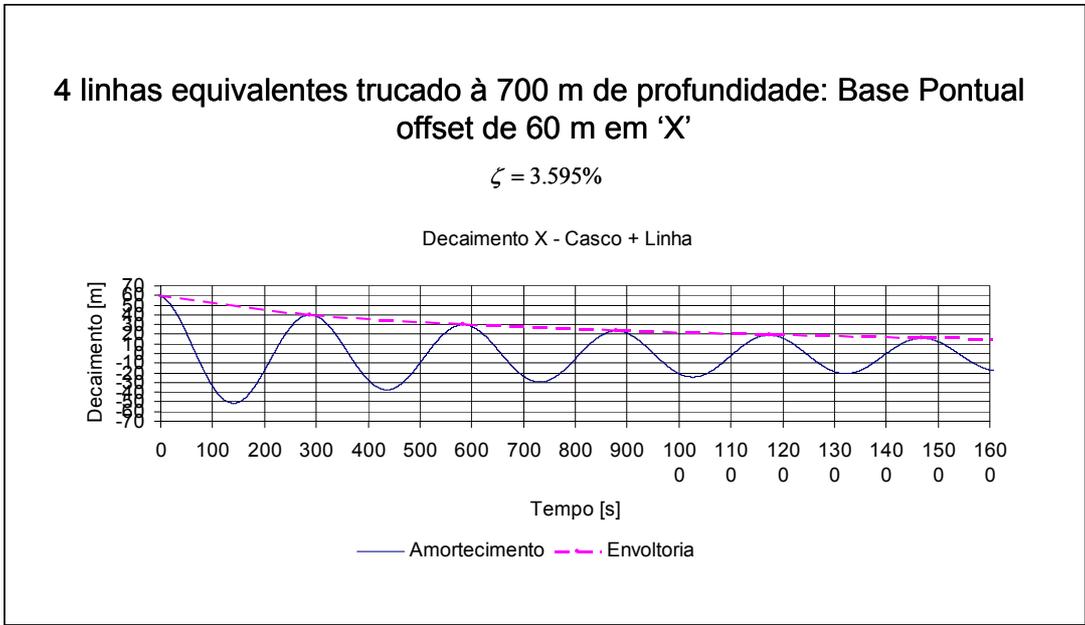


FIGURA 6.34 - CÁLCULO AMORTECIMENTO AJUSTANDO O DIÂMETRO PARA AS 4 LINHAS DE ANCORAGEM (770 M).

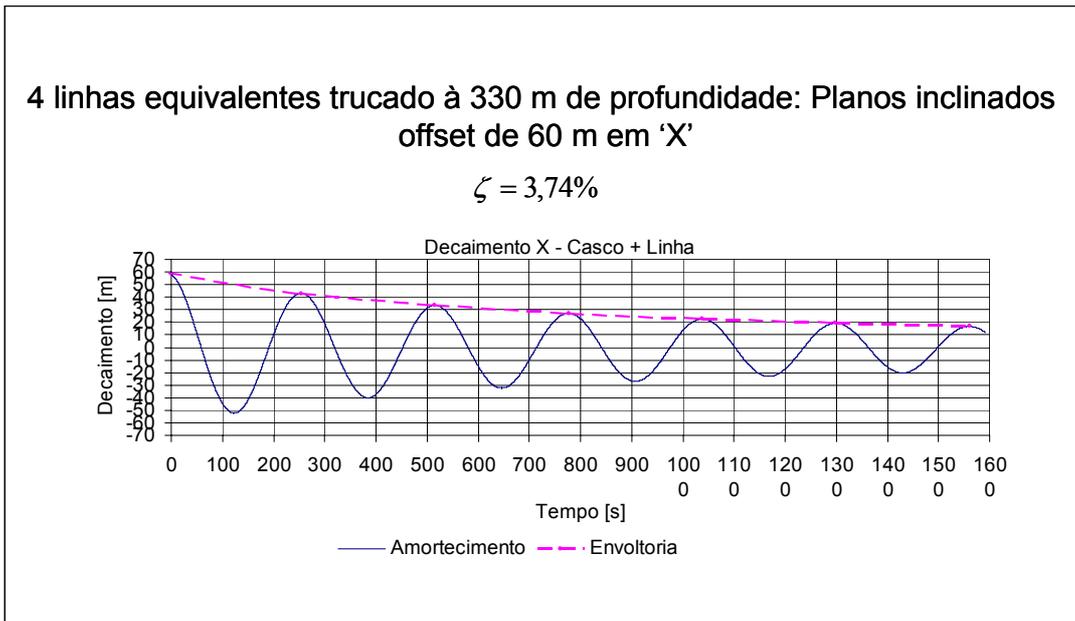


FIGURA 6.35 - CÁLCULO AMORTECIMENTO AJUSTANDO O DIÂMETRO PARA AS 4 LINHAS DE ANCORAGEM (330 M).

A Tabela 6.17 abaixo mostra os diâmetros e os pesos das linhas

TABELA 6.17 – PROFUNDIDADE VERSUS OS DIÂMETROS E OS PESOS DAS LINHAS

Profundidade	Diâmetro [m]	Peso [te/m]
700,0	2,03	3,4
11,0	0,029000	0,000694
330,0	4,0	15,0
4,714286	0,057143	0,003061

CAPÍTULO - VII. ENSAIO EM MODELO REDUZIDO NO LABOCEANO.

7.1. Introdução

O presente capítulo diz respeito aos ensaios experimentais e ao impacto do truncamento de linhas em modelos reduzidos (para ensaios em ondas em tanque oceânico) na análise do comportamento de estruturas flutuantes oceânicas ancoradas.

O ensaio com modelos reduzidos de estruturas flutuantes oceânicas e o seu sistema de ancoragem é essencial como ferramenta de validação na definição da estrutura de produção de campos petrolíferos *offshore*³¹. Entretanto, há uma enorme dificuldade nas considerações das linhas durante estes ensaios. Como a escala a ser escolhida deve evitar um modelo muito pequeno (para evitar o efeito-escala), é inevitável que as linhas sejam truncadas durante estes ensaios. Isso ocorre mesmo no tanque oceânico mais profundo do mundo existente no LabOceano.

O objetivo proposto nestes ensaios é a avaliação do uso da Base Magnética como técnica viável de truncamento em linhas de ancoragem. Nesta técnica, com Base Magnética, a conexão no ponto de truncamento constitui-se de um conjunto de molas conectadas a um carrinho. Neste carrinho está montada uma articulação que permite rotação em torno de eixo vertical. Além disso, este carrinho constitui-se em apoio simples bilateral. Consegue-se isso pela composição magnética das rodas que fornecem forças verticais que garantem a bilateralidade do apoio. Estas rodas são compostas de imã de terras raras e se apóiam em placa de aço com alto padrão de acabamento superficial.

7.2. Descrição dos Ensaios Propostos

Os seguintes tipos de ensaios serão realizados tendo como referência o uso da base magnética:

1. Ensaios no seco (O objetivo é verificar a montagem no seco da base magnética e confirmar o arranjo de fixação no fundo do Tanque Oceânico a ser projetado). Neste ensaio verificou-se também o efeito da histerese magnética e das correntes parasitas induzidas com o objetivo de obter os valores dos amortecimentos magnéticos da base magnética (vide capítulo II e o apêndice D).

³¹ Offshore – Fora da costa, no mar.

2. Ensaio de *offset*³² estático

3. Ensaio de decaimento para definir o valor do amortecimento total; recomendam-se ensaios com linhas horizontais para definir a parcela das linhas devido as linhas.

4. Ensaio em três mares aleatórios no Tanque Oceânico; estes três tipos de mares aleatórios serão definidos em comum com a PETROBRAS; três aproamentos serão considerados; haverá registro claro dos valores que interessam a uma estrutura ancorada, tais como o espectro de grupo de ondas (*Wave Group Spectrum*), o *offset* estático, a deriva lenta, e o afundamento vertical.

Três tipos de configuração serão analisados quanto ao efeito de truncamento:

1. Linhas em *taut-leg*³³

2. Linhas em catenária. (Não foi realizado, devido ao curto espaço de tempo disponível para os ensaios no Laboceano)

3. Tendão vertical tipo TLP. (Não foi realizado, devido ao curto espaço de tempo disponível para os ensaios no Laboceano)

Três tipos de situações quanto ao truncamento serão considerados:

1. Linhas sem truncamento na verdade truncada moderadamente

2. Linhas com truncamento sem base magnética

3. Linhas com truncamento e com base magnética

Para fixar idéias, em termos preliminares (os valores a seguir serão confirmados no início do projeto), têm-se dois valores de profundidade:

1. Profundidade sem truncamento de 1000 m corresponde à profundidade de 14,28 m; esta será a amarração-alvo da P57 (o modelo já existe na escala 1:70); note que há necessidade de projetar esta amarração; tal projeto será feito pela PETROBRAS; esta é a profundidade para o caso 1.

2. Profundidade com truncamento de 350 m, o que corresponde à profundidade de 5 m no tanque oceânico; este truncamento pode ser considerado como radical já que um truncamento ameno pode ser absorvido através de distorção da rigidez das linhas e do diâmetro externo; esta é a profundidade para o caso 2 e 3.

³² Offset – Deslocamento no plano horizontal, deriva.

³³ *Taut-Leg* – Sistema de ancoragem de Unidades flutuantes com pernas atirantadas.

7.3 - Resultados do Ensaio Dinâmico (Laboceano), Em Seco.

7.3.1 Ensaio Estático no Seco.

Nestes ensaios no seco usou-se uma linha de ancoragem com o comprimento total e uma truncada com Base Magnética. As Figuras 7.1 e 7.2 mostram o arranjo da linha com a Base Magnética. A Figura 7.3 mostra em detalhes as bases magnéticas que foram utilizadas nos ensaios. A tabela 7.1 e as figuras 7.4 e 5 mostram uma comparação entre os valores das forças e dos ângulos pelos deslocamentos obtidos na análise numérica e no Ensaio estático no seco. A diferença dos ângulos entre o calculado numericamente e o ensaio está somente na dificuldade de se ajustar o valor inicial, mas as inclinações são similares.



Figura 7.1 – Montagem da Base Magnética para o Ensaio no Seco.

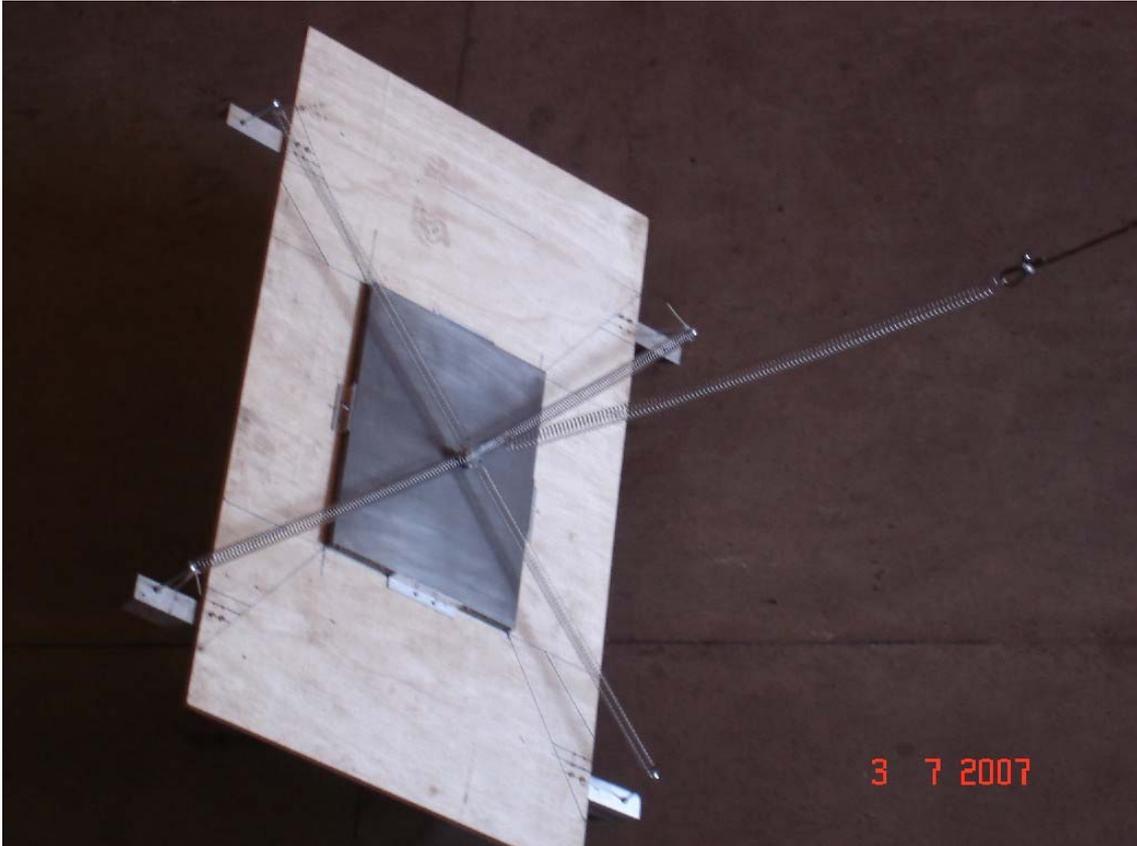


Figura 7.2 – Montagem da Base Magnética para o Ensaio no Seco.



Figura 7.3 – Montagem da Base Magnética para o Ensaio no Seco.

Tabela 7.1 – Comparação das Forças e dos Ângulos obtidos no Ensaio e o Cálculo Numérico Orcaflex.

Y em cm	Carga T obtida do ensaio em gf	Carga T1 derivada do ORCAFLEX em gf	Ângulos entre a linha e o eixo vertical OZ em Graus , obtidos no ensaio estático	Ângulos entre a linha e o eixo vertical OZ em Graus , derivados do ORCAFLEX
-20	2647	2260	41,56	45,80
-10	2941	2560	42,48	46,50
0	3000	2860	43,10	47,00
10	3235	3100	43,41	47,80
20	3529	3300	44,18	48,55
30	3764	3480	45,93	49,20
40	4000	3680	46,24	49,80
50	4294	3860	46,55	50,50

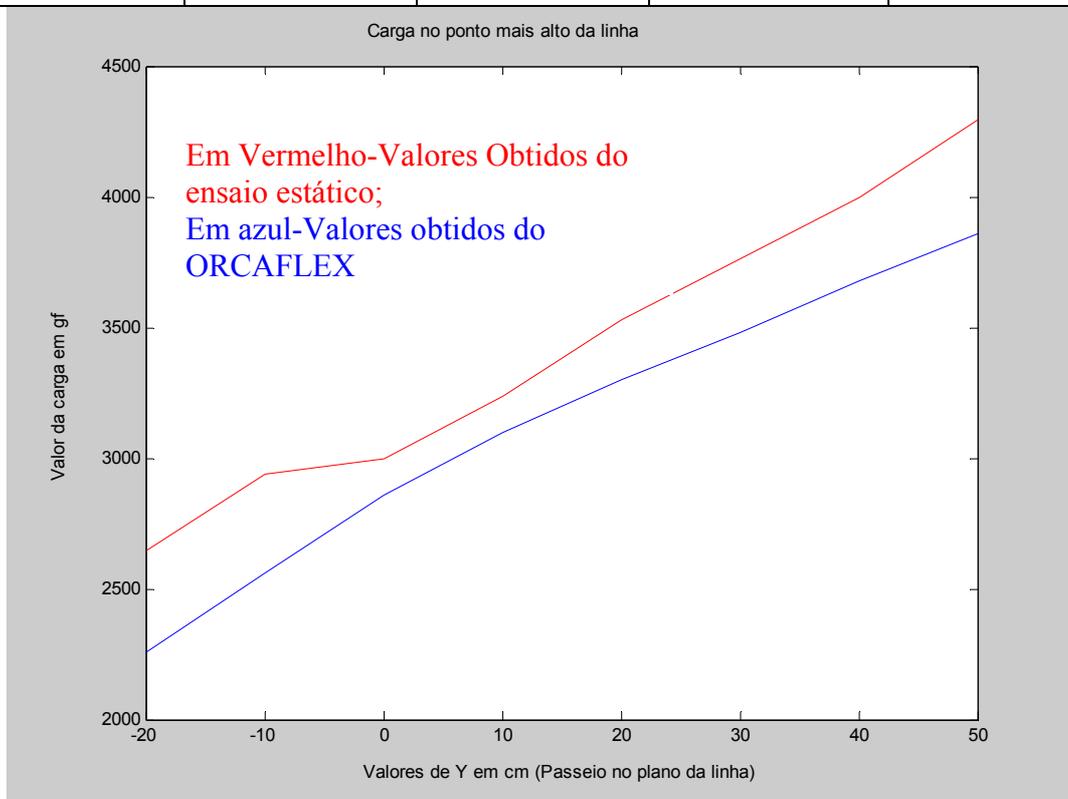


Figura 7.4 – Comparação das Forças obtidas no Ensaio e o Cálculo Numérico no Orcaflex.

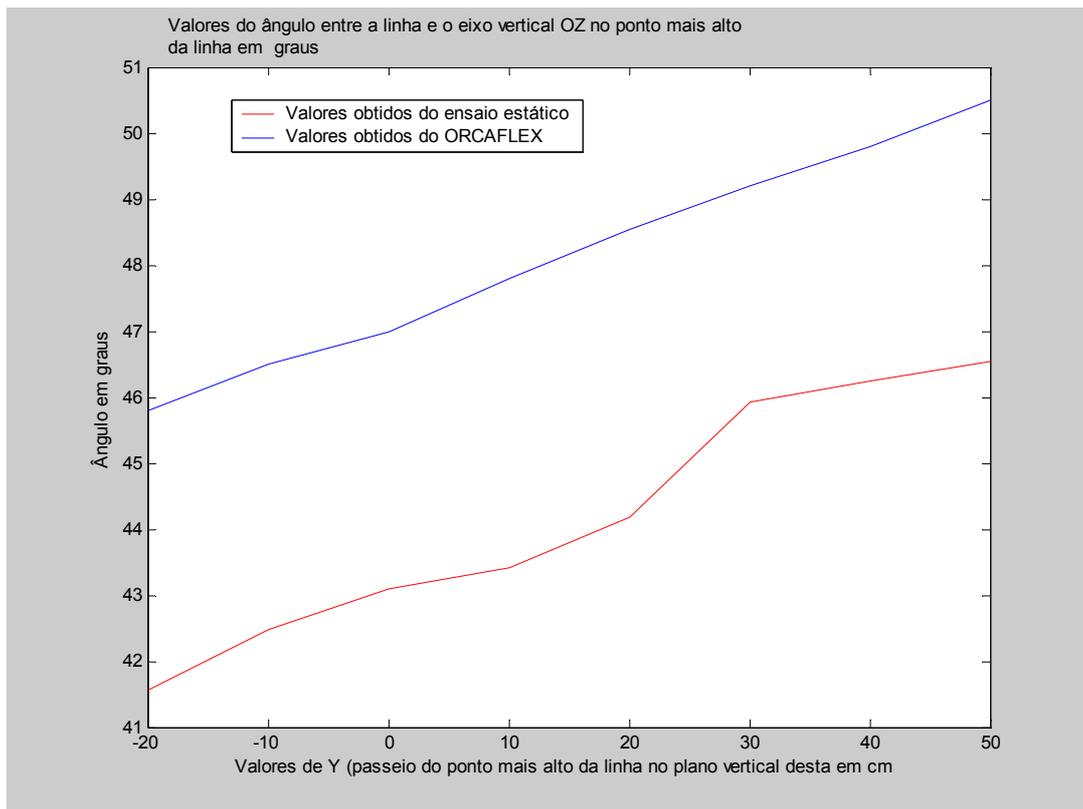


Figura 7.5 – Comparação dos Ângulos obtidos no Ensaio e o Cálculo Numérico no Orcaflex.

7.3.2 Ensaio Dinâmico no Seco.

Nestes ensaios dinâmicos no seco usou-se uma linha de ancoragem com o comprimento total (altura 11 m) e uma truncada com Base Magnética (altura de 4,71 m). Foi aplicada uma oscilação harmônica forçada com os períodos de ondas para a escala do modelo. A Figura 7.6, mostra o gráfico com os valores obtidos da força versus tempo para os diversos períodos arranjo da linha com a Base Magnética.

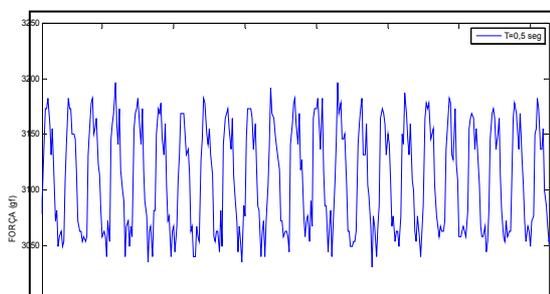


Figura 7.6 – Gráfico da Força pelo Tempo Truncado com Base Magnética (T =0,7 seg. e altura 4,71 m)

As Figuras 7.7 e 7.8 mostram os gráficos com os valores obtidos do deslocamento versus a pré-tração e o ângulo no plano da linha.

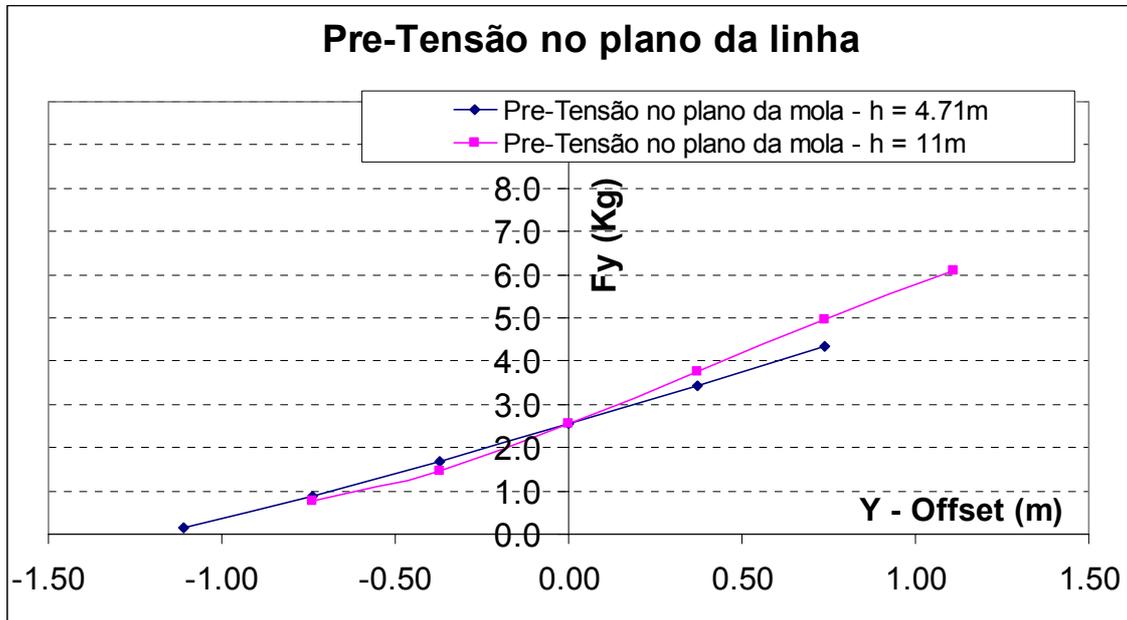


Figura 7.7 – Gráfico do Deslocamento pela Pré-tração no Plano da Linha.

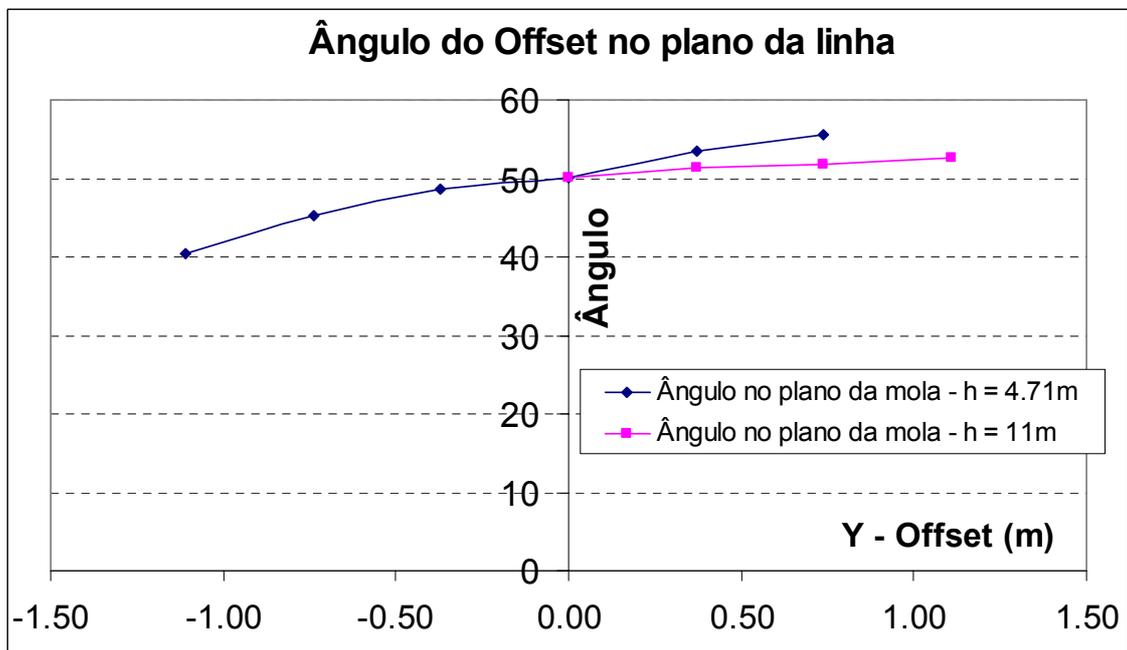


Figura 7.8 – Gráfico do Deslocamento pelo ângulo Plano da Linha.

As Figuras 7.9 e 7.10 mostram os gráficos com os valores obtidos do deslocamento versus a pré-tração e o ângulo transversal ao plano da linha.

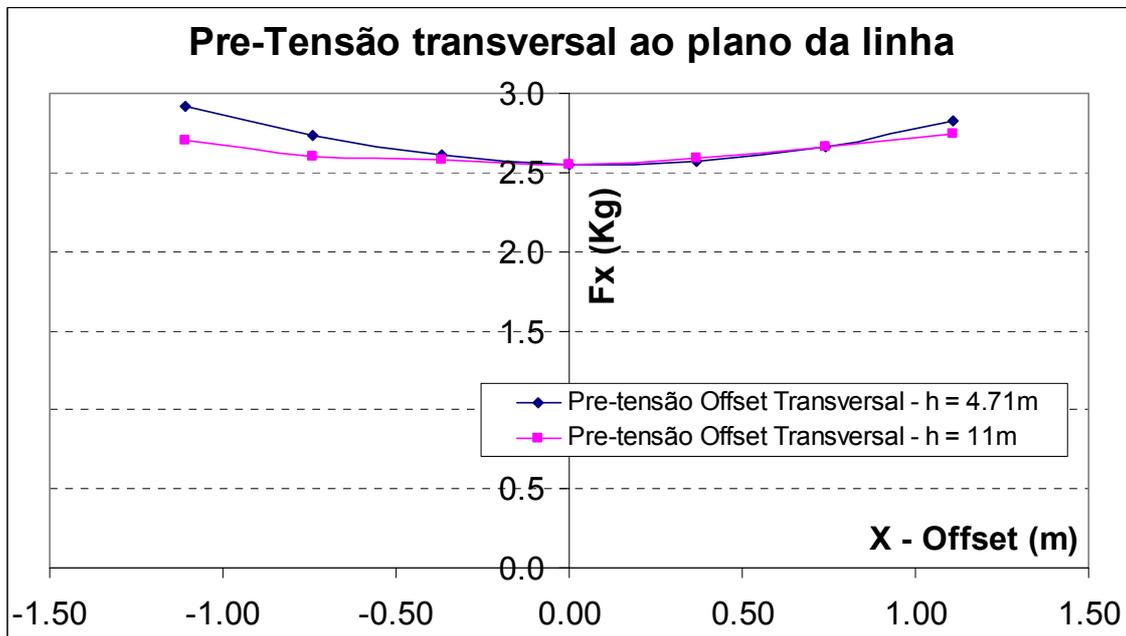


Figura 7.9 – Gráfico do Deslocamento pela Pré-tração Transversal ao Plano da Linha.

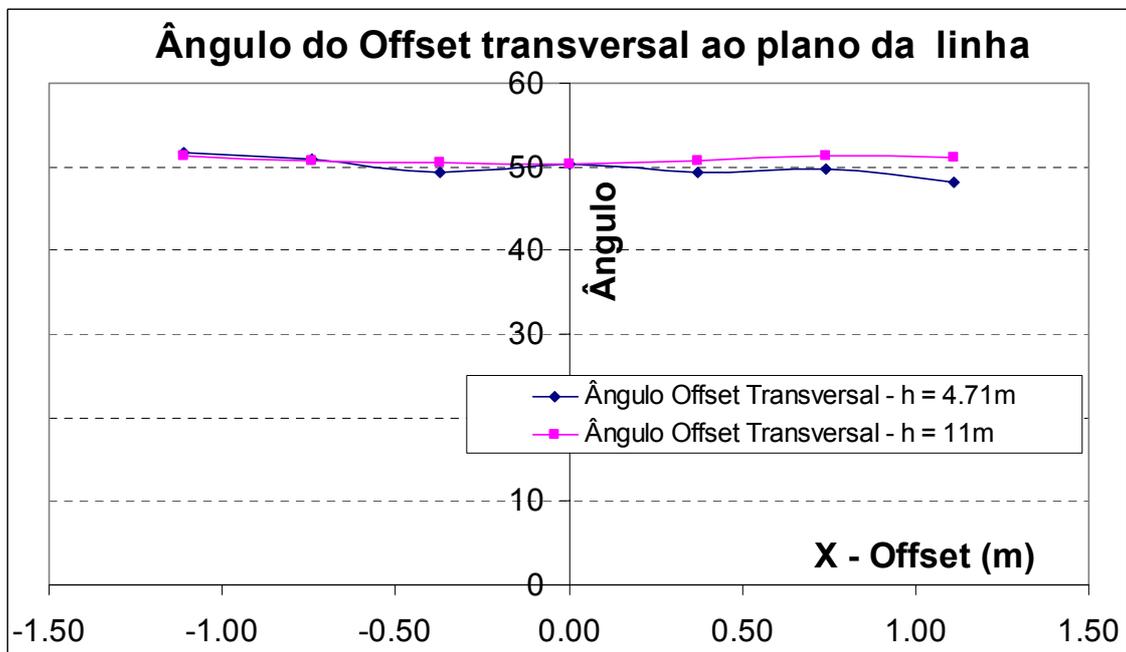


Figura 7.10 – Gráfico do Deslocamento pelo ângulo Transversal ao Plano da Linha

7.4. Modelo do Casco da P57

O modelo reduzido do casco da P57 foi fornecido na Escala: 1:70.

As Bases magnéticas para o ensaio foram confeccionadas e fornecidas pela PETROBRAS.

As linhas de ancoragem foram confeccionadas pelo LabOceano.

As dimensões do protótipo são mostradas na Tabela 7.2:

Tabela 7.2 – Dimensões Principais da P57

Item	Unidade	Valor Protótipo
Comprimento entre pp	m	332,38
Boca	m	54,52
Calado	m	23,78
Deslocamento	ton	371243
VCG	m	18,41
TCG		0,0
LCG	m	5,01
GMt	m	4,49
GMI	m	333,11
Roll, Kxx	m	20,03
Pitch, Kyy	m	77,95
Yaw, Kzz	m	78,12
Período Natural de Heave	s	12,97
Período Natural de Roll	s	20,91
Período Natural de Pitch	s	11,73

A Tabela 7.3 mostra os fatores de escala do ensaio e na Foto 7.11 é mostrado uma vista do modelo.

Tabela 7.3 – Fator de Escala

Parâmetro	Fator
Comprimento	λ
Área	λ^2
Volume	λ^3
Massa	$r.\lambda^3$
Força, Tração.	$r.\lambda^3$
Ângulo	1
Tempo	$\lambda^{1/2}$
Aceleração	1
Velocidade	$\lambda^{-1/2}$
Velocidade Angular	$\lambda^{-1/2}$
r (fator de correção da massa específica da água)	ρ_{prot} / ρ_{mod}



Figura 7.11 – Foto do Modelo da P57

7.5. Arranjo da Montagem do Ensaio no Laboceano

A montagem do modelo no tanque, de acordo com as suas dimensões, seguiu a configuração proposta na Figura 7.12. e 7.13.

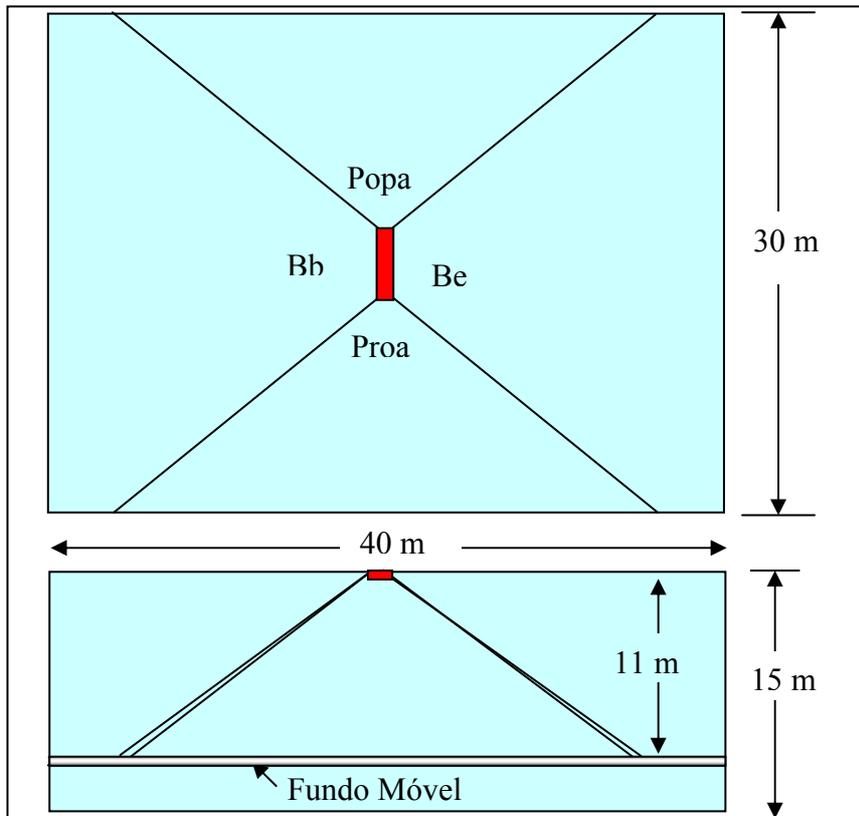


Figura 7.12 – Configuração Básica do Arranjo do Modelo

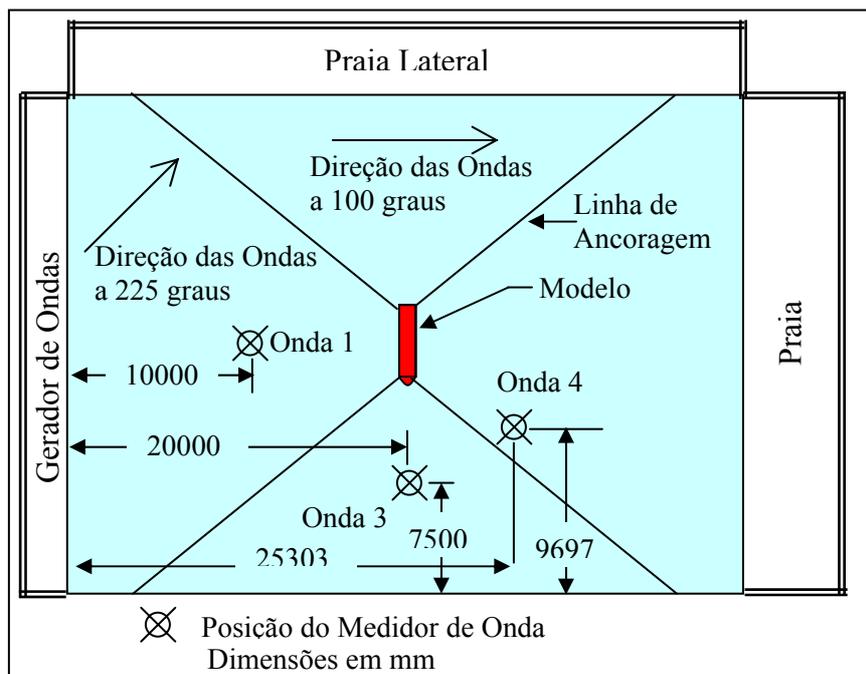


Figura 7.13 – Configuração Básica da Calibração do Ensaio.

Nas Figuras 7.14, 7.15 e 7.16 são sobre as coordenadas dos pontos de interesse e o arranjo geral para a profundidade de 11m conectado diretamente no fundo e 7,41 m com Base Magnética.

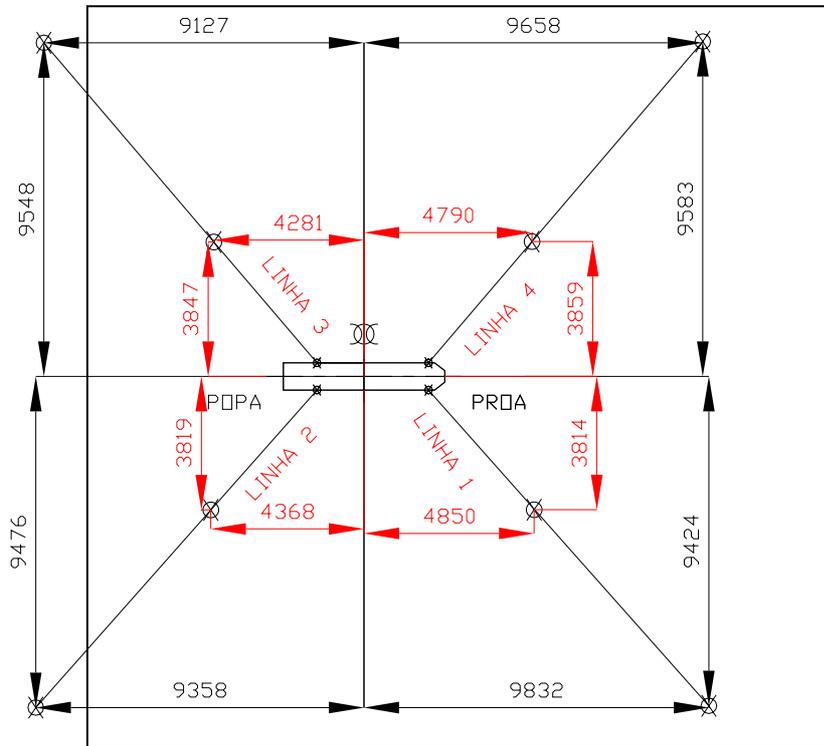


Figura 7.14 – Arranjo Geral e Coordenadas do Ensaio

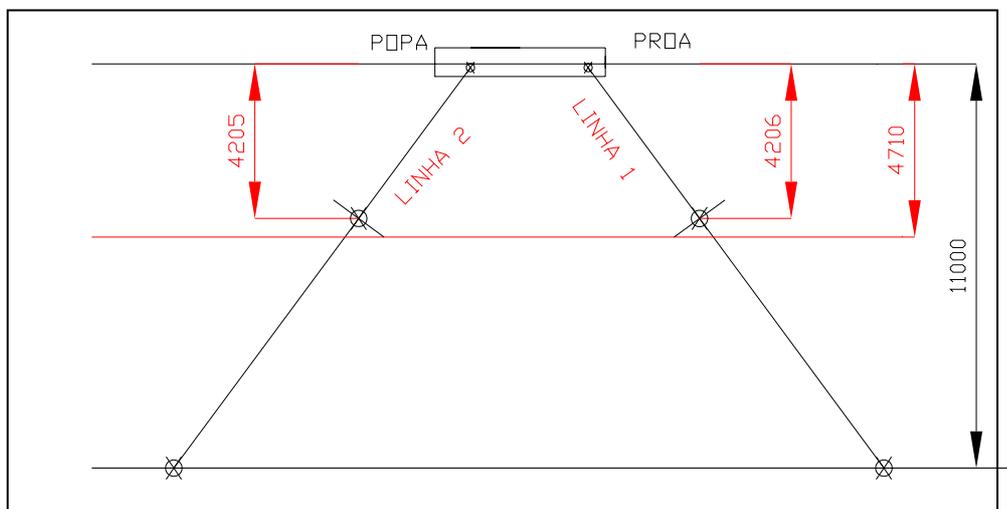


Figura 7.15 – Coordenadas das Linhas 1 e 2.

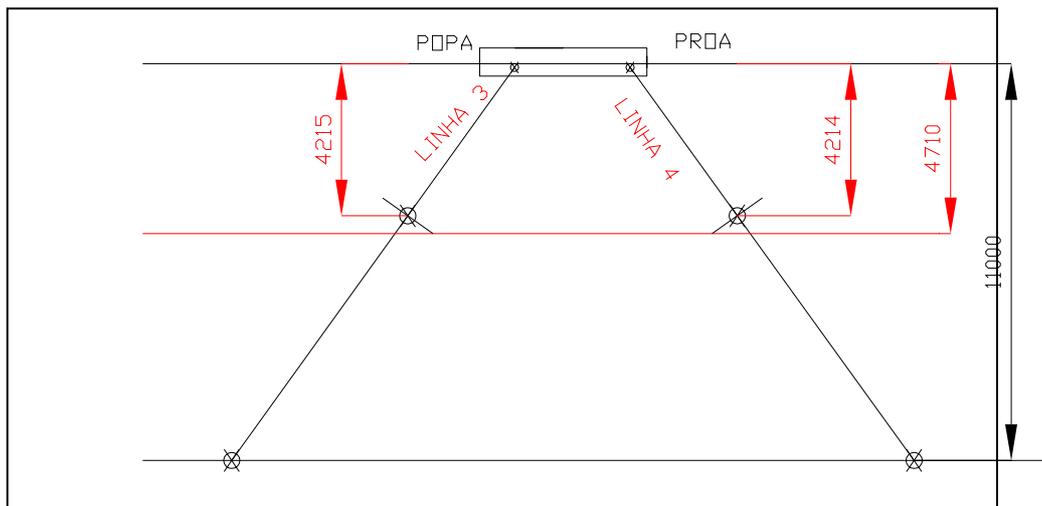


Figura 7.16 – Coordenadas das Linhas 3 e 4.

7.6. Dados Ambientais e os Aproamentos do Ensaio

Foi aplicado duas ondas aleatórias JONSWAP (dados em escala real)

Heading (gr)	Tp (s)	Hs (m)	Rec (anos)	
90	11,35	6,7	100	Onda 1.
135	9,21	4,7	100	Onda 2.

e

2 aproamentos; 135 e 90 graus

7.7 – Ensaio com Ondas

Nestes ensaios no Tanque Oceânico com o casco da P57 usaram-se quatro linhas de ancoragem equivalentes com o comprimento total (altura 11 m) e uma truncada com Base Magnética (altura de 4,71 m). Foram aplicados dois tipos de ondas irregulares para a escala do modelo. As Figuras 7.17, 7.18 e 7.19 mostram os gráficos com os valores obtidos da força versus tempo para os diversos períodos arranjo da linha com a Base Magnética. As Figuras 7.20, 7.21, 7.22, 7.23 e 7.24 mostram os gráficos com os valores obtidos da força versus tempo para os diversos períodos arranjo da linha com a Base Magnética, mola e profundidade total.

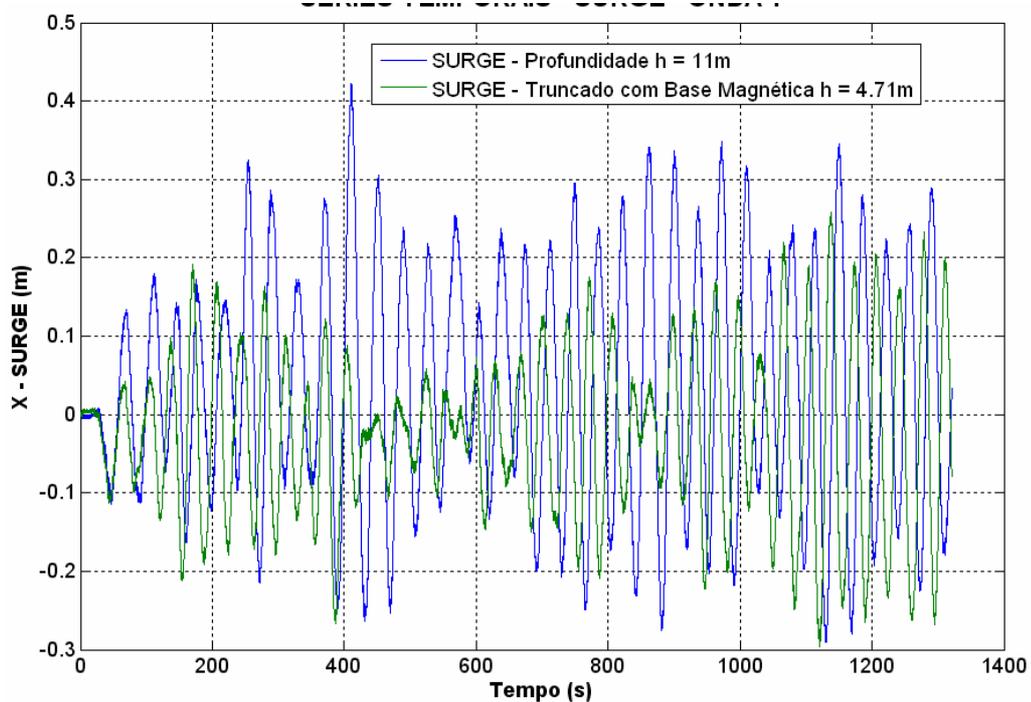


Figura 7.17 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de Surge (Onda 1) para a Profundidade Total de 11 m e Truncada com Base Magnética na profundidade de 4,71 m.

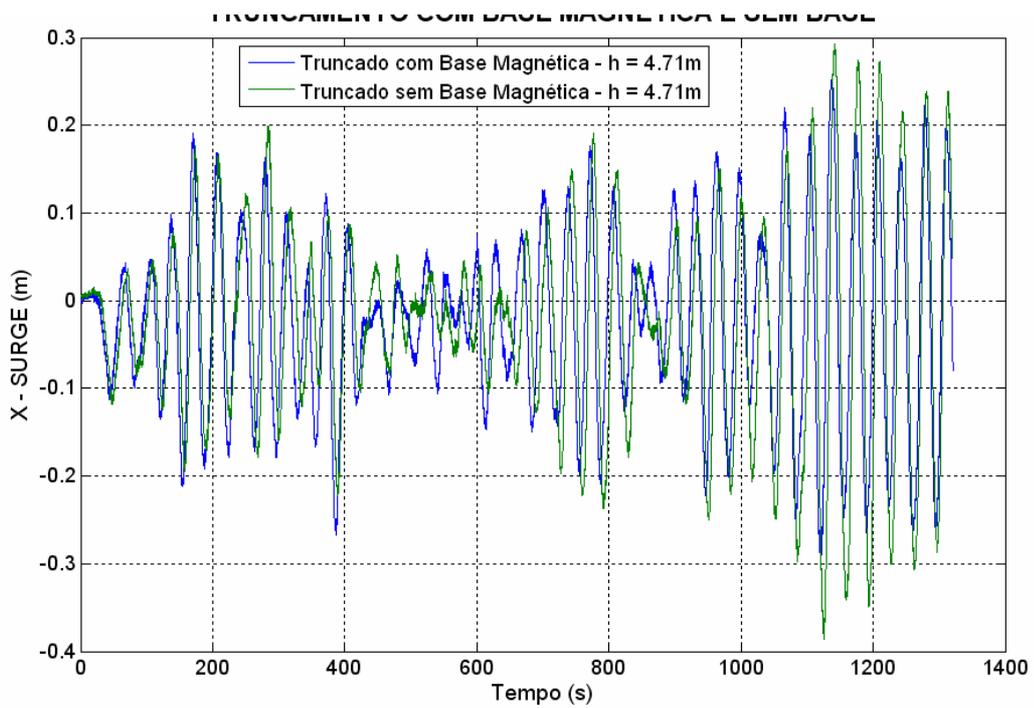


Figura 7.18 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Surge* (Onda 1) para a Profundidade Total de 4,71m com truncamento com molas e Truncada com Base Magnética.

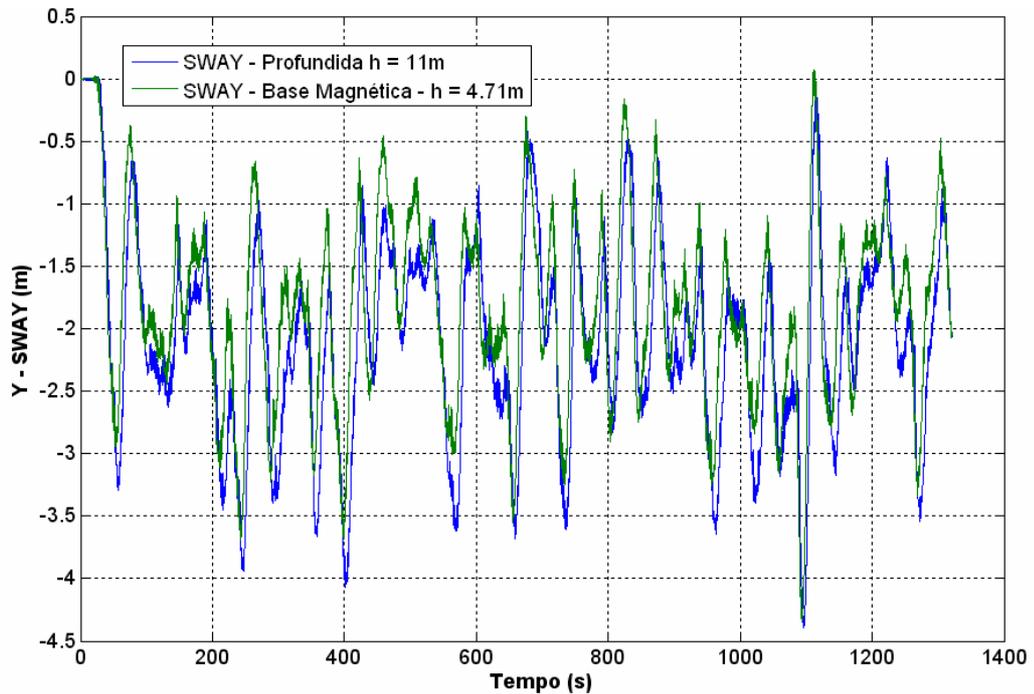


Figura 7.19 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Sway* (Onda 1) para a Profundidade Total de 11 m e Truncada com Base Magnética na profundidade de 4,71 m.

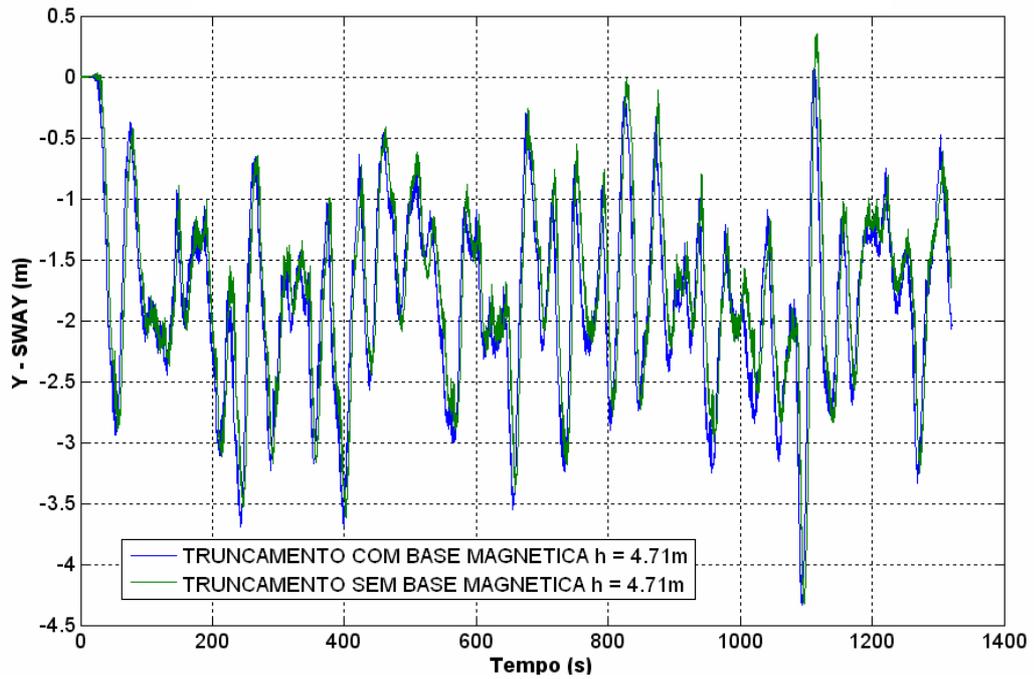


Figura 7.20 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Sway* (Onda 1) para a Profundidade de 4,71 m Truncado com Molas e Truncada com Base Magnética.

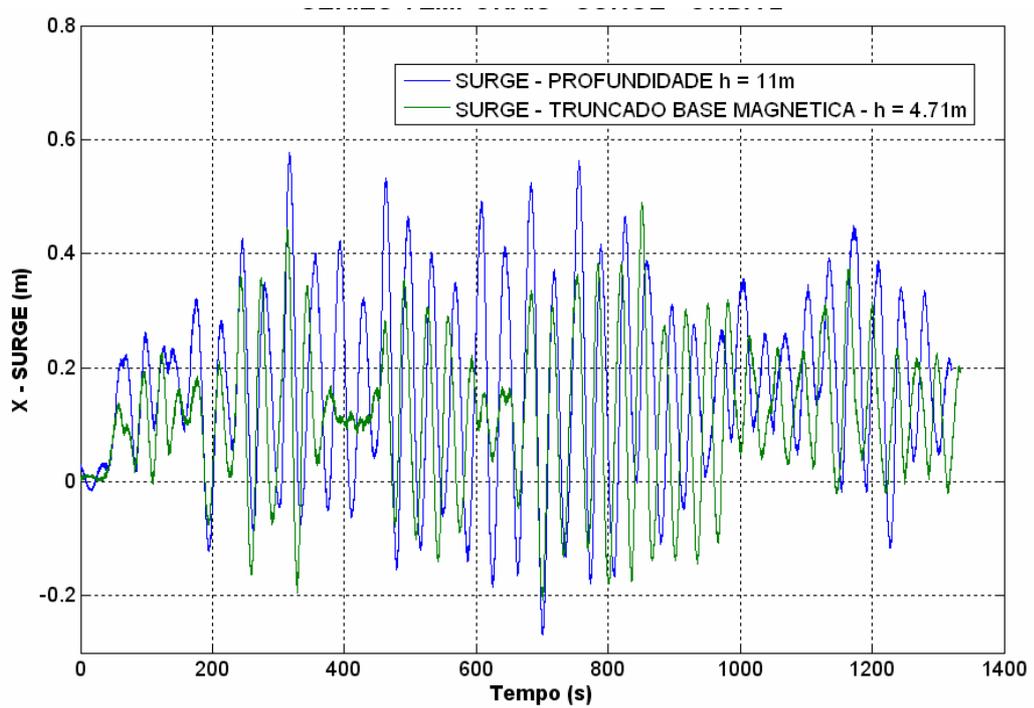


Figura 7.21 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Surge* (Onda 2) para a Profundidade Total de 11 m e Truncada com Base Magnética na profundidade de 4,71 m.

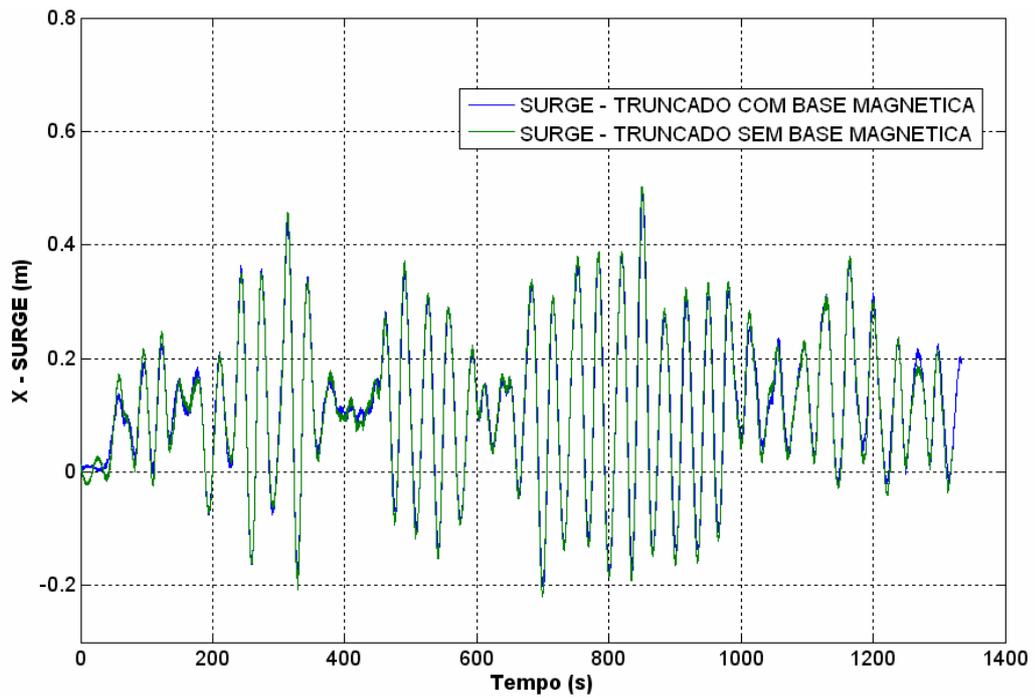


Figura 7.22 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Surge* (Onda 2) para a Profundidade Total de 4,71m com truncamento com molas e Truncada com Base Magnética.

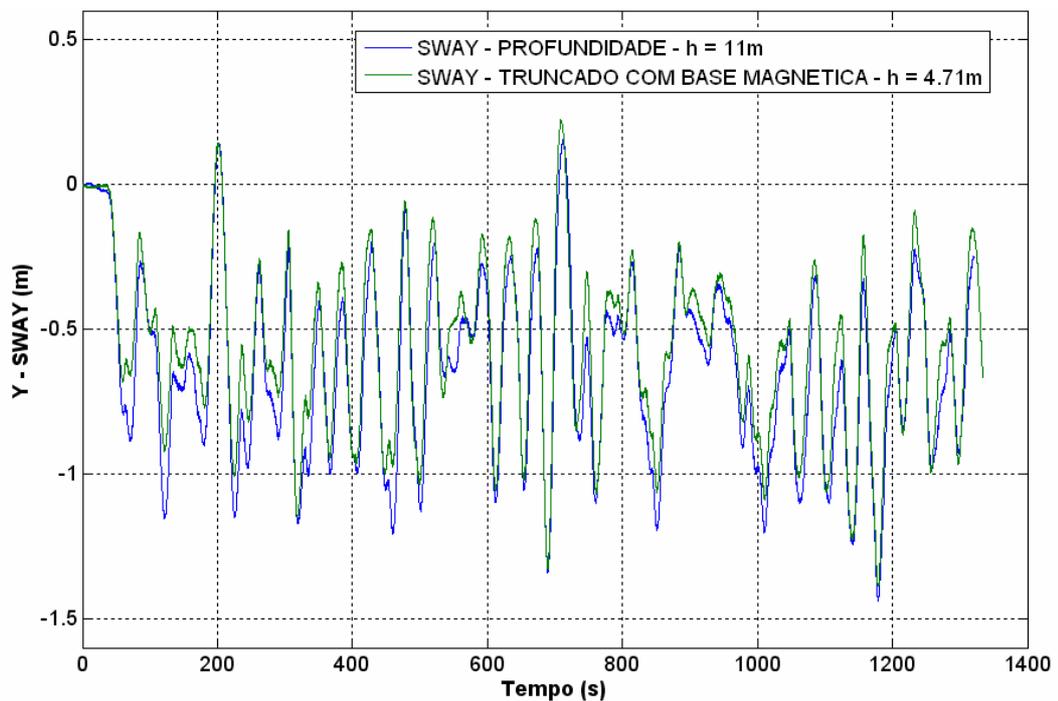


Figura 7.23 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de *Sway* (Onda 2) para a Profundidade Total de 11 m e Truncada com Base Magnética na profundidade de 4,71 m.

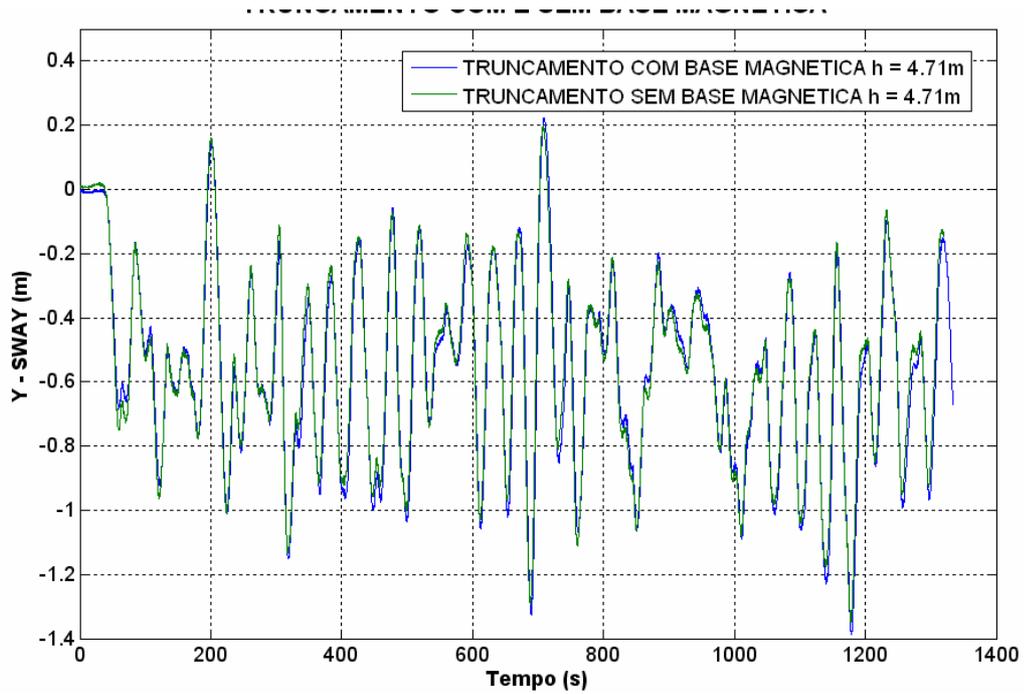


Figura 7.24 – Gráfico de Comparação do Deslocamento de Sway (Onda 2) para a Profundidade de 4,71 m Truncado com Molas e Truncada com Base Magnética.

7.8. Decaimentos

Nos ensaios de decaimento P57 usaram-se quatro linhas de ancoragem equivalentes com o comprimento total (altura 11 m) e quatro linhas equivalentes truncada com Base Magnética (altura de 4,71 m). Foram aplicados dois tipos de ondas irregulares para a escala do modelo. As Figuras 7.25, 7.26 e 7.27 mostram os gráficos com os valores obtidos do decaimento versus tempo para o comprimento total da linha de ancoragem e com a linha truncada com a Base Magnética. As Figuras 7.28, 7.29 e 7.30 mostram os gráficos comparativo dos deslocamentos com os valores do decaimento pelo tempo para a profundidade total e truncada de 4,71 m com Base Magnética.

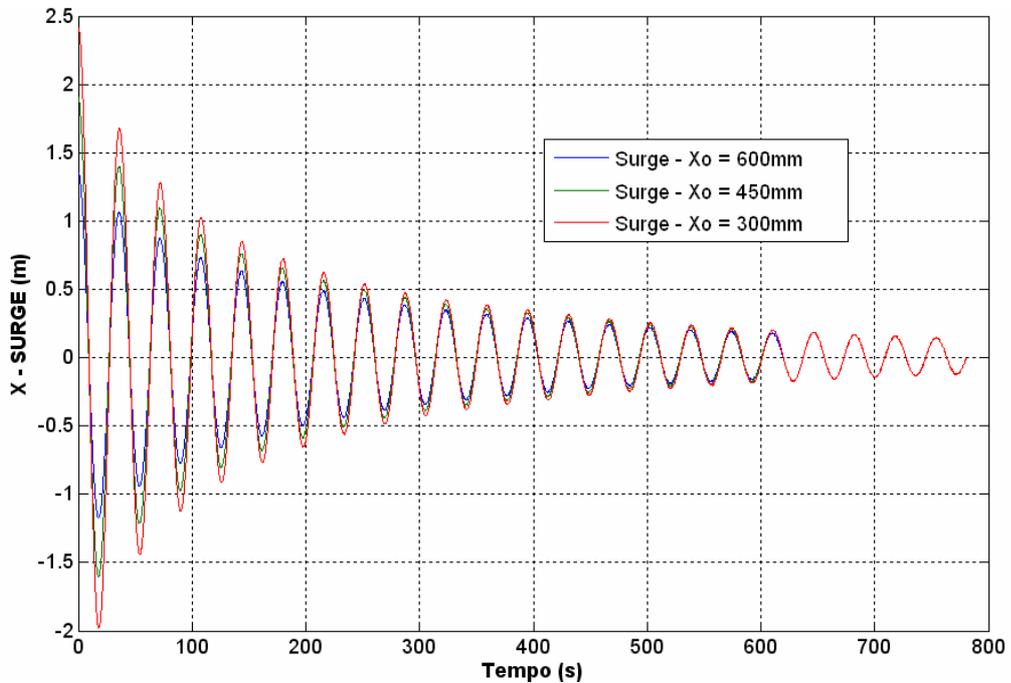


Figura 7.25 – Gráfico Comparativo dos Deslocamentos versus Decaimento de Surge para a profundidade de 11 m.

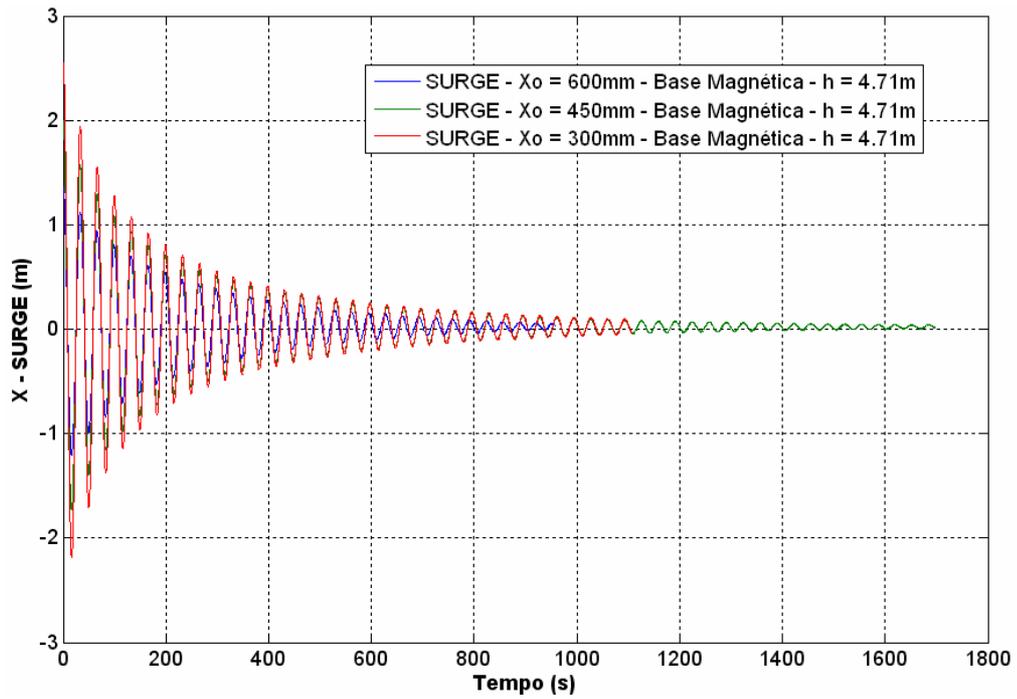


Figura 7.26 – Gráfico Comparativo dos Deslocamentos versus Decaimento de Surge para a profundidade de 4,71 m com Base Magnética.

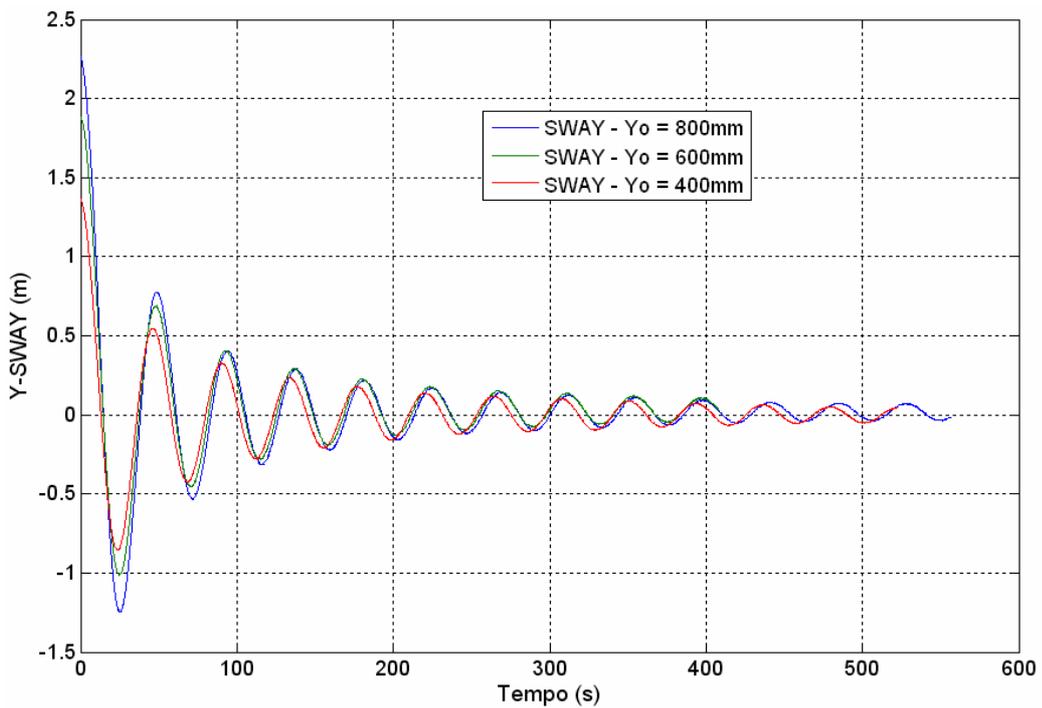


Figura 7.27 – Gráfico Comparativo dos Deslocamentos versus Decaimento de Sway para a profundidade de 11 m.

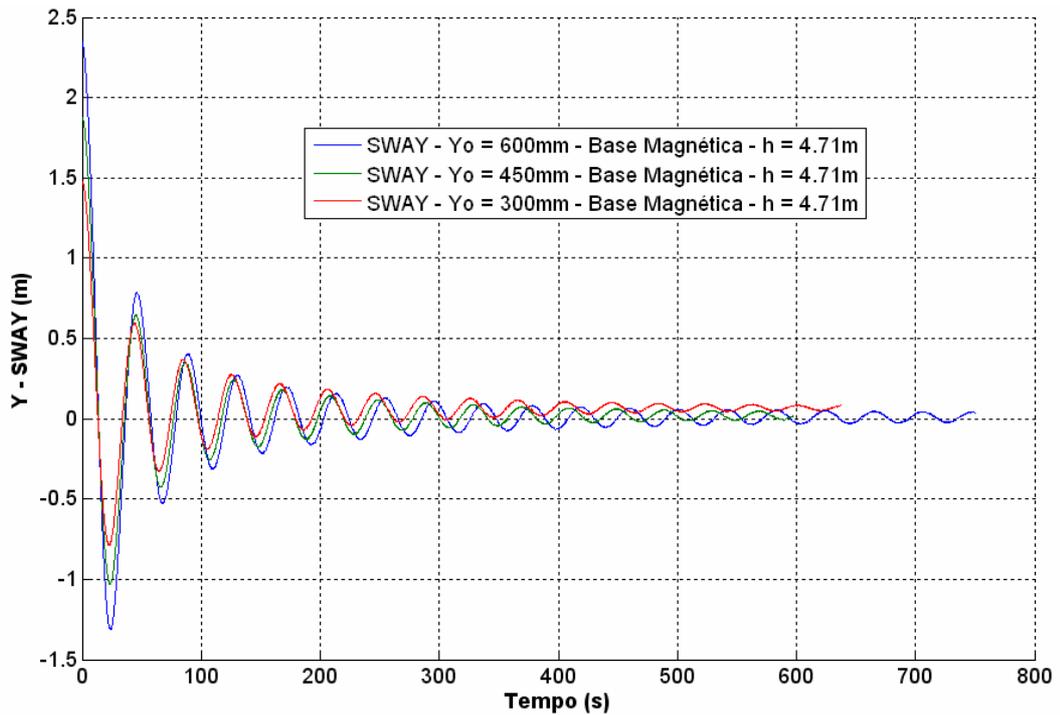


Figura 7.28 – Comparativo dos Deslocamentos versus Decaimento de *Sway* para a profundidade de 4,71 m com Base Magnética.

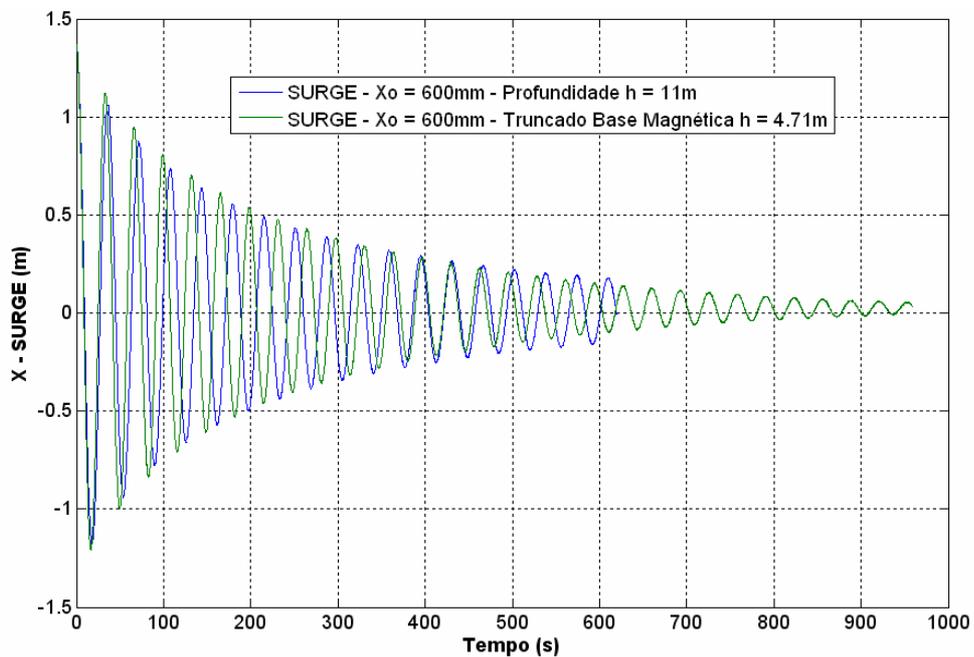


Figura 7.29 – Comparativo do deslocamento de 600 mm versus Decaimento de *Surge* para a profundidade de 11 m com o Comprimento Total e 4,71 m com Base Magnética.

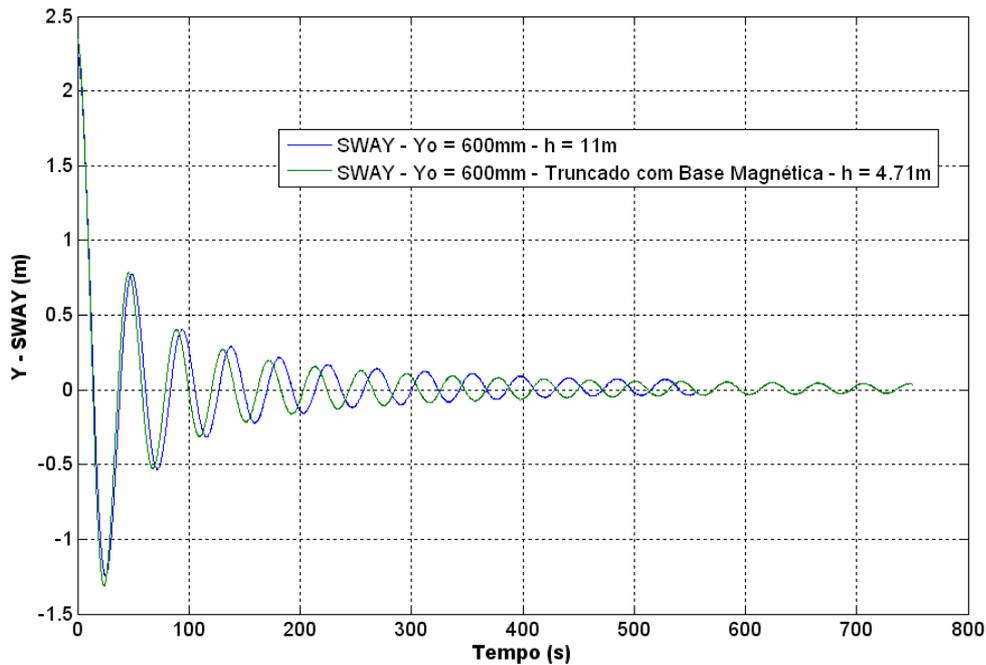


Figura 7.30 – Gráfico Comparativo do deslocamento de 600 mm versus Decaimento de *Sway* para a profundidade de 11 m e de 4,71 m com Molas e com Base Magnética.

7.9. Conclusões

Nos ensaios no seco foi observada uma atuação maior das bases magnéticas do que nos ensaios realizados no tanque com o modelo da P57.

Verificou-se que no caso específico desta modelagem em *taut-leg* estas configurações das linhas de ancoragem apresentam um deslocamento no plano de corte (ponto do truncamento) menores devido às altas rigidezes das molas de restauração horizontal das bases magnéticas. Na comparação realizada entre a modelagem das linhas truncada somente com molas equivalentes ou com Bases Magnéticas os valores obtidos nos ensaios foram similares.

Nos ensaios de decaimento ocorreu uma modificação no período natural (figuras 7.8.4 e 7.8.5). Isto foi devido à distorção da escala para um diâmetro superior no ensaio com a linha truncada com relação ao diâmetro da linha de ancoragem para o comprimento total, profundidade de 11m.

Este recurso técnico foi empregado para se reproduzir nas linhas de ancoragem truncadas as mesmas forças de amortecimento da linha com o comprimento total. Portanto nos ensaios de decaimento com o sistema truncado houve uma alteração no resultado do período natural devido às massas concentradas (distorção da escala no diâmetro da linha) e às rigidezes das molas K_c e K_b usadas.

VIII – CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.

8.1. Conclusões Finais.

Em águas ultra profundas, os elementos da linha usados na ancoragem ou nos risers tende a ser dominados pela elasticidade ou pela catenária e a ter um comportamento bastante diferente em comparação com os elementos de uma linha em profundidades mais rasas. Estas propriedades podem produzir algumas vantagens nas técnicas do truncamento que irão fornecer uma boa reprodução do comportamento em águas ultra profundas com o comprimento real. Isto é bem compreendido quando a dinâmica da linha é fortemente dependente da força de arrasto transversal na linha.

Mostra-se que para ancoragem em águas ultra profundas, os movimentos transversais deterioram mais rapidamente com profundidade do que no ponto do truncamento. Desta forma o uso de uma mola quase-estática pode ser adequado para modelar completamente o comportamento do elemento da linha. Os métodos para identificar tais molas quase-estáticas foram sugeridos no Capítulo III. Assim é possível desenvolver uma mola quase-estática que possa ser unida a uma amarração truncada que melhor reproduza o comportamento quase-estática e dinâmica da ancoragem com o comprimento total porque a ancoragem com o comprimento total irá comportar quase - estaticamente desse ponto para baixo. Tal tentativa é recomendada nos ensaios futuros para validar estas hipóteses. Esta contribuição é um esboço das diretrizes que estão sendo tomadas e conseqüentemente deve-se reconhecer que as conclusões e observações discutidas aqui devem ser validadas com os ensaios com modelo reduzido.

No truncamento das linhas de ancoragem e de rises utilizando bases magnéticas no ponto de corte, foram introduzidos vários aperfeiçoamentos nesta nova concepção para o ensaio com modelo reduzido. Estas melhorias que são descritas no capítulo IV e V foram desenvolvidas para a viabilização desta ferramenta alternativa. Esta técnica de truncamento com base magnética torna-se mais uma forte opção como solução para as limitações dos Tanques Oceânicos.

Por seu ineditismo, o grande desafio desta técnica é a amplificação da força de atração magnética com a redução da massa e volume do imã e a redução da força de atrito que é proporcional à força de atração obtida. Os efeitos das forças de atrito podem ter a mesma ordem de grandeza das forças de restauração horizontal do ponto de truncamento produzindo efeitos indesejados nos resultados esperados. A

viabilização dinâmica do ensaio em modelo reduzido com o uso da base magnética é obtida através da amplificação das forças de atração e a redução do atrito entre as bases magnéticas com superimãs permanentes de terras raras e a superfície plana magnetizável de aço carbono polido com deposição de óxido de titânio. As técnicas de tratamento superficial da base magnética e o uso de mancais de repulsão magnética permitiram uma considerável redução das forças de atrito

Além disto, o trabalho aproveitou da existência de novas tecnologias tais como o tratamento de superfície metálica, aplicação de *Physical Vapor Deposition* (PVD), uso de superimãs permanentes de terra rara de cromo neodímio e o uso de técnicas da mecânica fina para a redução do atrito de deslizamento e rolamento.

Para o ensaio específico da P-57, realizado no Laboceano, a configuração em *Taut-Leg* da linha de ancoragem produz uma rigidez da restauração horizontal elevada e pouco deslocamento horizontal no ponto de truncamento. Esta característica reduziu o efeito do uso da base magnética. Os resultados utilizando a modelagem truncada com base magnética e usando somente uma mola axial foram bastante similares e reproduziram de maneira satisfatória os resultados do ensaio com os comprimentos totais. Concomitantemente conclui-se que o melhor uso da tecnologia da base magnética pode ser aplicado para menores ângulos com a vertical (TLPs).

O trabalho mostrou que o uso da técnica da base magnética no truncamento de linhas de ancoragem e de *risers* é uma ferramenta viável nos ensaios com modelo reduzido. O truncamento com base magnética torna possível ajustar os valores da tração e do ângulo da linha similar aos valores para o comprimento total.

8.2. Trabalhos Futuros

Como trabalhos futuros a serem propostos estão:

Confecção de um conjunto de bases magnéticas com força de atração de 8.000 gf, dobro do valor das atuais que foram utilizadas nos ensaios em modelo reduzido.

Melhorias no sistema de pivotamento das bases magnéticas com o aumento do braço da haste na base magnética.

Reprodução do ensaio em modelo reduzido da P57 com molas horizontais de menor rigidez.

Ensaio em modelo reduzido da P57 para a configuração da ancoragem em catenária utilizando as bases magnéticas no ponto de truncamento

Ensaio em modelo reduzido de uma TLP utilizando as bases magnéticas no ponto de truncamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] FERNANDES, A. C., CARVALHO, R., “*Bóia Submersa para Suporte de Risers de Produção*”, Relatório Parcial, PENO/COPPE/UFRJ, Setembro de 1998.
- [2] Moxnes, S. and Larsen, K: “Ultra Small Scale Model Testing of a FPSO Ship”, OMAE-98-381, Lisbon (June 1998).
- [3] Huse, E.: ‘Mooring line Damping-Summary & Recommendations’ - FPS 2000 Project 1.1, Marintek Report, Trondheim (1992).
- [4] Buchner, B.: 'Numerical Simulation and Model Test Requirements for Deep Water Developments', Deep and Ultra Deep Water Offshore Technology Conference, Newcastle (March 1999).
- [5] Stansberg, C.T., Karlsen, S.I., Ward, E.G., Wichers, J.E.W. and Irani, M.B.: ‘Model Testing for Ultradeep Waters’, OTC 16587, Houston (2003).
- [6] Ward, E.G., Hansen, V.L. “Model-the-Model: Validating Analysis Models for Deepwater Structures with Model Tests”, OTC 15350, Houston (2003).
- [7] Waals, O.J. and Van Dijk, R.R.T “Truncation Methods for Deep Water Mooring Systems for a catenary moored FPSO and a Semi Taut Moored Semi Submersible”, DOT 2004, New Orleans
- [8] ITTC: “Recommended Procedures and Guidelines, Testing and Extrapolation Methods, Loads and Response, Ocean Engineering, Truncation of Test Models and Integration with Numerical Simulations”, 2005
- [9] Baudic, Séverine: “Past Experience And Present Tools In Designing Fpso Moorings”, DOT2003, Marseille.
- [10] Dercksen, A. and Wichers, J.E.W., “A Discrete Element Method on a Chain Turret Tanker Exposed to Survival Conditions”, Proc., Vol. 1, BOSS’92 Conf., London, UK, pp. 238-250 (1992).
- [11] Wichers, J.E.W and Dercksen, A.: ‘Investigation into Scale Effects on Motions and Mooring Forces of a Turret Moored Tanker’, OTC paper 7444, Houston (1994).
- [12] Buchner, B., Cozijn, J.L., Van Dijk, R.R.T. and Wichers, J.E.W.: ‘Important Environmental Modelling Aspects for Ultra Deep Water Model Tests’, DOT, Rio de Janeiro (2001).

- [13] Bunnik, T.H.J., De Boer, G. Cozijn, J.L., Van der Cammen, J. and Ter Brake, E.: ‘Coupled mooring analysis in large scale model tests on a deepwater calm buoy in mild wave conditions’, OMAE, Oslo (2002).
- [14] De Wilde, J.J., Sworn, A., Cook, H., Willis, N. and Bridge, C.: ‘Cross Section VIV Model Test For Novel Riser Geometries’, DOT conference, New Orleans (2004)
- [15] Fylling, I.J. and Stansberg, C.T., ‘Model Testing of Deepwater Floating Production Systems: Strategy for Truncation of Moorings and Risers’, DOT 2005, Vitoria, Brazil.
- [16] Couliard, P-Y., Langley, R. S., "Nonlinear Dynamics Of Deep-Water Moorings", 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, June 3-8, 2001.
- [17] Luo, Y. and Baudic S., “Predicting Fpso Responses Using Model Tests And Numerical Analysis”, ISOPE Proceedings, June 2003.
- [18] Ronaldo F. Cavalcante, “Apostila De Materiais Eléctricos Eng105 – Capitulo VI Materiais Magnéticos, Março de 2002.
- [19] L. Bessonov, “Applied Electricity For Engineers”, MIR Publishres.
- [20] Bowden and B. Tabor, "The Friction And Lubrication Of Solids", F.P., Vol. 2, Oxford University Press”, 1964, Chapters 15 and 24.
- [21] N.Rudenko, “Materials Handling Equipment”, MIR Perce Publishres.
- [22] Paulo K. Vencovsky, “Revestimentos em Ferramentas,-Processo PVD, (- Brasimet Com. Indo SA) Outubro de 1997.
- [23] Lbffler, F. -"Systematic Approach To Improve The Performance Of PVD Coatings For Tool Applications", Surface and Coatings Technology, vai. 68/69, 1994, p. 729-740.
- [24] Brasimet Com. Indo S.A. - Divisão de Serviços Industriais -Depto. de Revestimentos Av. das Nações Unidas, 21476/ CEP 04795-912 São Paulo S.P. Tel. 011 525 6760, Fax. 011 525 6755
- [25] Beléndez, A., Beléndez, T. Neipp C. “Estudio Estático De Un Cable Homogéneo Bajo La Acción De Su Propio Peso: Catenaria”. Revista Española de Física 15(4) 2001, págs. 38-42
- [26] Adler, C. “Catenaries On The Computer: A Freshman Physics Assignment. The Physics Teacher”, Vol 37, April de 1999, pp. 254-255.

[27] Jacob, B. P., Lima, B. S. L. P., Reyes, M. C. T., “Estudo De Configurações Alternativas Para Risers Rígidos Em Catenária Ligados A FPSO’S”, 1º Relatório, Projeto COPPETEC ET-150822, Contrato Petrobras n.650.2.052.98–3, PEC/COPPE/UFRJ, Outubro,1998.

[28] IPT 2000² (Relatório Técnico IPT N° 44 159)

[29] Fernandes, A. C., Fábio Mineiro, André Luis Rosa, Joel Sena Sales, “Amortecimento e Elasticidade de Linhas de Amarração nos Ensaios com Modelos Reduzidos de FPSOS”, PENO/COPPE/UFRJ, SOBENA 2006.

[30] Odílio B. G. Assis e Maurício Ferrante, “Caracterização de Ímãs por meio da Visualização dos domínios Magnéticos”. Revista Brasileira de Ensino de Física, vol. 20, nº.2, junho, 1998.

[31] Mussoi, F.L.R. “Fundamentos de Eletromagnetismo, Versão 3.2”, CEFETSC-Florianópolis/SC, Novembro de 2005.

[32] Craig, R. R., ”Structural Dynamics”, John Wiley & Sons, 1981.

[33] Faltinsen, O. M. “Sea Loads on Ships and Offshore Structures”, Cambridge University Press, 1990.

[34] Chakrabarti S. K. – “*Hydrodynamics of Offshore Structures*”, Computational Mechanics Publications Southampton Boston, Illinois, USA, 1987.

APÊNDICE A - EQUAÇÕES BÁSICAS

A.1. Equação da Catenária

A forma da catenária que será considerada abaixo é a adquirida pela linha de ancoragem em catenária ou a do *riser* flexível em catenária livre (free hanging) onde a elasticidade será desprezada. A tração T é aplicada no fearlead ou na conexão de topo e a linha assume um ângulo α com a vertical. Outra consideração é a de que a linha irá sempre ser tangencial ao TDP (*Touch Down Point*). Na Figura A.1, onde outras variáveis como h , p e l , respectivamente a profundidade, a projeção horizontal e o comprimento suspenso da linha são mostrados.

O ponto da catenária com as coordenadas (x,y) com a origem no TDP é também caracterizado pelo arco-comprimento do TDP. Uma importante característica estática é o peso por unidade de comprimento, w . Outro é a tração horizontal H e a Tração no topo T .

De acordo com a Figura A.1 - Definição das características da Catenária onde:

L = comprimento lançado do TOPO até a âncora ($L=l+(t-p)$)

l = comprimento do TOPO até o TDP

t = projeção horizontal total

p = projeção horizontal de l

h = altura do TDP ao TOPO

alfa = ângulo com a vertical no TOPO

a = Comprimento característico tal que $a=H/w$

w = peso por unidade de comprimento

H = força horizontal

V = componente vertical no TOPO

T = tração axial no TOPO

(Oxy) = sistema cartesiano a partir do TDP; x para a direita, y para cima

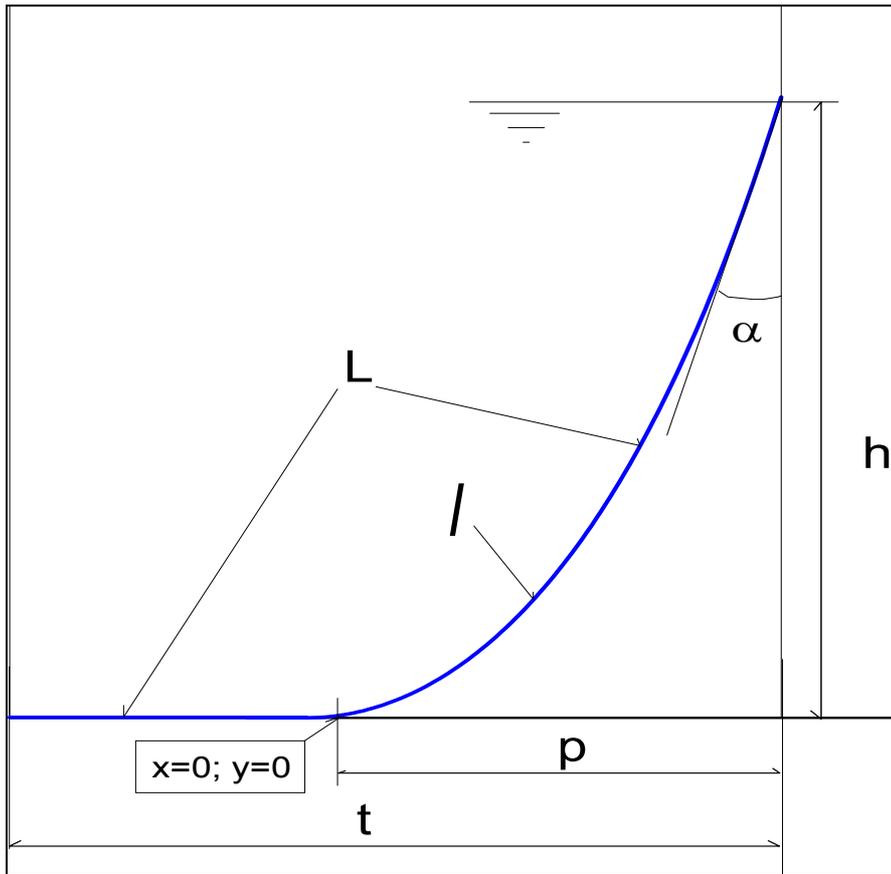


Figura A.1 - Definição das características da Catenária

As formulas básicas são:

$$y = a((\cosh(x/a)-1) \tag{A.1.1}$$

$$s = a \sinh(x/a) \tag{A.1.2}$$

onde a é chamado de comprimento característico e é obtido pelo:

$$a = H/w \tag{A1.3}$$

Existe uma propriedade estática que é definida pela geometria e pode ser considerado híbrido.

As funções do seno e do cosseno hiperbólico são mostradas abaixo:

$$\text{Arcsenh}(y/a) = \ln[y/a\sqrt{(y/a)^2 +1}] \text{ e} \tag{A.1.4}$$

$$\text{Arccosh}(y/a) = \ln[y/a\sqrt{(y/a)^2 -1}] \tag{A.1.5}$$

Usando as fórmulas (1) e (2) do topo da conexão temos:

$$h/a = \cosh(p/a)-1 \tag{A.1.6}$$

$$l/a = \sinh(p/a) \tag{A.1.7}$$

Outra expressão é relação entre o ângulo de topo e o comprimento suspenso

$$Tg\alpha = a/l \quad (A.1.8)$$

O equilíbrio estático do comprimento suspenso é definido

$$H = T\text{sen}\alpha \quad (A.1.9)$$

O equilíbrio estático vertical é definido

$$V = w/l \quad (A.1.10)$$

Definindo-se o equilíbrio estático e as propriedades da função hiperbólica temos:

$$T = \sqrt{H^2 + V^2} \quad (A.1.11)$$

$$T = w\sqrt{a^2 + l^2} \quad (A.1.12)$$

$$T = w(h+a) \quad (A.1.13)$$

As variáveis do problema podem se classificar de três formas: geométrica, híbrida e estática. Como solução para o problema da catenária qualquer uma das duas variáveis tem que ser definida (geométrica ou a híbrida) e é também necessário definir somente uma das variáveis estáticas.

A.2. Dedução da Catenária sem a Elasticidade

Para a modelagem de linhas de ancoragem e de *risers* na configuração em catenária, a forma primária que representa estas configurações é a catenária não extensiva, com a elasticidade sendo desprezada. Abaixo segue a dedução da catenária desprezando a elasticidade da linha. Na Figura A.2. é mostrada a configuração da catenária.

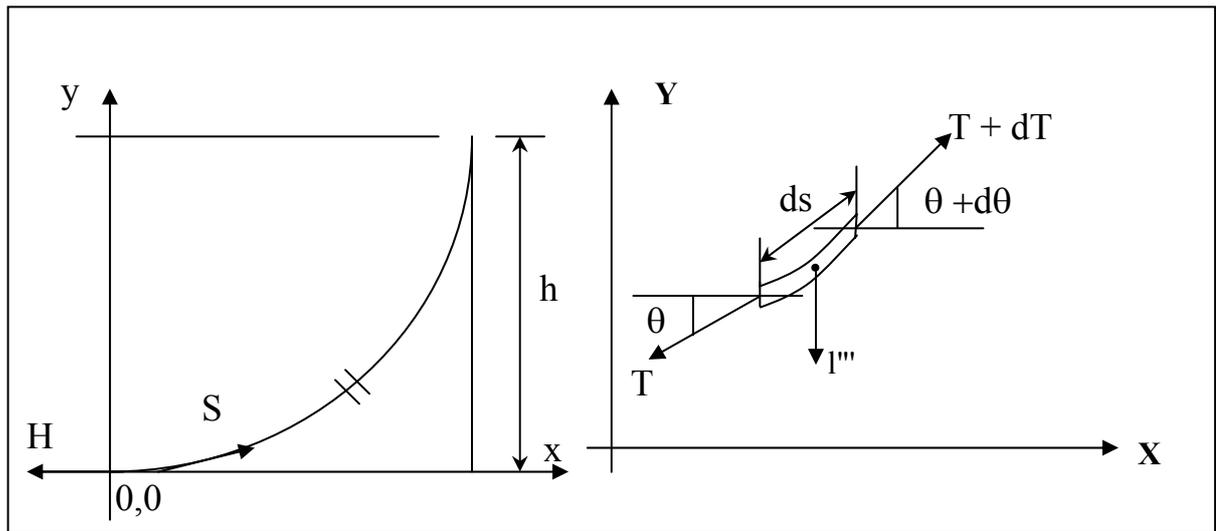


Figura A.2 - Configuração da Catenária sem Elasticidade.

$$\sum x; (T+dT).\cos(\theta + d\theta) = T.\cos(\theta); \quad (A.2.1)$$

SOMA DE SENOS E COSENOS:

$$\cos(A + B) = \cos(A).\cos(B) - \text{sen}(A).\text{sen}(B) \quad (A.2.2)$$

$$(T+dT).\cos(\theta).\cos(d\theta) - \text{sen}(\theta).\text{sen}(d\theta) = T.\cos(\theta); \quad (A.2.3)$$

$$\cos(d\theta) = 1 \quad \text{e} \quad \text{sen}(d\theta) = d\theta \quad \text{Linearizando.}$$

Então:

$$(T+dT).\cos(\theta).1 - \text{sen}(\theta).d\theta = T.\cos(\theta); \quad (A.2.4)$$

DESENVOLVENDO:

$$T.\cancel{\cos(\theta)} + dT.\cos(\theta) - T\text{sen}(\theta)d\theta - dT.\text{sen}(\theta).d\theta = T.\cancel{\cos(\theta)} \quad (A.2.5)$$

$$dT.\cos(\theta) = T\text{sen}(\theta)d\theta \quad (A.2.6)$$

$$\frac{dT}{T} = \frac{\text{sen}(\theta)}{\cos(\theta)} d\theta \quad (A.2.7)$$

$$\int_H^T \frac{dT}{T} = \int_0^\theta \frac{\text{sen}(\theta)}{\cos(\theta)} d\theta \quad (\text{A.2.8})$$

$$\ln(T) \Big|_H^T = -\ln[\cos(\theta)] \Big|_0^\theta \quad (\text{A.2.9})$$

$$\ln(T) - \ln(H) = -\ln[\cos(\theta)] + \ln[\cos(0)] \quad (\text{A.2.10})$$

$$\ln\left(\frac{T}{H}\right) = -\ln[\cos(\theta)] + \ln[1] = \ln[\cos(\theta)^{-1}] \quad (\text{A.2.11})$$

$$\frac{T}{H} = \frac{1}{\cos(\theta)} \quad (\text{A.2.12})$$

$$H = T \cos(\theta) \quad (\text{A.2.13})$$

$$\Sigma y; (T+dT).\text{sen}(\theta + d\theta) = T.\text{sen}(\theta) + \omega.ds; \quad (\text{A.2.14})$$

SOMA DE SENOS E COSENOS:

$$\text{sen}(A + B) = \text{sen}(A).\cos(B) + \sin(B).\cos(A) \quad (\text{A.2.15})$$

$$(T+dT).[\text{sen}(\theta).\cos(d\theta) + \sin(d\theta).\cos(\theta)] = T.\text{sen}(\theta) + \omega.ds; \quad (\text{A.2.16})$$

$$\cos(d\theta) = 1 \quad \text{e} \quad \sin(d\theta) = d\theta \quad \text{Linearizando.}$$

Então:

$$(T+dT).[\text{sen}(\theta).1 + \cos(\theta).d\theta] = T.\text{sen}(\theta) + \omega.ds;$$

DESENVOLVENDO:

$$\cancel{T.\text{sen}(\theta)} + dT.\text{sen}(\theta) + T\cos(\theta)d\theta + dT.\cos(\theta).d\theta = \cancel{T.\text{sen}(\theta)} + \omega.ds \quad (\text{A.2.17})$$

$\cong 0$

$$dT.\text{sen}(\theta) + T.\cos(\theta)d\theta = \omega.ds \quad (\text{A.2.18})$$

$$d(T.\text{sen}(\theta)) = \omega.ds \quad (\text{A.2.20})$$

$$\text{mas } H = T.\cos(\theta) \text{ ou } T = \frac{H}{\cos(\theta)} \quad (\text{A.2.21})$$

Substituindo

$$d\left(\frac{H}{\cos(\theta)} \operatorname{sen}(\theta)\right) = \omega \cdot ds \quad (\text{A.2.22})$$

$$d(H \cdot \operatorname{tg}(\theta)) = \omega \cdot ds \quad (\text{A.2.23})$$

$$H \sec(\theta)^2 d\theta = \omega \cdot ds \quad (\text{A.2.24})$$

$$\frac{H}{\omega} \sec(\theta)^2 d\theta = ds \quad (\text{A.2.25})$$

mas $dx = ds \cdot \cos(\theta)$. Substituindo em (A.2.25):

$$\frac{H}{\omega} \sec(\theta)^2 d\theta = \frac{dx}{\cos(\theta)} \quad (\text{A.2.26})$$

$$\frac{H}{\omega} \sec(\theta) d\theta = dx \quad (\text{A.2.27})$$

$$\int_0^\theta \frac{H}{\omega} \sec(\theta) d\theta = \int_0^x dx \quad (\text{A.2.28})$$

$$\frac{H}{\omega} \ln[\sec(\theta) + \operatorname{tg}(\theta)]_0^\theta = x \quad (\text{A.2.29})$$

$$\frac{H}{\omega} \{\ln[\sec(\theta) + \operatorname{tg}(\theta)] - \ln[\sec(0) + \operatorname{tg}(0)]\} = x \quad (\text{A.2.30})$$

$$\boxed{x = \frac{H}{\omega} \ln[\sec(\theta) + \operatorname{tg}(\theta)]} \quad (\text{A.2.31})$$

mas $dy = ds \cdot \operatorname{sen}(\theta)$. Substituindo em (A.2.25):

$$\frac{H}{\omega} \sec(\theta)^2 d\theta = \frac{dy}{\operatorname{sen}(\theta)} \quad (\text{A.2.32})$$

$$\frac{H}{\omega} \operatorname{sen}(\theta) \sec(\theta)^2 d\theta = dy \quad (\text{A.2.33})$$

$$\frac{H}{\omega} \operatorname{tg}(\theta) \sec(\theta) d\theta = dy \quad (\text{A.2.34})$$

$$\frac{H}{\omega} \int_0^\theta \operatorname{tg}(\theta) \sec(\theta) d\theta = \int_0^y dy \quad (\text{A.2.35})$$

$$\frac{H}{\omega} \sec(\theta)_0^\theta = y \quad (\text{A.2.36})$$

$$\frac{H}{\omega} [\sec(\theta) - \sec(0)] = y \quad (\text{A.2.37})$$

$$\boxed{y = \frac{H}{\omega} [\sec(\theta) - 1]} \quad (\text{A.2.38})$$

De (A.2.31) tem-se:

$$\frac{\omega \cdot x}{H} = \ln[\sec(\theta) + tg(\theta)] \quad (\text{A.2.39})$$

$$e^{\frac{\omega \cdot x}{H}} = \sec(\theta) + tg(\theta) \quad (\text{A.2.40})$$

$$\text{Mas } \sec(\theta)^2 - tg(\theta)^2 = 1 \quad \text{ou} \quad [\sec(\theta) + tg(\theta)] \cdot [\sec(\theta) - tg(\theta)] = 1 \quad (\text{A.2.41})$$

$$\text{Então } e^{\frac{\omega \cdot x}{H}} \cdot [\sec(\theta) - tg(\theta)] = 1 \Rightarrow [\sec(\theta) - tg(\theta)] = e^{-\frac{\omega \cdot x}{H}} \quad (\text{A.2.42})$$

Somando $[\sec(\theta) + tg(\theta)]$ com $[\sec(\theta) - tg(\theta)]$ fica:

$$2\sec(\theta) = e^{\frac{\omega \cdot x}{H}} + e^{-\frac{\omega \cdot x}{H}}, \text{ ou seja, } \sec(\theta) = \frac{e^{\frac{\omega \cdot x}{H}} + e^{-\frac{\omega \cdot x}{H}}}{2} = \cosh\left(\frac{\omega \cdot x}{H}\right) \quad (\text{A.2.43})$$

Substituindo em (A.2.38):

$$y = \frac{H}{\omega} \left[\cosh\left(\frac{\omega \cdot x}{H}\right) - 1 \right] \quad (\text{A.2.44})$$

A.3 - Formulação da Catenária com a Elasticidade

Para sistemas de ancoragem em *taut leg* e *semi-taut* (raio curto), a forma que melhor representa as configurações em catenária é a com a elasticidade sendo considerada. Abaixo segue a dedução da catenária com a elasticidade da linha. Vide Figura A.3.

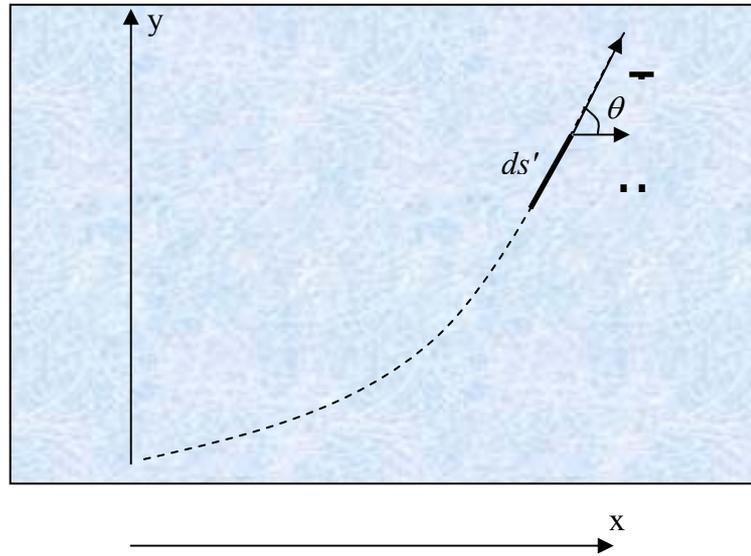


Figura A.3 – Configuração da Catenária com Elasticidade.

ds' – comprimento deformado do elemento ds da catenária

$$ds' = (1 + \varepsilon) ds \quad \text{onde } \varepsilon = \frac{T}{EA} \text{ e } EA \text{ é o módulo de rigidez do esforço axial}$$

As projeções horizontal (dx) e vertical (dy) deste elemento deformado serão:

$$\begin{aligned} dx &= ds' \cdot \cos(\theta) = (1 + \varepsilon) \cos(\theta) ds & (A.3.1 \text{ e } A.3.2) \\ dz &= ds' \cdot \sin(\theta) = (1 + \varepsilon) \sin(\theta) ds \end{aligned}$$

Seja s o comprimento suspenso da catenária até o elemento ds' . Então:

$$\begin{aligned} \cos(\theta) &= \frac{H}{T} = \frac{\omega \cdot c}{T} & (A.3.3 \text{ e } A.3.4) \\ \sin(\theta) &= \frac{V}{T} = \frac{\omega \cdot s}{T} \end{aligned}$$

Substituindo nas projeções (A.3.1 e A.3.2) por (A.3.3 e A.3.4)

$$\text{horizontal: } dx = (1 + \varepsilon) \frac{H}{T} ds = \frac{H}{T} ds + \frac{T}{EA} \frac{H}{T} ds = \frac{\omega \cdot c}{T} ds + \frac{\omega \cdot c}{EA} ds \quad (A.3.5)$$

$$\text{vertical: } dz = (1 + \varepsilon) \frac{V}{T} ds = \frac{V}{T} ds + \frac{T}{EA} \frac{V}{T} ds = \frac{\omega \cdot s}{T} ds + \frac{\omega \cdot s}{EA} ds \quad (\text{A.3.6})$$

A primeira parcela de cada projeção corresponde ao elemento não deformado e a segunda à deformação deste elemento.

Integração das projeções

Considerando:

s_i – comprimento suspenso até o ponto inferior do trecho considerado.

s_s – comprimento suspenso até o ponto superior do trecho considerado.

Em qualquer ponto da catenária: $T = \omega \cdot y$, $V = \omega \cdot s$ e $H = \omega \cdot c$, onde $y = z + c$

Projeção horizontal

$$x = \int_{s_i}^{s_s} \frac{\omega \cdot c}{T} ds + \int_{s_i}^{s_s} \frac{\omega \cdot c}{EA} ds \quad (\text{A.3.7})$$

Substituindo T por $\omega \cdot y$ e y por $\sqrt{s^2 + c^2}$

$$(T = \sqrt{V^2 + H^2} \Rightarrow \omega \cdot y = \sqrt{(\omega \cdot s)^2 + (\omega \cdot c)^2} \therefore y = \sqrt{s^2 + c^2})$$

$$x = \int_{s_i}^{s_s} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{s}{c}\right)^2 + 1}} ds + \frac{\omega \cdot c}{EA} \int_{s_i}^{s_s} ds \quad (\text{A.3.8})$$

$$\text{Seja } \frac{s}{c} = \tan(\theta) \Rightarrow ds = c \cdot \sec^2(\theta) d\theta \quad (\text{A.3.9})$$

$$x = \int_{\theta_i}^{\theta_s} \frac{1}{\sqrt{\tan^2(\theta) + 1}} c \cdot \sec^2(\theta) d\theta + \frac{\omega \cdot c}{EA} (s_s - s_i) \quad (\text{A.3.10})$$

$$x = c \cdot \ln \left(\frac{\sec(\theta_s) + \tan(\theta_s)}{\sec(\theta_i) + \tan(\theta_i)} \right) + \frac{c}{EA} (\omega \cdot s_s - \omega \cdot s_i) \quad (\text{A.3.11})$$

$$x = \frac{H}{\omega} \cdot \ln \left(\frac{\frac{T_s}{H} + \frac{V_s}{H}}{\frac{T_i}{H} + \frac{V_i}{H}} \right) + \frac{H}{\omega \cdot EA} (V_s - V_i) \quad (\text{A.3.12})$$

$$x = \frac{H}{\omega} \cdot \ln \left(\frac{T_s + V_s}{T_i + V_i} \right) + \frac{H}{\omega} \cdot \frac{V_s - V_i}{EA} \quad (\text{A.3.13})$$

Projeção vertical

$$z = \int_{s_i}^{s_s} \frac{\omega \cdot s}{T} ds + \int_{s_i}^{s_s} \frac{\omega \cdot s}{EA} ds \quad (\text{A.3.14})$$

Substituindo T por $\omega \cdot y$ e y por $\sqrt{s^2 + c^2}$
 $(T = \sqrt{V^2 + H^2} \Rightarrow \omega \cdot y = \sqrt{(\omega \cdot s)^2 + (\omega \cdot c)^2} \therefore y = \sqrt{s^2 + c^2})$ (A.3.15)

$$x = \int_{s_i}^{s_s} \frac{s}{\sqrt{s^2 + c^2}} ds + \frac{\omega}{EA} \int_{s_i}^{s_s} s ds \quad (\text{A.3.16})$$

Seja $\frac{s}{c} = \tan(\theta) \Rightarrow ds = c \cdot \sec^2(\theta) d\theta$

$$z = \int_{\theta_i}^{\theta_s} \frac{c \cdot \tan(\theta)}{c \cdot \sqrt{\tan^2(\theta) + 1}} c \cdot \sec^2(\theta) d\theta + \frac{\omega}{EA} \int_{s_i}^{s_s} s ds \quad (\text{A.3.17})$$

$$z = c \cdot \sec(\theta) \Big|_{\theta_i}^{\theta_s} + \frac{\omega}{EA} \frac{s^2}{2} \Big|_{s_i}^{s_s} \quad (\text{A.3.18})$$

$$z = c \cdot [\sec(\theta_s) - \sec(\theta_i)] + \frac{\omega}{2EA} (s_s^2 - s_i^2) \quad (\text{A.3.19})$$

$$z = \frac{H}{\omega} \left[\frac{T_s}{H} - \frac{T_i}{H} \right] + \frac{1}{2\omega EA} (V_s^2 - V_i^2) \quad (\text{A.3.20})$$

$$z = \frac{T_s - T_i}{\omega} + \frac{V_s^2 - V_i^2}{2\omega EA} \quad (\text{A.3.21})$$

A.4. Formulação Discreta da Catenária

A catenária é descrita como uma curva que está fixa nos seus dois extremos e não está submetida a outras forças distintas além do seu próprio peso.

Para o desenvolvimento da formulação discreta da catenária, vamos definir uma cadeia de bolas metálicas como mostrado na Figura A.4. abaixo. Suponhamos que há N bolas igualmente repartidas sobre um fio de comprimento L e de massa desprezível.

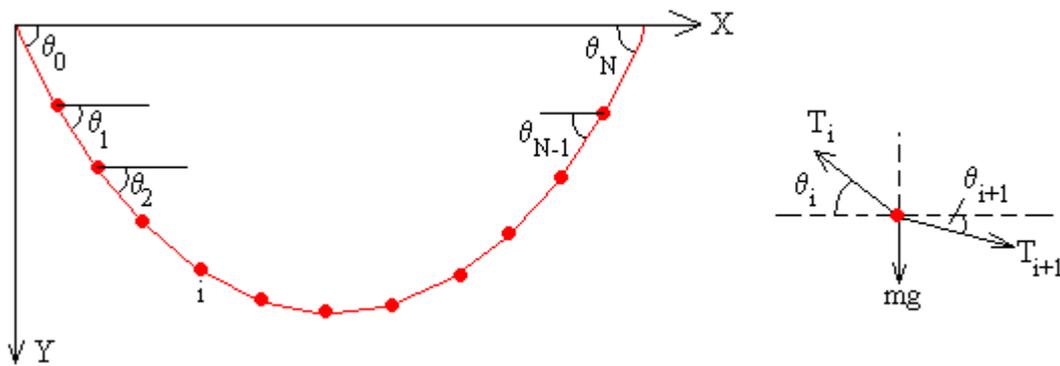


Figura A.4. – Ilustração da Catenária Discreta e do Diagrama do Corpo Livre

Cada bola estará, portanto, submetida a três forças: seu próprio peso, a força que exerce o fio a sua esquerda e a sua direita.

A condição de equilíbrio para a bola i de massa m se expressa:

$$\begin{aligned} T_i \cos \theta_i &= T_{i+1} \cos \theta_{i+1} \\ T_i \sin \theta_i - T_{i+1} \sin \theta_{i+1} &= mg \end{aligned} \quad (\text{A.4.1 e A.4.2})$$

Todas as componentes horizontais da tração do fio são iguais, e a denominaremos T_x .

$$T_x = T \cos \theta_0 = T \cos \theta_i = T \cos \theta_{i+1} = T \cos \theta_{N+1} \quad (\text{A.4.3})$$

Dividindo a segunda equação por T_x teremos a seguinte relação entre o ângulo θ_i e o ângulo θ_{i+1}

$$\tan \theta_{i+1} = \tan \theta_i - \frac{mg}{T_x} \quad (\text{A.4.4})$$

À quantidade constante quociente entre o peso de cada bola mg e a componente horizontal T_x de tração do fio, será denominada de parâmetro γ . A relação de recorrência se escreve para cada bola $i=1 \dots N$.

$$\begin{aligned}
 \tan \theta_1 &= \tan \theta_0 - \gamma \\
 \tan \theta_2 &= \tan \theta_1 - \gamma \\
 \tan \theta_3 &= \tan \theta_2 - \gamma \\
 &\dots\dots\dots \\
 \tan \theta_i &= \tan \theta_{i-1} - \gamma \\
 &\dots\dots\dots \\
 \tan \theta_{N-1} &= \tan \theta_{N-2} - \gamma \\
 \tan \theta_N &= \tan \theta_{N-1} - \gamma
 \end{aligned}
 \tag{A.4.5}$$

Somando membro a membro obteremos o ângulo θ_N em função do ângulo inicial θ_0 .

$$\tan \theta_N = \tan \theta_0 - N\gamma \tag{A.4.6}$$

Se os extremos do fio estão à mesma altura, por razão de simetria temos que:

$$\tan \theta_0 = - \tan \theta_N \tag{A.4.7}$$

Portanto,

$$\tan \theta_0 = N\gamma / 2 \tag{A.4.8}$$

Somando membro a membro a relação de recorrência até o término i , obtemos o ângulo θ_i em função do ângulo inicial θ_0 .

$$\tan \theta_i = \tan \theta_0 - \gamma i = (N-2i) \cdot \gamma / 2 \tag{A.4.9}$$

O ângulo θ_i que forma o fio com a horizontal na posição de cada uma das bolas, o ângulo inicial θ_0 e o final θ_N se calculam mediante a seguinte fórmula:

$$\tan \theta_i = \frac{N-2i}{2} \gamma \quad i = 0, \dots, N \tag{A.4.10}$$

As coordenadas (x_i, y_i) da bola i se obterão somando as projeções $d \cdot \cos \theta_j$ e $d \cdot \sin \theta_j$, $j=0 \dots i-1$, sobre o eixo X e sobre o eixo Y respectivamente, sendo d a distância entre duas bolas consecutivas $d=L/(N+1)$

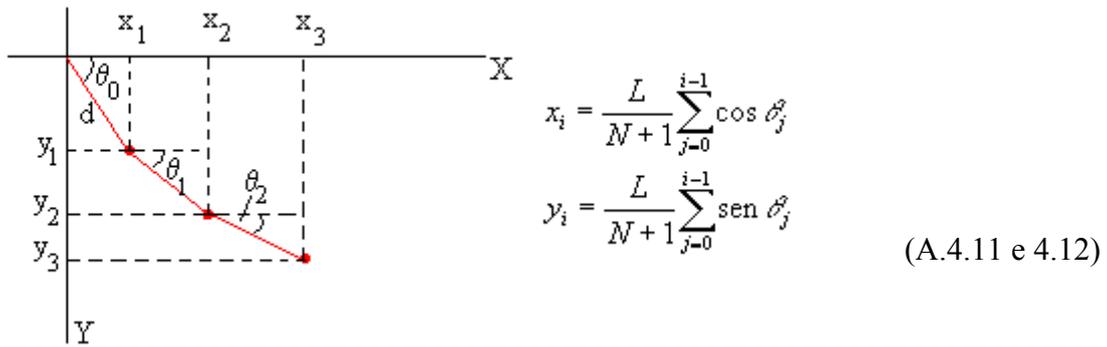


Figura A.5 - Projeções das Massas Concentradas da Catenária Discreta

Catenária simétrica

Consideremos um cabo de comprimento L suspenso por seus dois extremos que estão situados à mesma altura e que distam a um do outro. Seja ρ a densidade do cabo (massa por unidade de comprimento).

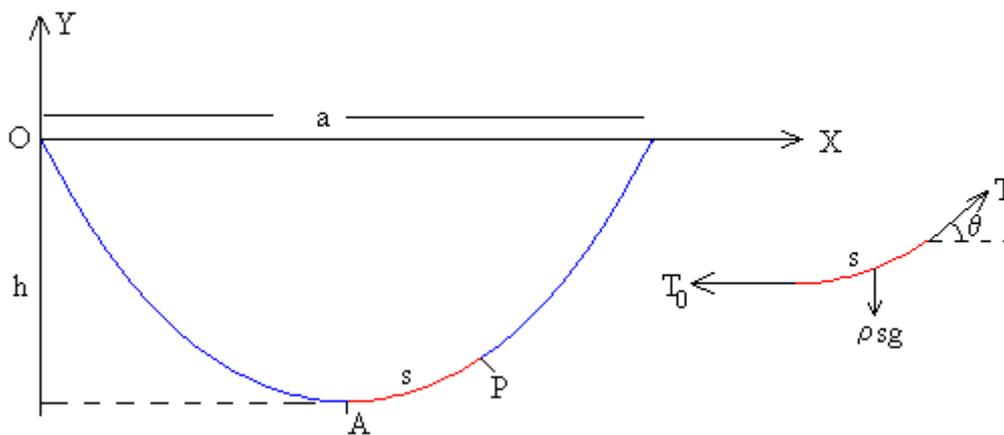


Figura A.6 - Catenária Simétrica

Na Figura A6, se representa a força que atuam sobre um trecho s de cabo que tem como extremo o ponto mais baixo A :

- o peso,
- a força que exerce a parte esquerda do cabo sobre o extremo esquerdo A deste segmento,
- a força que exerce a parte direita do cabo sobre o extremo direito P do segmento s .

A condição de equilíbrio se escreve

$$\begin{aligned} T \cos \theta &= T_0 \\ T \sin \theta &= \rho g s \end{aligned} \quad (\text{A.4.13})$$

Ou,

$$\tan \theta = \frac{dy}{dx} = \frac{\rho g s}{T_0} \quad (\text{A.4.14})$$

Derivando em relação a x , e levando em conta o comprimento do arco diferencial $ds^2 = dx^2 + dy^2$

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{\rho g}{T_0} \frac{ds}{dx} \quad \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{\rho g}{T_0} \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} \quad (1) \quad (\text{A.4.15})$$

Integrando esta equação, levando em conta que para $x=a/2$, (no ponto mais baixo A da curva) $dy/dx=0$.

$$\begin{aligned} \int_A^x \frac{dv}{\sqrt{1+v^2}} &= \int_{a/2}^x \frac{\rho g}{T_0} dx & v &= \frac{dy}{dx} \\ \arg \sinh(v) &= \frac{\rho g}{2T_0} (2x - a) & v &= \frac{dy}{dx} = \sinh\left(\frac{\rho g}{2T_0} (2x - a)\right) \end{aligned} \quad (\text{A.4.16 e A.4.17})$$

Integrando de novo, com a condição de que para $x=a/2$, $y=-h$.

$$y + h = \frac{T_0}{\rho g} \cosh\left(\frac{\rho g}{2T_0} (2x - a)\right) - \frac{T_0}{\rho g} \quad (\text{A.4.18})$$

Como a catenária é simétrica para $x=a$, $y=0$, a flecha h vale.

$$h = \frac{T_0}{\rho g} \cosh\left(\frac{\rho g a}{2T_0}\right) - \frac{T_0}{\rho g} \quad (\text{A.4.19})$$

Finalmente a equação da catenária é:

$$y = \frac{T_0}{\rho g} \left[\cosh\left(\frac{\rho g}{2T_0} (2x - a)\right) - \cosh\left(\frac{\rho g a}{2T_0}\right) \right] \quad (2) \quad (\text{A.4.20})$$

O comprimento da catenária é

$$L = \int ds = \int_0^a \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx = \int_0^a \cosh\left(\frac{\rho g}{2T_0}(2x - a)\right) dx$$

$$L = \frac{2T_0}{\rho g} \sinh\left(\frac{\rho g a}{2T_0}\right) \quad (3) \quad (A.4.21)$$

A Figura A.4.4 é uma superposição das imagens geradas pelos dois exemplos desta página que mostram como a aproximação discreta e contínua coincidem quando o parâmetro γ é grande e diferem quando γ é pequeno. O parâmetro $\gamma = mg/T_x$ é a razão entre o peso de cada bola e a componente horizontal da tração do fio, que é a mesma em cada uma das bolas.

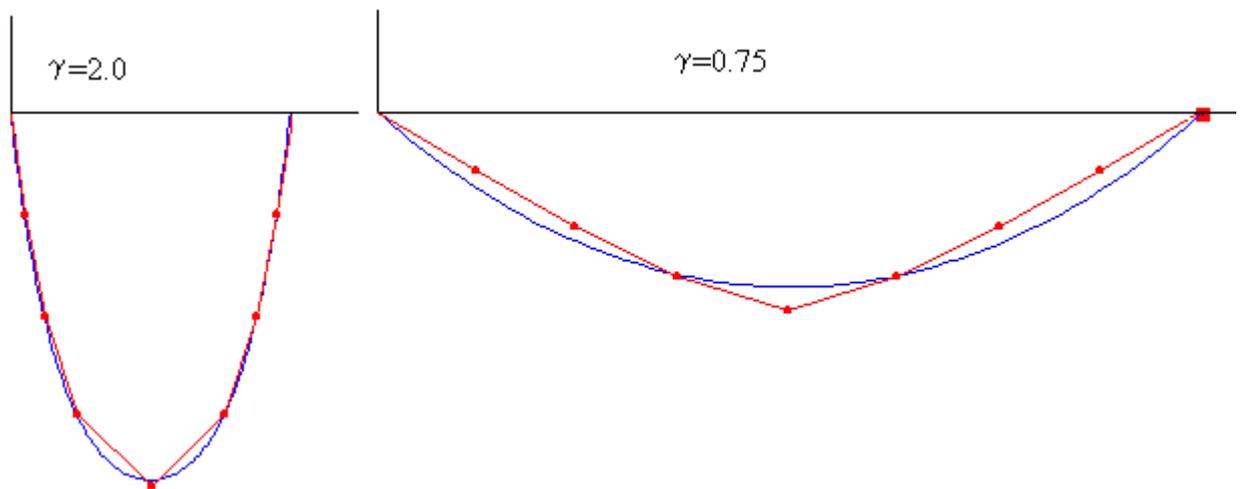


Figura A.7 - Mostra a aproximação discreta e contínua parâmetro γ

O Exemplo abaixo mostra a definição de uma catenária simétrica de comprimento L , e o vão a sendo a flecha h (Figura A.8).

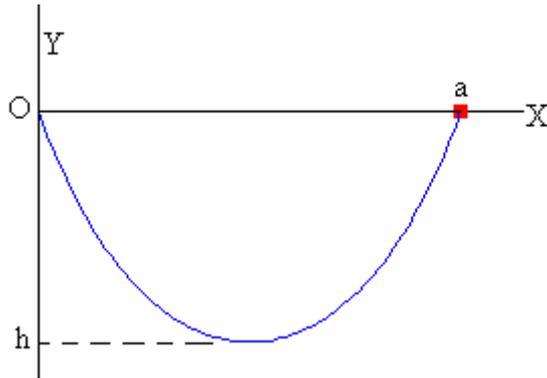


Figura A.8 - Catenária Simétrica de comprimento L e vão sendo a flecha h

Para definir a catenária

1. Resolve-se a equação transcendente (3)

$$L = \frac{1}{\gamma} \sinh(\gamma a) \quad \gamma = \frac{\rho g}{2T_0} \quad (\text{A.4.22 e A.4.23})$$

2. Representa-se a catenária

$$y = \frac{1}{2\gamma} [\cosh(\gamma(2x - a)) - \cosh(\gamma a)] \quad (\text{A.4.24})$$

3. Calcula-se o mínimo ou a "flecha" h

$$h = \frac{1}{2\gamma} (\cosh(\gamma a) - 1) \quad (\text{A.4.25})$$

Seja o comprimento do cabo $L=1.0$, e o vão $a=0.5$. Resolvemos por qualquer procedimento numérico a equação transcendente, cuja solução é $\gamma=4.354$, e continuando calculamos $h=0.4$.

Se trocarmos o vão $a=0.8$, obteremos $\gamma=1.478$, e $h=0.27$

A.5. Configuração do Tendão da Bóia de Sub-Superfície para Suporte De *Riser* BSR

A.5.1. Modelo Estático da Bóia de Sub-Superfície para Suporte de *Riser* - BSR

A base do programa BOISUB1 [3] é descrita em seguida e a resolução do equilíbrio estático da Bóia de Subsuperfície foi equacionado a partir do modelo esquematizado na Figura A.5.1.

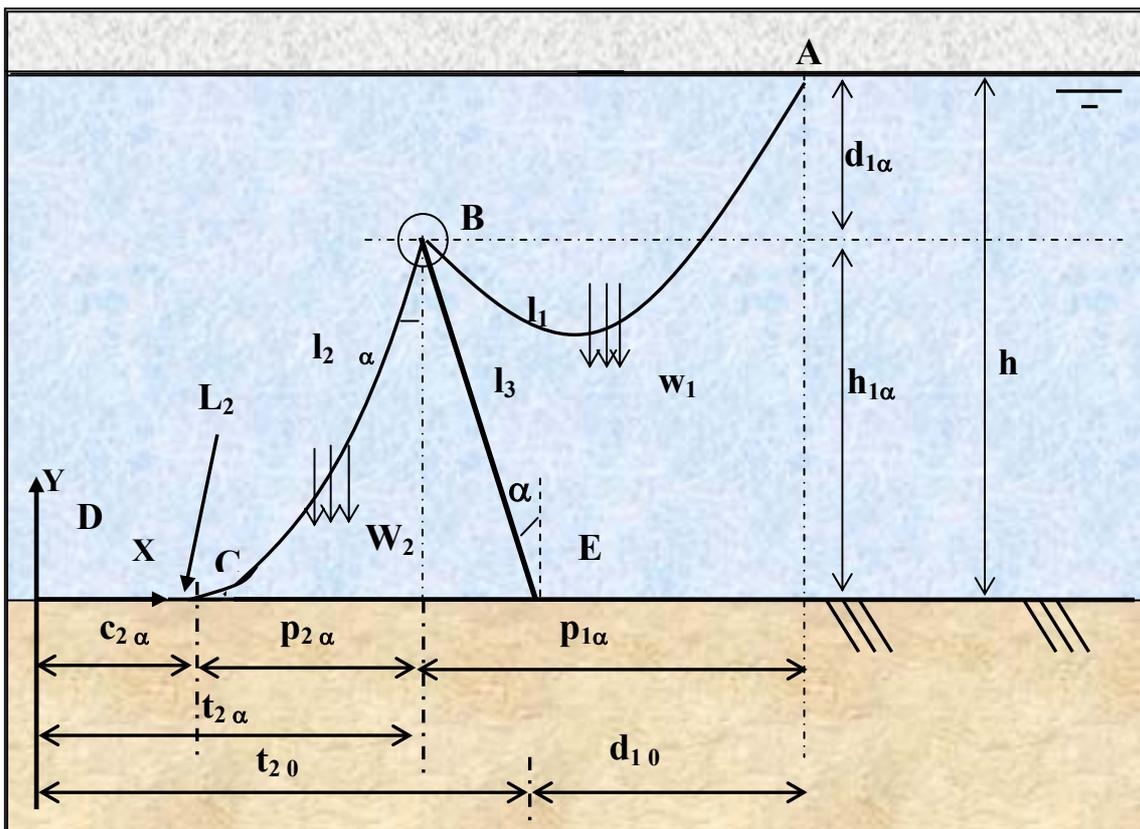


Figura A.9 - Esquematização da Bóia de Subsuperfície (Modelo simplificado)

A Figura A.9 indica os quatro componentes essenciais do sistema em análise:

- Linha de *SCR*, apoiada no fundo do mar e conectada à Bóia de Subsuperfície (trecho DCB);
- Bóia de Subsuperfície (ponto B);
- Tendão de ancoragem da Bóia de Subsuperfície ao fundo do mar (trecho BE);
- Linha de *jumper* (trecho BA).

A.5.1.2. Hipóteses Simplificadoras do Modelo Estático

Pressupondo um conhecimento básico a respeito das propriedades de uma catenária apoiada e ou suspensa, este item pode concentrar-se no equilíbrio estático da bóia subsuperfície. Em primeira abordagem, as dimensões da bóia de subsuperfície podem ser desprezadas bem como o peso do tendão. Os vários diagramas de corpo livre podem ser observados na Figura A.5.1.2.1 (Fernandes e Carvalho 99) [3].

As hipóteses simplificadoras são portanto:

- 1) Ausência de ondas, corrente e outros efeitos do meio ambiente;
- 2) Dimensões da bóia de subsuperfície desprezadas;
- 3) Desprezada a deformação dos tendões devido ao Peso próprio;
- 4) Fundo sem inclinação;
- 5) Apenas um tendão.

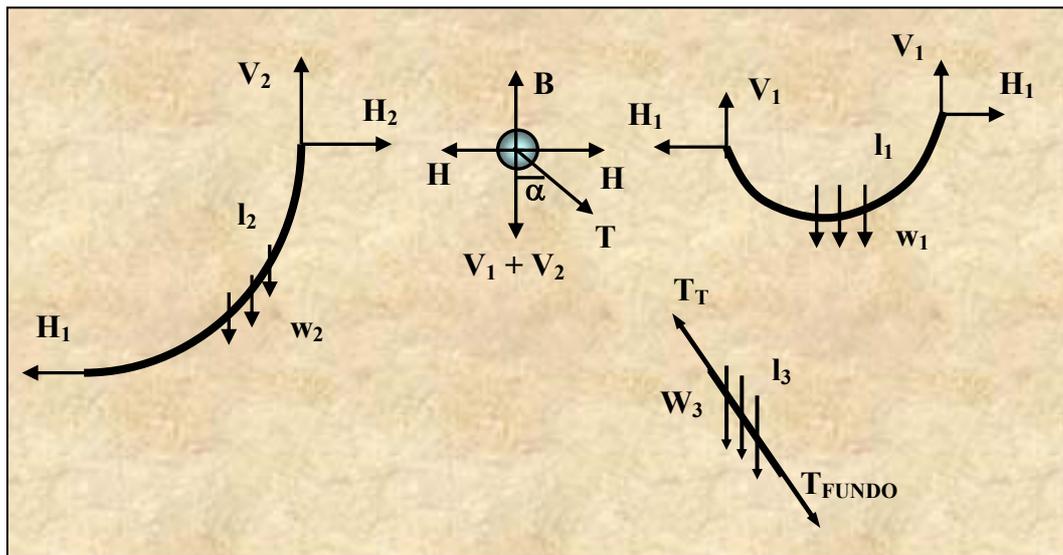


Figura A.10. – Forças atuantes na Bóia Subsufície (Diagramas de Corpo Livre)

Na Figura A.10, os parâmetros são os seguintes:

w_1 – peso submerso do *jumper*;

w_2 – peso submerso do SCR;

w_3 – peso submerso do tendão;

l_1 – comprimento total do *jumper*;

l_2 – comprimento suspenso do SCR;

l_3 – comprimento do tendão;

H_1 e V_1 – componentes horizontais e verticais respectivamente da tração na bóia de subsuperfície devido ao jumper;

H_2 e V_2 – componentes horizontais e verticais respectivamente da tração na bóia de subsuperfície devido ao SCR;

T_T – Tração na bóia de subsuperfície devido ao tendão;

B - Empuxo líquido (peso de volume deslocado menos peso próprio da bóia de subsuperfície).

Para o equilíbrio estático, as seguintes igualdades devem ser obedecidas:

$$T_T \cdot \text{sen} \alpha = H_2 - H_1 \quad (\text{A.5.1})$$

$$B = T_T \cdot \text{cos} \alpha + V_1 + V_2 \quad (\text{A.5.2})$$

A estas equações deve-se agregar uma outra, que reflete o peso próprio do tendão ao longo de todo o seu comprimento. Chamando de T_{fundo} a tração do tendão no fundo, tem-se que:

$$T_T = T_{\text{fundo}} + l_3 \cdot w_3 \quad (\text{A.5.3})$$

que segue a nomenclatura da Figura III.4.2.

De (III.4.1) e (III.4.2), pode-se eliminar T_T , resultando:

$$B = \frac{H_2 - H_1}{\text{tg} \alpha} + V_1 + V_2 \quad (\text{A.5.4})$$

Esta Equação (A.5.4), obtida de modo tão simples, consubstancia aspectos essenciais do sistema.

Note primeiramente que uma vez verificado (A.5.1) vem que, se $\alpha \neq 0$, então $H_2 \neq H_1$. Assim, para conseguir ângulo α nulo, isto é, posicionar o tendão na vertical, é necessário que a flutuação B seja muito grande. Então, trabalhar com $\alpha \neq 0$ é mais sensato. Finalmente, da mesma equação (A.5.4), é importante ter a noção que este ângulo α regula o valor de B e, portanto, o tamanho da Bóia de Subssuperfície.

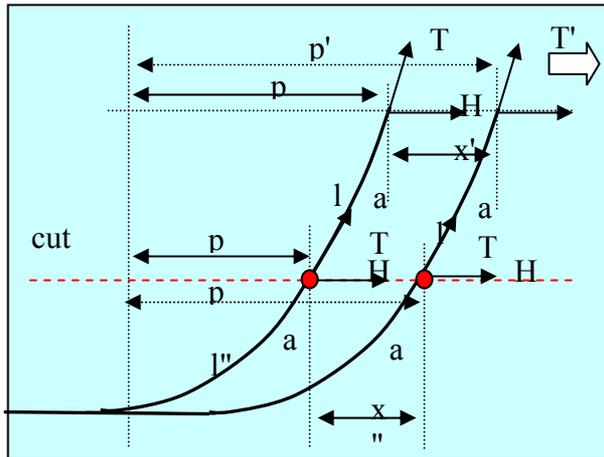


Figura.A.11 – Deslocamento versus Força na Catenária

Segue abaixo a planilha para o cálculo da rigidez da mola de restauração horizontal da Catenária

INPUT	DATA	OUTPUT	DATA
Depth h(m) Model	6,5 m	Horiz. Tesion cut point	-1,06978 gf
InstallationAngle alpha	40 degree	Offset horiz base	-10,6614 cm
Variable angle alpha'	39,65 degree	Horiz distance base	1,864745 m
Length n truncated M	2 m	K horiz total	0,100342 gf/cm
weight full scale	50 kg/m	K horiz.base	0,070952 gf/cm
Axial Stiffness EA	370000 kN	K axial line	23,37351 gf/cm
		Ea	
Model scale	1: 105	model	32,58103 kgf
		PreTension Model	82,52362 gf
		Maximum tension	81,45384 gf
		Vert. Force in base	50,37794 gf
		Horizontal distance	11,69232 m

Remark:
This program is only horizontal displacement

Scale 1:	h model(m)	h1 model (m)			
105	6,5	2			
Weight (kgf)	Depth (m)	Installation angle	Variable varia angle	length Not Trunc.	Length Trunc, bottom
w (kN/m)	h (m)	alpha	alpha'	h1 (m)	h' (m)
0,4905	682,5	40	39,65	210	472,5

a	T (kN)	H (kN)	l (m)	p (m)	x' =	p'-p
1228,128	937,163	602,3968	1463,626	1241,248	x' =	-13,5547

a' T' H' l' p'

1203,36 925,0143 590,2481 1452,031 1227,694

T'' alfa'' l'' p''

834,158 46,23322 1176,366 1045,45

T''' alfa''' l''' p'''

822,0093 45,89415 1166,375 1034,256

$$x'' = p''' - p''$$

$$x'' = -11,1944$$

$$F = Kx$$

$$K = \frac{\Delta(H)}{x''}$$

kN/m --

$$K = 1,085247$$

x''(m) = Displace	angle alpha'	Kgf:m K(w =1) =	Kgf:m K(w =47) =
24,88539	36,4	2,827322	133,5627
18,61642	36,2	2,818781	133,1592
12,37948	36	2,810285	132,7579
6,174152	35,8	2,8018336	132,3586
0	35,6	2,793468	131,9634
-6,1434	35,4	2,7850619	131,5663
-12,2565	35,2	2,7767403	131,1732
-18,3396	35	2,7684609	130,7821
-24,3932	34,8	2,7602231	130,3929

mooring line

Remark.: By Catenary equation H is constant through the line.

(in cut point) $K = 3,08048777$ gf/cm displacement



Figura A12 – Gráfico da Rigidez pelo Ângulo

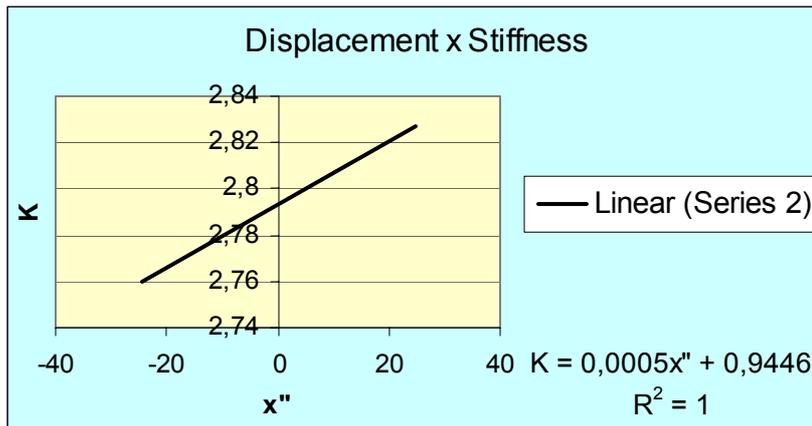


Figura A13 – Gráfico da Rigidez pelo Deslocamento

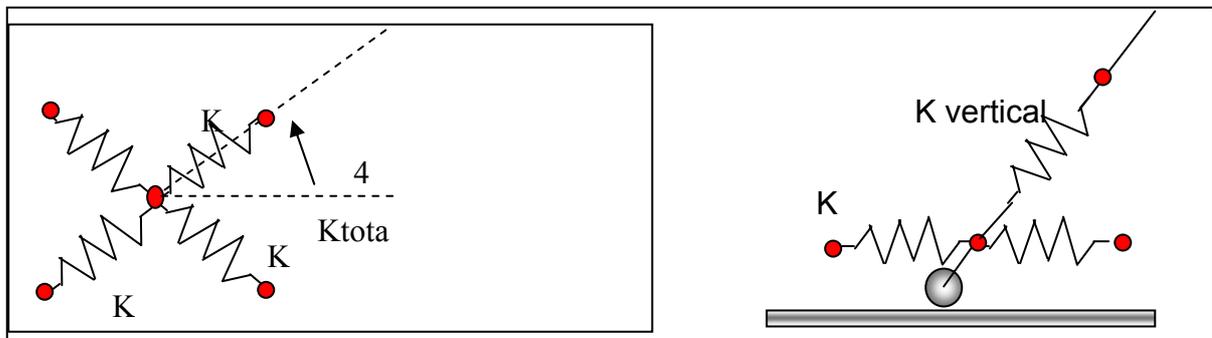
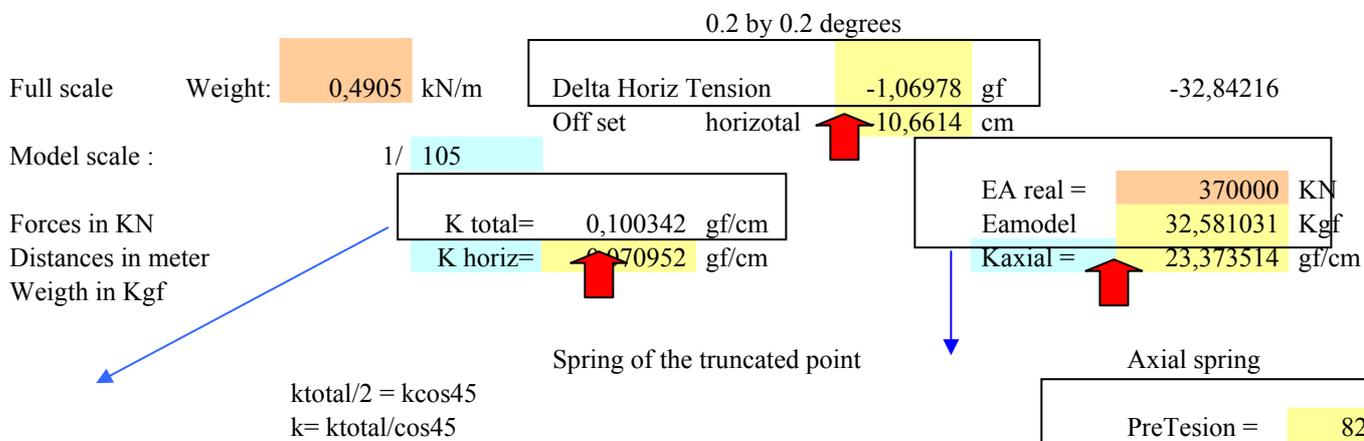


Figura A14 – Arranjo das Molas

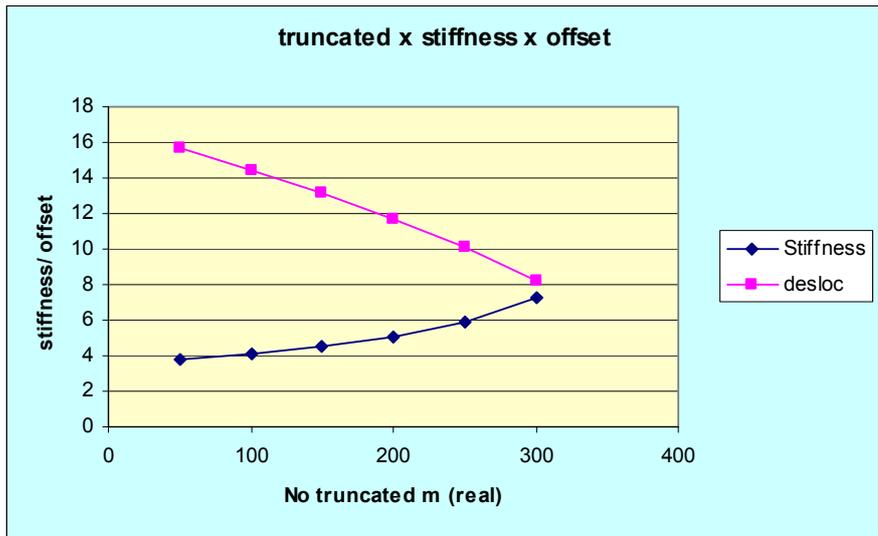


Figura A15 – Gráfico da Rigidez pelo Offset.

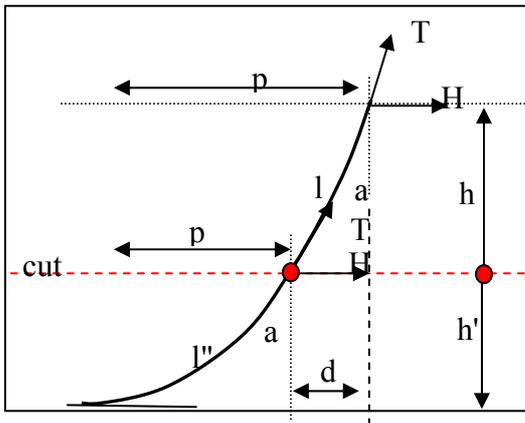


Figura A16 – Ponto de Trucamento da Catenária.

APÊNDICE B. - REVESTIMENTOS EM FERRAMENTAS (PROCESSO PVD).

B.1.1 - Introdução

A preocupação de melhorar a resistência ao desgaste superficial de ferramentas e componentes tem sido uma constante. Neste contexto muito tem sido feito quanto ao desenvolvimento de camadas depositadas pelo processo PVD -*Physical Vapor Deposition* (deposição física a vapor).

O aspecto básico dos processos PVD e as características das camadas depositadas são descritas e em seguida é discutida a utilização de algumas das camadas desenvolvidas recentemente, já disponíveis para aplicações em escala industrial.

B.1.2 -. O Processo de Revestimento PVD

Atualmente são utilizados diversos tipos de processo PVD para o revestimento de peças e ferramentas. O ponto principal que distingue um tipo do outro é a forma como o material sólido, geralmente metálico, é evaporado: simples aquecimento, arco elétrico, feixe de elétrons, feixe "*Laser*", etc. Os diferentes modos de evaporação levam a diferentes níveis de ionização do material evaporado, sendo o processo a arco o que propicia a maior taxa de ionização, cerca de 90%.

O chamado "*ion-plating*" é possível em todas as variantes de processo PVD, sendo que neste caso aplica-se uma diferença de potencial às peças a serem revestidas, estimulando-se assim um bombardeamento iônico das mesmas. Em outras palavras, os átomos evaporados e ionizados positivamente são acelerados em direção ao substrato submetido a um potencial negativo. Este recurso propicia a formação de um filme mais denso, homogênea e com ótima adesão, mesmo sobre superfícies de geometria irregular. O bombardeamento, entretanto, gera calor na superfície das peças, o que pode ser crítico em alguns casos. O processo pode ser controlado de tal forma que, dependendo do tipo de camada, consegue-se realizar o revestimento na faixa de temperaturas entre 200 e 500°C.

Para a formação de camadas duras geralmente são introduzidos gases reativos (N₂, C₂H₂, O₂, etc) na câmara de revestimento. O processo PVD transcorre sob vácuo e a atmosfera gerada à base de átomos metálicos e de gases reativos, ambos ionizados,

denomina-se de plasma. Na Figura B.1 está retratado um desenho esquemático de um equipamento de revestimentos PVD.

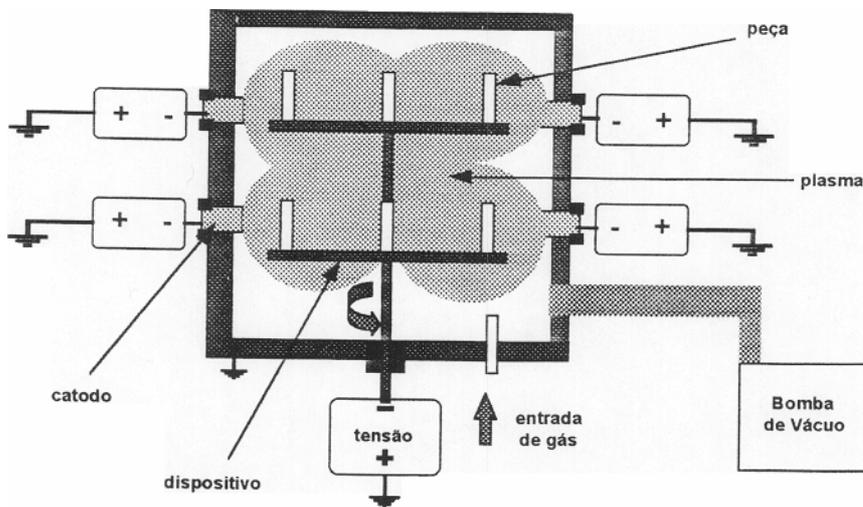


Figura B.1 - Corte transversal da câmara de um equipamento de revestimento PVD baseado no processo de evaporação por arco elétrico

B.1.3 -. Algumas Características das Camadas PVD

Em termos de revestimentos PVD de ferramentas e componentes metálicos em geral, destacam-se três elementos metálicos e dois não metálicos (geralmente provenientes de fontes gasosas), a partir dos quais se desenvolvem atualmente a maior parte dos tipos de camada: Ti, Cr, AL, N e C \2\.

Quanto à estrutura, as camadas podem ser simples ("*monolayer*"), compostas (pela superposição de múltiplas camadas "*multilayer*") ou formadas a partir de um gradiente de composição.

Faixas de coeficiente de atrito para o revestimento com PVD contra aço 0,65, 0,60, 0,50 e 0,55.

B.1.4. - Utilização das camadas PVD

B.1.4.1. Camada de TiN

A camada de TiN foi a primeira a ser desenvolvida para revestimento de ferramentas em escala industrial. Em virtude de esta camada possuir um bom compromisso entre as características de dureza, adesão e resistência à temperatura, pode-se dizer que ela se constituiu em um revestimento PVD universal. Com os desenvolvimentos atuais, entretanto, para muitas aplicações existem outras camadas que podem proporcionar um desempenho superior.

B.1.4.2. Camada de CrN

A camada de CrN combina as propriedades de alta tenacidade com uma dureza suficientemente elevada para muitas aplicações, conjuntamente com uma boa resistência à corrosão. O CrN pode trazer grandes vantagens em operações de conformação de aços baixa liga, inclusive reduzindo a necessidade de lubrificantes. Tanto para operações de conformação como de corte em ligas não ferrosas, principalmente ligas de cobre, as camadas de CrN também apresentam um grande potencial. Outros campos onde o CrN pode trazer grandes vantagens são: injeção de plástico e borracha, e fundição sob pressão de AL.

B.1.4.3. Camada de TiCN

A camada de TiCN possui uma dureza superior às das camadas de TiN e CrN, o que traz benefícios em termos de resistência à abrasão. Porém a aderência do TiCN não é tão elevada como a aderência das duas camadas mencionadas anteriormente. De qualquer forma, a utilização do TiCN geralmente traz vantagens em operações de corte em aços alta liga e operações de conformação de materiais abrasivos.

B.1.4.4. Camada de ALTiN

Das camadas disponíveis no mercado, a de ALTiN é a que possui a melhor resistência à oxidação, ou seja, tolera as temperaturas mais elevadas sem perder suas características. Assim sendo, esta camada deveria ser a primeira opção quando se fala

de condições mais severas de usinagem: maiores velocidades, maiores avanços e menos lubrificação.

Além disso, com o ALTiN são alcançados ótimos resultados em operações de usinagem em ferro fundido e ligas de níquel. Em termos de conformação, o ALTiN tem apresentado vantagens no processamento de ligas não ferrosas, principalmente ligas de níquel e ligas de titânio.

B.1.4.5. Combinação de Camadas.

Para algumas aplicações, combinações de revestimentos podem trazer resultados mais efetivos do que a camada PVD somente. Por exemplo, quando em uma aplicação a solitação corrosiva for muito intensa, pode-se depositar previamente ao revestimento PVD uma camada de níquel químico.

Uma outra variante interessante é a deposição de uma camada PVD sobre uma peça que foi submetida previamente a uma nitretação iônica. Esta combinação aumenta bastante a resistência a esforços associados a pontos localizados de compressão. Pode-se dizer que neste caso a camada PVD fica melhor apoiada.

APÊNDICE C. - HISTERESE DO ENSAIO DINÂMICO

C.1 – Introdução

Este ensaio foi antecipado no capítulo II foi realizado com o objetivo de obter os valores dos amortecimentos magnéticos devido às correntes parasitas induzidas (corrente de Foucault) e ao efeito da histerese magnética da Base Magnética na placa magnetizável de aço para a configuração cabo de aço+mola+base magnética.

Os ensaios foram realizados em 08/02/2008.

C.2. Amortecimento Magnético do Ensaio Dinâmico (Histerese)

A Figura C.2.1 mostra um arranjo da configuração do ensaio.

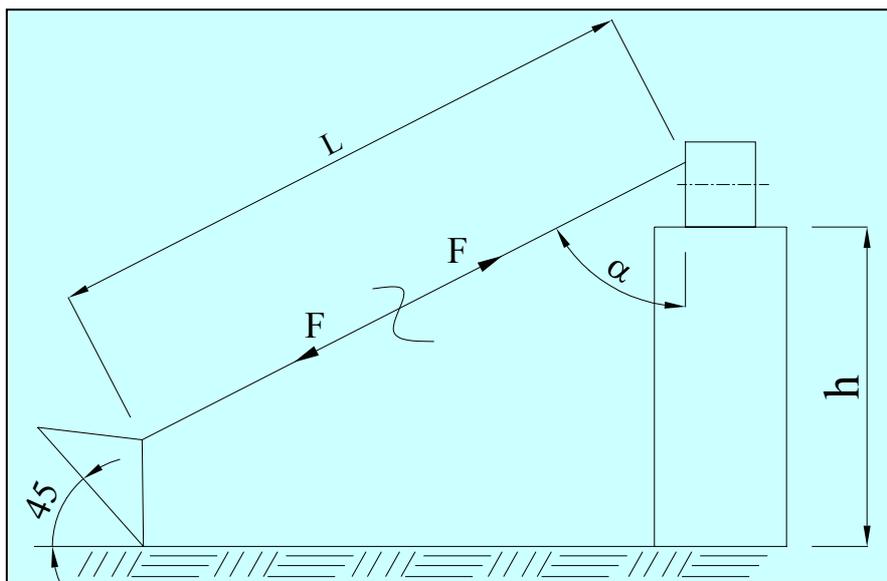


Figura C.2.1 - Arranjo da configuração do ensaio.

Uma curva de histerese típica é mostrada na Figura C.2.2, a área da curva representa a energia absorvida pelo material ou conjunto submetido a uma deformação oscilatória.

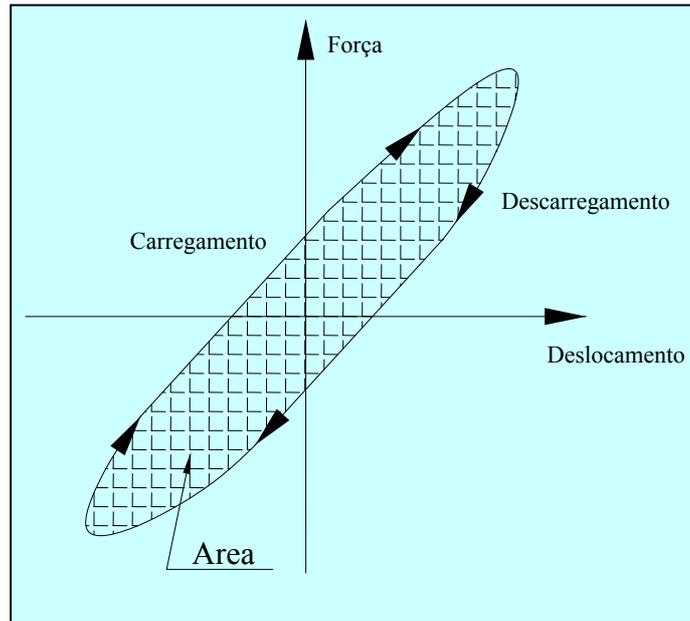


Figura. C.2.2 – Curva de histerese

A fórmula da área da curva de histerese é mostrada a continuação:

$$\Delta W = \pi w b_H X^2 \quad (C.2.1)$$

O amortecimento devido a histerese é obtido através da seguinte formulação:

$$b_H = \frac{\Delta W}{\pi w X^2} \quad (C.2.2)$$

Onde:

ΔW é a área da curva de histerese

X é a amplitude média da deformação do cabo

w é a velocidade angular do motor de oscilação

Na Figura C.2.3 mostra o gráfico da Força pelo deslocamento para um período de 1 segundo.

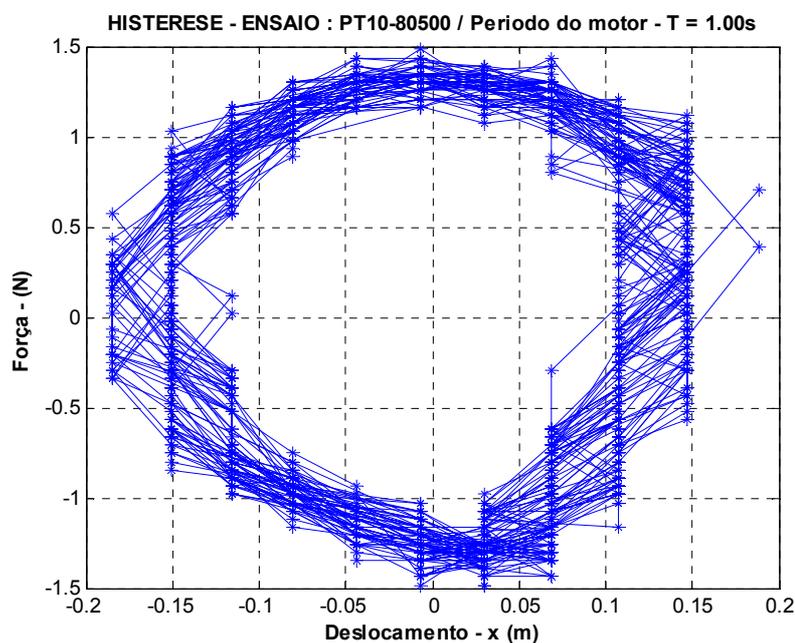


Figura C.2.3 Força pelo deslocamento para um período de 1 segundo no seco.

A seguir são mostrados todos os resultados do ensaio.

Os ensaios dinâmicos foram realizados utilizando um esquema como o mostrado na Figura C.2.4, a continuação descreve-se os resultados obtidos.

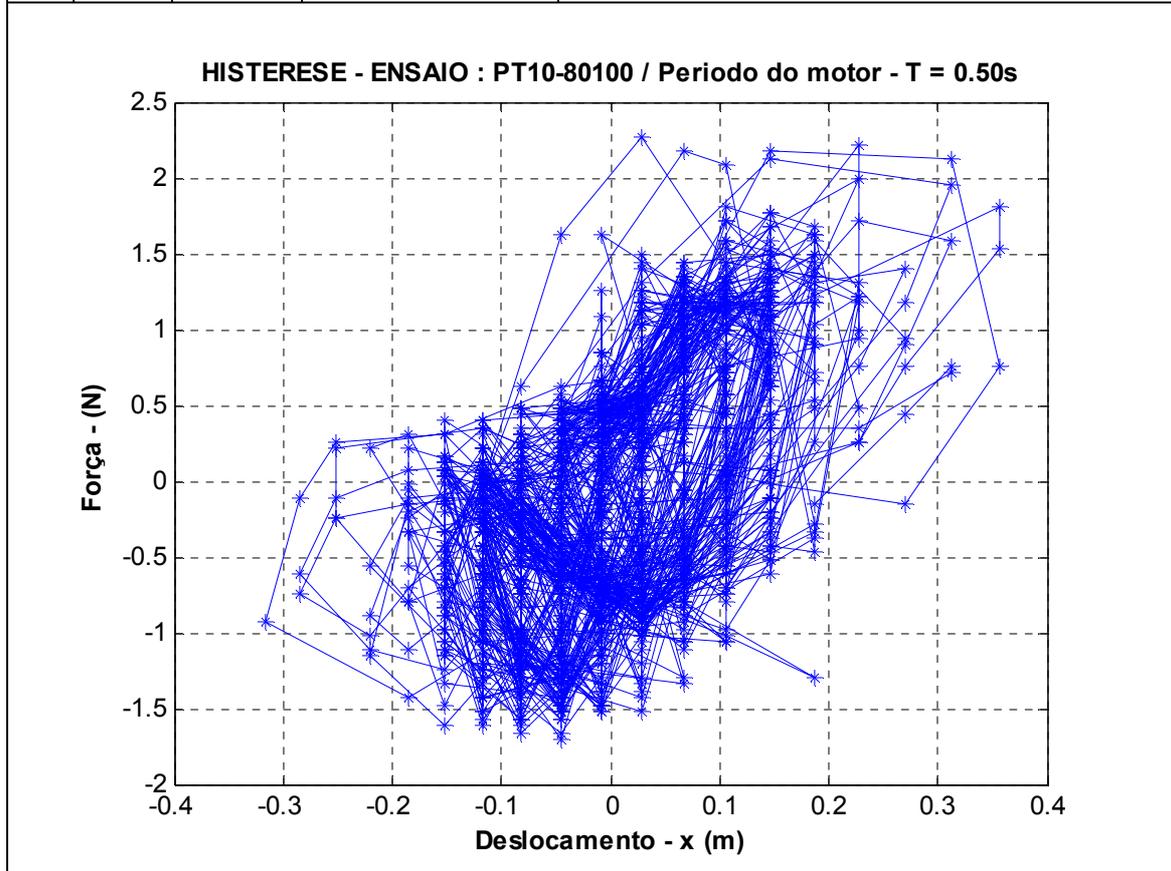
A identificação dos ensaios utilizados para esta parte estão descritos na Tabela C.2.1,

Cinética do ensaio	Nº da medição	Período (s)	Identificação, correspondente à coordenada Y no extremo superior da linha
Dinâmico	1	0,50	PT10_80100
Dinâmico	2	0,53	PT10_80200
Dinâmico	3	0,60	PT10_80300
Dinâmico	4	0,70	PT10_80400
Dinâmico	5	1,00	PT10_80500
Dinâmico	6	1,20	PT10_80600
Dinâmico	7	1,60	PT10_80700
Dinâmico	8	2,00	PT10_80800

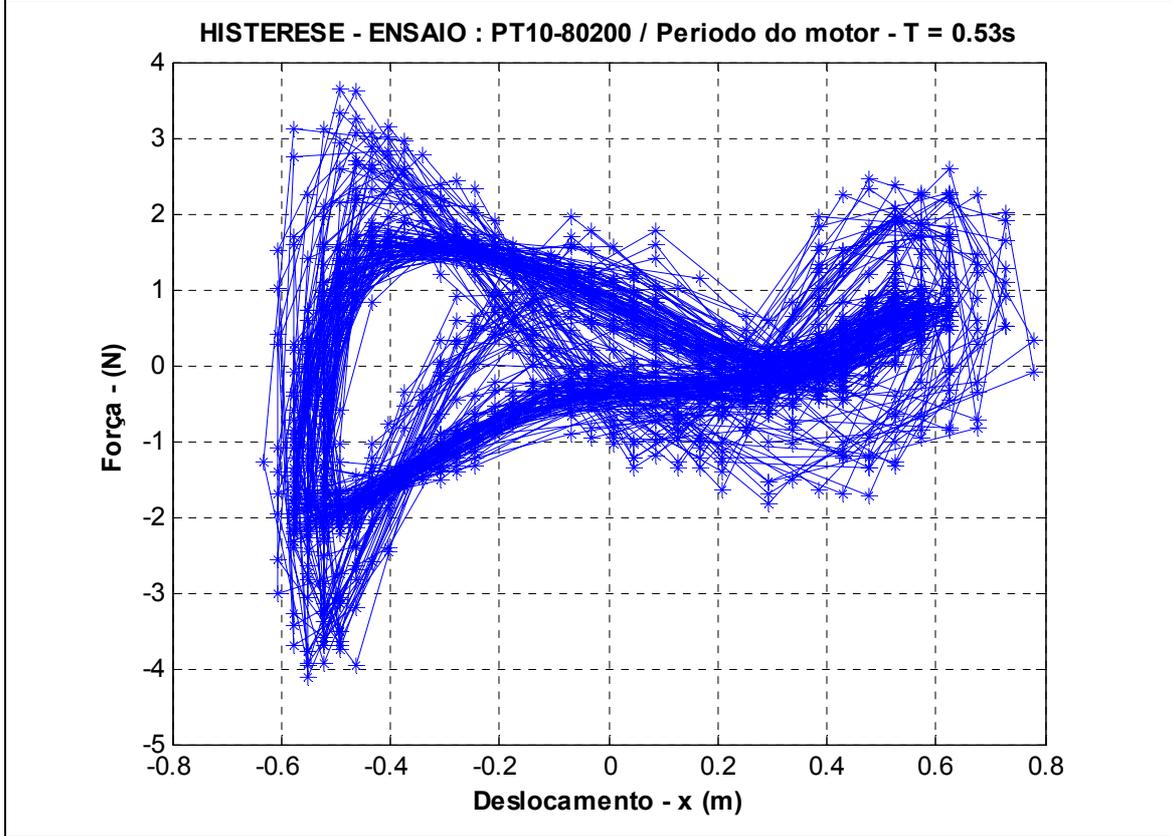
Tabela C.2.1 - Características gerais do ensaio dinâmico a 4.71 m de profundidade

PROFUNDIDADE DO ENSAIO $h = 4.71\text{m}$

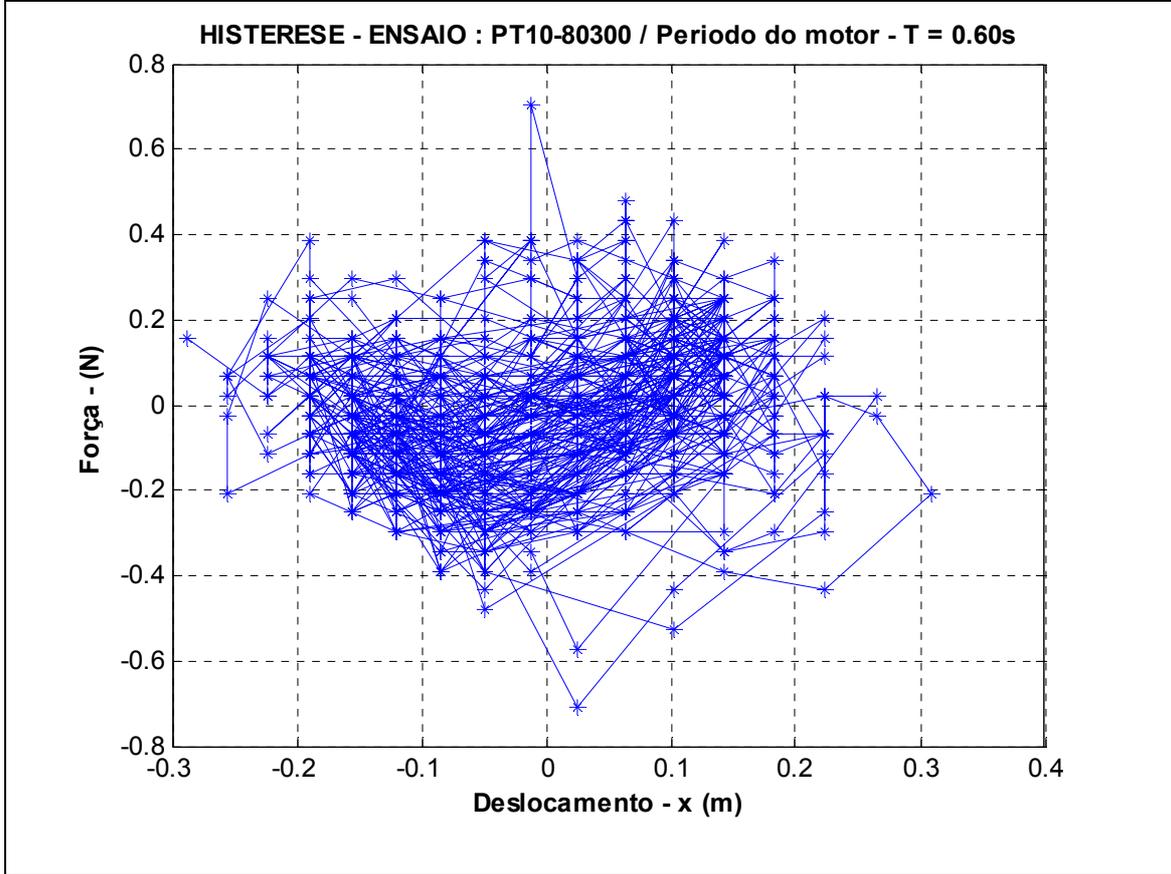
.1	ENSAIO	PT10-80100	
	Período (s)	0.5	
	w	rad/s	12.566
	X	m	0.1245
	ΔW	Nm	0.0732
	bh	N/(m/s)	0.1197



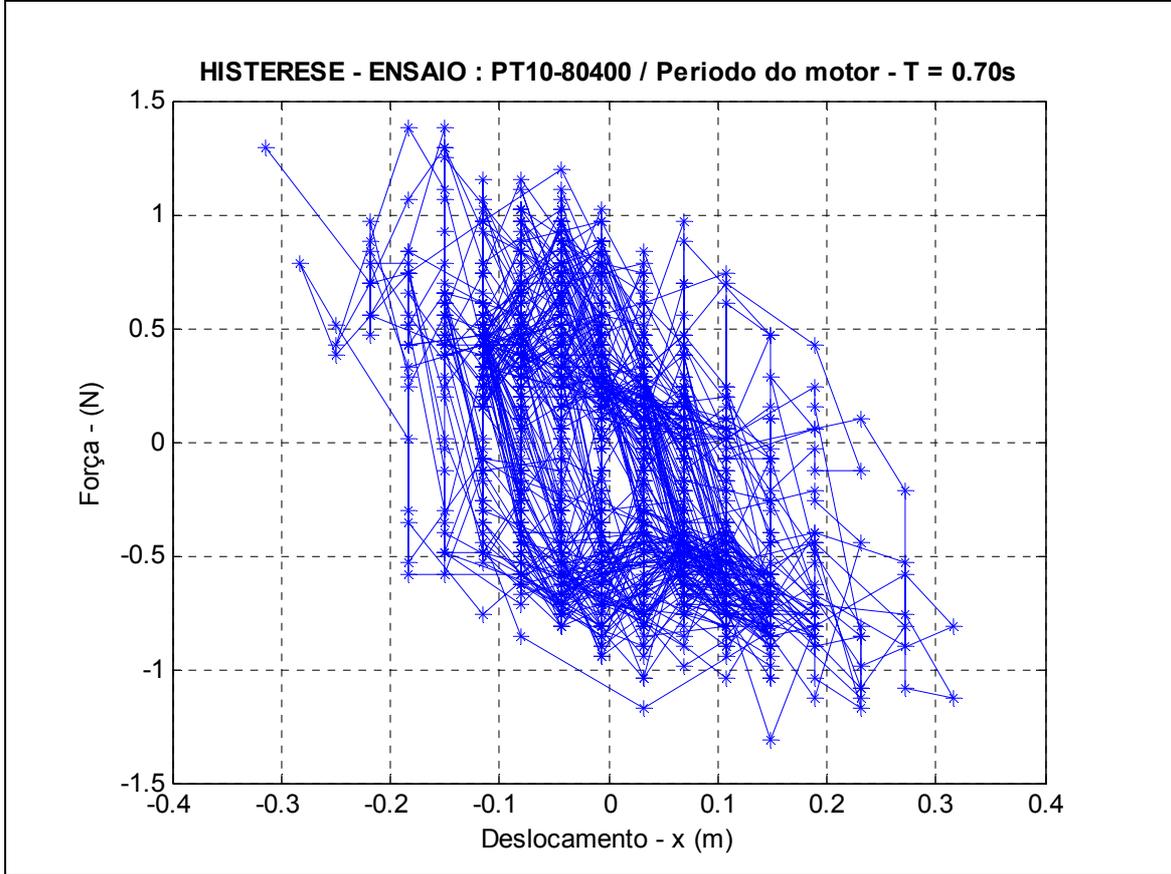
.2	ENSAIO	PT10-80200	
	Período (s)	0.53	
	w	rad/s	8.9759
	X	m	0.5783
	ΔW	Nm	-1.3986
	bh	N/(m/s)	-0.1123



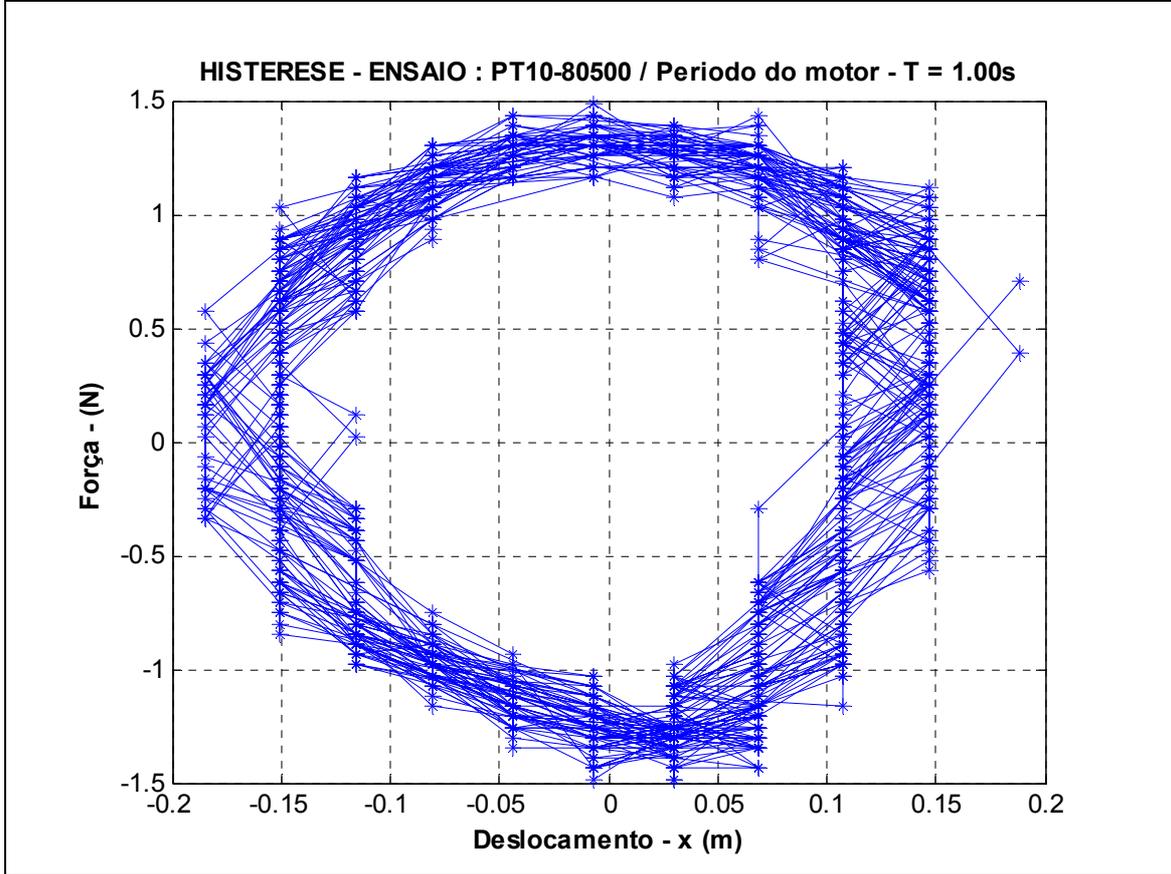
.3	ENSAIO	PT10-80300	
	Período (s)	0.60	
	w	rad/s	6.2831
	X	m	0.1557
	ΔW	Nm	0.0358
	bh	N/(m/s)	0.0449



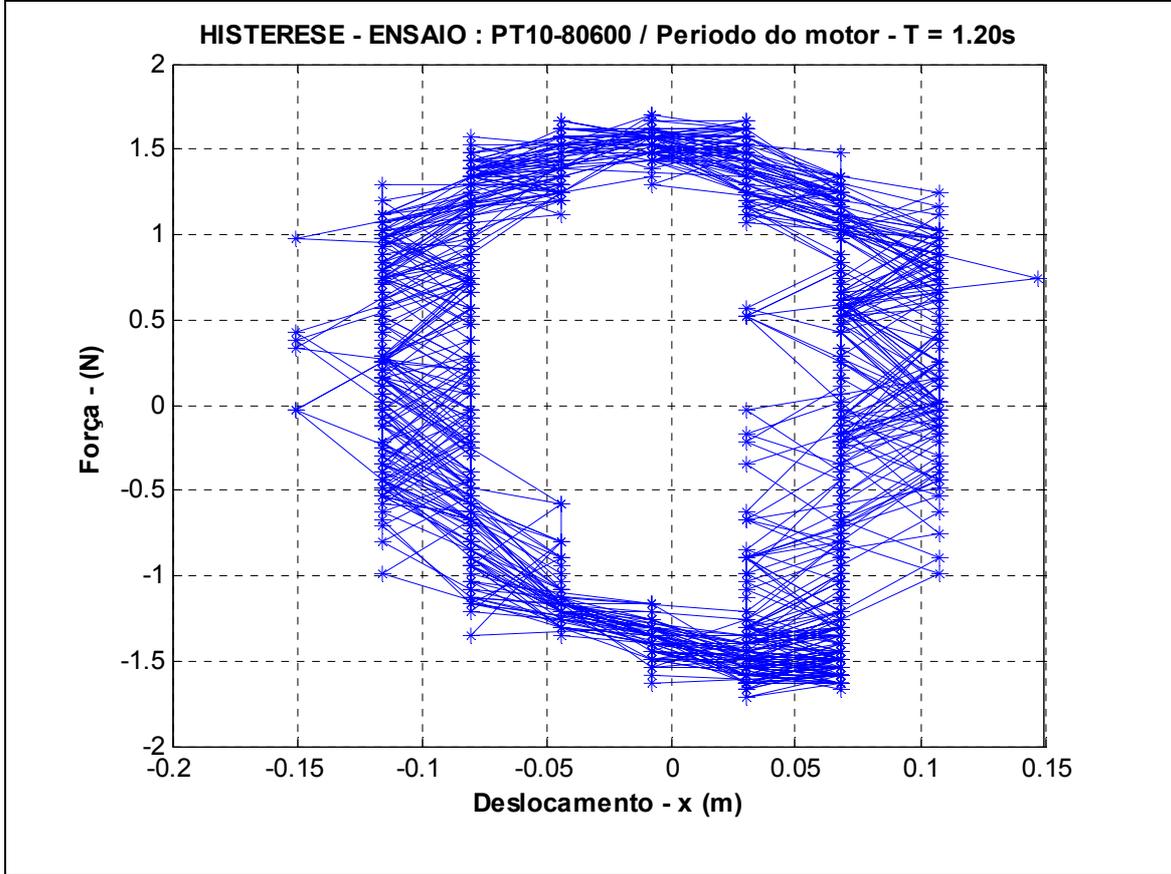
.4	ENSAIO	PT10-80400	
	Período (s)	0.70	
	w	rad/s	5.2359
	X	m	0.1305
	ΔW	Nm	0.1329
	bh	N/(m/s)	0.2769



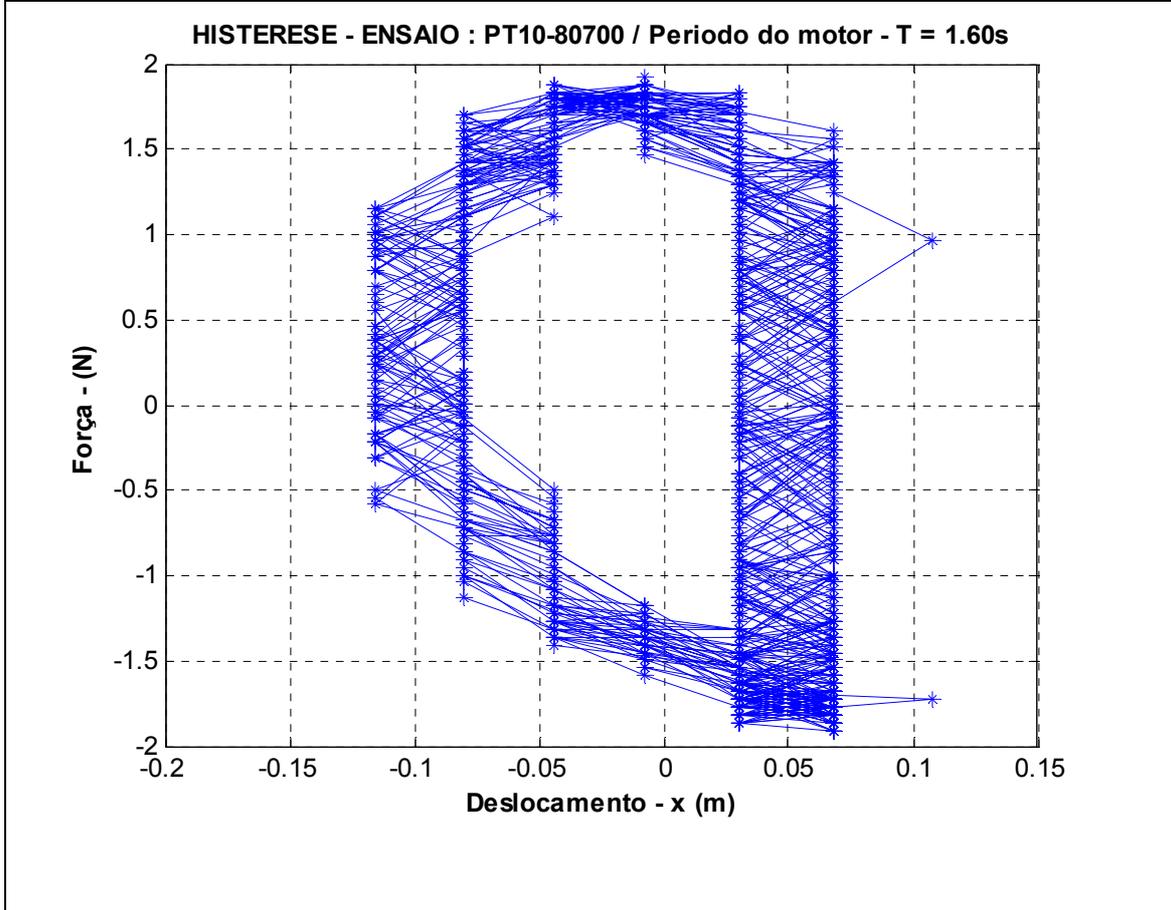
.5	ENSAIO	PT10-80500	
	Período (s)	1.0	
	w	rad/s	6.28
	X	m	0.1476
	ΔW	Nm	0.5788
	bh	N/(m/s)	1.3451



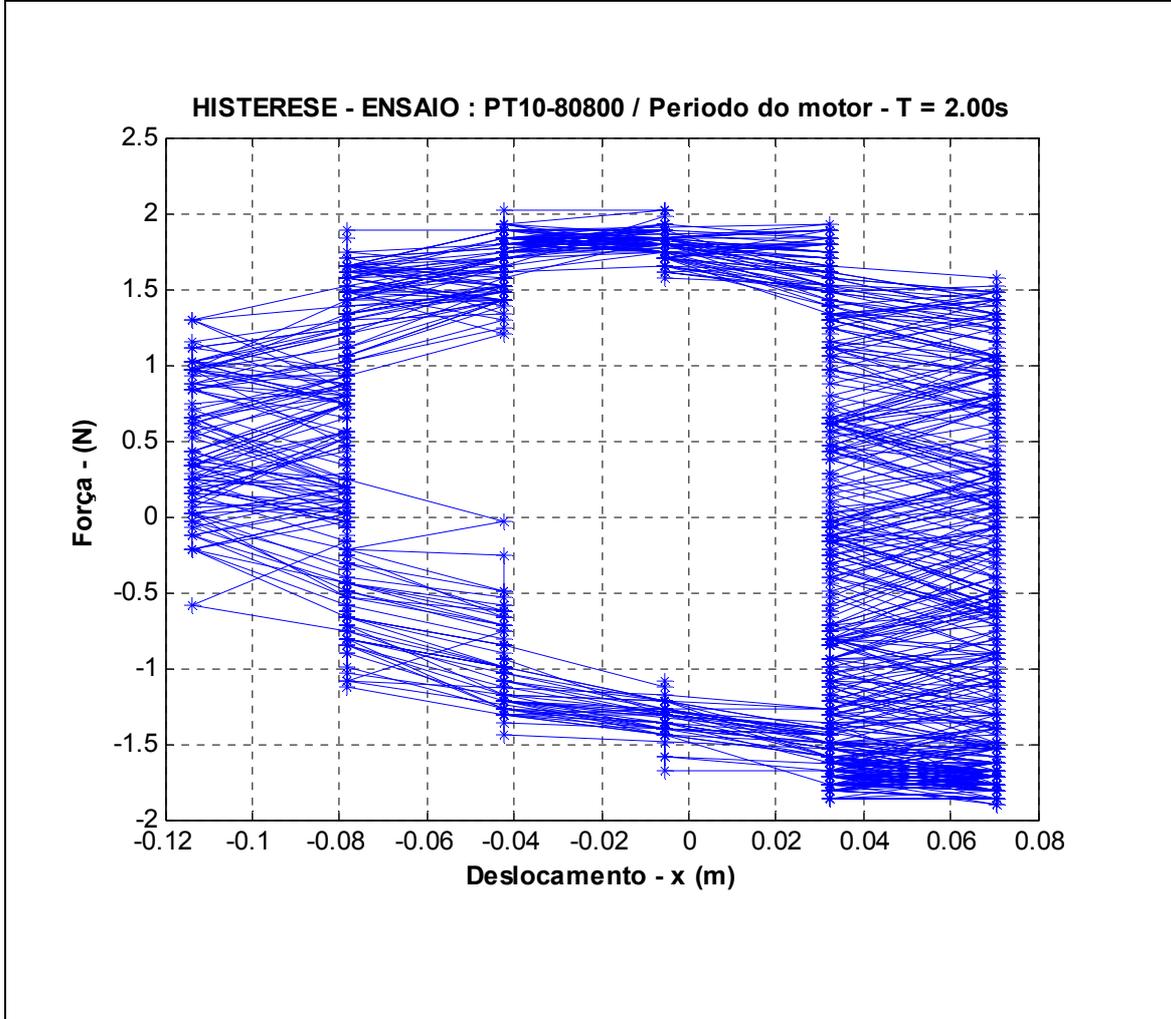
.6	ENSAIO	PT10-80600	
	Período (s)	1.20	
	w	rad/s	5.236
	X	m	0.1084
	ΔW	Nm	0.4426
	bh	N/(m/s)	2.2903



.7	ENSAIO	PT10-80700	
	Período (s)	1.60	
	w	rad/s	3.927
	X	m	0.0891
	ΔW	Nm	0.3807
	bh	N/(m/s)	3.8909



.8	ENSAIO	PT10-80800	
	Período (s)	2.00	
	w	rad/s	3.1416
	X	m	0.0811
	ΔW	Nm	0.3641
	bh	N/(m/s)	5.6028



Ensaio	Período	Amortecimento de histerese bh (N/(m/s))
PT10-80100	0.50	0.1197
PT10-80200	0.53	-0.1123
PT10-80300	0.60	0.0449
PT10-80400	0.70	0.2769
PT10-80500	1.00	1.3451
PT10-80600	1.20	2.2903
PT10-80700	1.60	3.8909
PT10-80800	2.00	5.6028

Na Tabela C.2.2 realiza-se uma comparação entre o amortecimento do modelo e o amortecimento de histerese das linhas:

Tabela C.2.2 Comparação entre o Amortecimento do Modelo e o Amortecimento de Histerese das Linhas

Nro.	ζ modelo	Massa modelo kg	Tn (s)	b-modelo N/(m/s)	b-histerese em seco 1 - linha N/(m/s)	Porcentagem modelo-linha %
1	0.01	1080	0.50	271.434	0.120	0.044
2	0.01	1080	0.53	256.069	-----	-----
3	0.01	1080	0.60	226.195	0.045	0.020
4	0.01	1080	0.70	193.881	0.277	0.143
5	0.01	1080	1.00	135.717	1.345	0.991
6	0.01	1080	1.20	113.097	2.290	2.025
7	0.01	1080	1.60	84.823	3.891	4.587
8	0.01	1080	2.00	67.858	5.603	8.257

Tomando como exemplo na Tabela C.2.1 o período $T_n = 1,0$ segundo temos que a histerese do modelo é de 135,717 N/(m/s) e o resultado de uma linha no seco o valor da histerese é de 1,345. A porcentagem entre o modelo e a linha é de 1% um valor muito baixo.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)