"Estudo do Comportamento Dinâmico de Plataforma Offshore do Tipo T.L.P. Para Aguas Profundas Através de Modelo Reduzido Hidroelástico"

AUGUSTO CESAR GUIMARAES FREIRE

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENACAO DOS PROGRAMAS DE POS-GRADUACAO EM ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSARIOS A OBTENCAO DO GRAU DE MESTRE EM CIENCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

.....
Prof. Ney Roitman, D.Sc.
(Presidente da Banca)

.....
Prof. Ronaldo Carvalho Batista, Ph.D.

.....
Prof. Fernando L. Lobo B. Carneiro,
Doutor Honoris Causa

.....
Prof. Gilberto B. Ellwanger, D.Sc.

.....
Prof. Philippe Devloo, Ph.D.

Rio de Janeiro, RJ - Brasil
Dezembro de 1988

FREIRE, AUGUSTO CESAR GUIMARÃES

Estudo do Comportamento Dinâmico de Plataforma Offshore do Tipo T.L.P. Para Aguas Profundas Através de Modelo Reduzido Hidroelástico [Rio de Janeiro], 1988.
x, 175 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 1988)

Tese: Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Modelos reduzidos
2. Análise experimental dimâmica
3. Estruturas offshore 4. T.L.P.

I. COPPE/UFRJ II. TITULO
(SERIE)

DEDICATORIA

A minha família,

na ordem em que chegaram;

Denize, Tamara e Pedro Ivo.

AGRADECIMENTOS

Ao Ney, pela orientação, amizade e incentivo permanentes;

Aos professores, pesquisadores, alunos e técnicos que trabalham no Laboratório de Estruturas - Ronaldo, Dudu, Magluta, Eliane, Ricardo, Vicente, Flávio, José Carlos, Santiago, Osvaldo e José Maria pela colaboração, interesse demonstrado e amizade;

Ao Seu João, ("Pai" do modelo), Carlinhos, Mário e Regina pela efetiva contribuição;

Ao Gilberto Ellwanger pela sua imprescindível contribuição;

Ao CENPES pela colaboração em toda pesquisa;

Aos Amigos Vicente, Maria do Carmo, Márcio, Paulo Cardoso, Roberto, Othon, Regina, Dina, Mário, Capitão, Ana e Paulo pela compreensão e incentivo ao meu trabalho;

A Joana, Alberto, Guto e Denise pelo apoio e incentivo que sempre me foi dado.

Resumo de Tese apresentado à COPPE-UFRJ como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.).

"Estudo do Comportamento Dinâmico de Plataforma *Offshore* do Tipo T.L.P. Para Aguas Profundas Através de Modelo Reduzido Hidroelástico."

AUGUSTO CESAR GUIMARAES FREIRE

Dezembro / 1988

Orientador: Prof. Ney Roitman

Programa: Engenharia Civil

Um modelo reduzido hidroelástico de plataforma *offshore* do tipo T.L.P.(*tension leg platform*) para águas profundas é projetado e construído de acordo com a teoria da semelhança. São apresentados o ajuste teórico-numérico do modelo, as técnicas de modelagem física e construtivas e os resultados obtidos com o modelo submetido a vibrações livres e sob a ação de ondas regulares.

Dentre estes resultados, destacam-se aqueles obtidos experimentalmente para taxa de amortecimento, coeficiente de inércia e coeficiente de arrasto. E importante ressaltar que para o modelo sob ação de ondas, a comparação entre resultados experimentais e numéricos apresentou-se bastante favorável.

A boa correlação entre resultados teórico-numéricos e experimentais permitiu garantir a validade da modelagem, das técnicas construtivas e da análise experimental adotadas. Além disso, esses resultados favoráveis conferem confiabilidade à modelagem experimental e permitem consequentemente a extrapolação de dados do modelo para o protótipo.

Por fim, cabe ressaltar aqui que os dados obtidos, de caráter essencialmente experimental, são relevantes para um projeto racional deste tipo de estrutura *offshore*.

Abstract of thesis presented to COPPE-UFRJ as partial fulfillment of the requirements of the degree of Master of Science (M.Sc.).

"Study of the Dynamic Behavior of a Deep Water Tension Leg Platform by an Hydoelastic Reduced Model."

AUGUSTO CESAR GUIMARAES FREIRE

December / 1988

Chairman: Ney Roitman

Programa: Civil Engineering

A hydroelastic reduced model of a deep water tension leg platform is designed and constructed according to the similitude theory. The theoretical-numerical model adjustements are presented as well as the physical modelling and constructive techniques. The obtained results from free vibration tests and the action of regular waves on the model are also shown.

Among the available experimental results, those related to the damping ratio, inertia and drag coefficients should be highlited. It should be noted that for the model under wave actions, the comparison between experimental and numerical results matches quite well.

The good correlation between theoretical-numerical and experimental results validates the experimental modeling and constructive techniques and the experimental analyses. Further, these favorable results allows the extrapolation of data from model to prototype.

Finally, it should be emphasized that the data obtained herein, essentially of experimental nature, are useful for a rational design of such *offshore* structure.

INDICE

Capítulo I - INTRODUÇAO 1

I.1 - Considerações Gerais 1
I.2 - Histórico 2
I.3 - Características Gerais e Comportamento Global de uma T.L.P. 3
I.4 - Escopo do Trabalho 6

Capítulo II - DEFINIÇAO DO PROTOTIPO 10

II.1 - Descrição do protótipo 10
II.1.1 - Determinação das dimensões do casco 10
II.1.2 - Determinação da altura do casco..... 11
II.1.3 - Determinaçãp dos pesos do casco, *deck* e forças dos *risers* 12
II.1.4 - Determinação da altura submersa do casco, "h´" 14
II.1.5 - Determinação da seção transversal dos tendões 15
II.2 - Hipóteses adotadas na modelagem física do protótipo 16
II.3 - Modelagem numérica 18

Capítulo III - MODELO IDEALIZADO 22

III.1 - Modelo idealizado segundo a teoria da semelhança 22
III.2 - Obtenção das dimensões e características do modelo idealizado 25
III.2.1 - Casco e *deck* 25
III.2.2 - Tendões 28
III.3. - Hipóteses adotadas na modelagem física e na modelagem numérica do modelo 30

Capítulo IV - CONFECÇAO DO MODELO IDEALIZADO 34

IV.1 - Etapas construtivas 34
IV.2 - Etapas de montagem para a realização do ensaio 51

Capítulo V - RESULTADOS EXPERIMENTAIS 55

V.1 - Instrumentação utilizada 55
V.2 - Ensaios de vibrações livres 57
V.2.1 - Descrição dos ensaios e equipamentos utilizados 57
V.2.2 - Determinação das frequencias naturais 58
V.2.2.1 - Registros gráficos dos sinais no tempo ... 58
V.2.2.2 - Resultados em frequencia 82
V.3 - Ensaios com ondas 112
V.3.1 - Descrição dos ensaios e equipamentos utilizados 112
V.3.2 - Primeira campanha de ensaios com ondas 119
V.3.3 - Segunda campanha de ensaios com ondas 134
V.4 - Determinação das taxas de amortecimento 146

Capítulo VI - CORRELAÇÃO DE RESULTADOS NUMERICO-EXPERIMENTAIS 156

VI.1 - Períodos Naturais 156
VI.2 - Resultados com Ondas 161

Capítulo VII - CONCLUSÕES 168

Capítulo VIII - BIBLIOGRAFIA 171

APENDICE 173

NOMENCLATURA

ac - aceleração

f - frequência

g - aceleração da gravidade

h_w - altura da onda

h_{MIN} - altura mínima do casco

h' - altura submersa do casco

K_A - escala das áreas das seções retas dos tendões

k_{AC} - escala das acelerações

k_E - escala dos módulos de elasticidade

$k_{EA/L}$ - escala das rigidezes axiais

k_f - escala das frequências

k_F - escala das forças

k_L - escala geométrica

k_M - escala de massas

k_P - escala de pesos

k_T - escala de tempos

k_{PW} - escala das densidades dos fluidos

m - massa

v - velocidade

w - frequência angular

A - área da seção reta

C_a - coeficiente de massa d'água adicionada

C_D - coeficiente de arrasto

C_a - coeficiente de massa d'água adicionada

C_D - coeficiente de arrasto

C_M - escalade inércia

D - diâmetro externo

E - módulo de elasticidade

F - força

Hw - altura da onda

K - número de Keulegan-Carpenter

M - massa

P - peso

Re - número de Reynolds

T - período

Tw - período da onda

γ_{aa} - peso específico da água salgada

γ_{al} - peso específico do alumínio

ρ_w - massa específica do fluido

μ - viscosidade dinâmica do fluido

ν - viscosidade cinética do fluido

ξ - taxa de amortecimento

Π - parâmetro adimensional

σ - tensão normal

Observação: o sub-índice "p" refere-se ao protótipo e o sub-índice "m" refere-se ao modelo.

CAPITULO I

INTRODUÇAO

I.1 - Considerações Gerais

Com a recente descoberta de jazidas petrolíferas a grandes profundidades na costa brasileira, torna-se necessário o estudo de concepções estruturais adequadas para prospecção e extração sob estas condições. Uma das alternativas para águas profundas é a T.L.P. (*Tension Leg Plataform*), sendo objetivo deste trabalho iniciar o estudo do comportamento dinâmico deste tipo de plataforma para contribuir no desenvolvimento de tecnologia para exploração de petróleo em águas profundas.

Em passado recente houve um grande avanço no desenvolvimento de sistema computacionais complexos direcionados para o estudo do comportamento dinâmico de plataformas do tipo semisubmersível e T.L.P., porém alguns aspectos das forças hidrodinâmicas neste tipo de estrutura, ainda são determinados de maneira empírica. Um exemplo deste empiricismo é a utilização corrente de diversas e controvertidas aproximações para o cálculo das força hidrodinâmicas através da equação de Morison[1]. A maioria dos sistemas computacionais para determinar as forças de onda atuando nos componentes da plataforma, recaem na teoria da difração linear, sendo portanto inadequado para determinar o aspecto não linear de forças de onda atuando sobre a estrutura flutuante ou mesmo para predizer o efeito altamente não linear de uma série de ondas atuando sobre a estrutura.

Daí, a necessidade da investigação das condições para as quais são válidas as hipóteses usualmente adotadas nos sistemas computacionais existentes. Essa investigação pode ser conduzida através da análise paramétrica experimental utilizando modelos reduzidos, já que apresentam vantagens óbvias sobre a observação do comportamento dinâmico de um protótipo através de medições experimentais no mar.

I.2 - Histórico

Iniciou-se a pesquisa através do estudo desenvolvido pela COPPE[2] sobre o comportamento de uma plataforma do tipo T.L.P.. Esta pesquisa visa a definição de um protótipo de uma T.L.P. para uma lâmina d'água de aproximadamente 600 metros adaptada às condições de mar do Brasil.

De grande importância para esta pesquisa foi o trabalho sobre conceitos para o projeto de uma T.L.P.[3]. A partir desta referência foram calculadas a altura da plataforma (Ver seção II.1.2) e a força exercida pelos *risers* (Seção II.1.3.c).

Teve-se conhecimento também de um trabalho experimental com modelos reduzidos de T.L.P.[4], com lâmina d'água entre 300 e 600 metros, ensaiados em tanque de ondas. Este trabalho apresenta e discute os principais resultados experimentais obtidos.

Esta pesquisa é continuação do trabalho desenvolvido por Roitman[5], iniciado pelo Professor Fernando L.Lobo B.Carneiro[6] e se propõe a projetar, construir, ensaiar e

analisar os resultados de um modelo reduzido de uma plataforma do tipo T.L.P. para águas profundas, em conformidade com a teoria da semelhança, de forma a se estudar o comportamento estrutural hidrodinâmico deste tipo de estrutura.

I.3 - Características Gerais e Comportamento Global de uma T.L.P.

Uma estrutura do tipo T.L.P. foi desenvolvida como alternativa para águas profundas e pode ser descrita como uma estrutura composta basicamente dos seguintes elementos:

- DECK: igual a de qualquer outra estrutura *offshore*, dimensionado em função da produção de óleo ou gás.

- CASCO: estrutura composta pelas colunas e flutuadores que dá suporte ao *deck* e fornece tração aos tendões devido ao seu excesso de flutuabilidade (diferença entre o empuxo e o peso).

- COLUNAS: contém os elevadores, lastro e sistema de fixação dos tendões.

- FLUTUADORES: contém alguns equipamentos e lastro

- RISERS OU DUTOS: utilizados na perfuração e exploração de óleo ou gás.

- TENDÕES: elementos tubulares de aço tensionados que ancoram o casco ao fundo do mar não permitindo grandes excursões ao casco e assim viabilizando o funcionamento dos *risers*. São elementos vitais para a T.L.P. pois, a ruína de um destes levaria toda estrutura à instabilidade.

A Figura I.1 mostra esquematicamente os principais elementos de uma T.L.P.

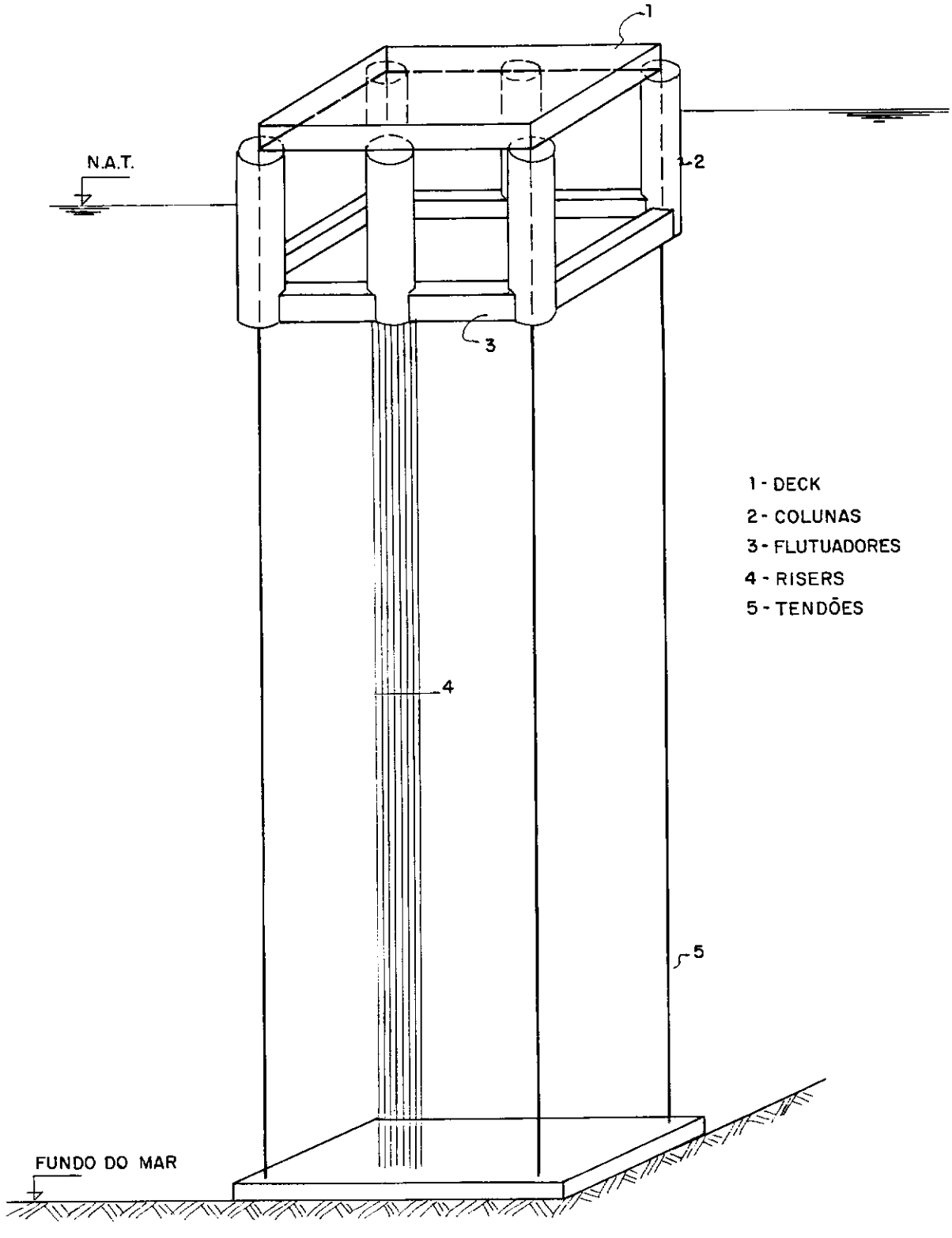


FIG. I.1 : PRINCIPAIS ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE UMA T.L.P.

A Figura I.2 mostra os 6 (seis) movimentos de uma T.L.P. em relação aos eixos cartesianos:

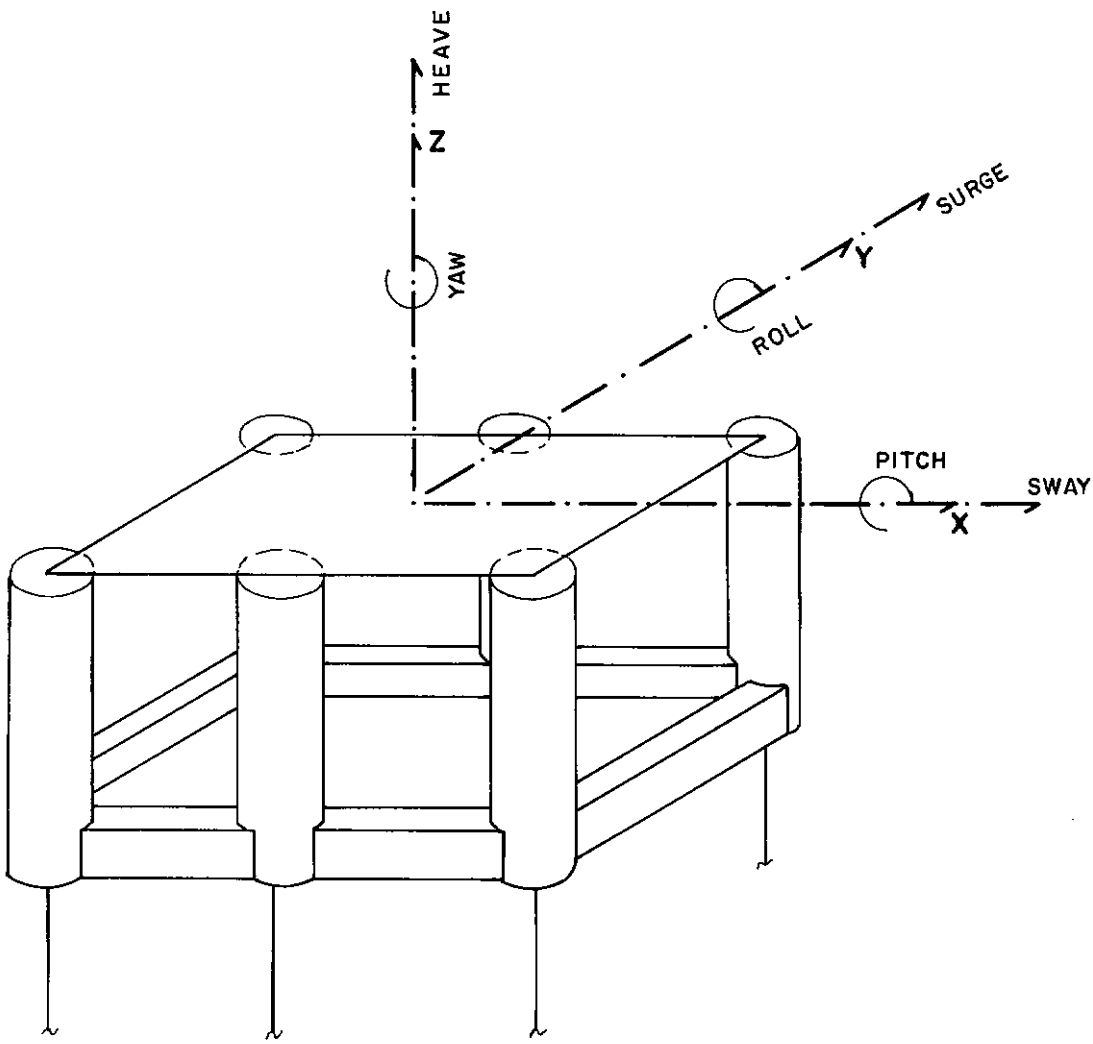


FIG. I.2 : PRINCIPAIS MODOS DE VIBRAÇÃO DE UMA T.L.P.

Sway - modo de translação no sentido do eixo x
Surge - modo de translação no sentido do eixo y
Heave - modo de translação no sentido do eixo z
Pitch - modo de rotação em torno do eixo x
Roll - modo de rotação em torno do eixo y
Yaw - modo de rotação em torno do eixo z

A grande rigidez axial dos tendões restringem os grandes movimentos da plataforma nos modos *heave*, *roll* e *pitch*. Esta grande rigidez resulta em frequências naturais elevadas para estes modos, períodos em torno de 2 a 4 seg[3].

Nos modos *surge*, *sway* e *yaw*, ao contrário dos outros três, a força restauradora do movimento é pequena, proporcional ao seno do ângulo que o tendão faz com o eixo z (Ver Figura I.3), ocasionando movimentos apreciáveis na plataforma. A grande flexibilidade da plataforma para estes modos resulta em frequências naturais baixas, períodos em torno de 100 seg. para profundidades entre 300 e 600 m[3].

A Figura I.4[3], mostra as frequências dos modos de vibração de uma T.L.P. e a faixa de frequências normais de ondas, demonstrando que não ocorre o fenômeno da ressonância uma vez que os períodos naturais da T.L.P. estão acima ou abaixo dos períodos das ondas.

I.4 - Escopo do Trabalho

O presente trabalho apresenta os resultados de ensaios experimentais de um modelo reduzido de plataforma *offshore* do tipo T.L.P.. Destacam-se os resultados obtidos para taxa de amortecimento relativa aos diversos modos de vibração, coeficiente de inércia e coeficiente de arrasto. É importante ressaltar que para o modelo sob a ação de ondas, a comparação entre resultados experimentais e numéricos apresentou-se bastante favorável.

Os procedimentos adotados para se alcançar tais resultados são descritos em detalhes nos diversos capítulos que constituem esta pesquisa.

Inicia-se com o Capítulo II, a definição do protótipo da plataforma projetada para uma lâmina d'água de 630 m. As hipóteses tanto físicas quanto numéricas são descritas neste capítulo.

Os Capítulos III e IV apresentam o projeto e as etapas construtivas do modelo reduzido.

Os resultados experimentais obtidos de ensaios deste modelo em vibrações livres e sob a ação de ondas, são apresentados no Capítulo V. Uma análise global do comportamento do modelo é realizada através de correlação entre resultados experimentais e numéricos no Capítulo VI.

Por fim, são apresentadas no Capítulo VII as conclusões deste trabalho. Cabe ressaltar que a correlação favorável entre resultados teórico-experimentais nos permite dar confiabilidade aos parâmetros de cunho experimental obtidos, que são essenciais para um projeto racional deste tipo de estrutura.

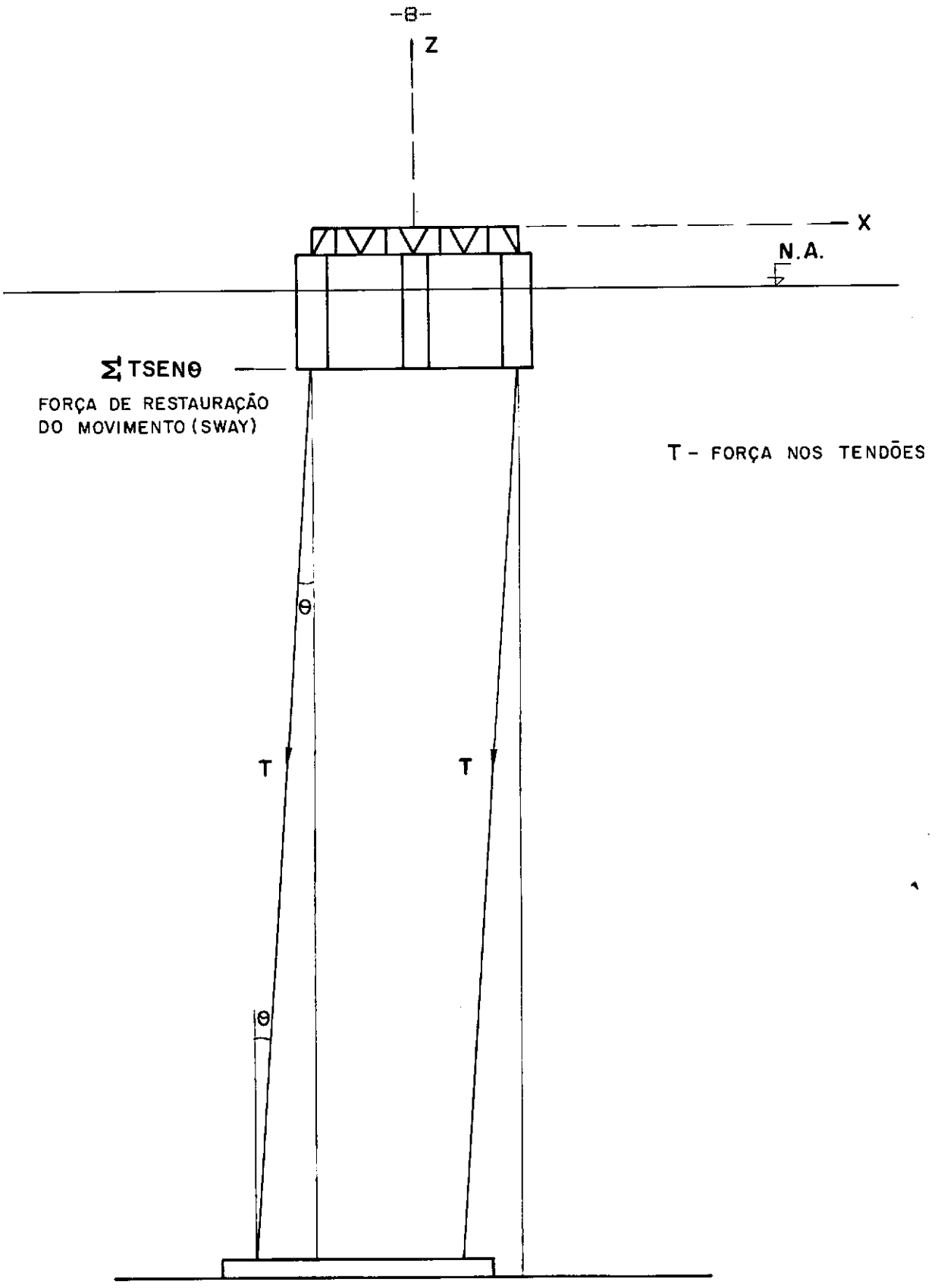


FIG. I.3 : ESQUEMA DAS FORÇAS ATUANDO NOS TENDÕES DURANTE O MOVIMENTO (SWAY)

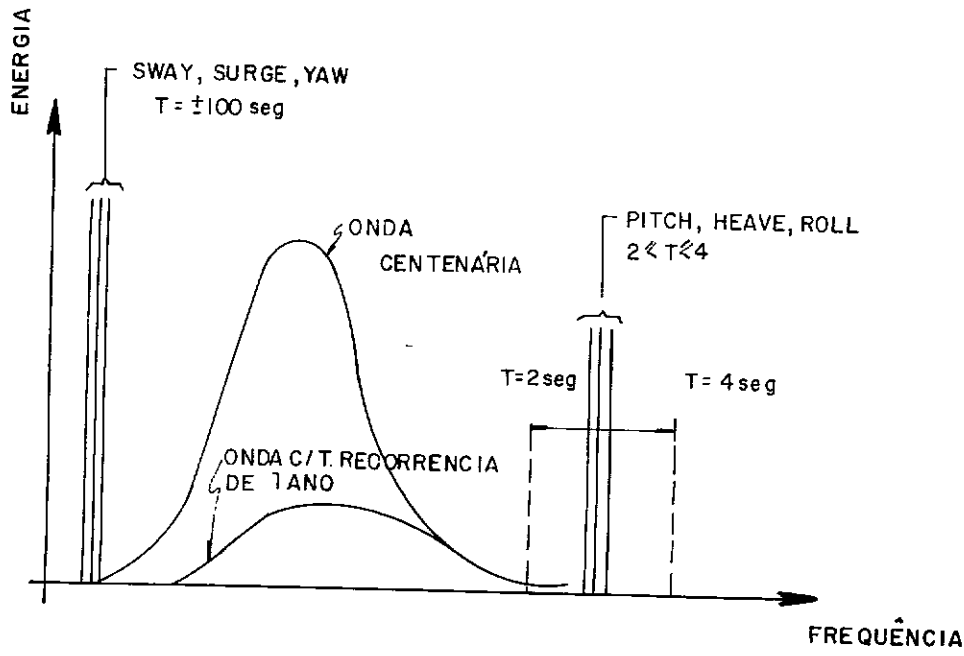


FIG. I.4 : COMPARAÇÃO DOS PERIODOS NATURAIS DE UMA T.L.P. COM O DAS ONDAS

CAPITULO II

DEFINIÇAO DO PROTOTIPO

II.1 - Descrição do protótipo

E importante observar o fato de não existir uma T.L.P. construída ou mesmo projetada para as condições de mar brasileiras.

A partir do estudo desenvolvido pela COPPE[2] adotou-se uma lâmina d'água por volta de 630 m e definiu-se o tamanho necessário do *deck* da plataforma em função da produção de óleo requerida (100.000 barris/dia).

Dimensões do *deck* - 64,60 m x 56,00 m

Com os dados referentes à única T.L.P. construída (Hutton[4]) e o projeto existente de um outra (Fluor-Mitsui), passamos a desenvolver uma análise comparativa para obtenção de todas as informações necessárias à definição do protótipo. As etapas são descritas abaixo:

II.1.1 - Determinação das dimensões do casco

Como o projeto da T.L.P. de Fluor possuía um *deck* com dimensões bem próximas às definidas na seção II.1, adotamos para o casco do protótipo as mesmas dimensões em planta do casco desta T.L.P..

Com relação à altura do casco foi possível reduzí-la, adaptando às condições de mar brasileiras, uma vez que a

altura de onda de projeto de Hutton é de 30,00 m e para o protótipo adotamos a onda com altura de 14,00 m (ver ítem II.1.2 e II.1.4).

II.1.2 - Determinação da altura do casco

a - Determinação do "*Air Gap*" (ver Figura II.1.a) (distância entre nível de águas tranquilas (N.A.T.) e o *deck* inferior)

- *Air Gap*[3] = (0,60 hw + maré máxima + 2‰ H + 1,50) em metros, onde:

  * hw (altura da onda de projeto) = 14,00 m
  * H (altura da lâmina d'água) = 600,00 m
  * 2‰ H (termo que estima o maior desequilíbrio da plataforma (Figura II.1.b), em condições de mar desfavoráveis)
  * maré máxima adotada = 2,00 m

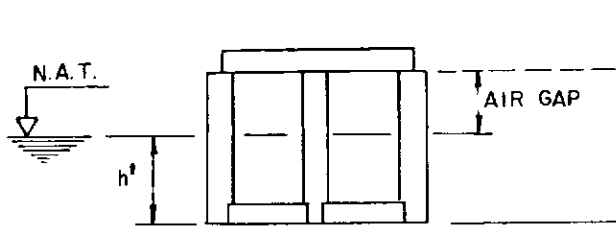


FIG.II.1a: PLATAFORMA NA POSIÇÃO DE EQUILIBRIO

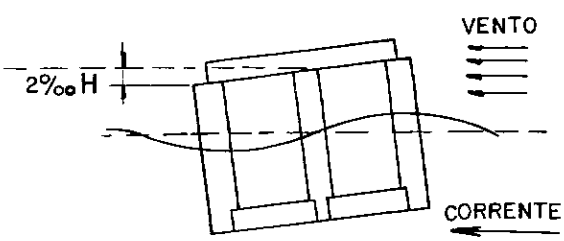


FIG.II.1 b: PLATAFORMA NA POSIÇÃO DE MAIOR DESEQUILIBRIO

FIG. II.1 : DEFINIÇÃO DA ALTURA (h) DO CASCO

$$Air\ Gap = 0,60 \times 14,00 + 2,00 + 2 \times \frac{600,00}{1.000} + 1,50 = 13,10\ m$$

b - Determinação da Altura Mínima da Plataforma (h_{min})

h_{min} = *Air Gap* + h'
h' (altura submersa do casco, ver ítem II.1.4) = 29,32 m
h_{min} = 13,10 + 29,32 = 42,42 m

Adotamos então h = 44,00 m para nosso protótipo.

II.1.3 - Determinação dos pesos do casco, *deck* e forças dos *risers*

a - Peso do casco

A partir do estudo dos projetos de Fluor e Hutton adotou-se o parâmetro alfa (razão entre o peso e o volume do casco) para determinação do peso do casco do protótipo.

$$\alpha = \frac{\text{Peso do casco}}{\text{Volume do casco}}$$

Para Hutton:

$$\alpha_H = \frac{26,800\ tf}{93,488\ m3} = 0,243\ tf/m^3$$

Para Fluor:

$$\alpha_F = \frac{14600\ tf}{50164\ m3} = 0,287\ tf/m^3$$

Adotamos para o protótipo:

$$\alpha_{médio} = \frac{H + F}{2} = \frac{0,243 + 0,287}{2} = 0,265\ tf/m^3$$

Com todas as dimensões do casco definidas (ver Figura II.2) temos para o protótipo um volume de 60,019 m^3 (Vc).

P_c (Peso do caso do protótipo) = V_c x α médio

P_c = 60019 x 0,265 = 15905 tf

Adotamos então P_c = 16000 tf.

b - Peso do *deck*

Para o peso do *deck* foi feita uma avaliação em função da exploração de óleo desejada, da ordem de 100.000 barris/dia, chegando-se ao valor abaixo:

P_{deck} = 13570 tf

c - forças dos risers

Para determinação da força exercida no casco pelos *risers* utilizamos a seguinte expressão[3]:

F_{risers} = 700 + 1,25 H em st (short ton)

onde: H = altura da lâmina d'água em ft = 1.922 ft

1 st = 0,9 tf

F_{risers} = 700 + 1,25 x 1.922 = 3.103 st = 2.800 ft

Adotamos então F_{risers} = 3.300 ft

d - Peso total do protótipo

$$P_{tot} = P_c + P_{deck} + F_{risers}$$

$$P_{tot} = 16.000 + 13.570 + 3.300 = 32.900 \text{ tf}$$

II.1.4 - Determinação da altura submersa do casco, "h'" (Ver Figura II.1.a)

Efetuando-se uma análise comparativa entre os projetos de Fluor e Hutton estimamos o valor de 13.500 tf para a força absorvida pelos tendões. Com a utilização de um programa para simulação numérica de uma T.L.P. [2] obtivemos períodos de vibração do modelo numérico compatíveis com os de uma plataforma do tipo T.L.P. (Ver ítem I.3) portanto, a força estimada se mostrou adequada, então:

$$P_t = 13.500 \text{ tf}$$

P_t - força resultante absorvida pelos tendões.

Temos então pelo Princípio de Arquimedes a seguinte expressão para o N.A.T. (nível de águas tranquilas).

$$E = \gamma_{as} \times V_{imerso}$$

$$V_{imerso} = V_{flutuadores} + (A_{colunas} \times h')$$

onde:

E = Empuxo atuante na plataforma para o N.A.T. = $P_{TOT} + P_t$

γ_{as} = Peso específico da água salgada = 1,025 tf/m³

$V_{flutuadores}$ = Volume dos flutuadores = 15821,5 m³

$A_{colunas}$ = Area das colunas = 1.004,5 m²

P_{TOT} (ver ítem II.1.3.d) = 32.900 tf

P_t = 13.500 tf

$E = (V_{flutuadores} + A_{colunas} \times h')$

$32.900 + 13.500 = 1.025\ (15.821,5 + 1.004,5 \times h')$

$1.029,6 \times h' = 46.400 - 16.217 \rightarrow h' = 29,32$ m

II.1.5 - Determinação da seção transversal dos tendões

Como os tendões são elementos estruturais de aço responsáveis pelo equilíbrio da plataforma, são de extrema importância as condições de segurança destes. Tendo em vista o efeito da variação de tensões nos tendões em serviço (fadiga), faz-se necessário trabalhar variação de tensões baixas para estes elementos.

Adotamos então a tensão nos tendões para o N.A.T.

σ_o = 20 KSi [3]

$$\sigma_o = \frac{F_{tendões}}{A_{tendões}}$$

$F_{tendões}$ = força resultante nos tendões = 13.500 tf

$A_{tendões}$ = área da seção transversal dos tendões

1 ksi = 70.307×10^{-3} tf/cm²

$$\sigma_o = \frac{F_{tendões}}{A_{tendões}} \rightarrow A_{tendões} = \frac{13.500 \text{ tf}}{20 \times 70.307 \times 10^{-3}} = 9.601,7 \text{ cm}^2$$

Para o nosso protótipo, assim como nos projetos de Fluor e Hutton, adotamos 4 (quatro) tendões por coluna extrema.

Então a área de um tendão:

$$A_{tendão} = \frac{9601,7}{4 \times 4} = 600,1 \text{ cm}^2$$

Area que se mostra compatível com as dimensões normais de tendões, ou seja diâmetro externo entre 16'' e 20'' com espessura da parede entre 1'' e 2''(3).

Portanto para o protótipo a área total dos tendões por coluna é:

$$A_{tendão/coluna} = 0,600 \times 4 = 0,24 \text{ m}^2$$

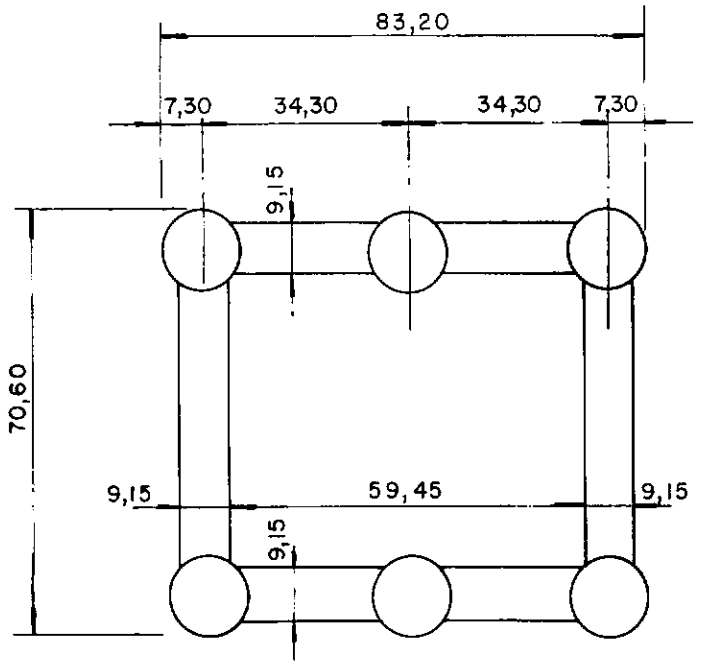
A Figura II.2 mostra as principais dimensões do casco e do *deck* definidas na seção II.1.

II.2 - Hipóteses adotadas na modelagem física do protótipo

Na modelagem física do protótipo foram adotadas algumas hipóteses simplificadoras descritas a seguir:

a - Para simular a força exercida pelos *risers* adotou-se um peso idêntico, não variável, agregado ao casco, sem prejuízo para a modelagem, uma vez que em plataformas do tipo T.L.P. os *risers* possuem um mecanismo de ligação ao casco que permitem a manutenção da força de tensionamento dos mesmos com valor constante independente do movimento da plataforma.

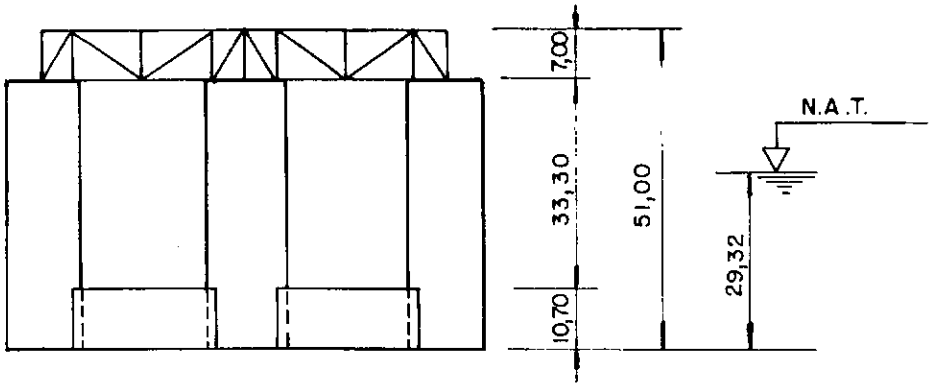
b - Os tendões são considerados rotulados no bloco de fundação e nas colunas, isto é, os deslocamentos horizontais e



DIÂMETRO EXTERNO
DAS COLUNAS Ø = 14,60m

SEÇÃO DOS FLUTUADORES
9,15 x 10,70m

PLANTA



VISTA

FIG. II. 2 : PROTÓTIPO - DIMENSÕES DO CASCO E DO DECK (cotas em metros)

verticais são restringidos elasticamente no topo e impedidos na base, e as rotações liberadas em ambos não havendo portanto introdução de tensões de flexão nas extremidades dos tendões. Desta forma fica respeitada a rigidez axial dos mesmos que é um fator determinante no comportamento do protótipo.

c - Não é levada em consideração a interação solo-bloco de fundação.

II.3 - Modelagem numérica

Para a modelagem numérica utilizou-se dois programas desenvolvidos pela COPPE(*) próprios para plataformas do tipo T.L.P.. No primeiro, através da discretização de massas e definição de elementos simulando os flutuadores e as colunas calculamos as inércias em relação aos três eixos cartesianos que são utilizadas como parâmetros de entrada para o segundo programa que determina os períodos de vibração dos seis modos principais da plataforma e a sua resposta no tempo durante a incidência de ondas, este último é apresentado de forma conceitual no Apêndice 1.

Definiremos a seguir, os passos da modelagem numérica.

a - Para a simulação do *deck*, foram definidos pontos com pesos discretizados em três planos, um plano que define o *deck* inferior, outro que define o *deck* superior e um intermediário para definição do restante do peso.

Em resumo, a partir do peso total do *deck* (Item II.1.3.b) definiu-se uma distribuição uniforme de massa como pode ser vista na Figura II.3 e Tabela II.1.

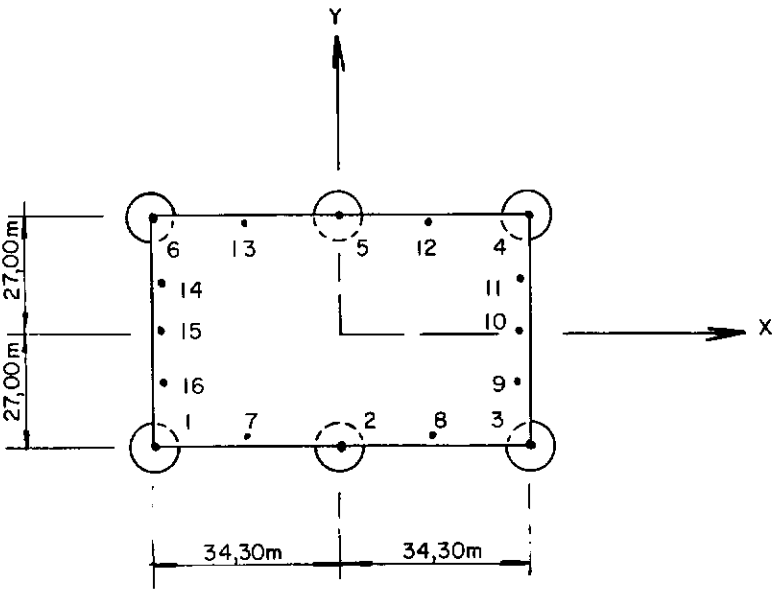
b - As colunas foram simuladas por elementos de aço com seção circular, diâmetro de 14,60 m e espessura determinada de forma a reproduzir o peso desejado por coluna (ver Figura II.4 e Tabela II.2). Esta espessura foi definida de forma a reproduzir uma parcela do peso total do casco, parcela esta definida pela razão entre a área externa da coluna e a área externa de todo o casco.

c - Os flutuadores são simulados por elementos de aço com seção circular, reproduzindo área equivalente a seção prismática definida na seção II.1 de forma a simular o mesmo empuxo e massa d'água adicionada. A espessura dos flutuadores foi definida com a mesma concepção da espessura das colunas (ver Figura II.4 e Tabela II.2).

d - Os tendões são definidos através de seu comprimento, sua rigidez axial e sua força inicial.

e - Os tendões são simulados como sendo um por coluna ao invés de quatro, não ocasionando prejuízos à modelagem uma vez que a distância entre tendões em uma mesma coluna é desprezível com relação a distância entre colunas.

f - Desprezou-se a discretização de peso dos tendões uma vez que não havia definição do diâmetro externo dos mesmos e que para os diâmetros utilizados em projetos[3], o empuxo teria a mesma ordem de grandeza do peso tornando seu efeito realmente desprezível.



Pts. 1 a 16 – PONTOS DE DISCRETIZAÇÃO DOS PESOS NOS DECKS

FIG. II 3: DISCRETIZAÇÃO DOS DECKS

Tabela II.1: Pesos discretizados nos decks (tf)

Pontos	Deck Superior	Deck Inferior	Deck Intermediário
1	1222	968	104
2	911	911	104
3	1222	968	104
4	1222	968	104
5	911	911	104
6	1222	968	104
7	--	-	550
8	--	-	550
9	--	-	550
10	--	-	550
11	--	-	550
12	--	-	550
13	--	-	550
14	--	-	550
15	--	-	550
16	--	-	550

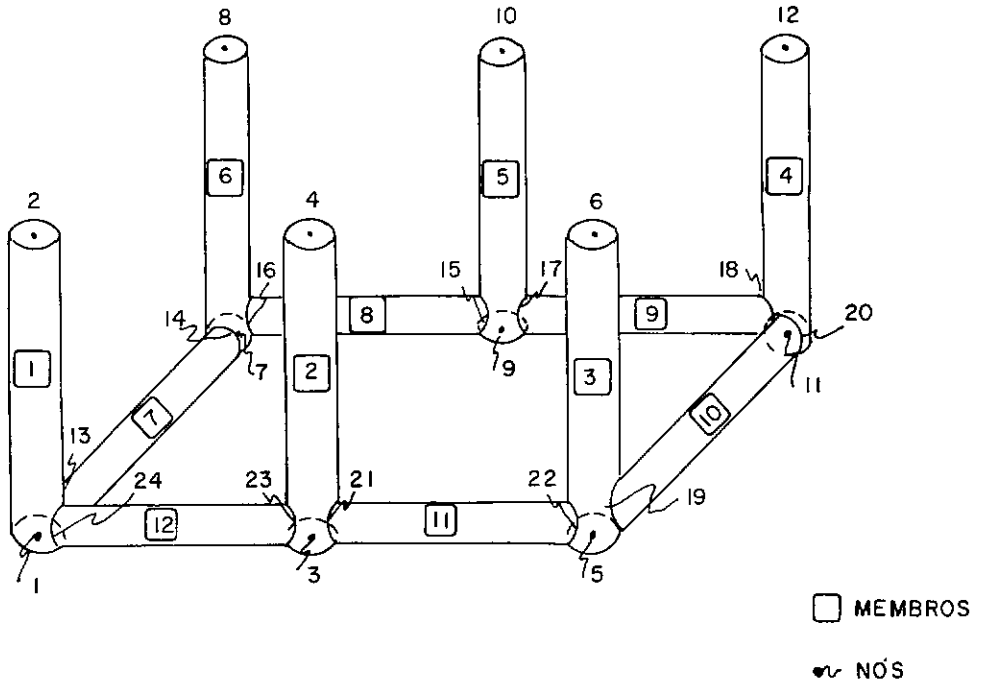


FIG.II.4: SIMULAÇÃO DO CASCO

Tabela II.2 - Conectividades e dimensões do casco utilizadas na simulação.

Membro	Tipo	Seção	Diâmetro Simulado (m)	Espessura Simulada (m)
1	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
2	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
3	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
4	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
5	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
6	Coluna	Circular - ϕ = 14,6m	14,60	0,1179
7	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667
8	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667
9	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667
10	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667
11	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667
12	Flutuador	Prismática - 9,15x10,7m	11,16	0,0667

CAPITULO III

MODELO IDEALIZADO

III.1 - Modelo idealizado segundo a teoria da semelhança

O modelo idealizado é reduzido na escala geométrica **kl** de 1:169, escala adotada em função da profundidade da bacia de ensaios do Centro de Tecnologia da U.F.R.J. (ver Figura III.1 e Foto III.1) e apresenta características hidrodinâmicas semelhantes as do protótipo.

Para se garantir as condições teóricas de semelhança estrutural, hidroelástica e hidrodinâmica é necessário obedecer a uma série de parâmetros adimensionais (Números "TT"), deduzidos através do Teorema de Vaschy-Buckingham. Para isto, devem ser calculadas diversas escalas em função da escala geométrica "kl" e da escala das densidades dos fluidos "kpw".Algumas destas escalas utilizadas no modelo são[5,6,7,8]:

$$k_A = kl^2 \qquad \text{(III.1)}$$

$$k_f = 1/\sqrt{kl} \qquad \text{(III.2)}$$

$$k_T = \sqrt{kl} \qquad \text{(III.3)}$$

$$k_M = kpw.kl^3 \qquad \text{(III.4)}$$

$$k_{AC} = 1 \qquad \text{(III.5)}$$

$$k_F = kpw.kl^3 \text{ ou } k_P = kpw.kl^3 \qquad \text{(III.6)}$$

onde:

- kl é a escala geométrica;
- k_A é a escala das áreas;
- k_f é a escala das frequências;
- k_T é a escala dos períodos;
- k_M é a escala das massas;
- k_{AC} é a escala das acelerações;
- k_F é a escala das forças;
- k_P é a escala dos pesos.

Como uma plataforma do tipo T.L.P. é uma estrutura híbrida no que se refere ao seu comportamento dinâmico, isto é, comportamento de corpo rígido para o casco e elástico para os tendões, é concernente dividirmos a obediência às condições de semelhança em duas partes:

a - Casco e *deck*

Para o casco e *deck*, além da escala geométrica, é respeitada a condição de que a massa do modelo seja fisicamente semelhante à massa do protótipo. Então utilizando a expressão (III.4), temos:

$$k_M = \frac{M\ \text{modelo}}{M\ \text{protótipo}} = kpw \cdot kl^3$$

M modelo = M protótipo.kpw.kl^3 ou
P modelo = P protótipo.kpw.kl^3, já que $k_{ac} = 1,0$.

b) Tendões

Para os tendões que influenciam o comportamento da plataforma principalmente devido às suas deformações axiais, será respeitada apenas a condição de semelhança de rigidez axial (EA/L) da seguinte forma:

$$k\,\frac{EA}{L} = \frac{\left(\frac{EA}{L}\right)_{\text{modelo}}}{\left(\frac{EA}{L}\right)_{\text{protótipo}}} = \frac{k_E \cdot k_A}{k_L} \qquad \text{(III.7)}$$

Com as expressões (III.1) e (III.6), temos:

$$k_A = kl^2$$
$$k_F = kpw \cdot kl^3$$

$$k_E = \frac{k_F}{k_A} = \frac{kpw.kL^3}{kL^2} \Longrightarrow k_E = kpw \cdot kL \qquad \text{(III.8)}$$

Substituindo as expressões (III.1) e (III.8) em (III.7) vem:

$$k\,\frac{EA}{L} = \frac{kpw.kL.kL^2}{kL}$$

$$k\,\frac{EA}{L} = kpw.\,kL^2 \qquad \text{(III.9)}$$

Não obedecemos a condição de semelhança de rigidez flexional por ser desprezível para o comportamento da plataforma. Não foram obedecidas também as condições de semelhança que se referem ao comportamento particular dos tendões: massa e diâmetro externo por não possuirmos estes dados no protótipo e por podermos considerar tais características desprezíveis no que se refere ao comportamento global da plataforma (ver Capítulo II, ítem II.3.f).

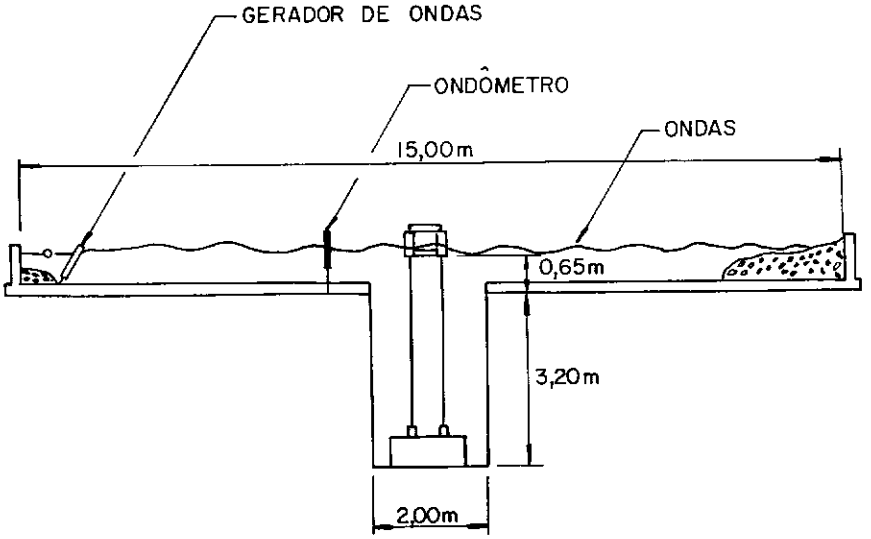


FIG. III.1 : VISTA ESQUEMÁTICA DA BACIA DE TESTES DO CT/UFRJ

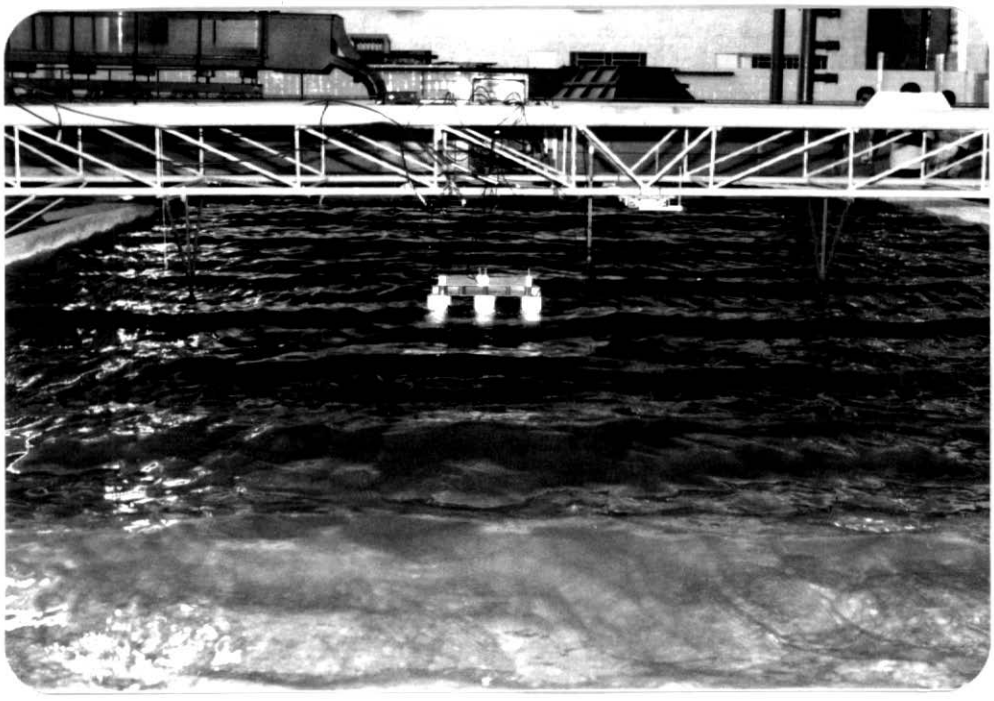


FOTO III.1 - Vista geral da bacia de testes do C.T./U.F.R.J.

III.2 - Obtenção das dimensões e características do modelo idealizado

III.2.1 - Casco e *deck*

As dimensões do casco e *deck* foram obtidas através da escala geométrica **kl** (Figura III.2)

Os pesos do casco e *deck* foram obtidos através da escala das massas uma vez que a aceleração da gravidade é a mesma para o modelo e protótipo:

a) Peso do *deck* do modelo (P_{DM})

Utilizando a expressão (III.6) temos:

$$P_{DM} = P_{DP} \times k_P$$

onde: P_{DP} = peso do *deck* do protótipo

P_{DP} = 18.570 tf (ver Capítulo II, seção II.1.3.b)

$k_P = kpw.kL^3$

$$kpw = \frac{\text{pw modelo}}{\text{pw protótipo}} = \frac{1}{1.025}$$

$$kL^3 = \frac{\text{L modelo}}{\text{L protótipo}}^3 = \frac{1}{(169)^3}$$

$$k_P = \frac{1}{1.025} \times \frac{1}{(169)^3} = 2{,}0212 \times 10^{-7}$$

P_{DM} = 13.570 tf x 2.0212 x 10^{-7} = 2,743 x 10^{-3} tf = 2743 grf

b) Peso do Casco do Modelo (P_{CM})

Utilizando a expressão (III.6) temos:

$P_{CM} \times P_{CP} \times k_P$

onde: P_{CP} = peso do casco do protótipo

P_{CP} = 16.000 tf (ver Capítulo II, seção II.1.3.a)

k_P = 2,0212 x 10^{-7}

P_{CM} = 16.000 x 2,0212 x 10^{-7} = 3,243 x 10^{-3} tf = 3.243 grf

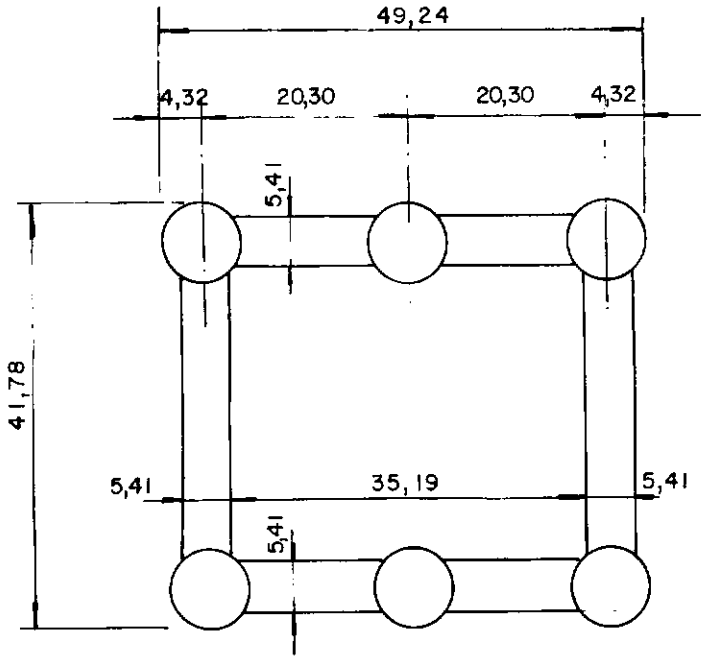
c) Força exercida pelos *risers* (F_{RM}):

Utilizando a expressão (III.6) temos:

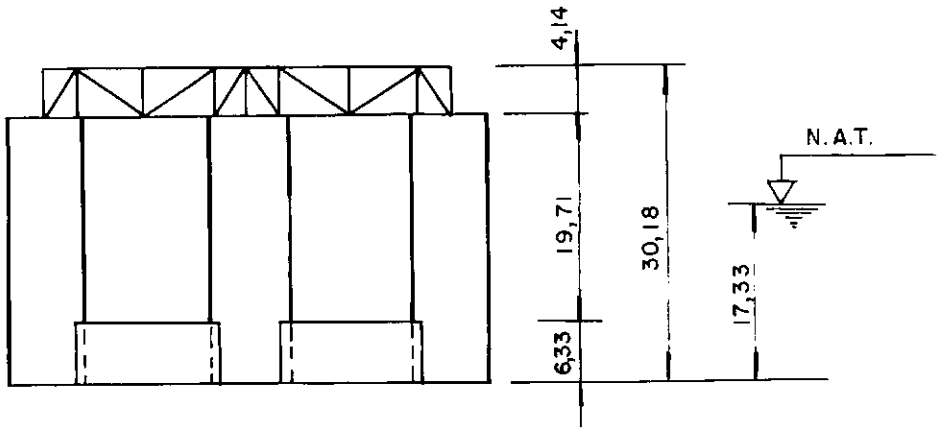
$F_{RM} = F_{RP} \times k_P$; onde F_{RP} = Força dos *risers* do protótipo

F_{RP} = 3.300 tf (ver Capítulo II, seção II.1.3.c)

F_{RM} = 3.300 x 2,0212 x 10^{-7} = 0,667 x 10^{-3} tf = 667 grf.



PLANTA



VISTA

FIG. III.2 : MODELO REDUZIDO - DIMENSÕES DO CASCO E DO DECK (cotas em cm)

III.2.2 - Tendões

- Para o comprimento dos tendões foi respeitada a escala geométrica **kl**.

Como dito na seção III.1 foi respeitada a condição de semelhança da rigidez axial utilizando a expressão:

$$k\,\frac{EA}{L} = kpw.\ kl^2 \qquad \text{(III.9)}$$

Adotando o polímero plástico ABS como material para a simulação dos tendões temos a seguir escala para os modulos de elasticidade.

$$k_E = \frac{E_M}{E_p}$$

onde: E_M = E plástico ABS
E_p = E aço

Inicialmente adotamos para o módulo de elasticidade do plástico ABS o valor utilizado por Roitman[5], portanto temos:

$$E_M = 30.000\ Kgf/cm^2$$

$$k_E = \frac{E_M}{E_p} = \frac{30.000}{21 \times 10^6} = 0,014286$$

Temos também que:

$$k\,\frac{EA}{L} = \frac{k_E \cdot k_A}{kl} \qquad \text{(III.7)}$$

Igualando a expressão (III.7) a (III.9) temos:

$$\frac{k_E \cdot k_A}{kL} = kpw \cdot kL^2 \quad ==> \quad k_A = \frac{kpw \cdot kL^3}{k_E} \qquad (III.10)$$

Então, utilizando o fator de escala de áreas da expressão (III.10) estaremos respeitando a condição de semelhança da rigidez axial.

Para o modelo temos:

$$k_A = \frac{\frac{1}{1025} \quad \frac{1}{(169)^3}}{0,014286} = 1,415 \times 10^{-5}$$

Simulando a área do tendão do protótipo temos:

$A_{TP} = 0,24\ m^2$ (Capítulo II, seção II.1.5)

$A_{TM} = k_A \times A_{TP}$

$A_{TM} = 1,415 \times 10^{-5} \times 0,24 = 3,396 \times 10^{-6}\ m^2 = 3,396\ mm^2$

A partir dos diâmetros comerciais existentes de tubo ABS, encontramos um com diâmetro externo de 2,4 mm e diâmetro interno de 1,2 mm possuindo uma área de 3,393 mm^2, com discrepancia de 0,1% em relação à área encontrada pela teoria da semelhança sendo portanto este tubo o adotado para a modelagem.

Com a definição do tubo ABS para a modelagem dos tendões realizou-se experimentos de forma a reavaliar o módulo de elasticidade inicialmente adotado (ver Capítulo IV, seção IV.1.d), desta forma o valor encontrado para o módulo de elasticidade foi de 27.000 Kgf/cm^2, portanto realizamos a modelagem dos tendões com uma rigidez axial de 916 kgf (27.000 x

0,03393) possuindo uma discrepância de 11,2% em relação à rigidez do modelo ideal que é de 1018 kgf (30.000 x 0,03396).

III.3. - Hipóteses adotadas na modelagem física e na modelagem numérica do modelo

Para o modelo foram adotadas as mesmas hipóteses simplificadoras utilizadas na modelagem física do protótipo (ver Capítulo II, seção II.2).

Para a modelagem numérica foram utilizados os programas desenvolvidos pela COPPE[2].

A Figura III.3 e a Tabela III.1 mostram os pontos de discretização de pesos nos *decks*.

As colunas são simuladas como sendo de alumínio com diâmetro e espessura idênticas as do modelo construído (Figura III.4, Tabela III.2).

Os flutuadores são simulados por elementos de alumínio com seção circular com área equivalente a seção prismática do modelo construído e com espessura ajustada para simular com exatidão o peso total do casco que inclui o material do acabamento utilizado (solda, silicone, etc) (Figura III.4, Tabela III.4).

Os tendões são definidos através de seu comprimento, rigidez axial e força inicial simulando os tendões do modelo construído, isto é, um por coluna.

Realizou-se também a discretização de pesos para os tendões (Figura III.5) simulando o efeito do peso associado ao empuxo que atuam no modelo construído durante os ensaios.

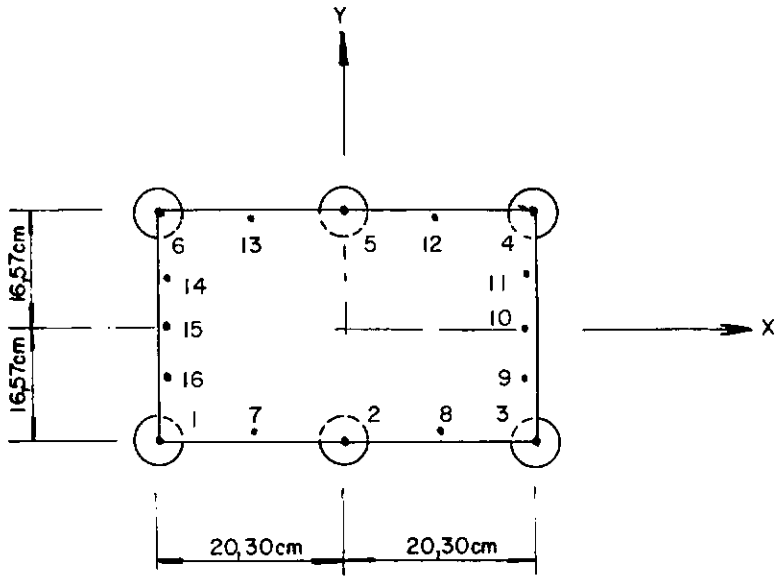


FIG. III.3 : DISCRETIZAÇÃO DOS DECKS

TABELA III.1 - Pesos discretizados nos decks (grf)

Pontos	Deck Superior	Deck Inferior	Deck Intermediário
1	246,125	195,625	22
2	184,250	184,250	22
3	246,125	195,625	22
4	246,125	195,625	22
5	184,250	184,250	22
6	246,125	195,625	22
7	--	-	111
8	--	-	111
9	--	-	111
10	--	-	111
11	--	-	111
12	--	-	111
13	--	-	111
14	--	-	111
15	--	-	111
16	--	-	111

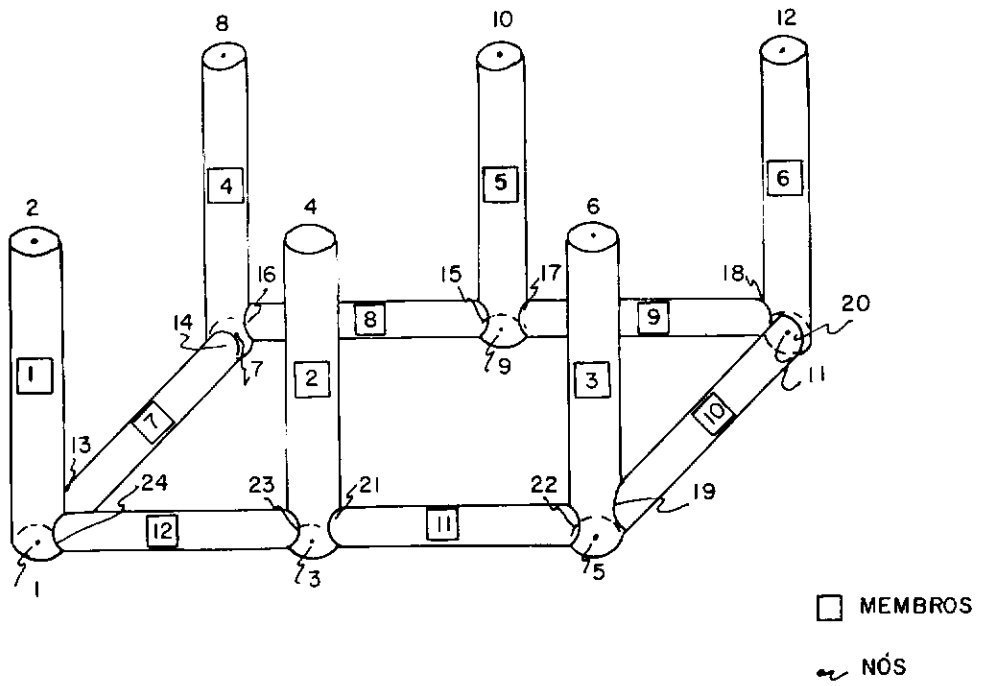
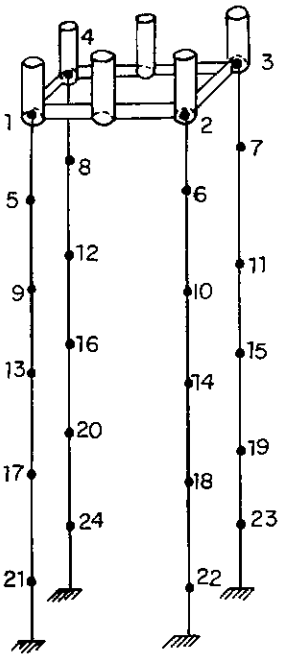


FIG.III.4 : SIMULAÇÃO DO CASCO

TABELA III.2 - Conectividades e dimensões do casco utilizados na simulação.

Membro	Tipo	Seção	Diâmetro Simulado (cm)	Espessura Simulado (cm)
1	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
2	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
3	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
4	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
5	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
6	Coluna	Circular - ⌀ = 8,64cm	8,64	0,20
7	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577
8	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577
9	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577
10	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577
11	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577
12	Flutuador	Prismática - 5,41x6,33cm	6,60	0,1577



DE 1 a 24 - P=0,1004 grf

FIG.III.5 : DISCRETIZAÇÃO DOS TENDÕES

CAPITULO IV

CONFECÇAO DO MODELO IDEALIZADO

IV.1 - Etapas construtivas

A partir do modelo físico idealizado iniciou-se a construção do modelo. Descreve-se a seguir as principais etapas necessárias à confecção:

a - Para as colunas adotou-se tubo de alumínio existente no mercado com diâmetro externo de 3 1/2" = 8,89 cm com espessura de 15 mm.

Com a utilização do torno mecânico reduziu-se o diâmetro externo até o diâmetro de 8,64 cm determinado pela escala geométrica e desgastou-se internamente a espessura das paredes obtendo-se uma redução de massa necessária à obediência às condições de semelhança (Figura IV.1).

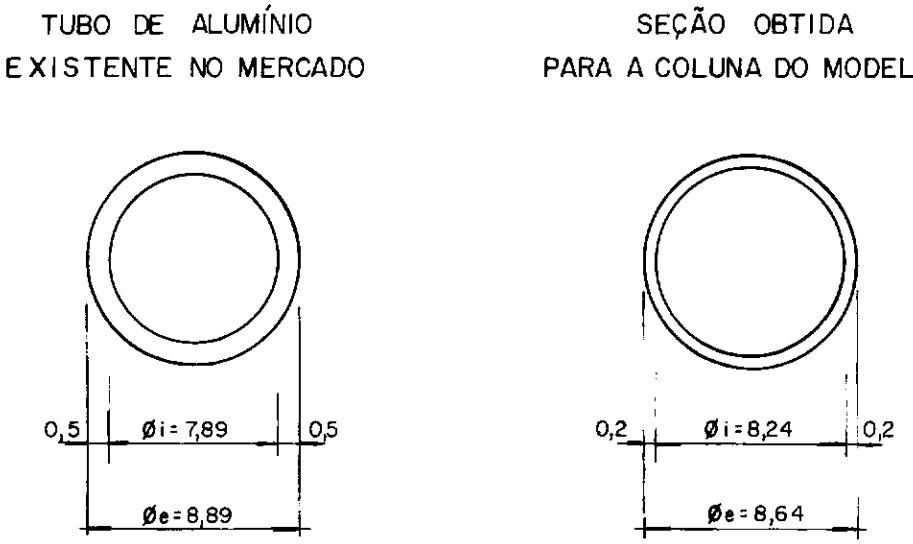


FIG. IV. 1 : CONFECÇÃO DAS COLUNAS (cotas em cm)

Obtivemos assim o seguinte peso para as colunas:

Peso de uma coluna:

$$P_{col} = \frac{(\phi e^2 - \phi i^2)}{4} \times 1 \times \gamma \text{ alumínio}$$

γ alumínio = 2,617 grf/cm³;

1 = 26,04 mm (ver Capítulo III);

Assim:

$$P_{col} = \frac{\pi (8,64^2 - 8,24^2)}{4} \times 26,04 \times 2,617 = 361 \text{ grf}$$

Para as 4 colunas ==> 2168 grf

b - Para os flutuadores utilizou-se também alumínio.

A partir de uma chapa de 1 mm de espessura, recortou-se quatro chapas retangulares com 24,48 cm x 13,56 cm e duas chapas com 24,48 cm x 26,40 cm (Figura IV.2.a). Dobrando-se as chapas convenientemente e rebitando-se o transpasse obtém-se um prisma com a seção desejada para o modelo (Figura IV.2.b). A partir destas peças desgastou-se as extremidades com uma lima, de forma a obter-se a concordância adequada com as colunas (Figura IV.2.c).

c - Para o *deck* utilizou-se chapas de alumínio com 1 mm de espessura simulando os dois *decks* (principal e superior), Cortando-se as chapas com as dimensões obtidas na obediência à escala geométrica k_L (Capítulo III - Figura III.2). Para simulação da estrutura que separa os dois *decks* adotou-se cilindros de chumbo, que além de

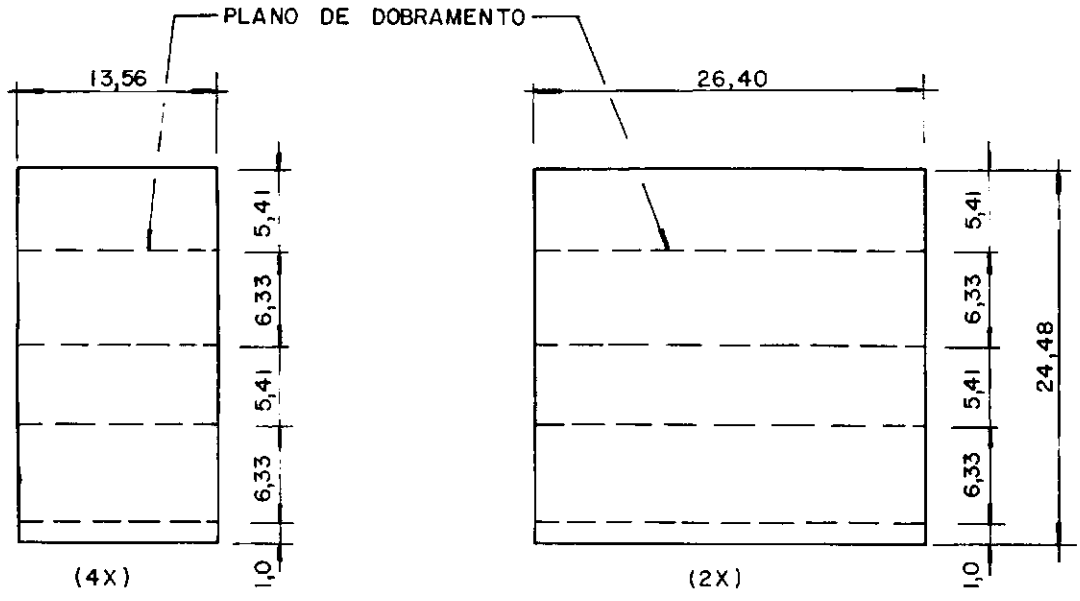


FIG. IV 2 a: 1º ETAPA PARA CONFECÇÃO DOS FLUTUADORES (cotas em cm)

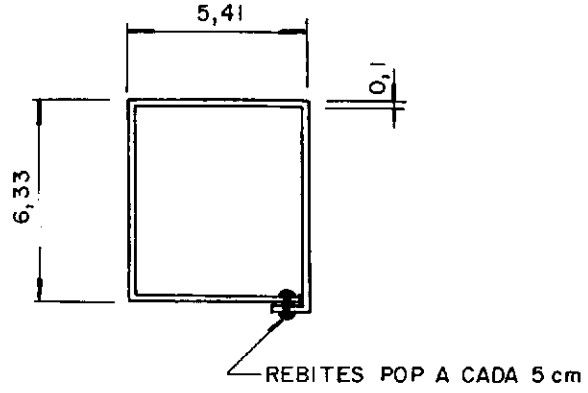


FIG. IV.2 b: 2º ETAPA – SEÇÃO OBTIDA PARA OS FLUTUADORES APÓS O DOBRAMENTO DAS CHAPAS (cotas em cm)

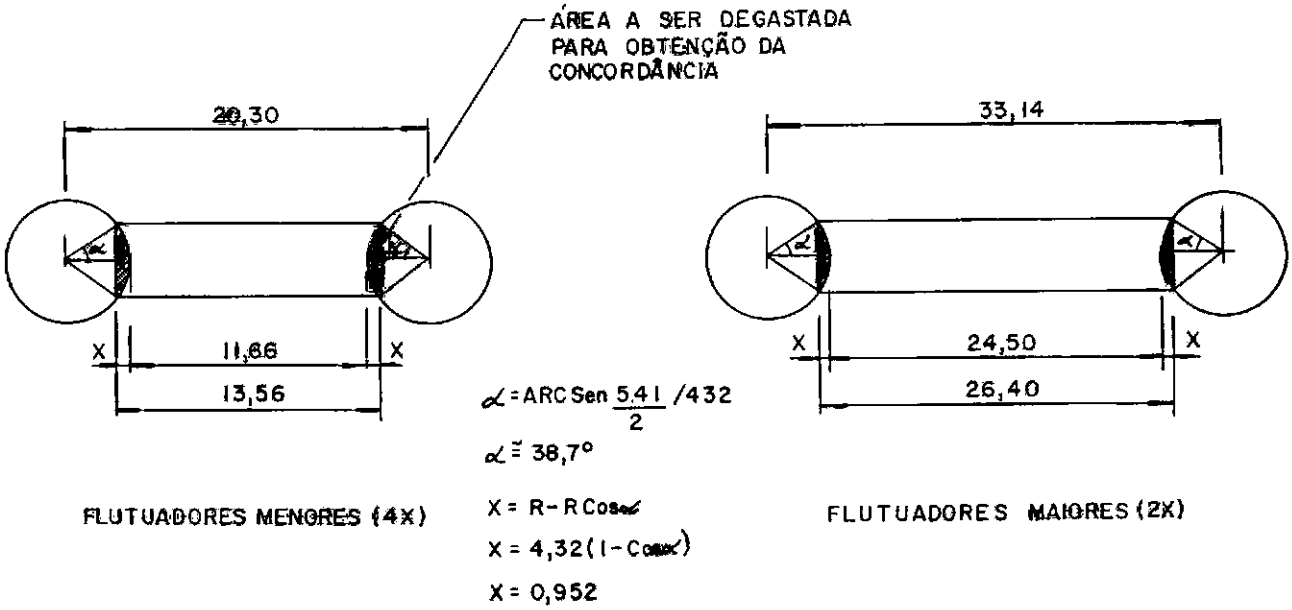


FIG. IV.2c : 3ª ETAPA-OBTENÇÃO DAS DIMENSÕES FINAIS DOS FLUTUADORES(cotas em cm)

reproduzirem a distância entre os *decks* garantem também a massa necessária ao mesmo (Capítulo III.2.1.a).

d - Na confecção dos tendões utilizou-se tubo ABS com diâmetro externo de 2,4 mm e interno de 1,2 mm.

A seguir descreveremos o ensaio para determinação do módulo de elasticidade do plástico ABS (Figura IV.3).

A partir de amostras do tubo com comprimento aproximado de 30 cm chegou-se ao mecanismo descrito na Figura IV.3. Adicionou-se pesos em etapas e a cada etapa mediu-se através de um catetômetro o deslocamento ocorrido. Para cada etapa foi feitas duas leituras, uma imediata e outra duas horas após de forma a verificar a ocorrência do fenômeno da relaxação que só

aconteceu quando o peso adicionado foi de 2,5 kg, valor fora da faixa de trabalho dos tendões no modelo (Capítulo III).

Medindo-se a cada etapa de carregamento o deslocamento ocorrido temos através da resistência dos materiais:

$$\delta = \frac{PL_o}{EA}$$

$$E = \frac{PL_o}{A} = k\,\frac{P}{\delta} \;;\; k = \text{constante} = \frac{L_o}{A}$$

onde: P - peso adicionado a cada etapa
L_o - comprimento inicial do tubo
A - seção transversal do tubo
δ - deformação obtida através do catetômetro.

Ou seja, construiu-se um gráfico para cada experimento com as deformações (δ / L_o) no eixo das abscissas e o peso adicionado (P) no eixo das ordenadas obtendo-se uma reta cujo coeficiente angular é igual ao módulo de elasticidade do plástico vezes a área transversal do tubo (Figura IV.4).

Desta forma obteve-se um valor médio para o módulo de elasticidade igual a 27.000 kgf/cm².

Valor próximo ao utilizado por Roitman[5] para tubos ABS com diâmetros maiores.

e - Para simulação da estrutura de fundação executou-se um bloco de concreto com 50 x 60 x 10 cm assentado no fundo do tanque da bacia de ensaios onde foram aparafusadas as rótulas de fundação (Ver Figura IV.5; Foto IV.1).

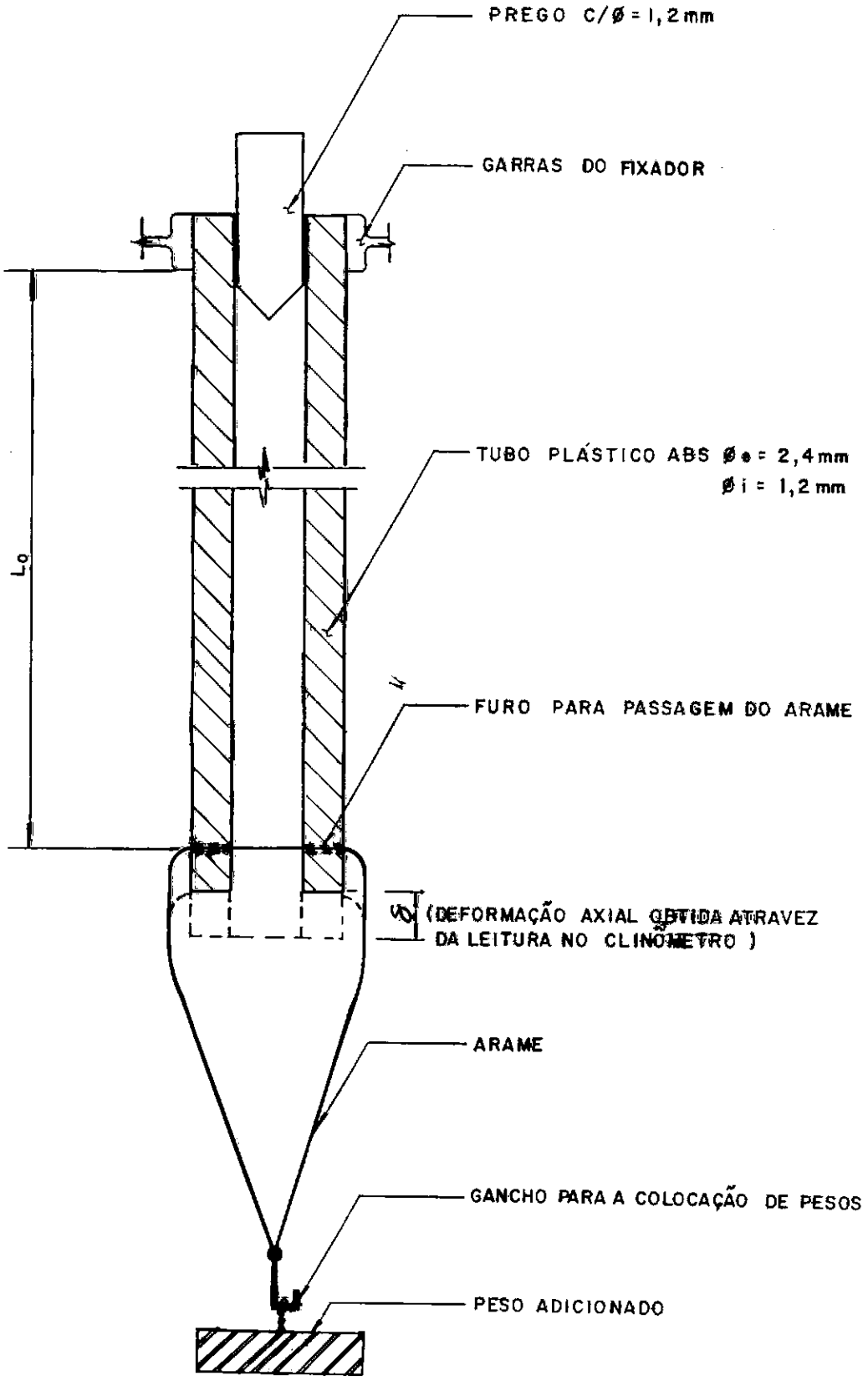


FIG. IV.3: ESQUEMA DO ENSAIO PARA DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DO PLÁSTICO ABS

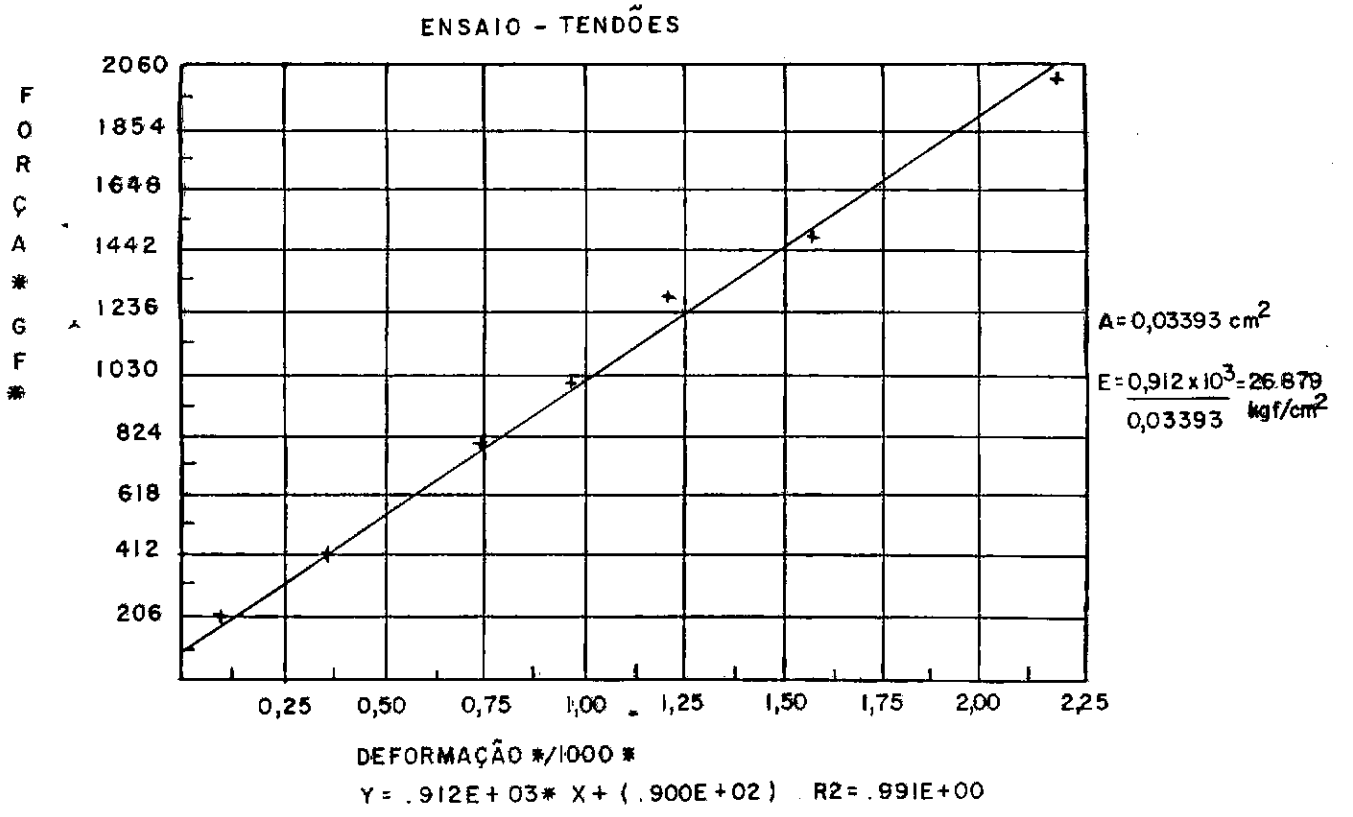


FIG. IV. 4.a : ESPERIMENTO 1
RESULTADOS ESPERIMENTAIS PARA DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE - ESPERIÊNCIA 1

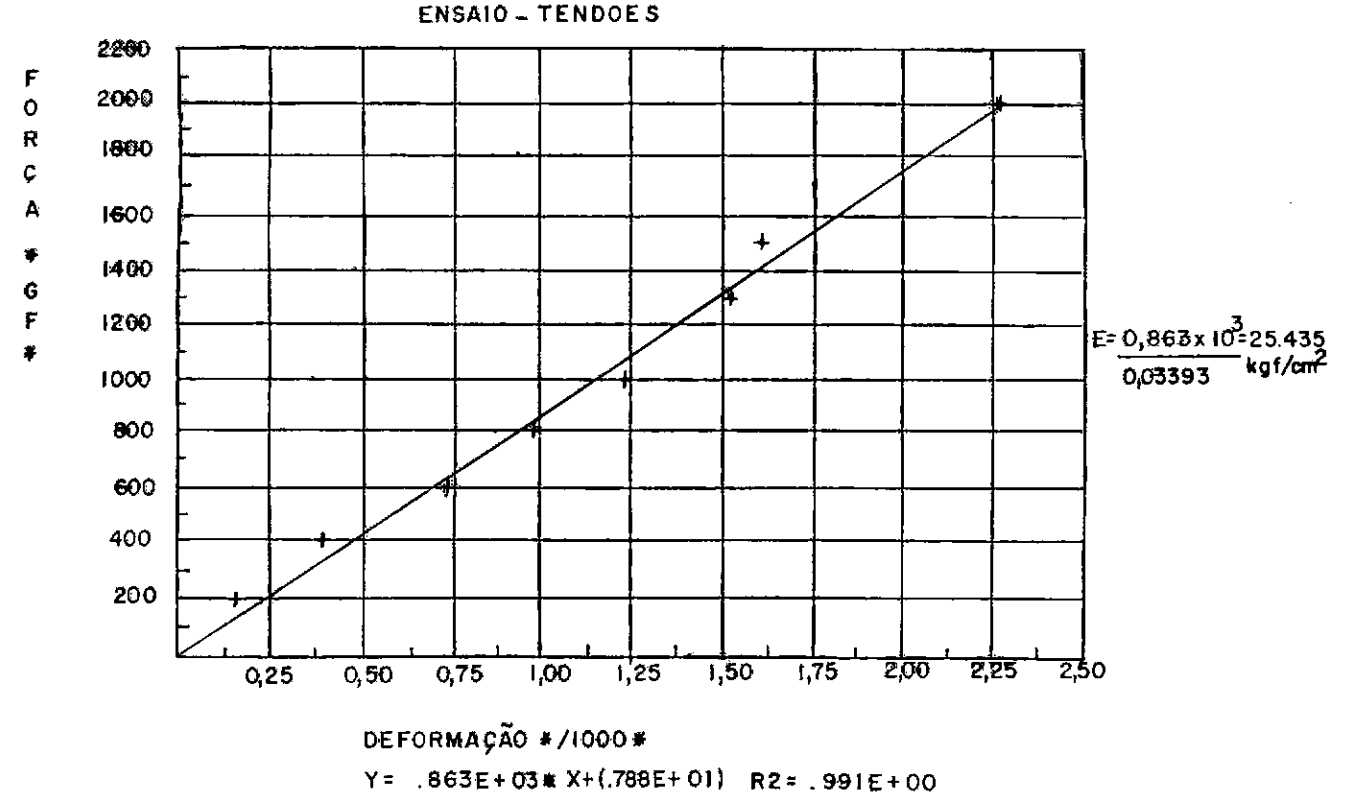


FIG. IV. 4. b : EXPERIMENTO 2

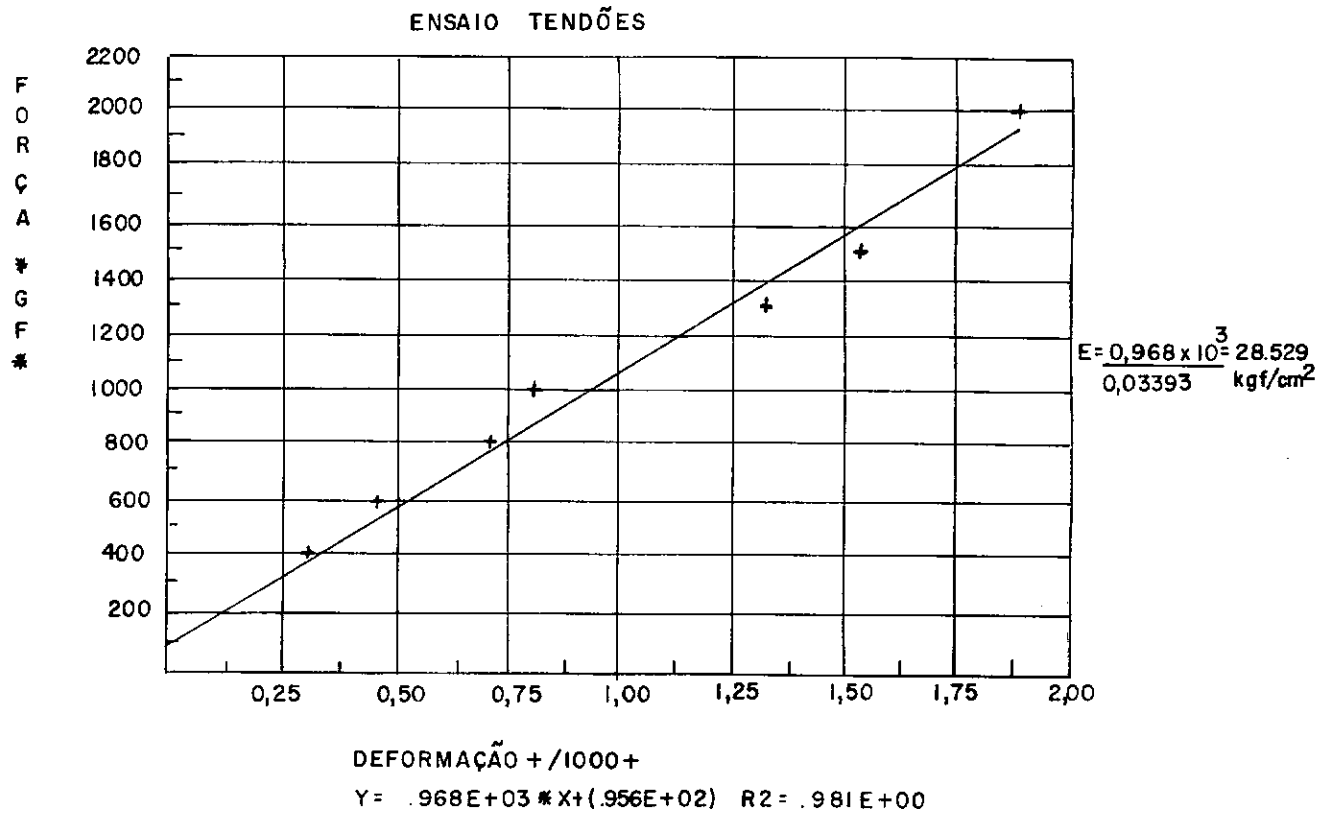


FIG. IV.4c: EXPERIMENTO 3

FIG. IV.4: RESULTADOS EXPERIMENTAIS PARA DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE DO PLÁSTICO ABS

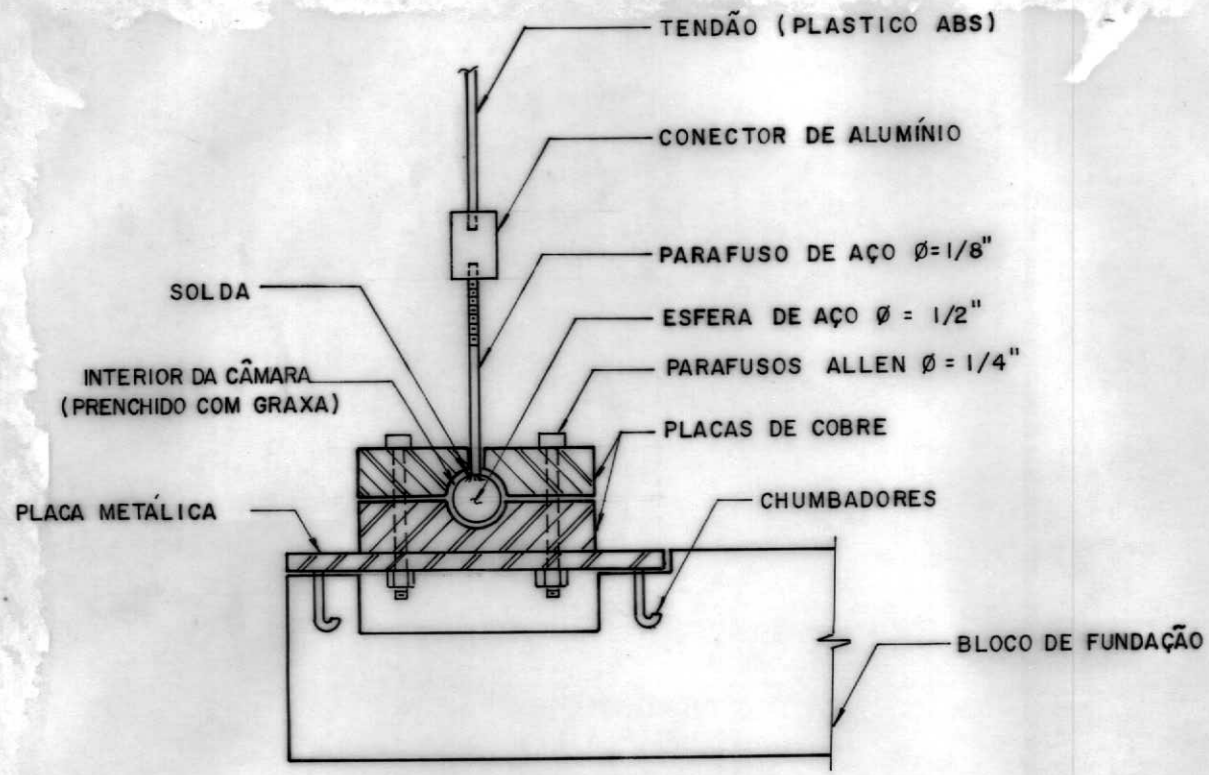


FIG. IV.5 : ESQUEMA DA ROTULA DE FUNDAÇÃO

Foto IV.1 - Rótula de fundação

f - Para registro da força atuando nos tendões durante os movimentos da plataforma ao longo do ensaio, foram construídos quatro *load-cells* (Figura IV.6 e Foto IV.2).

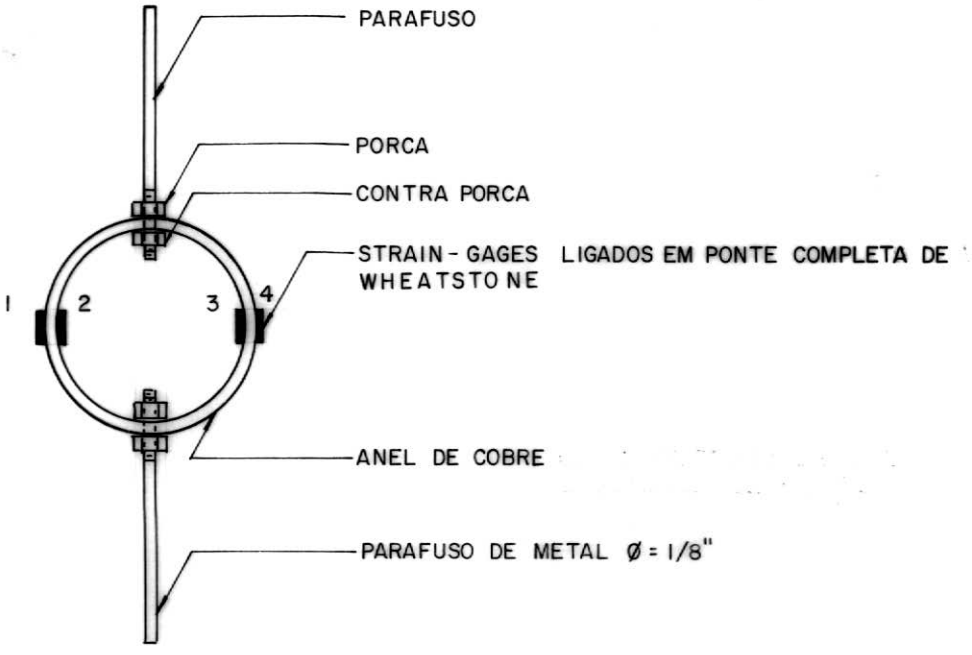


FIG. IV.6 : ESQUEMA DO LOAD - CELL

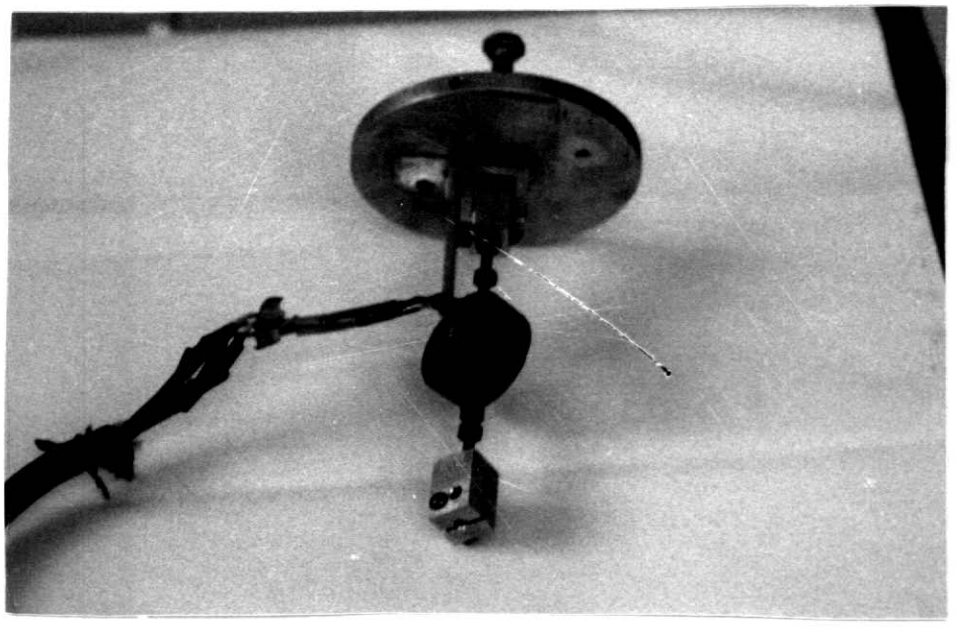
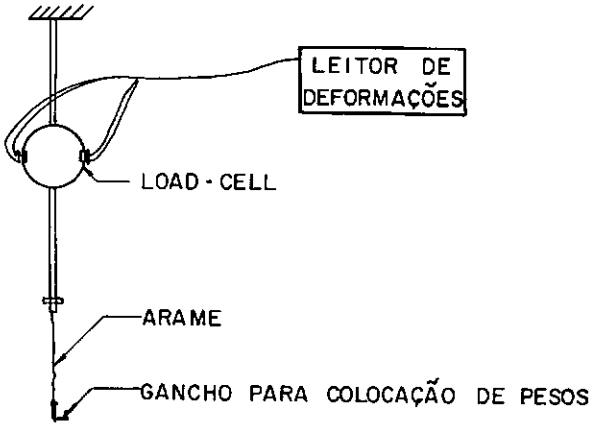


Foto IV.2 - *Load-Cell*

Para determinação das constantes de calibração dos *load-cells* foram executados experimentos similares ao da determinação do módulo de elasticidade do plástico ABS (Seção IV.1.d), a partir dos quais construiu-se um gráfico que tem para abscissa as deformações (μ_{str}) obtidas através do leitor de deformações e para ordenada o peso (grf) adicionado a cada etapa da carga.

A Figura IV.7 mostra o esquema experimental para determinação das constantes de cada *load-cell*.



- FIG. IV.7 - ESQUEMA DE CALIBRAÇÃO DOS LOAD-CELLS

As constantes de calibração (coeficientes angulares das retas obtidas experimentalmente) são:

Load-Cell 1 - k = - 1,594 grf/ μ strain
Load-Cell 2 - k = - 1,639 grf/ μ strain
Load-Cell 3 - k = - 1,717 grf/ μ strain
Load-Cell 4 - k = - 1,835 grf/ μ strain

g - Para ajuste da posição de equilíbrio da plataforma através do controle da força atuante nos tendões construiu-se um mecanismo adaptado à parte superior de cada coluna composto de um parafuso calibrador ligado a cada *load-cell* (Figura IV.8).

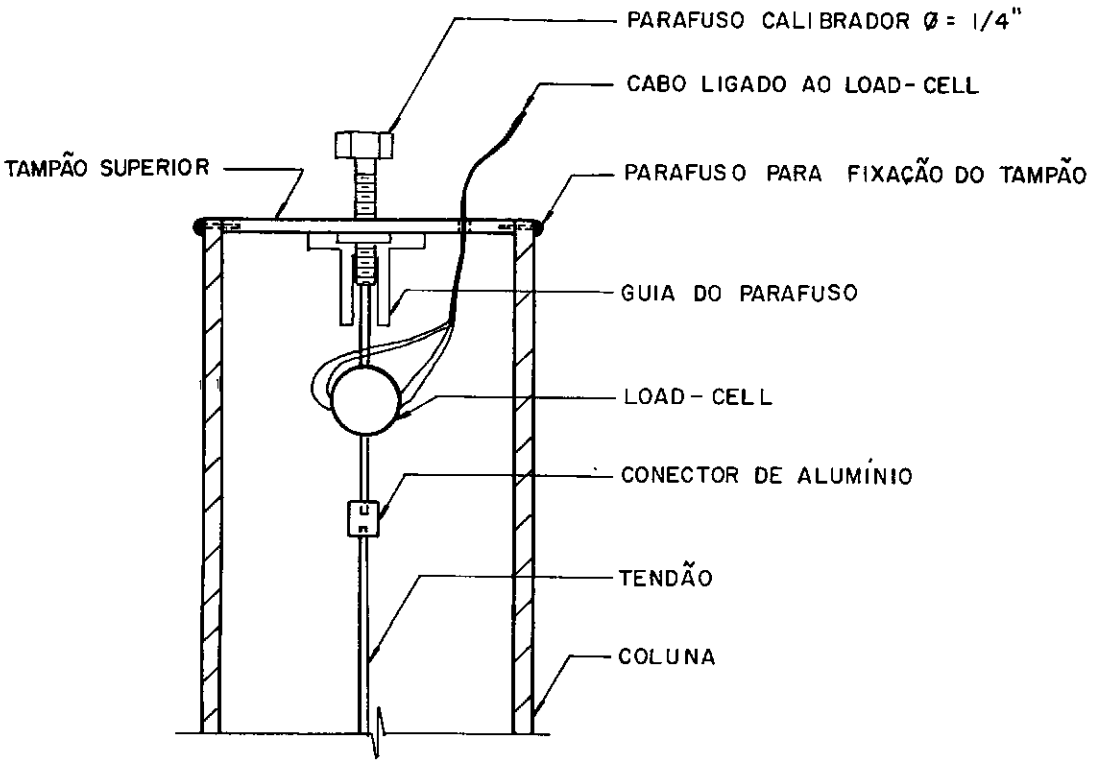


FIG. IV.8: DETALHE DO MECANISMO DE CALIBRAÇÃO DA FORÇA NOS TENDÕES

h - A ligação do tendão ao *load-cell* e à rótula de fundação foi feita através de conectores de alumínio (Figura IV.9).

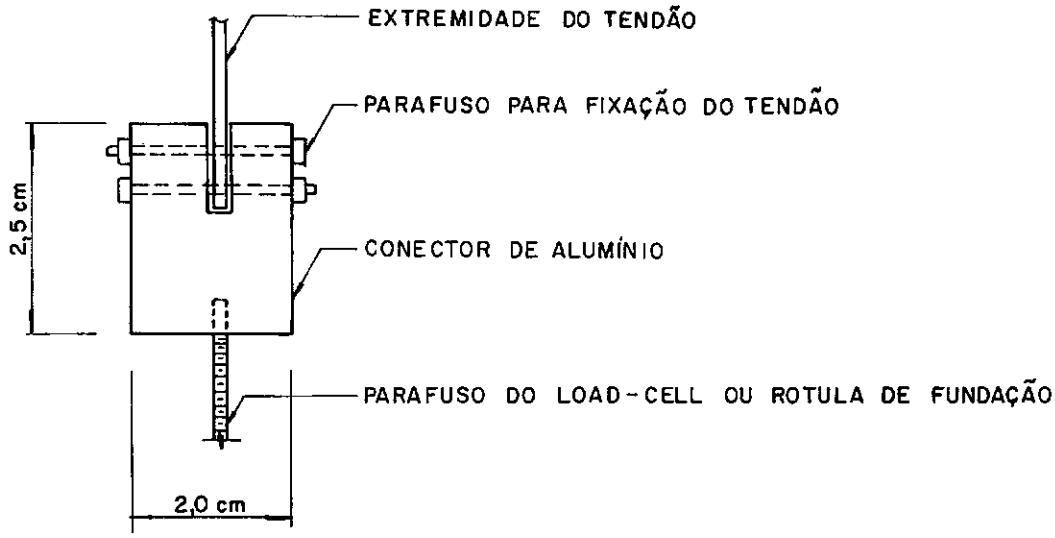


FIG.IV.9 : CONECTOR DO TENDÃO

i - Procedeu-se à montagem do casco soldando-se os flutuadores às colunas e vedando-se todas as juntas com borracha de silicone de forma a evitar-se a penetração de água no interior da estrutura. A borracha de silicone serviu também para dar acabamento nas juntas evitando superfícies irregulares oriundas do processo de soldagem (Foto IV.3).

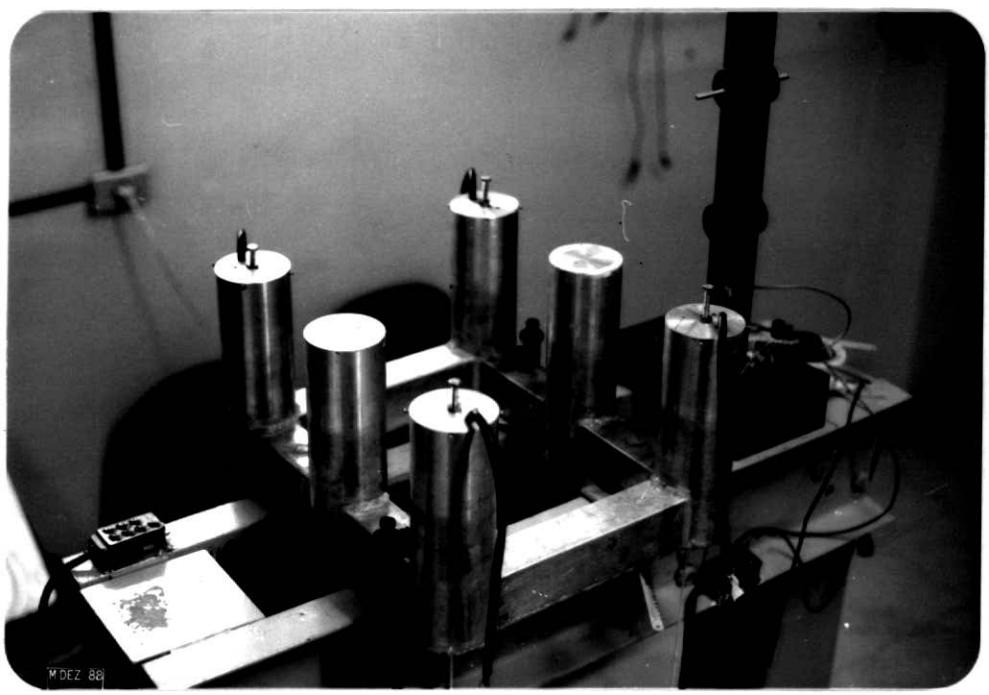


Foto IV.3 - Vista do casco montado

j - Para a vedação de cada coluna fabricou-se dois tampões de alumínio com diâmetro igual ao diâmetro interno da coluna fixando-os através de quatro parafusos. Para as colunas extremas aonde são fixados os tendões, o tampão superior possui orifícios para a passagem do parafuso calibrador e do cabo do *load-cell* e o inferior, possui um rasgo aonde foi adaptado uma bucha de teflon com um orifício, de forma a reduzir-se o atrito entre a coluna e o tendão (Figura IV.10).

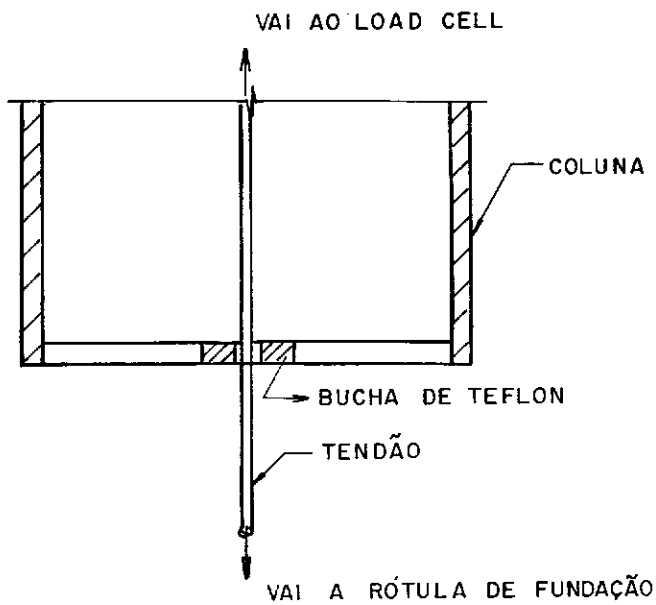


FIG.IV.10 : DETALHE INFERIOR DAS COLUNAS EXTREMAS

1 - Para que não ocorresse infiltração de água através do orifício de passagem do tendão no tampão inferior de cada coluna extrema, construiu-se um mecanismo de vedação, utilizando-se um tubo ABS com diâmetro interno de 8 mm preenchido com graxa. A Figura IV.11 mostra este mecanismo.

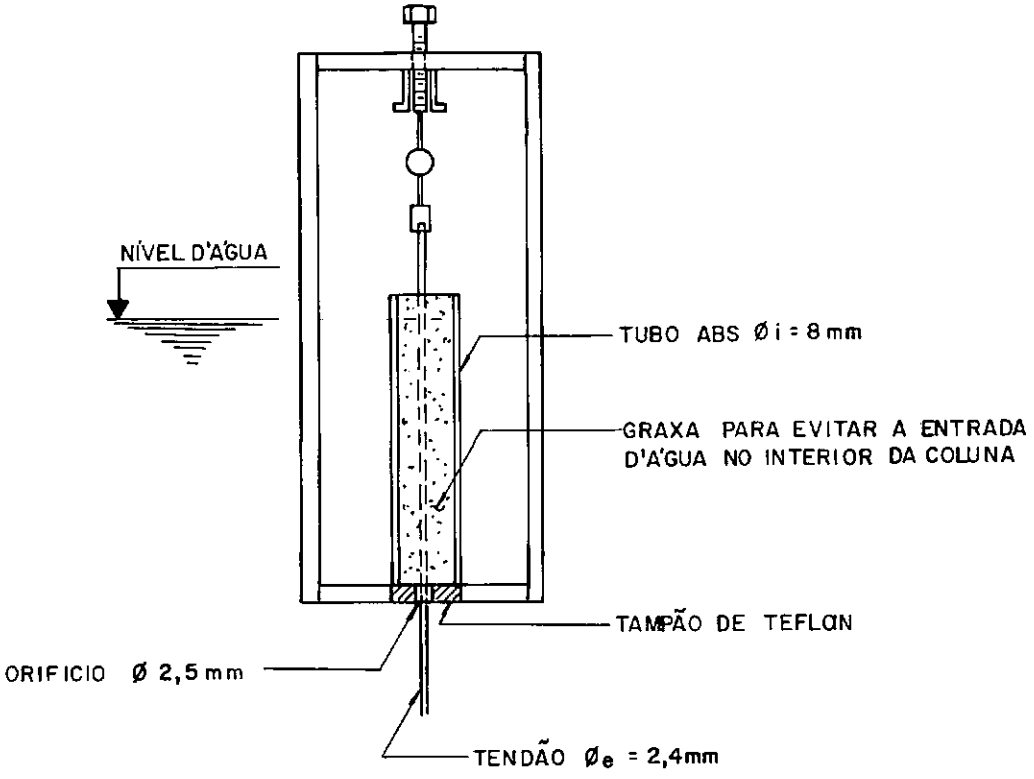


FIG. IV.11 - MECANISMO DE VEDAÇÃO UTILIZADO NA PRIMEIRA MONTAGEM

Após os primeiros ensaios, cujo procedimento de montagem estão descritos na Seção IV.2, verificou-se que com o passar do tempo (duas semanas após o enchimento do tanque) o sistema de vedação com graxa não se mostrou eficiente, obrigando-nos a idealizar outro sistema para vedação definitiva.

Os experimentos realizados com o mecanismo de vedação com graxa apresentaram resultados idênticos aos posteriormente realizados, no que se refere às frequências naturais dos modos de vibração do modelo. Parte destes resultados será apresentada no Capítulo V.

A Figura IV.12 mostra o esquema de vedação no orifício do tampão inferior de cada coluna extrema, que se mostrou eficiente e com o qual foram realizados a maioria dos experimentos cujos resultados serão também apresentados no Capítulo V.

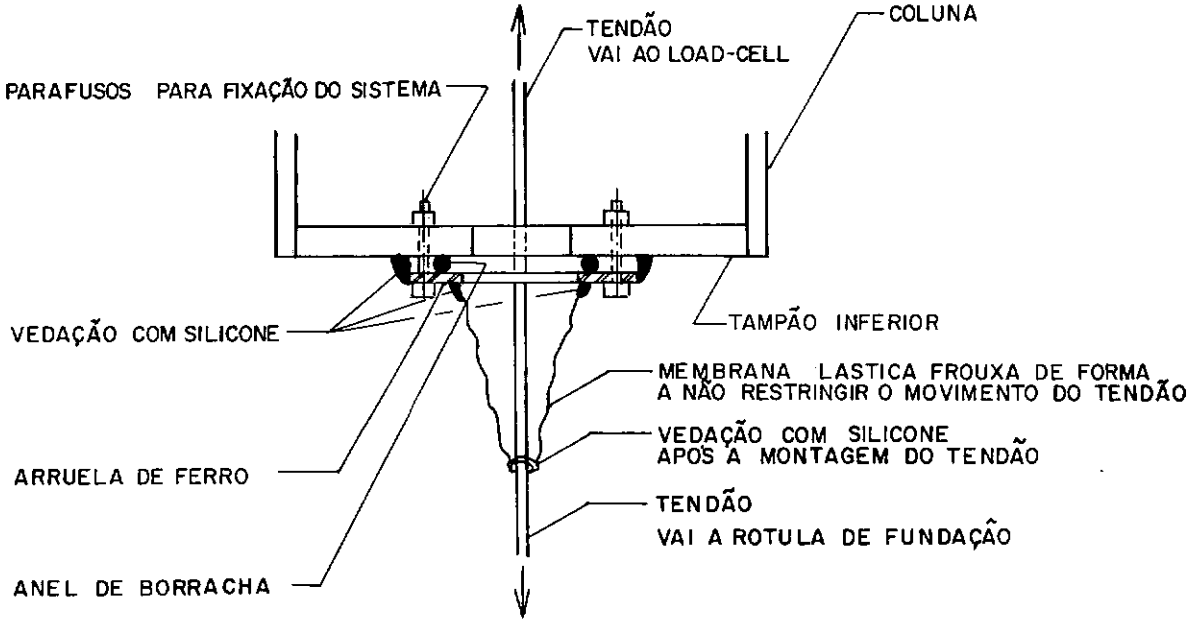


FIG.IV.12: MECANISMO DE VEDAÇÃO DEFINITIVO

IV.2 - Etapas de montagem para a realização do ensaio

Descreveremos a seguir os procedimentos adotados para a montagem do modelo na Bacia de ensaios do CT/UFRJ (Figura IV.13):

a - Coloca-se o bloco de fundação no fundo do tanque da bacia de ensaios (Ver Foto IV.4);

b - Assenta-se a estrutura do casco em um cavalete de madeira acima do tanque em posição definida pela prumada do bloco de fundação (Ver Foto IV.5);

c - Nivela-se o casco com calços de isopor para o nível d'água a ser usado na experiência (Ver Foto IV.6);

d - Fixa-se cada tendão ao conector do *load-cell* que faz parte do mecanismo de calibração (Fig.IV.7), mantendo-se livre a extremidade inferior do tendão.

e - Após a fixação dos tendões adapta-se os tampões superiores às colunas fixando-os e vedando-os com borracha de silicone.

f - Monta-se o *deck* aparafusando-o ao casco;

g - Fixa-se a extremidade inferior do tendão à rótula de fundação (Ver Foto IV.4);

h - Calibra-se a força em cada tendão a partir da força teórica para o nível de águas tranquilas através de parafusos de calibração (Ver Foto IV.7);

i - Fixa-se a plataforma à ponte móvel através de arames e desmonta-se o cavalete. Inicia-se o enchimento da bacia.

j - Após a água atingir o nível de águas tranquilas, faz-se um ajuste de equilíbrio no modelo, através dos parafusos calibradores. Este ajuste fez-se sempre necessário em função da diferença do comprimento dos tendões, uma vez que com o processo de montagem adotado não foi possível garantir a prumada dos tendões com precisão superior à observação visual.

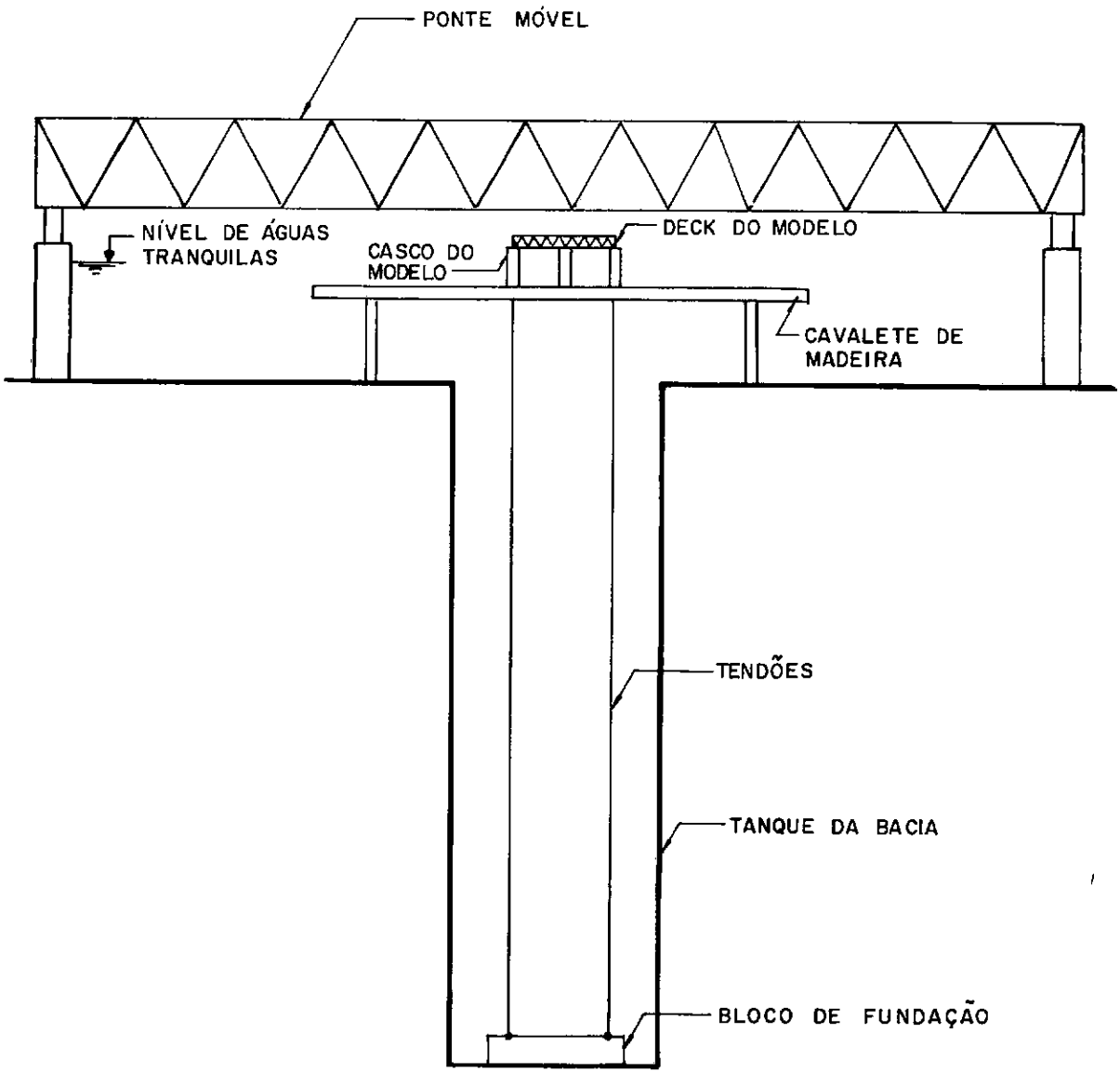


FIG.IV.13 : ESQUEMA DE MONTAGEM DO MODELO DE T.L.P. DA BACIA DE ENSAIOS DO CT/UFRJ

Foto IV.4 - Bloco de Fundação

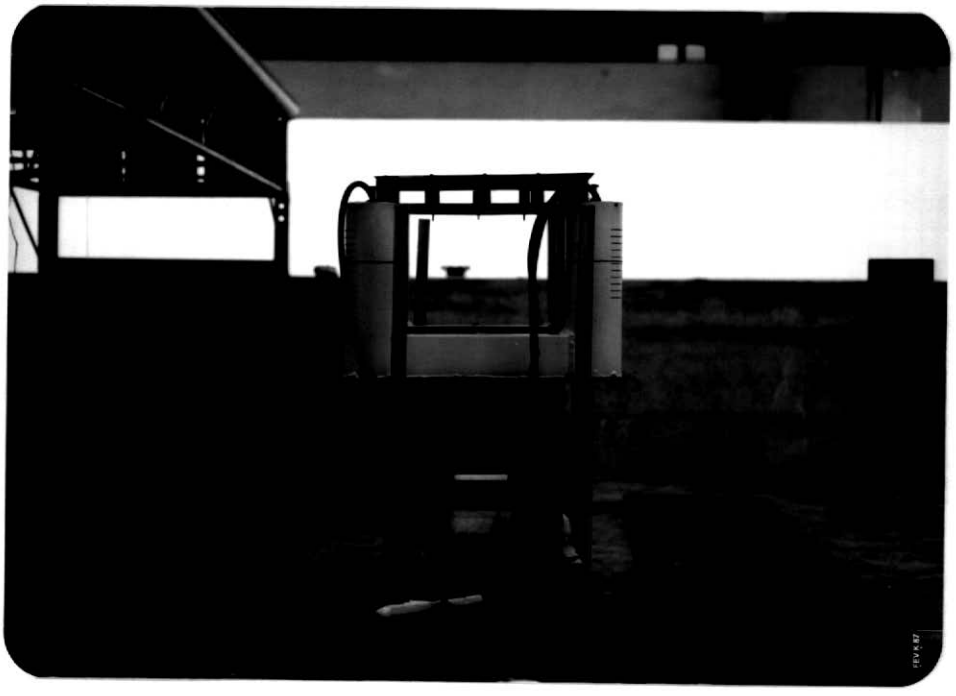


Foto IV.5 - Etapa de Montagem no Tanque

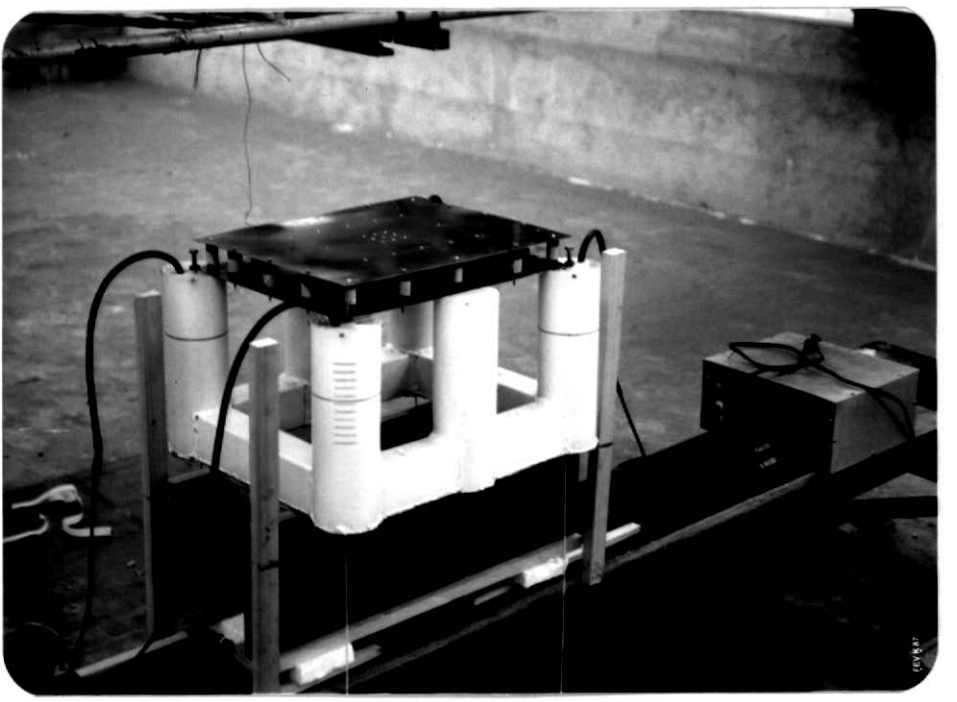


Foto IV.6 - Etapa de Montagem no Tanque

Foto IV.7 - Calibração da Força Inicial nos Tendões

CAPITULO V

RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Para determinação das características dinâmicas do modelo reduzido e verificação da validade das hipóteses adotadas na modelagem física foram realizados ensaios de vibrações livres e ensaios com ondas na bacia de ensaios do C.T./UFRJ, descritos a seguir.

V.1 - Instrumentação utilizada

Para obtenção da resposta do modelo tanto no ensaio de vibrações livres, quanto no ensaio com ondas foram utilizados micro acelerômetros colados no *deck* do modelo como pode ser visto na Foto V.1. Os quatro *load-cells* embutidos nas

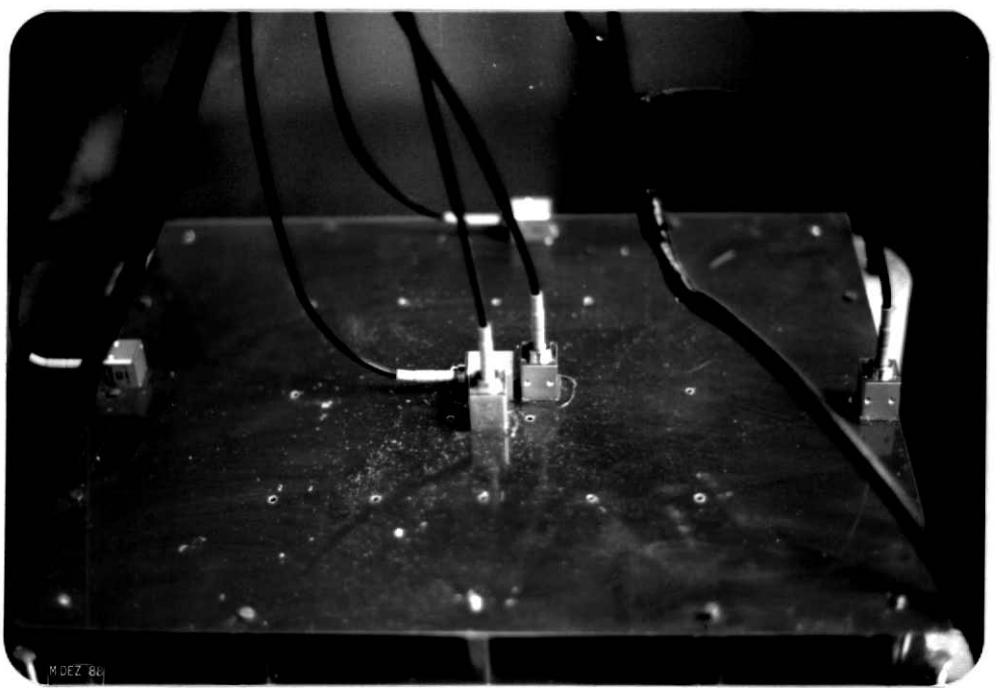


Foto V.1 - Instrumentação com acelerômetros utilizada nos dois ensaios

colunas completam a instrumentação em ambos os ensaios (Ver Figura IV.8). Os *load-cells* foram utilizados para medir a variação de força nos tendões.

A Figura V.1 mostra esquematicamente a posição e o direcionamento dos micro-acelerômetros do tipo piezo-resistivo marca Kyowa, com capacidade de + 1g. Os acelerômetros foram dispostos de forma a se obter melhor resposta de cada um ou cada par de acelerômetros para os seis modos naturais de vibração.

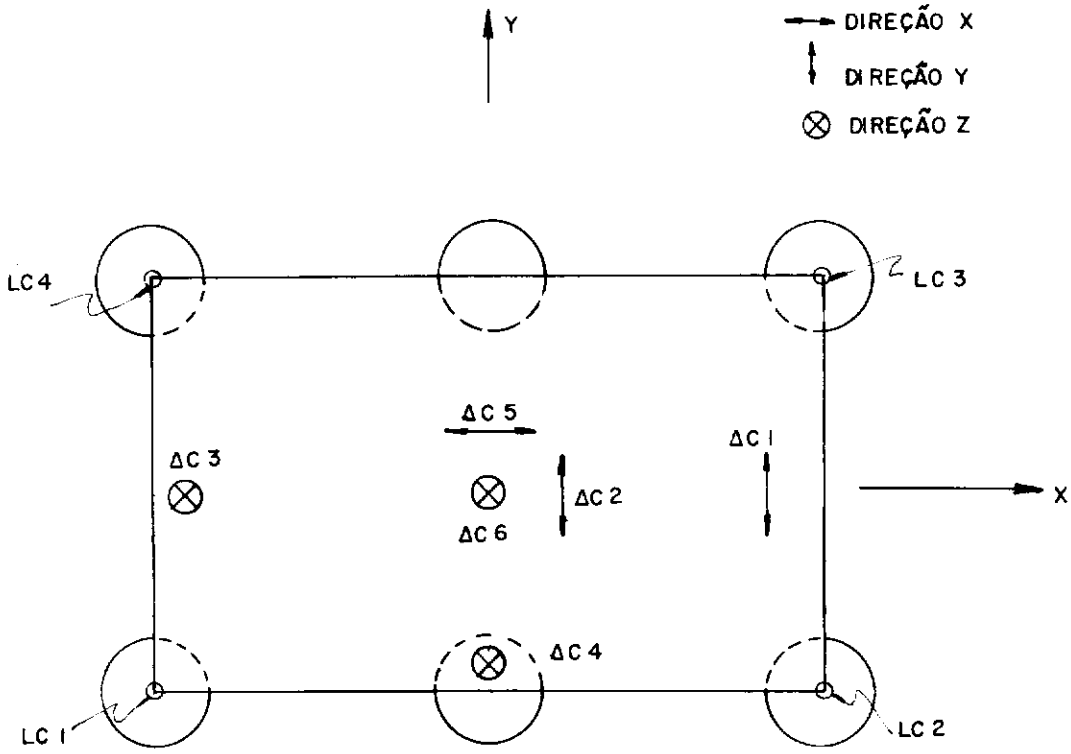


FIG.V.1 : ESQUEMA DA INSTRUMENTAÇÃO COM ACELERÔMETROS E LOAD-CELLS

V.2 - Ensaios de vibrações livres

V.2.1 - Descrição dos ensaios e equipamentos utilizados

Este ensaio consiste em excitar o modelo através de impactos fazendo-o vibrar livremente. Os impactos são dados de forma a excitá-lo nos diversos modos de vibração com o objetivo de se obter para cada modo a frequência natural e a taxa de amortecimento associada ao movimento.

Para a excitação do modelo foi necessária a construção de um cavalete servindo de passarela sobre o poço do tanque de forma a permitir o acesso de uma pessoa que fornecesse o número de impactos necessários à obtenção de informações suficientes para cada modo de vibração. Em média foram dados 20 impactos para cada modo de vibração. A Foto V.2 mostra o modelo sendo excitado no modo *yaw* de vibração.

Foto V.2 - Impulsos excitando o modo *yaw* de vibração.

Durante as vibrações do modelo os sinais obtidos pelos acelerômetros e *load-cells* são gravados simultaneamente em fitas cassetes especiais através de dois gravadores de marca Kyowa de 7 canais cada, sendo um canal utilizado para voz. O esquema de gravação dos sinais é mostrado na Figura V.2.a. As Figuras V.2.b e V.2.c mostram os equipamentos utilizados na obtenção do registro gráfico do sinal no tempo e na obtenção dos espectros (ítem V.2.2).

V.2.2 - Determinação das frequencias naturais

Para determinação das frequências naturais do modelo são analisados conjuntamente o registro no tempo e os espectros (Figura V.2.b/c). Serão apresentados nos ítens V.2.2.1 e V.2.2.2 os sinais no tempo e espectros com as frequências naturais indicadas. Embora não sejam apresentados todos os espectros e sinais, é importante lembrar que é feita uma análise em conjunto para determinação da frequência natural de cada modo de vibração.

V.2.2.1 - Registros gráficos dos sinais no tempo

Como esquematizado na Figura V.2.b, os sinais gravados durante os ensaios pelos acelerômetros e *load-cells* são introduzidos em um microcomputador contendo uma placa conversora de sinais analógico/digital. O tratamento dos sinais digitalizados é realizado através de um software desenvolvido pelo Laboratório de Estruturas do PEC da

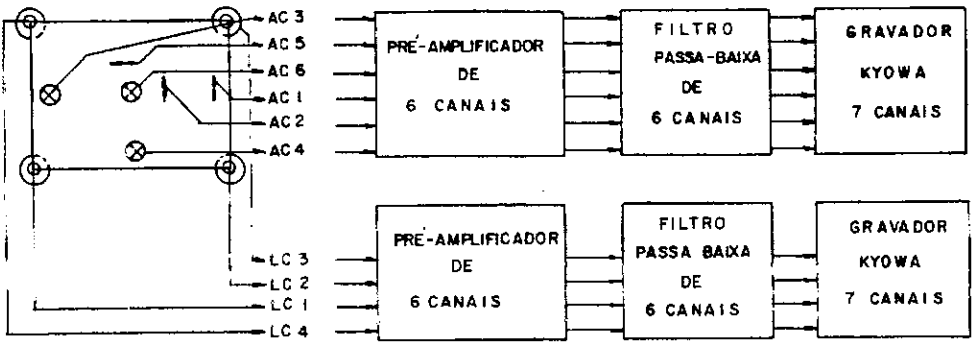


FIG.V.2a : GRAVAÇÃO DOS SINAIS DOS ACELEROMETROS E LOAD-CELLS

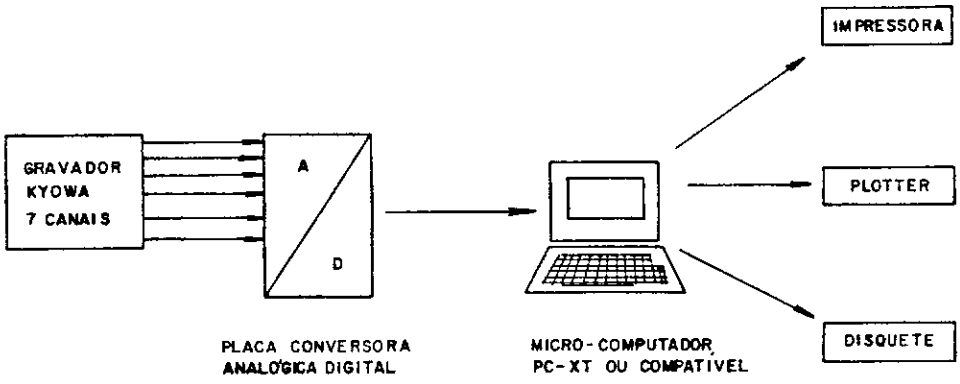


FIG.V.2b: OBTENÇÃO DO REGISTRO GRÁFICO DO SINAL NO TEMPO

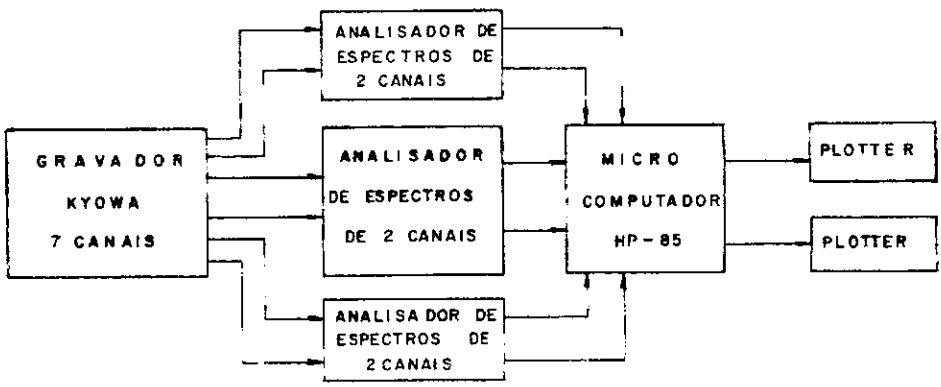


FIG.V.2c : ANÁLISE ESPECTRAL - OBTENÇÃO DOS ESPECTROS

FIG.V.2 : EQUIPAMENTOS UTILIZADOS PARA GRAVAÇÃO E ANÁLISE DOS SINAIS DOS SINAIS DOS ACELEROMETROS E LOAD-CELLS NOS ENSAIOS DE VIBRAÇÕES LIVRES

COPPE[7], que tem como saída a impressão gráfica desses sinais em impressora ou em *plotter*.

A seguir mostraremos diversos registros gráficos no tempo obtidos através dos *load-cells* e/ou acelerômetros que melhor caracterizam cada modo natural de vibração.

Os gráficos nas Figuras V.3 e V.4 mostram a variação de força no tempo para os quatro *load-cells* quando o modelo é excitado através de impactos que induzem o modo *surge* de vibração. Todos os gráficos que mostram variações de força nos tendões x tempo, oscilam em torno de uma pré-tensão média de 680 grf. Observa-se que além do modo *surge* que desejava-se obter quando excitou-se o modelo, obteve-se também o acoplamento do modo *pitch* que pode ser explicado de acordo com o esquema da Figura V.5 onde se observa que a força para a excitação do modo *surge* (deslocamento y) é aplicada acima do C.G. do modelo ocasionando também aplicação de um momento em torno do eixo x, induzindo com isso o modo *pitch* de vibração (rotação em torno de x) que ocasiona oposição de fase dos sinais dos pares de *load-cells*, Lc1 e Lc2 em relação ao par Lc3 e Lc4. Esta oposição de fase pode ser vista por exemplo, em torno de 1,2 seg. após o impacto como indicado nas Figuras V.3 e V.4. Também na seção V.2.2.2 que analisa os sinais no domínio da frequência, pode-se ver claramente na Figura V.24 a excitação dos modos *surge* e *pitch*.

As Figuras V.6 e V.7 mostram o sinal no tempo dos quatro *load-cells* quando o modelo é excitado através de impactos que induzem o modo *yaw* de vibração. O modo *yaw*, como

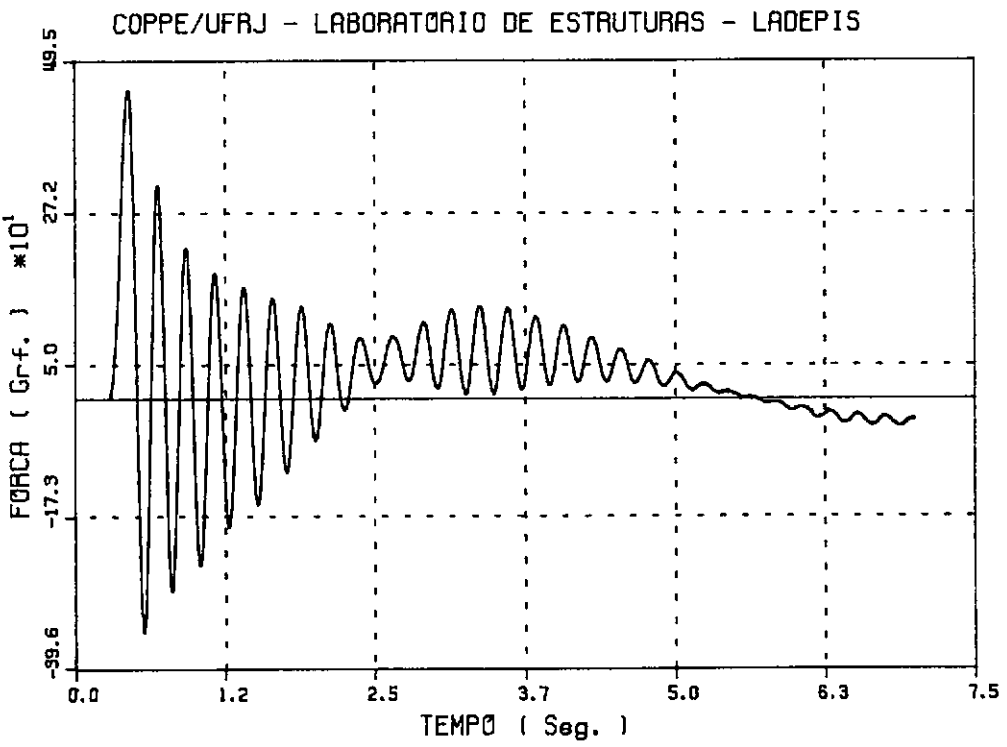


Fig. V.3.a - Resposta do Load-Cell 1.

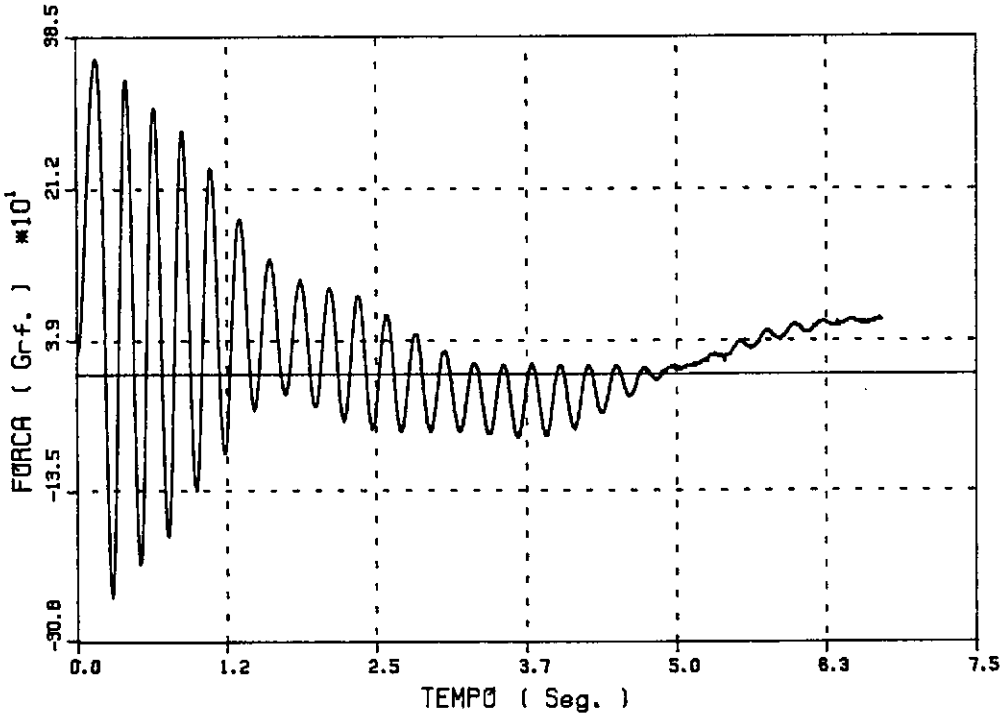


Fig. V.3.b - Resposta do Load-Cell 2.

Fig. V.3 - Sinais no tempo dos Load-Cells 1 e 2 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, na direcao Surge.

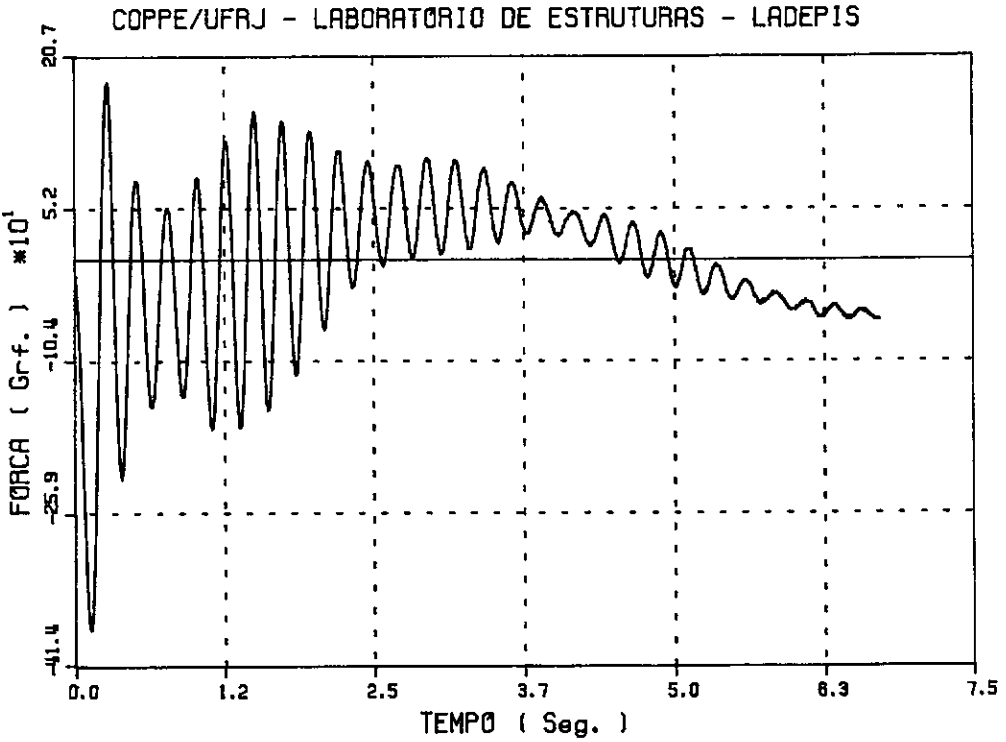


Fig. V.4.a - Resposta do Load-Cell 3.

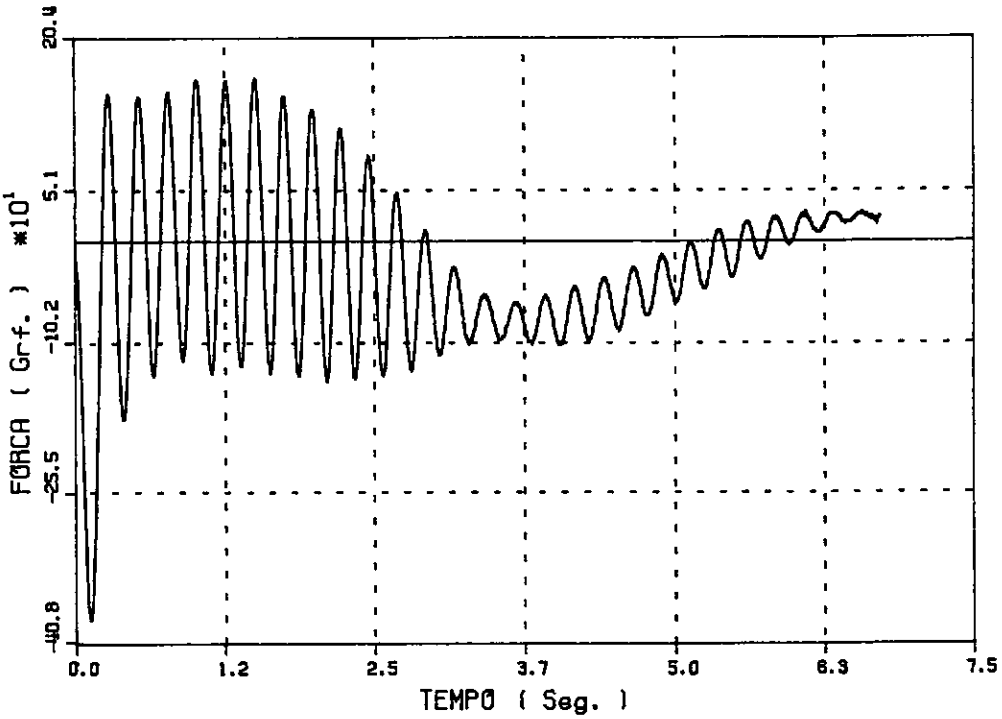


Fig. V.4.b - Resposta do Load-Cell 4.

Fig. V.4 - Sinais no tempo dos Load-Cells 3 e 4 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, na direcao Surge.

indicado, ficou bem caracterizado no sinal de todos os *load-cells*. Pode-se observar também o acoplamento de outros modos de vibração de períodos menores, que provavelmente devem ser associados aos modos *heave*, *roll* e *pitch*. Algumas das causas para este acoplamento que podia ser observado durante o ensaio são:

- Acoplamento das equações dos movimentos (ver Apêndice 1)
- Impactos acima do C.G. do modelo;
- Impactos assíncronos;
- Direção dos impactos não precisamente definidas.

As Figuras V.8 e V.9 mostram o sinal da variação de força no tempo, para os quatro *load-cells* quando o modelo é excitado através de impactos que induzem o modo *heave* de

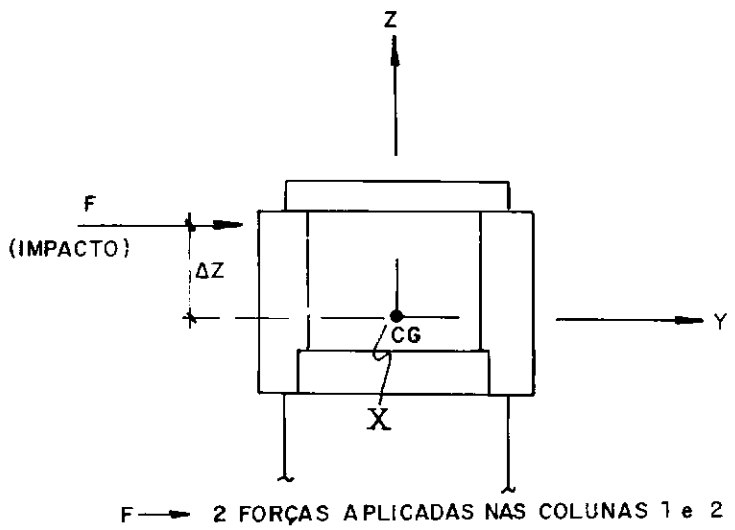


FIG.V.5 : IMPACTOS PARA A EXCITAÇÃO DO MODO SURGE DE VIBRAÇÃO

vibração. As Figuras V.10, V.11 e V.12 mostram o sinal da variação de aceleração no tempo para os seis acelerômetros que completam a instrumentação. Como pode ser observado nas Figuras V.8 a V.12, os impactos dados na direção *heave* excitaram predominantemente este modo de vibração, mas ainda assim houve algum acoplamento com os outros modos. Apenas o sinal do acelerômetro AC6 não apresentou acoplamento com outros modos (Ver Figura V.12.b); isto já era esperado já que este acelerômetro está localizado no centro de gravidade do *deck* superior (Ver Figura V.1).

As Figuras V.13 a V.22 mostram o sinal no tempo para os quatro *load-cells* e os seis acelerômetros quando o modelo é excitado nos modos *pitch* e *roll* de vibração, em ambos os modos podemos verificar, como observado durante o ensaio, o acoplamento do modo *heave* de vibração pouco tempo após o impulso.

Como era de se esperar, no caso da excitação do modo de vibração *pitch*, os sinais dos *load-cells* Lc1 e Lc2 ficaram em oposição de fase aos sinais dos *load-cells* Lc3 e Lc4 (Ver Figura V.13 e V.14). E no caso da excitação em *roll*, os sinais dos *load-cells* Lc1 e Lc4 ficaram em oposição de fase aos sinais dos *load-cells* Lc2 e Lc3 (Ver Figuras V.18 e V.19).

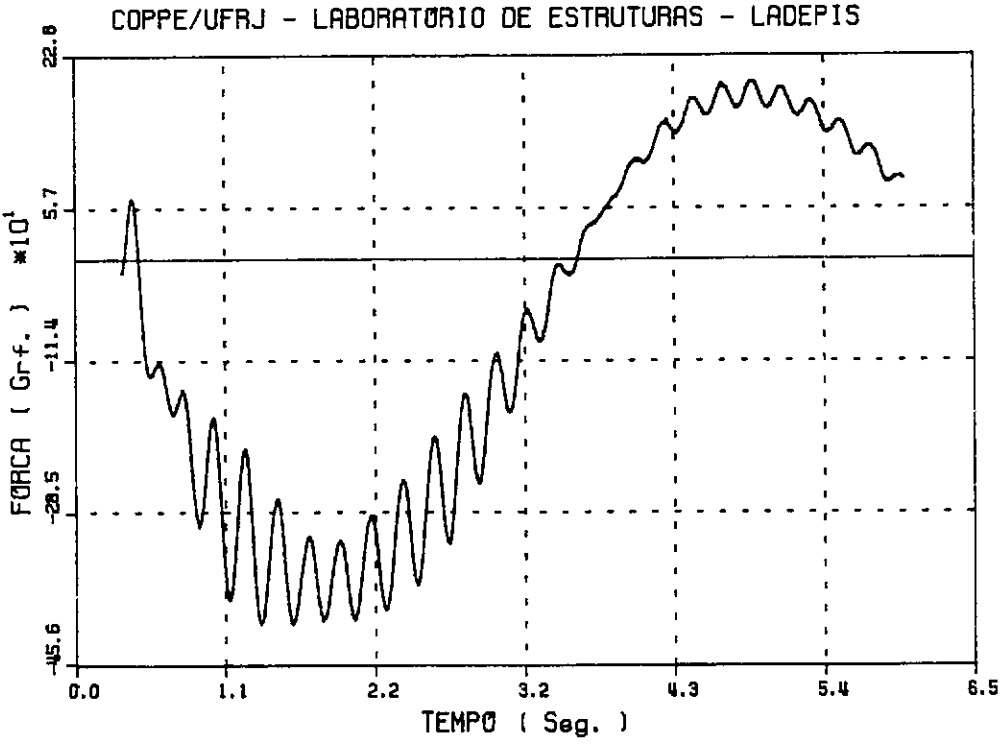


Fig. V.6.a - Resposta do Load-Cell 1.

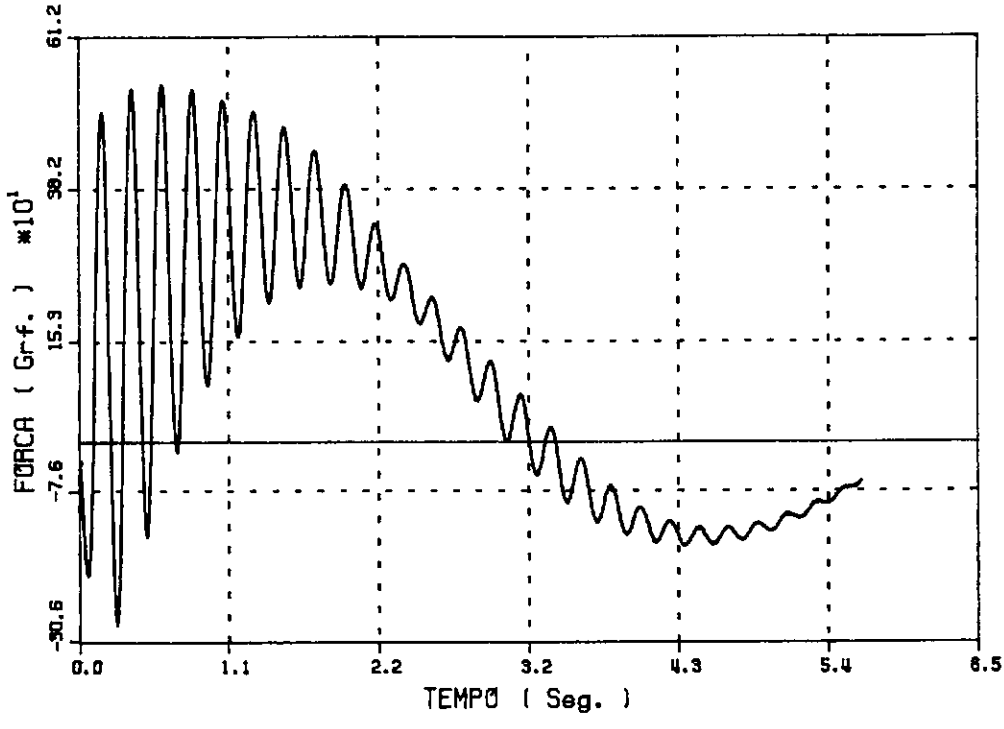


Fig. V.6.b - Resposta do Load-Cell 2.

Fig. V.6 - Sinais no tempo dos Load-Cells 1 e 2 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, no modo Yaw de Vibracao.

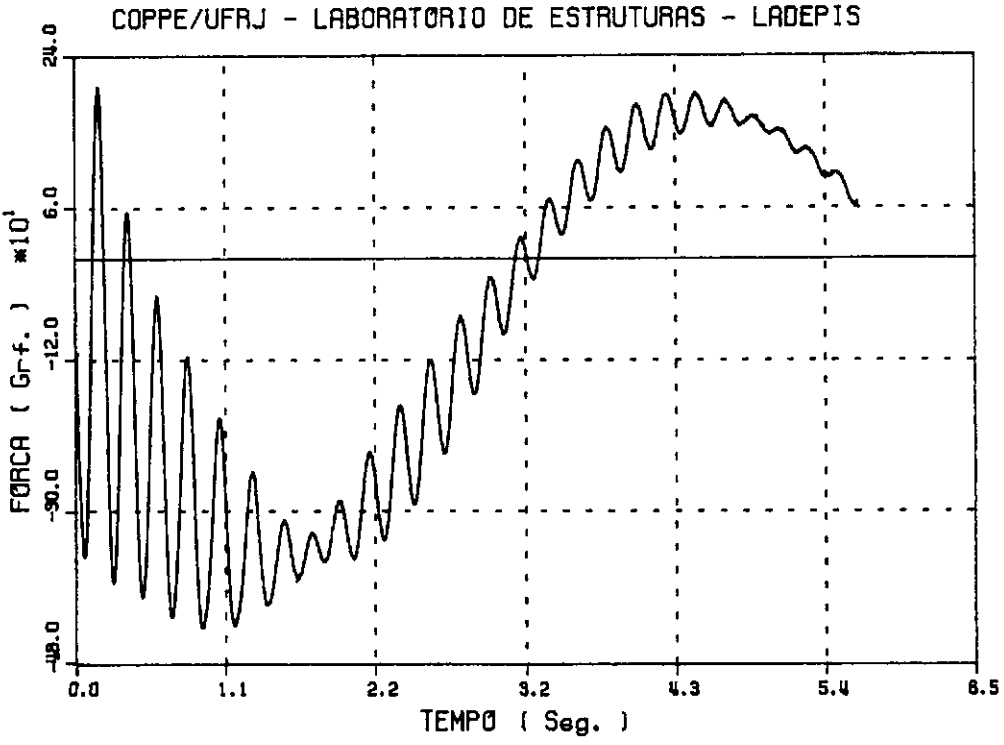


Fig. V.7.a - Resposta do Load-Cell 3.

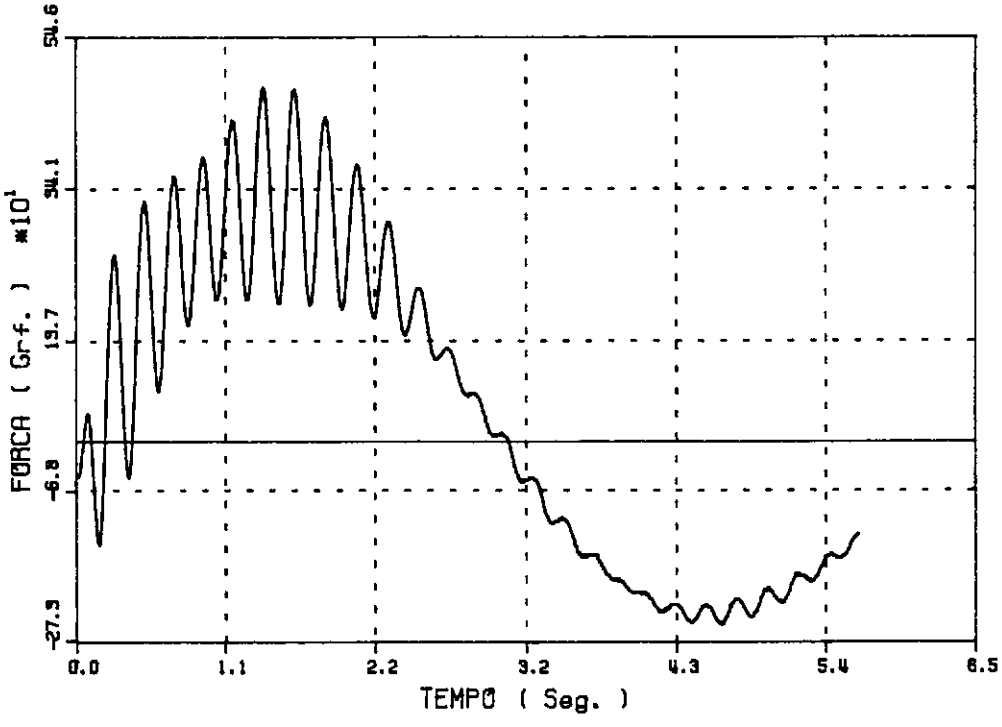


Fig. V.7.b - Resposta do Load-Cell 4.

Fig. V.7 - Sinais no tempo dos Load-Cells 3 e 4 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, no modo Yaw de Vibracao.

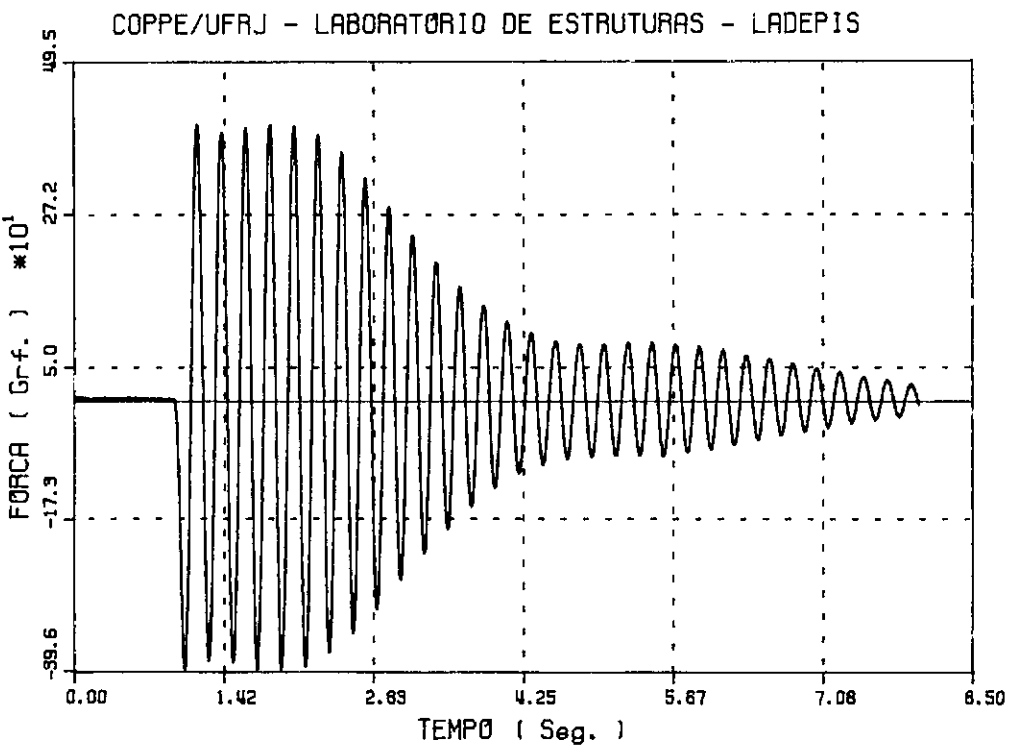


Fig. V.8.a - Resposta do Load-Cell 1.

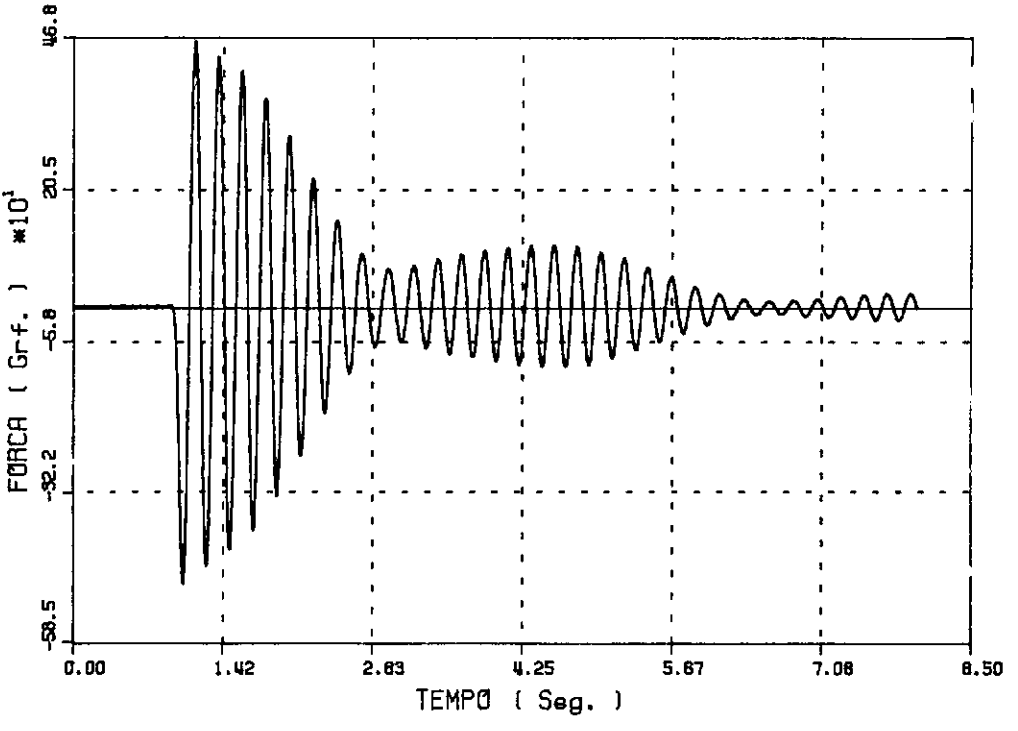


Fig. V.8.b - Resposta do Load-Cell 2.

Fig. V.8 - Sinais no tempo dos Load-Cells 1 e 2 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, no modo Heave de Vibracao.

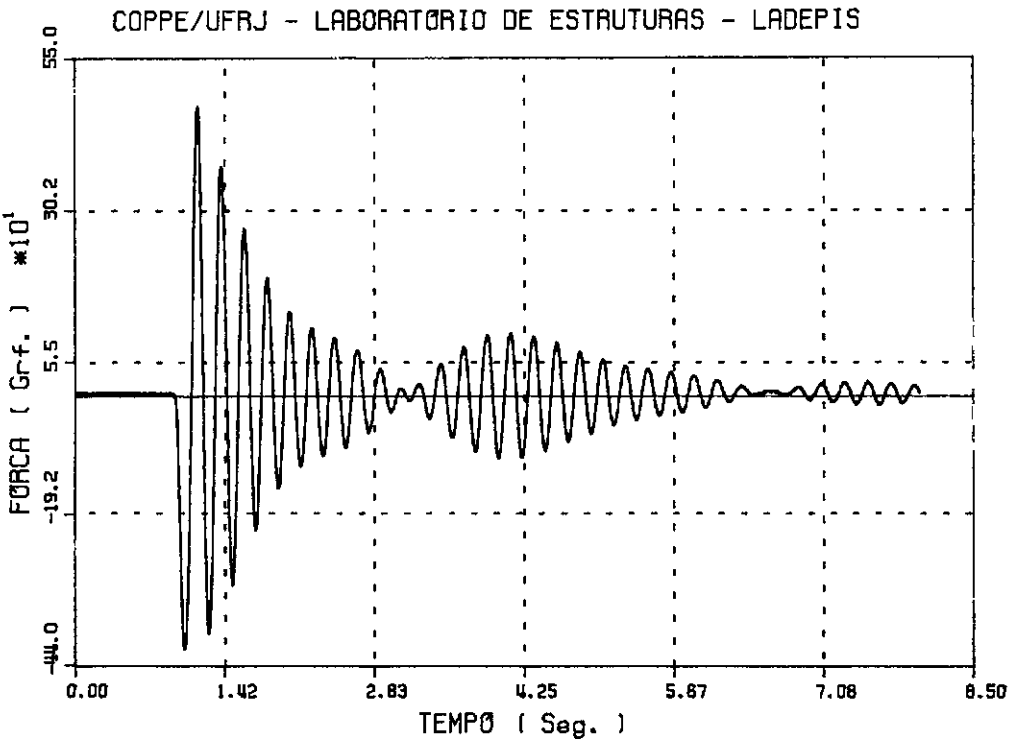


Fig. V.9.a - Resposta do Load-Cell 3.

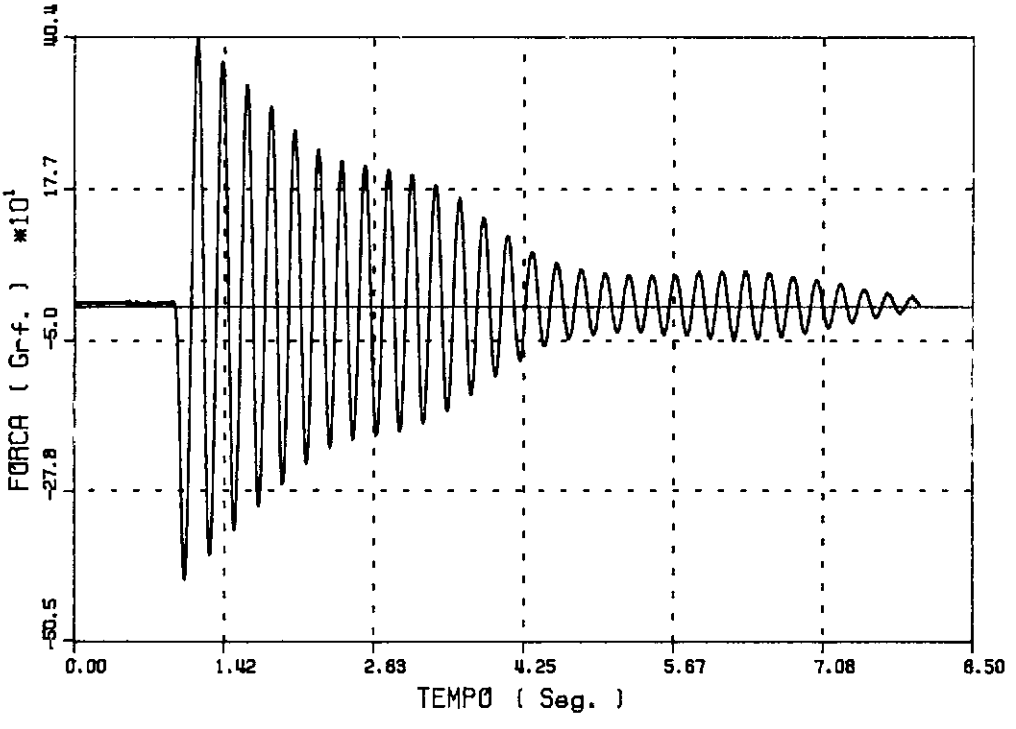


Fig. V.9.b - Resposta do Load-Cell 4.

Fig. V.9 - Sinais no tempo dos Load-Cells 3 e 4 obtidos quando excitou-se o Modelo, atraves de impactos, no modo Heave de Vibracao.

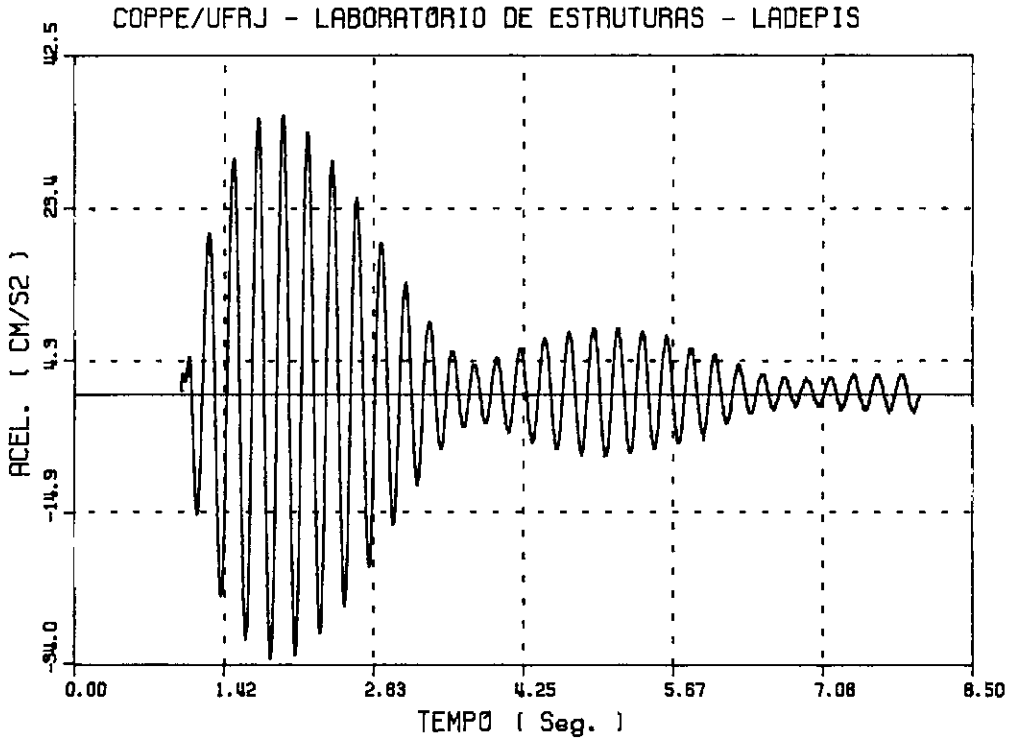


Fig. V.10.a - Resposta do Acelerometro AC1.

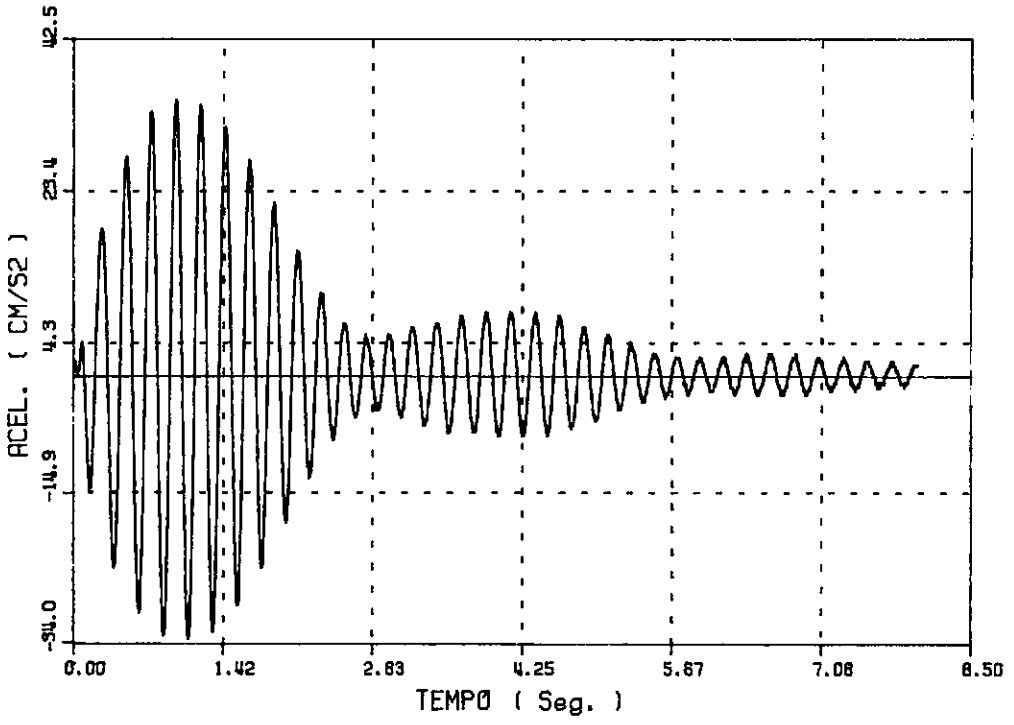


Fig. V.10.b - Resposta do Acelerometro AC2.

Fig. V.10 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC1 e AC2, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Heave de Vibracao.

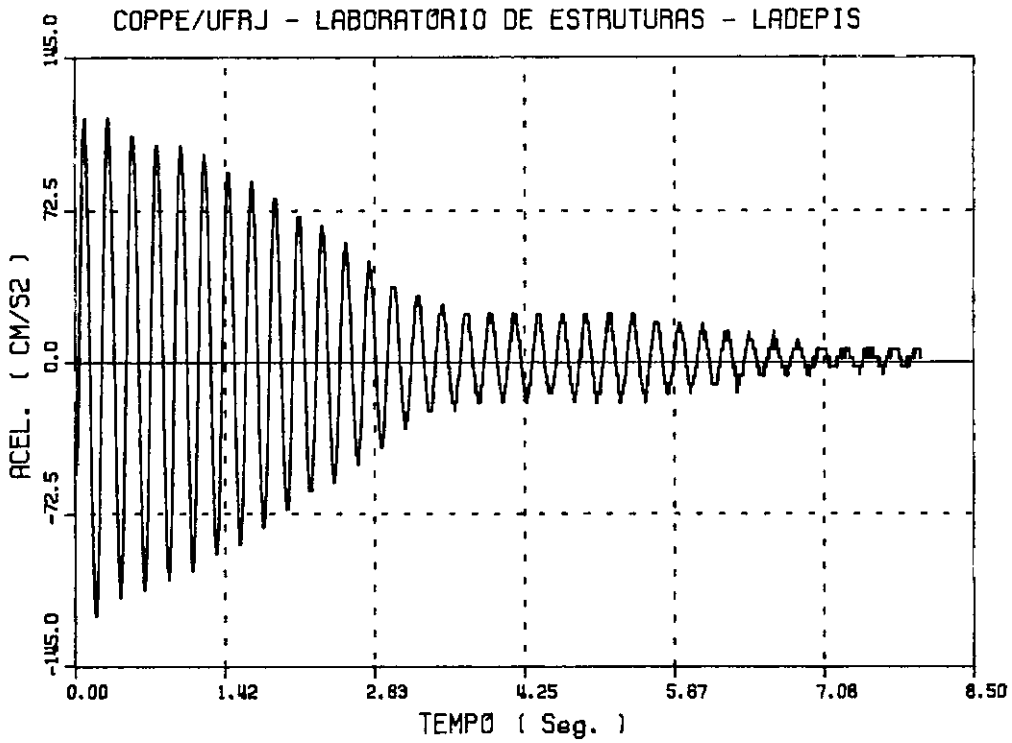


Fig. V.11.a - Resposta do Acelerometro AC3.

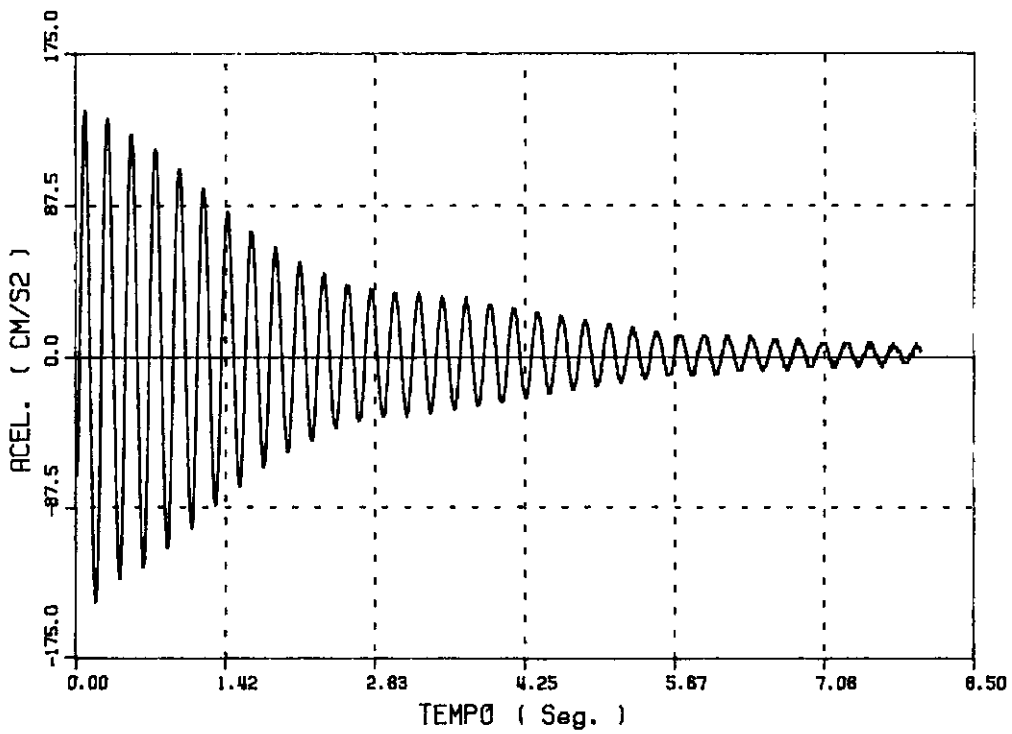


Fig. V.11.b - Resposta do Acelerometro AC4.

Fig. V.11 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC3 e AC4, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Heave de Vibracao.

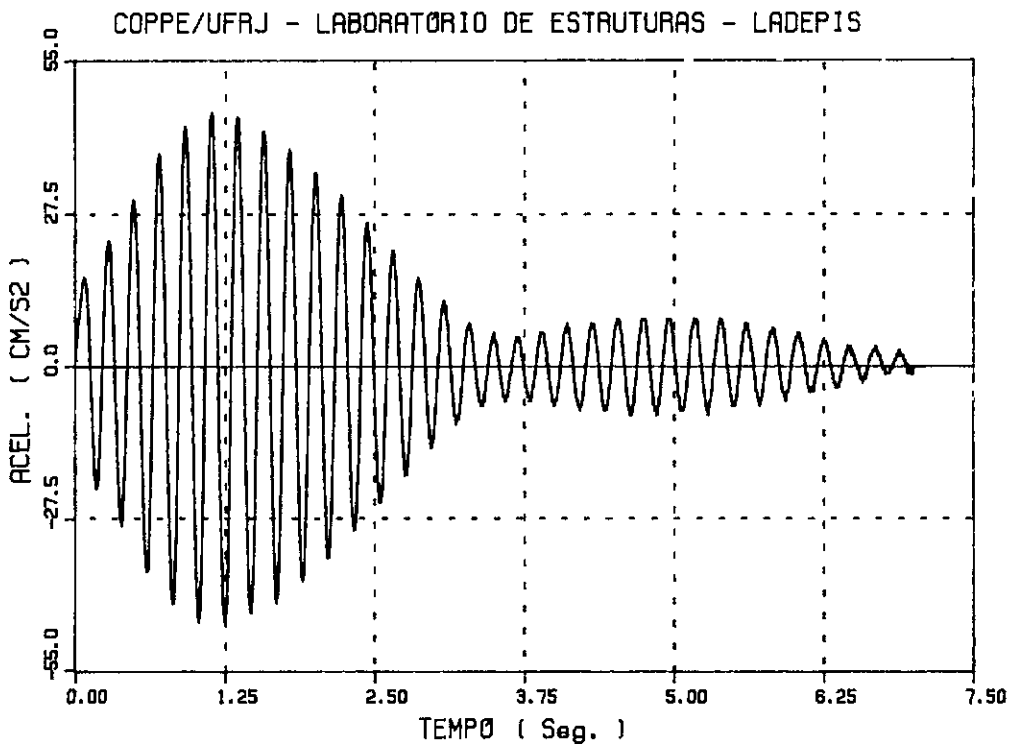


Fig. V.12.a - Resposta do Acelerometro AC5.

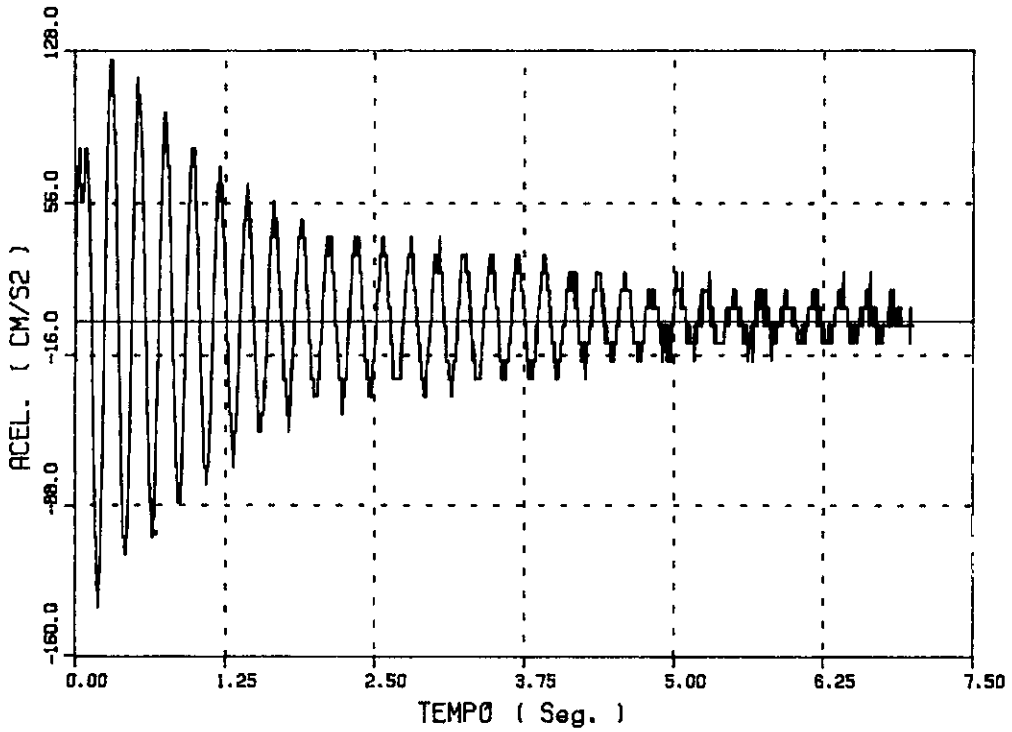


Fig. V.12.b - Resposta do Acelerometro AC6.

Fig. V.12 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC5 e AC6, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Heave de Vibracao.

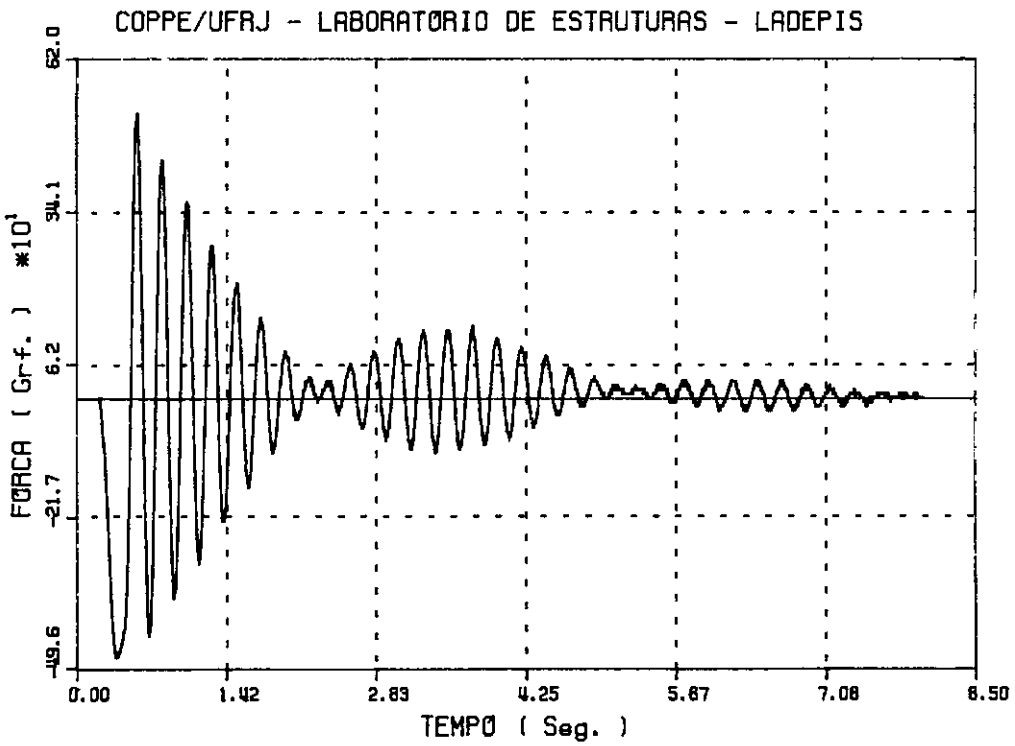


Fig. V.13.a - Resposta do Load-Cell 1.

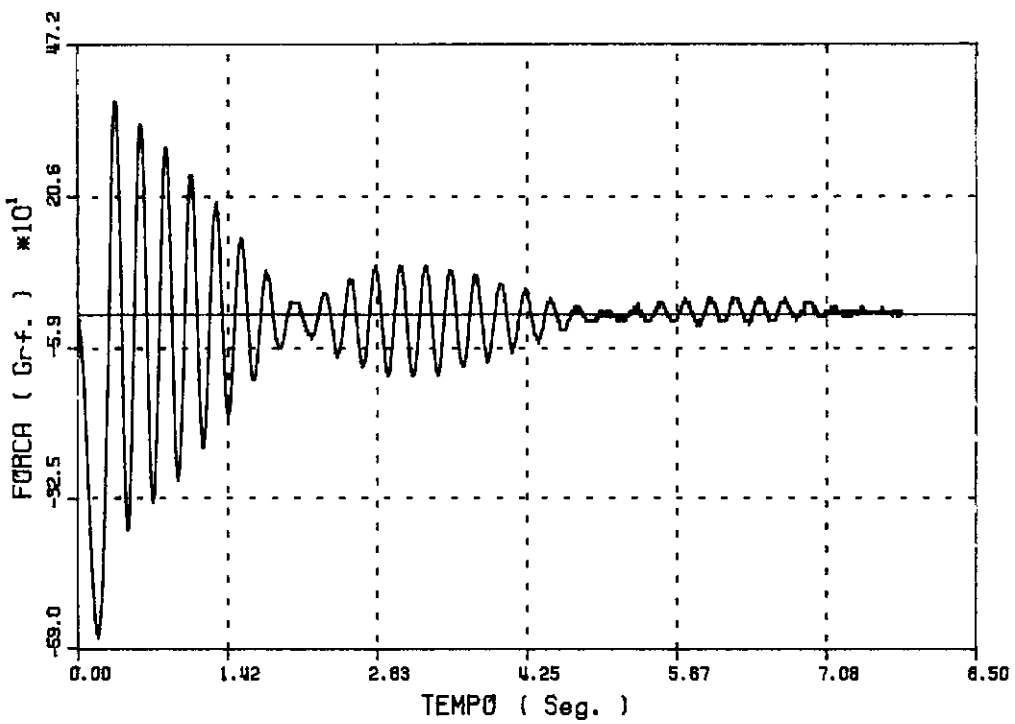


Fig. V.13.b - Resposta do Load-Cell 2.

Fig. V.13 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC1 e LC2, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, no modo Pitch de Vibracao.

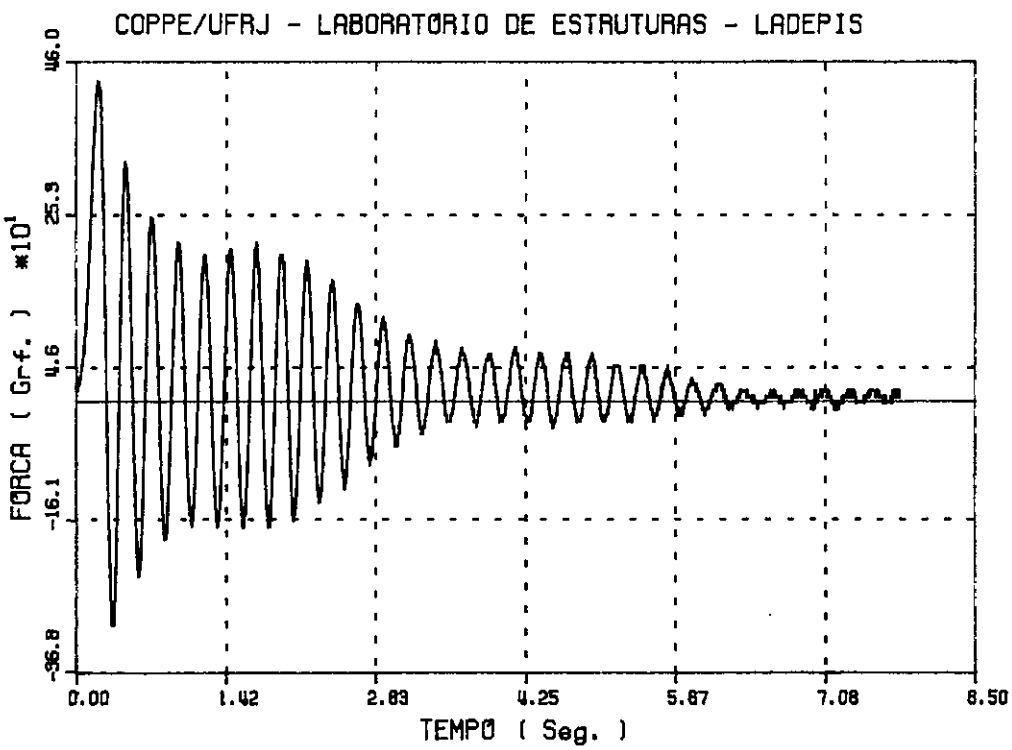


Fig. V.14.a - Resposta do Load-Cell 3.

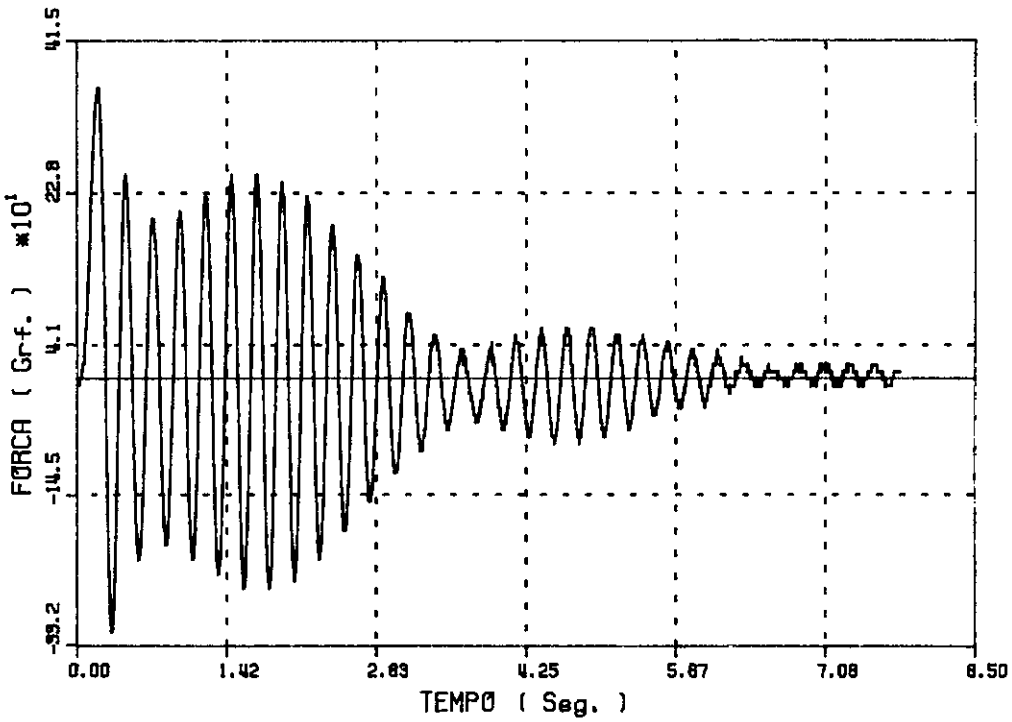


Fig. V.14.b - Resposta do Load-Cell 4.

Fig. V.14 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC3 e LC4, obtidos quando excitou-se, através de impactos, no modo Pitch de Vibracao.

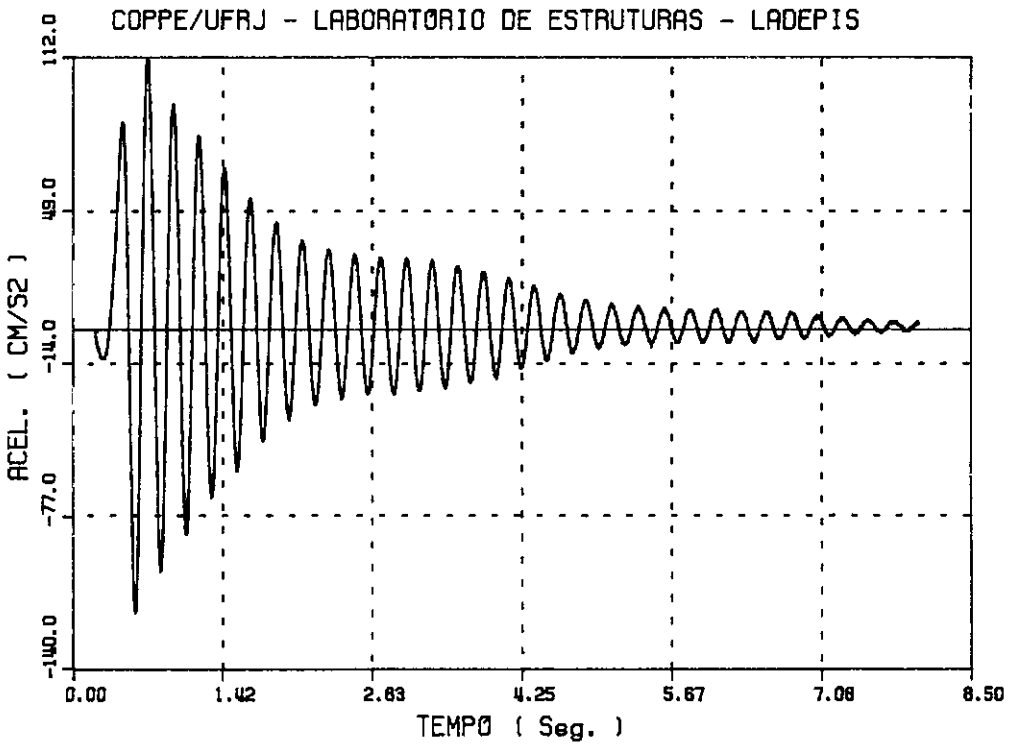


Fig. V.15.a - Resposta do Acelerometro AC1.

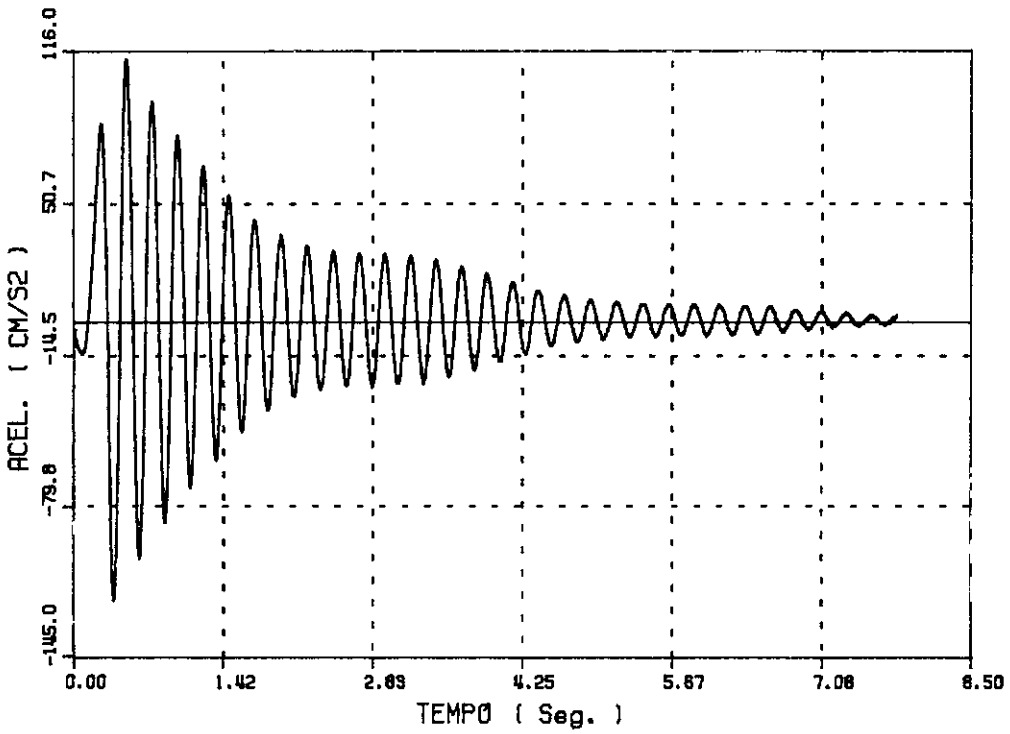


Fig. V.15.b - Resposta do Acelerometro AC2.

Fig. V.15 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC1 e AC2, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Pitch de Vibracao.

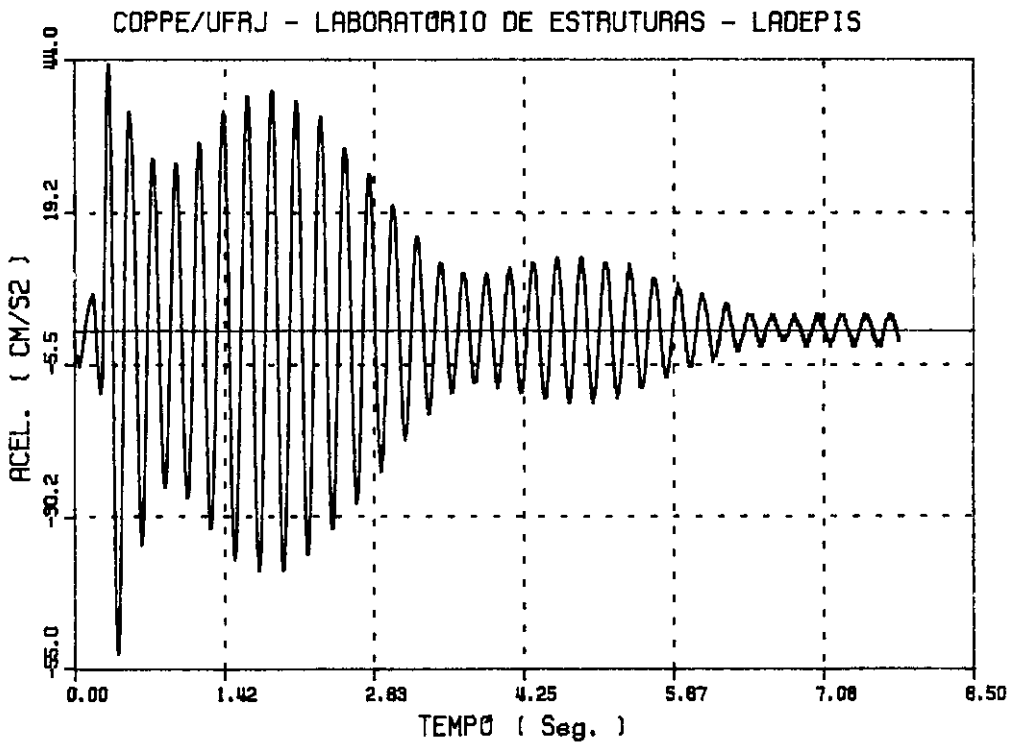


Fig. V.16.a - Resposta do Acelerometro AC3.

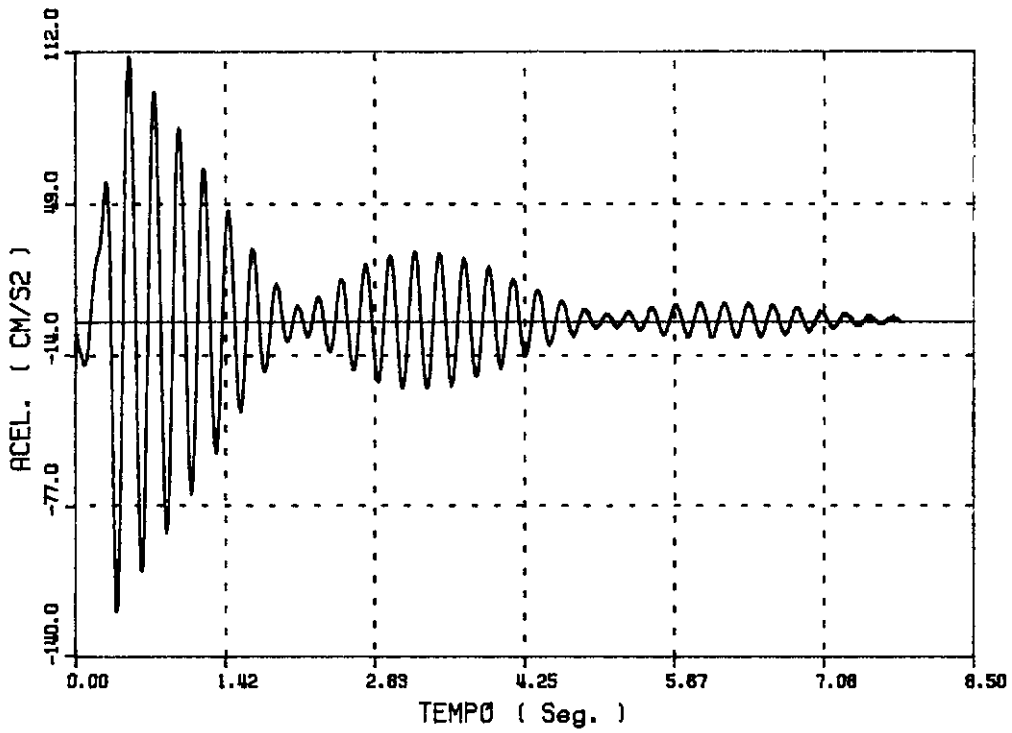


Fig. V.16.b - Resposta do Acelerometro AC4.

Fig. V.16 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC3 e AC4, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Pitch de Vibracao.

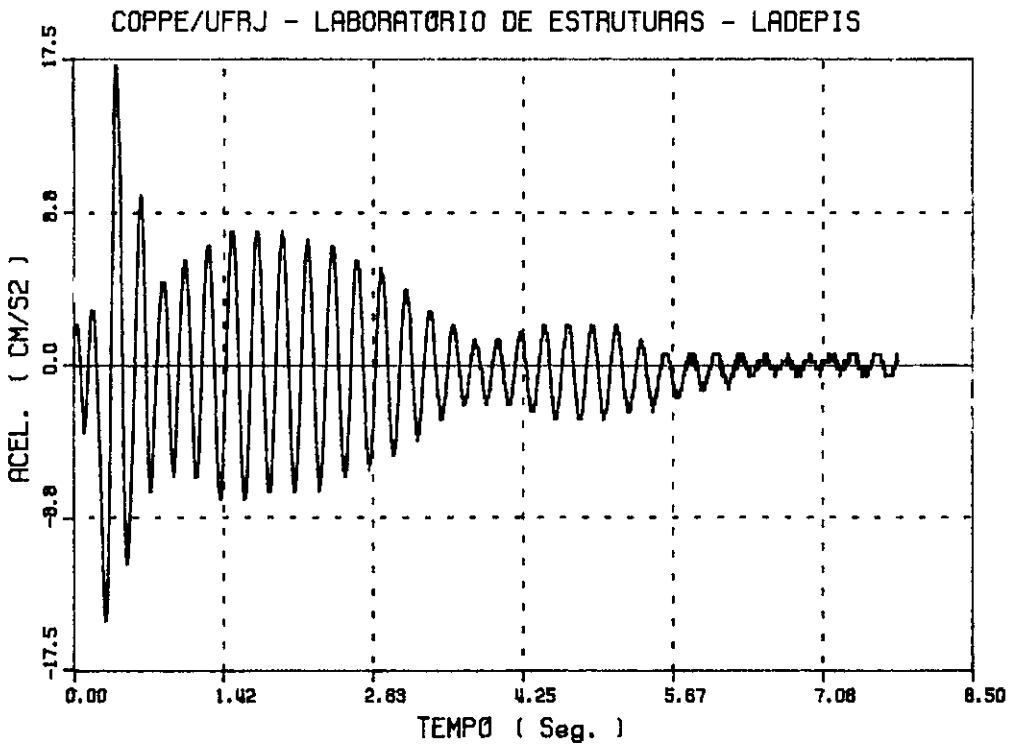


Fig. V.17.a - Resposta do Acelerometro AC5.

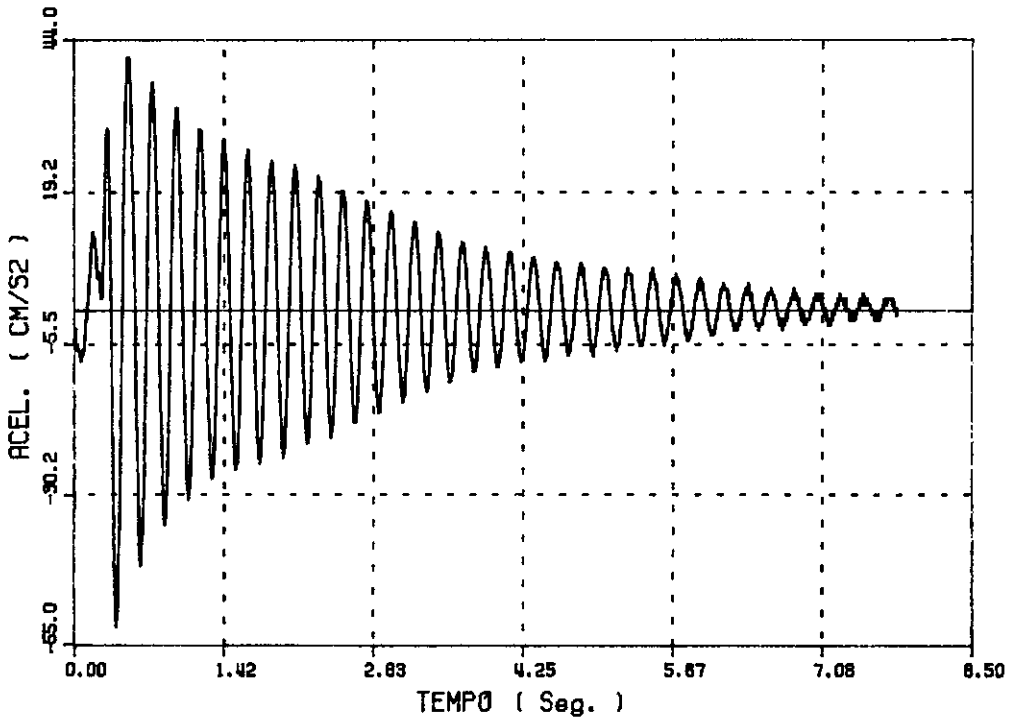


Fig. V.17.b - Resposta do Acelerometro AC6.

Fig. V.17 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC5 e AC6, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Pitch de Vibracao.

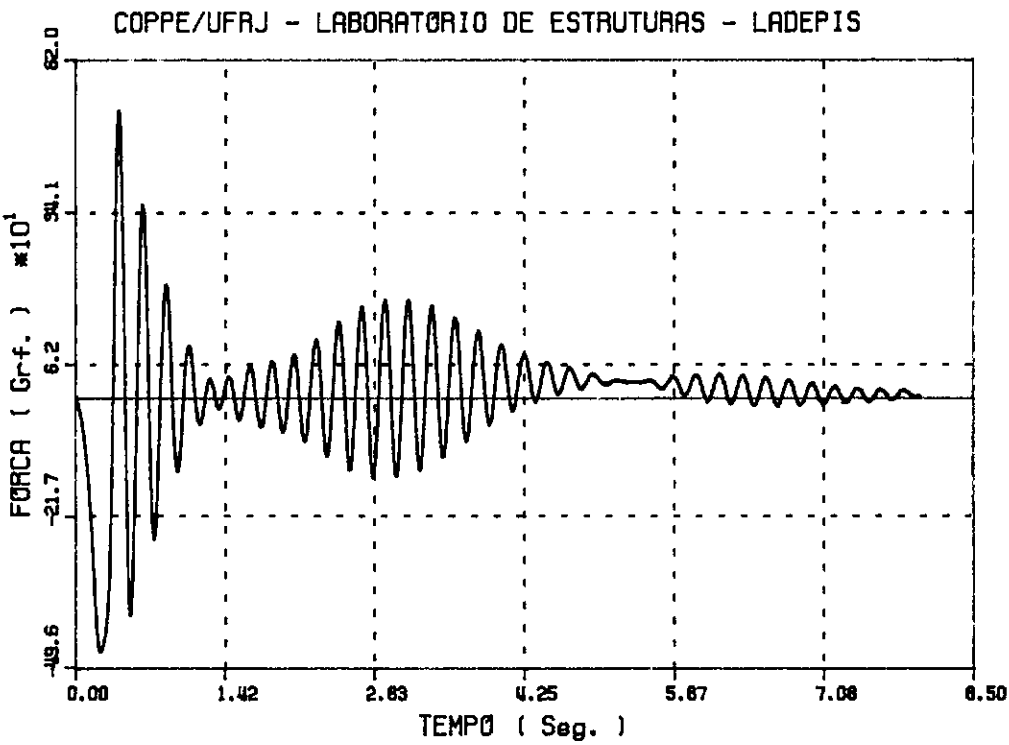


Fig. V.18.a - Resposta do Load-Cell 1.

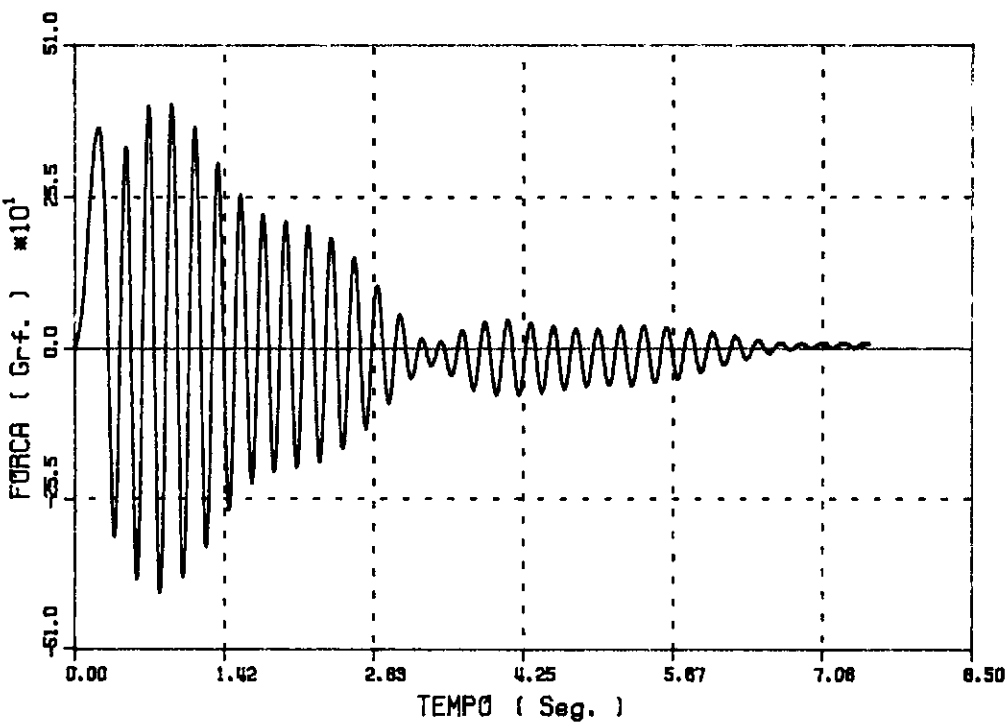


Fig. V.18.b - Resposta do Load-Cell 2.

Fig. V.18 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC1 e LC2, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, no modo Roll de Vibracao.

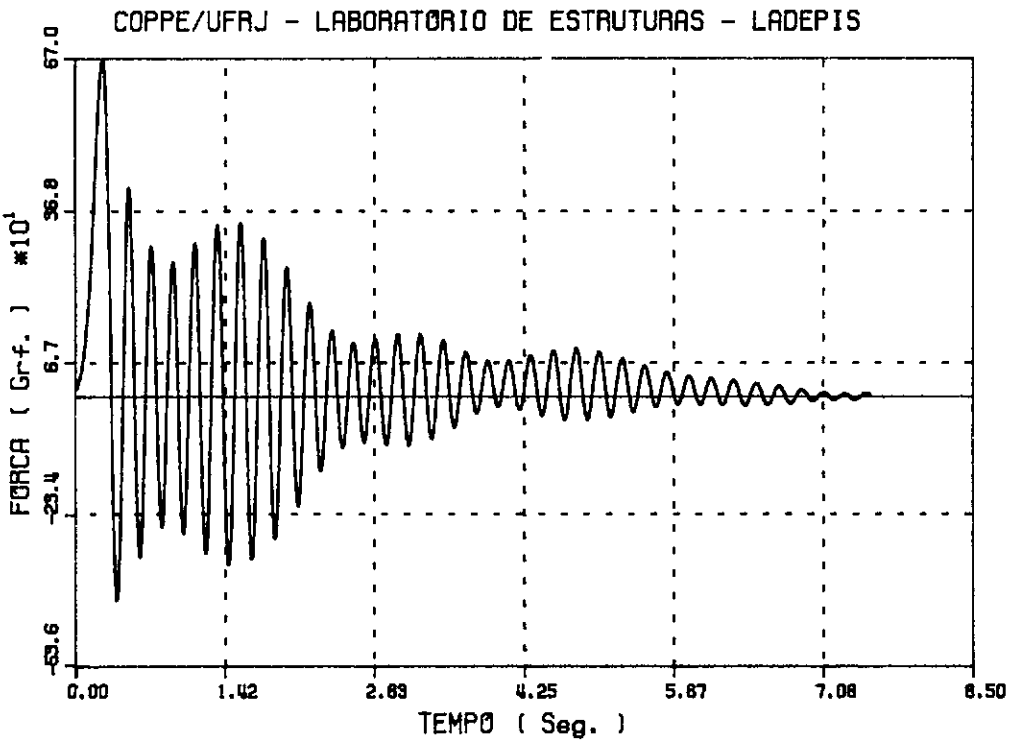


Fig. V.19.a - Resposta do Load-Cell 3.

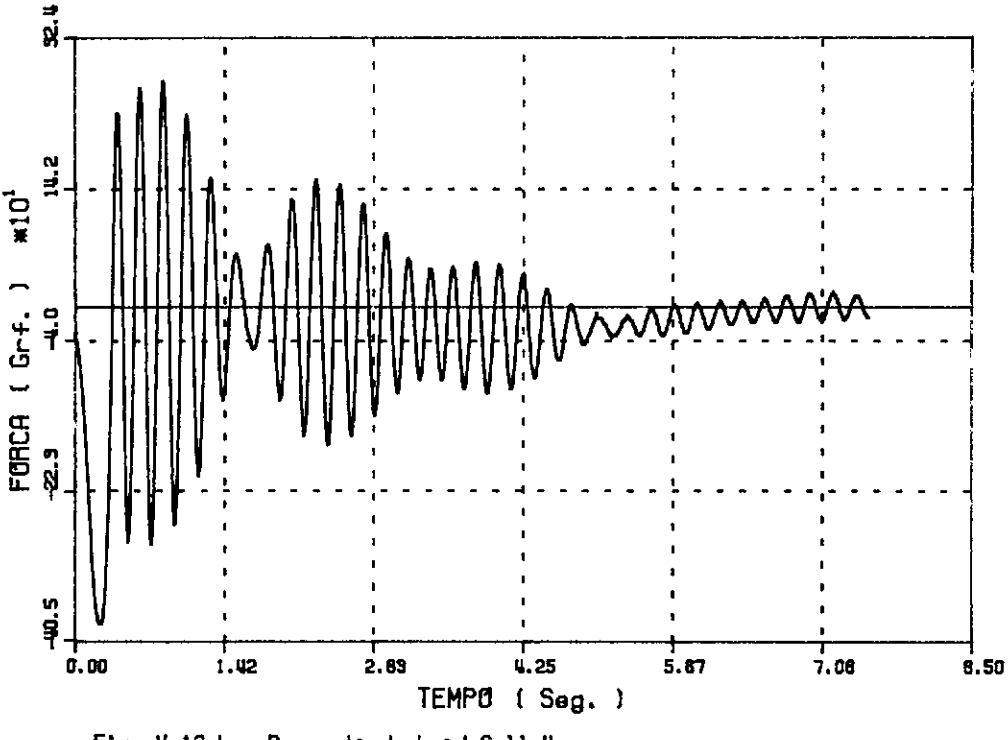


Fig. V.19.b - Resposta do Load-Cell 4.

Fig. V.19 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC3 e LC4, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, no modo Roll de Vibracao.

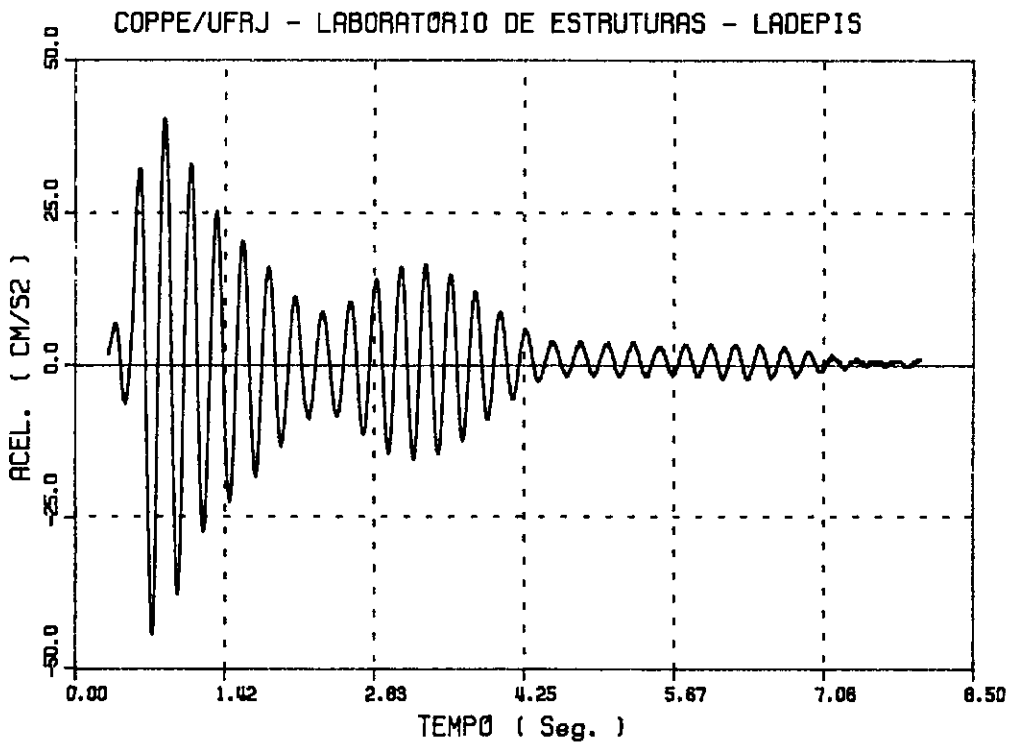


Fig. V.20.a - Resposta do Acelerometro AC1.

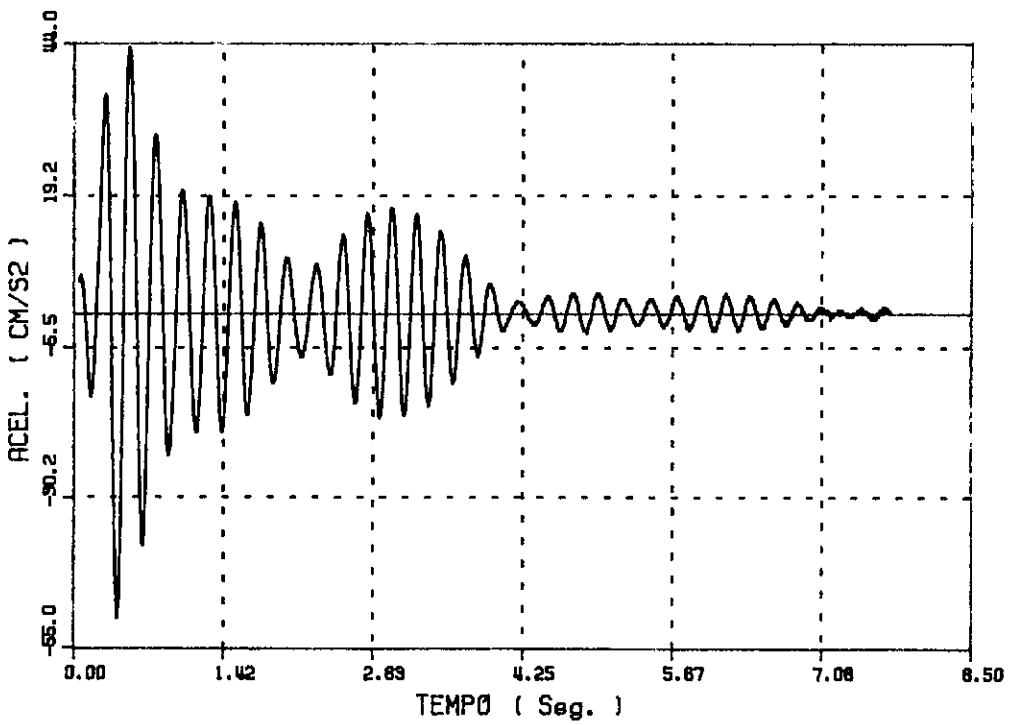


Fig. V.20.b - Resposta do Acelerometro AC2.

Fig. V.20 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC1 e AC2, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Roll de Vibracao.

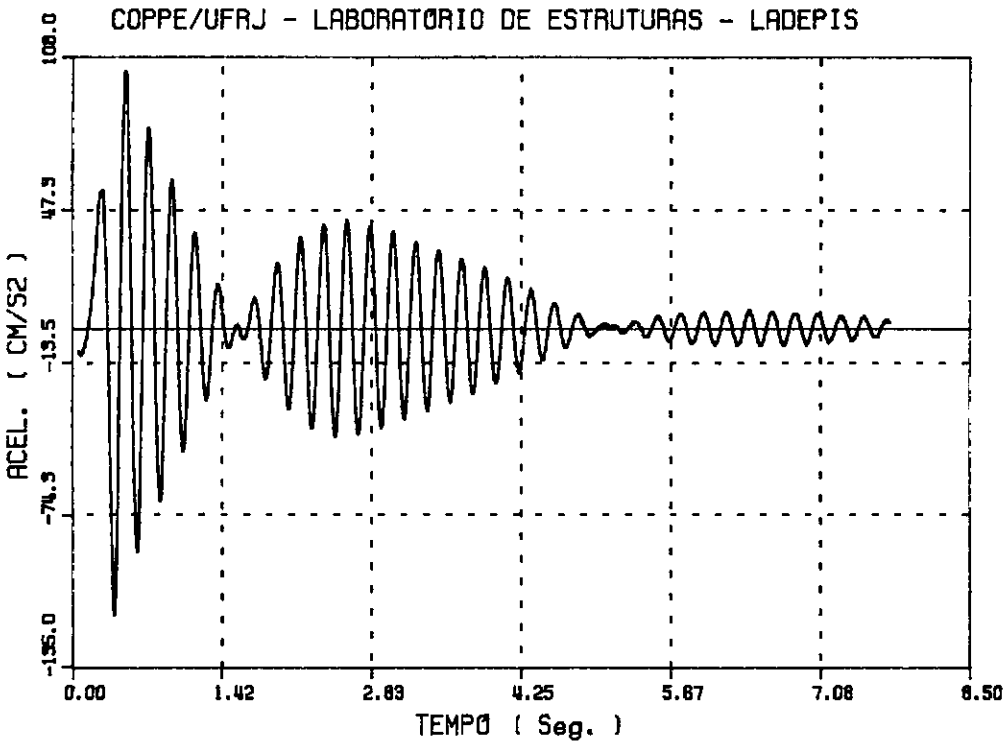


Fig. V.21.a - Resposta do Acelerometro AC3.

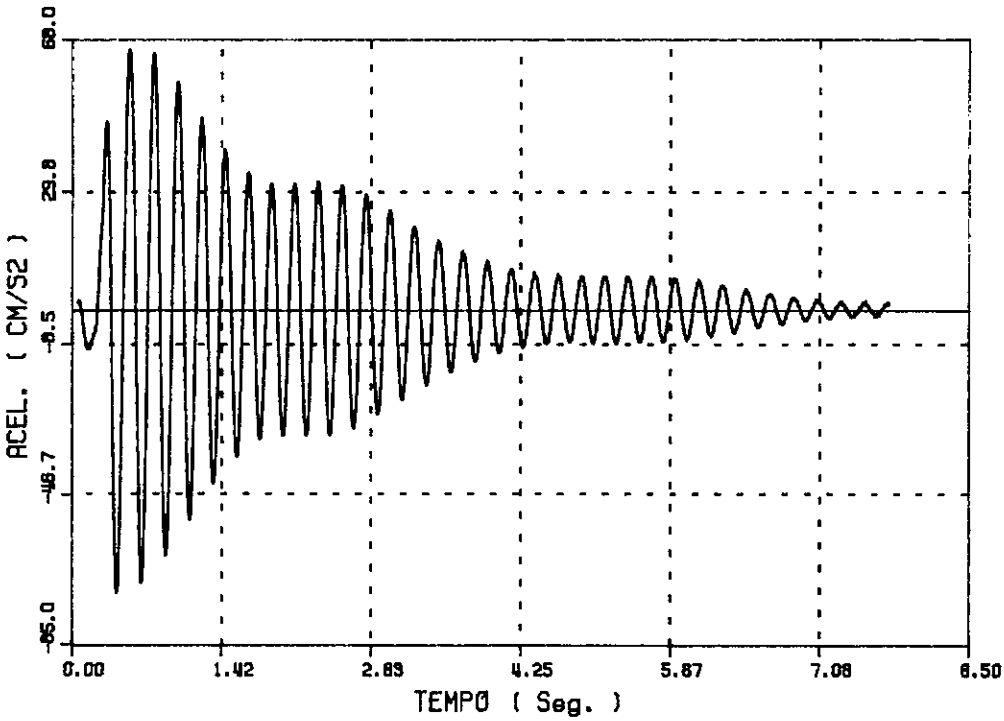


Fig. V.21.b - Resposta do Acelerometro AC4.

Fig. V.21 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC3 e AC4, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Roll de Vibracao.

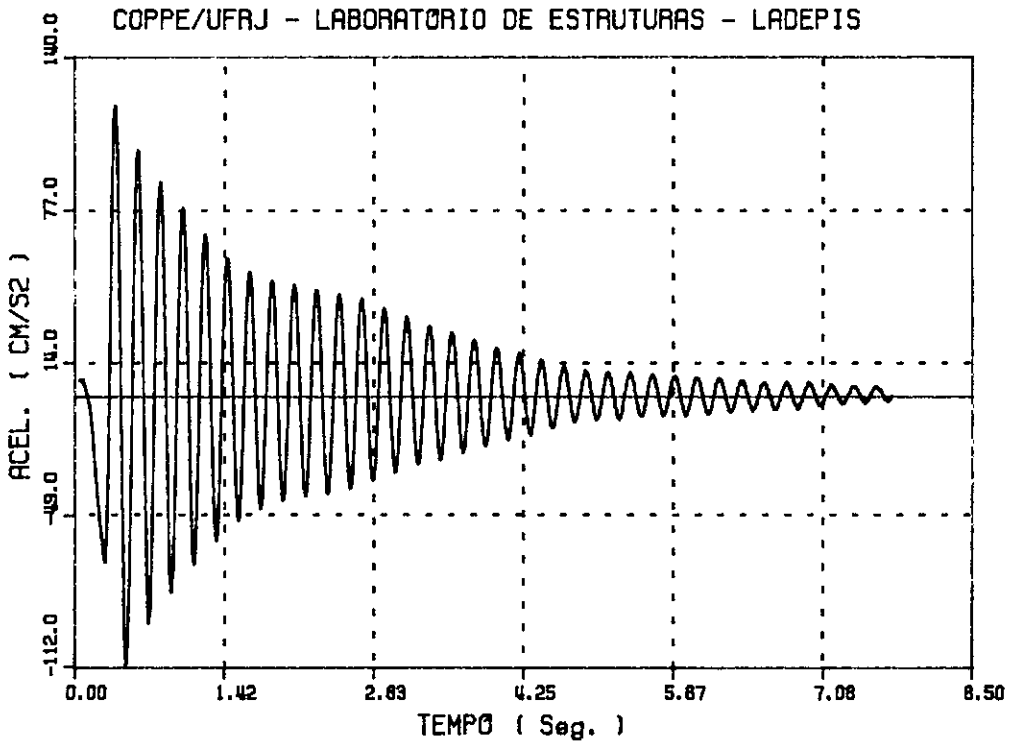


Fig. V.22.a - Resposta do Acelerometro AC5.

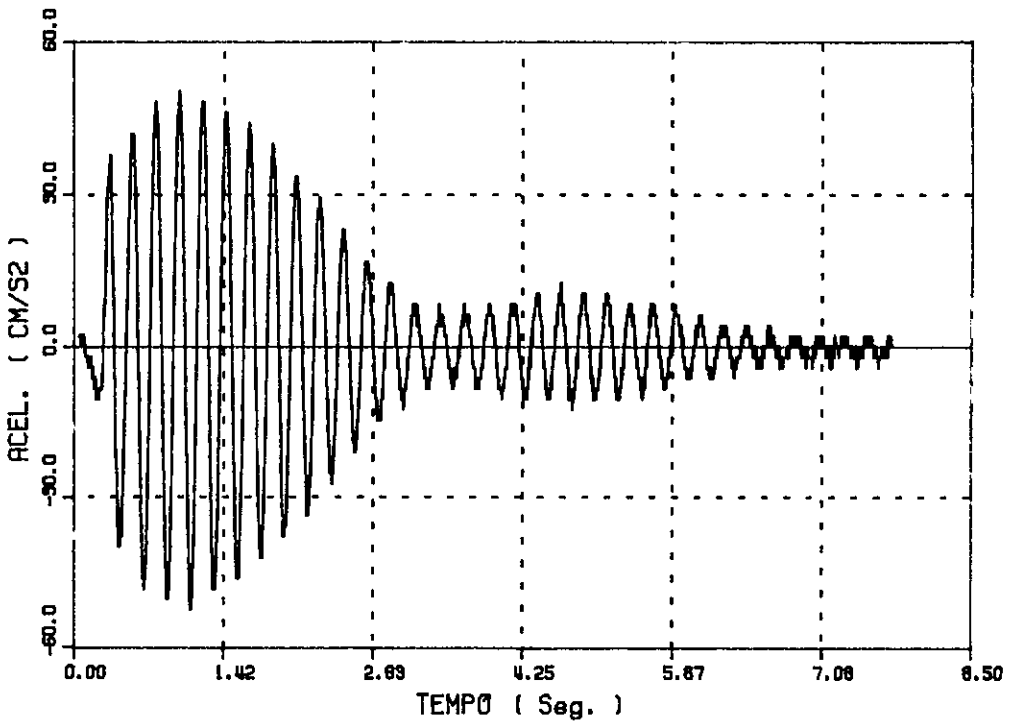


Fig. V.22.b - Resposta do Acelerometro AC6.

Fig. V.22 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC5 e AC6, obtidos quando excitou-se, atraves de impactos, o modo Roll de Vibracao.

V.2.2.2 - Resultados em frequencia

Para determinação das frequências naturais através da análise espectral, foi utilizado o esquema descrito na Figura V.2.c, onde os sinais gravados durante o ensaio são analisados e plotados automaticamente, através de um sistema em que estão acoplados 3 analisadores dos espectros, 1 micro-computador e 2 *plotters*. A Foto V.3 mostra o analisador de espectros e a Foto V.4 mostra o sistema micro-computador/*plotters*.

O analisador de espectros efetua a Transformada Rápida de Fourier, transformando o sinal do domínio do tempo para o domínio da frequência. A relação matemática entre densidade espectral W(f) e os coeficientes de Fourier Cn é dada por[8]:

$$W(f) = 2\pi W(w) = 2\pi \lim_{B \to 0} \frac{[\xi']^2}{B} = 2 \frac{d}{dw}[\xi']^2 = \frac{1}{2} \sum_{n=1}^{\infty} C_n^2 \delta(f-fn)$$

onde:

$[\xi']$ - é a resposta média quadrática de um filtro ideal com largura de filtragem B e frequência centrada em $f = W/2\pi$.

$\delta(f - fn)$ - é a função delta de Dirac.

A densidade espectral de uma função senoidal é um espectro de amplitudes (Figura V.23) desde que a largura de filtragem seja efetivamente nula.

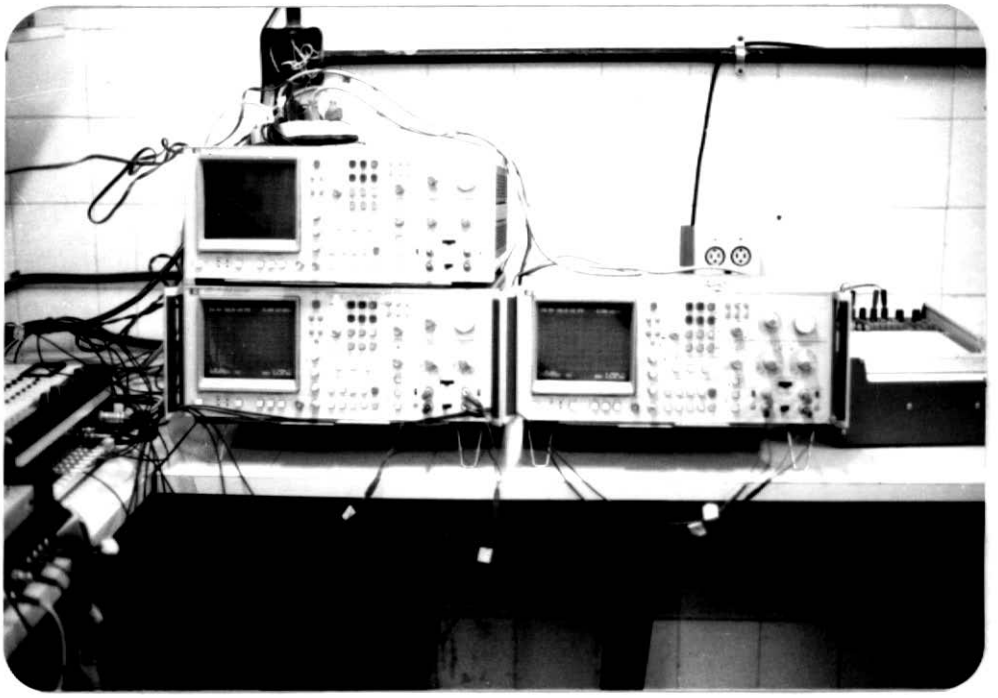


Foto V.3 - Analisador de Espectros modelo HP 3582A

Foto V.4 - Sistema micro-computador/*plotters* para Análise Espectral dos Sinais.

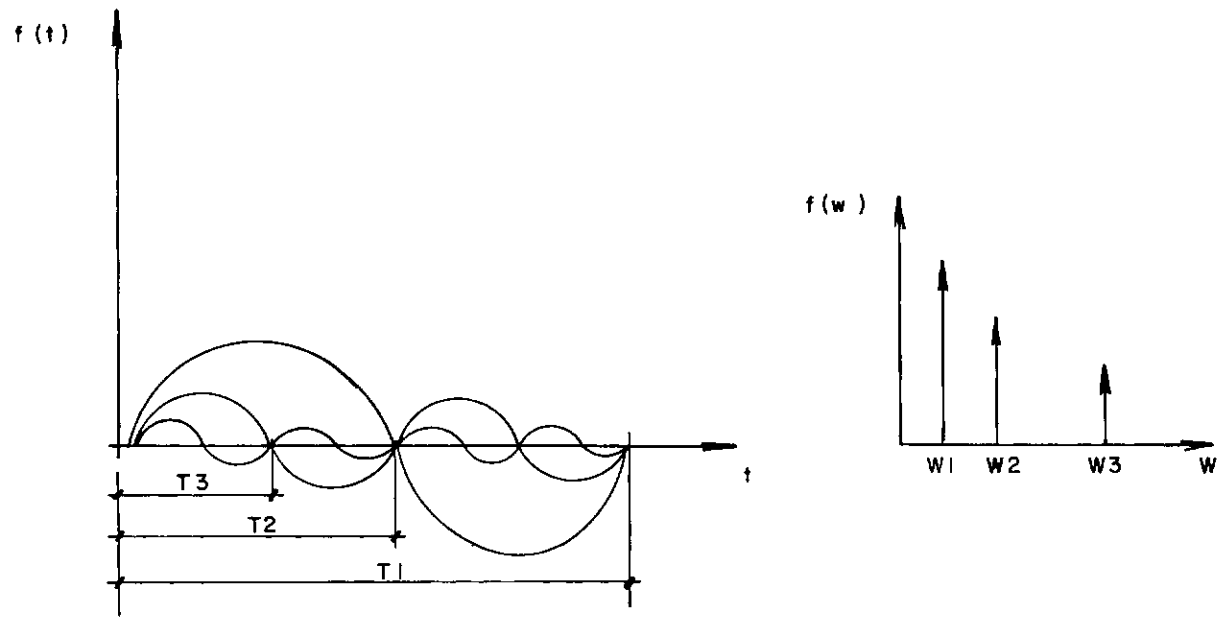


FIG.V.23: ESPECTRO DE FUNÇÕES SENOIDAIS QUANDO A LARGURA DE FILTRAGEM É NULA

Como o Analisador de Espectros não tem largura de filtragem nula, não é possível obter-se o espectro de amplitude de aceleração ou força, e sim a densidade espectral de aceleração ou força. Apresentaremos então os gráficos reproduzidos pelo Analisador de Espectros que mostram o valor médio quadrático da densidade espectral da aceleração ou força obtidos através dos sinais registrados pelos acelerômetros e/ou *load-cells* durante o ensaio, o que chamaremos daqui por diante de espectro. Dos espectros que representam a média quadrática do número de impulsos impostos, pode-se determinar algumas frequências naturais que serão apresentadas na Tabela V.1.

A Figura V.24 mostra os espectros dos *load-cells* Lc1 e Lc2 processados até uma frequência de 5 Hz quando o modelo é excitado no modo *surge* de vibração. Como anteriormente indicado pelo sinal no tempo (Figura V.3.a e V.3.b) o espectro apresenta duas frequências bem definidas que se conclui serem do modo *surge* e *pitch* de vibração pelos motivos descritos anteriormente (Figura V.5).

A Figura V.25 mostra o espectro dos *load-cells* Lc1 e Lc2 processados até uma frequência de 2,5 Hz para o modelo excitado no modo *surge*, podemos identificar a partir desses espectros as frequências naturais associadas aos modos de vibração *surge* e *yaw* que aparecem indicados.

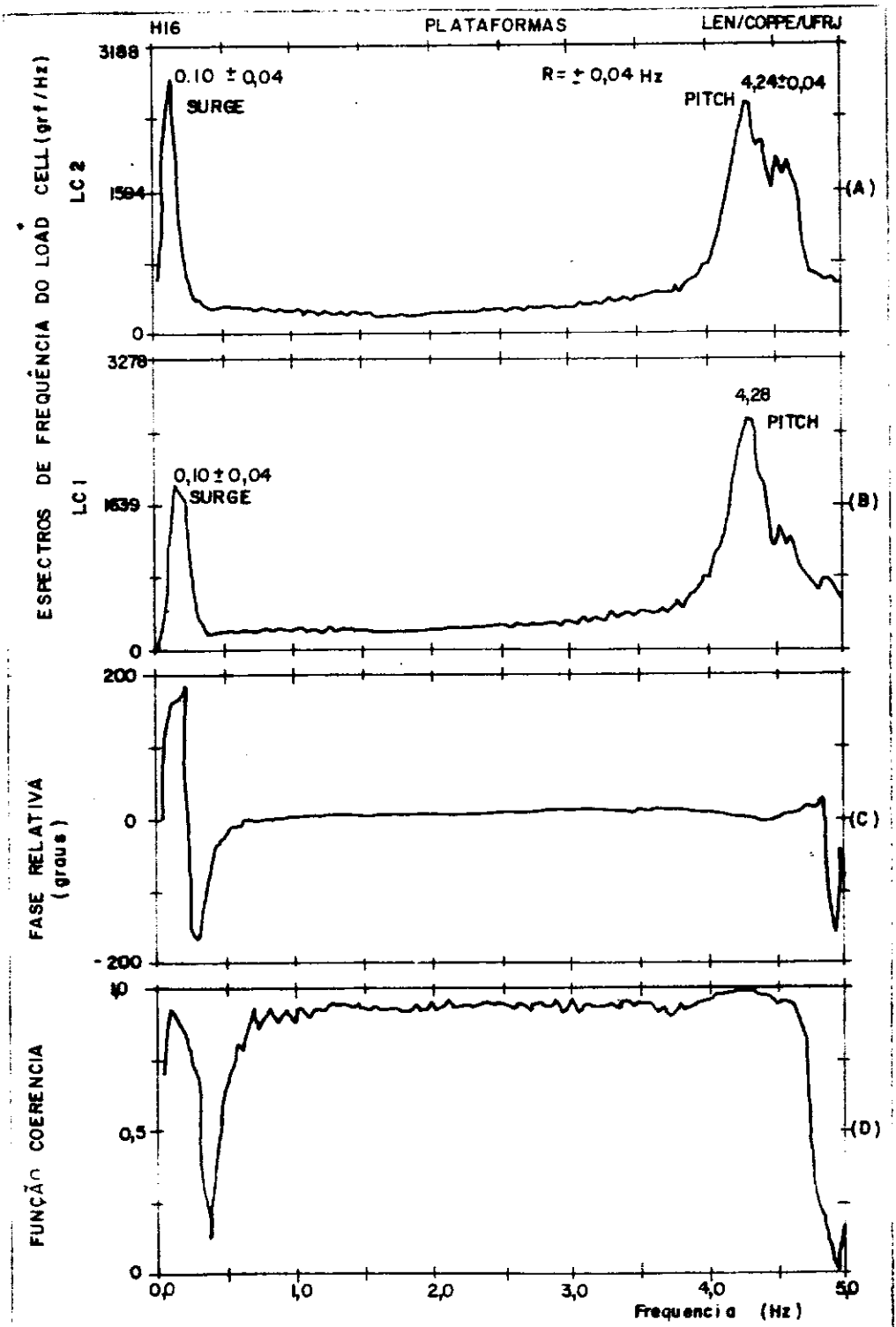


FIG. V. 24 : ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC1 e LC2) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO SURGE

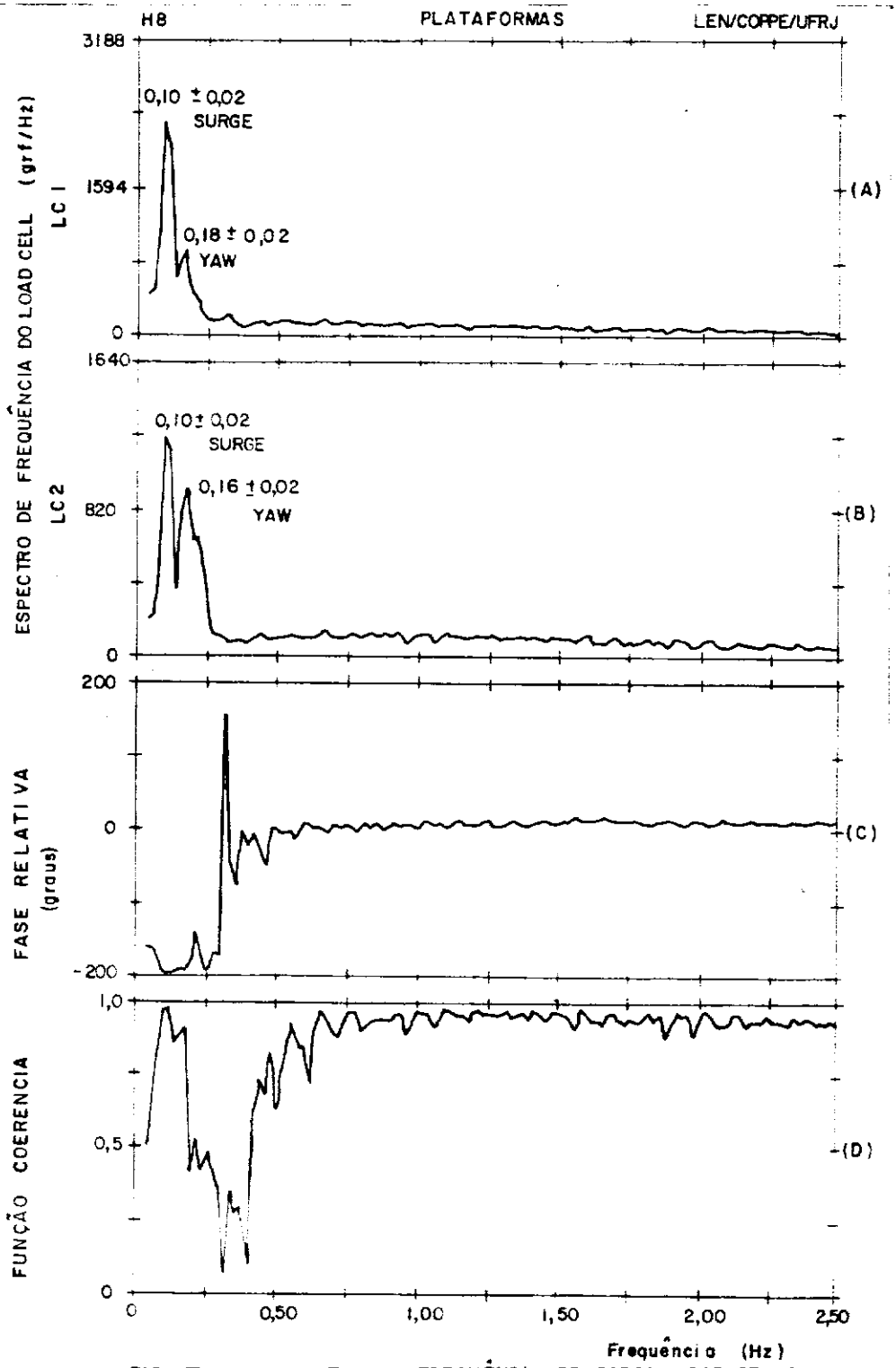


FIG. V.25: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC1 e LC2) QUANDO O MODELO É EXCITADO DO MODO SURGE

A Figura V.26 mostra os espectros dos *load-cells* Lc3 e Lc4 quando o modelo é excitado, através de impulsos, no modo *sway* de vibração. De forma análoga ao modo *surge*, os impulsos para excitar o modo *sway* induzem o modelo ao modo *roll* de vibração que pode ser explicado pelo esquema da Figura V.27 onde observa-se que a força para a excitação do modo *sway* (deslocamento em x) e aplicada acima do C.G. do modelo ocasionando a aplicação de um momento em torno de y induzindo-o ao modo *roll* de vibração. As frequências dos dois modos se encontram indicadas nas Figuras aonde se pode ver que a fase relativa entre os *load-cells* Lc3 e Lc4 é de 180º (oposição de fase) o que confirma a vibração em *roll* para a frequência de 4,88 Hz.

Ainda na Figura V.26 pode-se observar um pico nas frequências de 4,24 Hz. Esta frequência natural é associada ao modo do *pitch*, como já mostramos anteriormente na Figura V.24, já que neste caso os sinais dos *load-cells* Lc3 e Lc4 estão em fase.

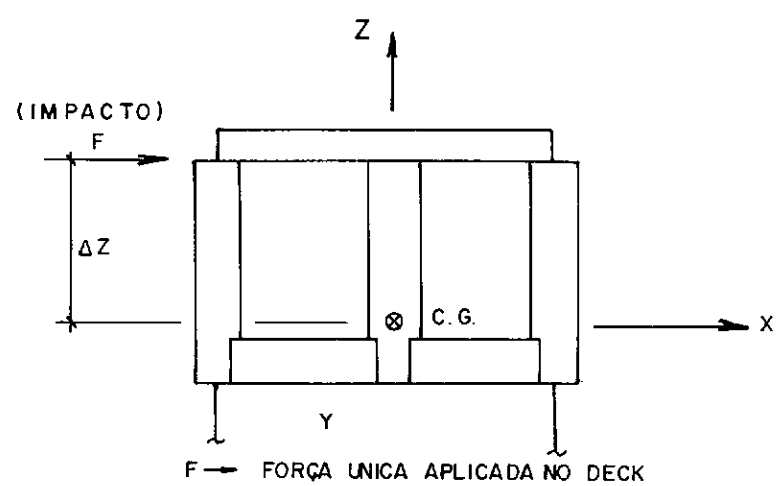


FIG.V.27 : IMPACTOS PARA A EXCITAÇÃO DO MODO SWAY DE VIBRAÇÃO

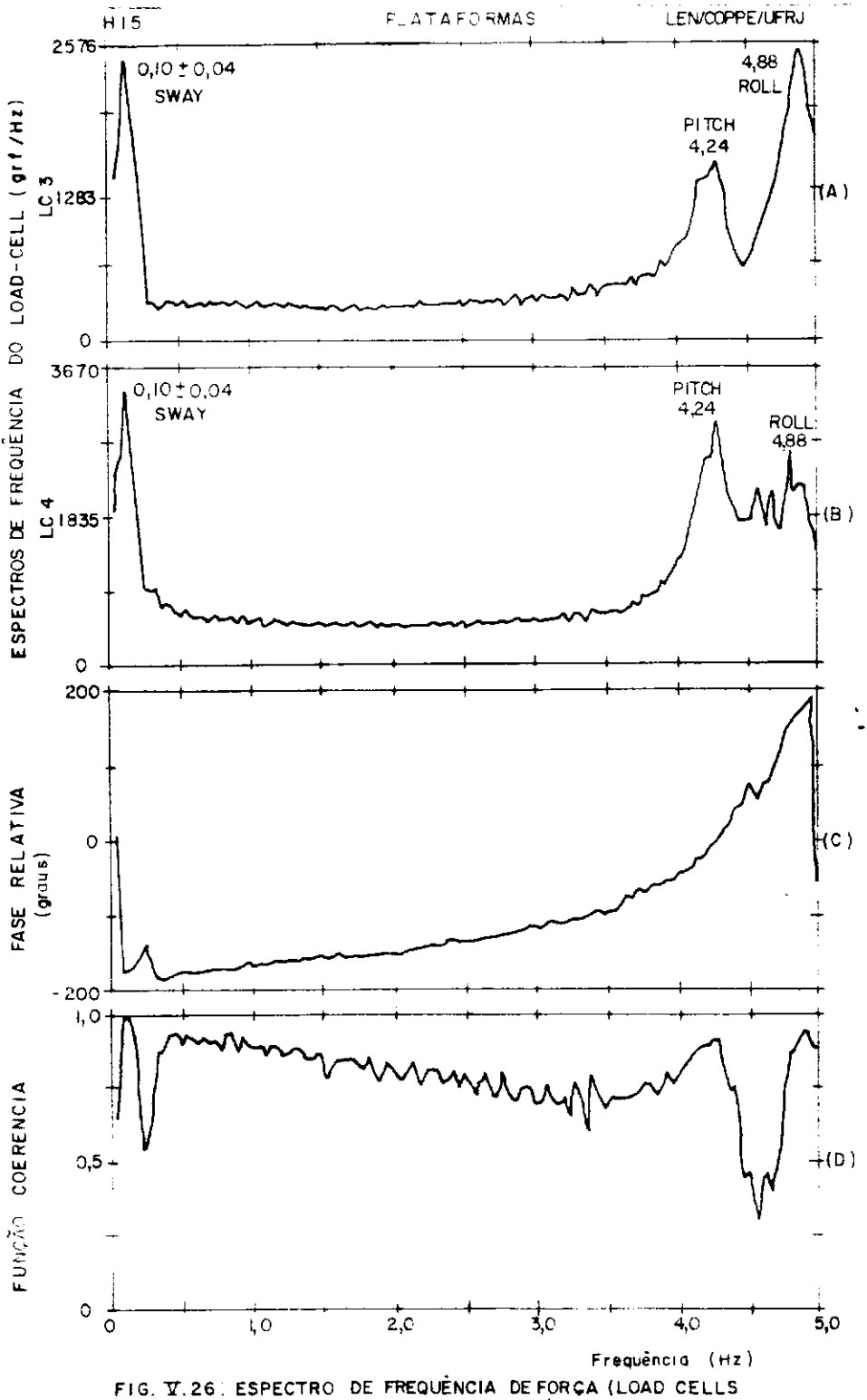


FIG. V.26. ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC3e LC4) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO SWAY

A Figura V.28 mostra os espectros dos *load-cells* Lc1 e Lc2 quando o modelo é excitado através de 40 impactos no modo *yaw* de vibração. Nos dois espectros só se identifica claramente a frequência de 0,16 Hz do próprio modo que se excitou. O acoplamento de outros modos com frequências mais altas (*heave*, *roll* e *pitch*), como indicado nos registros no tempo (Figura V.6 e V.7), não ficaram explícitos nos espectros, já que a amplitude dos sinais na frequência associada ao modo *yaw* é bem maior que as de frequências mais altas. A Figura V.29 indica aonde foram aplicados os impactos para a excitação do modo *yaw*.

A Figura V.30 mostra os espectros dos *load-cells* Lc1 e Lc4, quando o modelo é excitado no modo *yaw*, processados até uma frequência de 2,5 Hz para se obter uma melhor resolução da resposta em frequência (0,02 Hz).

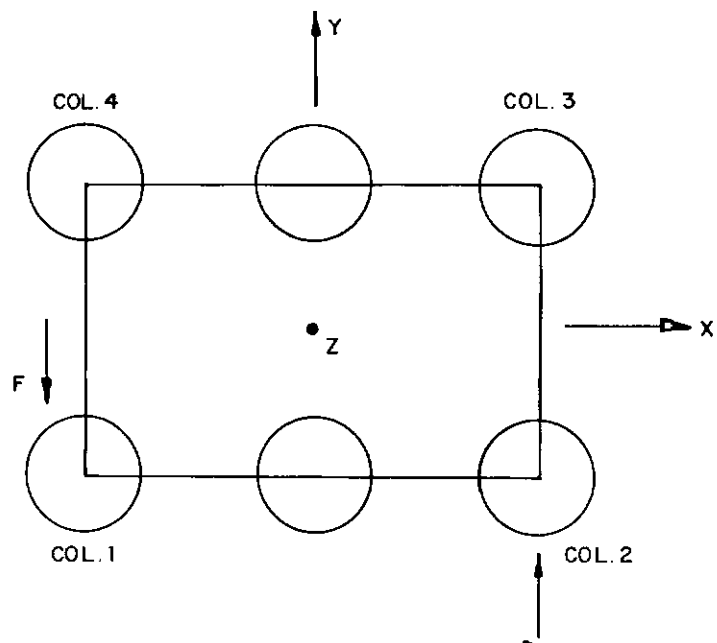


FIG. V.29: IMPACTOS PARA A EXCITAÇÃO DO MODO YAW DE VIBRAÇÃO

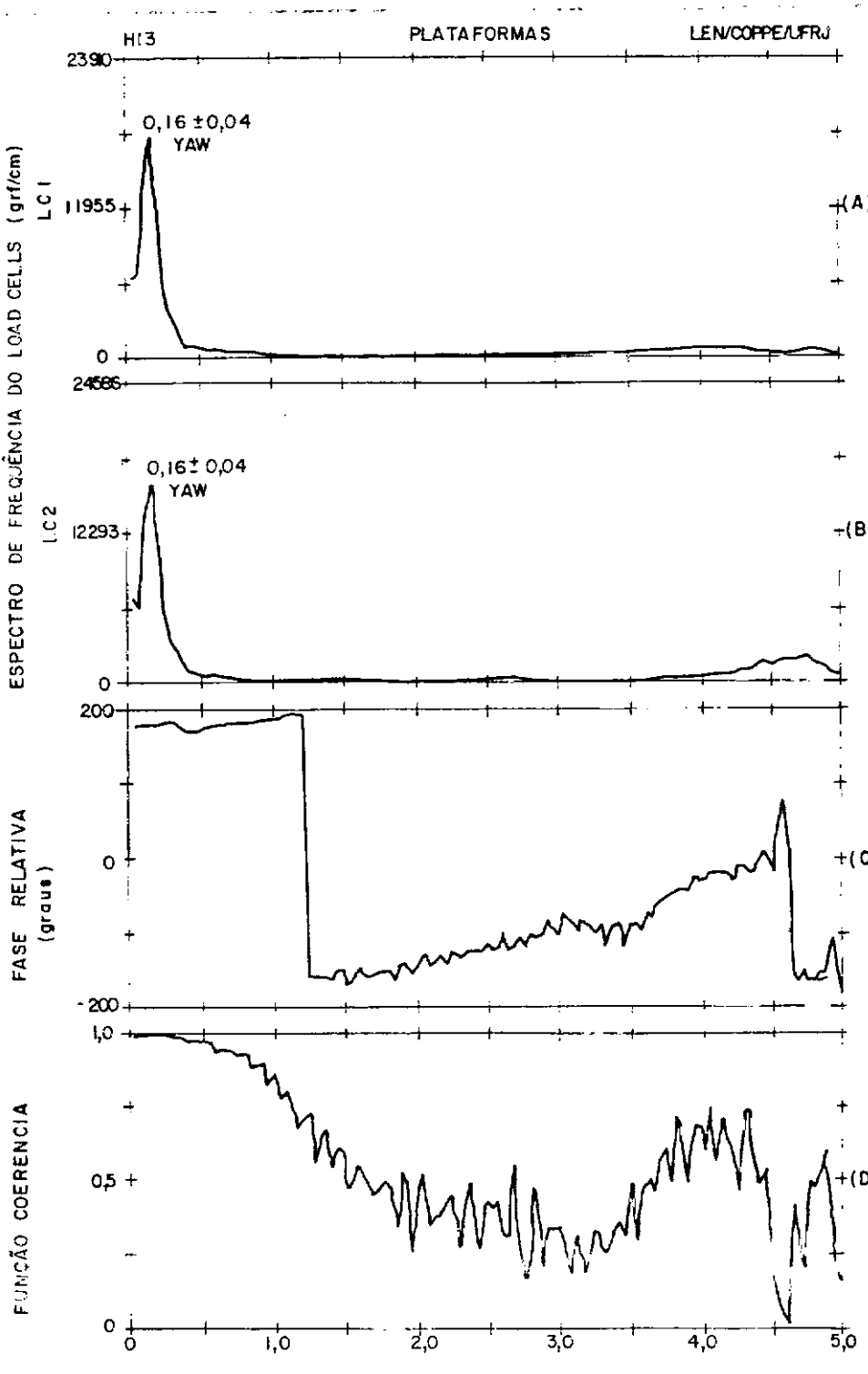


FIG. V.28: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC1 e LC2) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO YAW

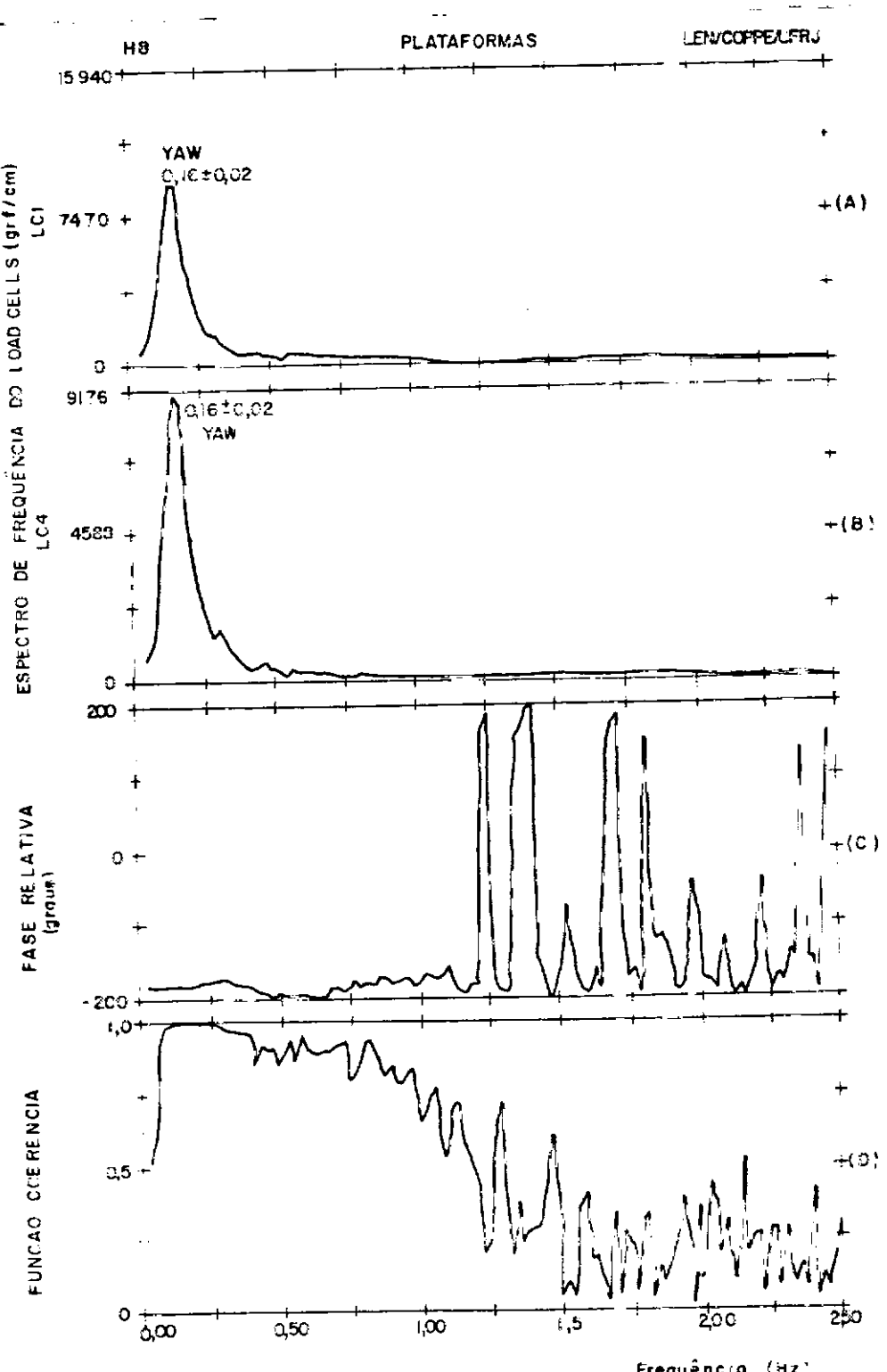


FIG. V. 30 : ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC1 e LC4) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO YAW

A Figura V.31 mostra esquematicamente a excitação do modo *heave* de vibração através de 18 impactos sobre o *deck*.

As Figuras V.32 a V.36 mostram os espectros dos quatro *load-cells* e seis acelerômetros. Em todos os espectros pode se identificar a frequência do modo *heave* de vibração, em alguns espectros aparecem as outras duas frequências mais altas, *pitch* e *roll*. Durante o ensaio só o modo *heave* pode ser identificado visualmente mas o aparecimento das outras duas frequências deve-se, provavelmente, a alguma pequena excentricidade em relação ao C.G. do modelo e o ponto de aplicação dos impactos (Ver Figura V.31).

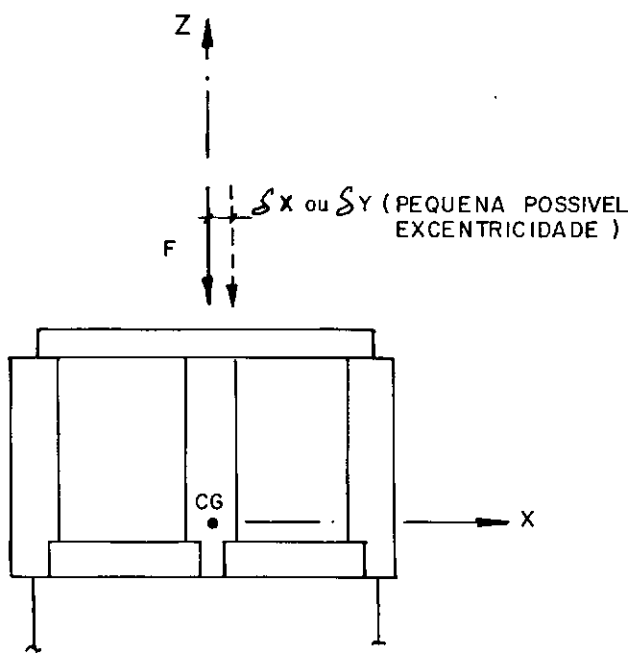


FIG.V.31 : IMPACTOS PARA A EXCITAÇÃO DO MODO HEAVE

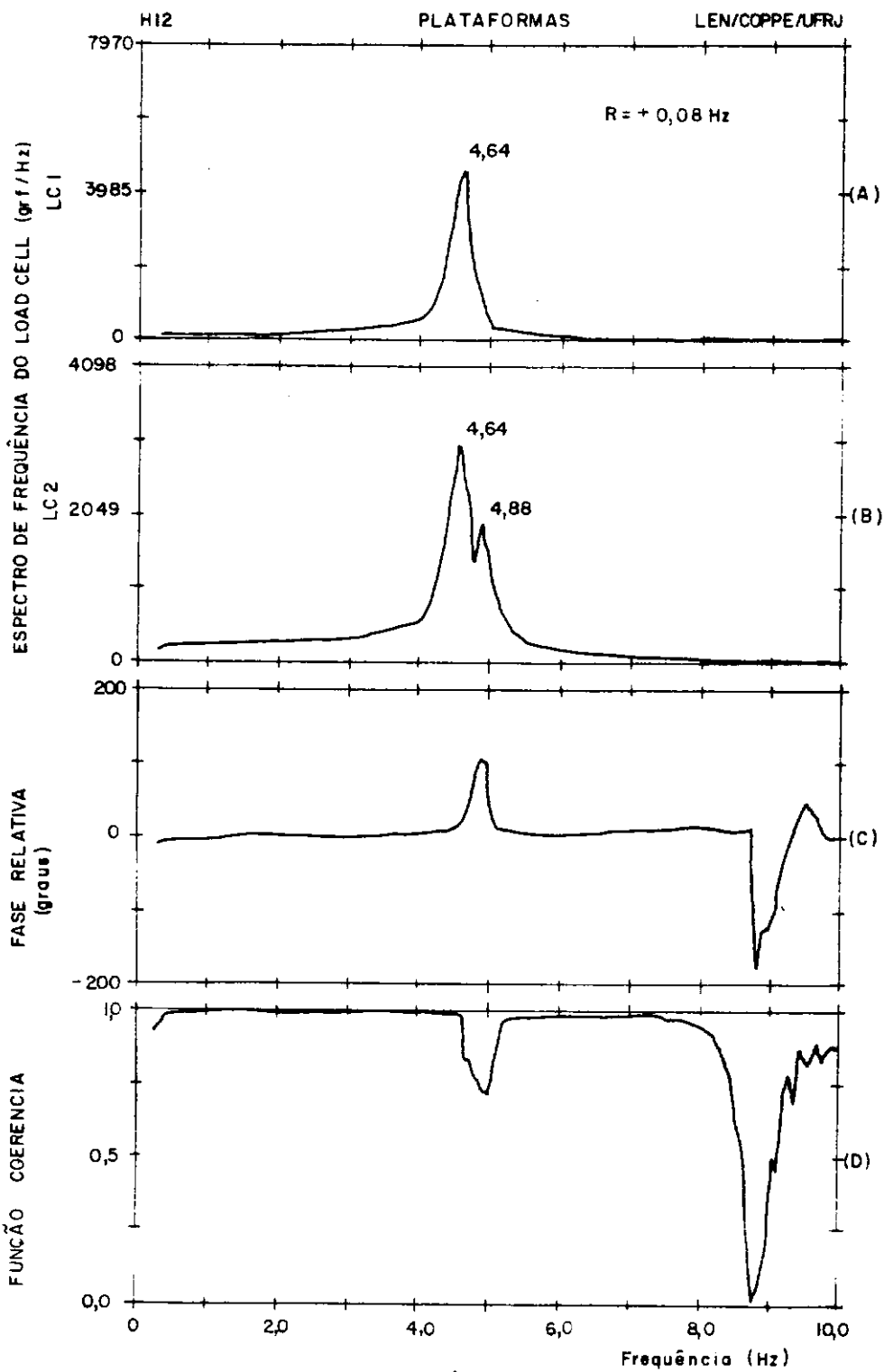


FIG. V. 32: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC1 e LC2) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO HEAVE

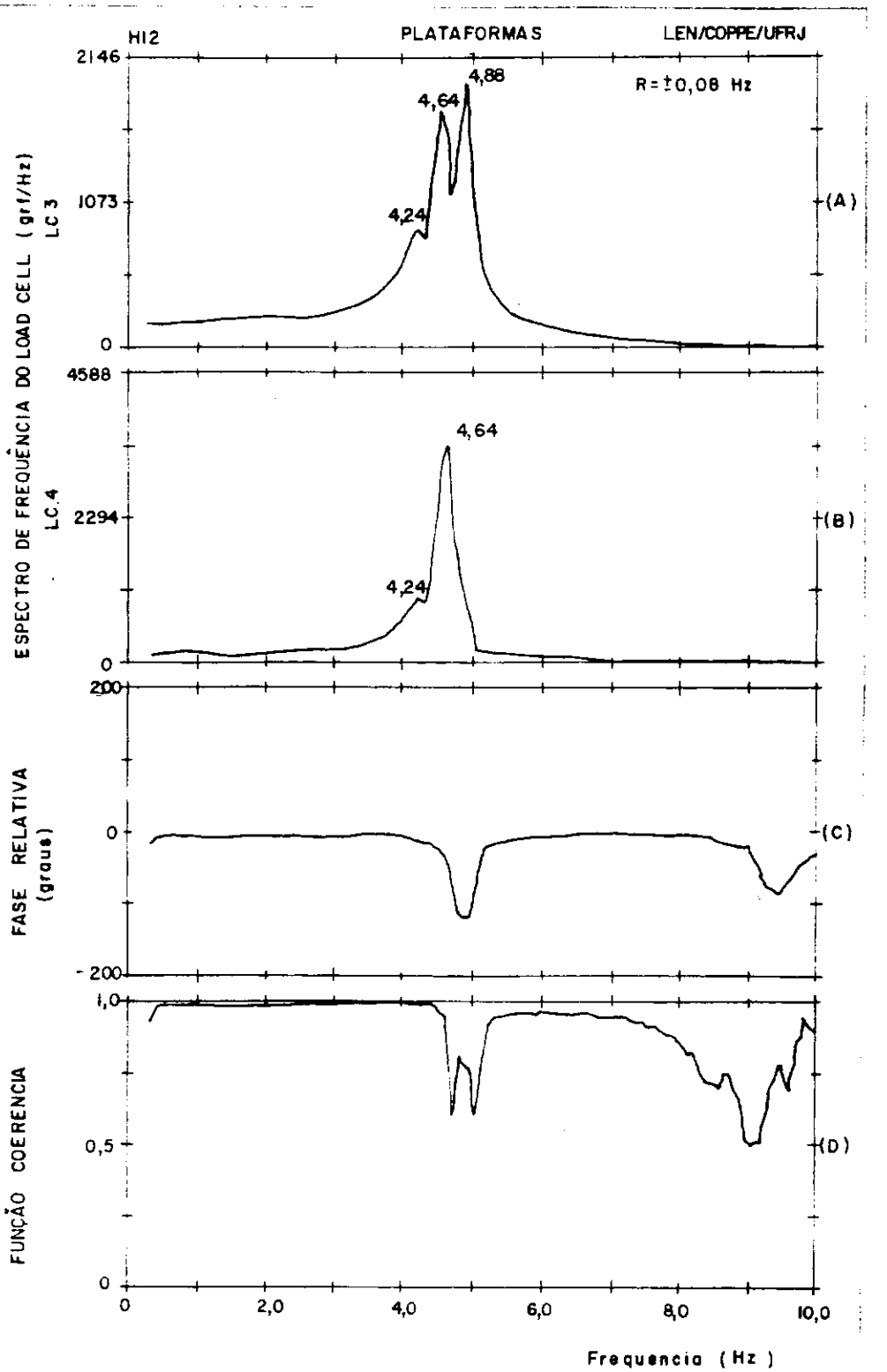


FIG. V.33 ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS (LC3 e LC4) QUANDO O MODELO E EXCITADO NO MODO HEAVE

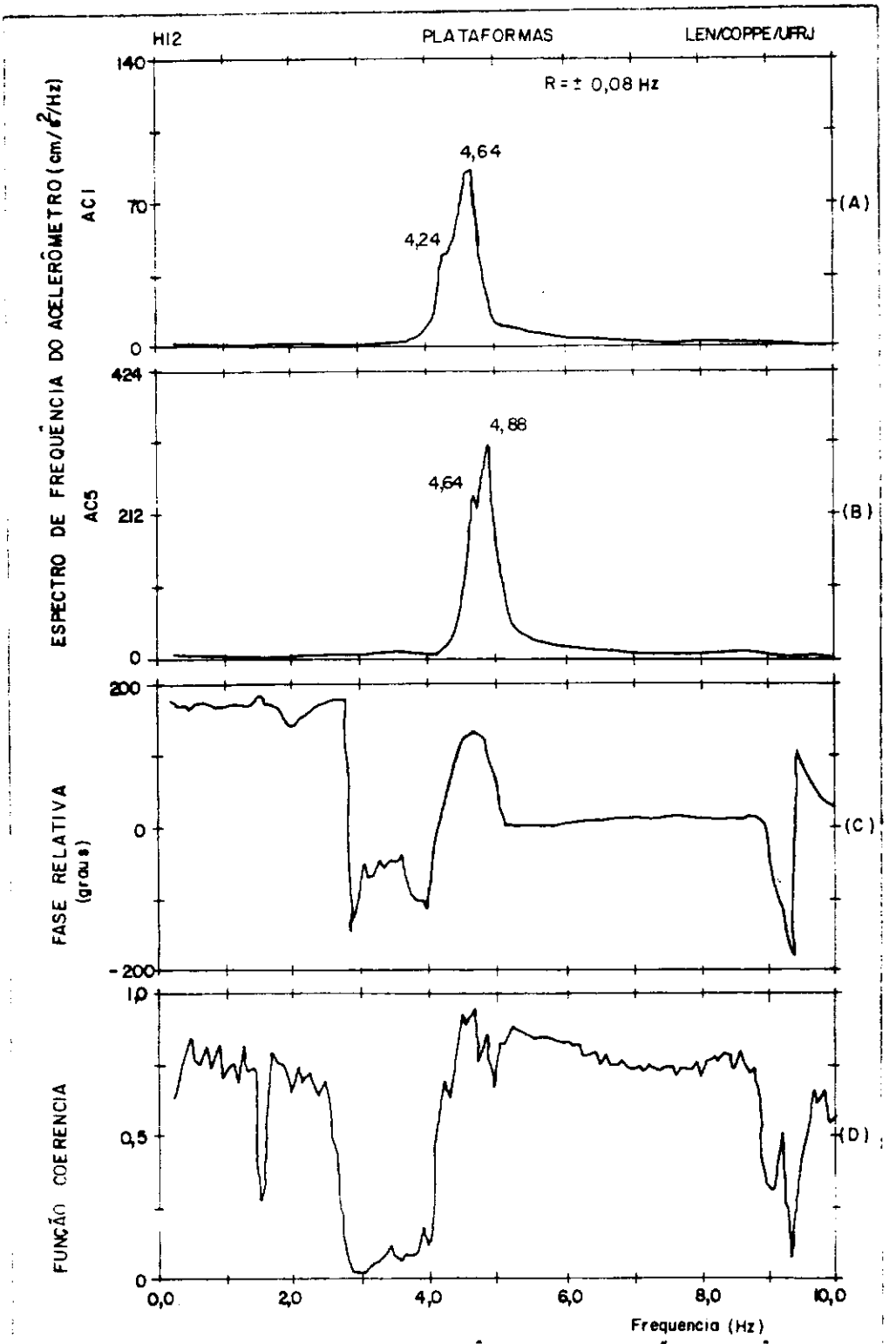


FIG. V.34: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC1 e AC5) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO HEAVE

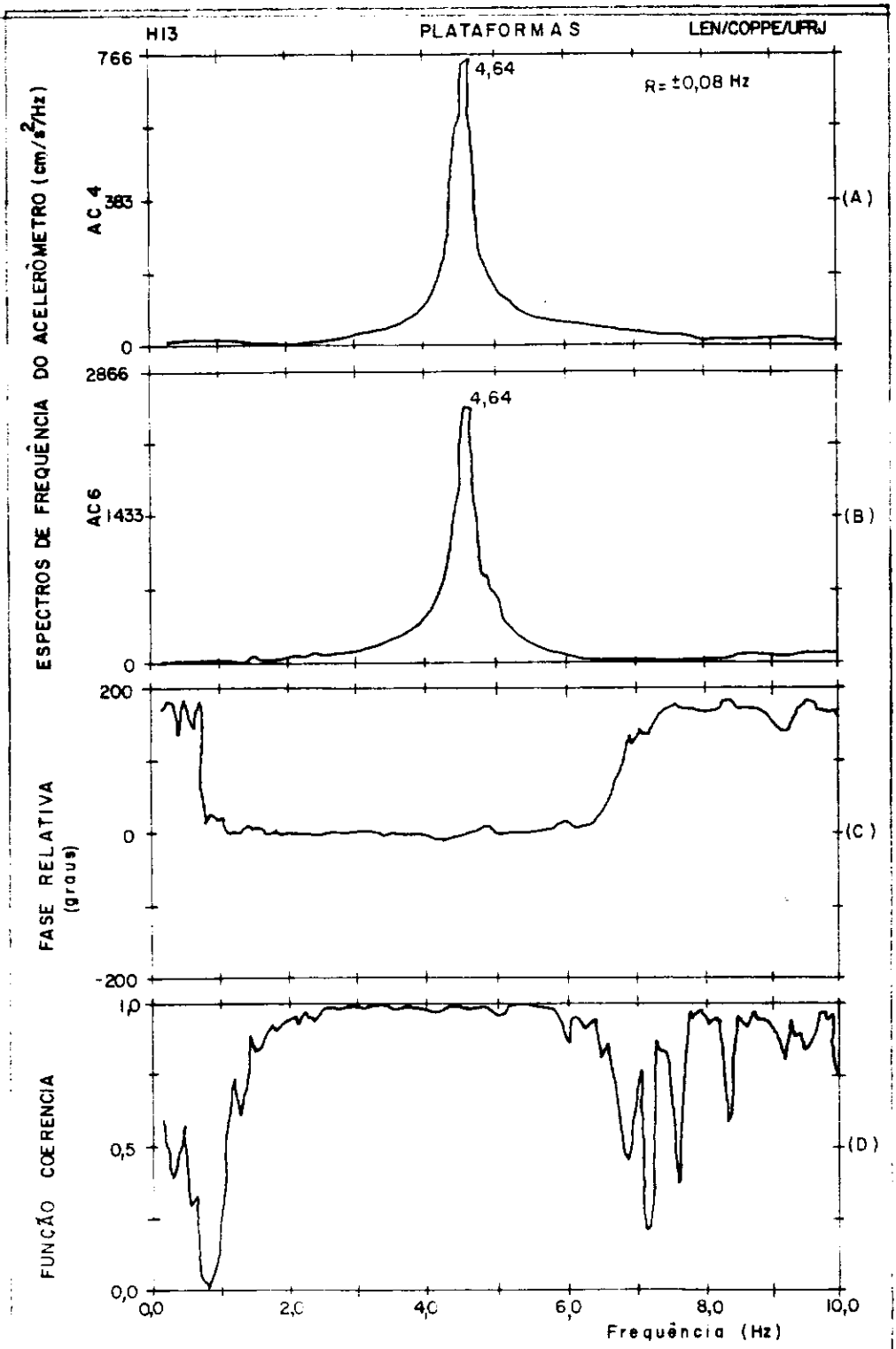


FIG. V 35 ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC4 e AC5) QUADO O MODELO É EXCITADO DO MODO HEAVE

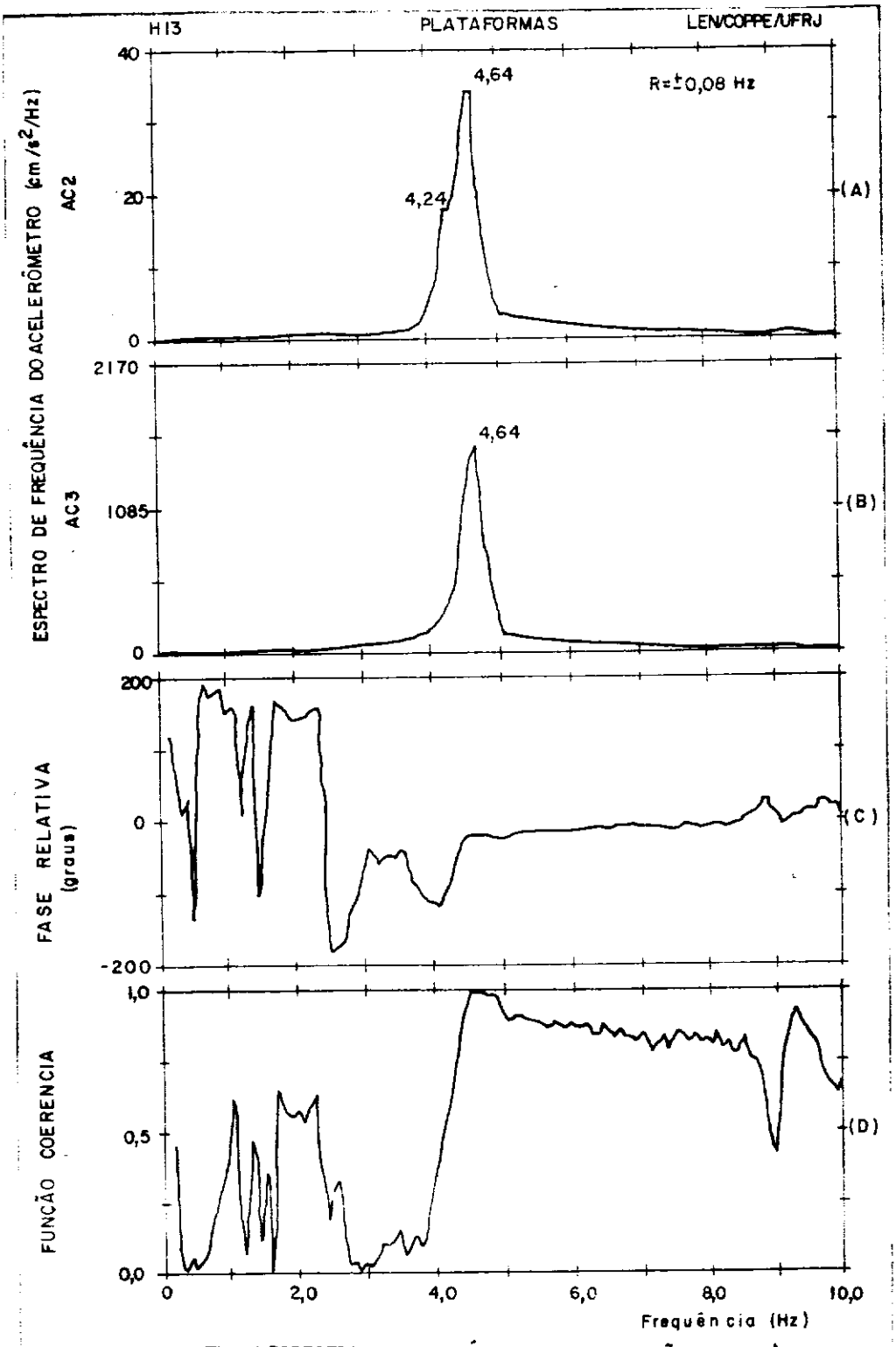


FIG. V.36: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC2 e AC3) QUANDO O MODELO E EXCITADO DO MODO HEAVE

A Figura V.37 mostra esquematicamente a excitação do modelo no modo *pitch* de vibração através de 18 impactos aplicados em dois pontos do *deck* com sentidos opostos.

As Figuras V.38 a V.42 mostram os espectros dos quatro *load-cells* e seis acelerômetros quando o modelo é excitado no modo *pitch* de vibração. Na maioria dos espectros identifica-se a frequência do modo *pitch* e também a frequência do modo *heave* de vibração o que durante o ensaio podia ser observado. No espectro do acelerômetro AC5 (Figura V.40) as três frequências mais altas dos modos *pitch*, *roll* e *heave* estão indicadas. Na Figura V.41, que compara os espectros dos acelerômetros Ac.4 e Ac.6, também pode-se identificar claramente as frequências naturais do modelo associadas aos modos *pitch* e *roll*.

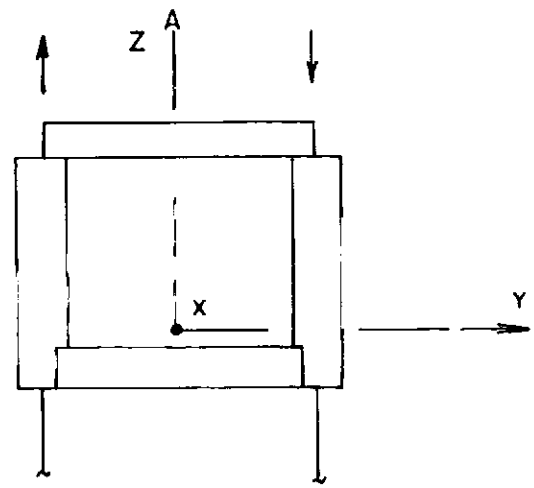


FIG.V.37: IMPACTOS EXCITANDO O MODO PITCH DE VIBRAÇÃO

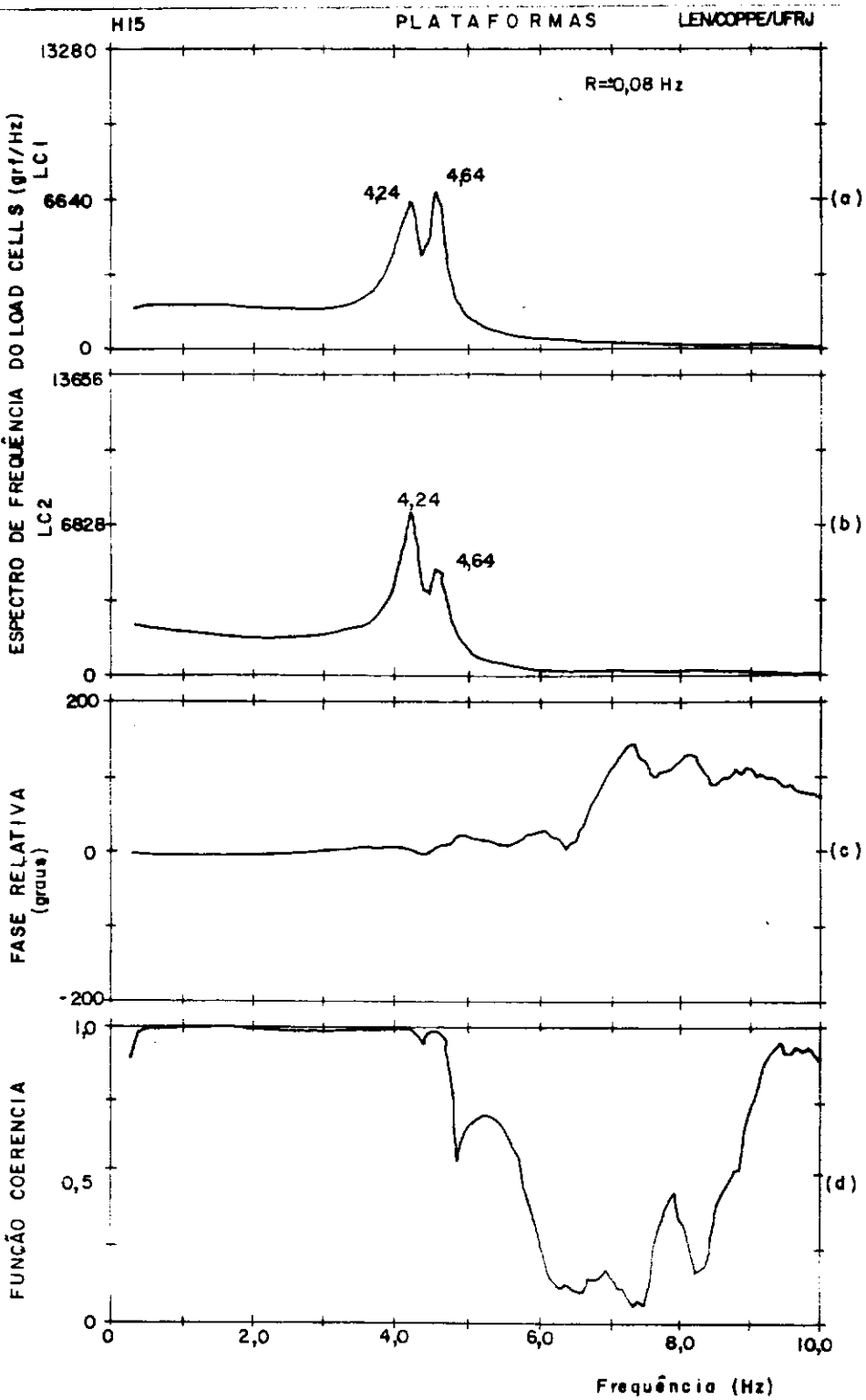


FIG. V.38: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DO FORÇA (LOAD CELLS LC2 e LC1) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO PITCH

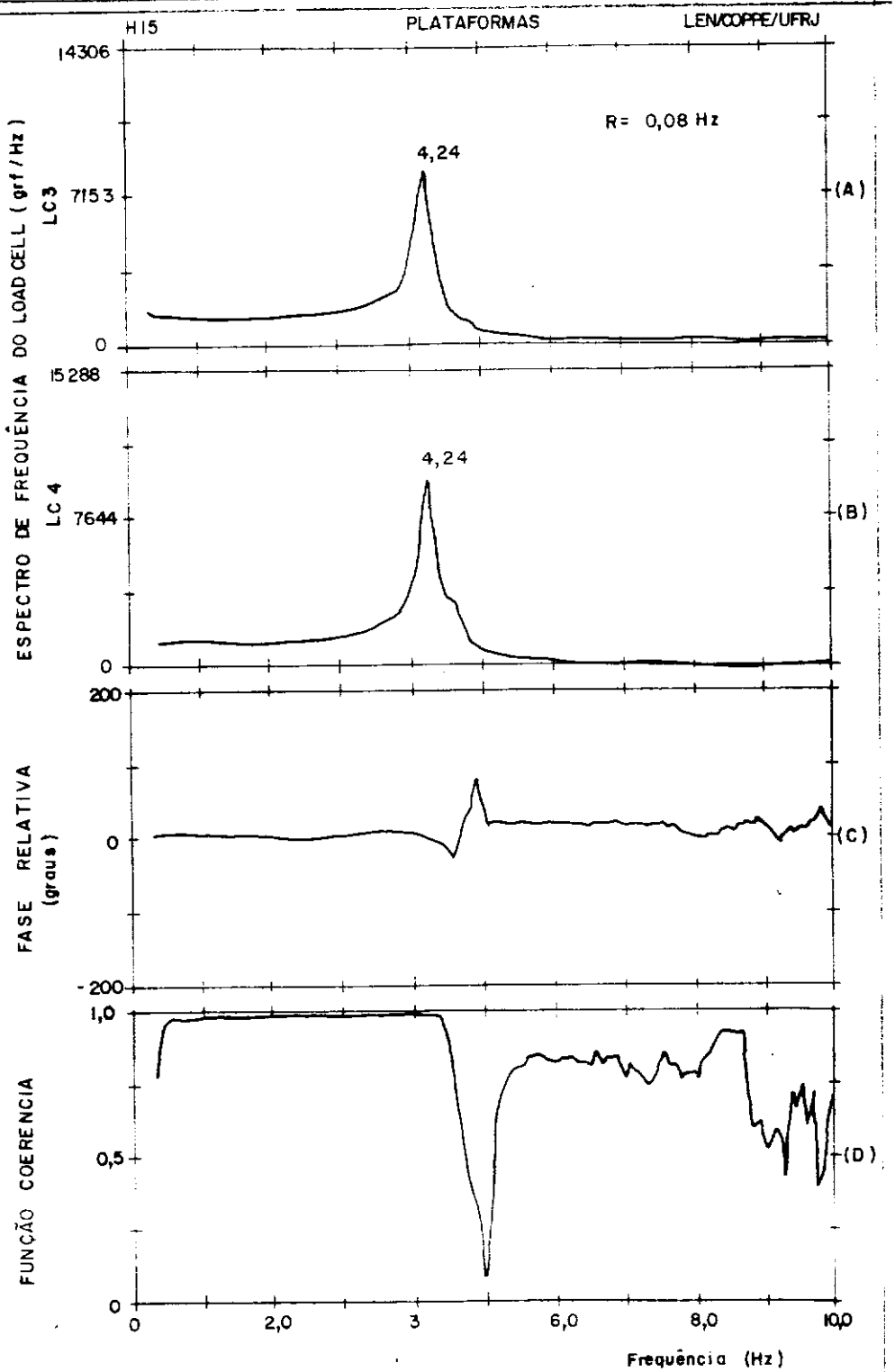


FIG. V.39: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELL LC3 a LC4) QUANDO O MODELO É EXCITADA NO MODO PITCH

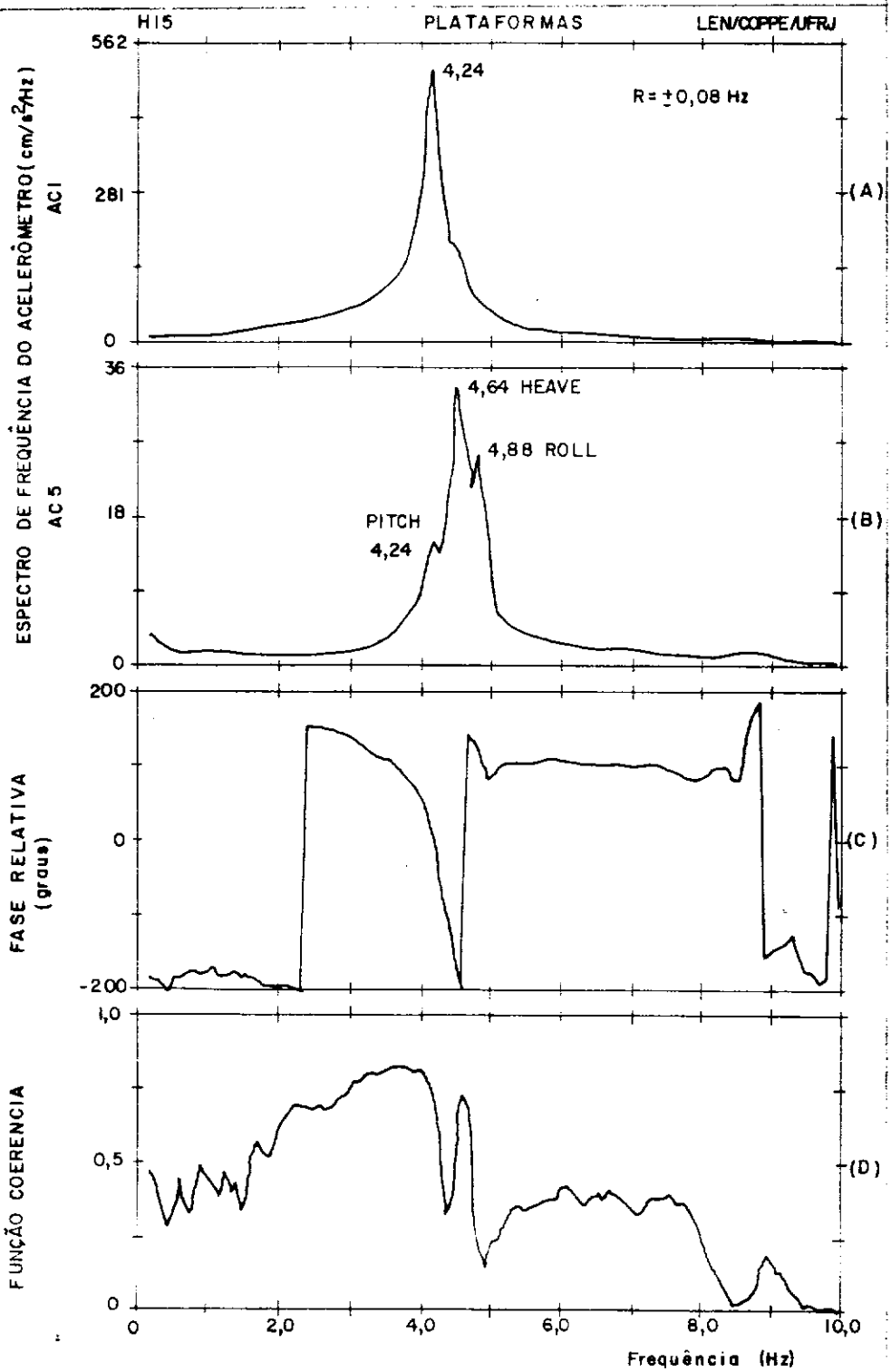


FIG. V. 40 ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC1 e AC5) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO PITCH

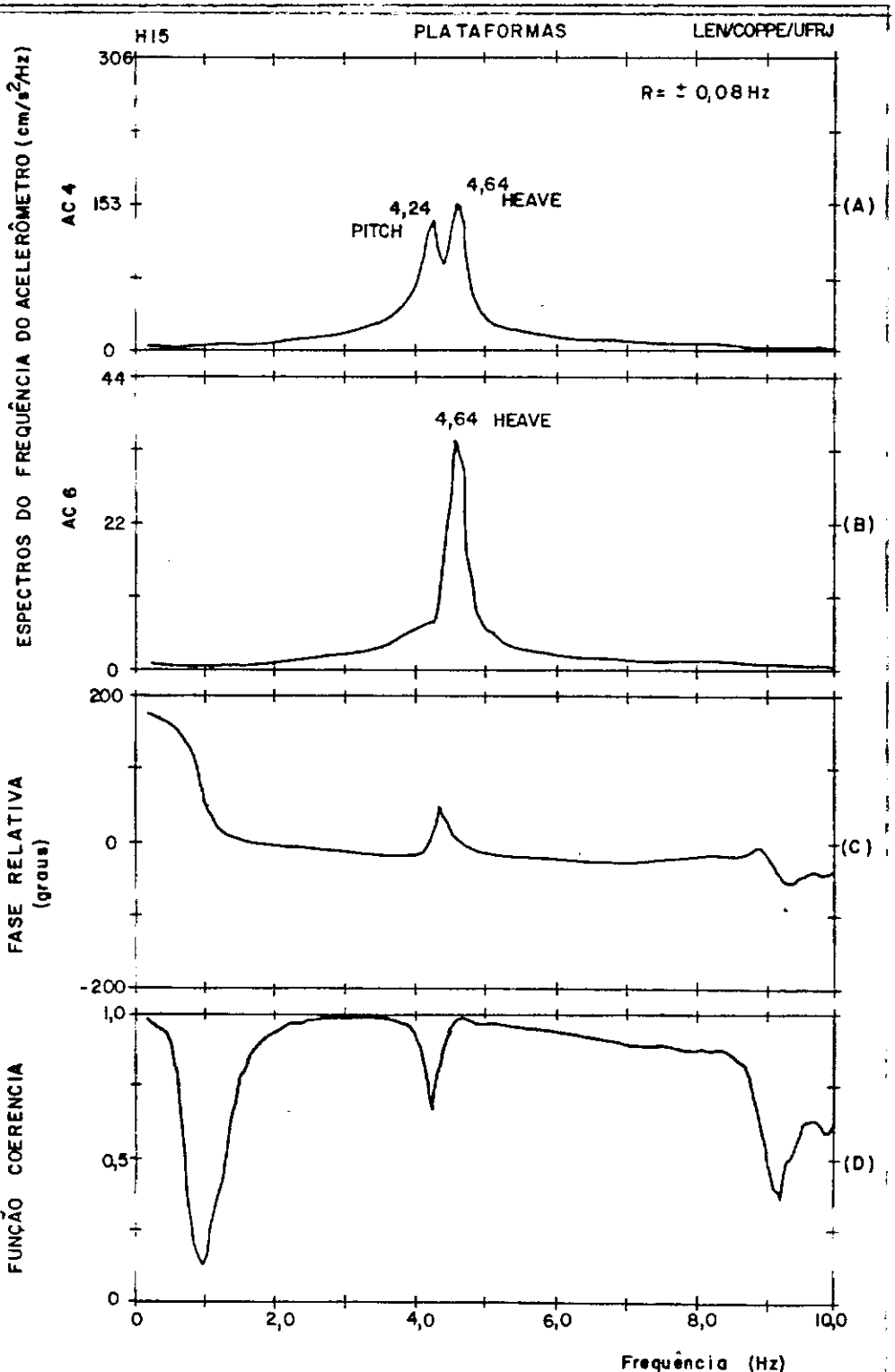


FIG. V . 41: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC4 e AC6) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO PITCH

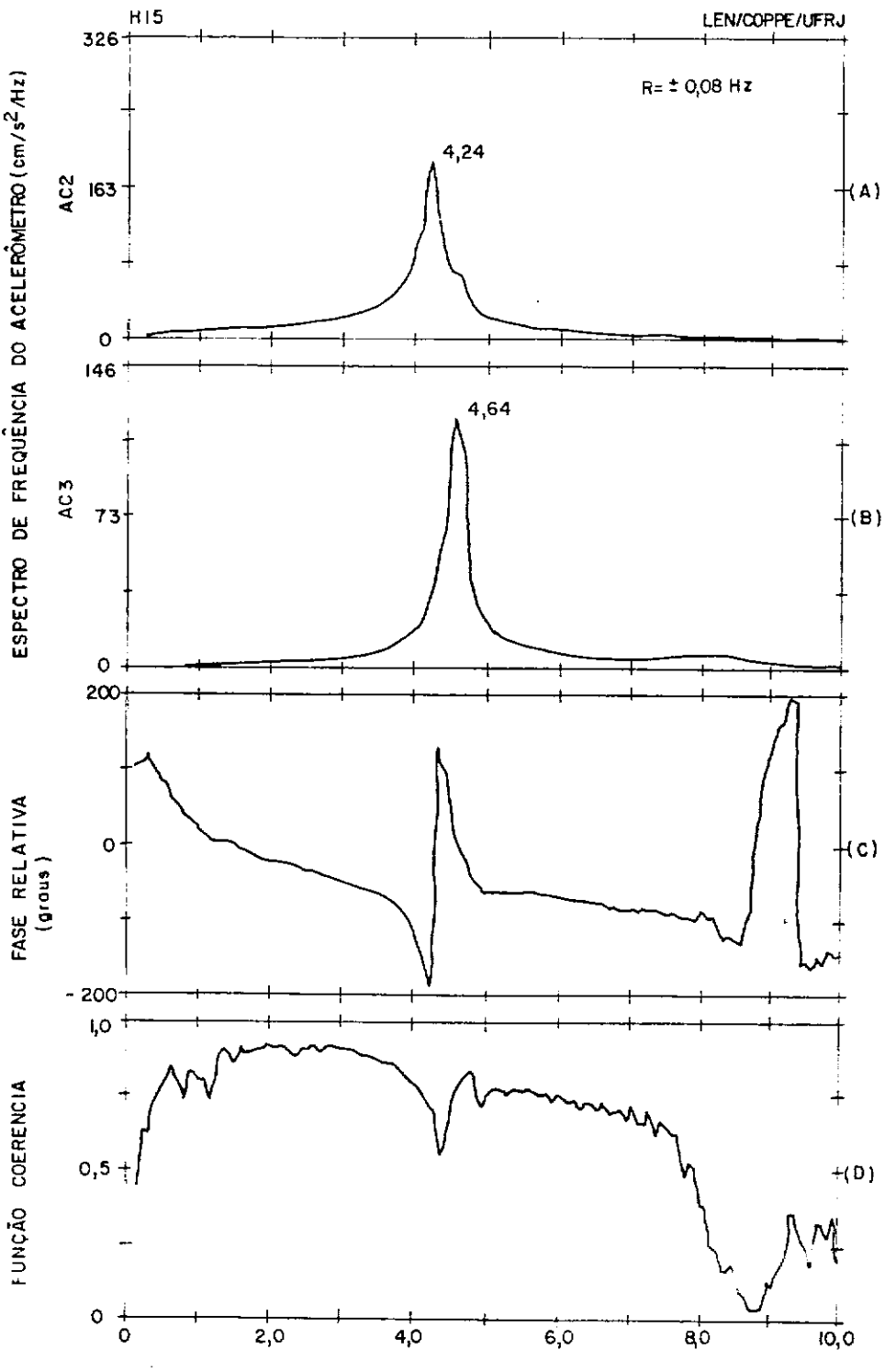


FIG. V.42 ESPECTRO DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (ACELERÔMETRO AC2 e AC3) QUANDO O MODELO É EXCITADO DO MODO PITCH

A Figura V.43 mostra esquematicamente a excitação do modo *roll* de vibração através de 18 impactos aplicados em dois pontos do *deck* com sentidos opostos.

As Figuras V.44 a V.48 mostram os espectros dos quatro *load-cells* e seis acelerômetros obtidas quando o modelo é excitado no modo *roll* de vibração. Analogamente a excitação de *pitch*, na maioria dos espectros identifica-se as frequências de *heave* e *roll*. O acoplamento do *heave* foi observado durante o ensaio. Alguns espectros mostram também as três frequências mais altas.

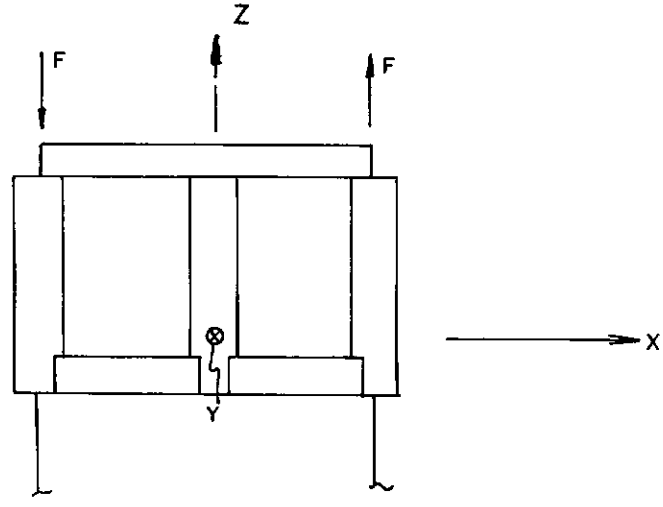


FIG.V.43 : IMPACTOS EXCITANDO O MODO ROLL DE VIBRAÇÃO

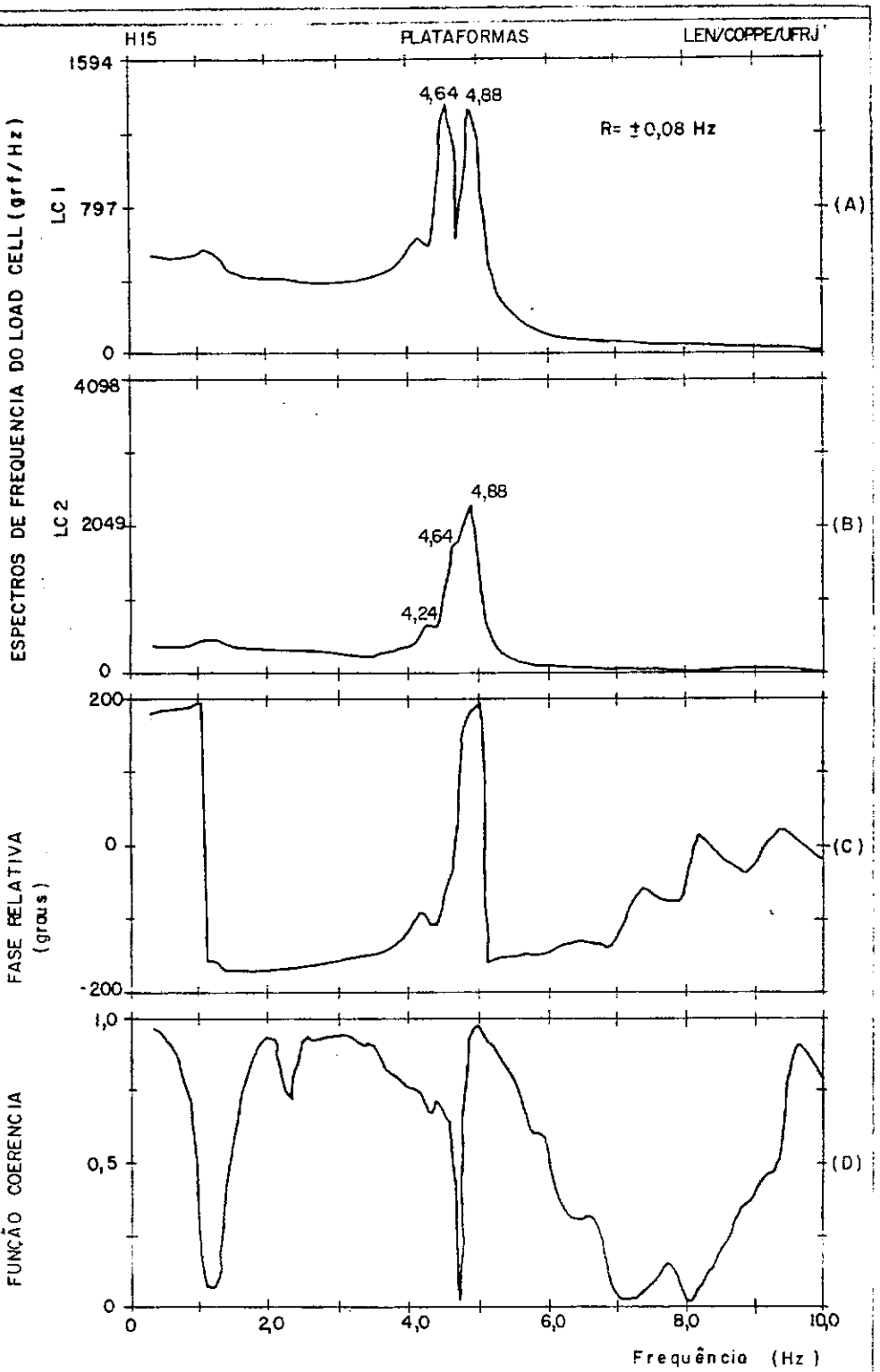


FIG. V.44: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELL LC1 e LC2) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO ROLL.

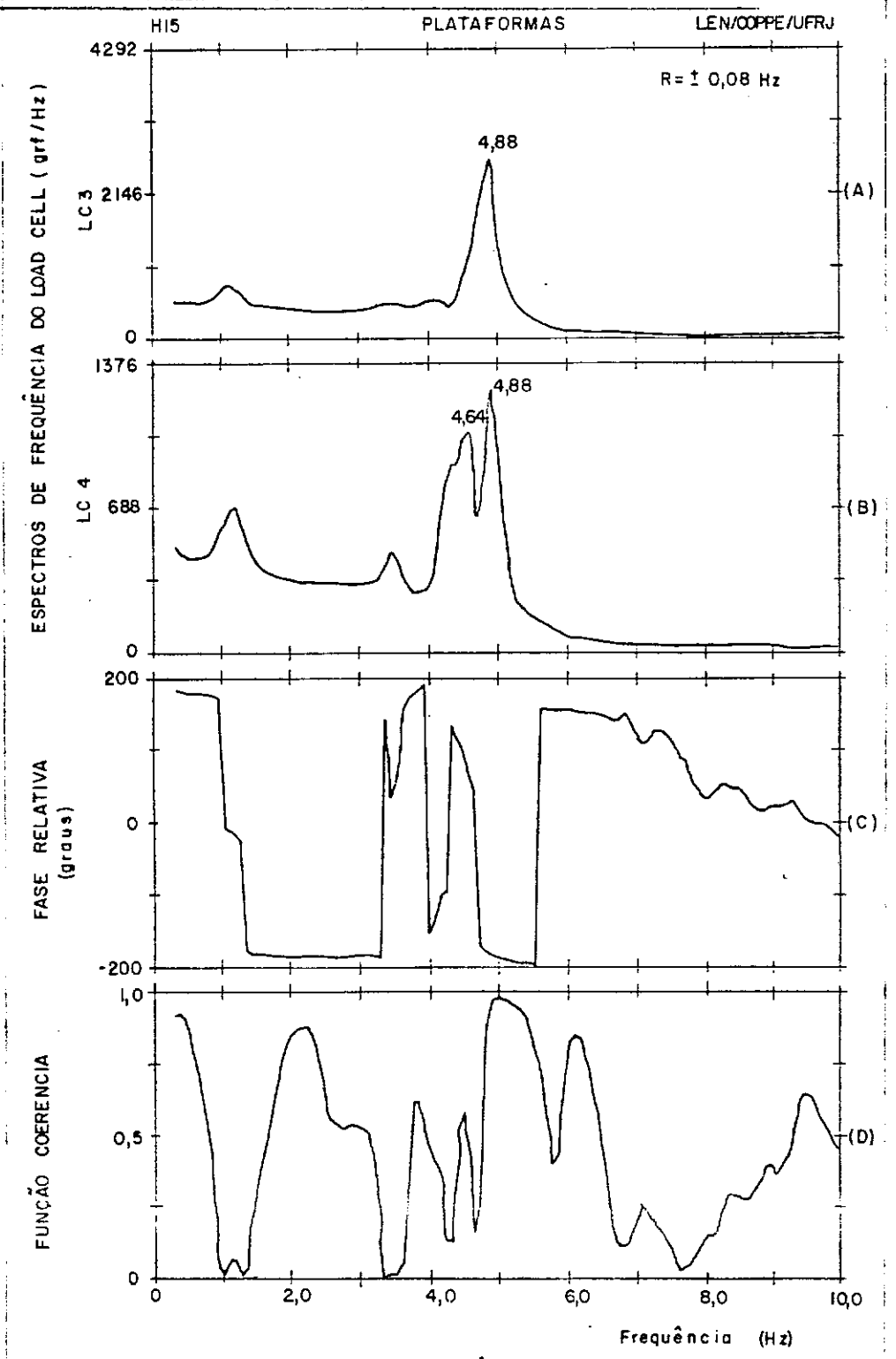


FIG. V.45: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE FORÇA (LOAD CELLS LC 3 e LC 4) QUANDO O MODELO É EXCITADO NO MODO ROLL

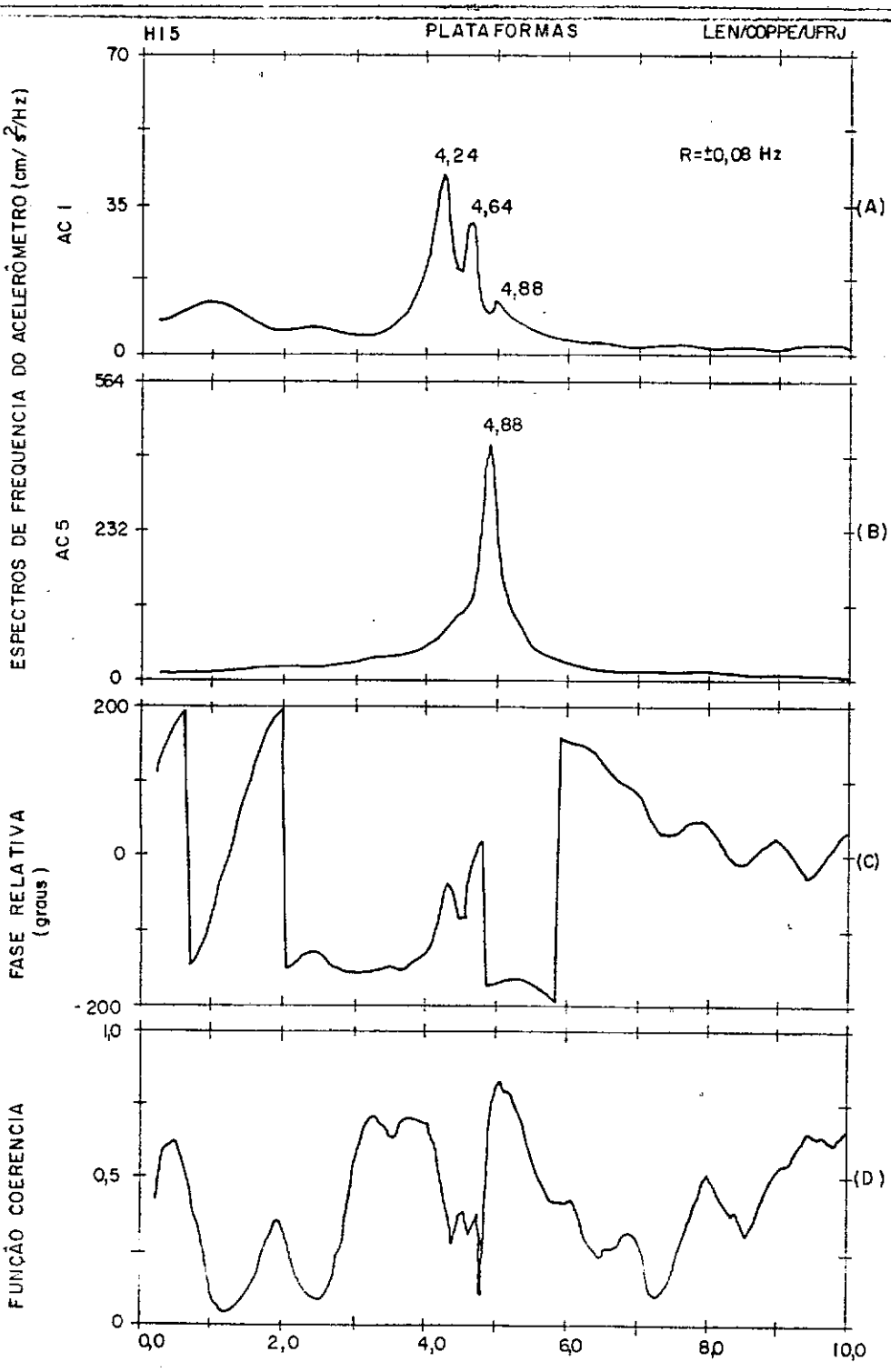


FIG. V.46 : ESPECTRO DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC1e AC5) QUANDO O MODELO É EXCITADO DO MODO ROLL

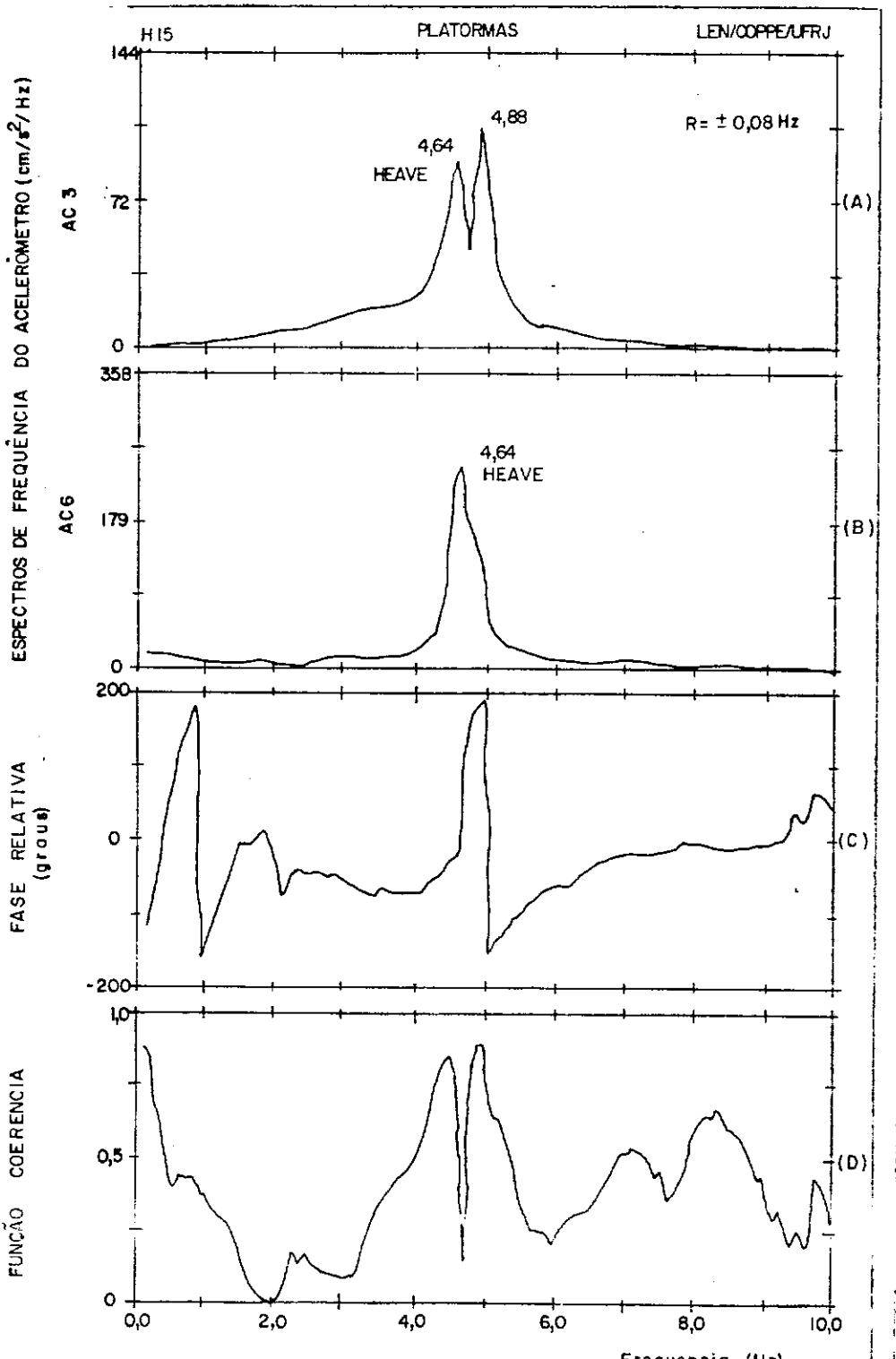


FIG. V.47: ESPECTRO DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC3 e AC6) QUANDO O MODELO É EXCITADO DO MODO ROLL

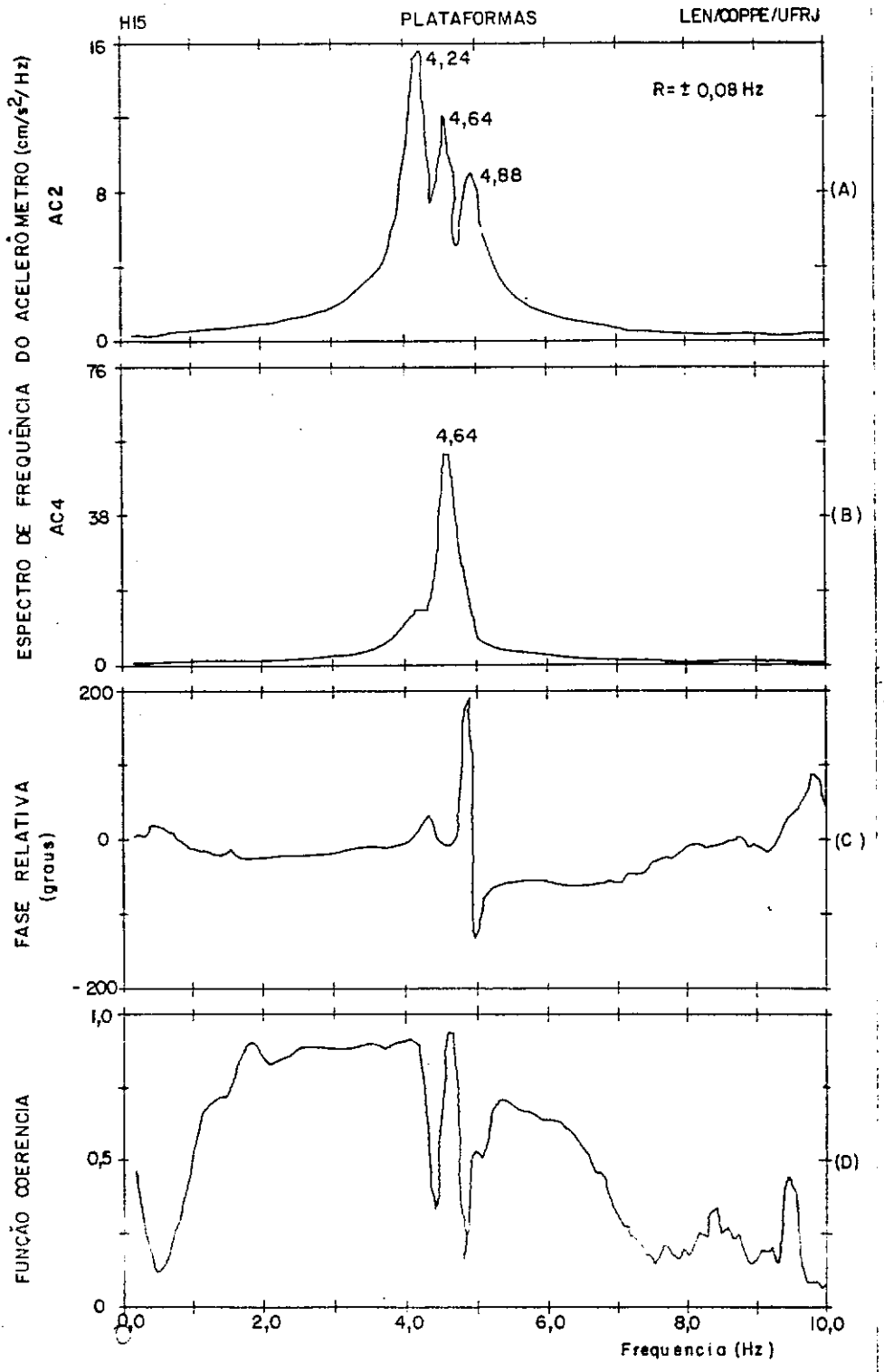


FIG. V.48: ESPECTRO DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC2 e AC4) QUANDO O MODELO É EXCITADO DO MODO ROLL.

V.3 - Ensaios com ondas

V.3.1 - Descrição dos ensaios e equipamentos utilizados

O modelo foi submetido a ondas regulares, podendo ser consideradas harmônicas, como mostram as Figuras V.49 e V.50 que são as respostas do ondômetro no tempo e em frequência respectivamente. Foram realizadas duas campanhas de medição com períodos e alturas de ondas distintas com o objetivo de simular as condições de mar brasileiras. A Tabela V.3 mostra para cada campanha o período e a altura da onda gerada no tanque de ensaios e os seus valores correspondentes, extrapolados pela Teoria da Semelhança, para o protótipo:

Tabela V.3 - Períodos e alturas de Ondas

CAMPANHA	MODELO		PROTOTIPO	
	ALTURA Hw (cm)	PERIODO T (seg)	ALTURA Hw (m)	PERIODO T (seg)
1ª	7,60	0,89	12,84	11,61
2ª	8,30	0,78	13,94	10,15

A Tabela V.2 mostra as frequências e períodos obtidos experimentalmente para o modelo para cada modo de vibração, indicando também o período extrapolado para o protótipo através da obediência ao fator de escala de tempo (Expressão III.3):

$$k_T = \sqrt{k1} \quad ; \quad k1 = 1/169$$

$$k_T = 1/13$$

$$\frac{T_{modelo}}{T_{protótipo}} = \frac{1}{13} \quad \longrightarrow \quad T_{protótipo} = 13 \times T_{modelo}$$

onde: $T_{protótipo}$ - período extrapolado para o protótipo

T_{modelo} - período do modelo obtido experimentalmente

Tabela V.2 - Períodos Experimentais

MODO	f (Hz)	T_{MODELO} (Experimental)	$T_{PROTOTIPO}$ (Extrapolado)
Sway	0,10 Hz	10,0 s	130,0 s
Surge	0,10 Hz	10,0 s	130,0 s
Yaw	0,16 Hz	5,56 s	72,2 s
Heave	4,64 Hz	0,216 s	2,8 s
Roll	4,88 Hz	0,205 s	2,7 s
Pitch	4,24 Hz	0,236 s	3,1 s

As Fotos V.5 e V.6 mostram o modelo sob a ação de ondas.

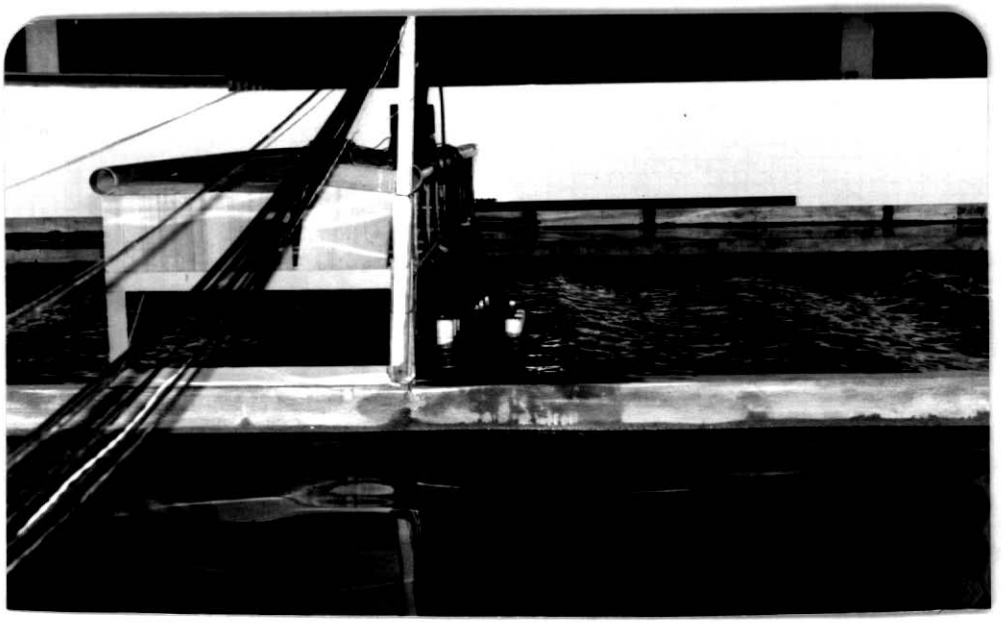


Foto V.5 - Vista lateral do modelo sob a ação de ondas

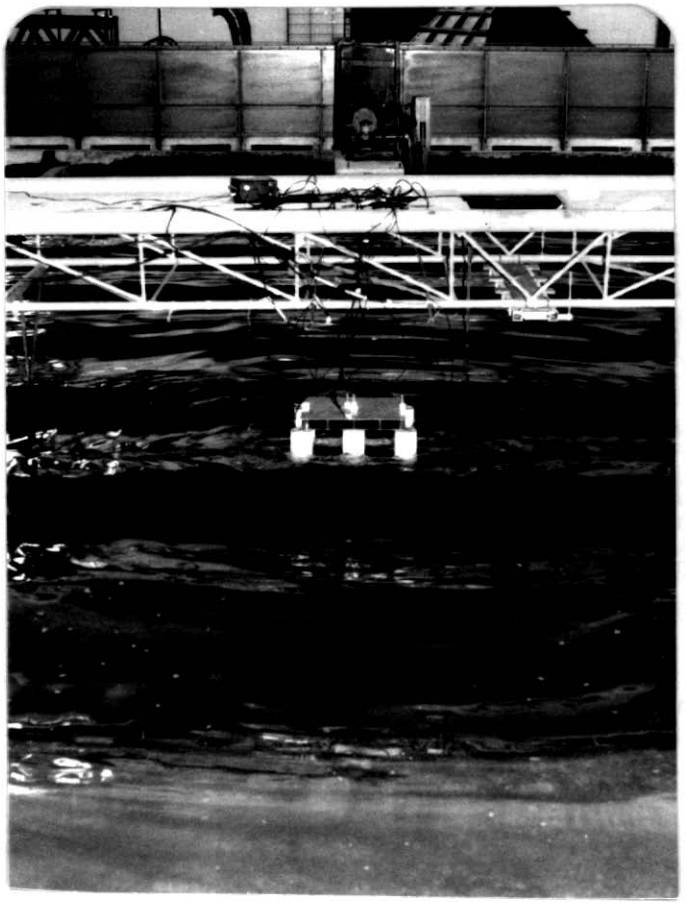


Foto V.6 - Vista superior do modelo sob a ação de ondas

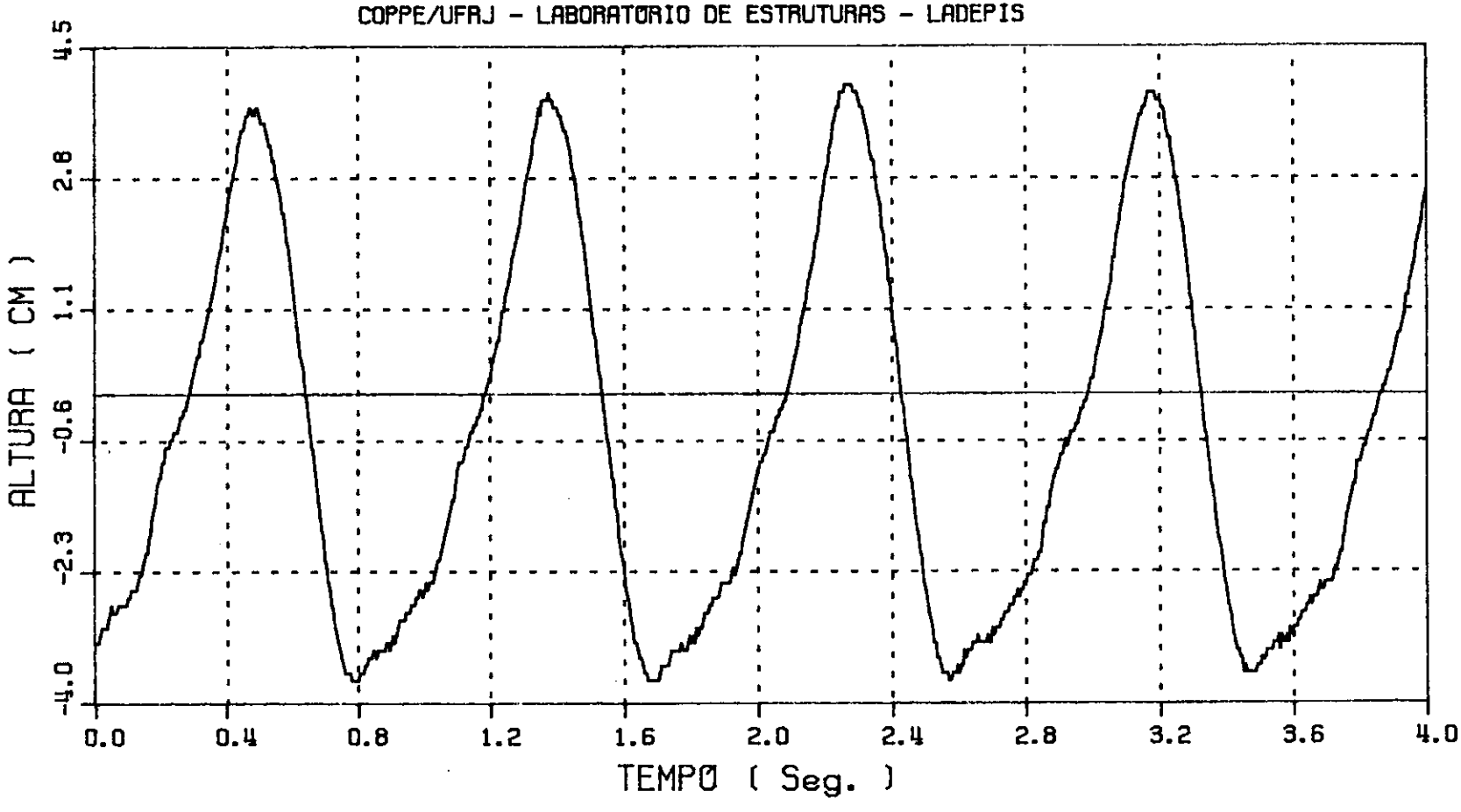


Fig. V.49 - Sinal no tempo registrado pelo ondômetro durante a primeira campanha com ondas.

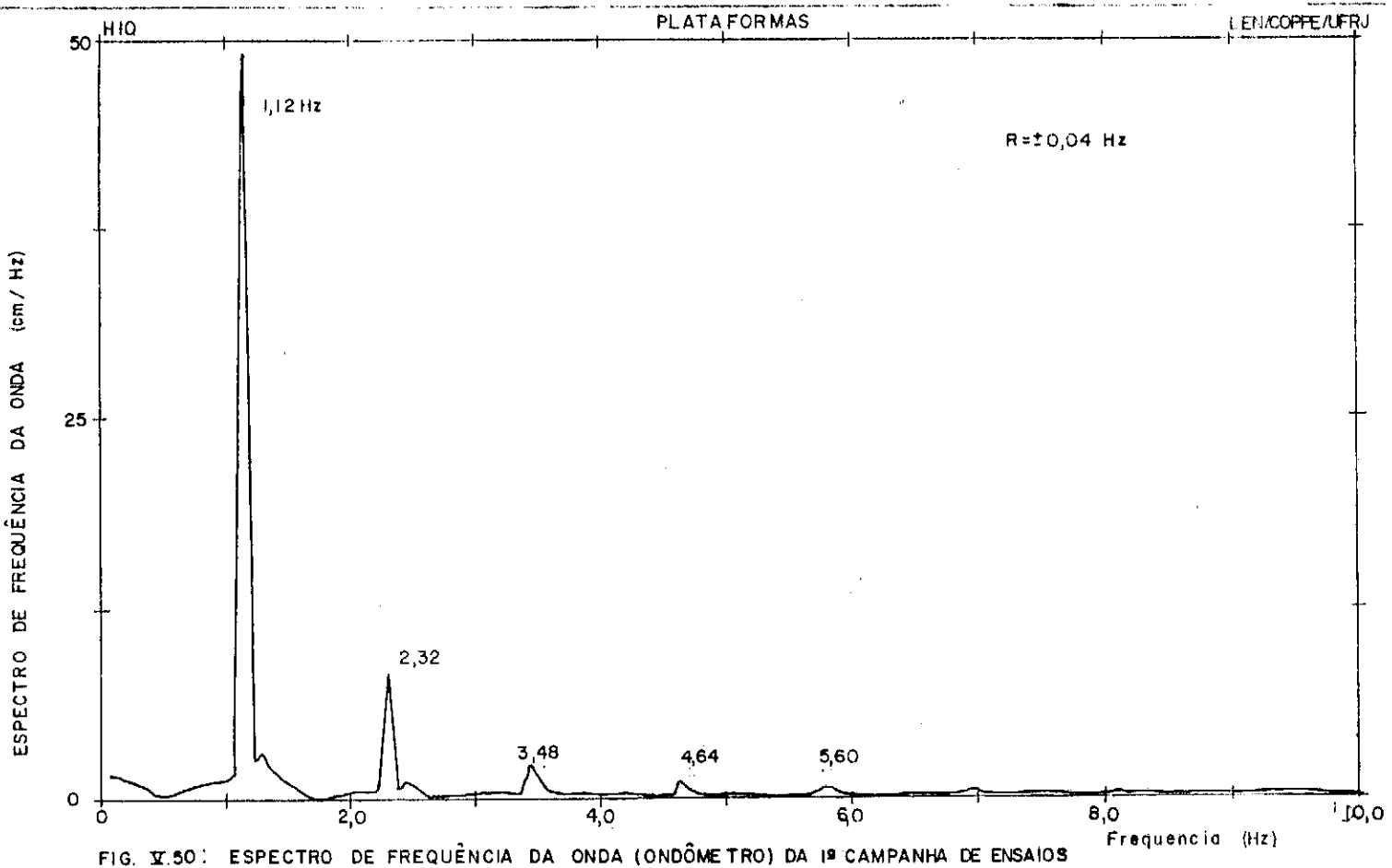


FIG. V.50: ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DA ONDA (ONDÔMETRO) DA 1ª CAMPANHA DE ENSAIOS

Nas duas campanhas realizadas, as ondas geradas incidian paralelas ao eixo Y, direção *surge* de movimento, atingindo primeiramente as colunas 1 e 2 (Ver Figura V.51).

Os mesmos sensores e equipamentos utilizados nos ensaios de vibração livres foram utilizados nos ensaios com ondas com a diferença que para este último registrou-se os sinais da onda através de um ondômetro, além dos seis acelerômetros e dos quatro *load-cells*. O ondômetro é do tipo capacitivo, e foi projetado e construído pelo programa de Engenharia Oceânica da COPPE/UFRJ. A Figura V.52 mostra esquematicamente o ondômetro com suas principais características.

A Foto V.7 mostra o modelo e o equipamento de monitoração dos sinais durante o ensaio.

A Figura V.51 mostra esquematicamente o modelo sob a ação de ondas com as principais dimensões da Bacia de Ensaios do CT/UFRJ.

Neste capítulo apresentam-se os sinais de onda obtidos experimentalmente e a resposta do modelo, captada pelos acelerômetros e *load-cells*, no tempo e em frequência. No Capítulo VI, é feita uma correlação entre os resultados experimentais e os resultados teórico-numéricos.

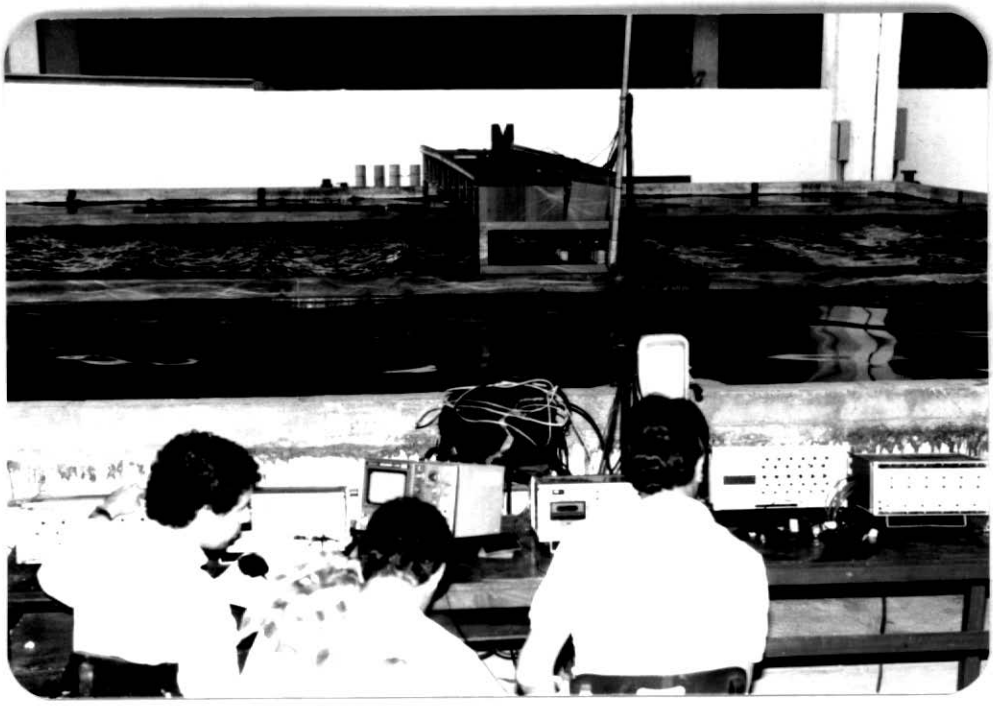


Foto V.7 - Monitorização do Ensaio com Ondas

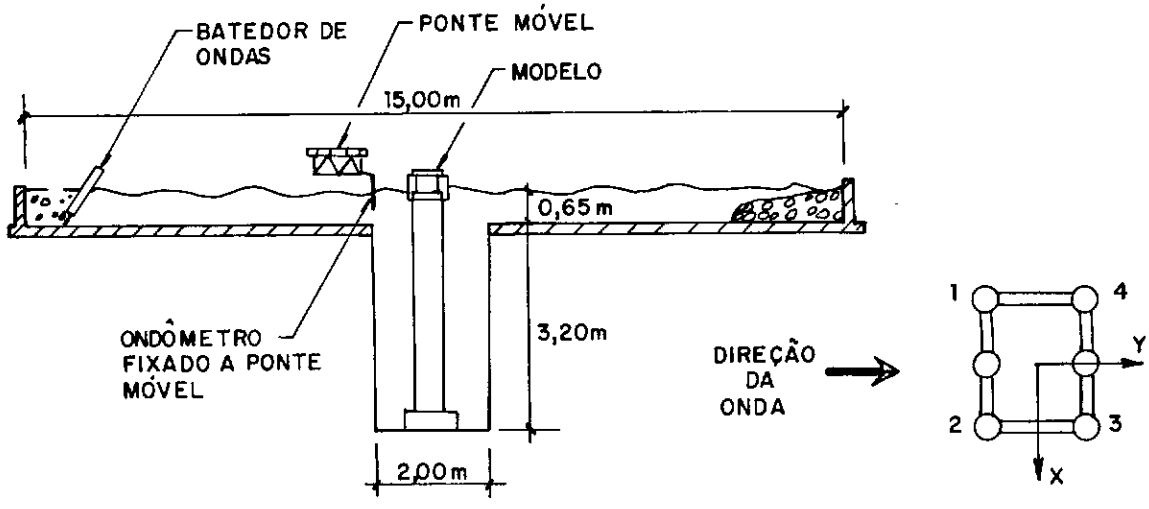
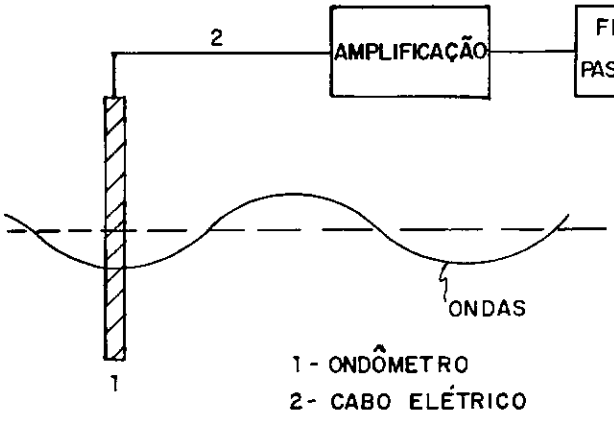


FIG.V.51 : ESQUEMA DO ENSAIO COM ONDAS



CARACTERISTICAS GERAIS:

SENSOR: TIPO CAPACITIVO-DIELÉTRICO: VIDRO

SENSIBILIDADE: 100 mv/cm

FAIXA DINÂMICA: 50 cm

PRECISÃO: ≤1 mm

RESOLUÇÃO: 0,1mm

SAIDA ANALÓGICA: 0 a 5 VOLTS

RESPOSTA DE FREQUENCIA: 0 a 5Hz

FIG.V.52 : ESQUEMA E CARACTERISTICAS DO ONDÔMETRO

V.3.2 - Primeira campanha de ensaios com ondas

Na primeira campanha de ensaios regulou-se o batedor de ondas para gerar uma onda com frequência de aproximadamente 1,1 Hz. A Figura V.49 mostra o sinal da altura de onda no tempo e a Figura V.50 o espectro deste mesmo sinal. A partir dessas Figuras pode-se determinar a altura da onda e sua frequência (período), neste caso a altura é de 7,80 cm e a frequência de 1,12 Hz (T=0,89 seg). Ondas com estas características simulam, extrapolando para o protótipo, ondas com altura de 12,84 m e período de 11,6 seg que são valores próximos aos adotados para projetos de plataforma nas costas brasileiras.

A Figura V.53 mostra os espectros dos acelerômetros Ac.3 e Ac.6 aonde aparecem com nitidez a frequência da onda e os seus superarmônicos. Como o modelo possui o modo *heave* de vibração com frequência de 4,64 Hz (Tabela V.2) e esta frequência é bem próxima ao superarmônico da onda (4,48 = 4x1,12 Hz), notamos portanto com nitidez o efeito da ressonância no espectro dos acelerômetros.

As Figuras V.54 e V.55 mostram os espectros dos demais acelerômetros; Ac.4, Ac.5, Ac.1 e Ac.2 respectivamente. Podemos observar a frequência da onda e os superarmônicos desta frequência em todos os espectros, no entanto, nos espectros do acelerômetro Ac.4 observamos o efeito da ressonância já visto nos espectros de Ac.3 e Ac.6 (Figura V.53), isto ocorre devido ao posicionamento vertical dos três acelerômetros (Ver Instrumentação - Figura V.1).

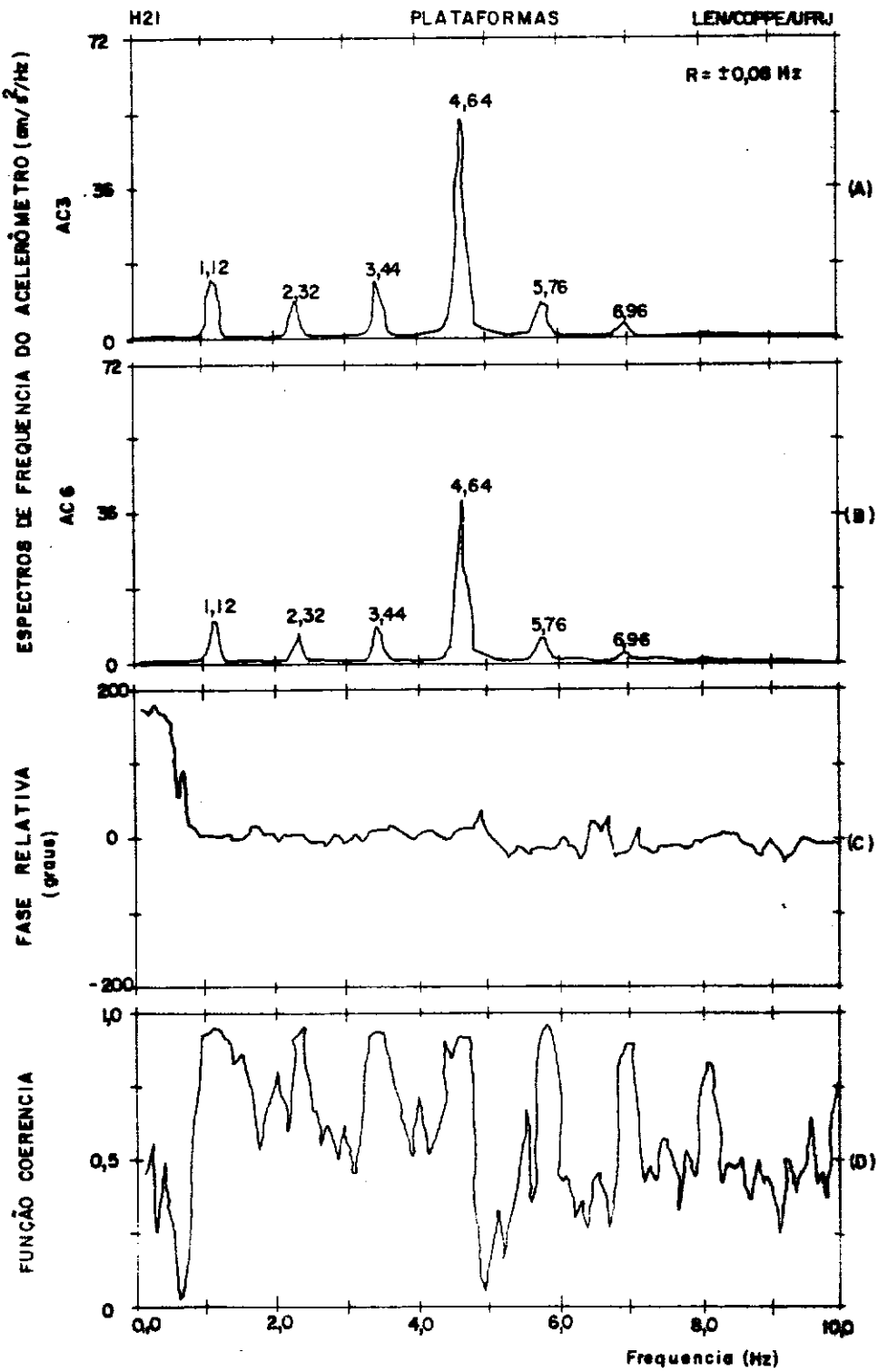


FIG. V.53 : ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (AC3 e AC6) DA 1ª CAMPANHA DE ENSAIOS COM ONDAS

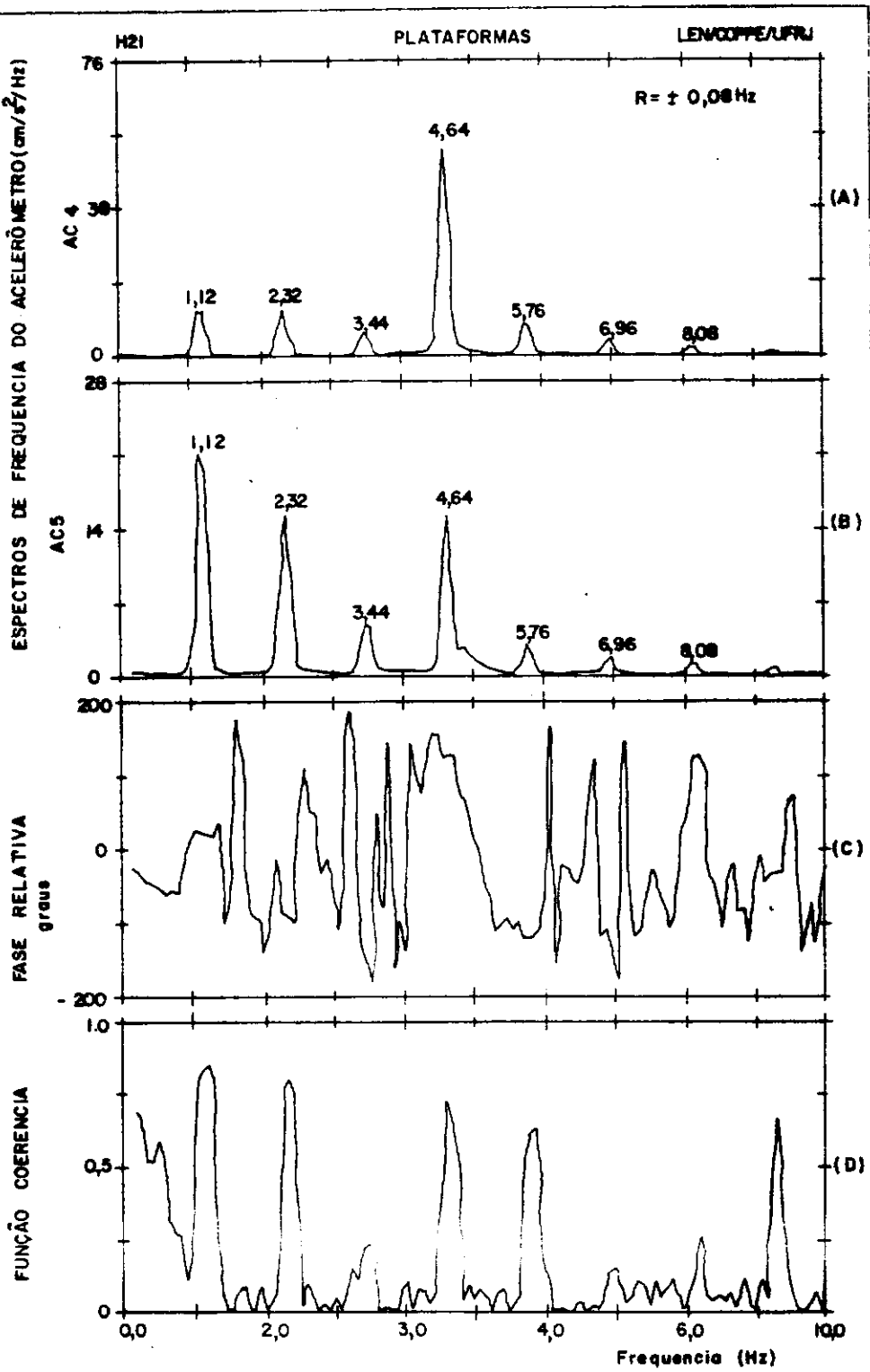


FIG. V.54 - ESPECTRO DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC4 e AC5) DA 1ª CAMPANHA DE ENSAIO COM ONDAS

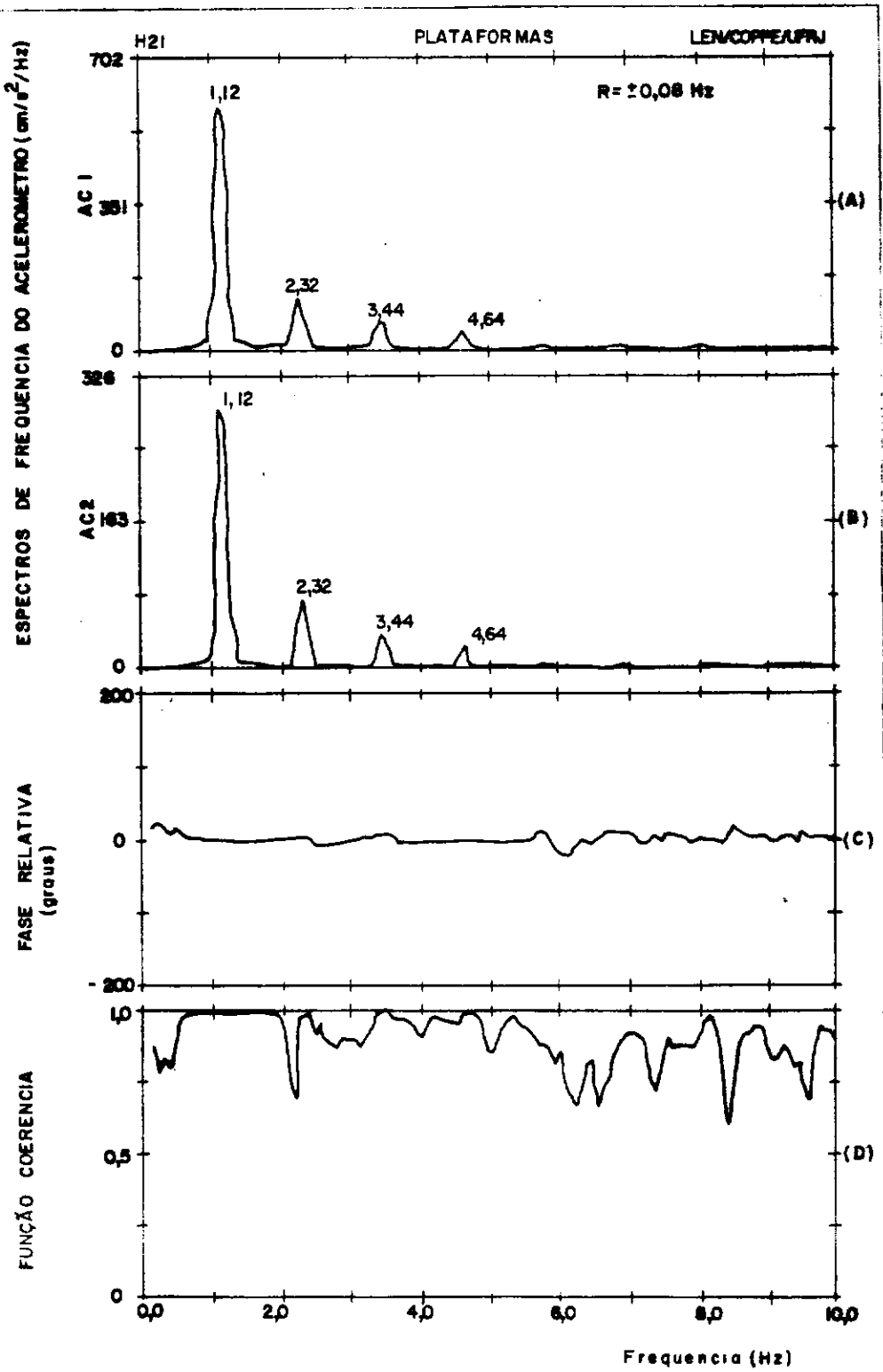


FIG. V.86 : ESPECTROS DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC1 e AC2) DA 1ª CAMPANHA DE ENSAIOS

No espectro do acelerômetro Ac.5 vemos com maior nitidez os superarmônicos da frequência da onda.

A partir do software desenvolvido pelo Laboratório de Estruturas[7], obtivemos o registro gráfico no tempo dos sinais dos acelerômetros que por integração nos fornecem os gráficos de velocidade e deslocamento no tempo para cada sinal. As Figuras V.56 a V.61 mostram estes sinais obtidos para cada acelerômetro. Como pode ser visto, todos os sinais foram obtidos a partir da nova posição de equilíbrio, isto é, só foi iniciada a monitoração após as ondas geradas já estarem incidindo sobre o modelo.

As Figuras V.56 e V.57 mostram os sinais de aceleração, velocidade e deslocamento para os acelerômetros Ac.1 e Ac.2 que se encontravam no sentido do deslocamento da onda (Ver Figura V.1). Como era de se esperar todos os sinais mostram o modelo vibrando com o perído da onda gerada (0,89 seg). Destes sinais podemos obter dados importantes sobre o comportamento da plataforma como por exemplo, das Figura V.56.c e V.57.c, obtém-se o deslocamento máximo causado pela onda a partir da nova posição de equilíbrio, que foi de aproximadamente 1,5 cm, que extrapolando para o protótipo seria de aproximadamente 2,54 m.

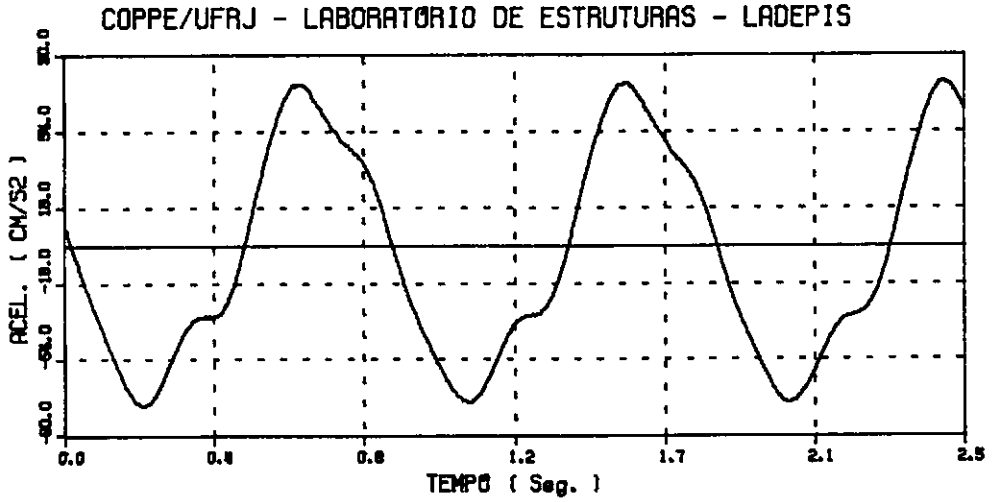


Fig. V.56.a - Aceleracao x Tempo

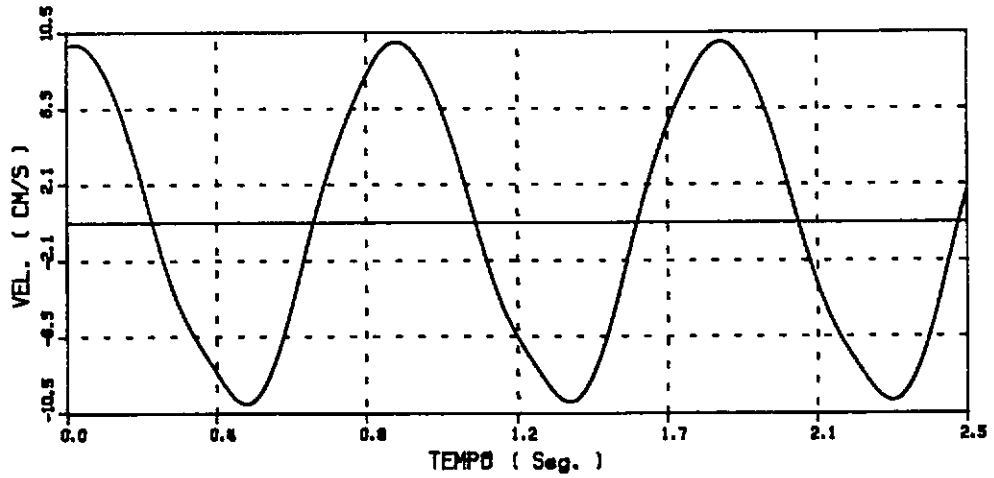


Fig. V.56.b - Velocidade x Tempo

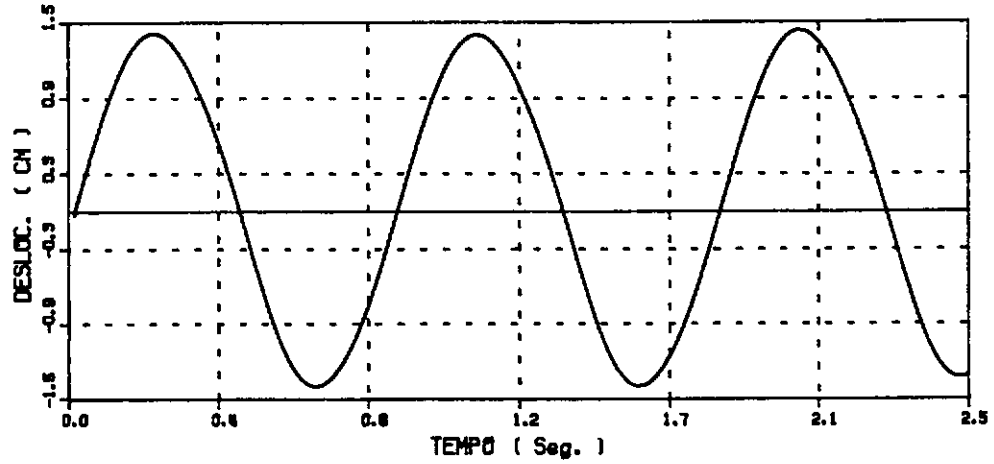


Fig. V.56.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.56 - Sinais no tempo do Acelerometro AC1 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas.

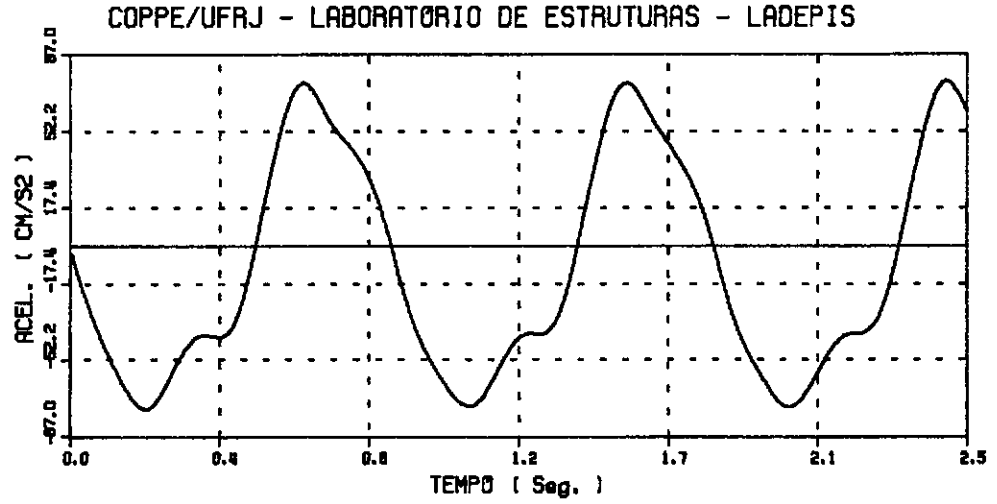


Fig. V.57.a - Aceleracao x Tempo

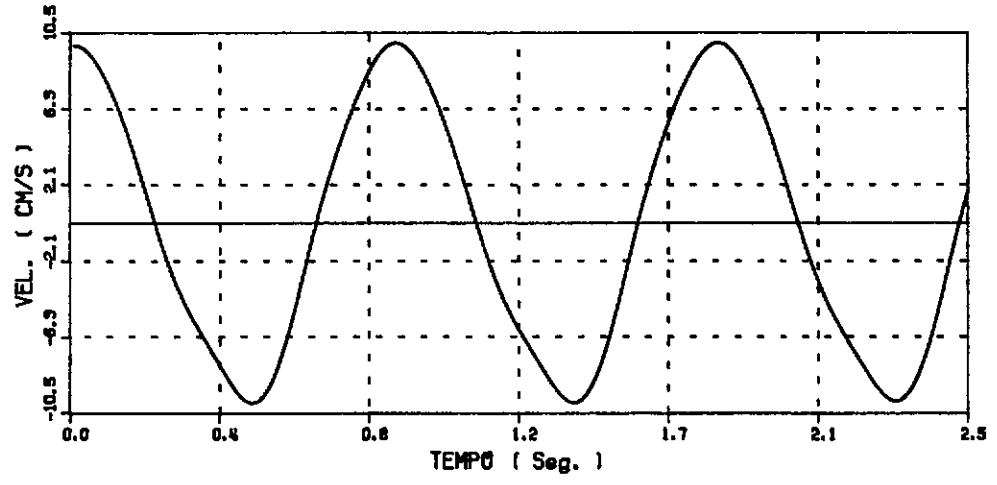


Fig. V.57.b - Velocidade x Tempo

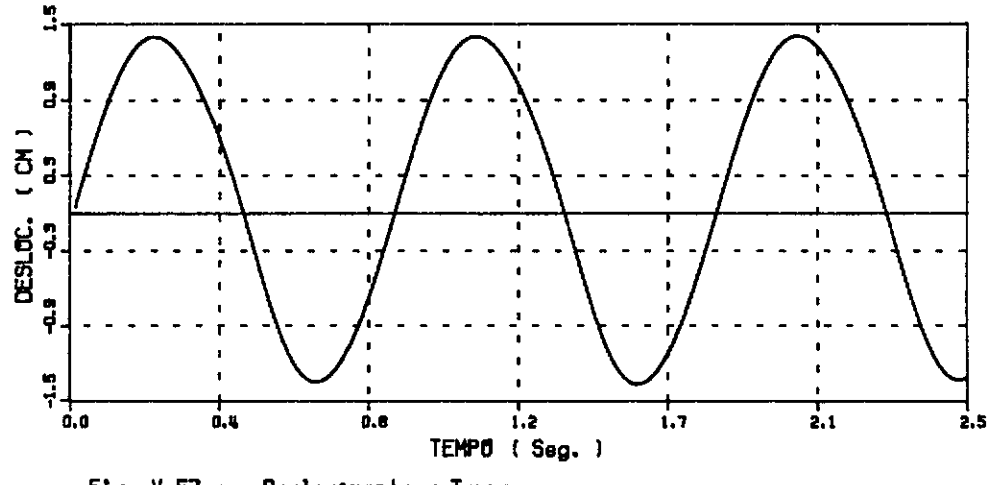


Fig. V.57.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.57 - Sinais no tempo do Acelerometro AC2 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas .

As Figuras V.58 a V.61 mostram os sinais de aceleração, velocidade e deslocamento no tempo para os acelerômetros Ac.3, Ac.4, Ac.5 e Ac.6 respectivamente.

Os sinais dos acelerômetros Ac.3, Ac.4 e Ac.6 por estarem monitorando os deslocamentos verticais mostram o acoplamento do modo *heave* de vibração o que pode ser observado durante o ensaio.

Os sinais do acelerômetro Ac.5 mostram um movimento de pequena amplitude, isto porque o acelerômetro monitorava o sentido perpendicular à incidência das ondas (Ver Figura V.1).

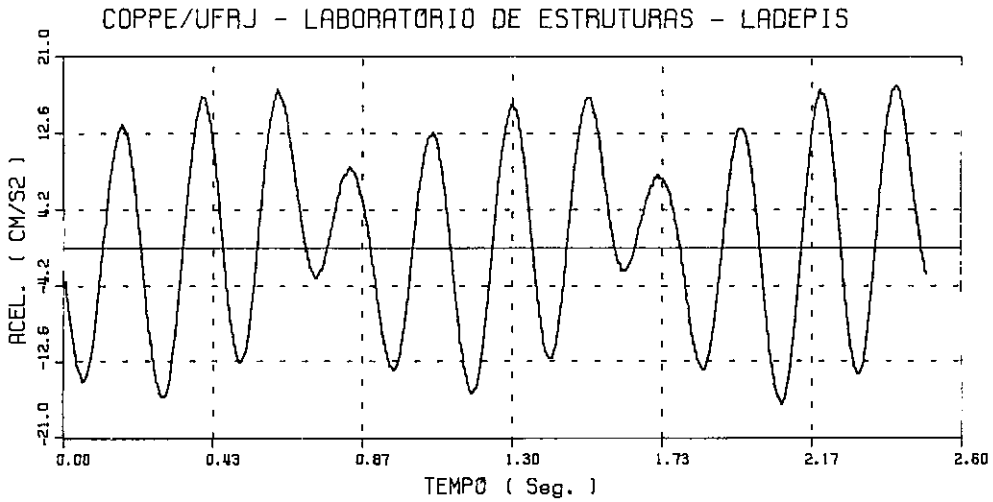


Fig. V.58.a - Aceleracao x Tempo

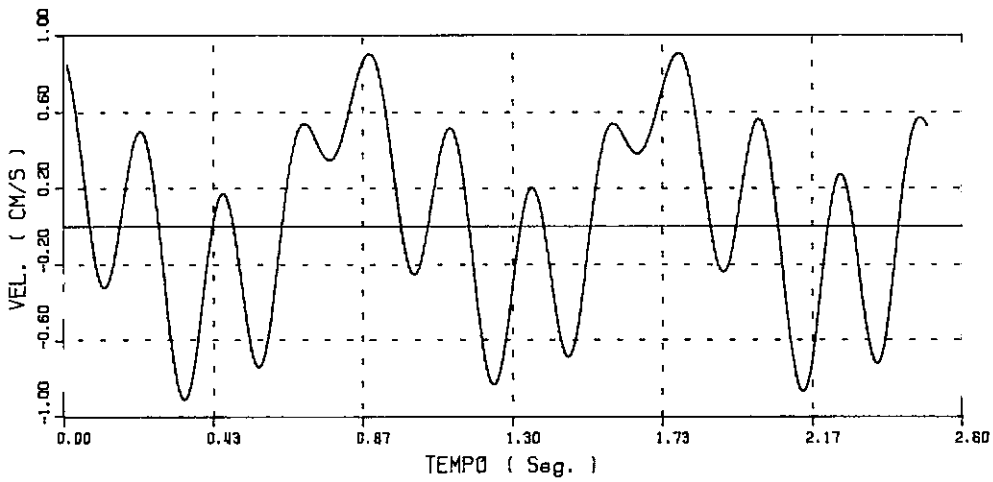


Fig. V.58.b - Velocidade x Tempo

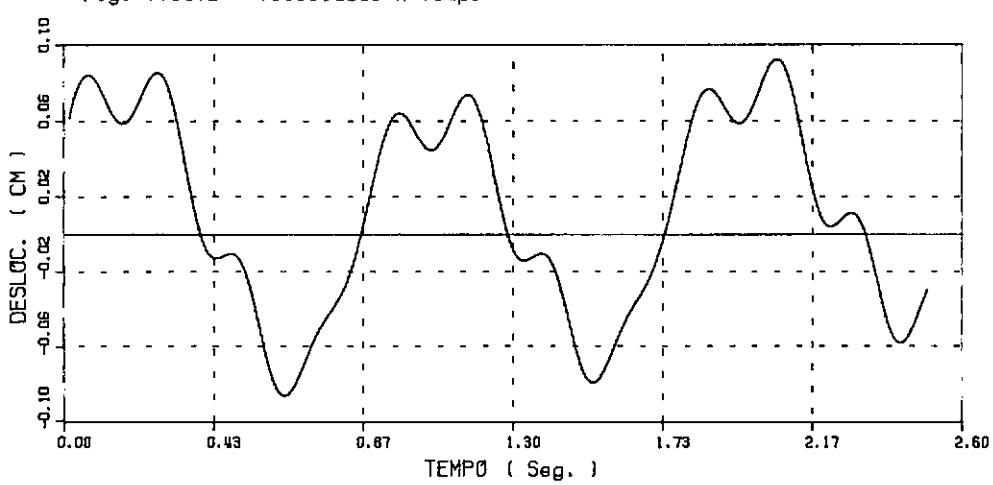


Fig. V.58.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.58 - Sinais no tempo do Acelerometro AC3 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas .

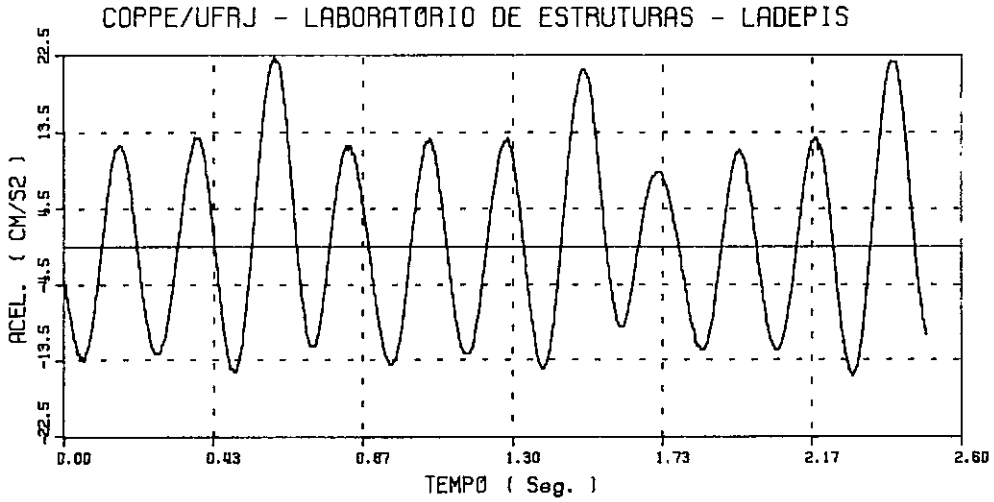


Fig. V.59.a - Aceleracao x Tempo

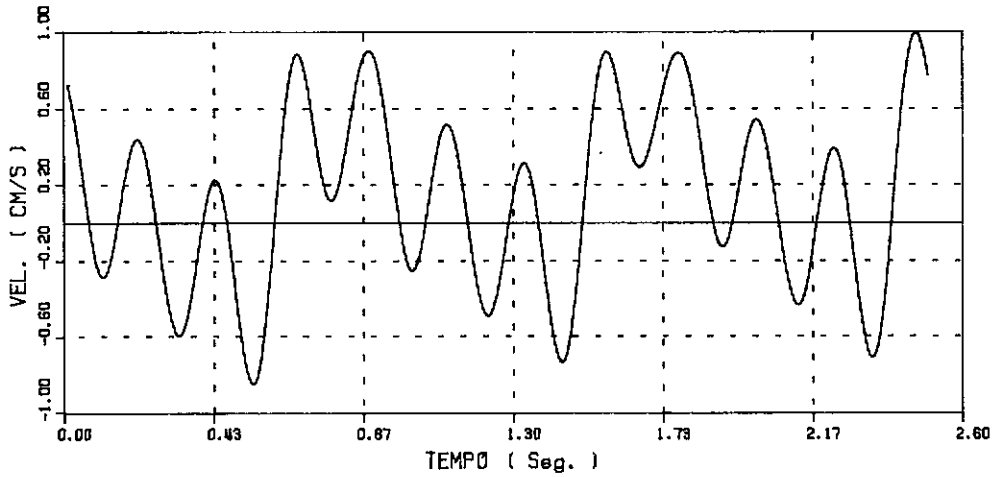


Fig. V.59.b - Velocidade x Tempo

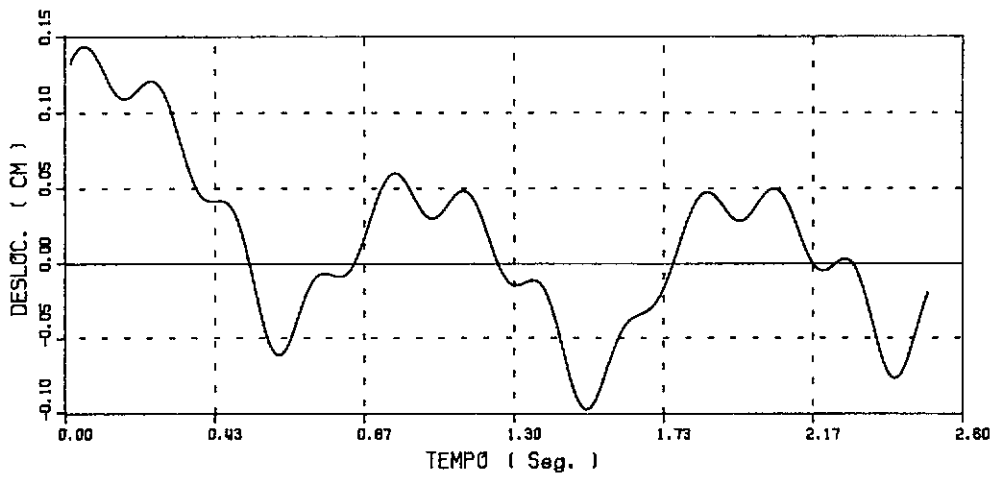


Fig. V.59.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.59 - Sinais no tempo do Acelerometro AC4 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas .

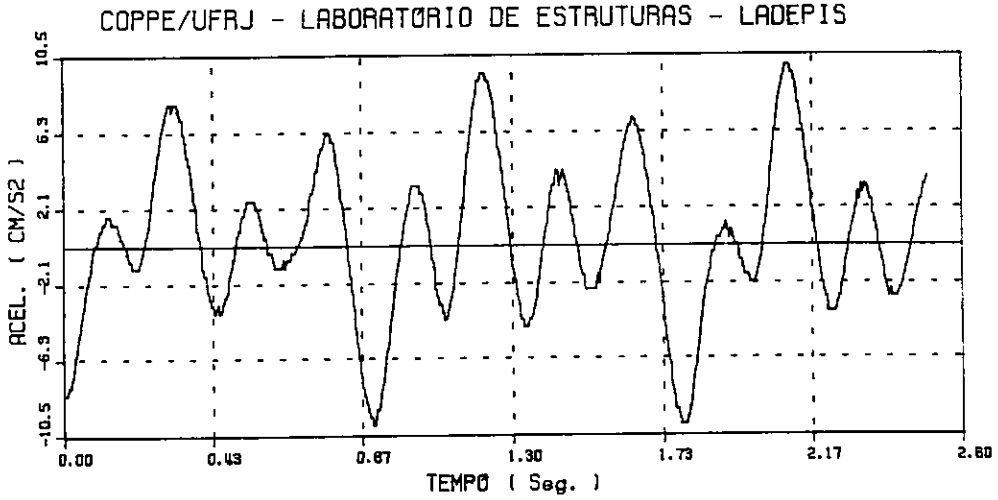


Fig. V.60.a - Aceleracao x Tempo

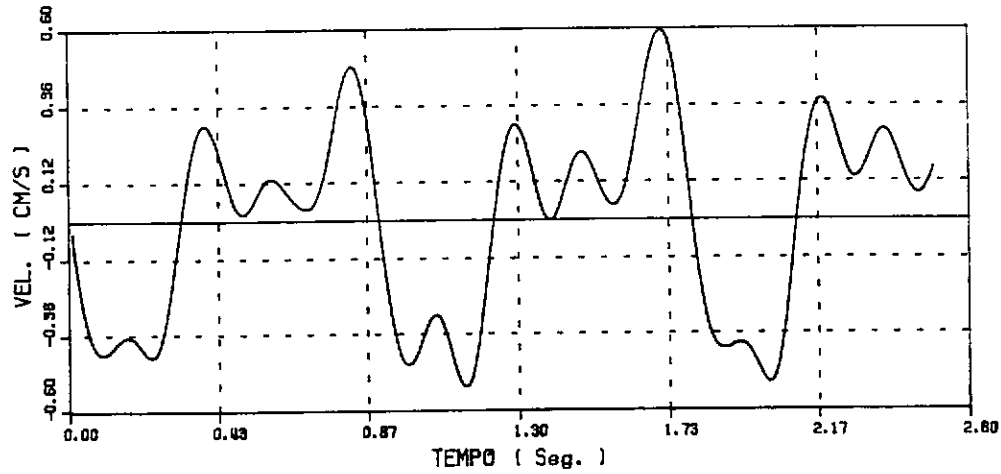


Fig. V.60.b - Velocidade x Tempo

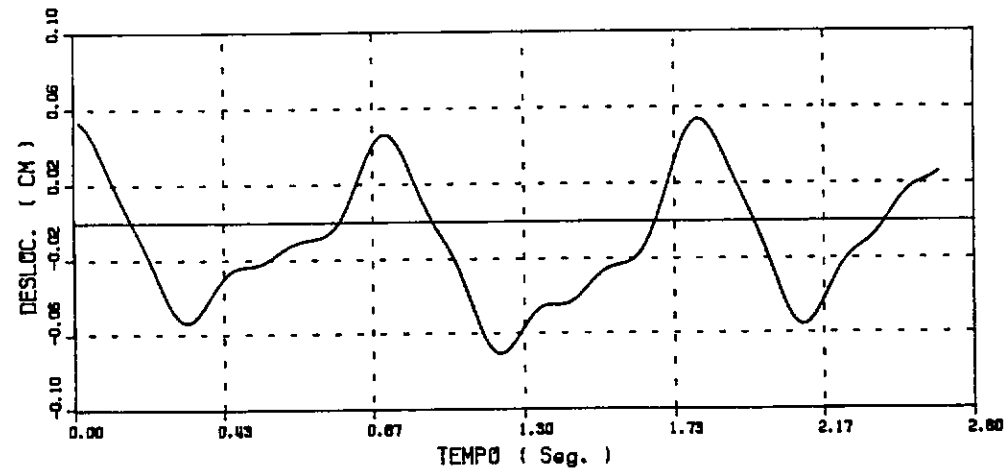


Fig. V.60.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.60 - Sinais no tempo do Acelerometro AC5 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas .

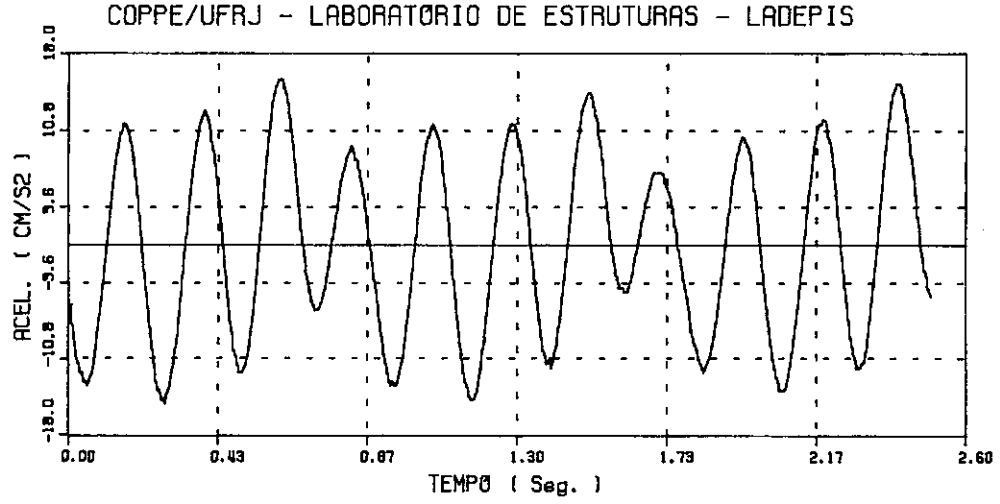


Fig. V.61.a - Aceleracao x Tempo

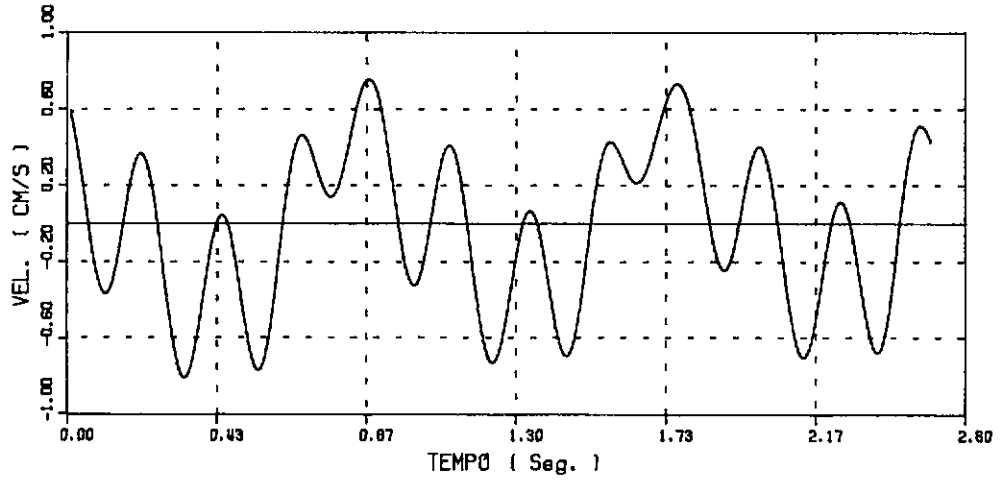


Fig. V.61.b - Velocidade x Tempo

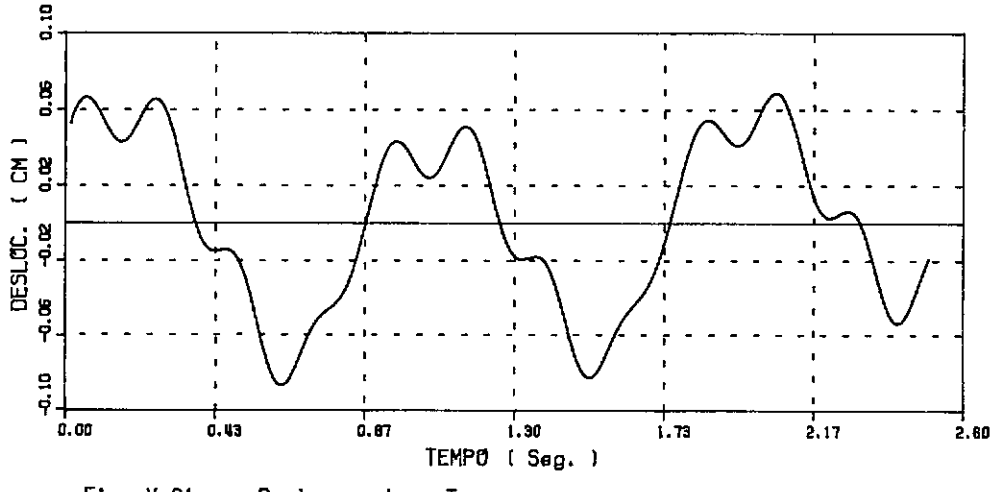


Fig. V.61.c - Deslocamento x Tempo

Fig. V.61 - Sinais no tempo do Acelerometro AC6 em aceleracao , velocidade e deslocamento obtidos durante a primeira campanha com ondas .

As Figuras V.62 e V.63 mostram o sinal da força no tempo para os quatro *load-cells*. Podemos observar que os sinais são semelhantes dois a dois, isto é, os sinais dos *load-cells* Lc1 e Lc2 (Figura V.62) mostram uma variação da força quase harmônica com período igual ao da onda, enquanto que os sinais dos *load-cells* Lc3 e Lc4 (Figura V.63) mostram uma variação de força mais irregular, isto nos parece possível devido ao fenômeno de *slaming*, que foi observado durante o ensaio. O *slaming*, consiste no bater da onda nas colunas da retaguarda (colunas 3 e 4), a partir da passagem pelas colunas frontais (colunas 1 e 2). Este "bater" nas colunas 3 e 4, era observado durante o ensaio na monitoração do sinal dos *load-cells* destas colunas através do osciloscópio aonde podia ser vista a pertubação do movimento após a passagem da onda pelas colunas 1 e 2 (Ver Foto V.8).

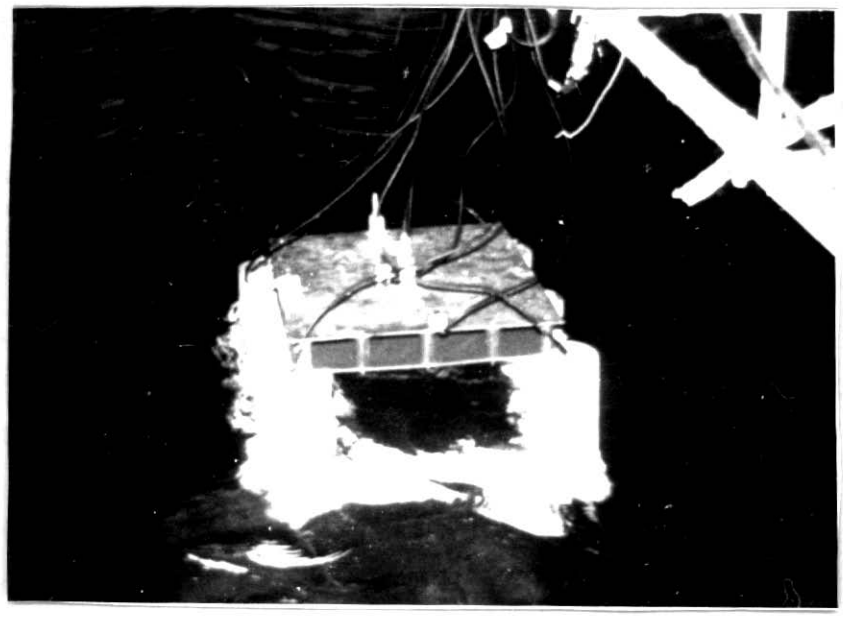


Foto V.8 - Ocorrência do *slaming* durante o ensaio.

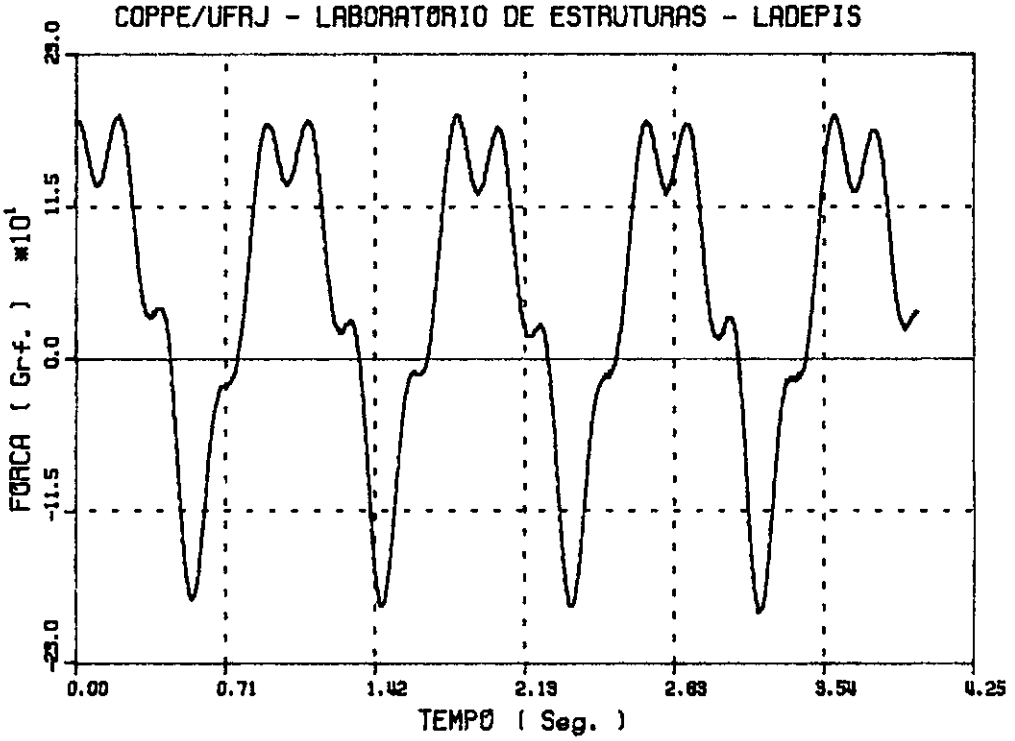


Fig. V.62.a - Força no Tendão (Load-Cell 1) x Tempo

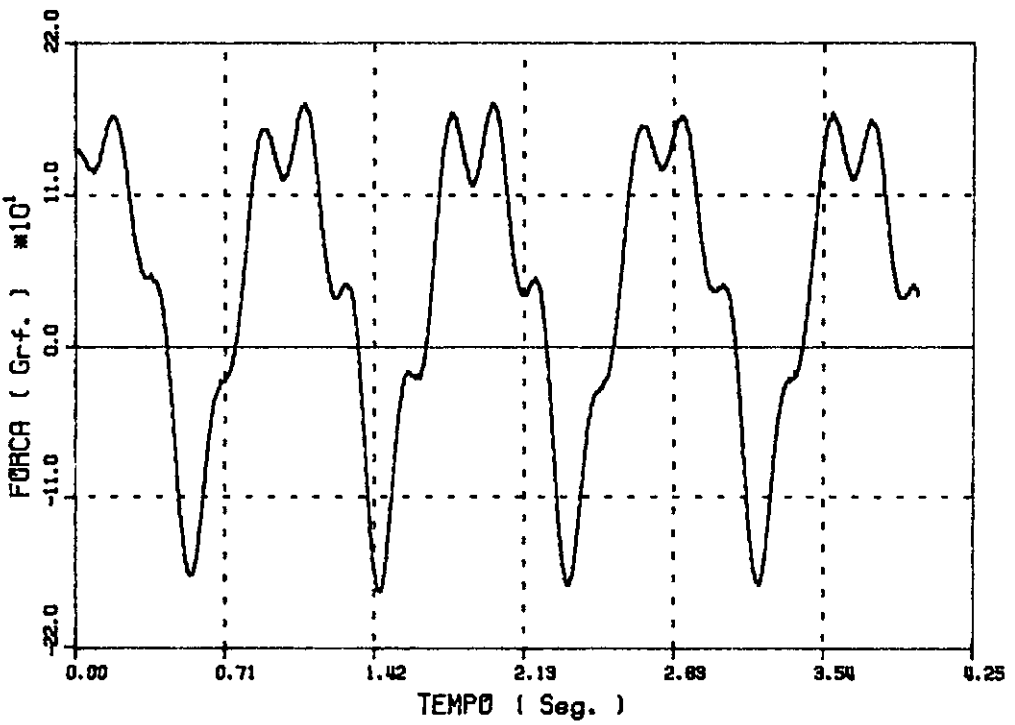


Fig. V.62.b - Força no Tendão (Load-Cell 2) x Tempo

Fig. V.62 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC1 e LC2 obtidos durante a primeira campanha com ondas.

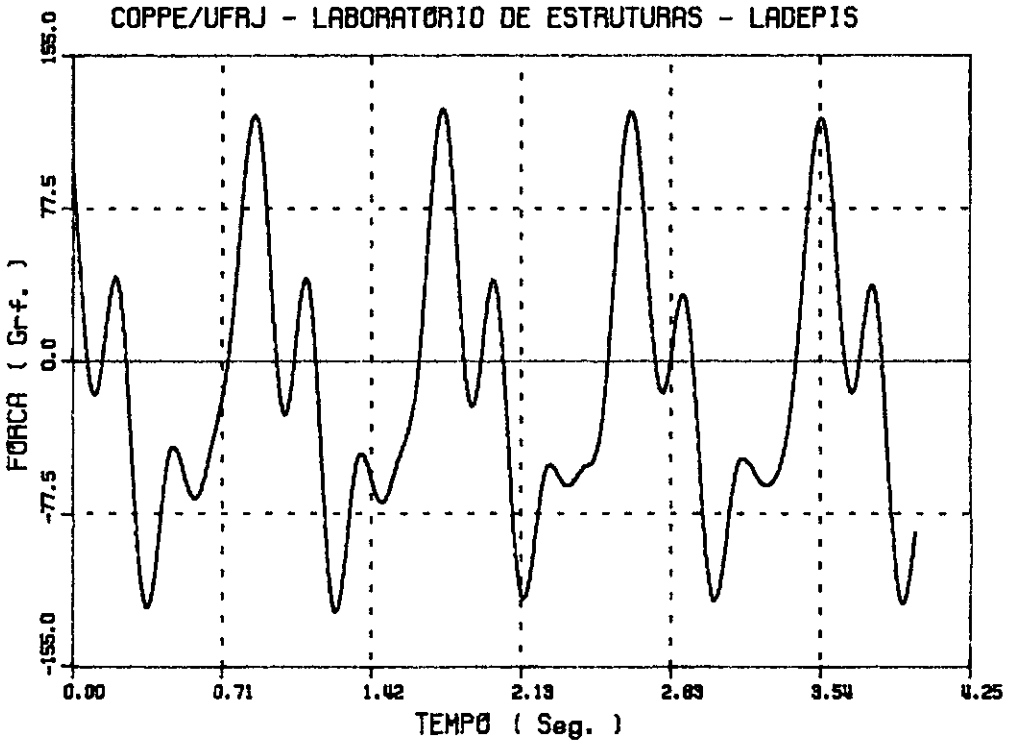


Fig. V.63.a - Força no Tendão (Load-Cell 3) x Tempo

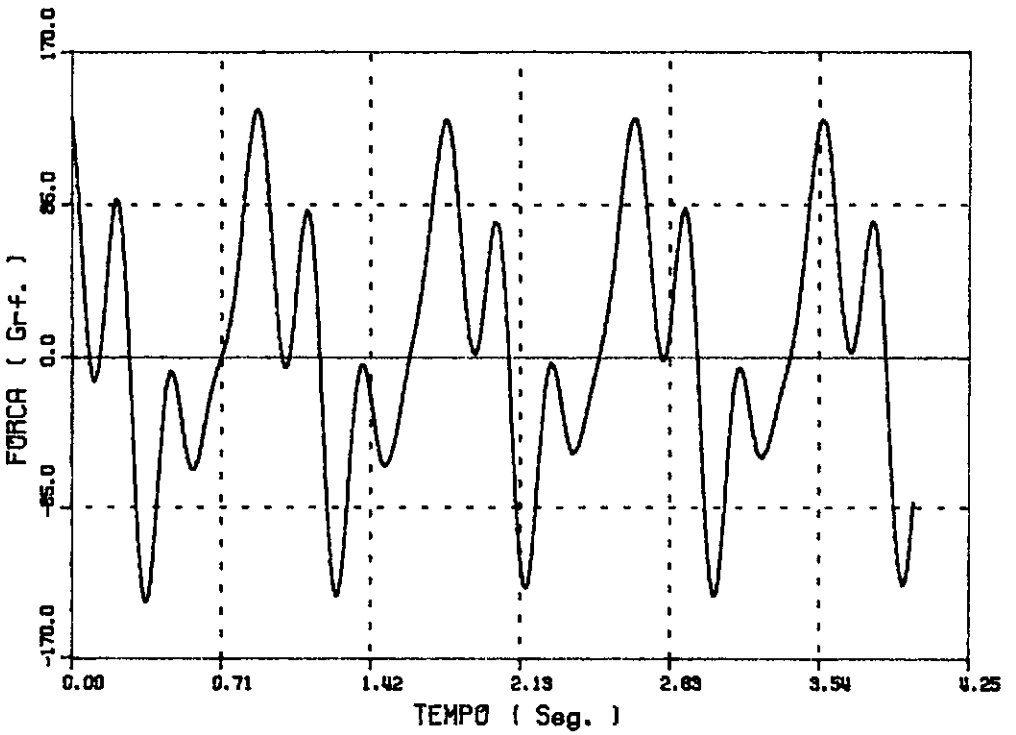


Fig. V.63.b - Força no Tendão (Load-Cell 4) x Tempo

Fig. V.63 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC3 e LC4 obtidos durante a primeira campanha com ondas.

V.3.3 - Segunda campanha de ensaios com ondas

Na segunda campanha de ensaios regulou-se o batedor de ondas para gerar uma onda com frequência de aproximadamente 1,3 Hz. O sinal do ondômetro no tempo é mostrado na Figura V.64 e a Figura V.65 mostra o espectro do mesmo sinal. Destes sinais podemos determinar a altura e a frequência (período) da onda gerada, neste caso a altura é de 8,25 cm e a frequência de 1,28 Hz, período igual a 0,78 seg. Ondas com estas caractererísticas simulam, extrapolando para o protótipo ondas com altura de 13,94 m, período de 10,15 seg, valores estes próximos aos adotados para projetos.

A Figura V.66 mostra os espectros dos acelerômetros Ac.1 e Ac.2 aonde aparecem com nitidez a frequência de onda e os seus super-harmônicos, estes acelerômetros estão posicionados na direção de incidência das ondas. As Figuras V.67 e V.68 mostram os espectros para os outros acelerômetros onde aparecem amplificadas as respostas dos acelerômetros nas frequências de 5,04 Hz e 3,76 Hz; estas frequências são muito próximas de frequências naturais associadas aos modos de *roll* e *pitch* de vibração respectivamente. Esses modos que têm frequências naturais de 4,88 Hz e 4,24 Hz foram excitados pelos super-harmônicos de onda (1,28 x 4 = 5,12 Hz) e (1,28 x 3 = 3,84 Hz).

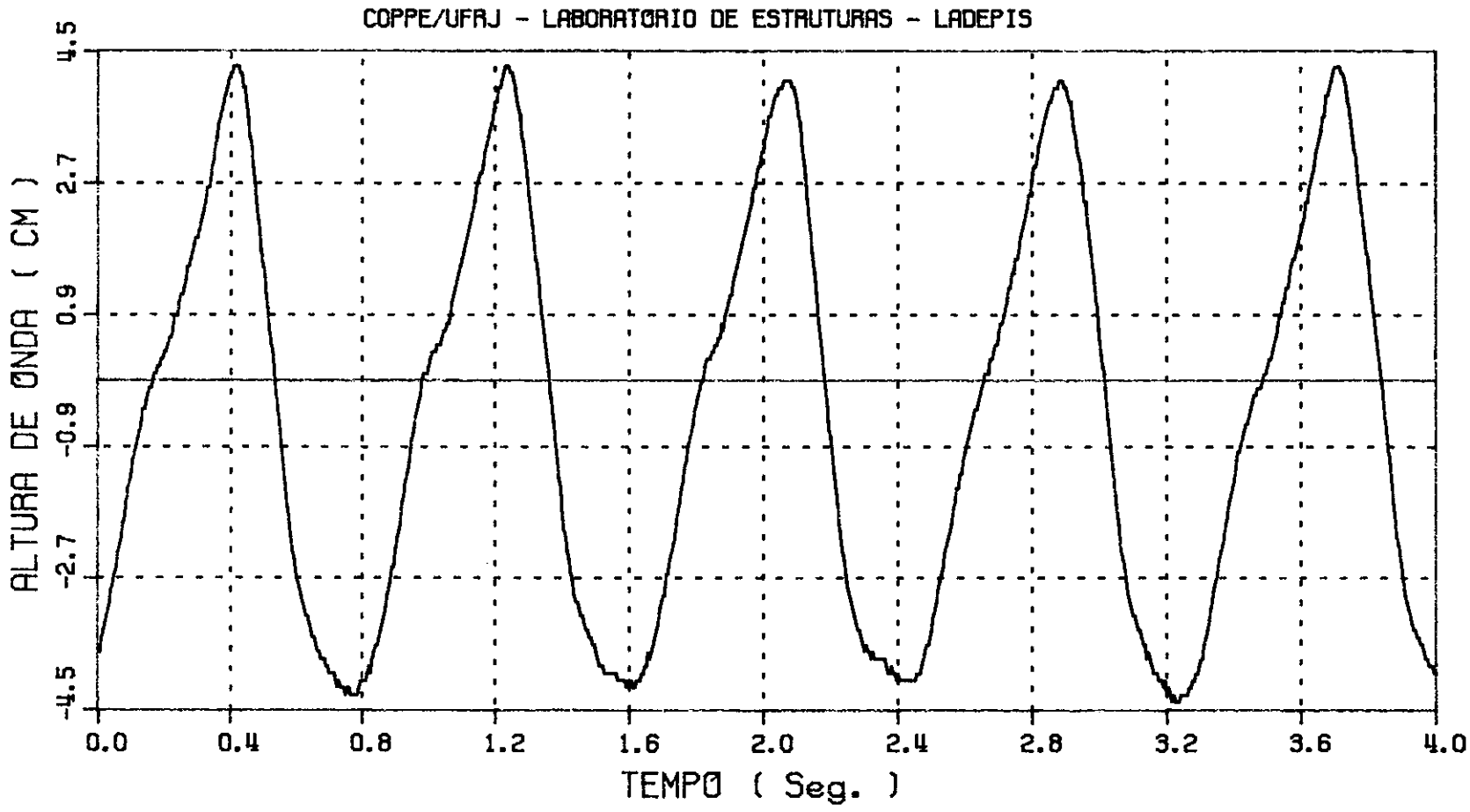


Fig. V.64 - Sinal no tempo registrado pelo ondometro durante a segunda campanha com ondas .

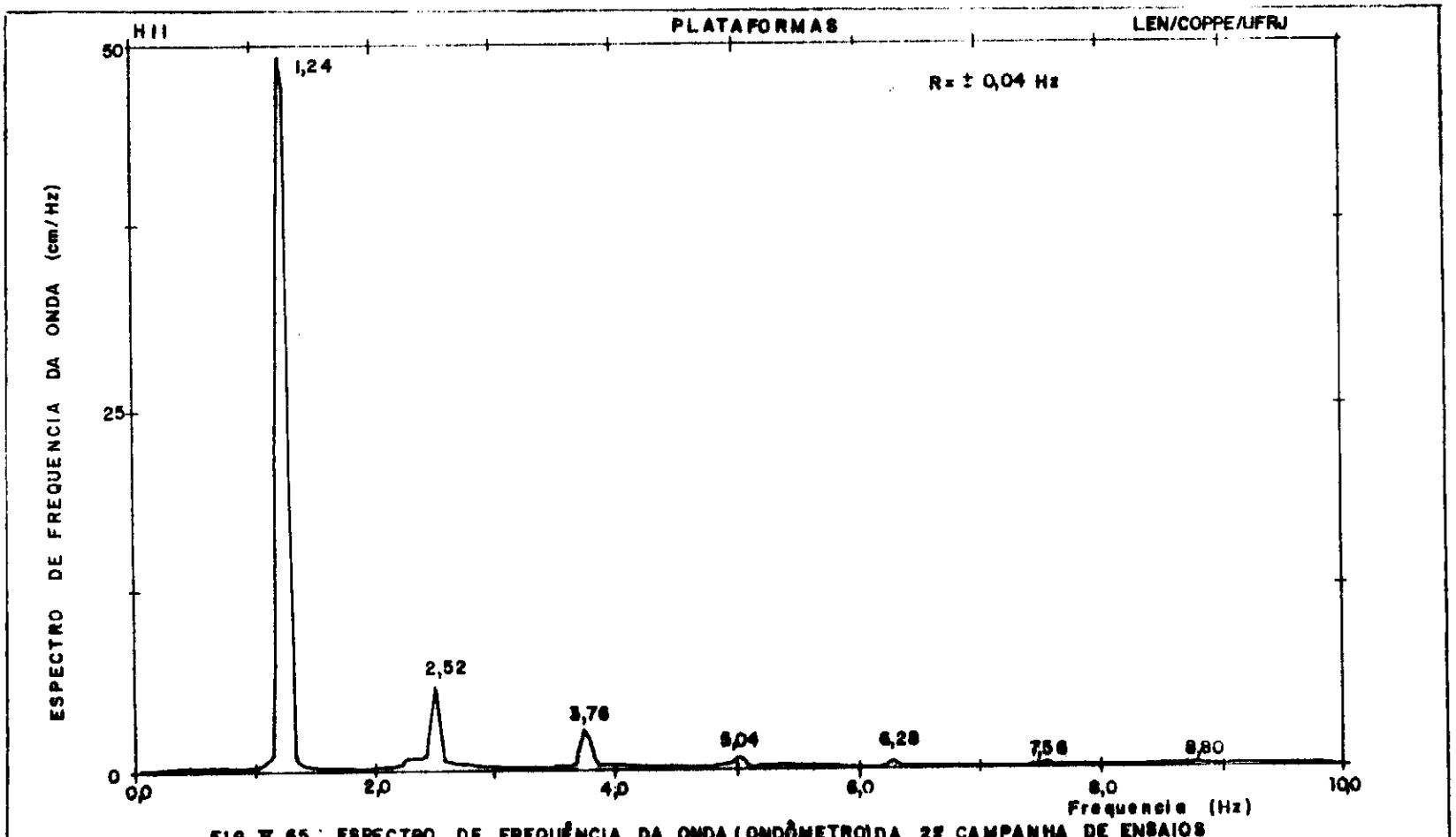


FIG. V.65 : ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DA ONDA (ONDÔMETRO) DA 2ª CAMPANHA DE ENSAIOS

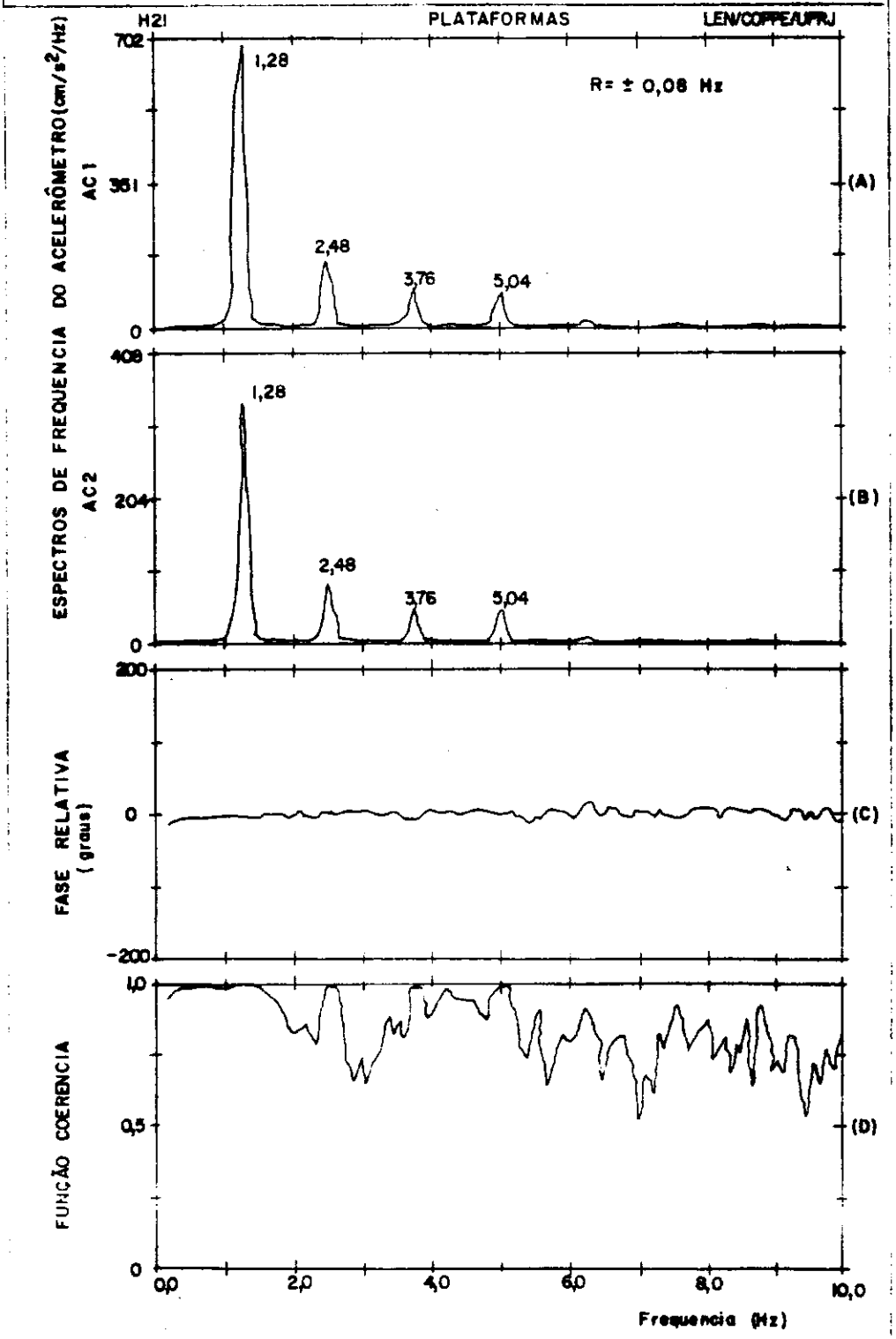


FIG. V.66 - ESPECTRO DE FREQUÊNCIA DE ACELERAÇÃO (AC1 e AC2) DA 2ª CAMPANHA DE ENSAIO COM ONDAS

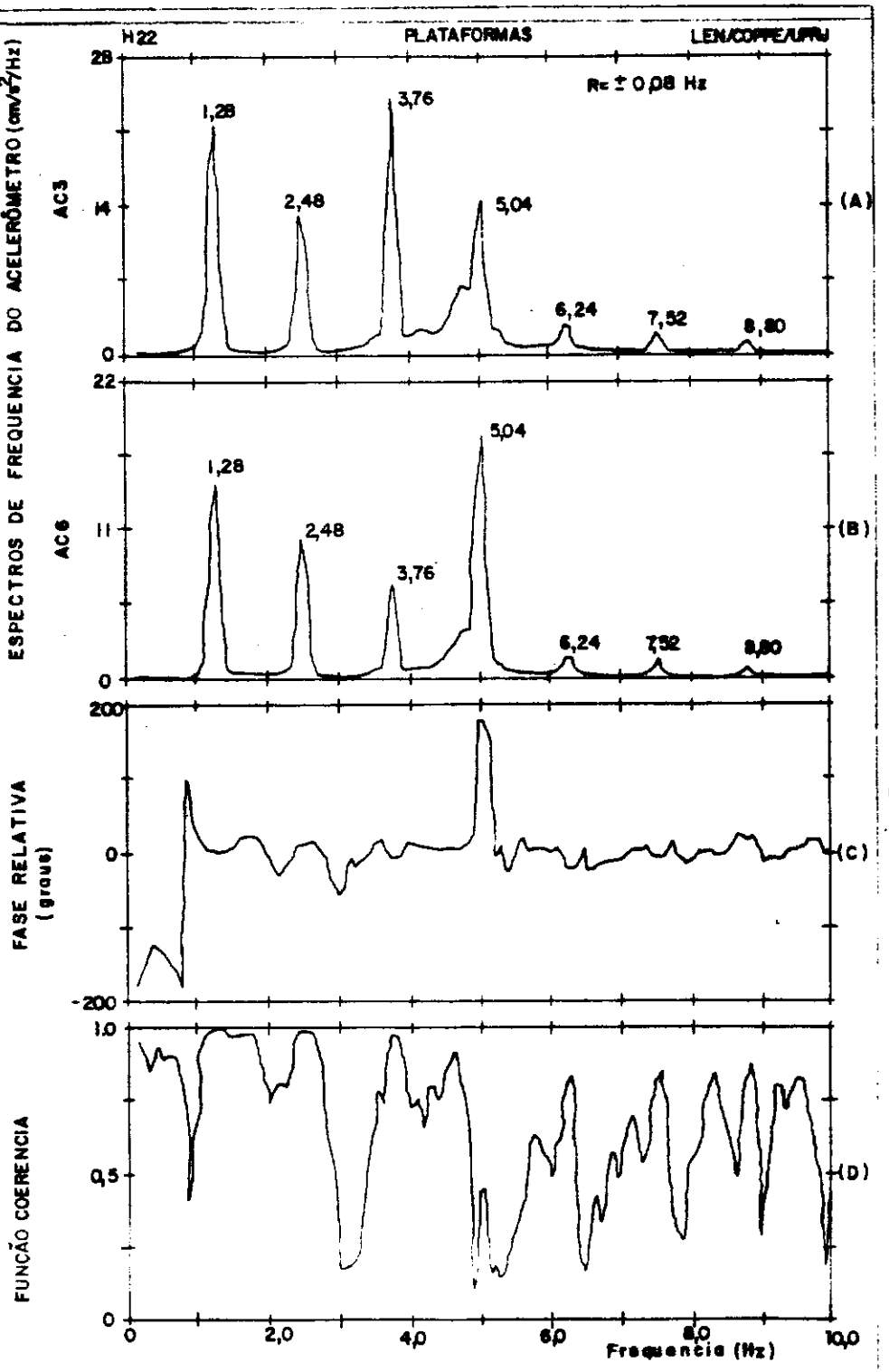


FIG. V.67 - ESPECTROS DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC3 e AC6) DA 2ª CAMPANHA DE ENSAIO COM ONDAS

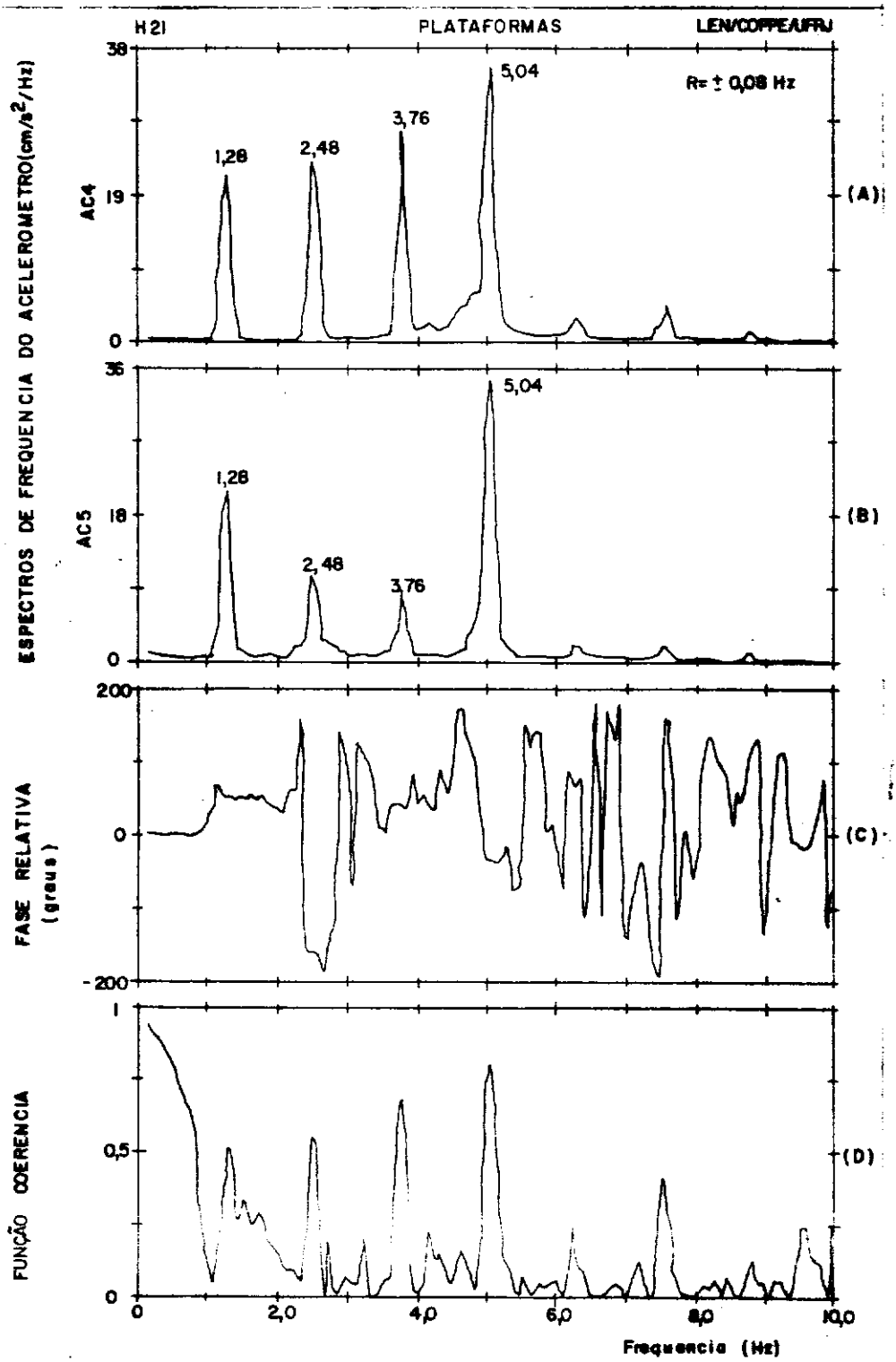


FIG. V.68 : ESPECTROS DE FREQUENCIA DE ACELERAÇÃO (AC4 e AC5) DA 2ª CAMPANHA DE ENSAIO COM ONDA

Nas Figuras V.69 e V.70 são apresentados os sinais no tempo dos quatro *load-cells* aonde podemos observar o mesmo fenômeno descrito na primeira campanha (*slaming*).

As Figuras V.71 a V.73 mostram os sinais da aceleração no tempo para os acelerômetros Ac.1, Ac.2, Ac.3, Ac.4, Ac.5 e Ac.6, obtidos nesta 2ª campanha de ensaios que são semelhantes à 1ª campanha, e por isso todos os comentários feitos anteriormente para a 1ª campanha são válidos também para a 2ª campanha de ensaios.

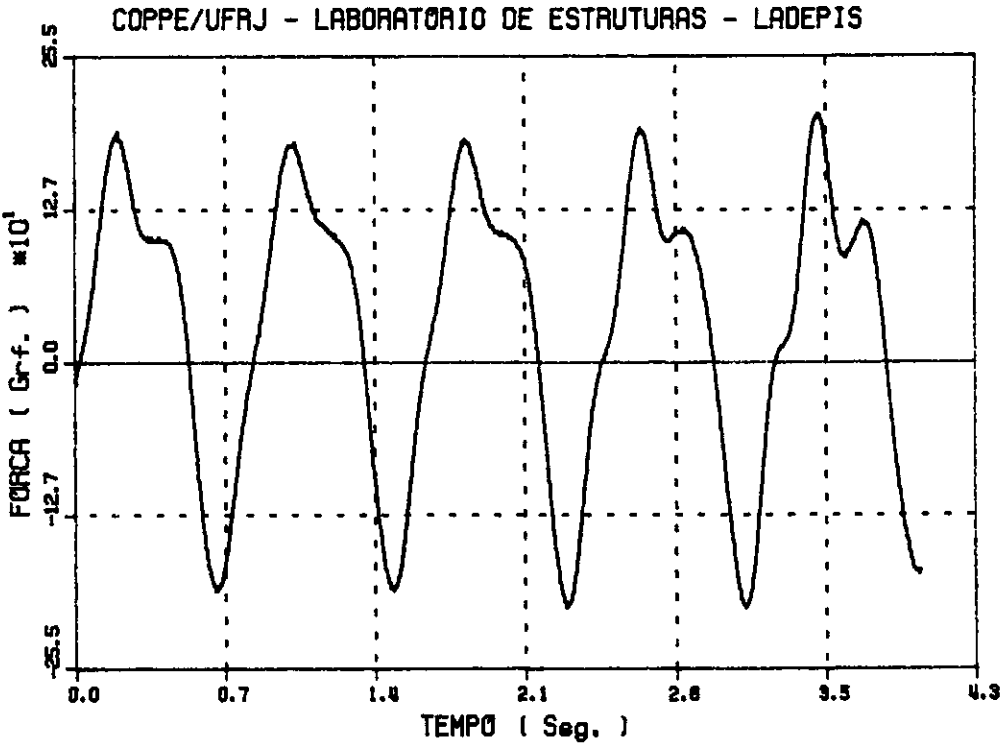


Fig. V.69.a - Força no Tendão (Load-Cell 1) x Tempo

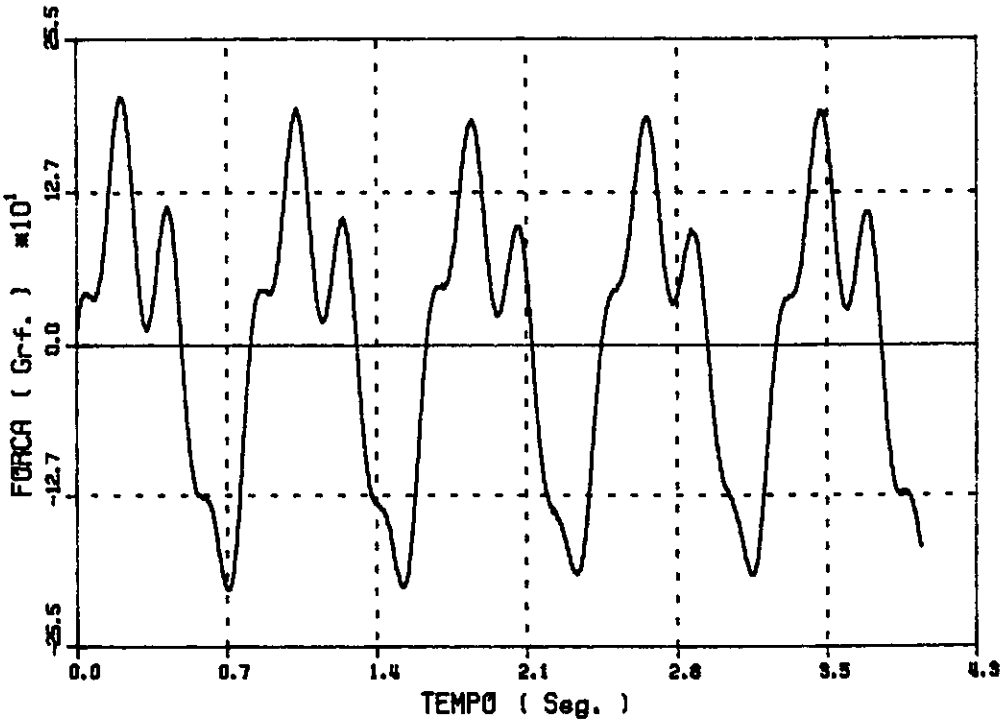


Fig. V.69.b - Força no Tendão (Load-Cell 2) x Tempo

Fig. V.69 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC1 e LC2 obtidos durante a segunda campanha com ondas.

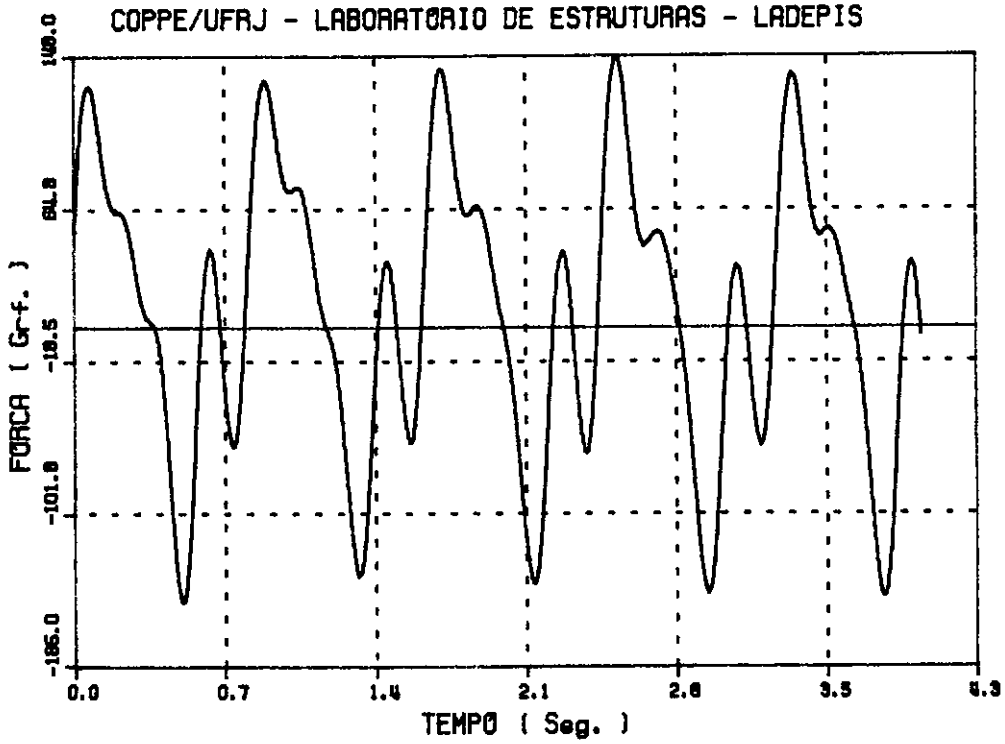


Fig. V.70.a - Forca no Tendao (Load-Cell 3) x Tempo

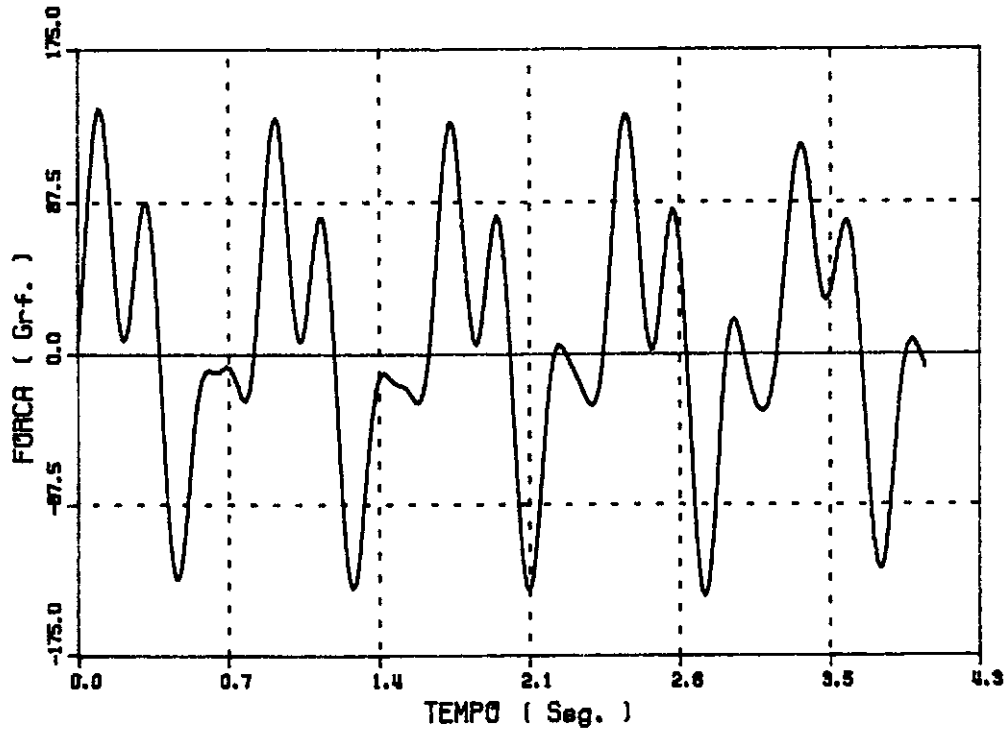


Fig. V.70.b - Forca no Tendao (Load-Cell 4) x Tempo

Fig. V.70 - Sinais no tempo dos Load-Cells LC3 e LC4 obtidos durante a segunda campanha com ondas.

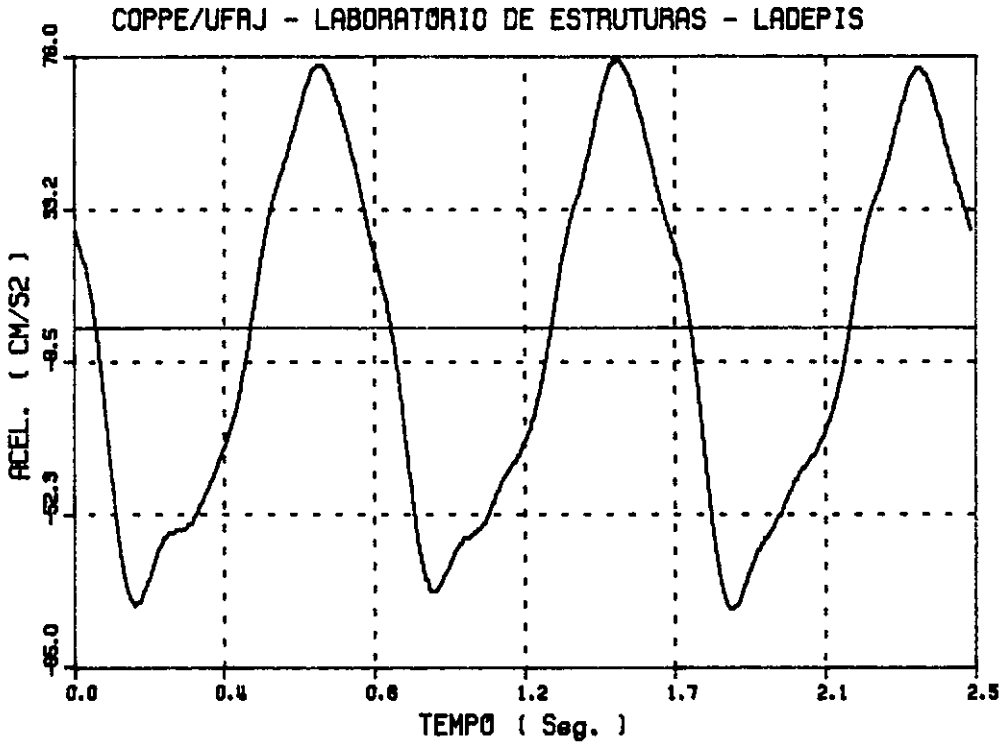


Fig. V.71.a - Resposta do Acelerometro AC1.

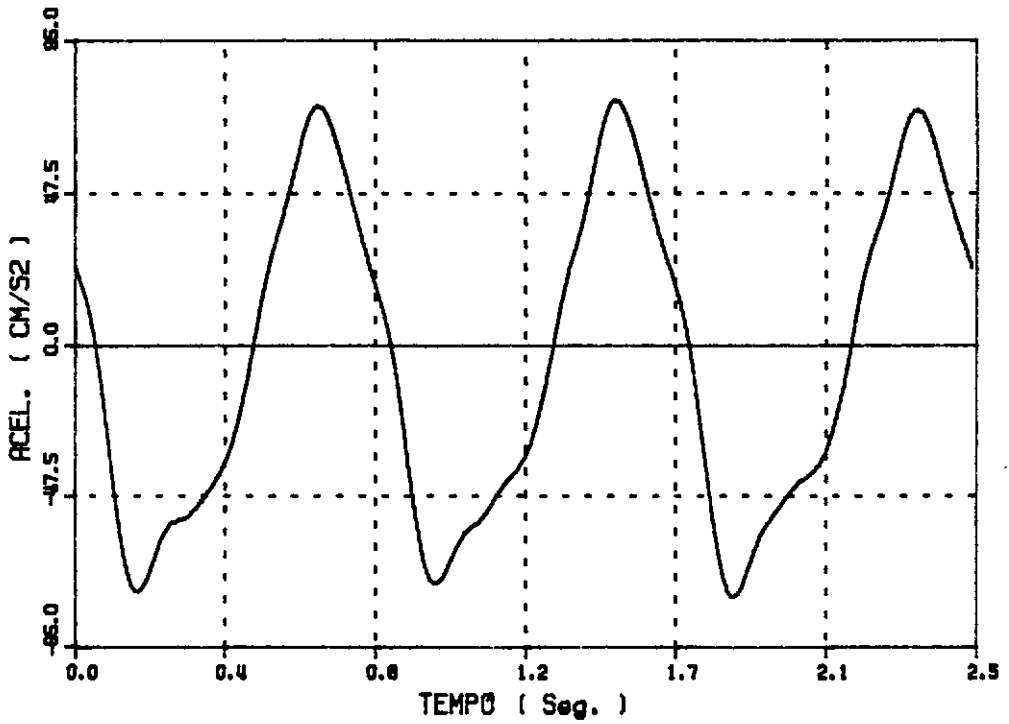


Fig. V.71.b - Resposta do Acelerometro AC2.

Fig. V.71 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC1 e AC2 obtidos durante a segunda campanha com ondas.

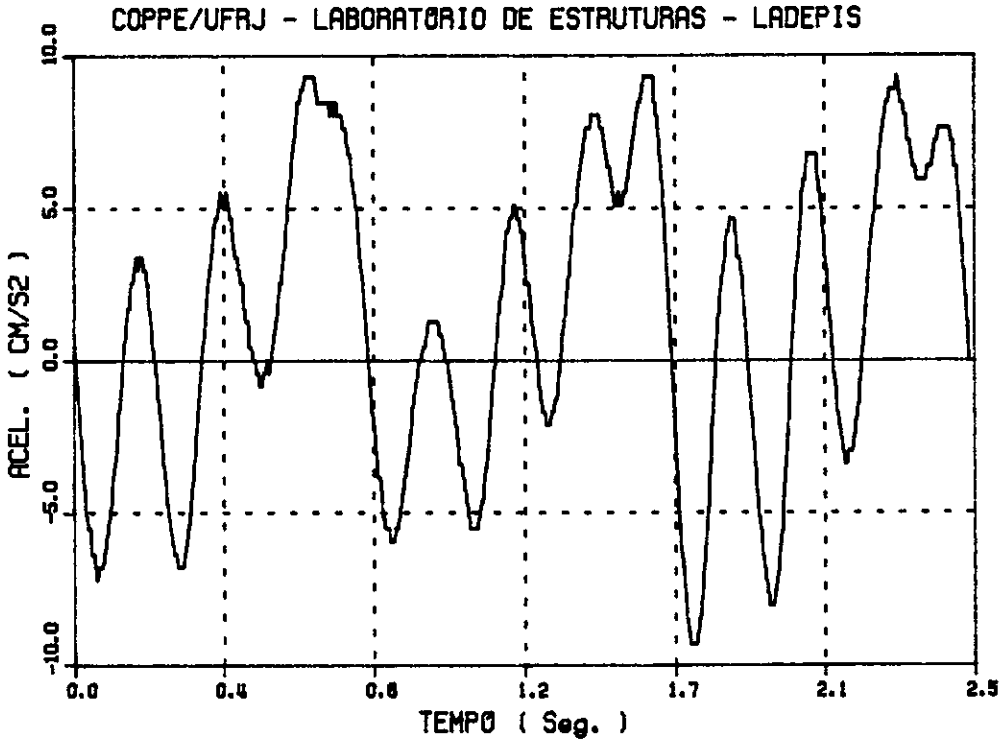


Fig. V.72.a - Resposta do Acelerometro AC3.

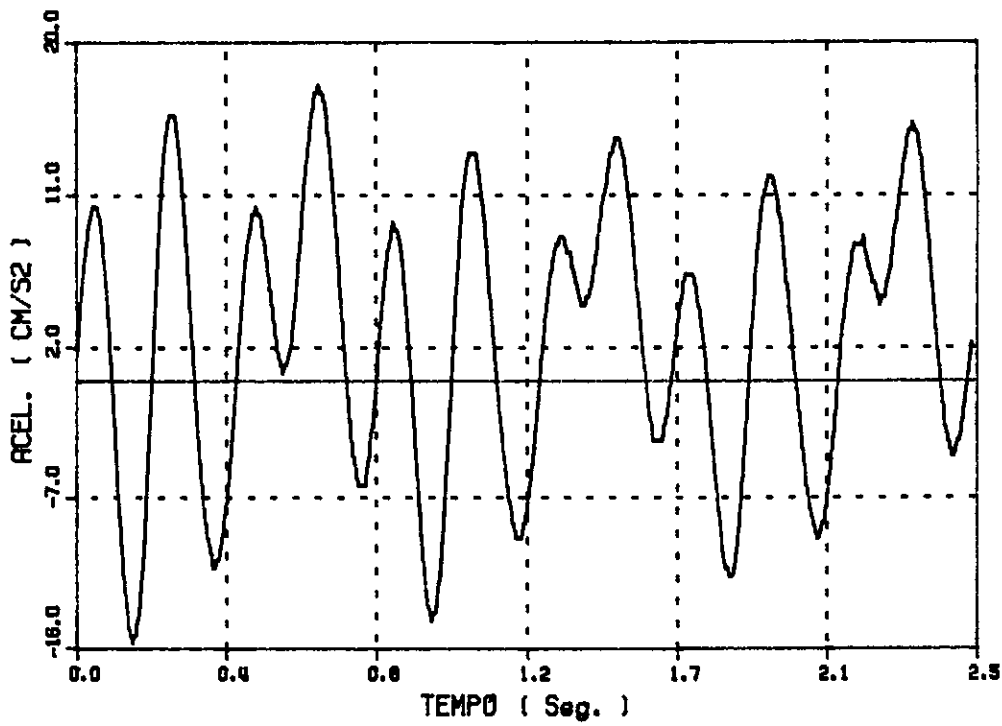


Fig. V.72b - Resposta do Acelerometro AC4.

Fig. V.72 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC3 e AC4 obtidos durante a segunda campanha com ondas.

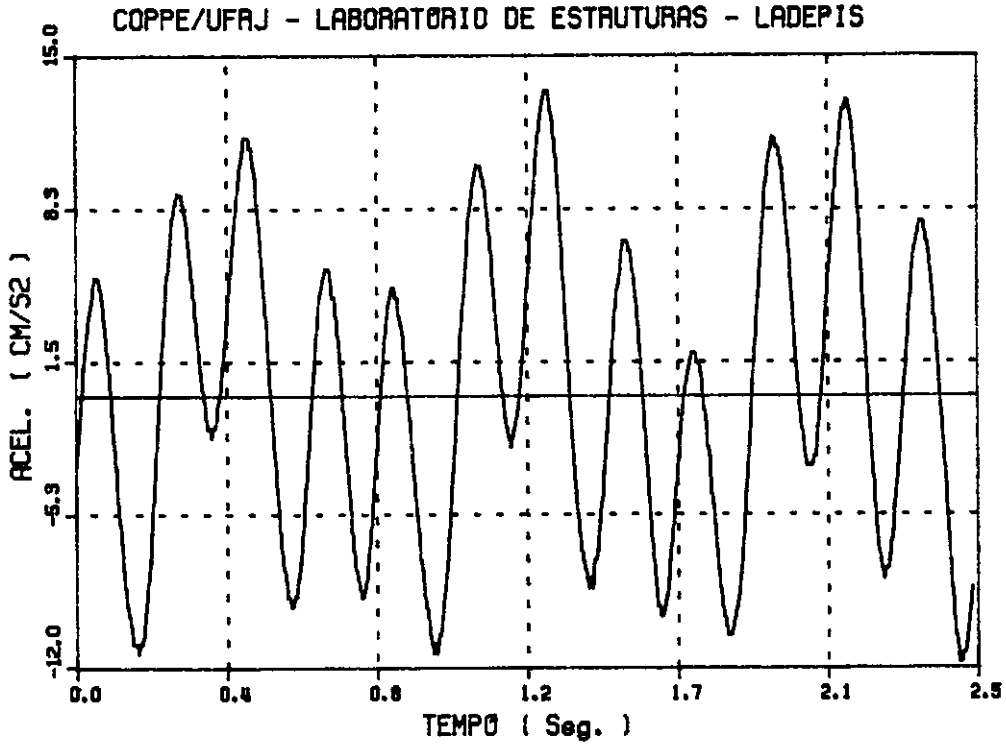


Fig. V.73.a - Resposta do Acelerometro AC5.

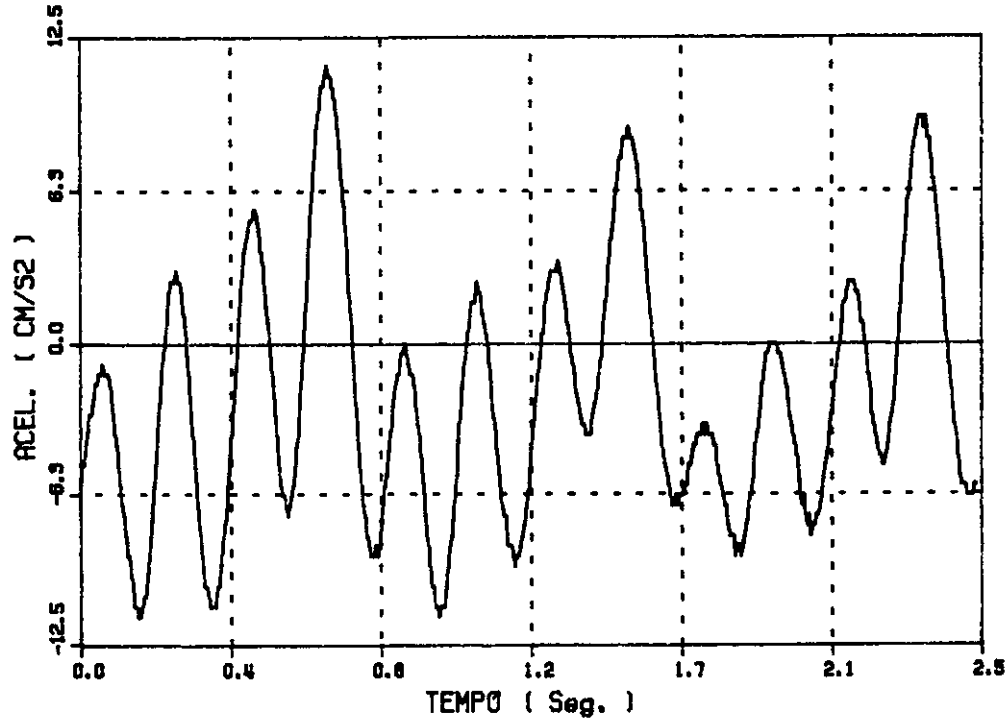


Fig. V.73b - Resposta do Acelerometro AC6.

Fig. V.73 - Sinais no tempo dos Acelerometros AC5 e AC6 obtidos durante a segunda campanha com ondas.

V.4 - Determinação das taxas de amortecimento

Para obtenção das taxas de amortecimento estrutural foram adotados dois procedimentos distintos:

Para os modos de vibração com frequências mais altas (*heave*, *pitch*, *roll*) foram utilizados os mesmos sinais obtidos nos ensaios de vibrações livres, isto é, os sinais no tempo dos acelerômetroos Ac.6, Ac.2 e Ac.5 quando eram fornecidos impactos ao modelo excitando os modos *heave*, *pitch* e *roll* respectivamente.

Para os modos de vibração com frequências mais baixas (*surge*, *sway*, *yaw*) verificou-se através da monitoração dos sinais que os impactos do ensaio de vibração livre não registravam um sinal longo o suficiente para a obtenção das taxas de amortecimento. A partir daí, constatou-se a necessidade de excitar o modelo em cada modo a partir de um deslocamento imposto, isto é, deslocavamos o modelo para uma posição de desequilíbrio que após a liberação do mesmo imprimia a estrutura, o movimento desejado. A Figura V.74 mostra esquematicamente o deslocamento imposto para a determinação da taxa de amortecimento do modo *surge* de vibração.

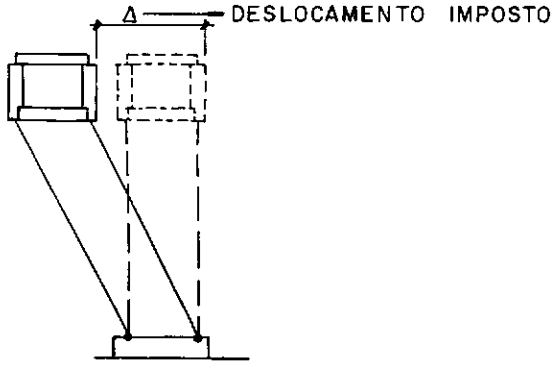


FIG.V.74 : ENSAIO PARA DETERMINAÇÃO DA TAXA DE AMORTECIMENTO

A partir dos registros gráficos dos sinais no tempo, obtidos de acordo com o esquema da Figura V.2.b, calculou-se as taxas de amortecimento ( ) por decremento logarítmico.

$$= \frac{1}{2\ m} \ln \frac{An}{An + m} \qquad (V.2.3.1)$$

onde:
An = amplitude de aceleração ou velocidade ou deslocamento ou força do (n)ésimo ciclo
An + m = amplitude de aceleração ou velocidade ou deslocamento ou força do (n + m)ésimo ciclo.

O número m de ciclos utilizados no cálculo das taxas de amortecimento é aquele que corresponde a uma redução de ordem de 50% na amplitude do sinal[8].

Para cada modo de vibração determinou-se a taxa de amortecimento para vários sinais sendo adotada a média aritmética destes valores para o valor final da taxa de amortecimento ( ).

Na Figura V.75 é apresentado um dos sinais, deslocamento x tempo do acelerômetro Ac.6 quando excitou-se o modelo no modo *heave* de vibração através de impactos. Para este modo calculamos a taxa de amortecimento segundo a expressão V.2.3.1 para dois deslocamento iniciais distintos. Para o cálculo da primeira taxa de amortecimento constante da Tabela V.4 consideramos o primeiro pico do sinal e para o cálculo da segunda taxa consideramos um pico que correspondesse a um deslocamento registrado pelo mesmo acelerômetro quando da incidência de

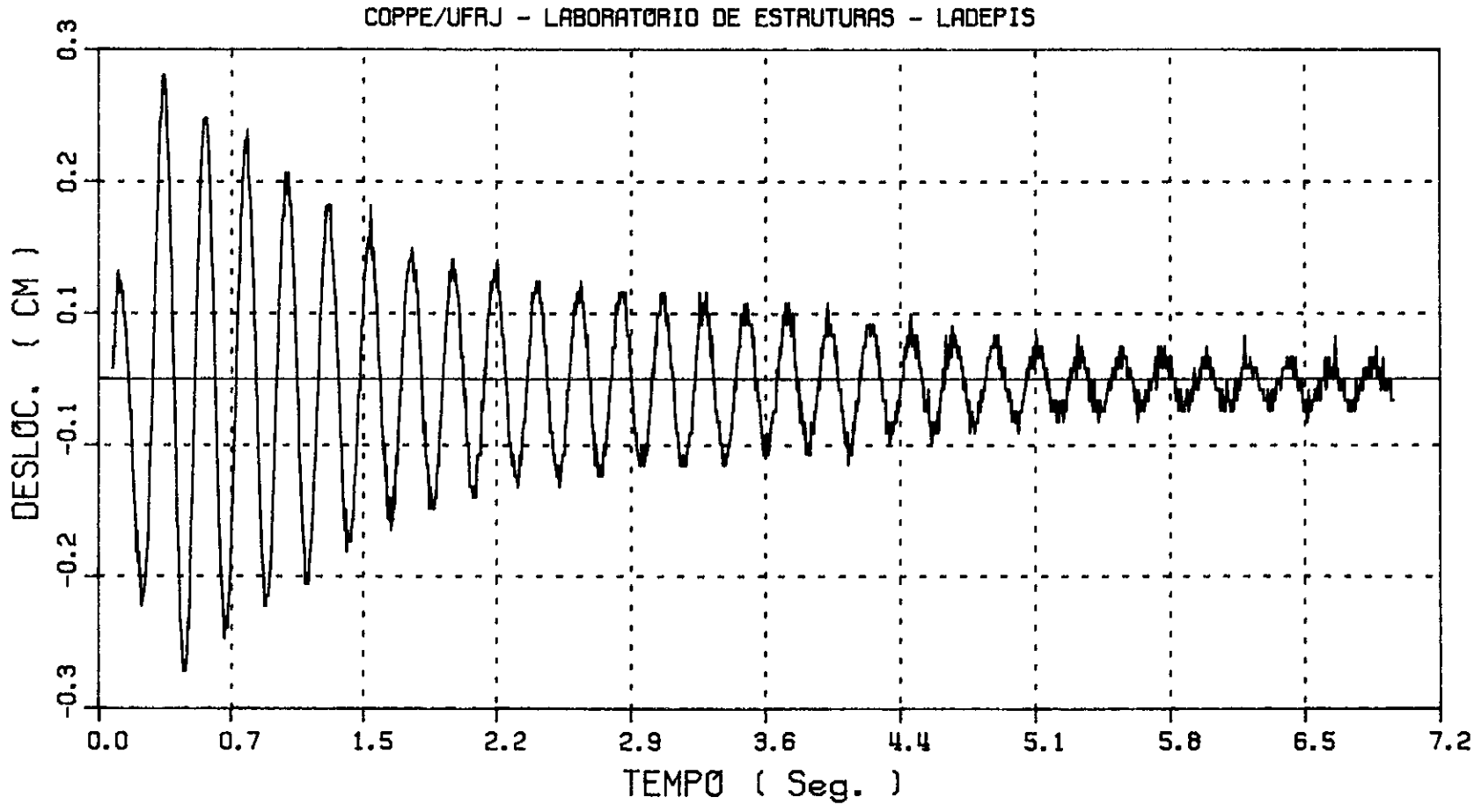


Fig. V.75 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Heave de vibracao .

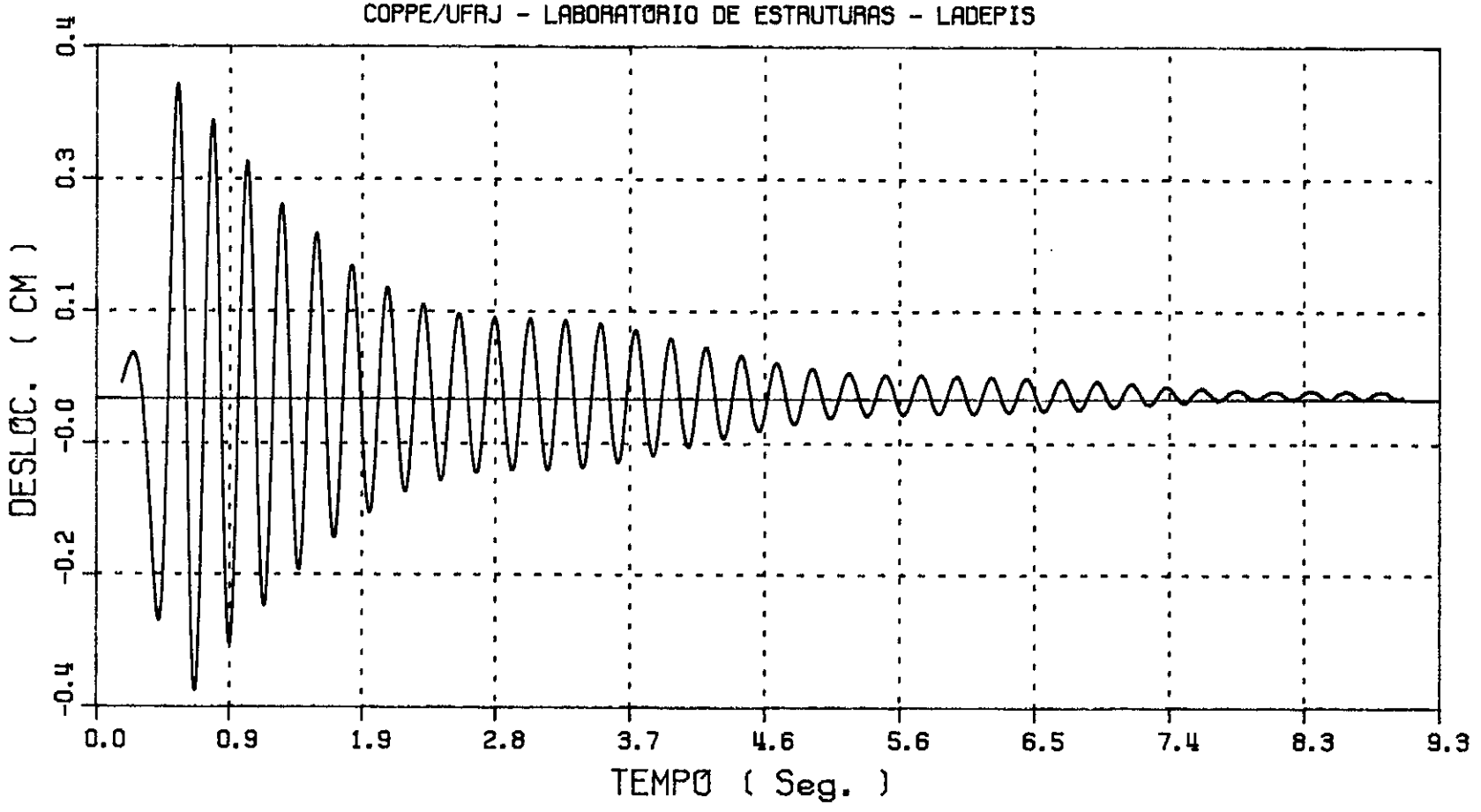


Fig. V.76 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Pitch de vibracao .

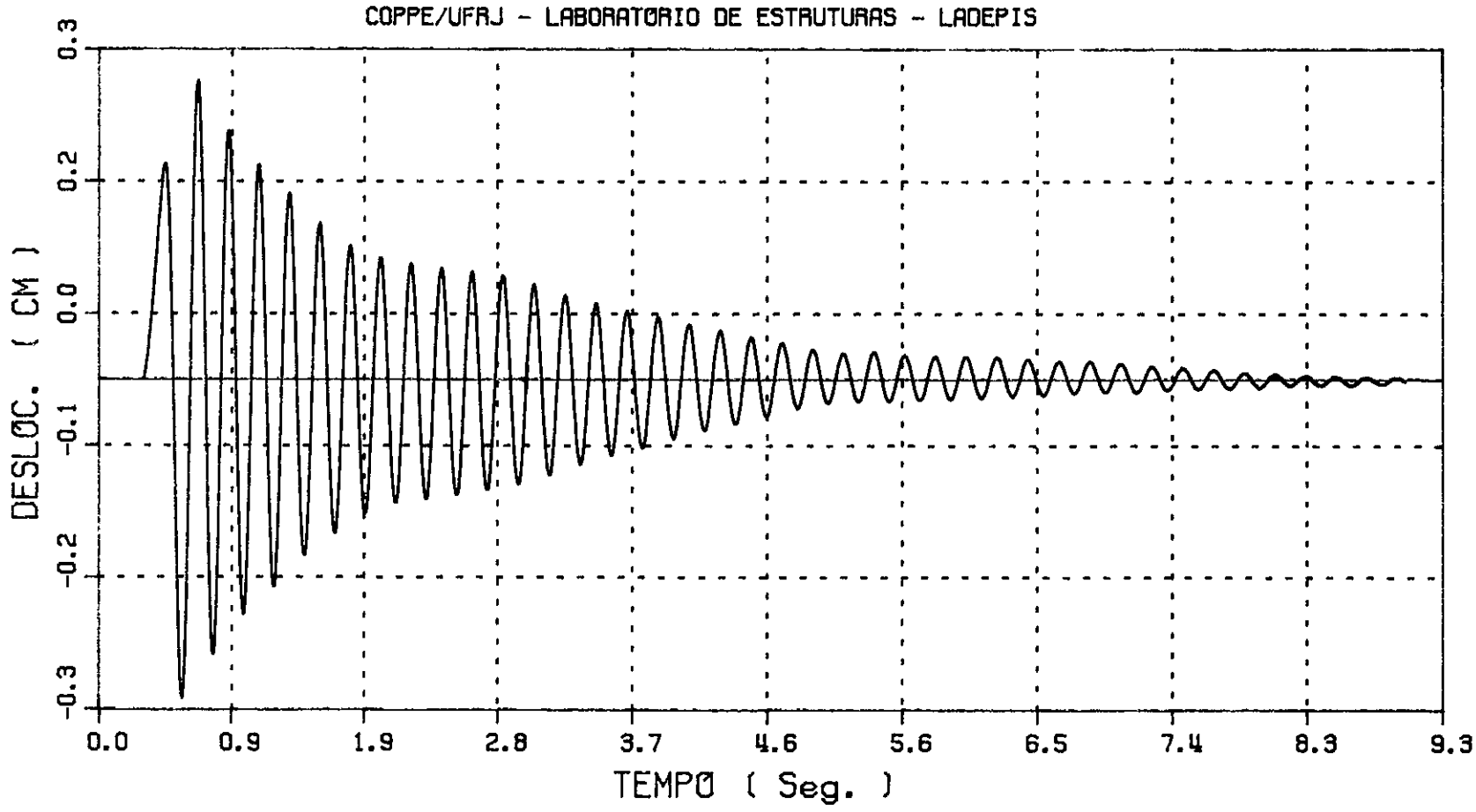


Fig. V.77 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Roll de vibracao .

ondas (Ver Figura V.61.c). Utilizamos o mesmo procedimento para os modos *pitch* e *roll* de vibração (Ver Figuras V.76 e V.77).

A partir da constatação de que a taxa de amortecimento varia em função da amplitude do deslocamento em que ocorre o movimento[14], mostramos na Figura V.78 a variação da taxa de amortecimento ξ (%) para o modo *heave* de vibração em função do deslocamento, δ (cm). Neste gráfico observa-se uma taxa de amortecimento de aproximadamente 1% para deslocamento pequenos (de mesmo valor dos gerados pelas ondas), chegando-se a um patamar com ξ = 2,2% para grandes deslocamentos (da ordem de duas a três vezes dos deslocamentos medidos durante os ensaios com ondas - Ver Figura V.61.c).

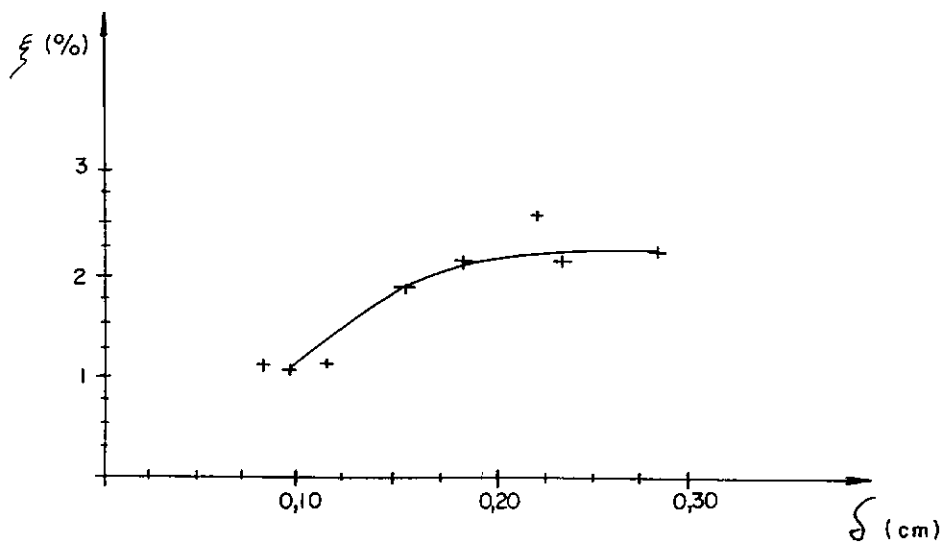


FIG.V.78: TAXA DE AMORTECIMENTO (ξ) x DESLOCAMENTO (cm) PARA O MODO HEAVE DE VIBRAÇÃO

As Figuras V.79 a V.81 mostram os sinais típicos de deslocamento no tempo para os modos *surge*, *sway* e *yaw*, respectivamente. Estes sinais foram obtidos a partir de deslocamentos impostos ao modelo (Ver Figura V.74).

Para os modos *surge* e *sway* só foi possível calcular a taxa de amortecimento para um ciclo, uma vez que os sinais não apresentavam nitidez suficiente para deslocamentos menores e também porque durante os ensaios observou-se o acoplamento do modo *yaw* de vibração logo após o segundo ciclo do modo desejado.

A Tabela V.4 mostra as taxas de amortecimento calculadas para todos os seis modos de vibração.

Tabela V.4 - Taxas de amortecimento determinadas experimentalmente.

MODO	Taxa ζ (%) p/ 1º pico	ζ (%) para deslocamento correspondente ao obtido com ondas
Sway	15,5	-
Surge	14,5	-
Yaw	5,0	-
Heave	2,30 %	1,05 %
Roll	2,60 %	1,20 %
Pitch	2,60 %	1,20 %

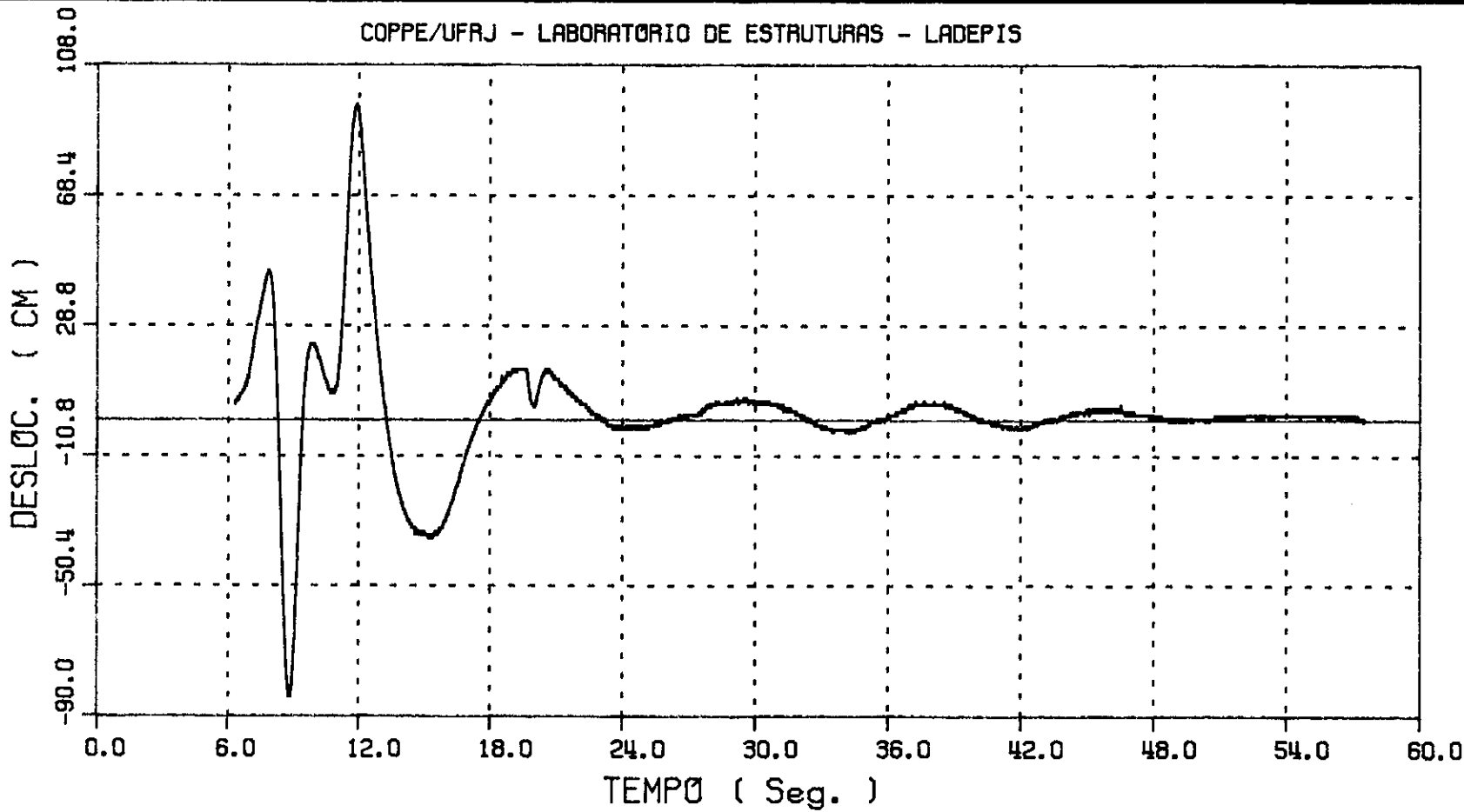


Fig. V.79 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Surge de vibracao .

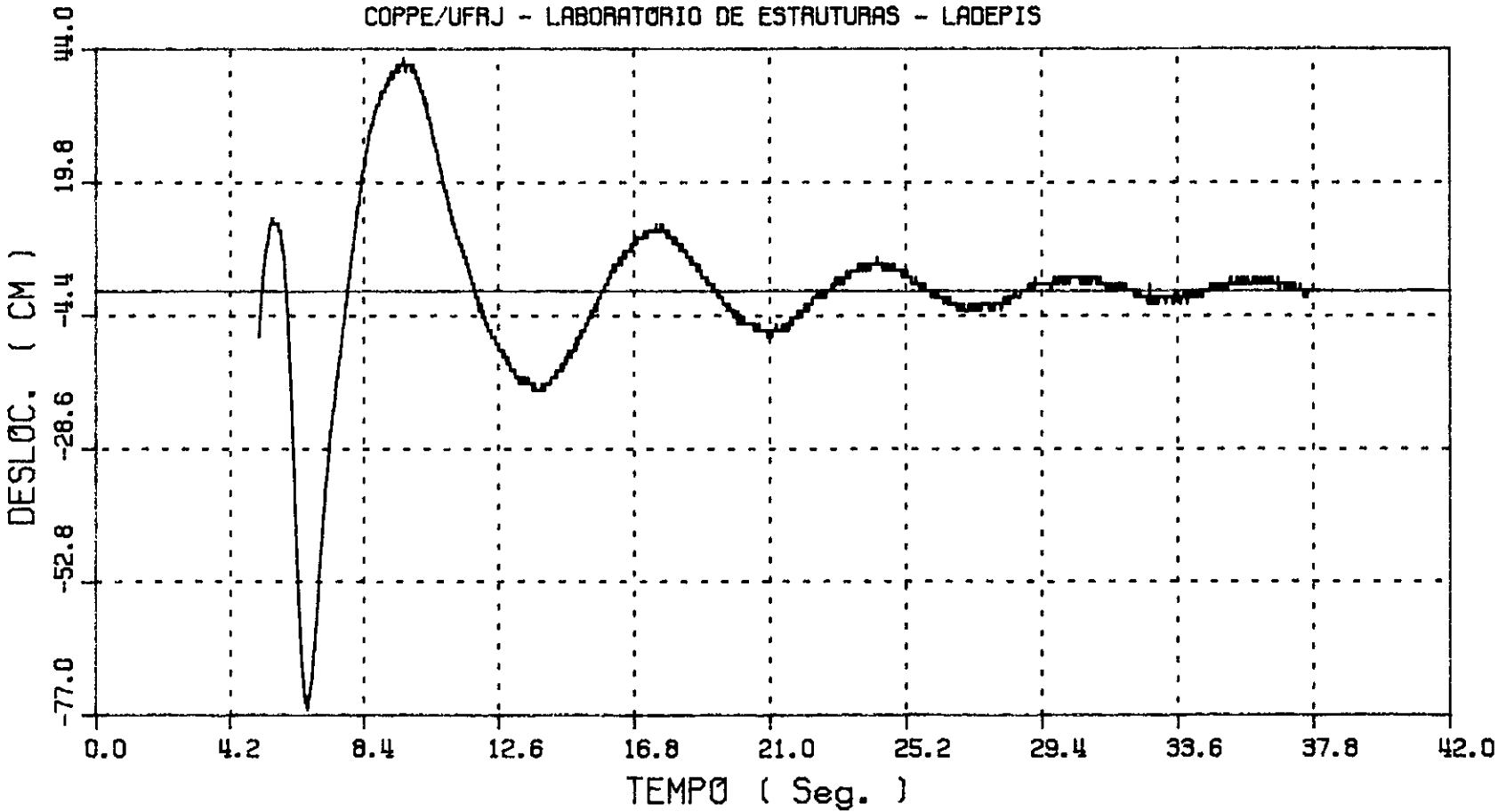


Fig. V.80 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Sway de vibracao .

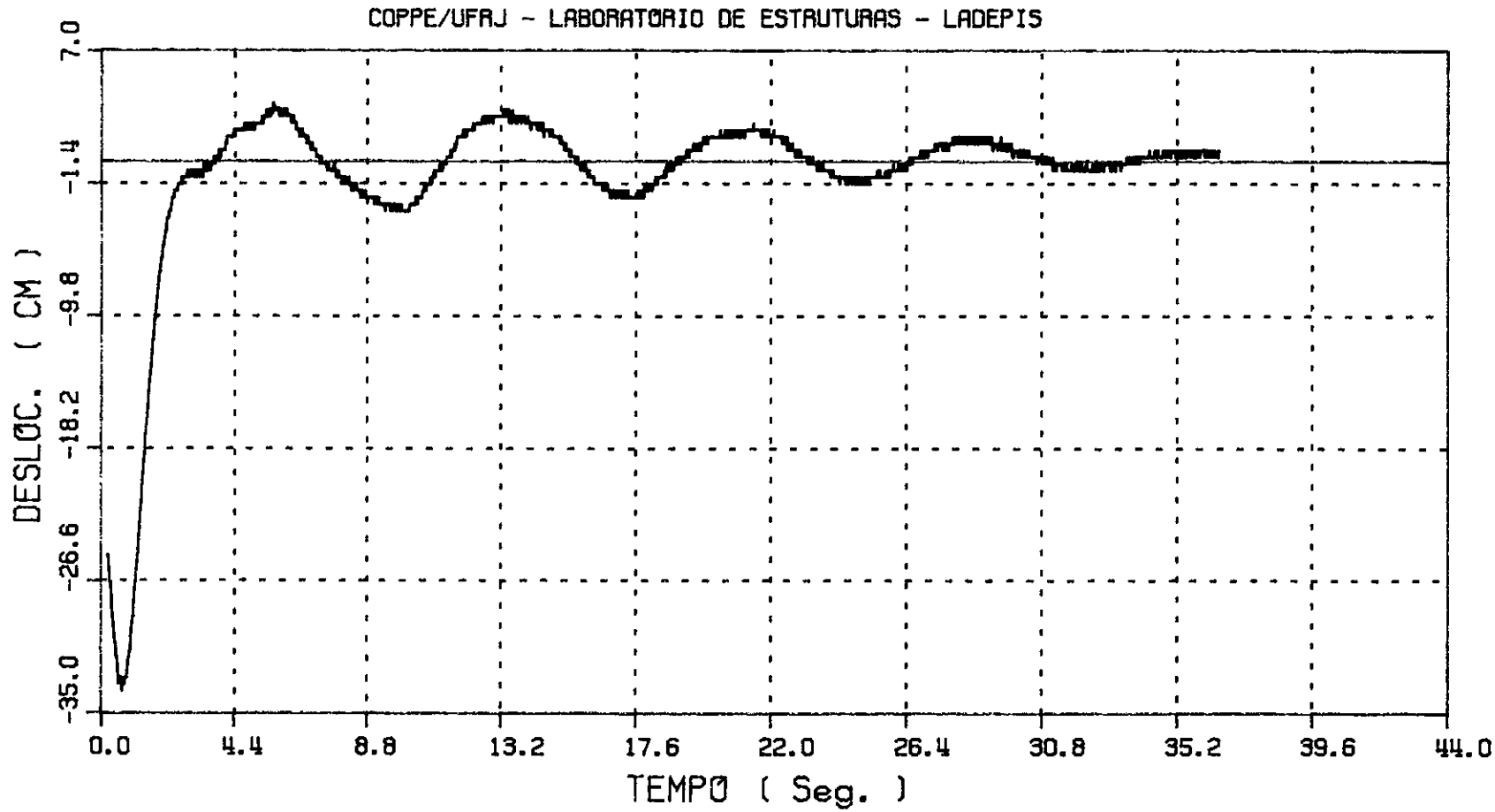


Fig. V.81 - Sinal tipico no tempo utilizado para o calculo da taxa de amortecimento do modo Yaw de vibracao .

CAPITULO VI

CORRELAÇAO DE RESULTADOS NUMERICO-EXPERIMENTAIS

VI.1 - Períodos Naturais

Para obtenção dos períodos naturais de vibração, a partir da modelagem numérica, tanto para o modelo quanto para o protótipo, foram utilizados os programas desenvolvidos pela C.O.P.P.E.[2], específicos para o estudo do comportamento dinâmico de plataformas tipo T.L.P. Para esta modelagem, além das hipóteses já descritas (Capítulos II e III) referentes ao protótipo e ao modelo respectivamente, foram adotadas as seguintes considerações.

Os amortecimentos para os diversos modos de vibração, utilizados como dados de entrada do programa[2], foram aqueles obtidos experimentalmente (Capítulo V, Tabela V.4).

Para determinação das massas d'água adicionadas nas 6 direções correspondentes aos 6 modos naturais, adotamos o seguinte procedimento.

Utilizamos o gráfico da Figura VI.1[8] que representa a variação do coeficiente de inércia (CM) em função do número de Keulegan-Carpenter (k), para diversos números de Reynolds (Re), estas curvas foram obtidas experimentalmente para um cilindro (coluna) isolado.

O número de Keulegan-Carpenter (k) e o número de Reynolds (Re) podem ser expressos como (5):

$$k = \frac{Vm.T}{D}$$

$$Re = \frac{Vm.D}{\nu}$$

onde:

Vm = velocidade média relativa entre cilindro e fluido.
T = período do movimento oscilatório
D = diâmetro do cilindro
ν = viscosidade cinemática do fluido

Calculamos então, o número de Keulegan-Carpenter (k) e o número de Reynolds (Re) para os modos de vibração *surge*, *heave* e *roll* a partir de sinais de velocidade no tempo obtidos experimentalmente para estes três modos no ensaio de vibração livres. Com **k** e **Re** calculados, entramos nas curvas da Figura VI.1 e determinamos o coeficiente de inércia (CM) para cada modo, construindo assim a Tabela VI.1

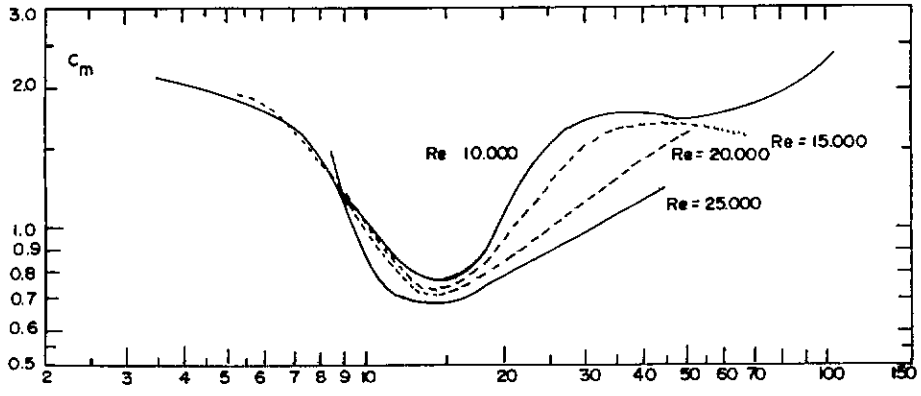


FIG. VI.1 : COEFICIENTE DE INERCIA VS Nº DO KEULEGAN-CARPENTER PARA Nºs DE REYNOLDS CONSTANTES.

Tabela VI.1 - Determinação experimental dos coeficientes de inércia (CM)

MODOS	Velocidade Média (cm/s)	K	Re	CM
Surge	3,82	4,42	3300	2,0
Heave	7,14	0,18	6200	2,0
Roll	3,03	0,07	2700	2,0

Para a análise numérica, utilizamos então o coeficiente de inércia (CM) com valor igual a 2,0 para os seis modos de vibração uma vez que os modos *sway*, *yaw* e *pitch* são similares aos calculados no que se refere a velocidade e período do movimento oscilatório.

A Tabela VI.2 apresenta os períodos para os seis modos de vibração obtidos experimentalmente e através da análise numérica para o modelo. Estes períodos foram extrapolados para o protótipo segundo o fator de escala de tempo kT. Os períodos obtidos numericamente para o protótipo também são apresentados.

$$kT = \frac{T_{MOD}}{T_{PROT}} = \sqrt{kl} \quad \text{(Capítulo III, Expressão III.3)}$$

Tabela VI.2 - Comparação dos períodos naturais

MODO NATURAL DE VIBRAÇÃO	MODELO		PROTOTIPO
	EXPERIMENTAL	NUMERICO	NUMERICO
Surge	130	113,2	112,8
Sway	130	113,0	112,5
Yaw	81	105,3	102,1
Heave	2,80	2,60	2,42
Pitch	3,07	3,51	3,40
Roll	2,66	3,25	2,96

A pequena diferença entre os períodos obtidos pela modelagem numérica do modelo e do protótipo se deve a dois fatores:

1 - A rigidez axial dos tendões foi reproduzida cerca de 11% menor que a encontrada pela teoria da semelhança (Ver Capítulo III, Seção III.2.2)

2 - Para o modelo foi levado em consideração o peso dos tendões, o que não foi feito para o protótipo uma vez que não possuíamos dados disponíveis (Ver Capítulo II, Seção II.3).

Estes dois fatores conduzem a períodos para o modelo sempre maiores que os do protótipo (Ver Tabela VI.2).

Com relação a diferença encontrada entre os períodos do modelo numérico e os obtidos experimentalmente podemos supor o seguinte:

Para o modo *heave* o período obtido experimentalmente (2,80 seg) é cerca de 7% maior que o obtido para o modelo numérico (2,60 seg). Tal fato, pode ser creditado à diferença entre a rigidez axial utilizada na modelagem numérica (E_{MEDIO} = 27.000 kgf/cm²) e a rigidez axial real do modelo. Cabe ressaltar que o valor E_{MEDIO} = 27.000 kgf/cm² foi obtido através de amostras do tendão (Ver Seção IV.1.d.).

Para os modos *surge* e *sway* os períodos obtidos experimentalmente (130 seg) são cerca de 15% maiores que os do modelo numérico (113 seg). Podemos creditar esta diferença, além do exposto anteriormente para o modo *heave*, ao possível efeito de grupo (Colunas) que poderia ocasionar um coeficiente de inércia maior do que aquele considerado na análise numérica (CM = 2,0).

Para os modos *yaw*, *roll* e *pitch* os períodos obtidos experimentalmente são menores que os obtidos através da análise numérica, cerca de 30%, 22% e 14%, respectivamente. Os número de Keulegan-Carpenter obtidos experimentalmente para estes modos são muito pequenos, estando fora das curvas obtidas por Sarpkaya[8] (Ver Figura VI.1). Sendo assim, fica bastante duvidoso o valor do coeficiente de inércia a ser adotado para estes modos.

VI.2 - Resultados com Ondas

Para a obtenção da resposta do modelo sob a ação de ondas através da análise numérica foram utilizados os mesmos programas utilizados na obtenção dos períodos naturais.

As forças oriundas da iteração de um cilindro vertical em movimento vibratório com o fluido, também em movimento, devido a propagação de ondas podem ser expressas por (5):

$$F = \rho C_M \frac{\pi D^2}{4} \dot{V} - \rho (CM-1) \frac{\pi D^2}{4} \ddot{X} + \rho CD \frac{D}{2} (V - \dot{X}) \, |V - \dot{X}|$$

onde:

ρ = densidade do fluido
D = diâmetro do cilindro
V = velocidade horizontal do fluido
$\dot{V}$ = aceleração horizontal do fluido
X = velocidade do cilindro
$\ddot{X}$ = aceleração do cilindro
CM = coeficiente de inércia
Ca = (CM - 1) coeficiente de massa d'água adicionada
CD = coeficiente de arrasto

Portanto a equação do movimento é função dos parâmetros CM e CD que são obtidos de forma experimental.

Para o coeficiente de inércia (CM) utilizamos o valor 2,0 já utilizado para determinação das frequências naturais e largamente adotado para projetos de estruturas *off-shore* sob a ação de ondas[2].

Para determinação do coeficiente de arrasto foram utilizadas as recomendações do DNV[3]. Assim sendo temos:

a) Para as colunas:

$$CD = 0,7\ KL$$

onde:

$$KL = \begin{cases} 0,5 + 0,1\ (L/D) & \text{para } L/D < 5 \\ 1,00 & \text{para } L/D > 5 \end{cases}$$

L = comprimento imerso da coluna e D = diâmetro da coluna

Para o modelo: L = 17,34 cm e D = 8,64 cm

$$L/D = 17,34/8,64 = 2,00$$

daí, $KL = 0,5 + 0,1 \times 2,00 = 0,70$

$$CD = 0,7\ KL = 0,49$$

b) Para os flutuadores:

$$CD = 2,0\ KL$$

onde:

$$KL = \begin{cases} 0,5 + 0,1\ (L/D) & \text{para } L/D < 5 \\ 1,00 & \text{para } L/D > 5 \end{cases}$$

L = comprimento da peça com seção prismática.
d = altura da face perpendicular a incidência da onda.

Para o modelo temos:

$$L = 11,66 \text{ cm e } d = 6,33 \text{ cm}$$
$$L/D = 11,66/6,33 = 1,84$$

daí, $KL = 0,5 + 0,1 \times 1,84 = 0,684$
$CD = 2,0\ KL = 1,37$

A Figura VI.2 mostra o deslocamento no tempo ocorrido no modelo numérico no sentido do eixo y (modo *surge* - Ver Figura V.51) quando incidem ondas regulares com período e altura iguais as geradas no tanque de ensaios durante a primeira campanha com ondas, T = 0,89 seg e Hw = 7,60 cm (Ver Capítulo V, Tabela V.3).

As Figuras VI.3 e VI.4 mostram o deslocamento no sentido vertical e a força nos tendões em função do tempo quando incidem as mesmas ondas.

Para comparação dos sinais no tempo, obtidos experimentalmente, com os obtidos através da análise numérica construiu-se os gráficos das Figuras VI.5, VI.6 e VI.7 aonde aparecem os sinais dos deslocamentos (y e z) e da força respectivamente, com uma variação de tempo de 2,5 seg. Isto é, a comparação é feita apenas para a resposta permanente, uma vez que a obtenção dos dados experimentais ocorreu quando o modelo já estava sob a ação das ondas.

CM = 2,0 CD = { 0,49 COLUNAS / 1,37 FLUTUADORES

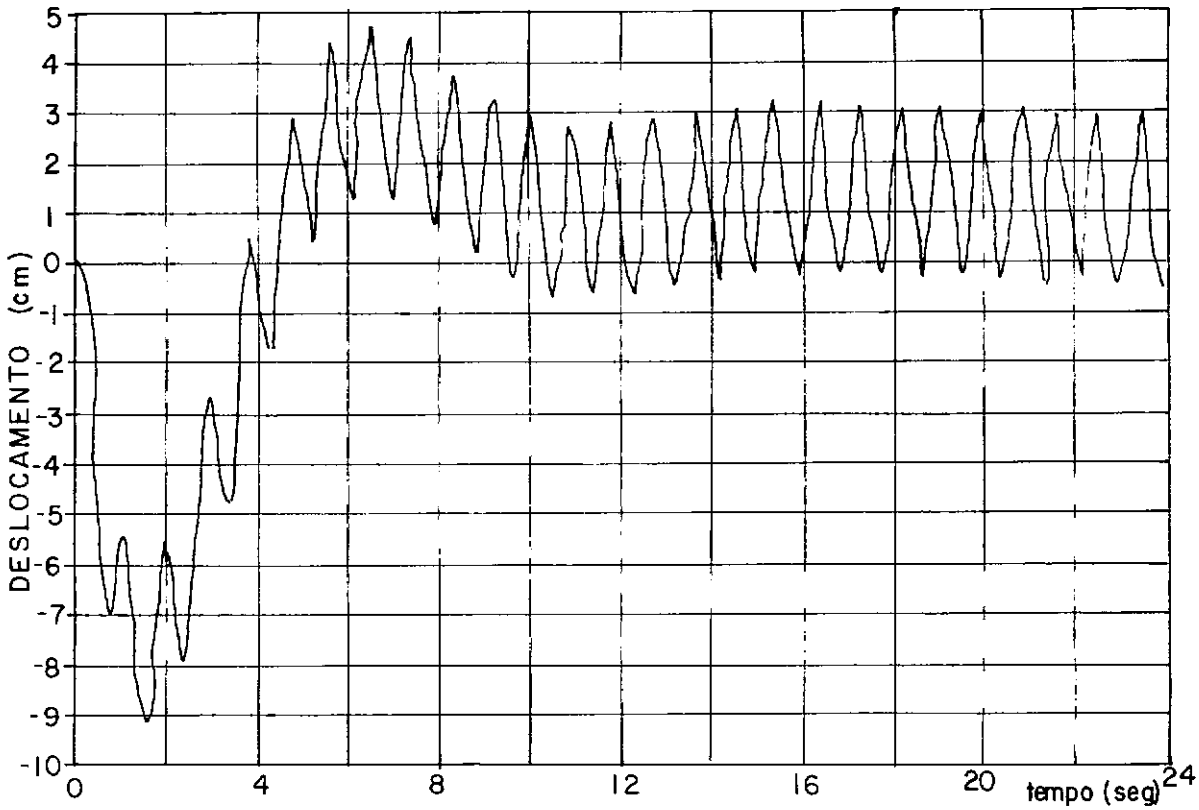


FIG. VI.2 : DESLOCAMENTO NO SENTIDO DO EIXO Y (SURGE) QUANDO INCIDEM ONDAS COM T=0,89seg e H=7,60cm

CM = 2,0 CD = { 0,49 (COLUNAS) / 1,37 (FLUTUADORES)

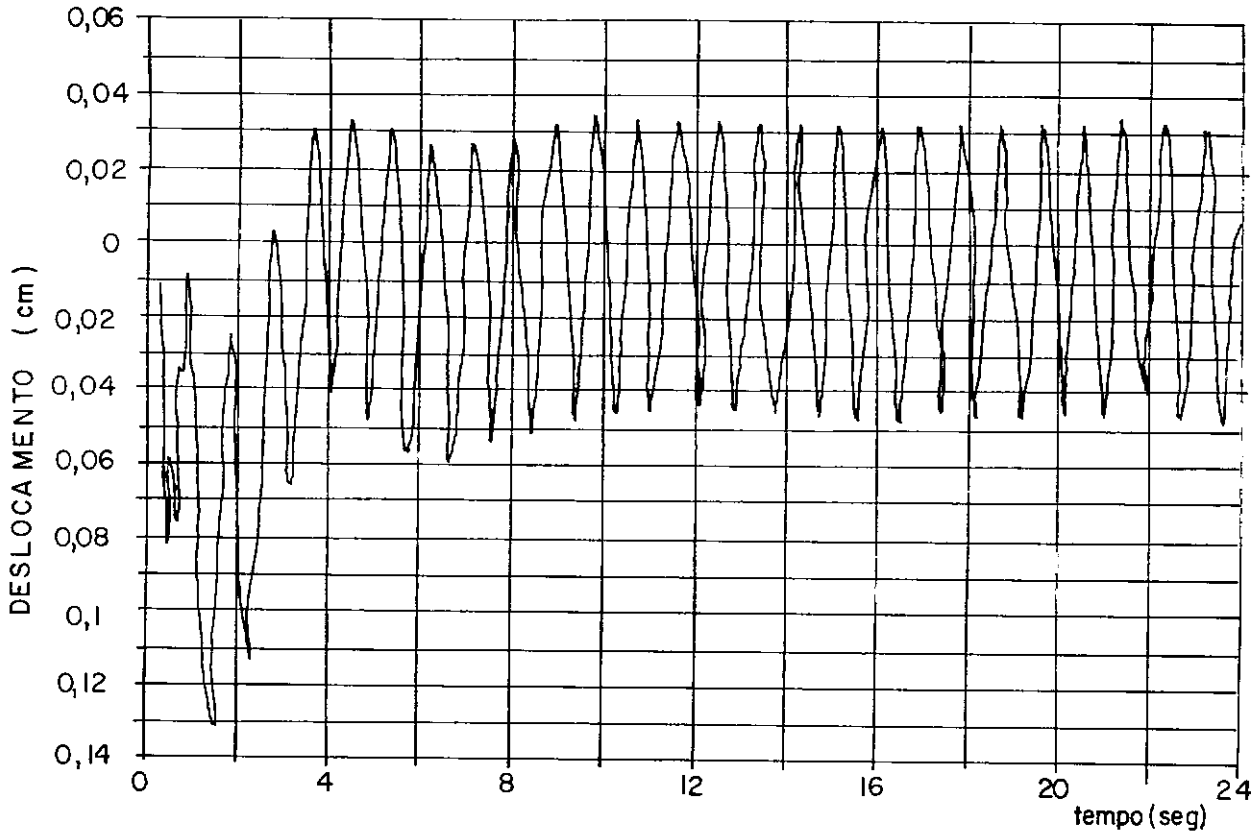


FIG. VI.3: DESLOCAMENTO NO SENTIDO DO EIXO Z (HEAVE) QUANDO INCIDEM ONDAS COM T = 0,89 seg e H = 7,60 cm

CM = 2,0 CD = 0,49 (COLUNAS) / 1,37 (FLUTUADORES)

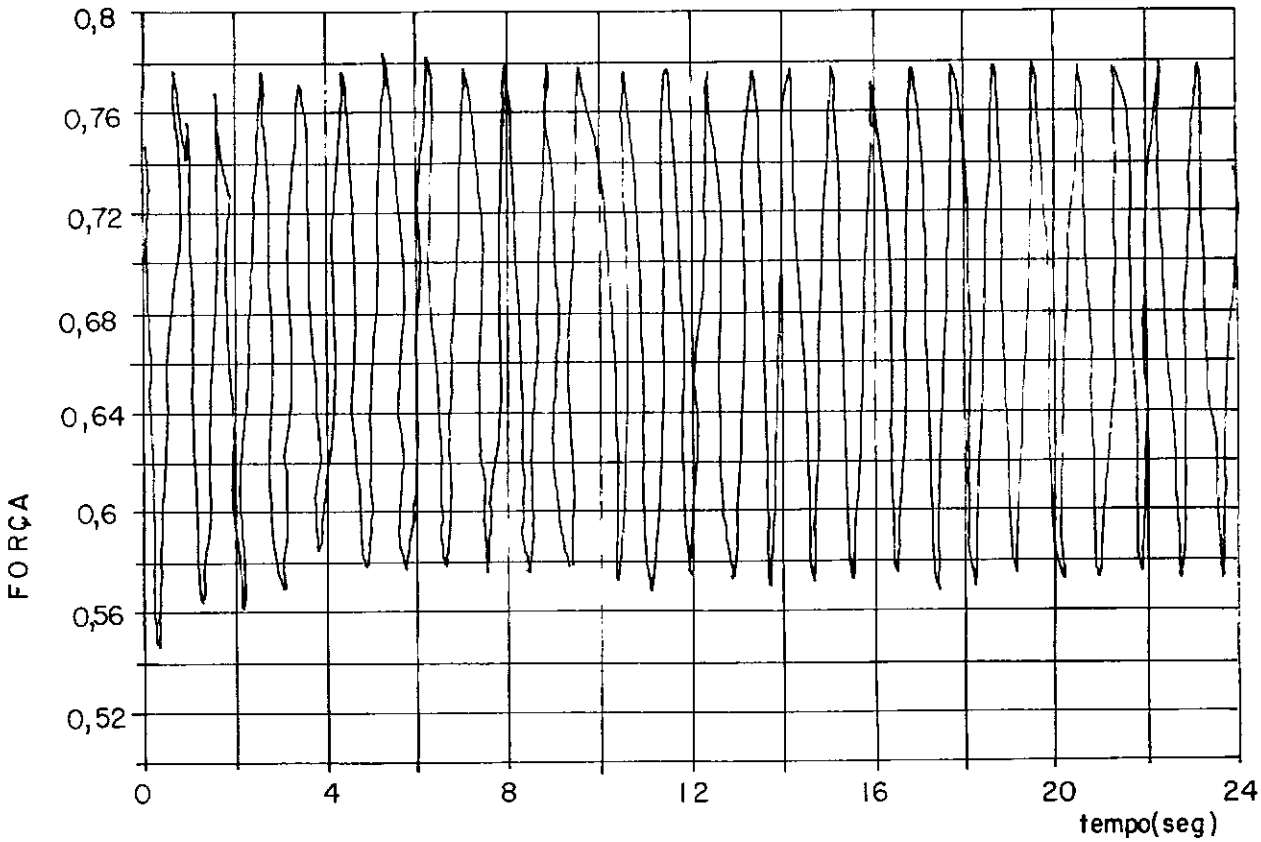


FIG. IV.4: FORCA NOS TENDÕES QUANDO INCIDEM ONDAS COM T = 0,89 seg e H = 7,60 cm

Da Figura VI.5 pode-se concluir que os resultados experimentais e numéricos são bastantes próximos, o que dá confiabilidade às técnicas experimentais utilizadas nos ensaios com ondas e as hipóteses adotadas na modelagem numérica.

A Figura VI.6 mostra que a resposta deslocamento versus tempo na direção z (*heave*) obtida experimentalmente é bem maior qua a obtida numericamente. Isto ocorreu já que os super-harmônicos da onda (Ver Figura V.50) provocaramuma quase ressonância no modo *heave* (Ver Figura V.53), enquanto que no modelo numérico a onda foi considerada perteitamente harmônica.

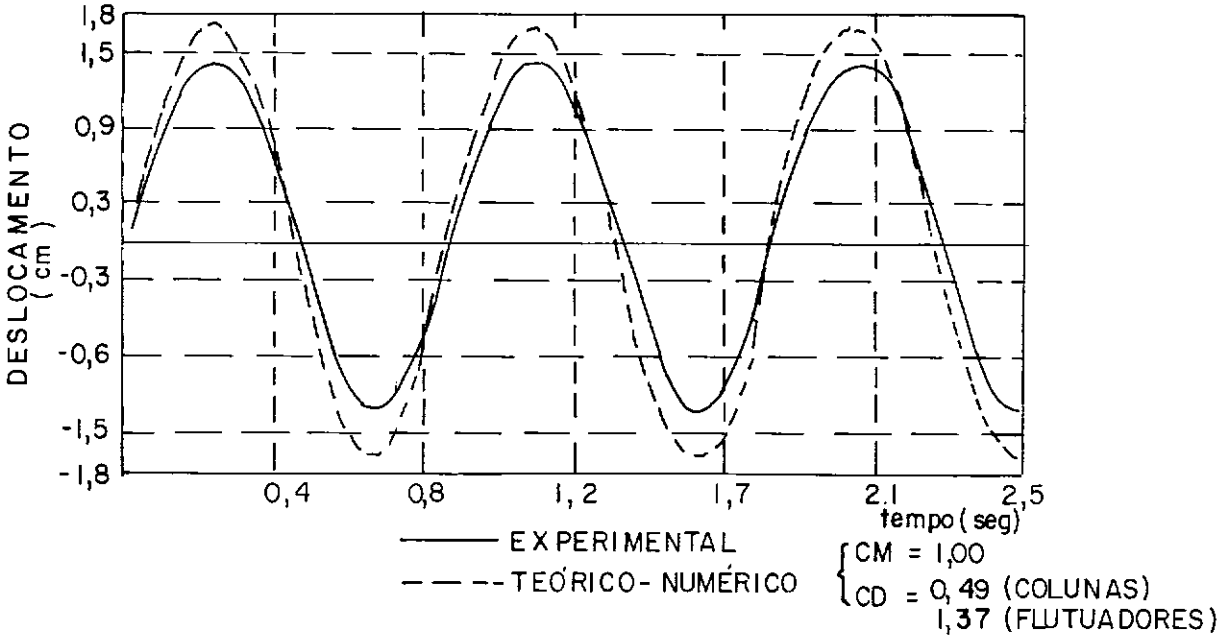


FIG. VI.5: COMPARAÇÃO ENTRE OS SINAIS EXPERIMENTAL (AC I) E TEÓRICO-NUMÉRICO PARA O DESLOCAMENTO EM Y (SURGE)

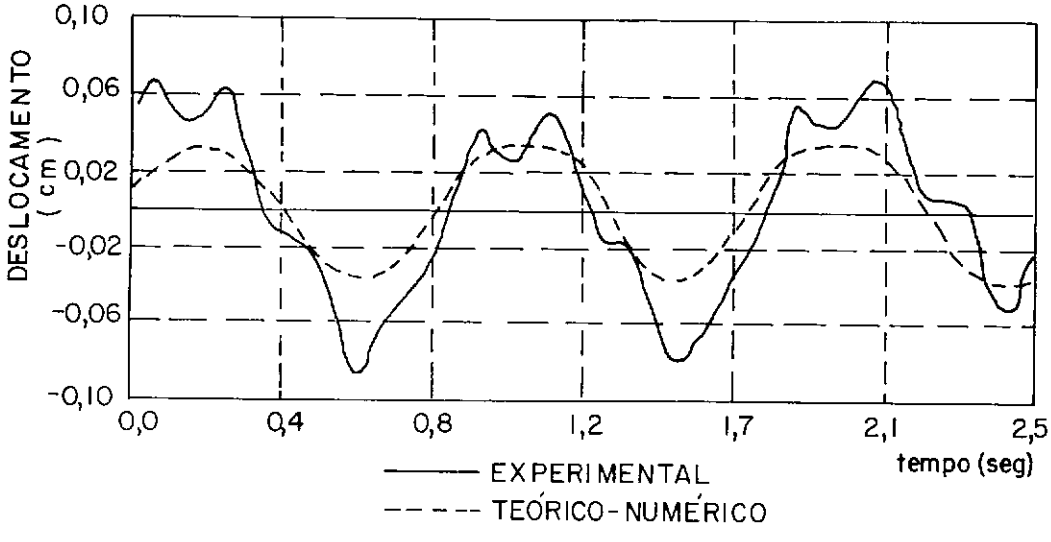


FIG. VI.6 : COMPARAÇÃO ENTRE OS SINAIS EXPERIMENTAL (AC6) E TEÓRICO-NUMÉRICO PARA O DESLOCAMENTO EM Z (HEAVE)

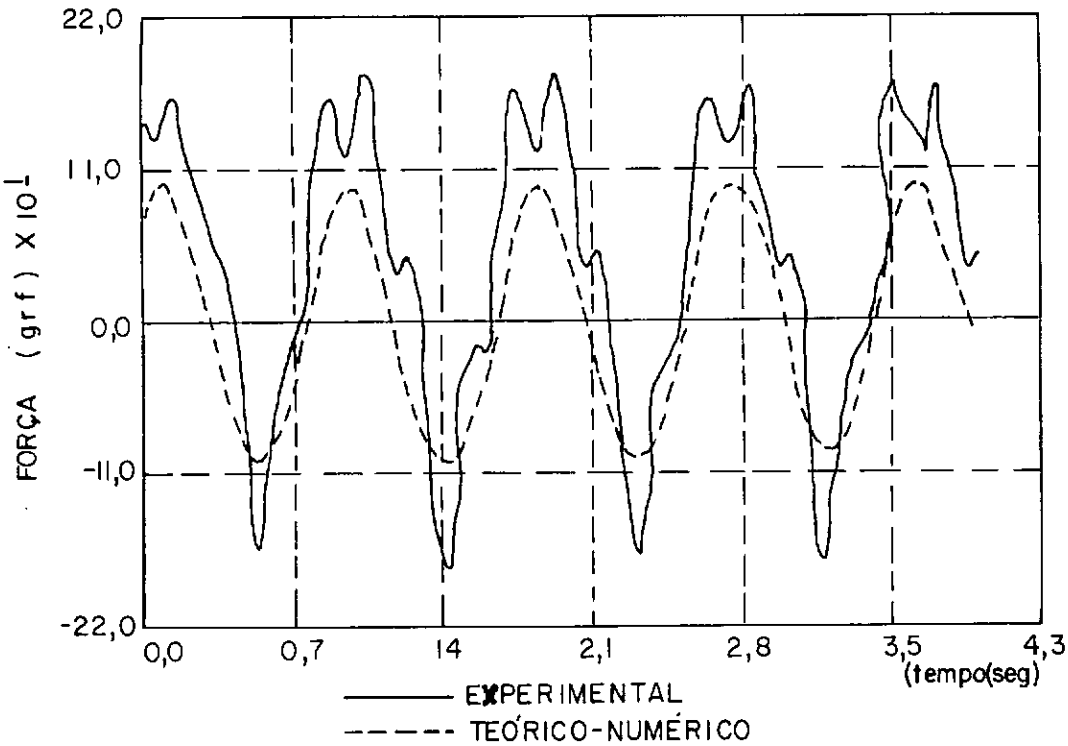


FIG. VI.7: COMPARAÇÃO ENTRE OS SINAIS EXPERIMENTAL (LC2) E TEÓRICO-NUMÉRICO PARA A VARIAÇÃO DE FORÇA NOS TENDÕES

A Figura VI.7 mostra que a forma da resposta do modelo numérico é bem distinta da experimental, uma vez que para a experimental ocorre o fenômeno do Slaming, enquanto que para a análise numérica não há interferência de uma linha da coluna sobre a outra, tornando assim a resposta do modelo numérico perfeitamente regular.

CAPITULO VII

CONCLUSÕES

Apresenta-se neste capítulo as principais conclusões deste trabalho destacando-se o que já foi apresentado e comentado nos capítulos anteriores:

a. Os períodos naturais dos seis principais modos de vibração, obtidos via análise numérica do modelo e experimentalmente são próximos, principalmente os períodos dos modos *surge*, *sway* e *heave*. Este fato garante a validade e confiabilidade das técnicas utilizadas no projeto, construção e obtenção de resultados experimentais para modelo reduzido deste tipo de estrutura *offshore*.

b. Como o modelo reduzido foi projetado e construído de acordo com a teoria da semelhança, e como a comparação entre resultados técnico-numéricos e experimentais se apresentou bastante favorável, é possível extrapolarmos os parâmetros de cunho essencialmente experimental obtidos do modelo com bom grau de confiança, para o projeto ou verificação de protótipos.

c. O valor do coeficiente de inércia adotado (CM = 2,0) mostrou-se confiável, já que a comparação entre resultados experimentais e numéricos, tanto para os ensaios de vibração livres quanto para os testes com ondas, apresentou-se bastante favorável.

d. As taxas de amortecimento encontradas para os seis modos de vibração (Ver Tabela V.4) são: *surge* e *sway*, = 15%; *yaw*, = 5,0%; *heave*, *roll* e *pitch*, = 2,5%. Deve-se contudo ressaltar que as taxas encontradas para os modos associados a frequências mais elevadas (*heave*, *roll* e *pitch*) mostravam-se função do deslocamento ocorrido no modelo. Como podemos ver (Tabela V.4), taxas compatíveis com os deslocamentos causados pelas ondas são menores (ξ = 1,20%), implicando com isso na necessidade de determinação da curva taxa de amortecimento versus deslocamento para cada modo. Plotando-se esta curva para o modo *heave* (Ver Figura V.18), obtém-se valores de taxa de amortecimento mais adequados ao projeto de uma estrutura deste tipo.

A importância deste fato deve ser ressaltada, já que valores menores de taxa de amortecimento propiciam fatores de amplificação dinâmica maiores. Por exemplo, no caso do estudo da fadiga nos tendões a determinação correta da taxa de amortecimento a ser utilizada seria de extrema importância.

e. Com relação ao valor do coeficiente de arrasto CD adotado para o modelo numérico através das recomendações da D.N.V. (CD = 0,49 para as colunas; CD = 1,37 para os flutuadores) conclui-se que tais valores são confiáveis para utilização em projetos similares, uma vez que a comparação do modelo numérico com o experimental se mostraram bastante favoráveis.

f. A necessidade de aferição de parâmetros de cunho essencialmente experimental, tais como: coeficiente de inércia, coeficiente de arrasto e taxa de amortecimento nos leva a concluir que para cada projeto de estrutura *offshore* deste tipo faz-se necessária a construção de um modelo reduzido, uma vez que não há teoria e/ou experimentos suficientes que equacionem estes parâmetros.

g. Finalmente, conclui-se que a concepção estrutural deste projeto para águas profundas mostrou-se viável, já que os períodos naturais obtidos para o modelo encontram-se fora da faixa dos períodos das ondas (Ver Figura I.4). No entanto, uma série de estudos mais detalhados são ainda necessários, tais como:

   1. Influência do efeito da variação de massa no *deck* no comportamento dinâmico da plataforma

   2. Analisar a resposta do modelo à incidência de ondas em outras direções

   3. Obtenção das curvas Taxa de amortecimento versus Deslocamento para os diversos modos de vibração

   4. Determinação dos valores do coeficiente de inércia (CM) a serem adotados em projeto, uma vez que há necessidade de se estudar o efeito da geometria da plataforma (efeito de grupo).

CAPITULO VIII

BIBLIOGRAFIA

(1) - MORRISON, J.R.; O'BRIEN, M.P., JOHNSON, J.W. & SCHAAF, S.A.; "The Force Exected by Surface Waves on Piles", Tech. Institute of Mining Engeneering, vol.. 189, pp.149-154, 1950.

(2) - ELLWANGER, G.; EBECKEN, N.F.F.; LIMA, E.P.C.; JACOB, B. P. & COELHO, L.; "Estudos Preliminares do Comportamento Global de uma T.L.P. de Seis Colunas Concebida e Adaptada às Condições Brasileiras", COPPE/UFRJ, 1986.

(3) - CHOU, F.S.F.; GHOSH, S. & HUANG, E.W.; "Conceptual Design Process of Tension Leg Platform"; Snaure Transactions, vol.91, pp.275-305, 1983.

(4) - DILLINGHAM, J.T.; "Recent Experience in Model-Scale Simulation of Tension Leg Platforms"; Marine Technology vol.21, nº 2, pp.186-200, 1984.

(5) - ROITMAN, N.; "Modelos Reduzidos Hidrostáticos para Análise do Comportamento Dinâmico de Estruturas para Plataformas Offshore"; Tese de D.Sc., Departamento de Engenharia Civil da UFRJ, 1985.

(6) - CARNEIRO, F.L.B., "Some Aspects of the Dimensional Analysis Applied to the Theory and Experimentation of Offshore Platforms"; International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1981.

(7) - ROITMAN, N.; FAIRBAIRN, E.M.R.; MAGLUTA, C., "An Experimental Model Study for Vibration Measurements of Steel Piles"; International Symposium on Offshore Engineering, R.J.., Brazil, 1987.

(8) - SARPKAYA, T. & ISAACSON, M., "Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures"; Van Nostrand Reinhold Company, USA, 1981.

(9) - ELLWANGER, G.; "Análise dinâmica determinística e aleatória no domínio da frequência de plataformas de pernas atirantadas representadas por um corpo rígido e um conjunto de tendões com comportamento não linear geométrico. O.S. 075/87 - ET 15.339, CENPES, 1988.

(10) - FREIRE, A.C.G.; ROITMAN, N.; BATISTA, R.C. "An experimental model study for deep water TLP platform"; International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1987.

(11) - ROITMAN, N.; BATISTA, R.C.; CARNEIRO, F.L.L.B. "Reduced models for fixed offshore structures", International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1983.

(12) - ROITMAN, N.; BATISTA, R.C.; CARNEIRO, F.L.L.B. "Reduced models for investigation of fluid-structure interaction", International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1983.

(13) - ROSA, S.R.; ROITMAN, N.; BATISTA, R.C. "Water depth influence on the jack-up reduced models" International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1987.

(14) - MAGLUNTA, C. "Análise dinâmica de estrutura flexível em meio fluido." COPPE/UFRJ, Dezembro de 1988.

(15) - ELLWANGER, G.B. "Alguns aspectos da análise e do projeto de plataformas marítimas." COPPE/UFRJ, Dezembro de 1988.

APENDICE

MODELO NUMERICO ADOTADO PELO PROGRAMA UTILIZADO NA OBTENÇÃO DOS RESULTADOS NUMERICOS

Análise dinâmica determinística

O modelo de corpo rígido para o casco com seis graus de liberdade e os tendões representados por molas com não linearidade geométrica tem seu movimento regido pelas seguintes equações diferenciais:

$$\frac{dv}{dt} = [m]^{-1} \{F\} \qquad (1)$$

$$\frac{du}{dt} = \{V\} \qquad (2)$$

$$\frac{dW}{dt} = [I]^{-1} \{ \{M\} - \{W\} . \{IW\} \} \qquad (3)$$

$$\frac{dO}{dt} = [B]^{-1} \{W\} \qquad (4)$$

onde:

$\{V\}$ = vetor de velocidade de translação

$\{m\}$ = matriz de massa diagonal incluindo a massa adcionada

$\{F\}$ = vetor de forças devidas a onda, vento empuxo, peso próprio, lastro amortecimento e restituição dos tendões

$\{u\}$ = vetor de deslocamantos de translação

$\{w\}$ = vetor de velocidades angulares

[I] = matriz de momentos de inércia obtidos através de outro programa computacional

{M} = vetor de momentos acarretado pelo vetor de forças {P}

{ } = vetor de angulos de Euler tal que:

$$\{\dot{X}\} = \{X\} + A^T \{X\} \qquad (5)$$

{X} = coordenadas de um ponto qualquer da TLP em relação ao sistema fixo [x,y,z]

{Xi} = coordenadas do baricentro da TLP em relação ao sistema fixo da origem do sistema móvel

{X'} = coordenadas de um ponto qualquer da TLP em relação ao sistema móvel [x,y,z]

[A] = matriz de Euler

[B] = matriz que relaciona o vetor de velocidades angulares e as derivadas do vetor de ângulos de Euler

$$\{W\} = [B] \{\dot{\ }\} \qquad (6)$$

E importante observar três tipos de não linearidade que ocorrem nas equações apresentadas anteriormente:

- a primeira não linearidade está relacionada com o vetor da forças {F} e o vetor de momentos {M}, os quais são funções não lineares de posição e estado de movimento.
- a segunda não linearidade está relacionada com as funções transcendentais contidas nas matrizes de Euler [A] e [B]
- a terceira está relacionada com os termos quadráticos contidos na equação (3).

As forças devidas a onda são determinadas com a fórmula de Morrison considerando a velocidade relativa entre a TLP e as partículas fluidas. As velocidades e acelerações são determinadas através da teoria linear de Airy.

O coeficiente de inércia Cm e a respectiva diferença de fase para as colunas verticais são determinados segundo a formulação de MacCammy & Fuchs[15]. Através deste modelo simula-se aproximadamente a teoria da difração para colunas isoladas.

As forças de restrição dos tendões e dos risers são determinados individualmente em função das respectivas posições dos pontos superiores.

O método de integração numérica adotado foi o de Betha-Newmark[15].