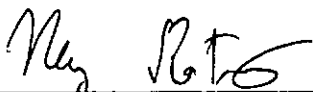


INFLUÊNCIA DA LÂMINA D'ÁGUA NA TAXA DE AMORTECIMENTO
DE MODELO REDUZIDO HIDROELÁSTICO DE PLATAFORMA
DO TIPO AUTO-ELEVATÓRIA

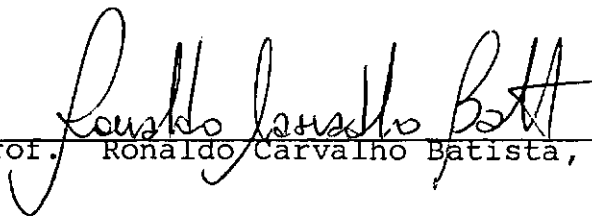
Sheyla Rodrigues Rosa

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

Aprovada por:



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



Prof. Ronaldo Carvalho Batista, Ph.D



Prof. Fernando Luiz Lobo Barbosa Carneiro,
Doutor Honoris Causa



Prof. João Luis Pascal Roehl, Ph.D

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 1990

ROSA, SHEYLA RODRIGUES

Influência da Lâmina D'Água na Taxa de Amortecimento de Modelo Reduzido Hidroelástico de Plataforma do tipo Auto - Elevatória (Rio de Janeiro) 1990.

VII, 125 p. 29.7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 1990)

Tese- Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Modelos reduzidos 2. Análise experimental

dinâmica 3. Estruturas offshore I. COPPE/UFRJ

II. Título (série)

Dedico este trabalho a
PEDRO JOSÉ MARIA BIANCO pelo
sentimento que nos uniu.

AGRADECIMENTOS

Ao Ney, pela orientação, amizade e apoio demonstrado durante todos os momentos deste trabalho.

Ao Ronaldo, pelo importante apoio à orientação deste trabalho e pela grande amizade demonstrada.

Aos amigos Ana Cristina, Luis Felipe, Eliane, Fernando, Augusto Cesar, Jorge, Carlos Magluta e José Lopes pelo companheirismo demonstrado e apoio técnico ao trabalho.

Aos técnicos que participaram, como amigos e tecnicamente neste trabalho: Vicente, Zé Carlos, Flávio, Seu João, Zé Maria, Osvaldo e Anísio.

Ao Tiago e sua equipe, pelo empréstimo de diversos equipamentos, sem os quais seria impraticável a realização deste trabalho.

Ao Coutinho e João Carlos pela amizade e compreensão sem a qual este trabalho não seria realizado e aos grandes amigos do TP3 (NUCLEN) pelo incentivo demonstrado.

A Antônio Fernando e família pela pessoa especial que você é, muito obrigado por tudo.

Aos meus pais, minha avó e meus familiares por todo o apoio e incentivo demonstrado.

A todos os colegas e professores que direta ou indiretamente contribuíram para a elaboração deste trabalho.

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

INFLUÊNCIA DA LÂMINA D'ÁGUA NA TAXA DE AMORTECIMENTO
DE MODELO REDUZIDO HIDROELÁSTICO DE PLATAFORMA
DO TIPO AUTO-ELEVATÓRIA

Sheyla Rodrigues Rosa

Orientador: Prof. Ney Roitman

Programa : Engenharia Civil

Um modelo reduzido hidroelástico de plataforma auto-elevatória de três pernas, projetado e construído de acordo com a Teoria da Semelhança, é utilizado para a investigação da influência da lâmina d'água e níveis de convés correspondentes nas taxas de amortecimento estrutural e hidrodinâmico causados por deslocamentos de grande amplitude e pela interação fluido - estrutura.

Mostra-se que este modelo reduzido fornece alguns resultados experimentais relevantes que poderiam balizar um projeto racional deste tipo de plataforma offshore.

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

WATER DEPTH INFLUENCE ON THE DAMPING FACTORS
OF A HYDROELASTIC REDUCED MODEL OF A JACK-UP
PLATFORM

Sheyla Rodrigues Rosa

Chairman: Prof. Ney Roitman

Department: Civil Engineering

A hydroelastic reduced model of a 3 leg jack-up platform, designed and constructed according the Similitude Theory , is used for investigation of the influence of water depths and related deck levels on the structural and hydrodynamic damping factors under large amplitude displacements and fluid-structure interaction.

It is shown that this reduced model yields some relevant experimental results that could serve as a guide for rational design of this type of offshore platform.

Í N D I C E

CAPÍTULO I	- INTRODUÇÃO -----	1
I.1.	Condições Iniciais -----	1
I.2.	Objetivos e Escopo do Trabalho -----	5
CAPÍTULO II	- DESCRIÇÃO DO PROTÓTIPO E DO MODELO FÍSICO ---	6
II.1	Protótipo Modelado -----	6
II.1.1.	Hipóteses Adotadas nas Modelagens Física e Numérica	12
II.2	Modelo Físico Idealizado -----	14
II.2.1.	Descrição do Modelo -----	14
CAPÍTULO III	- PLANOS DE INSTRUMENTAÇÃO E ENSAIOS -----	22
III.1.	Instrumentação -----	22
III.2.	Descrição dos Ensaios -----	27
III.2.1.	Ensaios de Vibrações Livres -----	27
III.2.2.	Ensaios de Vibrações Forçadas -----	33
CAPÍTULO IV	- RESPOSTAS DINÂMICAS DO MODELO EXPERIMENTAL --	38
IV.1.	Introdução -----	38
IV.2.	Vibrações no Ar -----	38
IV.3.	Vibrações na Água -----	49
IV.4.	Vibrações no Fluido Denso -----	59

CAPÍTULO V	- ESTIMATIVAS DAS TAXAS DE AMORTECIMENTO	----	70
V.1.	Vibrações no Ar	-----	70
V.2.	Vibrações na Água	-----	77
V.3.	Vibrações no Fluido Denso	-----	81
CAPÍTULO VI	- ANÁLISE DOS RESULTADOS	-----	100
VI.1	Análise das Freqüências Naturais	-----	100
VI.2.	Análise das Taxas de Amortecimento	-----	106
CAPÍTULO VII	- CONCLUSÕES	-----	120
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		-----	123

NOMEMCLATURA

- CM - coeficiente de inércia
 D - diâmetro do chord
 f - freqüências naturais da estrutura
 K_L - escala geométrica geral
 H - altura do convés
 L - dimensão representativa
 Re - número de Reynolds
 ν - viscosidade cinemática do fluído
 π - parâmetro adimensional
 ω - freqüência circular natural da estrutura
 ρ - massa específica
 Δ - parâmetro de deslocamento
 A_C - amplitude de aceleração
 A - amplitude de deslocamento
 V - amplitude de velocidade
 K - rigidez dos apoios elásticos
 ξ_T - taxa de amortecimento total
 ξ_A - taxa de amortecimento estrutural
 ξ_F - taxa de amortecimento hidrodinâmico
 ξ_S - taxa de amortecimento devido a dissipação de energia no meio fluído
 ξ_V - taxa de amortecimento devido a viscosidade do fluído
 $\bar{\xi}_V$ - taxa de amortecimento devido a viscosidade do fluído corrigida
 $\bar{\xi}_T$ - taxa de amortecimento total corrigida
 ξ_e - taxa de amortecimento mecânico dos apoios elásticos

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

I.1 - CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Plataformas do tipo auto-elevatória são estruturas flexíveis que usualmente apresentam grandes deslocamentos laterais. Conseqüentemente, elas são submetidas a forças de amortecimento que, além de serem maiores que aquelas comumente observadas para as estruturas fixas de aço, apresentam variação não linear com as amplitudes de deslocamento dinâmico [1].

Para a plataforma na sua altura máxima, o primeiro período natural dessas estruturas esbeltas toma valores que são em geral muito próximos dos períodos dominantes das ondas. Este fato tem sido observado para diversos estados de mar, para várias plataformas auto-elevatórias distintas (com 3 ou 4 pernas) em profundidades de água variando de 80 até próximo de 100m. Esta situação típica é mostrada na Fig. I.1, onde pode-se notar que os picos de resposta estrutural associados às primeiras frequências naturais de uma plataforma auto-elevatória de três pernas ocorrem dentro da "faixa efetiva" do espectro de energia de ondas. Embora estreitos, quando comparado com esta faixa efetiva, estes picos poderiam, indubitavelmente, ser influenciados por uma considerável fração da energia total das ondas.

Este fato é de particular importância já que pode ocasionar uma grande amplificação dinâmica da resposta e, neste caso, as tensões internas decorrentes de uma verificação dinâmica serão altamente dependentes das taxas de amortecimento mo dais adotadas.

As principais contribuições para o amortecimento to tal, encontrado em uma plataforma auto-elevatória, são: o amor tecimento estrutural, o amortecimento mecânico que ocorre, por exemplo, nos sistemas de apoio e de elevação (pinhão-cremalheira), amortecimento devido à interação solo-estrutura e o amor tecimento devido à interação fluido-estrutura.

A observação do comportamento dinâmico estrutural vem sendo feita através da instrumentação de protótipos de algumas estruturas atualmente em serviço. Mas, devido às diferenças existentes entre as características geométricas, as concepções estruturais, os tipos de fundações, solos, profundidades, con dições de mar em períodos distintos de medição, vento, varia ção da massa do convés, etc., talvez se torne inviável, pela dificuldade que se teria em isolar os diversos fatores de in fluência, a investigação detalhada do comportamento dinâmico estrutural dessas plataformas. Por outro lado, a investigação experimental de modelos realizada em laboratórios, além de ser sensivelmente menos dispendiosa, tem a vantagem de se poder isolar, ou pelo menos, pré-fixar os fatores que influenciam de forma dominante o comportamento dinâmico dessas estruturas. Além disso, a utilização de modelos reduzidos tem a vantagem, em relação a observação dos protótipos, de se poder simular da nos, alteração das condições de apoio, distribuição de massa

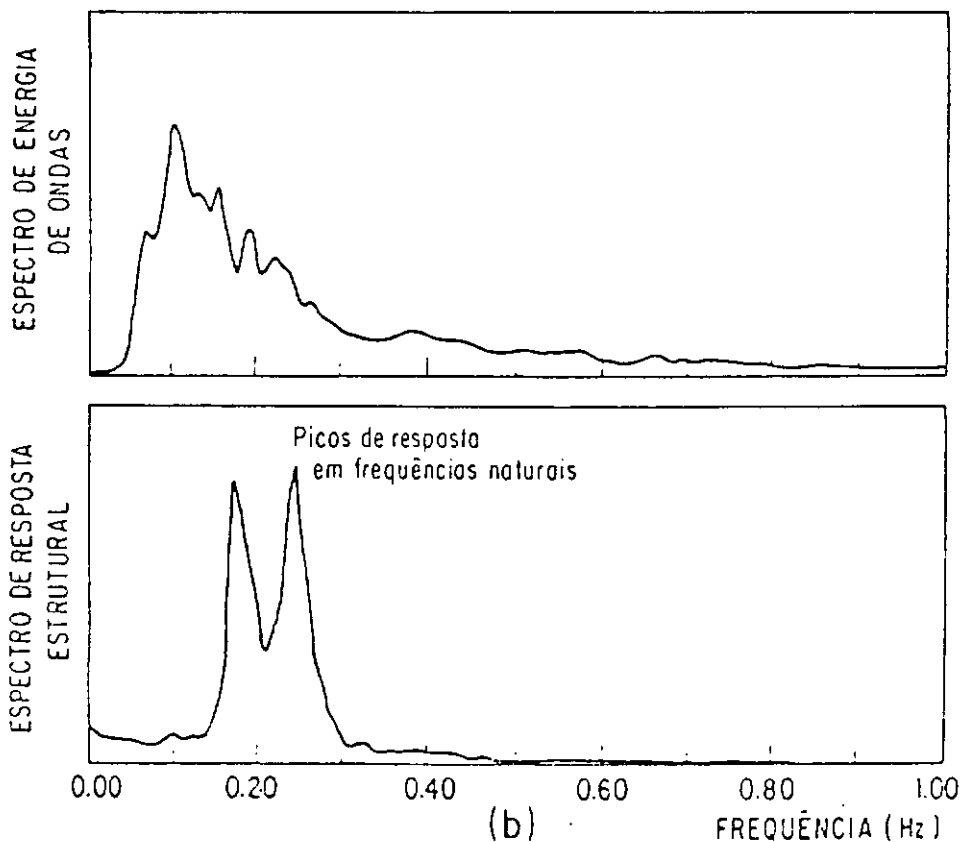
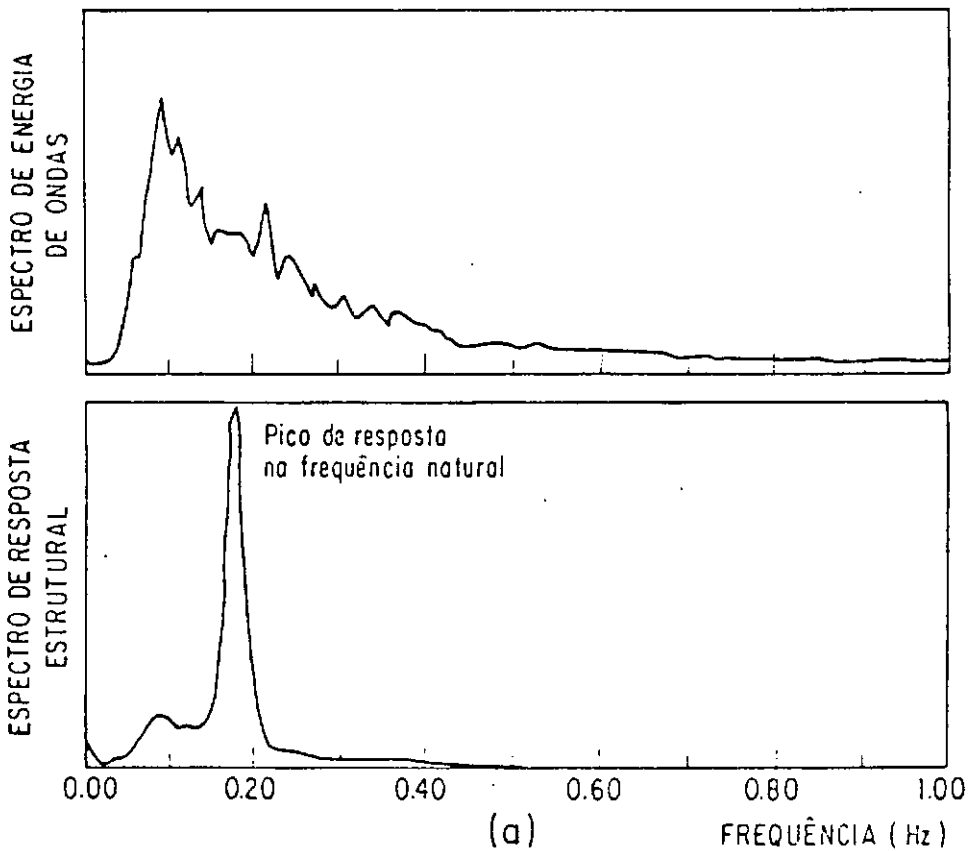


Fig. I.1 (a-b) - Espectros de Ondas e de Respostas Típicas de uma Plataforma Auto-Elevatória [1].

do convés, etc., sendo bastante simples e direta a observação dos efeitos que essas variações tem sobre o comportamento dinâmico do modelo. Mas, para que os resultados obtidos com o modelo possam vir a ser extrapolados para o projeto ou verificação do protótipo, o modelo deve obedecer, o mais aproximadamente possível, a uma série de condições ditadas pela Teoria da Semelhança.

I.2 - OBJETIVOS E ESCOPO DO TRABALHO

O presente trabalho apresenta a análise do comportamento de uma plataforma auto-elevatória, através dos resultados experimentais em um modelo reduzido hidroelástico, ressaltando-se aqueles obtidos para taxas de amortecimento e efeitos causados pela interação fluido-estrutura.

Este trabalho pode ser considerado como continuidade a uma linha de pesquisa desenvolvida no Laboratório de Estruturas do Programa de Engenharia Civil da COPPE/UFRJ: "Análise Experimental Dinâmica de Estruturas Off-shore via Modelos Reduzidos Hidroelásticos". O desenvolvimento deste trabalho foi feito segundo as etapas citadas abaixo.

Inicia-se com o Capítulo II, que apresenta a descrição do protótipo e do modelo reduzido hidroelástico, bem como o ajuste teórico-numérico.

O Capítulo III mostra os planos de instrumentação e a descrição dos ensaios.

Os resultados experimentais para frequências naturais e taxas de amortecimento obtidos de ensaios deste modelo no ar, na água e em fluido denso, a análise e a comparação destes com resultados teórico-numéricos e com a DNV são apresentados nos Capítulos IV até VI.

Finalmente, no Capítulo VII são apresentados as principais conclusões desta pesquisa.

CAPÍTULO II

DESCRIÇÃO DO PROTÓTIPO E DO MODELO FÍSICO

II.1 PROTÓTIPO MODELADO

O protótipo modelado é a plataforma auto-elevatória AE-48 projetada para operar em lâmina d'água de até 100m. É constituída de um convés rígido de forma triangular e três elementos de sustentação, como ilustra a Foto II.1 do modelo reduzido ensaiado [2].

As pernas, também de seção transversal triangular, são estruturas tubulares com módulos em forma de K e contendo também travejamentos horizontais (andares, num total de 25) ao longo da altura, distantes entre si 5,10 metros. As Figuras II.1 e II.2 mostram, respectivamente, uma vista frontal e uma seção transversal (andar), da estrutura de sustentação.

A ligação entre as pernas e o convés é feita através de um conjunto de duas guias e um sistema pinhão-cremalheira para cada "chord", permitindo deslocamento relativo entre pernas e convés, na direção vertical, conforme ilustrado na Figura II.3.

As ligações solo-estrutura se dão através de sapatas, rígidas, de forma cônica com "ponteira", conforme ilustrado

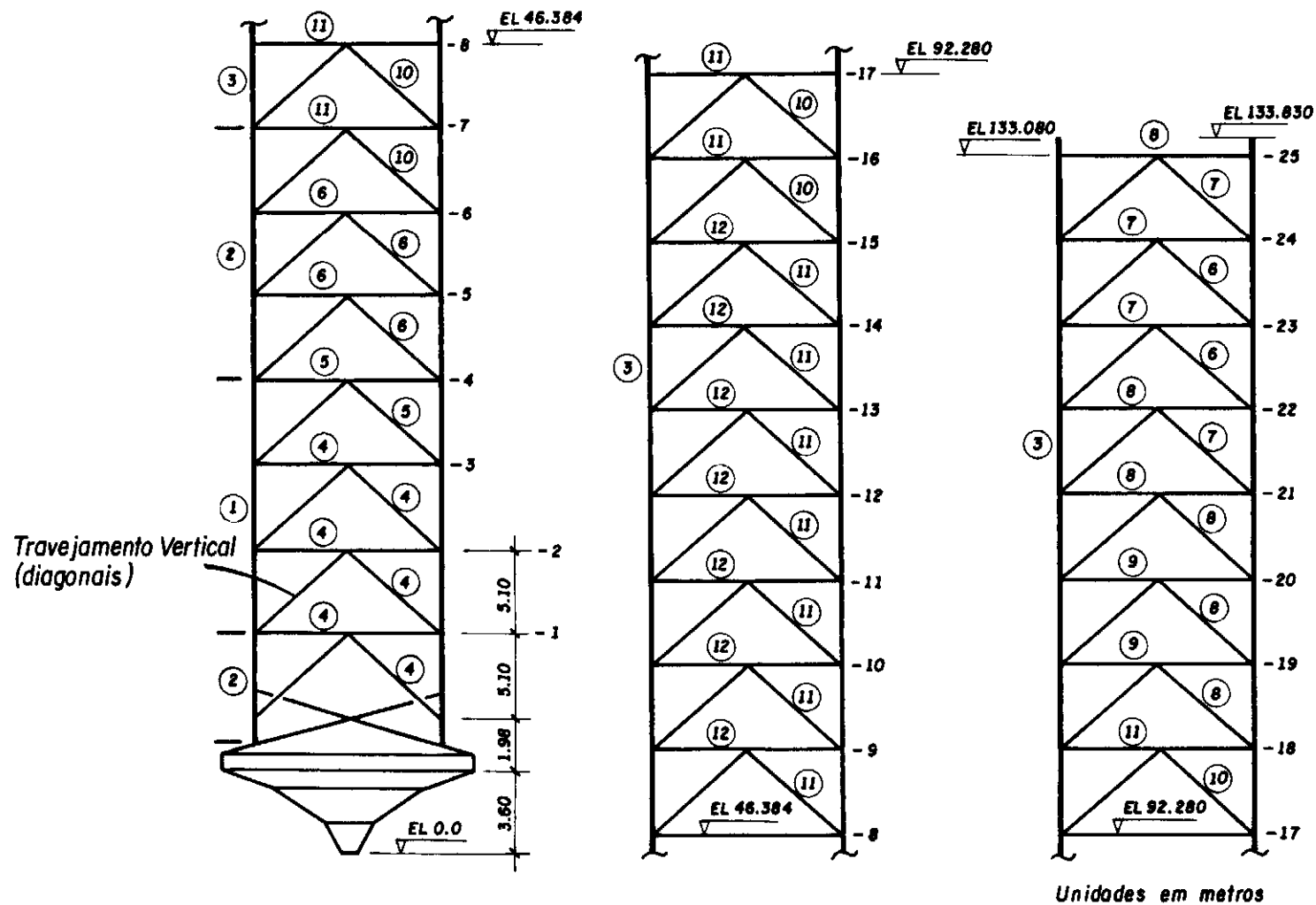
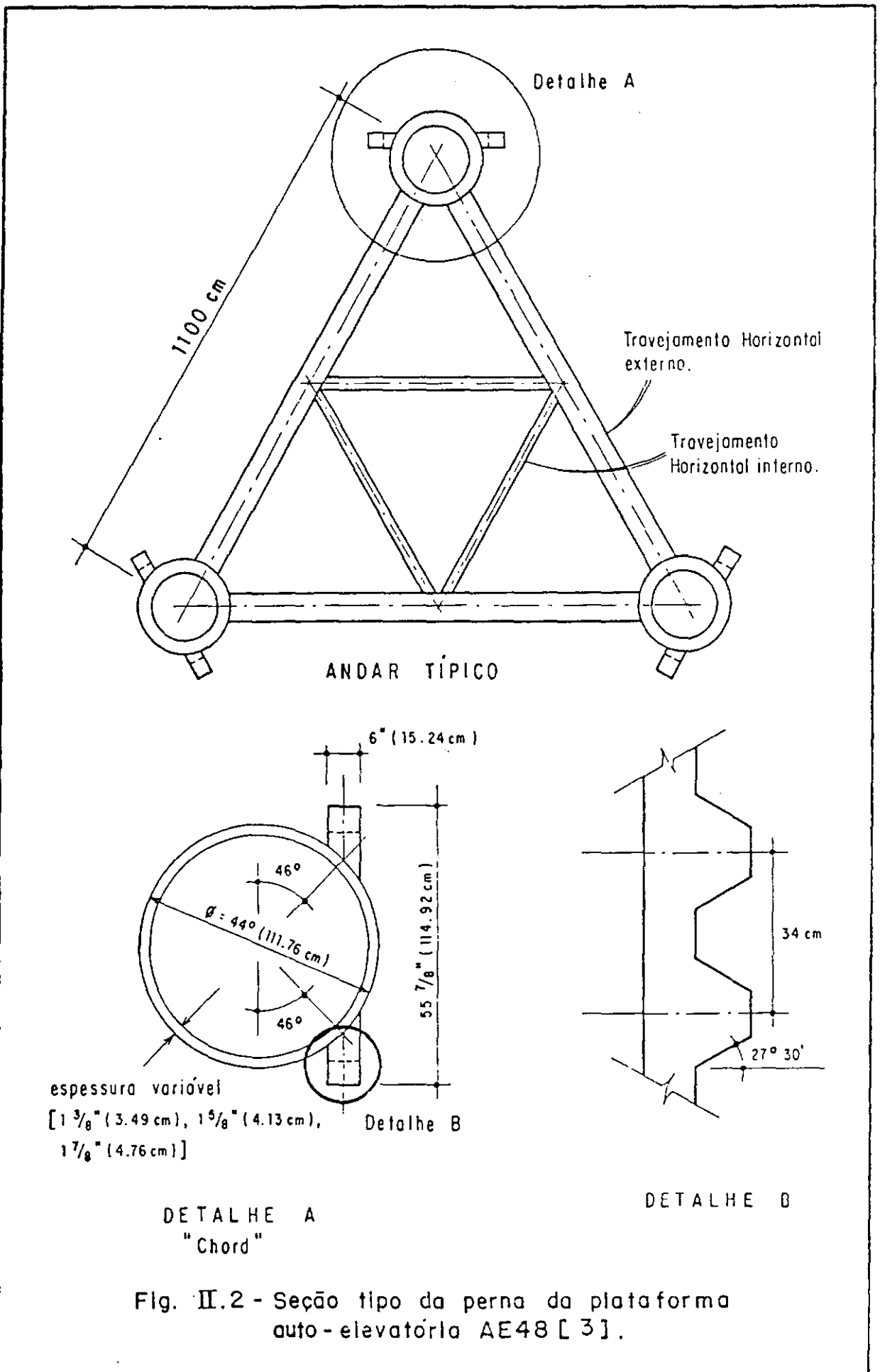


Fig. II.1 - Vista lateral de uma das pernas da plataforma Auto-Elevatória AE 48 (8ª configuração) [3]



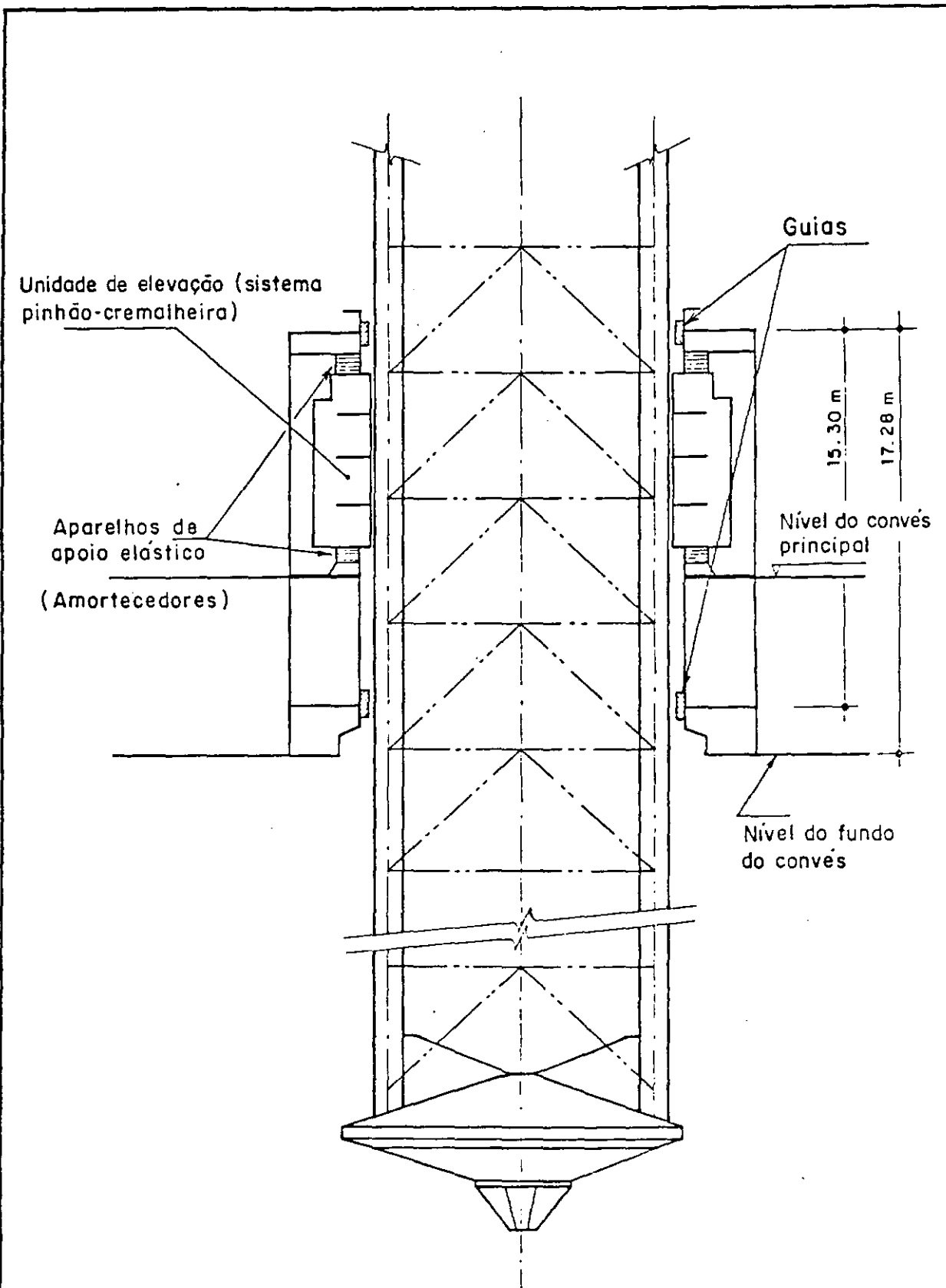


Fig. II.3 - Ligação entre pernas e convés, através de sistemas Pinhão-cremalheira e guias.

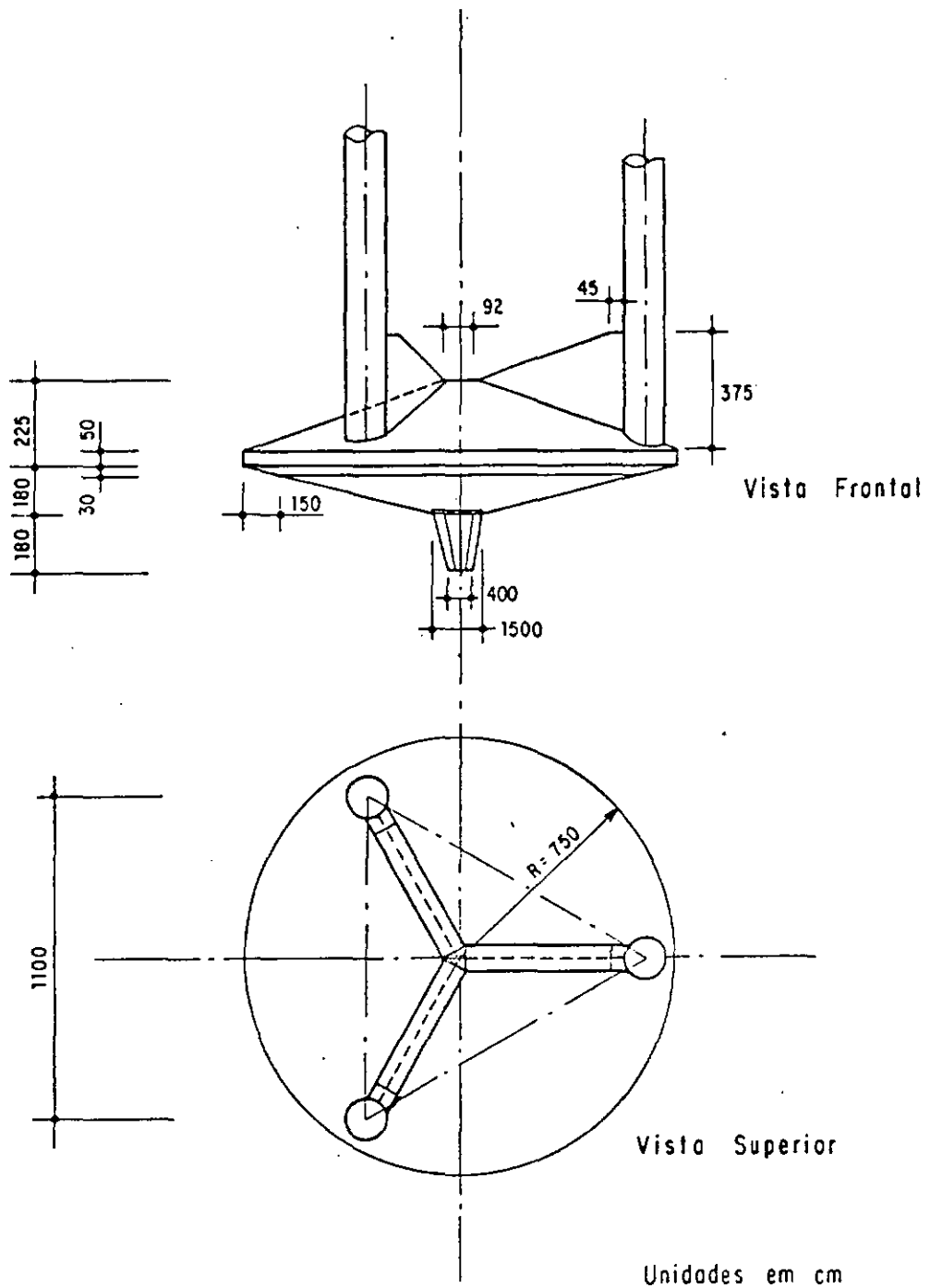


Fig. II.4 - Vistas frontal e superior da sapata da plataforma auto-elevatória AE48 [3].



Foto II.1 - Modelo Reduzido da Plataforma Projetada
AE-48 Posicionada para Ensaio de Vibração Livre no Ar

na Figura II.4.

As principais características física-geométricas desta plataforma off-shore são indicadas a seguir:

a) distância entre "chords"	= 11 m
b) distância entre níveis horizontais (andares)	= 5.10 m
c) diâmetro externo do "chord"	= 44" (1,12 m)
d) comprimento da perna sem considerar a sapata	= 128.25 m
e) altura da sapata	= 5.58 m
f) altura total da perna + sapata	= 133.83 m
g) posição da cremalheira	= 46°
h) peso por perna sem sapata	= 8800.00 kN
i) peso do convés	= 80000.00 kN

II.1.1 Hipóteses Adotadas nas Modelagens Física e Numérica

a) Para a determinação das propriedades geométricas de seções e equivalentes do "chord", considerou-se a contribuição da cremalheira e desprezaram-se os dentes, dos quais foi considerado somente a contribuição da massa nas respectivas análises dinâmicas.

b) Determinação da massa hidrodinâmica adicionada.

Admitiram-se os seguintes parâmetros para o cálculo da "massa adicionada":

diâmetro externo dos "chords" = 47.23"

coeficiente de inércia (CM) = 2.00

Além disso, as seguintes hipóteses foram adotadas na modelagem dos diversos elementos da AE-48:

c) Sapatas : As sapatas foram consideradas rotuladas no fundo do mar e representadas por elementos com rigidez infinita e massa nula.

d) Elementos da perna : O peso específico dos elementos da perna foi majorado para levar em consideração o peso de elementos não estruturais (diafragmas, borboletas, dentes da cremalheira e anodos) e a massa hidrodinâmica adicionada especificada no item b.

e) Casco : O casco foi considerado com rigidez infinita e a sua massa foi considerada distribuída nos 18 nós do casco.

f) Conexão

Pernas/Casco:

Situação A: Engaste completo entre Casco e Pernas. Esta situação foi considerada como configuração de

referência para posterior análise e comparação dos resultados referentes às situações de ligações elásticas (amortecedor / pinhão / cremalheira).

Situação B : A conexão das pernas com o casco foi tal que nas guias foi permitido o deslocamento vertical e as rotações segundo os eixos horizontais e vertical, e num nível intermediário foram introduzidas conexões elásticas representadas por molas lineares verticais de rigidez igual a 500 kN/m.

II.2 MODELO FÍSICO IDEALIZADO

II.2.1 Descrição do Modelo

O modelo físico reduzido, projetado segundo a Teoria da Semelhança [4] , foi ajustado e construído com as mesmas técnicas anteriormente desenvolvidas para plataforma fixa de 4 pernas [5] .

O modelo idealizado é aquele que, apesar das restrições impostas inicialmente para a satisfação das condições originais de semelhança, pode ser construído a partir de tubos encontrados comercialmente.

Para satisfazer a dois dos sete parâmetros adimensionais [6] que devem ser atendidos simultaneamente para este caso, conclui-se que o modelo deve ser composto de um material com baixo módulo de elasticidade e massa específica elevada. Não existindo material com esse par de características, adotaram-se tubos de plástico ABS, preenchidos com mercúrio vivo para alcançar a massa específica requerida pelas condições de semelhança. Em algumas outras barras foram utilizados pedaços de chumbo, constituindo massas localizadas distribuídas ao longo da parte interna dos tubos.

Neste modelo de plataforma auto-elevatória (AE-48), mostrado na Foto II.1, as três pernas são constituídas por todos os elementos estruturais projetados para o protótipo. Estes elementos têm todas as suas dimensões geométricas externas em conformidade com a escala geométrica de redução $K_L = 1/70$, permitindo assim o atendimento de semelhança física para os efeitos hidrodinâmicos oriundos da interação entre o fluido em repouso a estrutura em movimento vibratório.

Para esta situação de interação fluido-estrutura não foi necessária a representação da forma geométrica das cremalheiras, sendo, entretanto, suas contribuições de rigidez e massa para os "chords" de cada perna embutidas na modelagem física através de distorção das espessuras das paredes combinada com a consideração de diâmetros equivalentes dos "chords" para efeito de "massa de fluido adicionada".

Os apoios inferiores das pernas (simulando a condição teórica de ligação entre a ponteira da sapata e o fundo rígido) foram realizados, como mostra a Foto II.2, através de ligações mecânicas do tipo "pivot espacial", restringindo apenas os deslocamentos planares transversais e o vertical.

Os apoios superiores-ligações, mostrados na Foto II.3 foram realizados de forma simular as ligações mecânicas, projetadas para o protótipo, do tipo pinhão / cremalheira / amortecedor (apoio elástico vertical) e guias verticais entre convês e "chords" das pernas. Estas guias permitem deslocamentos verticais (função da rigidez dos apoios elásticos) e, praticamente, impedem (apesar das folgas mecânicas) os deslocamentos transversais relativos entre convês e pernas. As Fotos II.4, II.5 e II.6 mostram detalhes destas ligações mecânicas, seus dispositivos de ajuste e posicionamento dos apoios elásticos/amortecedores, os quais foram modelados de acordo com as condições de semelhança física.

As características gerais do modelo reduzido construído (idealizado) podem ser resumidas como:

a) distância entre "chords"	15.71 cm
b) distância entre níveis horizontais	7.29 cm
c) diâmetro do "chord"	1.59 cm
d) comprimento da perna sem considerar a sapata	186.00 cm
e) altura da sapata	5.86 cm

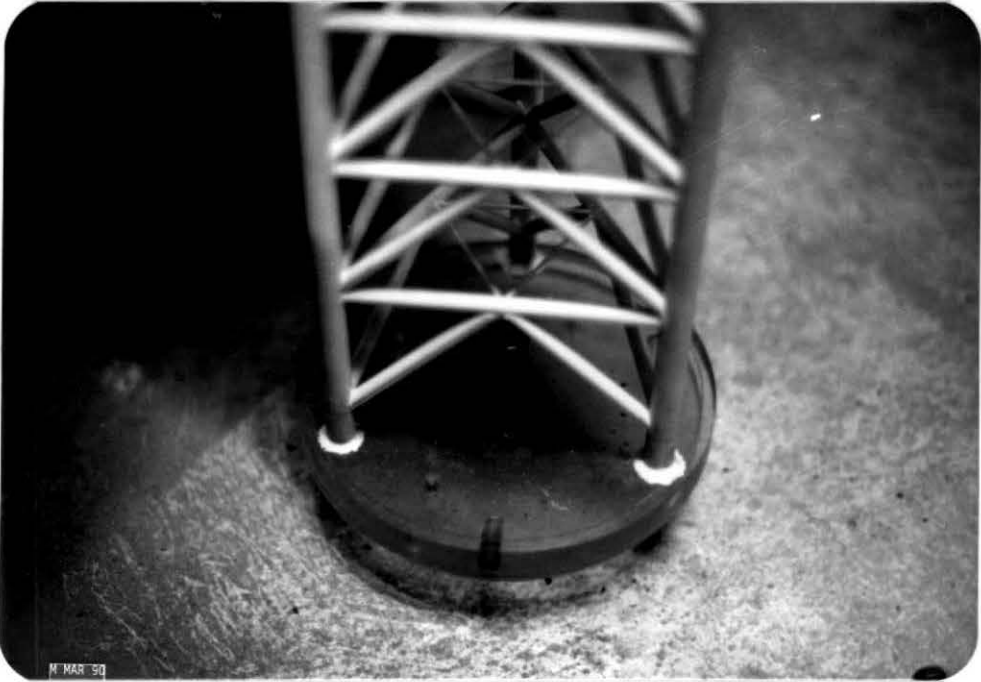


Foto II.2 - Detalhe do Apoio Inferior da Perna.
Ligação Mecânica do Tipo "Pivot
Espacial"

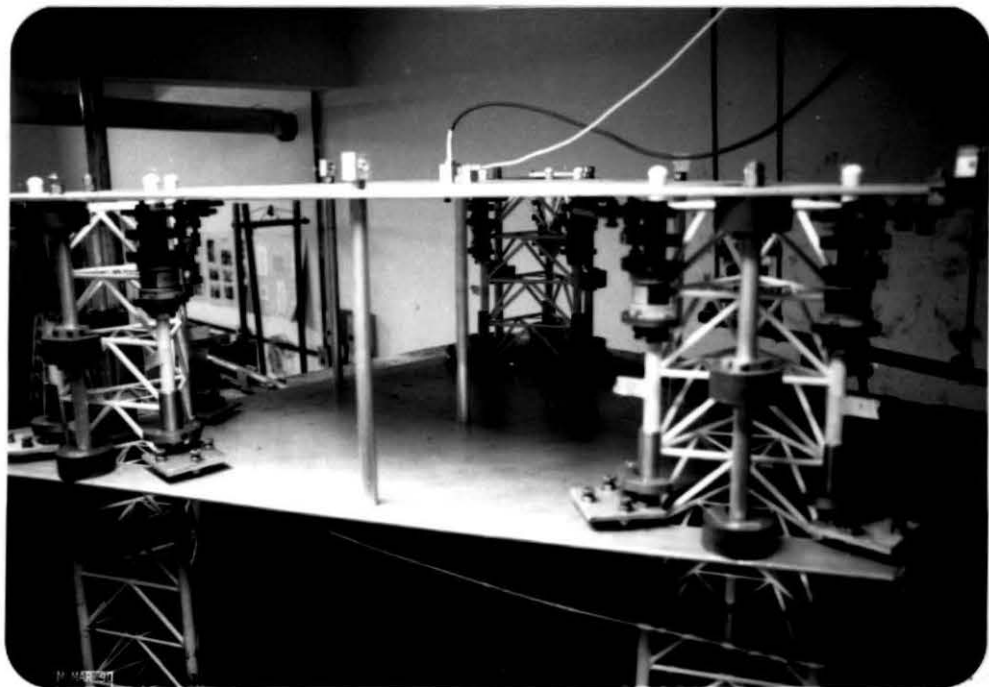


Foto II.3 - Vista do Convés e suas Ligações com as Pernas.
Apoio Superiores

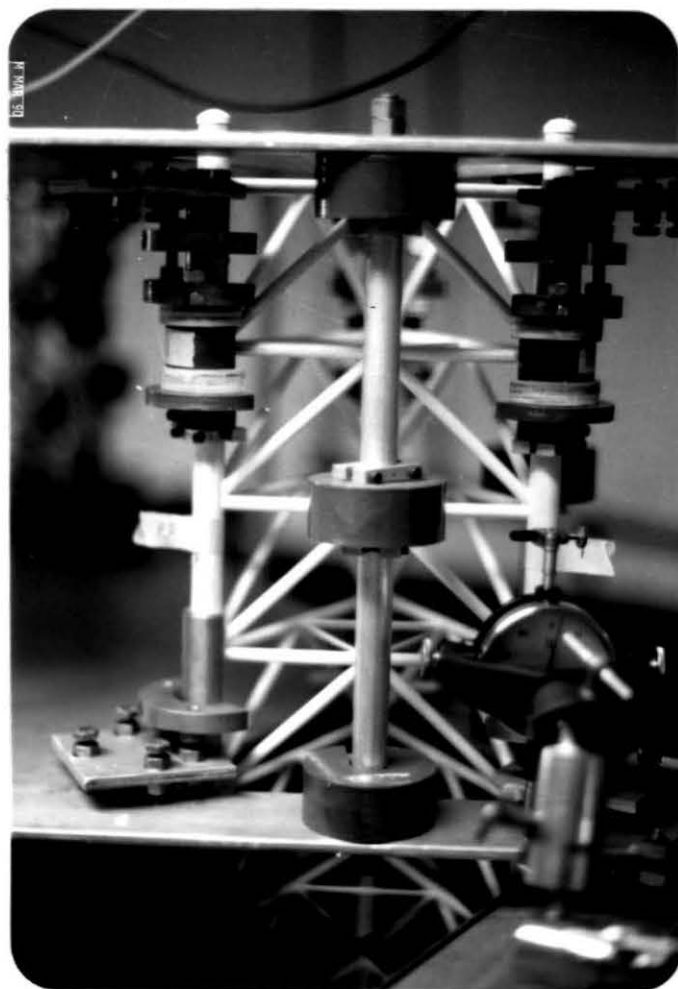


Foto II.4 - Detalhes das Ligações Mecânicas entre Convés e Pernas:
Apoios Elásticos Verticais e Guias Longitudinais

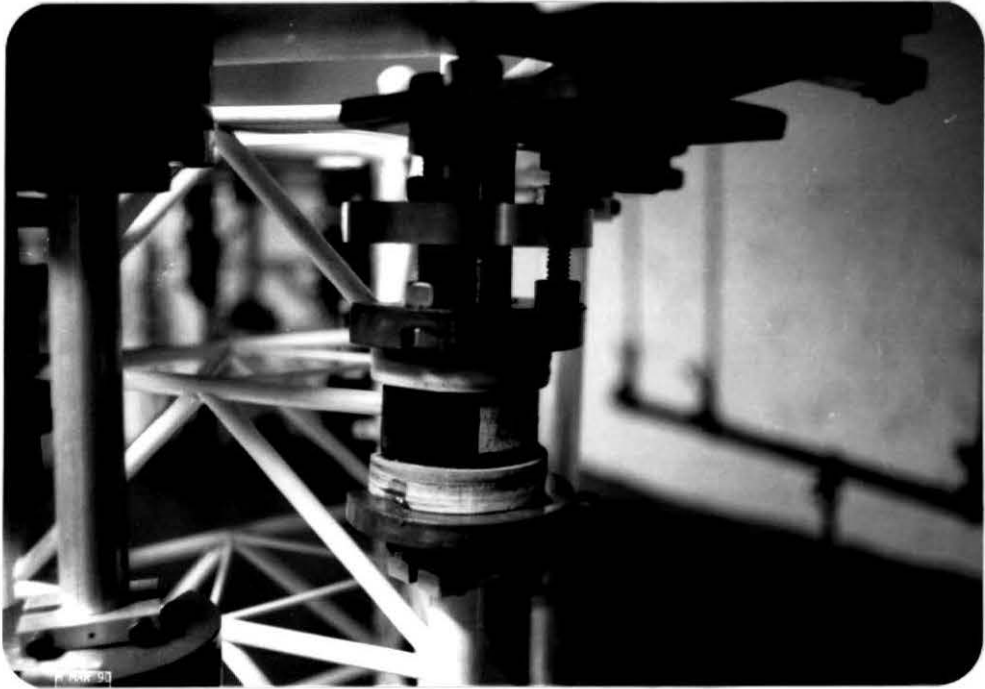


Foto II.5 - Detalhe do Apoio Elástico/Amortecedor entre Convês e Perna

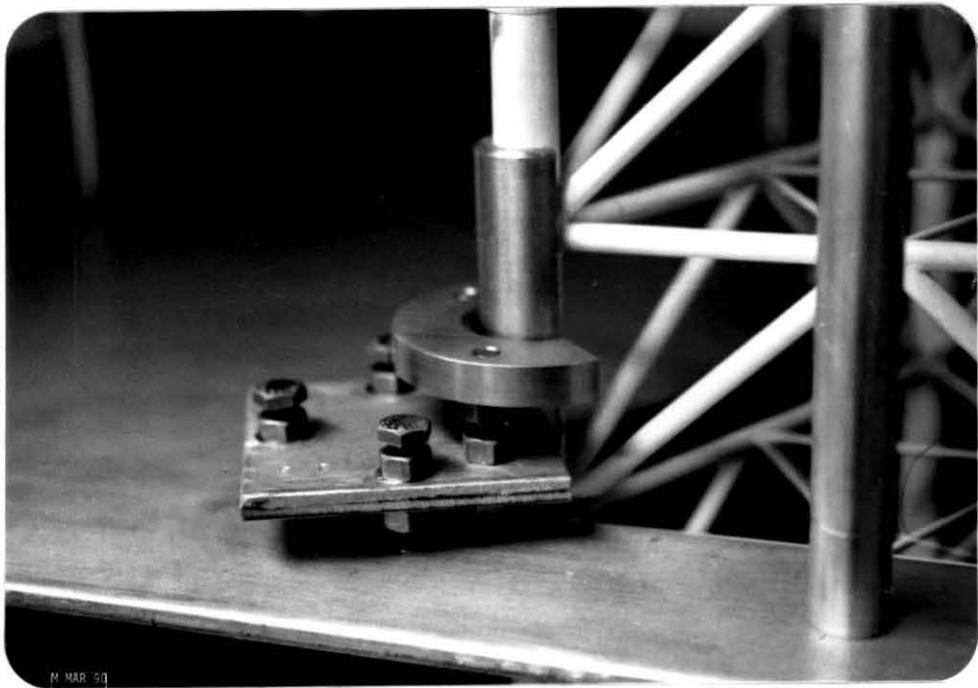


Foto II.6 - Detalhe da Guia Longitudinal entre Convês e "Chord" de uma Perna

f) altura total da perna + sapata	191.86 cm
g) peso médio por perna sem considerar a sapata	57.4 N
h) peso do convés	369.5 N
i) rigidez de apoios	

São consideradas três situações distintas de ligação convés-perna:

(A) restrição completa entre pernas e convés,

(B) apoios elásticos com rigidez ideal ($K^{\text{ideal}} = 1020 \text{ N/cm}$), na direção vertical, em cada "chord".

OBS.: Para o modelo idealizado $K^* = 1073 \text{ N/cm}$,

(C) apoios elásticos com rigidez reduzida ($\bar{K}^{\text{ideal}} = 790 \text{ N/cm}$), na direção vertical, em cada "chord".

OBS.: Para o modelo idealizado $\bar{K} = \bar{K}^{\text{ideal}} = 790 \text{ N/cm}$,

j) massa específica do fluido de ensaio

. modelo com lâmina d'água equivalente a 50m e 100m no protótipo: 2.15 g/cm^3

. modelo com lâmina d'água equivalente a 75m no protótipo: 2.25 g/cm^3

OBS.: A massa específica do fluido ideal, calculada segundo os procedimentos descritos em [6], é de 2.55 g/cm^3 . Este acréscimo da densidade do fluido para o modelo foi devido a não existência de tubos comerciais com a espessura necessária para o atendimento de uma das condições de semelhança.

A correção dos resultados obtidos para fluidos de densidades menores é apresentada no capítulo V, seção V.3.

Essas características básicas são referentes ao modelo fi

nalmente construído e ensaiado e diferem um pouco dos parâmetros característicos do modelo ideal. Embora as condições de ligações e distribuições de rigidez e massa, nas pernas e no convés, tenham sido realizadas de forma a atender prontamente as condições de semelhança física, é em geral necessário se proceder a um ajuste teórico-numérico do modelo antes de se dar início aos ensaios e aquisição de dados experimentais.

Este ajuste teórico-numérico é apresentado em detalhes em trabalho anterior [6] e um resumo dos resultados obtidos, em termos de frequências naturais, é apresentado no Capítulo VI, Tabela VI.1.

CAPÍTULO III

PLANOS DE INSTRUMENTAÇÃO E ENSAIOS

III.1 INSTRUMENTAÇÃO

Para a determinação experimental das principais características dinâmicas do modelo reduzido e verificação da modelagem física, o modelo foi instrumentado, no convés e ao longo da altura das pernas, com micro-acelerômetros como é mostrado esquematicamente nas Figuras III.1 (a, b e c) e Foto III.1.

Os acelerômetros instalados no modelo são do tipo piezo-resistivo, marca Kyowa, com capacidade de $\pm 2g$ e $\pm 10g$, e com efeito desprezível quanto à distribuição de massa da estrutura devido ao seu massa reduzida (aproximadamente 0.25 N). Estes são utilizados a fim de se obterem as respostas da aceleração no tempo, que podem ser registradas diretamente em papel foto-sensível, gravadas analogicamente em fita magnética ou digitalizadas e gravadas em memória de micro-computador.

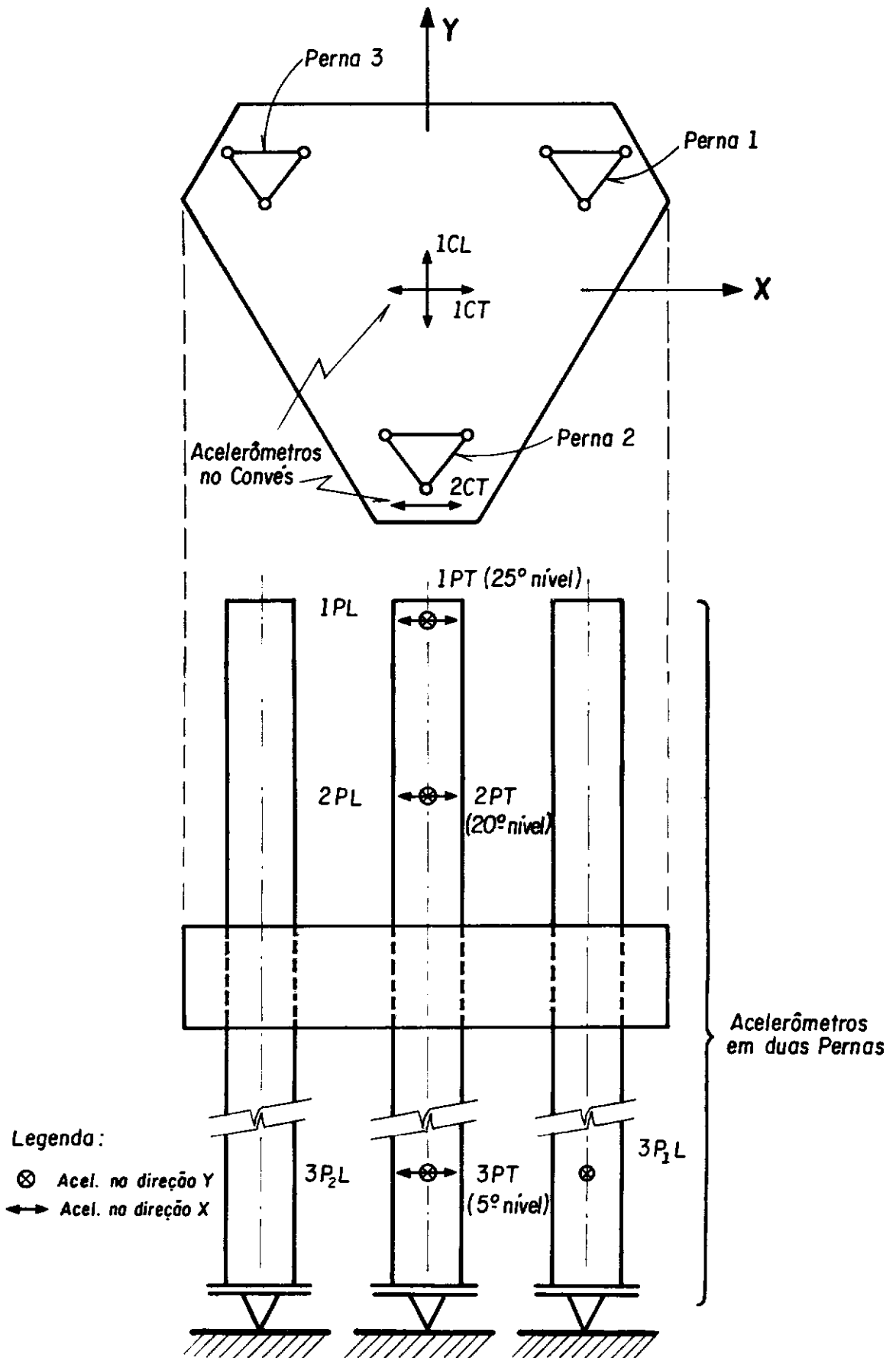


Fig. III. 1a - Instrumentação com Acelerômetros correspondente a 50m de lâmina d'água.

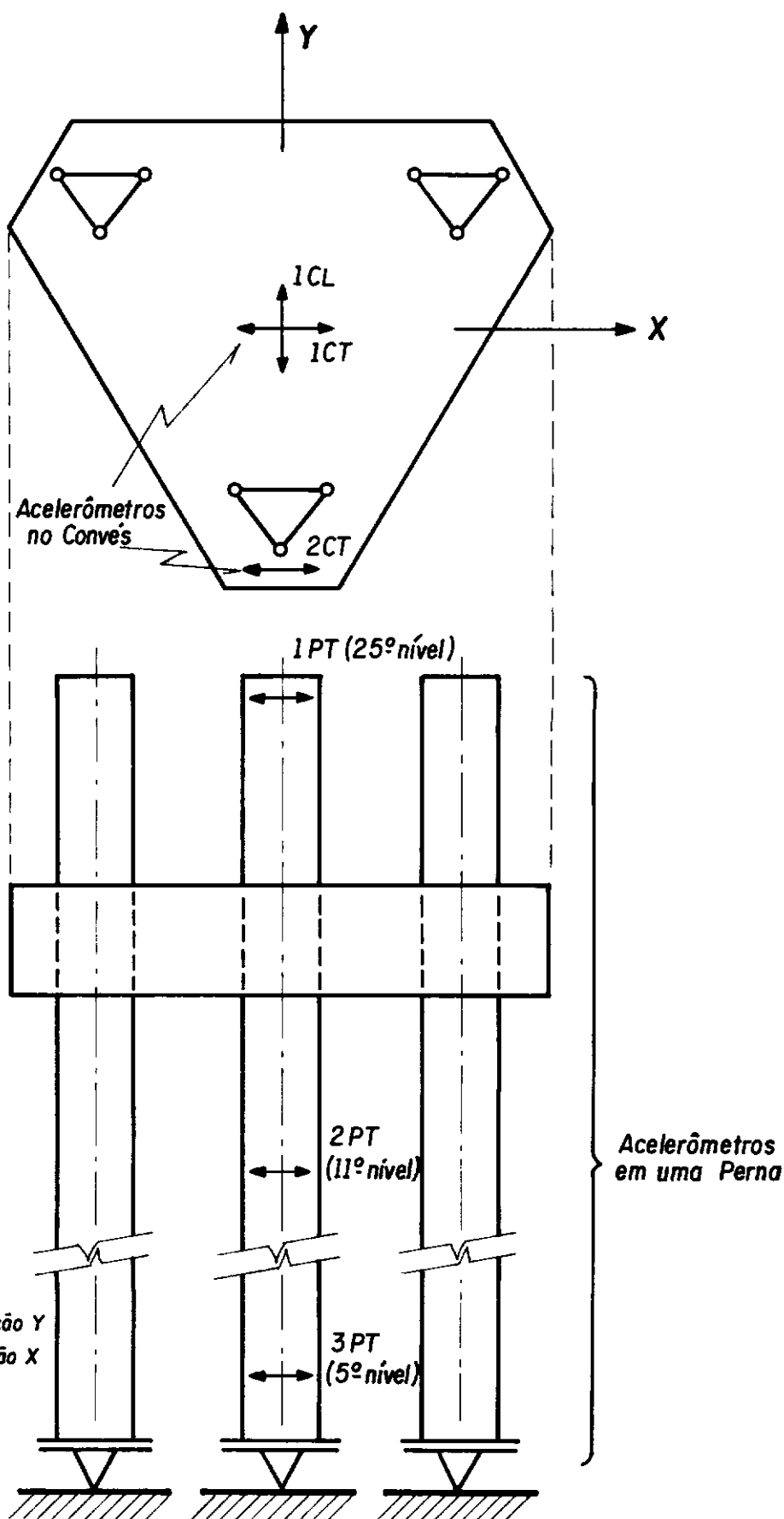


Fig. III.1b - Instrumentação com Acelerômetros correspondente a 75 m de lâmina d'água.

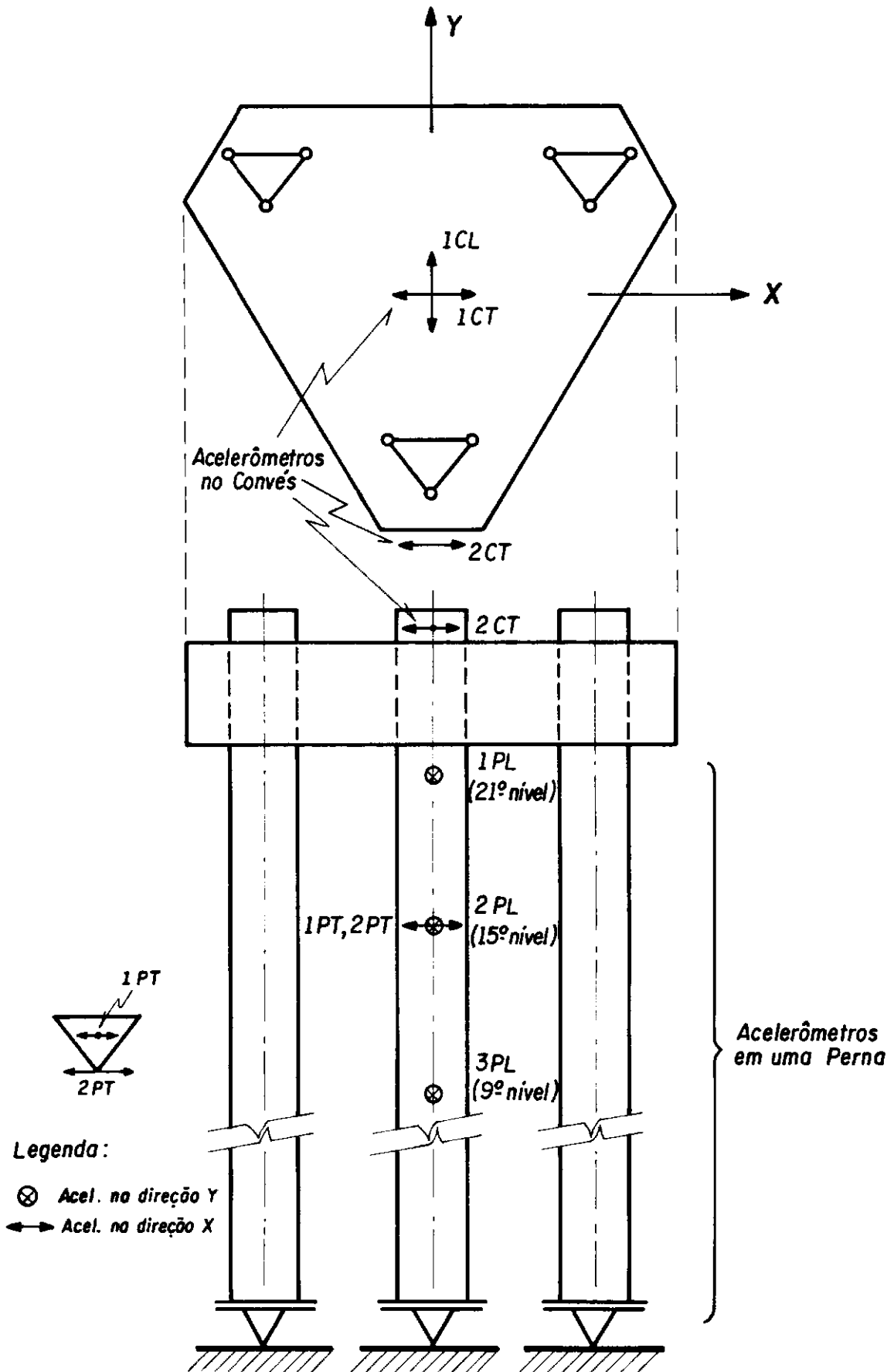


Fig. III.1c - Instrumentação com Acelerômetros correspondente a 100 m de lâmina d'água.

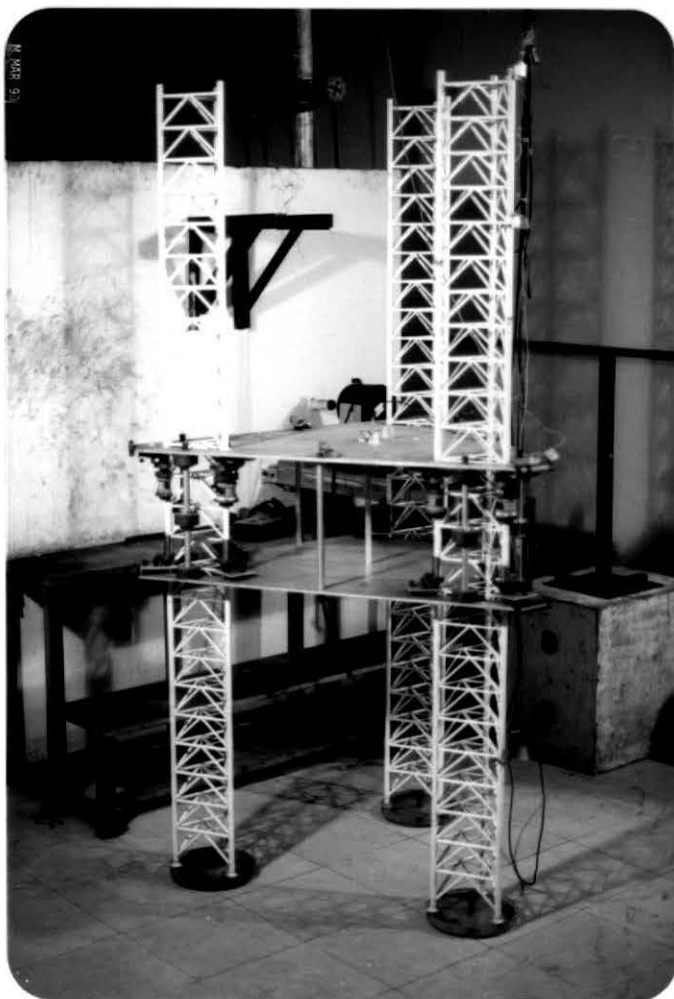


Foto III.1 - Acelerômetros locados ao longo de uma das pernas e no convês.

III.2 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS

Os ensaios realizados são de dois tipos conforme é explicado a seguir.

III.2.1 ENSAIOS DE VIBRAÇÕES LIVRES

Foram realizados ensaios de vibrações livres com a estrutura no ar, imersa na água e no fluido de densidade elevada (fluido "ideal" $\rho = 2.55\text{g} / \text{cm}^3$). Em todos os ensaios o fluido estava em repouso.

Estes ensaios realizados com modelo imerso na água (a qual é um fluido "não-ideal" para o modelo reduzido) tiveram o objetivo de obter dados de referência para a análise dos efeitos de interação fluido-estrutura sobre o comportamento dinâmico, a fim de uma posterior comparação com os resultados apresentados para o modelo imerso no fluido de densidade elevada.

Para os ensaios de vibração livre o modelo foi excitado de três maneiras: por impactos "secos" (causados por martelo), por impulsos ou impactos "suaves" transversais (provocados com as pontas dos dedos da mão) e por puxadas transversais controladas (i.e., por imposição de deslocamentos transversais crescentes na altura do painel inferior do convés, Foto III.2).

A adoção dessas três modalidades de excitação se deve às seguintes razões:

- a) Os impactos "secos" verticais (marteladas) excitam, de forma simultânea, um grande número de modos;
- b) Os impulsos, ou impactos "suaves", em direções transversais sobre o convés, excitam os modos globais dominantes de flexão e de torção;
- c) Os deslocamentos transversais impostos, puxando lateralmente a estrutura pelo convés, até uma configuração deformada de flexão para posterior largada (teste de puxar-largar), possibilitam um controle de energia de excitação e consequente avaliação dos efeitos de amplitudes crescentes de resposta sobre o comportamento dinâmico e dissipação de energia no meio.

Os sinais dos acelerômetros, depois de amplificados e filtrados, foram gravados simultaneamente através de um gravador, marca Kyowa, de sete canais. Isto é ilustrado através do esquema A da Figura III.2, que também nos seus esquemas B e C, mostram respectivamente as técnicas para determinação da taxa de amortecimento relativa ao 1º modo global de flexão, e para determinação das principais frequências naturais relativas aos modos globais. As Fotos (III.3, III.4 e III.5) ilustram os equipamentos utilizados para este ensaio.

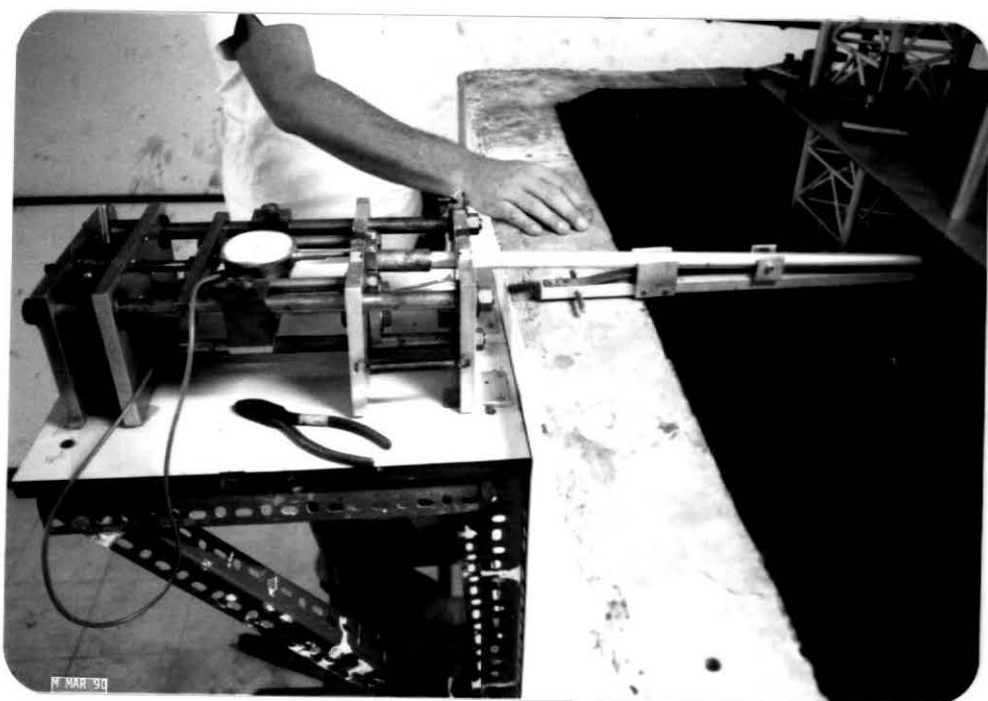
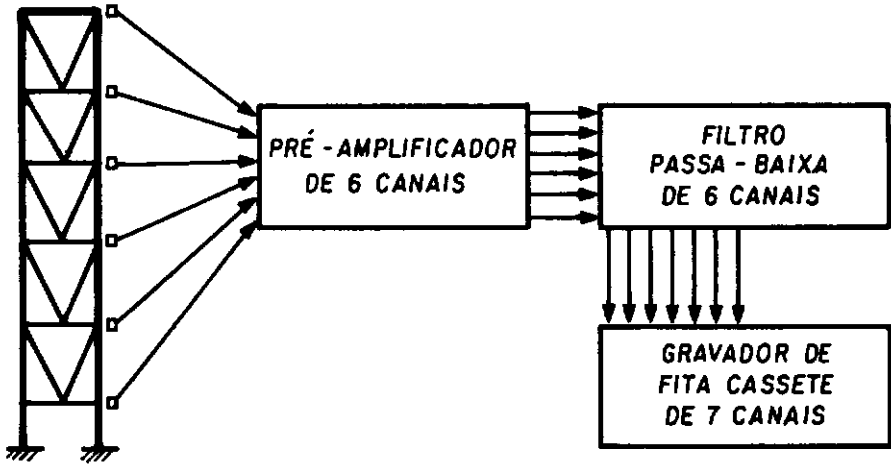
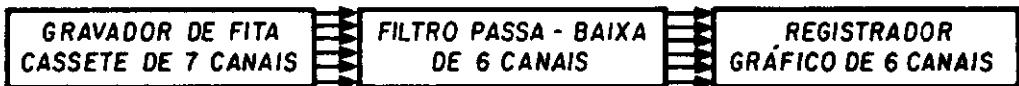


Foto III.2 - Dispositivo Mecânico para Controle de Deslocamentos Impostos

ESQUEMA A - Gravação dos sinais dos Acelerômetros nos Ensaios de vibração livre.



ESQUEMA B - Registro gráfico dos sinais dos Acelerômetros para determinação da taxa de amortecimento.



ESQUEMA C - Análise espectral para determinação das frequências naturais.

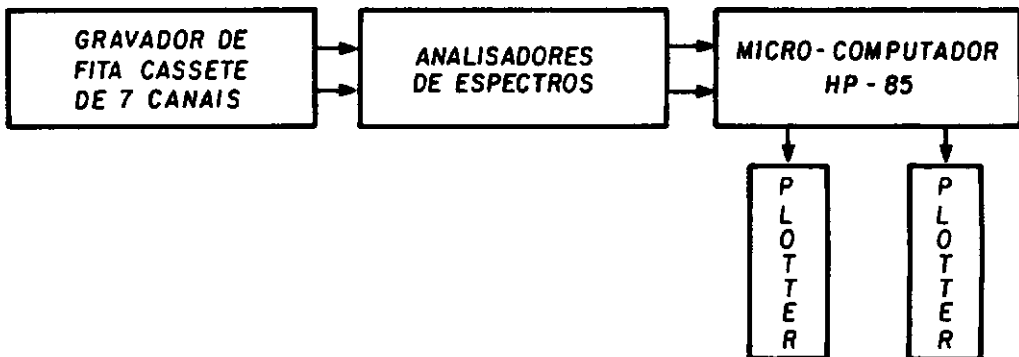


Fig. III.2 - Esquemas dos equipamentos utilizados para gravação e análise dos sinais dos Acelerômetros nos ensaios de vibrações livres.



Foto III.3 - Alguns Equipamentos Utilizados para a Gravação dos Sinais dos Acelerômetros

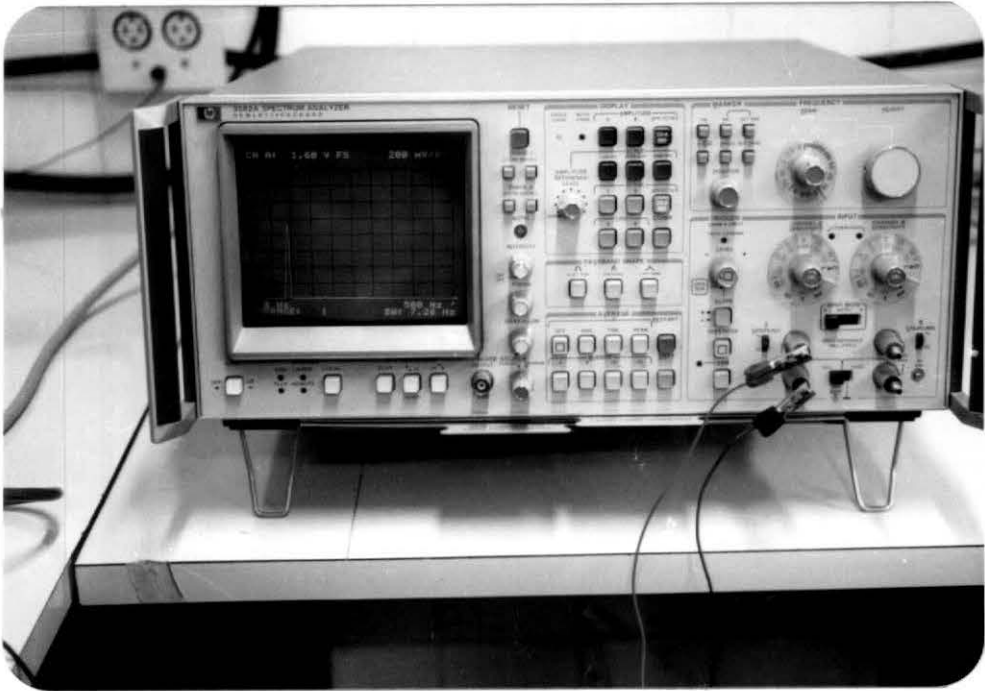


Foto III.4 - Analisador de Espectro Utilizado para a Análise dos Sinais Gravados no Ensaio de Vibrações Livres



Foto III.5 - Sistema Micro-Computador / Ploter Utilizado para Desenhar os Espectros

III.2.2 ENSAIOS DE VIBRAÇÕES FORÇADAS

Uma vez obtidas as frequências naturais, através da análise espectral dos sinais dos acelerômetros, deseja-se de terminar os modos de vibração associados a estas frequências naturais. Para isto foram realizados ensaios de vibrações forçadas no ar, na água e no fluido de densidade elevada.

As Figuras III.3a e b mostram a posição do excitador para que a estrutura vibre nos modos de vibração associados à flexão e à torção, respectivamente.

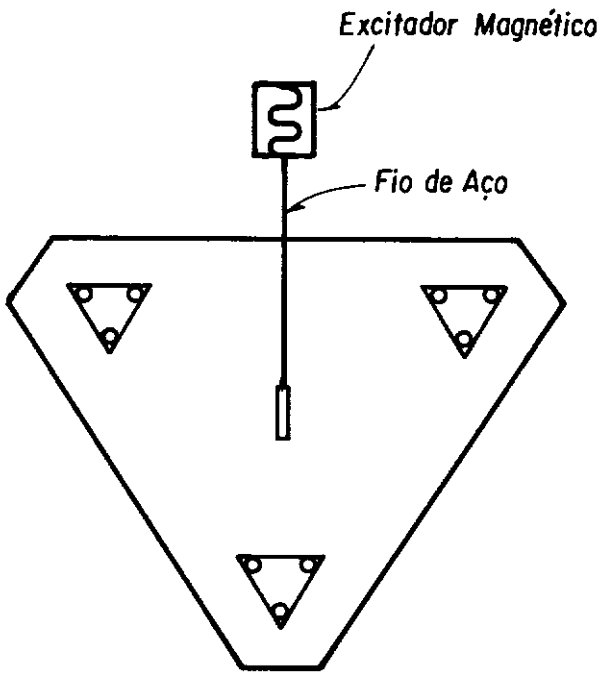
Para realização deste ensaio foi utilizado um excitador magnético acoplado a um load-cell que permite registrar a força de excitação, sendo esses equipamentos ilustrados na Foto III.6. O load-cell, que foi projetado, construído e calibrado na COPPE, é do tipo piezo-resistivo com capacidade de 4.5 kgf e sensibilidade de 1,5 grf.

As frequências naturais podem também ser obtidas através das figuras de Lissajou. Para isto é necessário um osciloscópio de 2 canais, onde entra-se com o sinal da força de excitação em um canal e no outro com o sinal de um dos acelerômetros, geralmente aquele que produz maior amplitude de aceleração. Fazendo-se então uma varredura nas frequências de excitação até a formação de figuras de Lissajou na tela do osciloscópio, obtêm-se as frequências naturais do modelo.

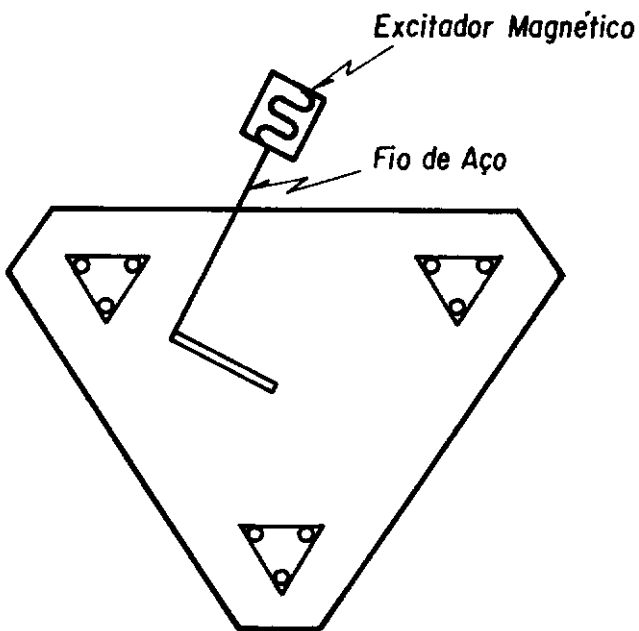
A Figura III.4 e Foto III.7 ilustram o esquema e os equipamentos utilizados, respectivamente, nesses ensaios.

Após encontrada a frequência natural, registram-se si multaneamente, em papel foto-sensível, os sinais de aceleração no tempo, com o modelo sob excitação forçada, obtendo-se então, o modo de vibração associado a cada frequência natural.

As obtenções das frequências naturais e dos modos de vibração associados para o modelo vibrando no ar, na água e imerso em fluido de densidade elevada, para as três posições distintas do convés, são apresentados no Capítulo IV.



(a) Excitação à Flexão



(b) Excitação à Flexo-Torção

Fig. III.3 - Esquema para Vibração Forçada

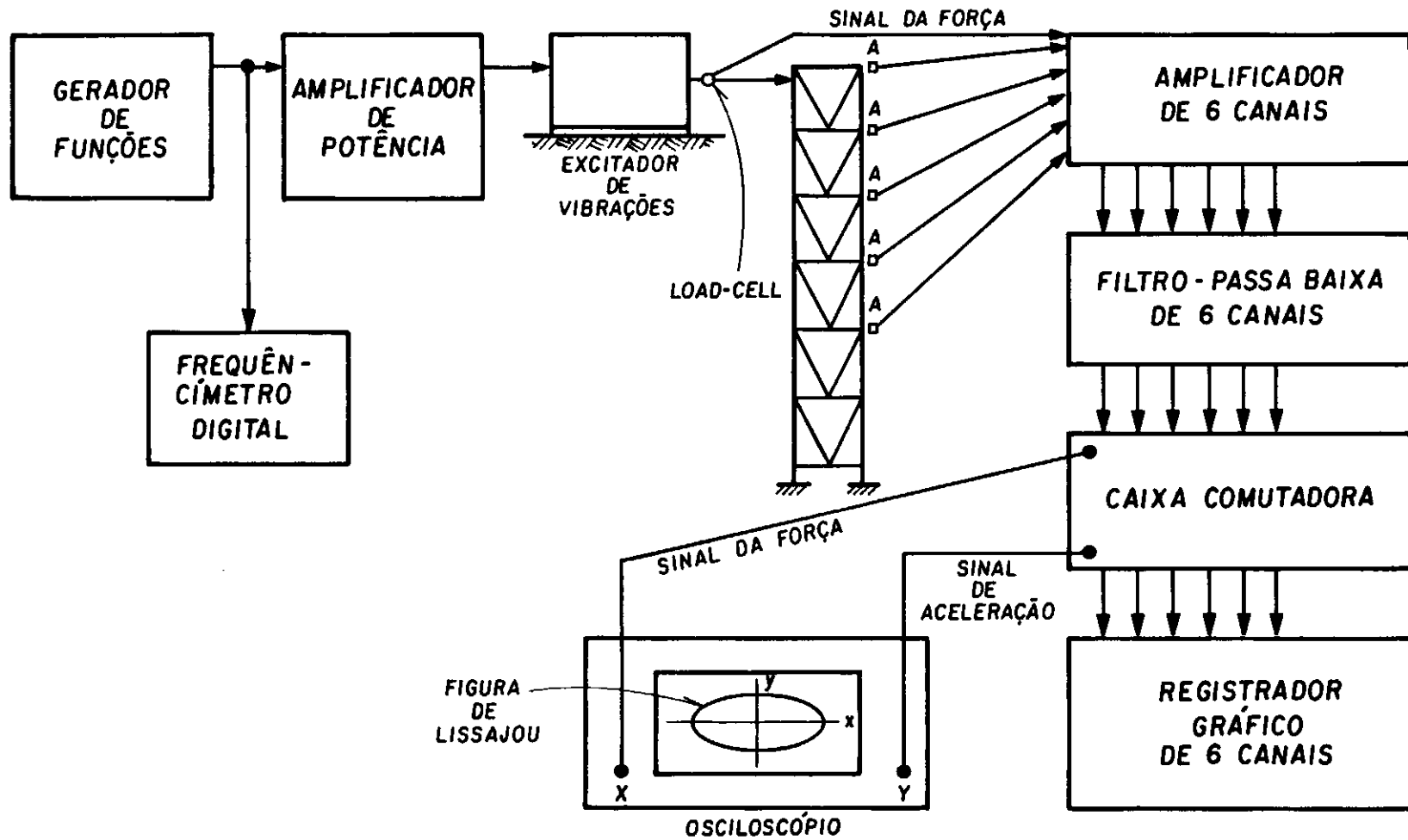


Fig. III.4 - Esquema de Ensaio utilizado para Ensaio de Vibrações Forçadas.

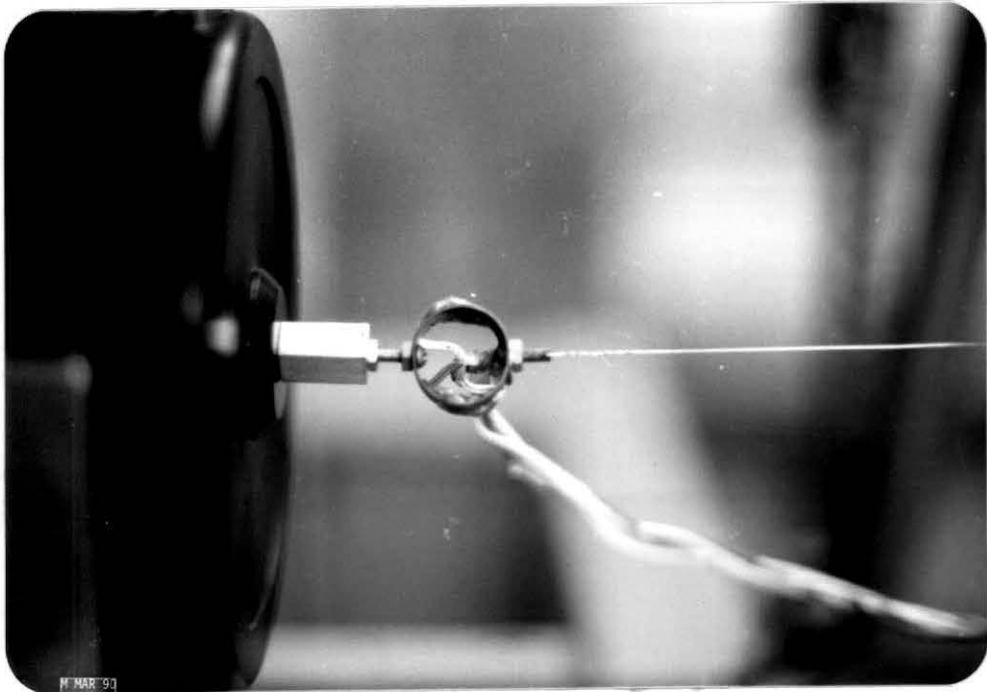


Foto III.6 - Excitador Magnético Associado a um Load-Cell para o Ensaio de Vibração Forçada

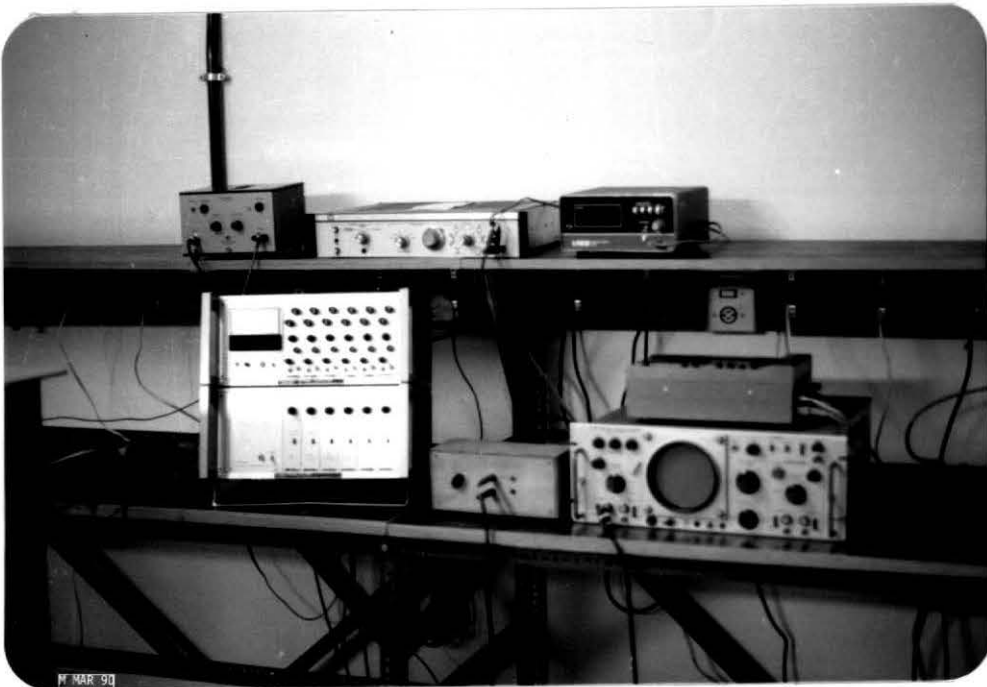


Foto III.7 - Alguns equipamentos utilizados no Ensaio de Vibração Forçada

CAPÍTULO IV

RESPOSTAS DINÂMICAS DO MODELO EXPERIMENTAL

IV.1 INTRODUÇÃO

Os resultados apresentados neste capítulo foram obtidos através da análise das respostas dos acelerômetros instalados no modelo, segundo a instrumentação ilustrada nas Figuras III.1 (a,b e c) da Seção III.1.

Devido à proximidade das frequências naturais associadas aos modos globais de flexão nas direções x e y (vide Fig. III.1 a,b e c), apresenta-se aqui somente uma análise para a direção y.

IV.2 VIBRAÇÕES NO AR

A Tabela IV.1 apresenta as frequências naturais (Hz) obtidas a partir de ensaios de vibrações livres, relativas aos primeiros modos naturais para o modelo reduzido vibrando no ar e correspondente a três posições distintas do convés: 50m, 75m e 100m de lâmina d'água.

Os ensaios realizados no modelo e resultados numéricos relativos à altura equivalente a 100m de lâmina d'água

no protótipo foram resultados de trabalho anterior [2].

A altura do convés correspondente a 100 metros de lâmina d'água será tomada como referência, definindo-se então o coeficiente H/L , onde L é o nível do convés correspondente à altura de 100m de lâmina d'água e H é correspondente ao nível do convés para as diferentes alturas de lâmina d'água.

Tabela IV.1 - Resultados para Vibrações Livres no Ar -

Frequências Naturais (Hz)

FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz) NO AR (*)						
H/L	1º MODO FLEXÃO (**)	1º MODO TORÇÃO	2º MODO FLEXÃO (**)	2º MODO TORÇÃO	3º MODO FLEXÃO (**)	3º MODO TORÇÃO
0.5	2.48	2.96	13.6	(***)	31.2	(***)
0.75	1.52	1.60	(****)	(***)	(****)	(***)
1.0	1.08	1.20	14.4	16.8	24.8	41.2

(*) Precisão dos resultados experimentais (± 0.8 Hz), excetuando-se as frequências associadas aos 1º Modo de Flexão (± 0.04 Hz) e Torção (± 0.08 Hz e ± 0.2 Hz) relativos a $H/L = 0.5$ e 0.75 respectivamente.

(**) Modos globais relativos à flexão na direção y.

(***) Não foram identificados.

(****) Só identificados na vibração forçada.

Conforme pode ser observado na Tabela IV.1, as frequências naturais, associadas aos 1º modo de flexão e de torção, são maiores para valores menores de H/L. Este fato evidencia a grande influência que a massa do convés tem nesses modos de vibração, principalmente para o caso de $H/L = 1.0$.

As Figuras IV.1 a IV.5 mostram alguns espectros de aceleração, mais elucidativos, obtidos de diversas campanhas de medição realizadas durante os ensaios de vibrações livres no ar (vide item III.2.1) para as três lâminas d'água distintas. Nessas figuras são indicados os picos de frequência naturais e modos globais que aparecem na Tabela IV.1.

A fim de obter os modos de vibração, associados a essas frequências naturais, foram realizados ensaios de vibração forçada (vide item III.2.2) e segundo o plano de instrumentação ilustrado nas Figuras III.1 (a,b e c).

Através dos registros simultâneos das respostas no tempo dos acelerômetros instalados segundo o plano de instrumentação idealizado, alcançado durante a fase de ensaios após diversas tentativas, obtidos com a excitação do modelo por meio de uma força dinâmica senoidal na direção y, primeiro à flexão e depois à torção (vide Fig. III.3a e III.3b), foi permitida a identificação do 1º modo de torção e dos 2º e 3º modos de flexão como ilustra a Figura IV.6 relativa a 50m de lâmina d'água.

ESPECTROS DE ACELERAÇÃO

- Vibrações Livres no Ar
- Situação (B) de ligação Convés-Pernas

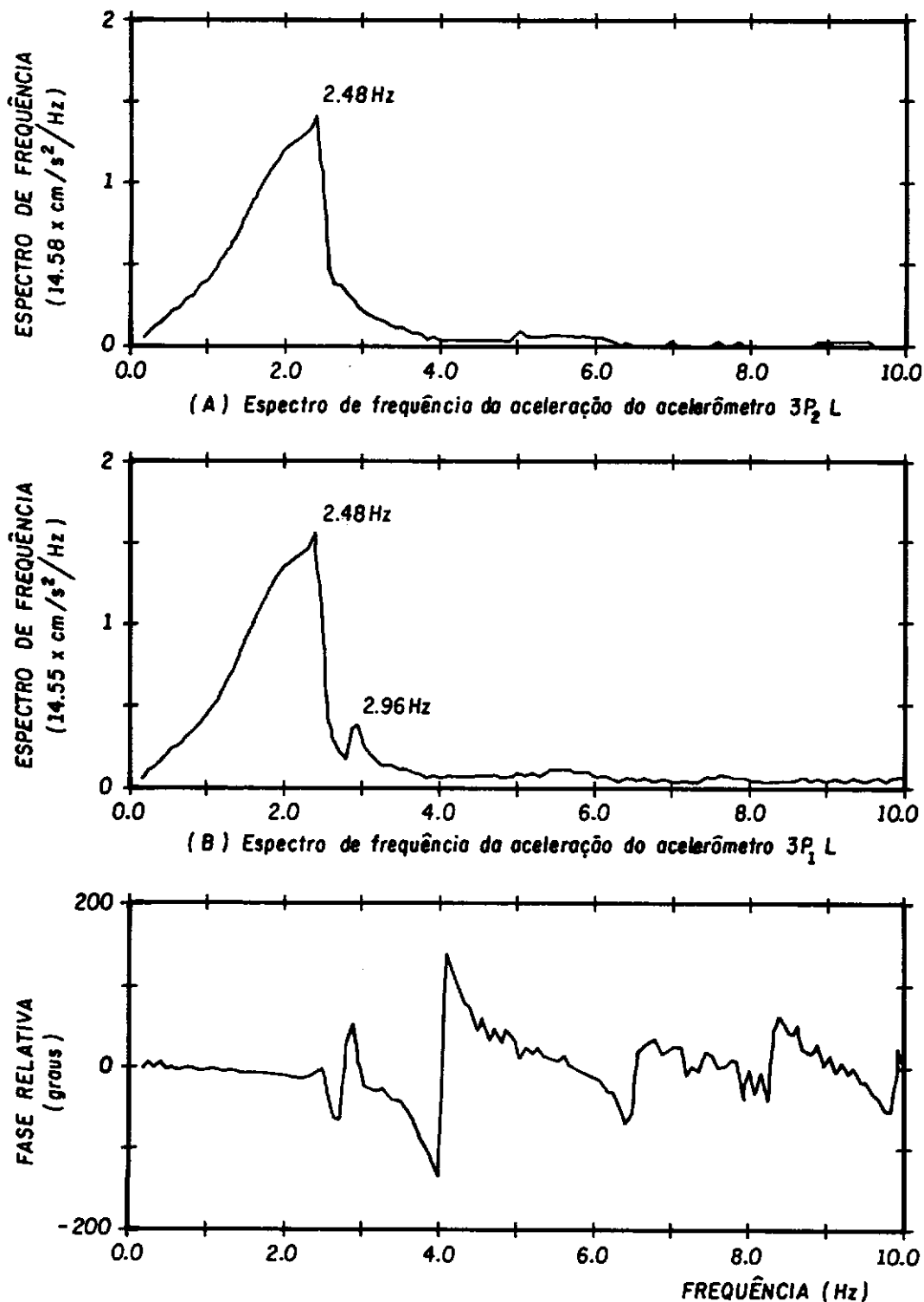


Fig. IV. 1 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no ar, impactos na direção Y (ver fig. III.1a), $H/L = 0.5$.

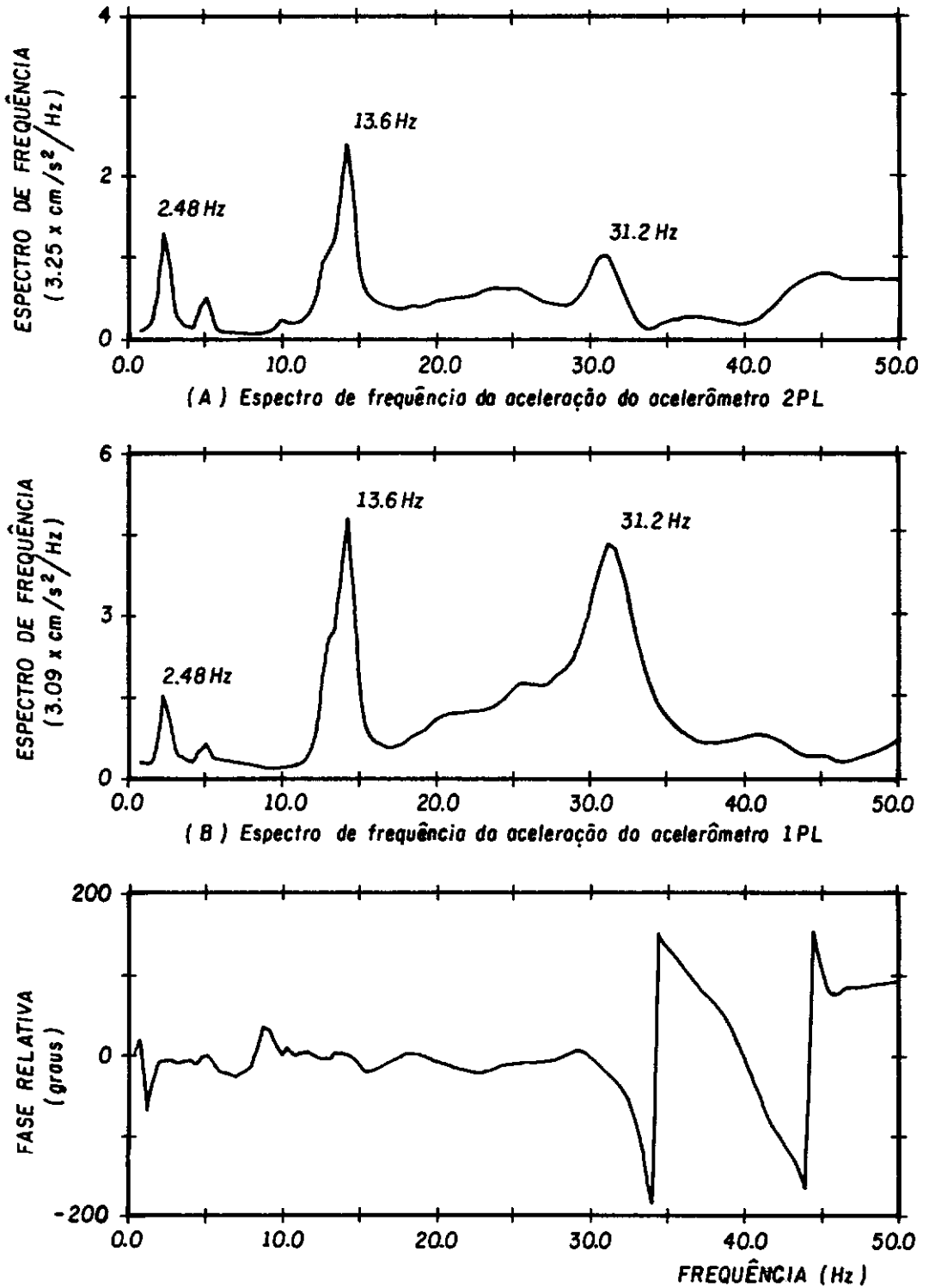


Fig. IV. 2 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no ar, impactos axiais, $H/L = 0.5$.

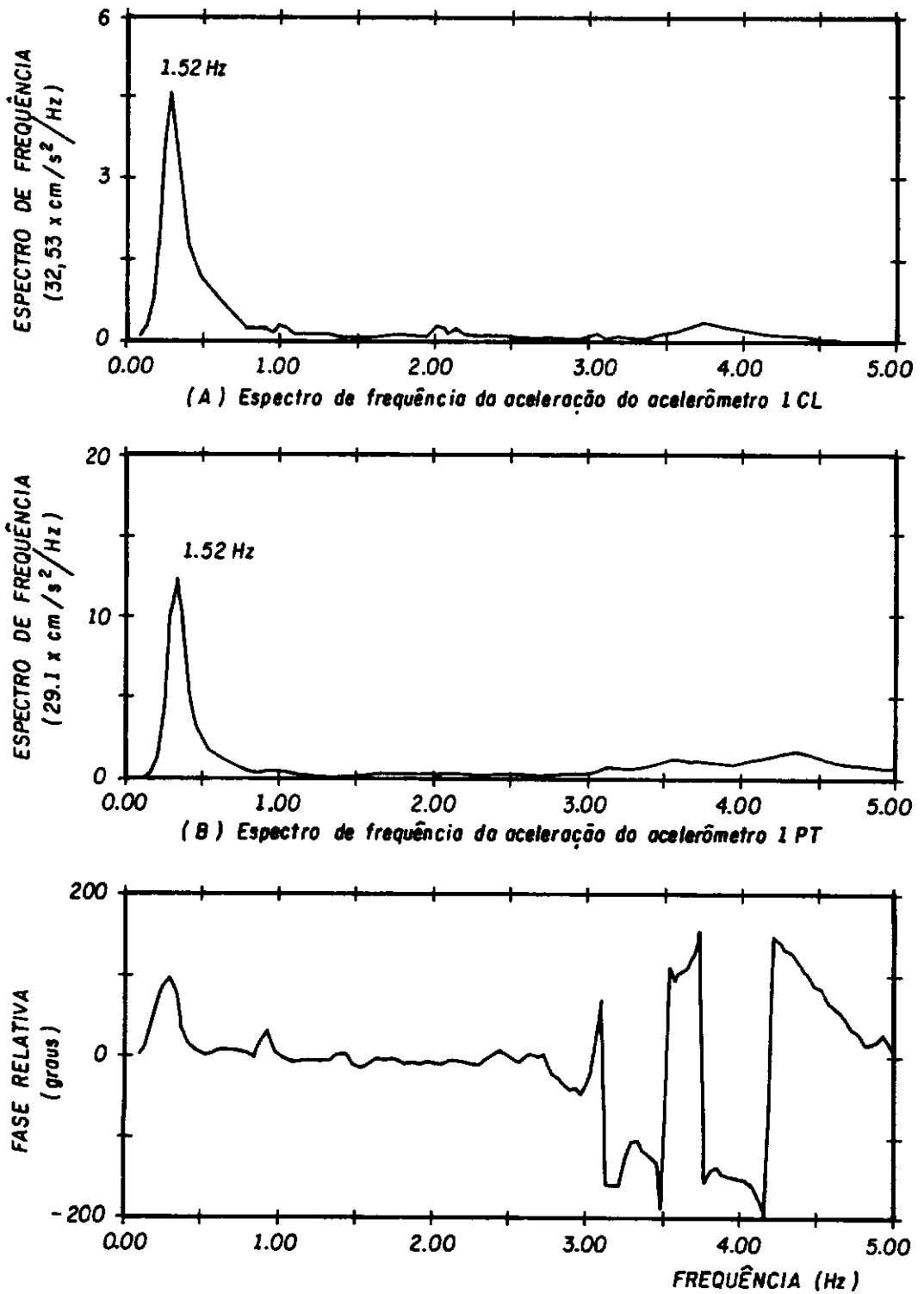


Fig. IV.3 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no ar, impactos à torção, $H/L = 0.75$.

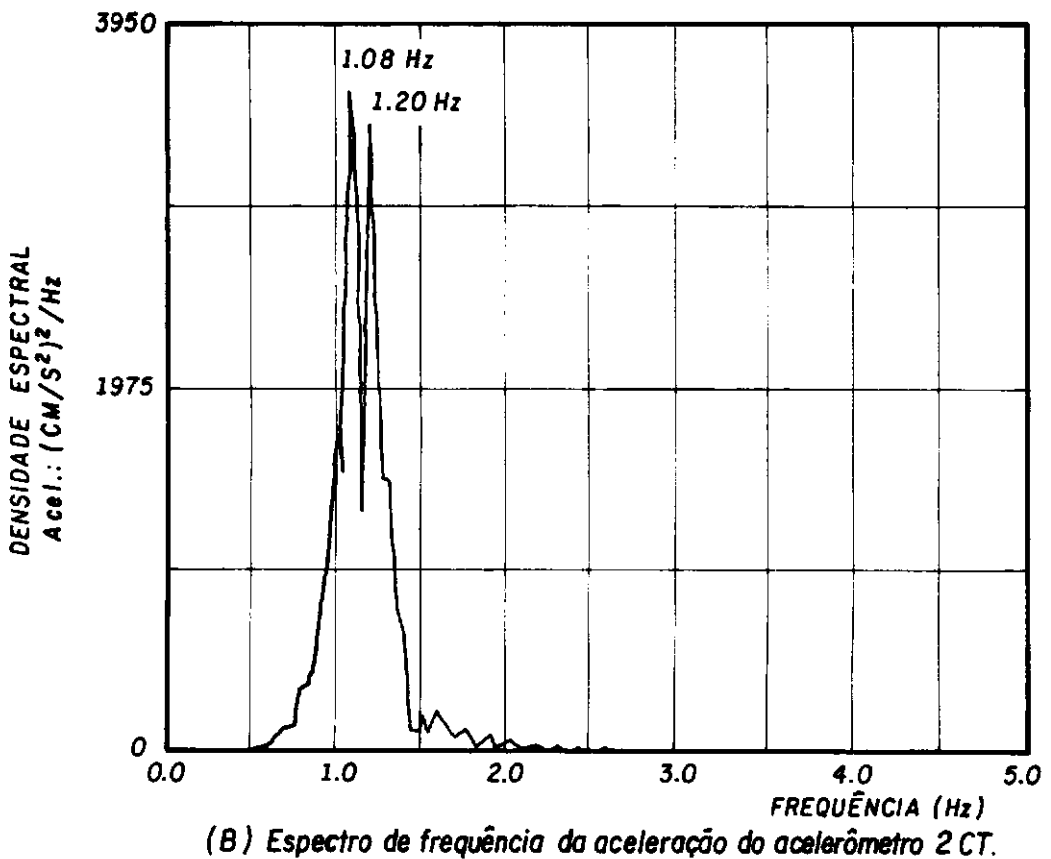
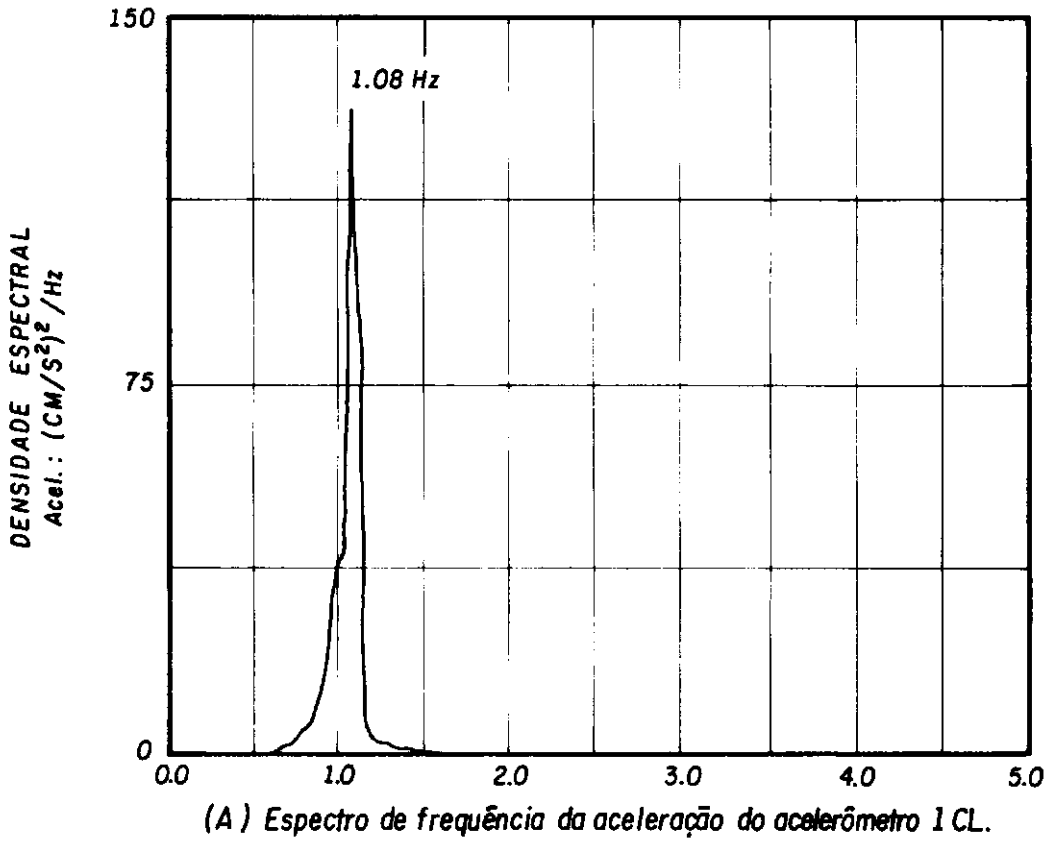


Fig. IV.4 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no ar, impactos a torção, $H/L = 1.0$.

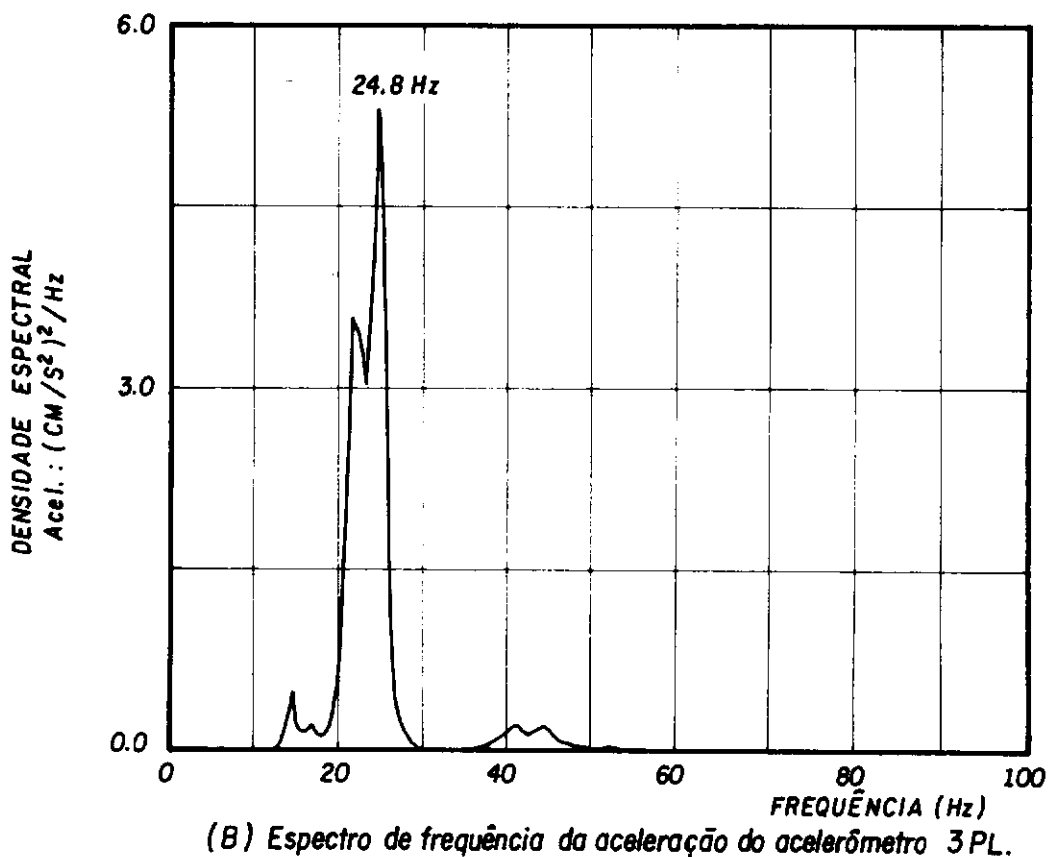
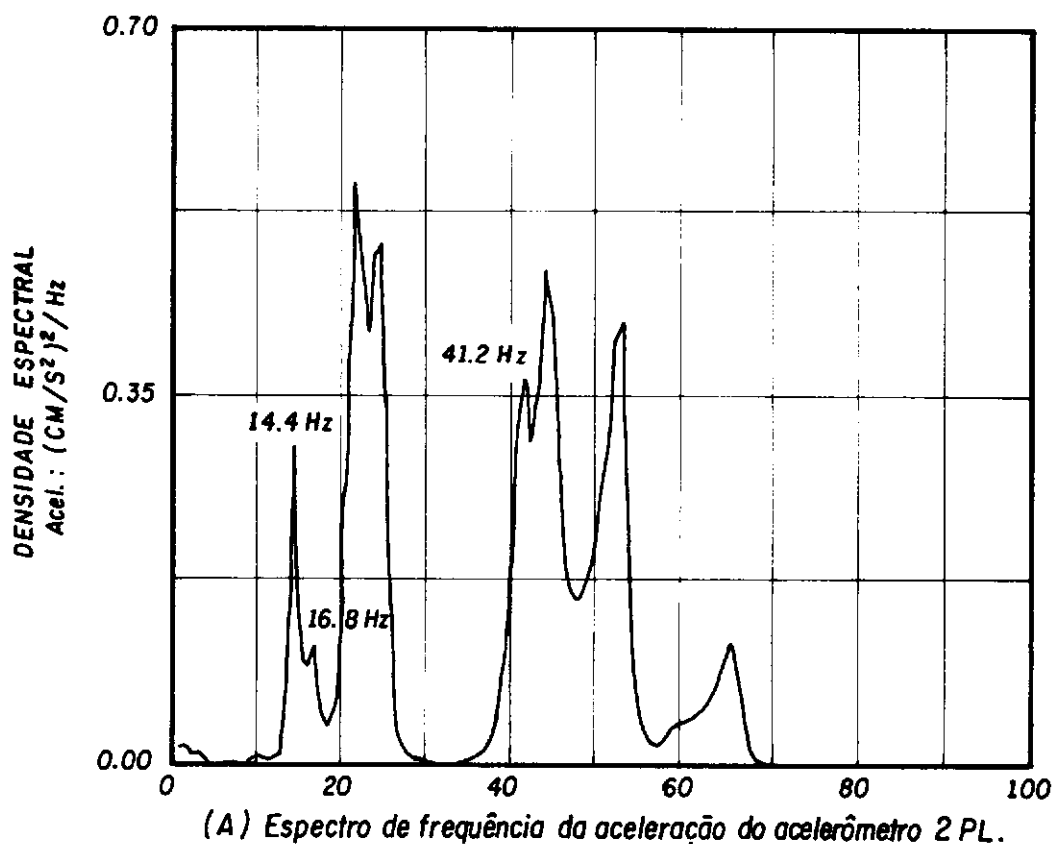


Fig. IV.5 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no ar, impactos axiais, $H/L = 1.0$.

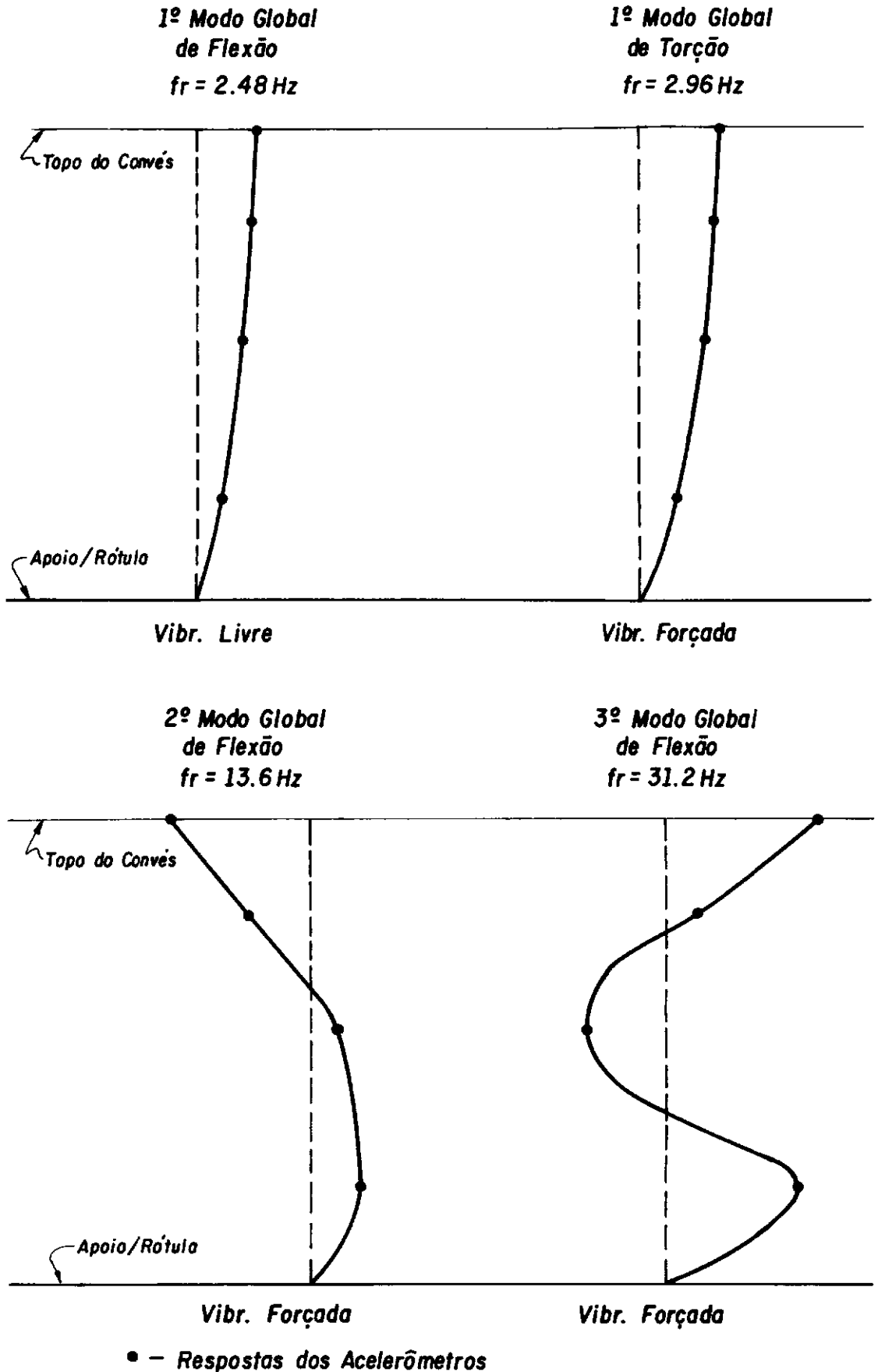


Fig. IV.6 - Modos Globais de Vibração obtidos Experimentalmente para Ensaio no Ar. Situação (B) de ligação Convés - Pernas, $H/L = 0.5$. (ver Fig. III.1a p/ instrumentação)

IV.3 VIBRAÇÕES NA ÁGUA

A Tabela IV.2 apresenta as frequências naturais, relativas aos primeiros modos de vibração para o modelo reduzido em "vibração livre" na água.

Estes ensaios na água foram conduzidos visando tão somente uma avaliação prévia de possíveis alterações modais, oriundas da interação com o fluido, "não-ideal", de densidade relativamente baixa.

A Foto IV.1 mostra o modelo reduzido da plataforma imerso na água para $H/L = 1.0$.

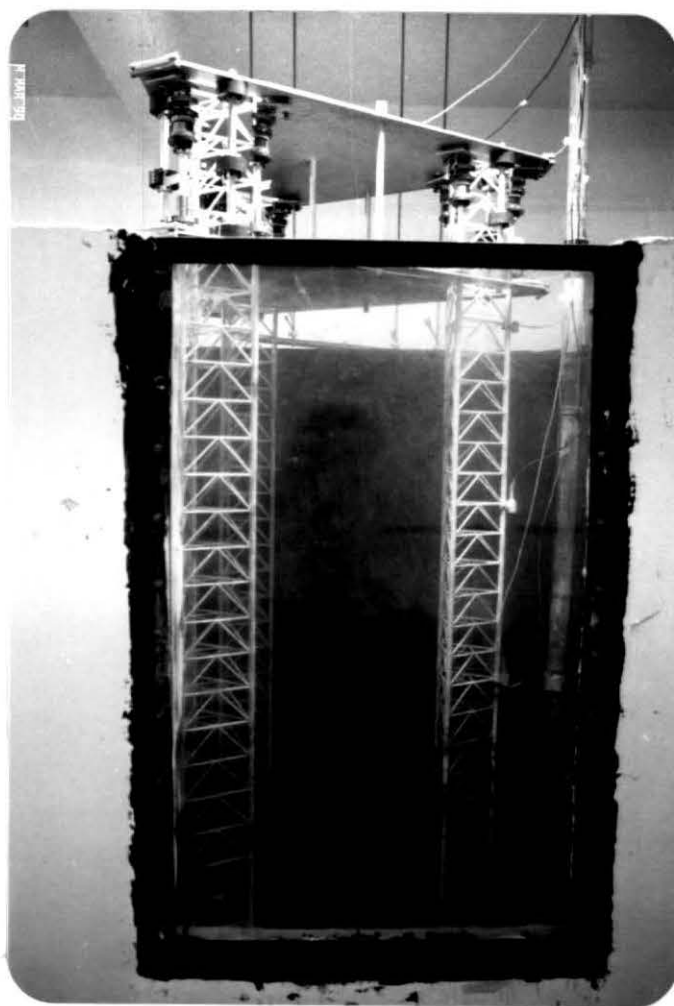


Foto IV.1 – Modelo Reduzido da Plataforma Projetada AE-48 Imerse em Água.

Vista do Tanque de Ensaio.

Tabela IV.2 - Resultados para Vibrações Livres na Água -

Frequências Naturais (Hz)

FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz) NA ÁGUA (*)						
H/L	1º MODO FLEXÃO (**)	1º MODO TORÇÃO	2º MODO FLEXÃO (**)	2º MODO TORÇÃO	3º MODO FLEXÃO (**)	3º MODO TORÇÃO
0.5	2.32	2.72	13.6	(***)	31.2	(***)
1:0	1.08	1.20	13.2	14.0	24.0	39.0

(*) Precisão dos resultados experimentais (± 0.4 Hz) exceptuando-se as frequências associadas aos 1º Modo de Flexão e Torção (± 0.08 Hz e ± 0.04 Hz) relativos a H/L = 0.5 e 1.0 respectivamente e 3º Modo de Flexão (± 0.8 Hz) relativo a H/L = 0.5.

(**) Modos globais relativos à flexão na direção y.

(***) Não foi identificado.

De modo análogo, ao que foi apresentado no item anterior, as Figuras IV.7 e IV.11 mostram os espectros de aceleração relativos à vibração livre para o modelo com lâminas d'água equivalentes a 50m e 100m.

Por ser a água um fluido "não-ideal", de baixa densidade para o modelo reduzido e, também, pela esbeltez dos componentes estruturais das pernas, o efeito da "massa d'água adicionada" sobre as frequências naturais é bastante reduzido, chegando em alguns casos, a ser desprezível. Este efeito reduzido de "massa adicional" tem como consequência direta não afetar a forma dos modos de vibração que permanecem inalterados. Isto ficará ressaltado no Capítulo VI, onde poderá ser observado através de Tabelas comparativas para Frequências Naturais e Modos de Vibração.

ESPECTROS DE ACELERAÇÃO

- Vibrações Livres na Água
- Situação (B) de ligação Convés-Pernas

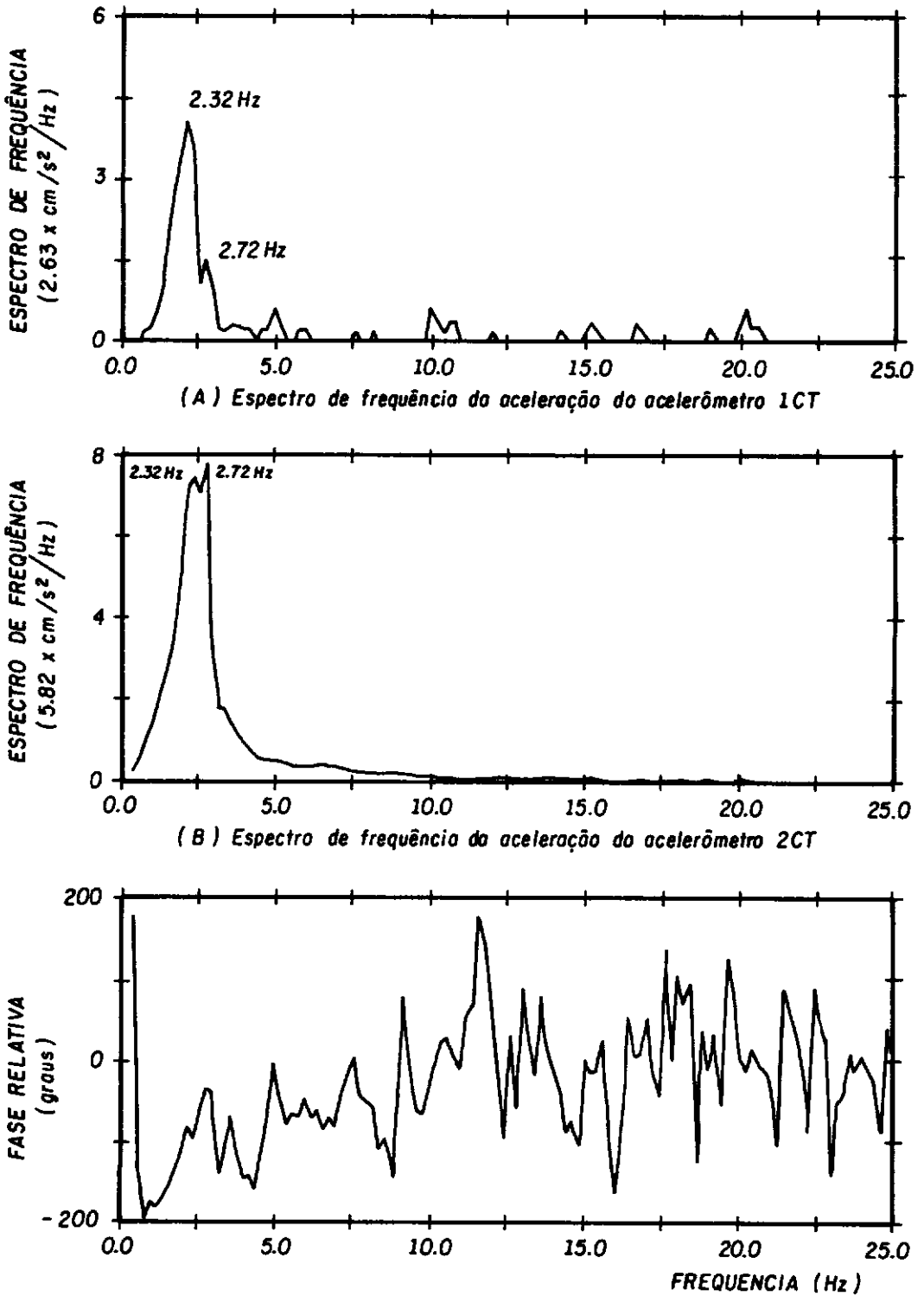


Fig. IV.7 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando na água, impactos à torção, $H/L = 0.5$.

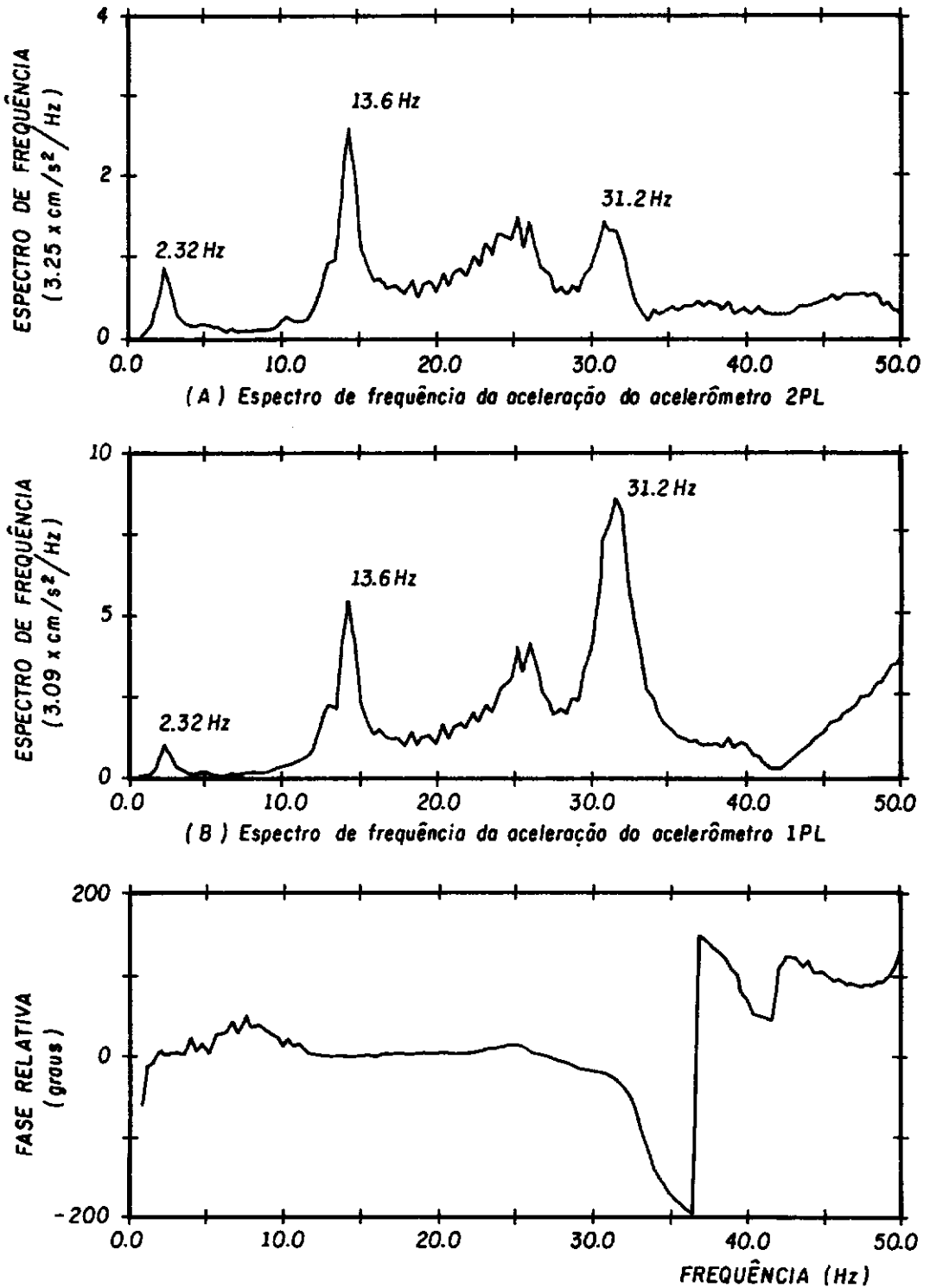


Fig. IV. 8 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando na água, impactos à torção $H/L = 0.5$.

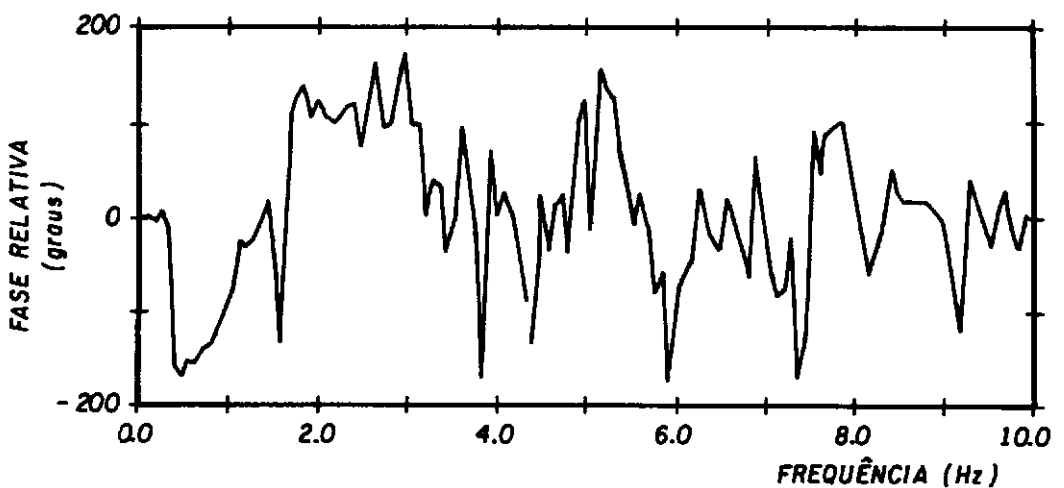
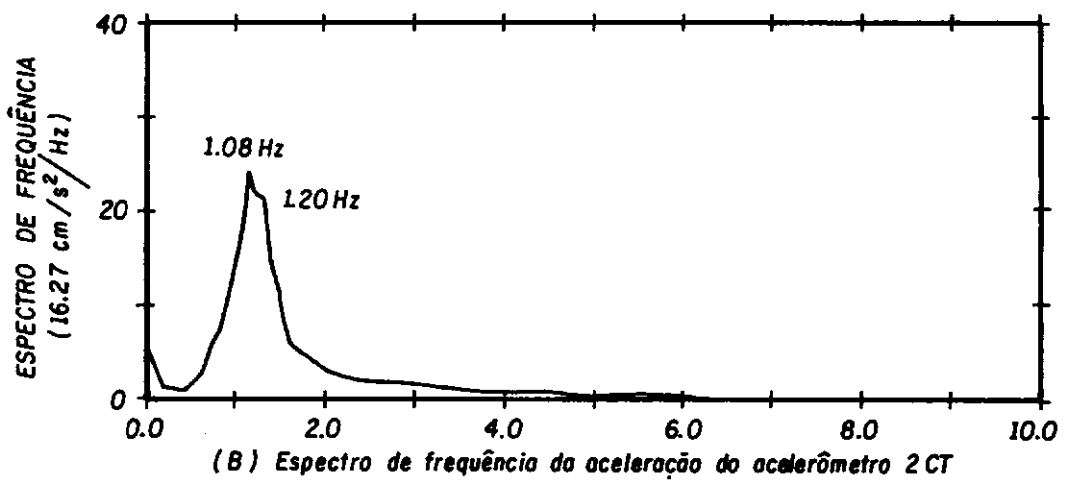
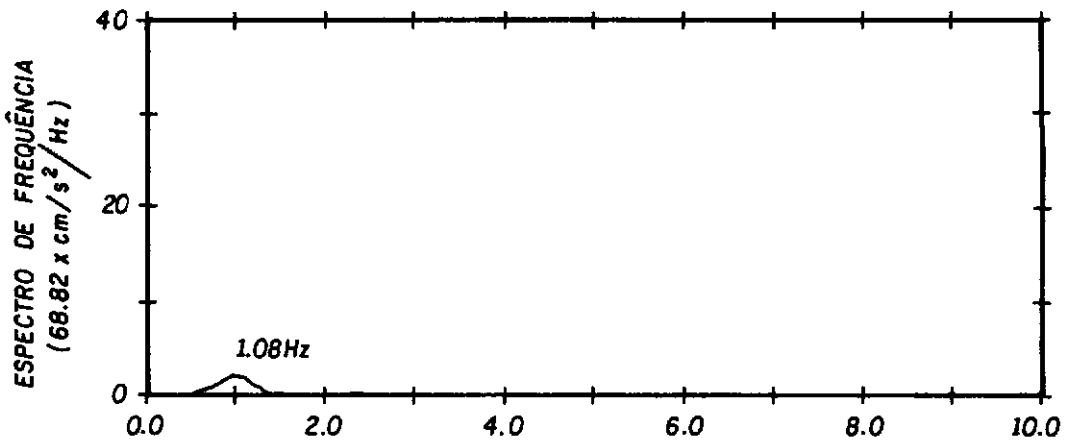


Fig. IV.9 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando na água, impactos à torção, $H/L = 1.0$.

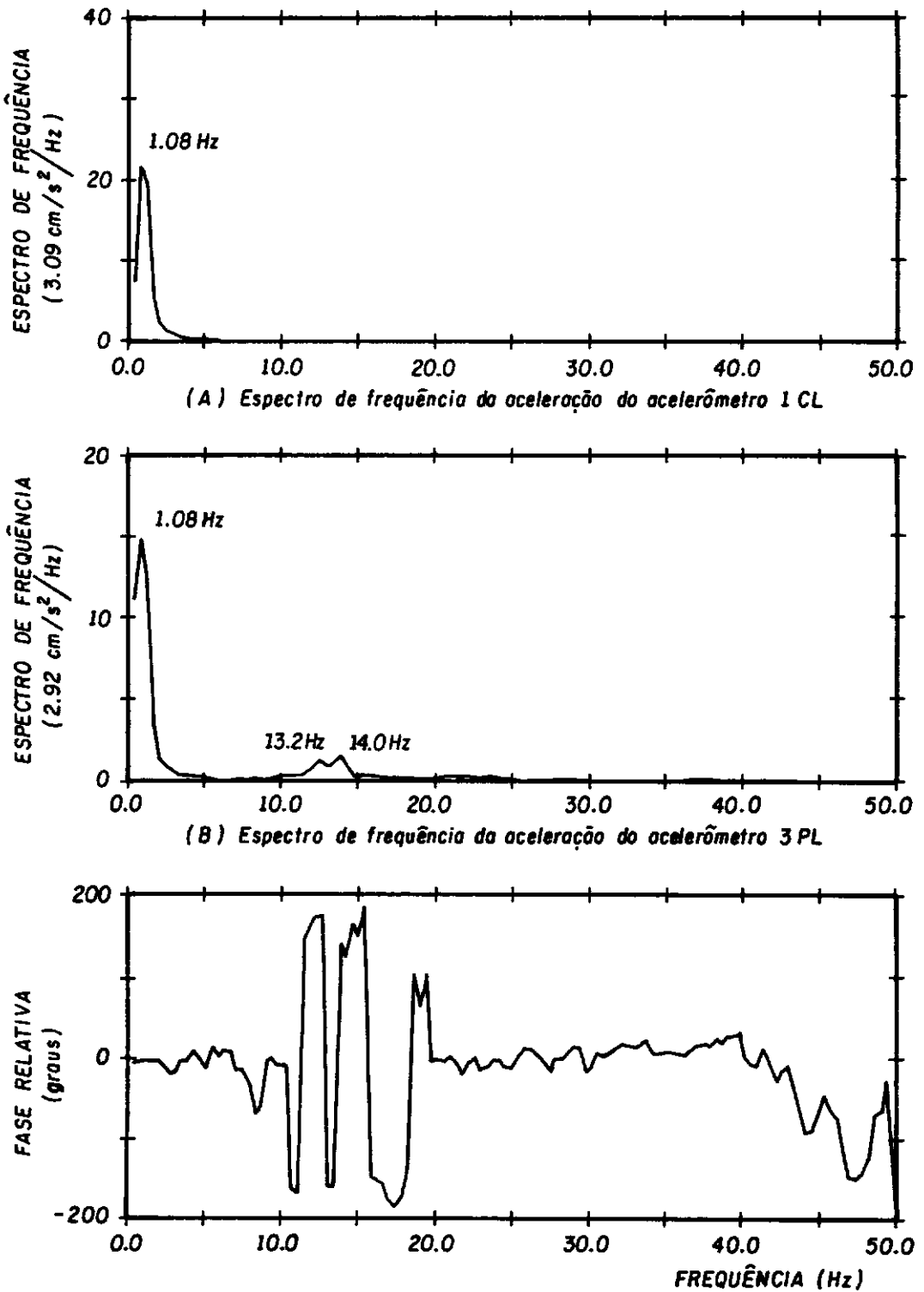


Fig. IV.10 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando na água, impactos na direção Y, $H/L = 1.0$.

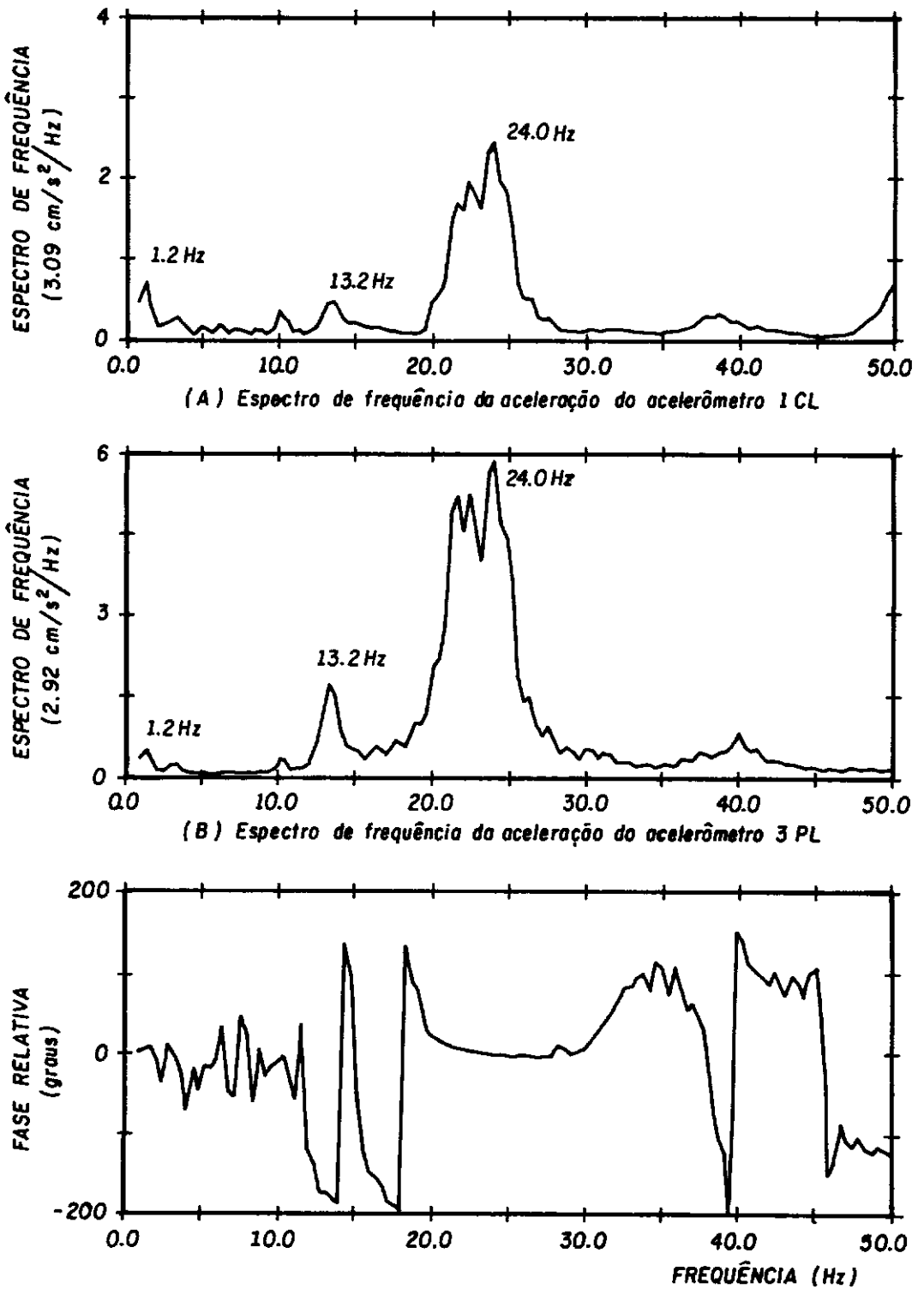


Fig. IV.11 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando na água, impactos na direção Y, $H/L=1.0$.

IV.4 VIBRAÇÕES NO FLUIDO DENSO

A modelagem final requer, conforme condições de semelhanças pré-estabelecidas em trabalho anterior [2], a realização de ensaios em um fluido de densidade ideal ($\rho = 2.55 \text{ g/cm}^3$).

Para preparação destes fluidos foi necessária a confecção de um tanque auxiliar e de um agitador mecânico (ver Foto IV.2) de modo a tornar a suspensão homogênea. Foram realizados ensaios em suspensões com densidades de aproximadamente 2.15 g/cm^3 e 2.25 g/cm^3 e as condições de semelhança para o fluido foram parcialmente satisfeitas, já que obteve-se um fluido com densidade aproximadamente ideal ($\rho \sim 2.55 \text{ g/cm}^3$), mas com viscosidade cinemática bastante maior que a do fluido do protótipo (água); sendo esta última situação, corrigida durante o processamento dos dados experimentais.

A densidade média foi obtida, fazendo-se uma média entre as densidades medidas, através de um densímetro (Ver Foto IV.3), em pequena e média profundidade.

A Tabela IV.3 apresenta os resultados experimentais, em termos de frequências (Hz), obtidos para o modelo reduzido em vibração livre com fluidos de densidade $\rho = 2.15 \text{ g/cm}^3$ e 2.25 g/cm^3 . As Figuras IV.12 a IV.15 mostram alguns dos espectros de aceleração obtidos com as campanhas de medição realizadas durante os ensaios para as relações $H/L = 0,5; 0,75$ e 1.00 .



Foto IV.2 - Tanque Auxiliar com Agitador Mecânico para preparação de suspensões de minério de ferro



Foto IV.3 - Leitura da densidade do fluido pesado através de um densímetro

Tabela IV.3 - Resultados para Vibrações Livres no Fluido Denso

Frequências Naturais (Hz)

FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz) - FLUIDO DENSO (*) $\rho = 2.15 \text{ e } 2.25 \text{ g/cm}^3$						
H/L	1º MODO FLEXÃO (**)	1º MODO TORÇÃO	2º MODO FLEXÃO (**)	2º MODO TORÇÃO	3º MODO FLEXÃO (**)	3º MODO TORÇÃO
0.5	2.44	2.72	13.6	(***)	23.2	(***)
0.75	1.28	1.48	(***)	(***)	(***)	(***)
1.0	0.96	1.12	(***)	(***)	(***)	(***)

(*) Precisão dos resultados experimentais ($\pm 0.04 \text{ Hz}$), excetuando-se as frequências associadas ao 2º e 3º Modos de Flexão ($\pm 0.4 \text{ Hz}$).

(**) Modos globais relativos à flexão na direção y.

(***) Não foram identificados porque já havia minério de ferro decantado no fundo do tanque de ensaios e isto interfere no comportamento dinâmico estrutural.

O que fica prontamente demonstrado com os resultados da Tabela IV.3, se comparados àqueles das Tabelas IV.1 e IV.2, é que as frequências naturais, associadas aos modos dominantes de vibração (1º modo de flexão e 1º de torção), são pouco sensíveis a variações da densidade do fluido. Isto pode ser explicado observando-se que o modo dominante é bastante influenciado pela massa do convés. Devido à grande esbeltez dos componentes das pernas, a "massa do fluido adicionada", não é expressiva em relação à massa do convés. A maior variação encontrada entre as Tabelas IV.1 (modelo no ar) e IV.3 (modelo no fluido denso) foi para o 3º modo de flexão, isto já era esperado já que a massa do convés influencia muito pouco na frequência natural deste modo.

A Foto IV.4 mostra o modelo reduzido da plataforma imerso no fluido de densidade elevada para $H/L = 1.0$.

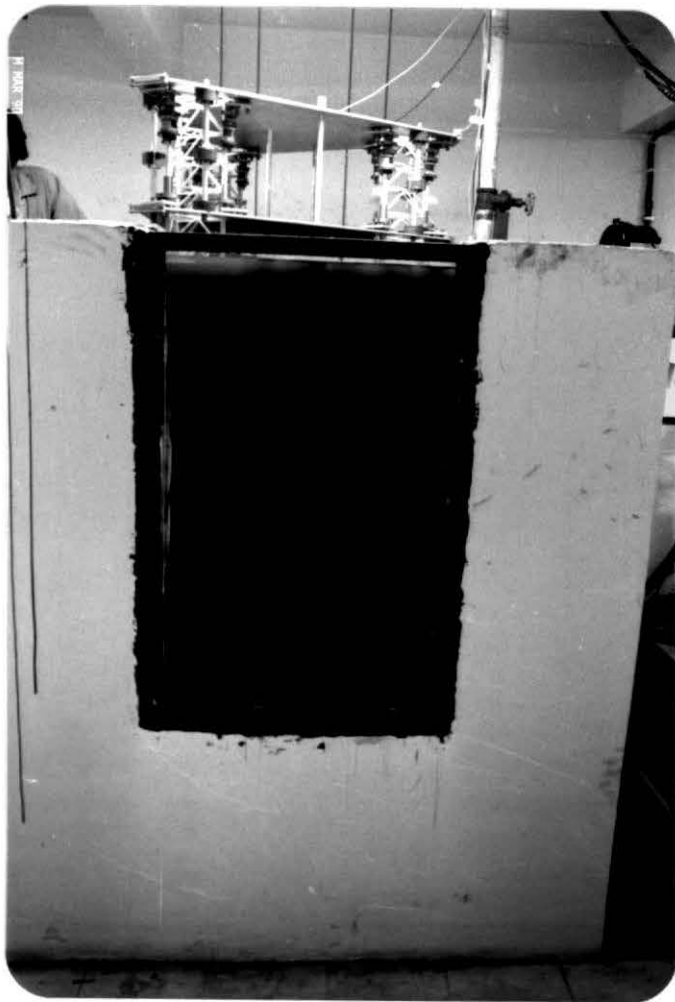


Foto IV.4 - Modelo Reduzido da Plataforma Projetada AE-48 Imersa em Fluido Denso (suspensão de minério de Ferro). Vista do Tanque de Ensaio

ESPECTROS DE ACELERAÇÃO

- Vibrações Livres no Fluido Denso
- Situação (B) de ligação Convés-Pernas

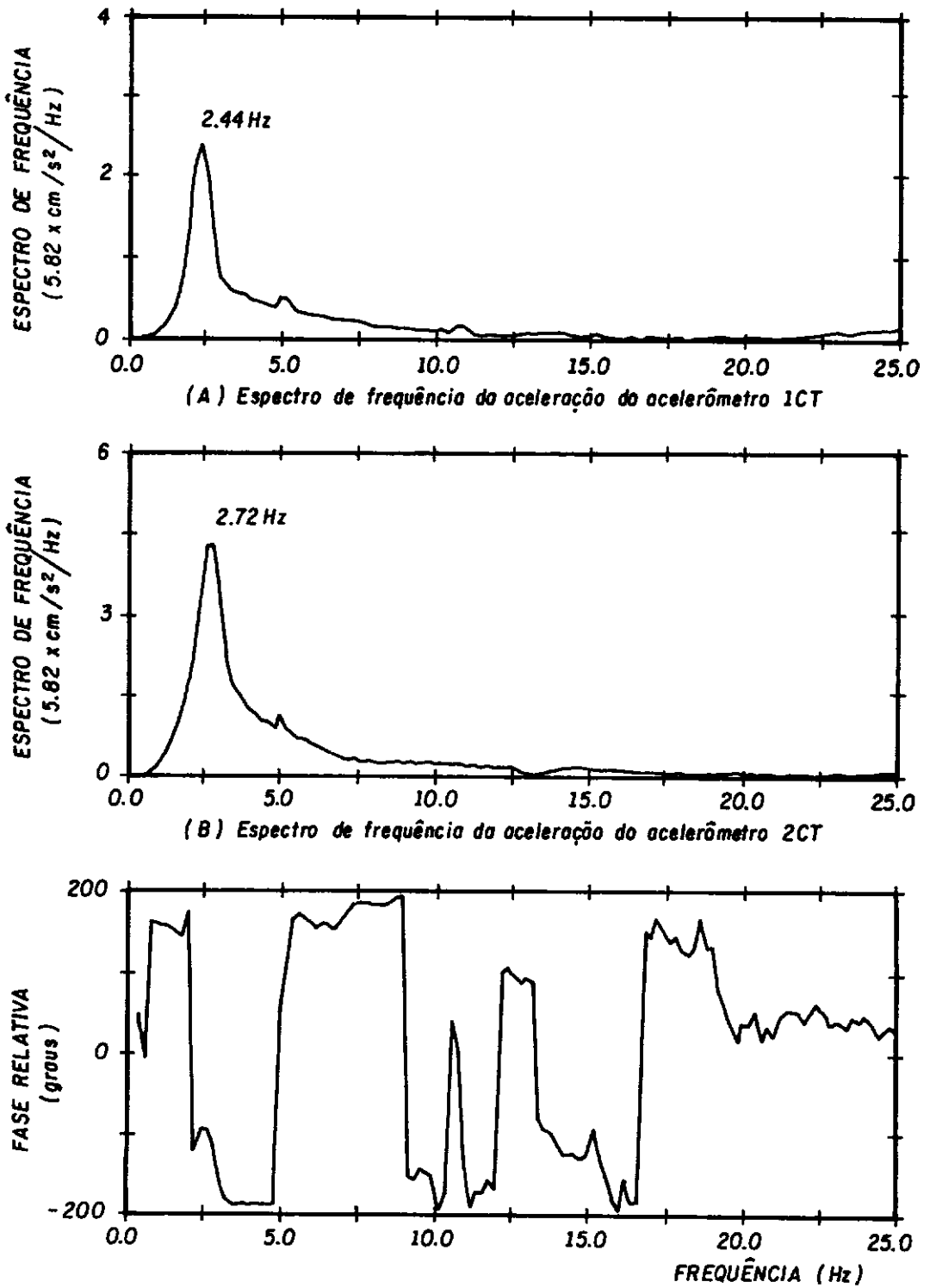


Fig. IV.12 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no fluido denso, impactos à torção, $H/L = 0.5$.

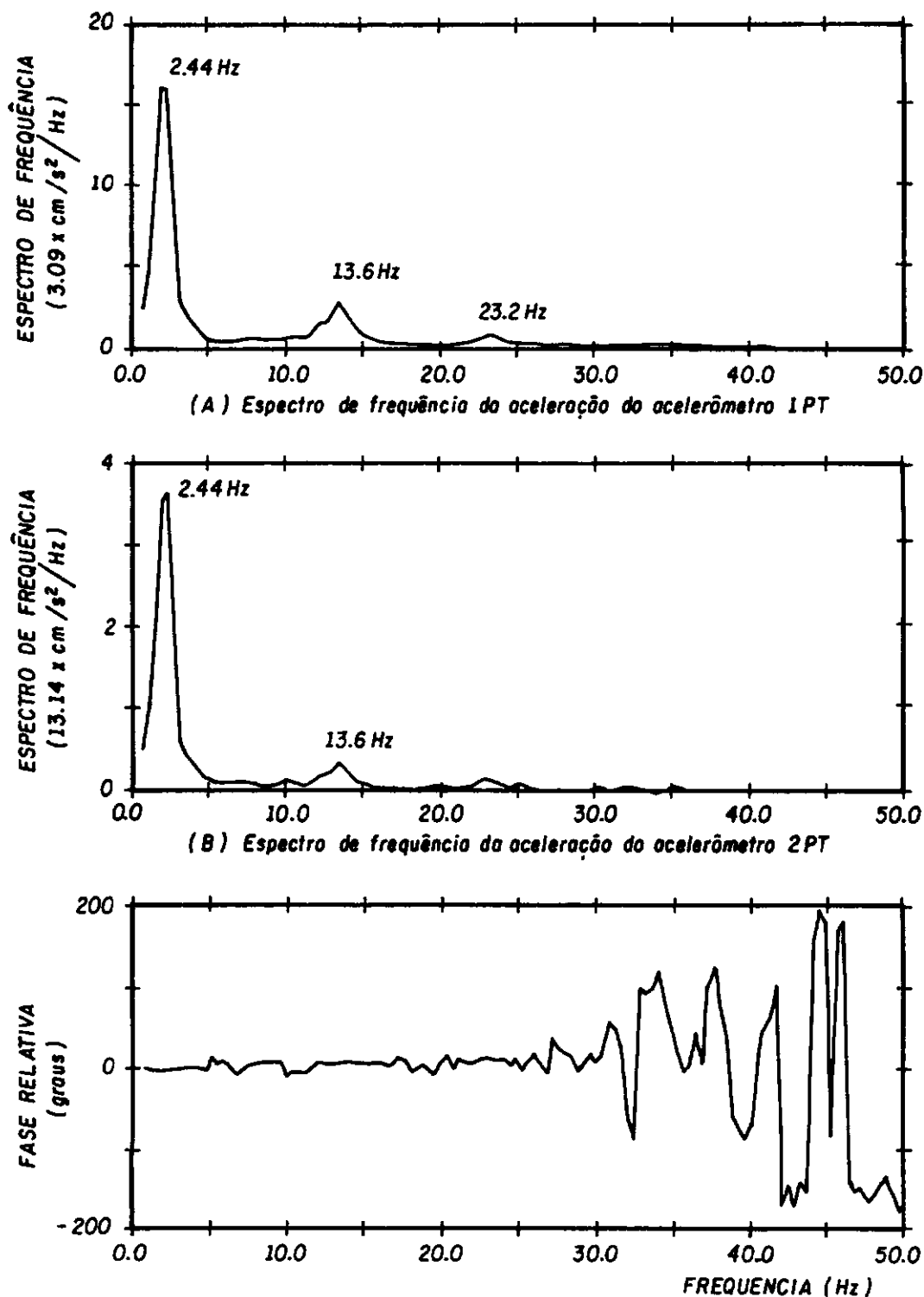


Fig. IV.13 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no fluido denso, impactos à torção, $H/L = 0.5$.

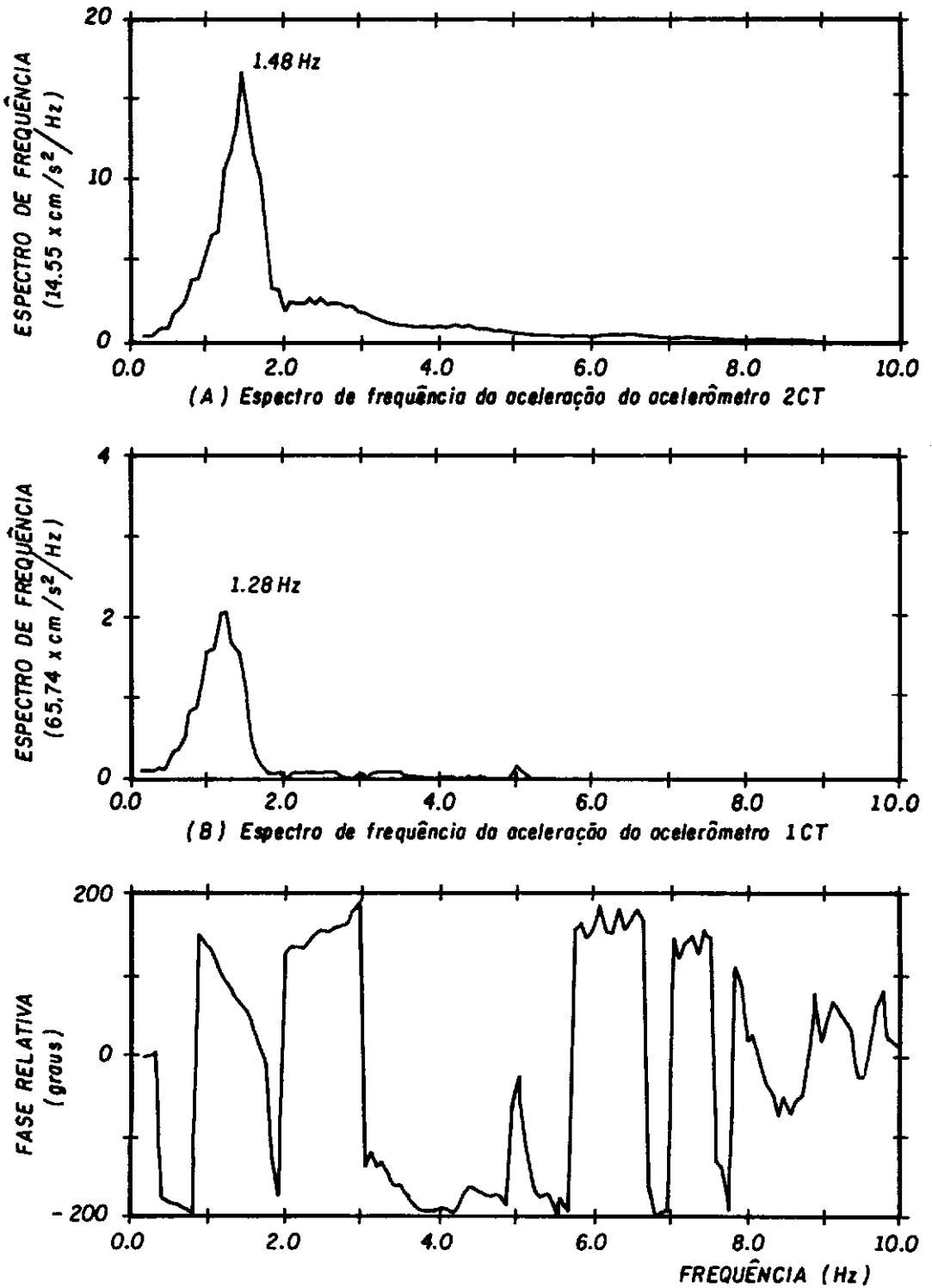
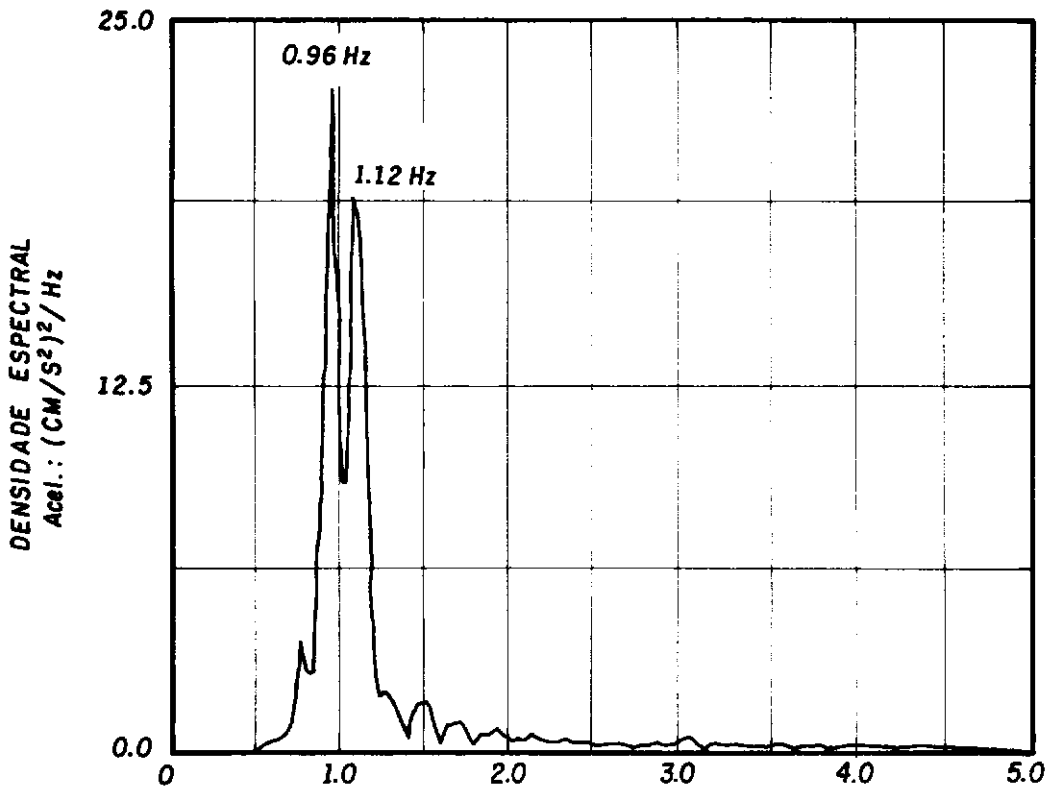
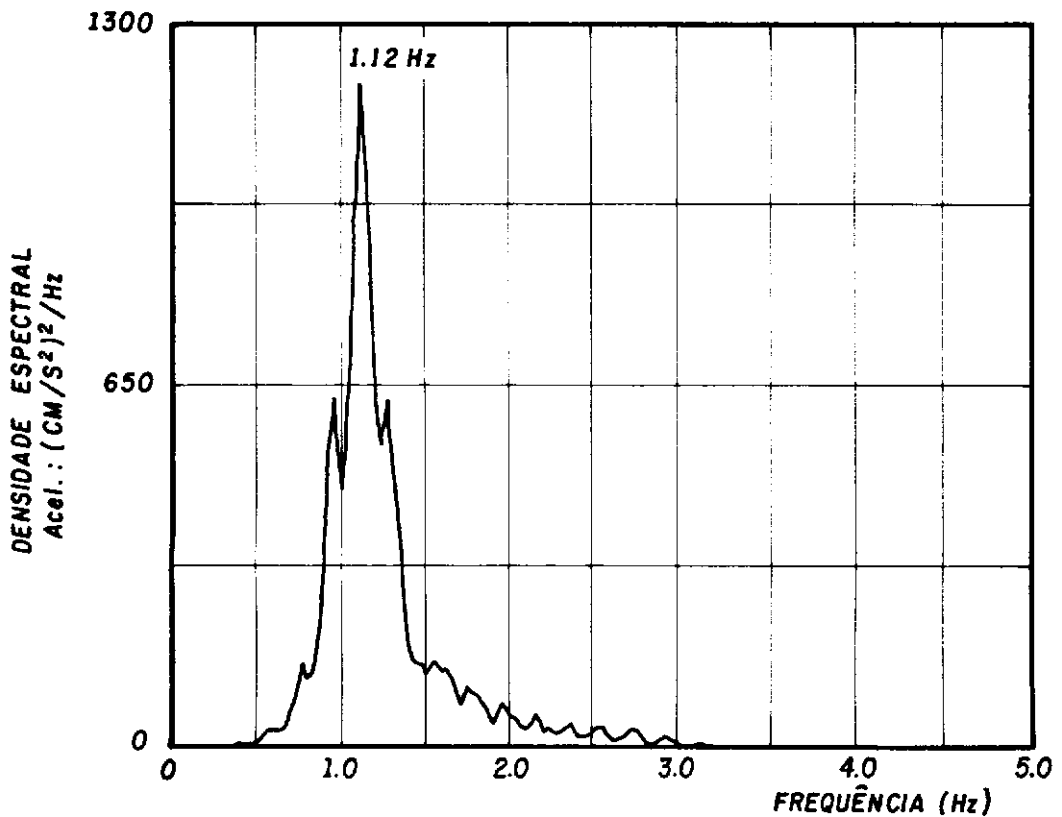


Fig. IV.14 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no fluido denso, impactos à torção, $H/L = 0.75$



(A) Espectro de frequência da aceleração do acelerômetro 1 CL.



(B) Espectro de frequência da aceleração do acelerômetro 2 CT.

Fig. IV.15 - Espectros de frequência da aceleração para o modelo vibrando no fluido denso, impactos na direção Y e à torção, $H/L=1.0$.

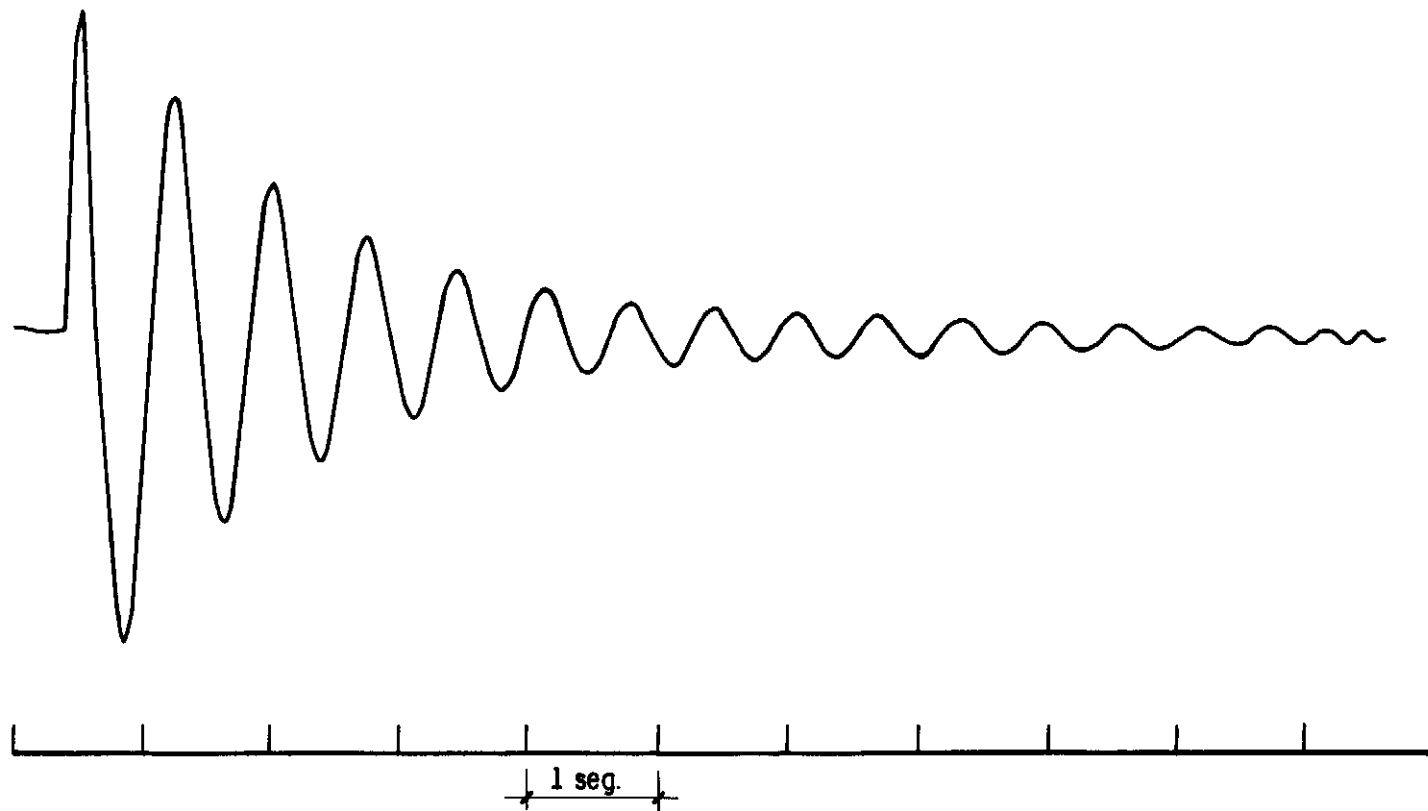


Fig. V.1 - Resposta do acelerômetro 1CL devido a teste de "puxar-largar" na direção Y. Modelo vibrando no ar (ver Fig. III.1 a, b e c para instrumentação).

CAPÍTULO V

ESTIMATIVAS DAS TAXAS DE AMORTECIMENTO

V.1 VIBRAÇÕES NO AR

A determinação das taxas de amortecimento foi feita através de ensaios sob deslocamentos impostos (Δ), controlados por dispositivo mecânico usado para controle e imposição de deslocamentos transversais na altura do painel superior do convés (ver Foto III.2).

Para determinação da taxa de amortecimento, utilizando a técnica do decremento logarítmico, os sinais de aceleração foram registrados em papel foto sensível (vide item III.2.1). Como exemplo, a Figura V.1 mostra um sinal no tempo da resposta dinâmica do acelerômetro 1CL, quando o modelo é submetido a um teste de "puxar - largar" na direção y.

A partir deste sinal (Fig.V.1), obtêm-se as taxas de amortecimento estrutural relativo ao primeiro modo de flexão, por decremento logarítmico:

$$\xi = \frac{1}{2 \pi m} \ln \frac{Ac_n}{Ac_{n+m}} \quad (V.1)$$

onde:

Ac_n - é a amplitude de aceleração do n-ésimo ciclo;

Ac_{n+m} - é a amplitude de aceleração do (n+m)-ésimo ciclo;

m - número de ciclos entre as duas amplitudes de aceleração tomadas.

O número "m" de ciclos, normalmente utilizados para o cálculo da taxa de amortecimento, é aquele que corresponde a uma redução de aproximadamente 50% da amplitude do sinal.

Idênticos resultados são obtidos para a variação da taxa de amortecimento através de testes de impactos.

A Figura V.2 mostra a variação não linear da taxa de amortecimento, ξ_A (%), para vibração no ar, com o acréscimo inicial de amplitudes, A, da resposta dinâmica normalizada em relação ao diâmetro externo do "chord"; sendo este deslocamento de amplitudes A referente ao topo do convés.

Esta variação da taxa de amortecimento ξ_A (%) foi feita para três distintos níveis de lâmina d'água, segundo o coeficiente H/L.

Os valores mostrados nessa figura são em cada caso, as médias dos valores obtidos de várias respostas dinâmicas por de-
cremento logarítmico.

O fato mais importante que pode ser observado no gráfico da Figura V.2 é a tendência das curvas experimentais alcançarem um patamar com o acréscimo de deslocamentos, isto é, um valor máximo para taxa de amortecimento no ar, ξ_A . Deve-se observar também que para pequenos deslocamentos (A/D com valores inferiores a 0,05) os valores de ξ_A (%) variam aproximadamente entre 1% a 5% para todos os coeficientes H/L. O primeiro valor da taxa de amortecimento ξ_A (%) aproximadamente igual a 1% é o valor geralmente esperado para estruturas fixas de aço vibrando no ar dentro de um comportamento linear dinâmico [7] .

A questão mais interessante levantada pelos resultados mostrados na Figura V.2, é a dependência não-linear da taxa de amortecimento ξ_A com a amplitude. A interpretação física deste fato é relativa aos níveis de tensões locais que ocorrem nas juntas durante um "loop" de histerese.

Pode ser notado que a condição de maior rigidez da estrutura (no caso, H/L=0.5) alcança valores maiores para a taxa de amortecimento ξ_A , para a mesma relação, A/D, sobre todo o intervalo de amplitude de deslocamento (A/D < 0.2).

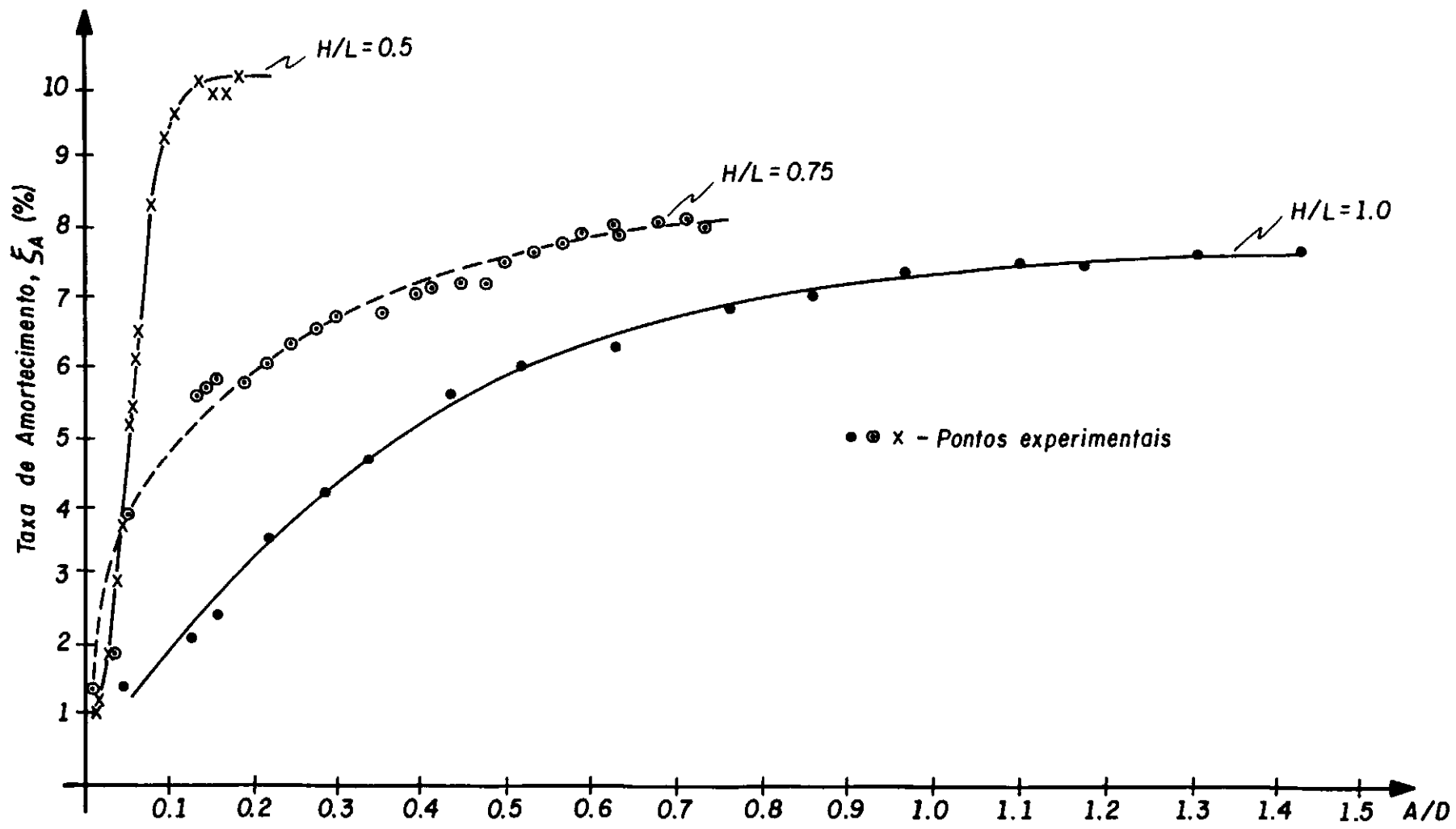


Fig. V.2 - Variação da taxa de amortecimento (ξ_A %) com o incremento do parâmetro (A/D). Testes de deslocamentos impostos no ar para a situação (B) de ligação convés - pernas.

O que deve ser enfatizado com os resultados da Figura V.2 é que enquanto $\xi_A \sim 1\%$ representa, para pequenos deslocamentos o amortecimento estrutural esperado, para deslocamentos crescentes ξ_A tende para algum valor máximo, parecendo ser dependente não só do material, mas fundamentalmente da forma geométrica da estrutura, da dissipação de energia no meio ar e do atrito entre as superfícies de apoio inferior. A dependência da forma geométrica é, quase que exclusivamente, devida à geometria das pernas; isto é justificado pela forma vazada do convés e, principalmente, por resultados de testes conduzidos para uma perna isolada [8]. Por outro lado, a dependência ξ_A % do material não é substancial e permanece aproximadamente constante com o acréscimo da amplitude de movimento [9], vide Figura V.3.

A Figura V.3 apresenta, para as três situações distintas de ligação convés - pernas (caso (A), (B) e (C) definidos no Capítulo II, seção II.2.1), a variação de ξ_A (%) com a relação A/D para o caso de H/L = 1.0. Deve-se notar nesta figura que para o caso (B) de ligação, a influência do amortecimento adicional devido aos apoios elásticos e atritos entre as superfícies de ligações convés - pernas, ξ_e , ($\xi_e = \xi_A$ do caso (B) menos ξ_A do caso (A)) varia de $\xi_e \approx 0.3\%$ (para A/D = 0.1) até $\xi_e \approx 2.6\%$ (para A/D = 1.4). Pode-se observar ainda nesta figura que as taxas de amortecimento no ar, ξ_A , obtidas para os casos (B) e (C) de ligações convés - pernas são muito próximas.

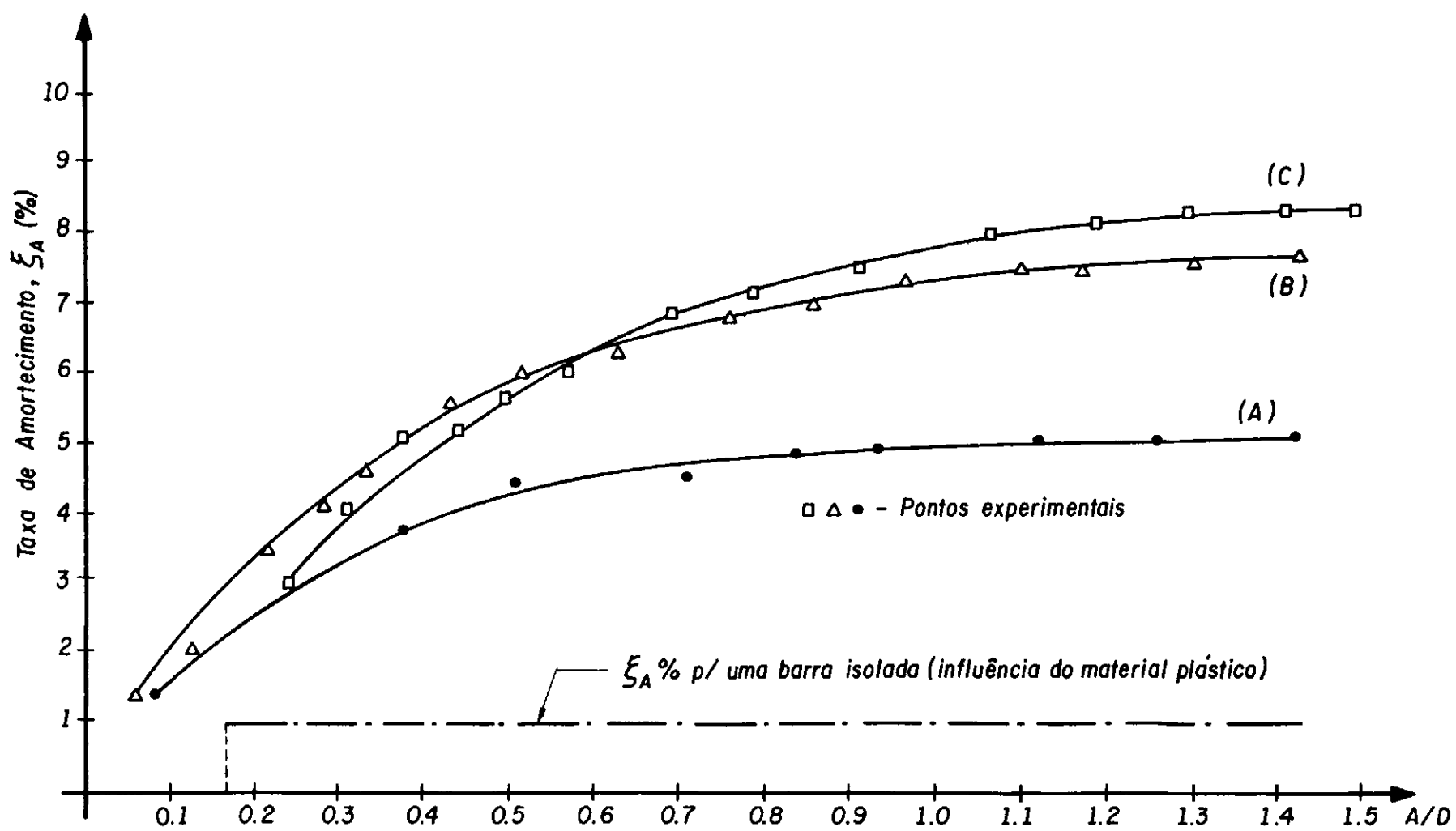


Fig. V.3 - Taxas de amortecimento (ξ_A %) versus parâmetro (A/D). Testes de deslocamentos impostos no ar para as tres situações, (A), (B) e (C), de ligação convés - pernas ; H/L = 1.0.

V.2 VIBRAÇÕES NA ÁGUA

A Figura V.4 mostra a variação da taxa de amortecimento, $\xi_{\text{água}}$ (%), para vibração na água, com a relação A/D.

Assim como as frequências e modos naturais da estrutura, observados experimentalmente, não tenham sido afetados significativamente pelo efeito de interação com a água (fluido "não-ideal"), as taxas de amortecimento no meio água, como mostrados na Figura V.4, não sofreram alterações mensuráveis quando comparadas àquelas obtidas no ar. Isto é ilustrado na Figura V.5 que mostra as duas curvas de amortecimento (A/D), obtidas dos ensaios no ar e na água.

A figura V.6 ilustra de forma comparativa os resultados para vibrações na água em situações de ligação convés-pernas do tipo (A) engaste completo e para o tipo (B) de ligação elástica para $H/L = 1.0$; e mostra ainda a parcela de amortecimento devida a estes apoios elásticos em função do incremento de deslocamentos transversais impostos. Nota-se que é esta parcela que destroi em parte a tendência do amortecimento alcançar um valor máximo com o acréscimo de amplitude de movimento. Pode-se observar ainda nesta figura que a contribuição da taxa de amortecimento devida ao apoio elástico e atritos entre as superfícies de ligações convés-pernas varia de $\xi_e \cong 0.5$ % ($p/A/D = 0.1$) até $\xi_e \cong 2.3$ ($p/A/D = 1.3$); valores estes bastante coerentes com os obtidos para o modelo vibrando no ar (ver Figura V.3).

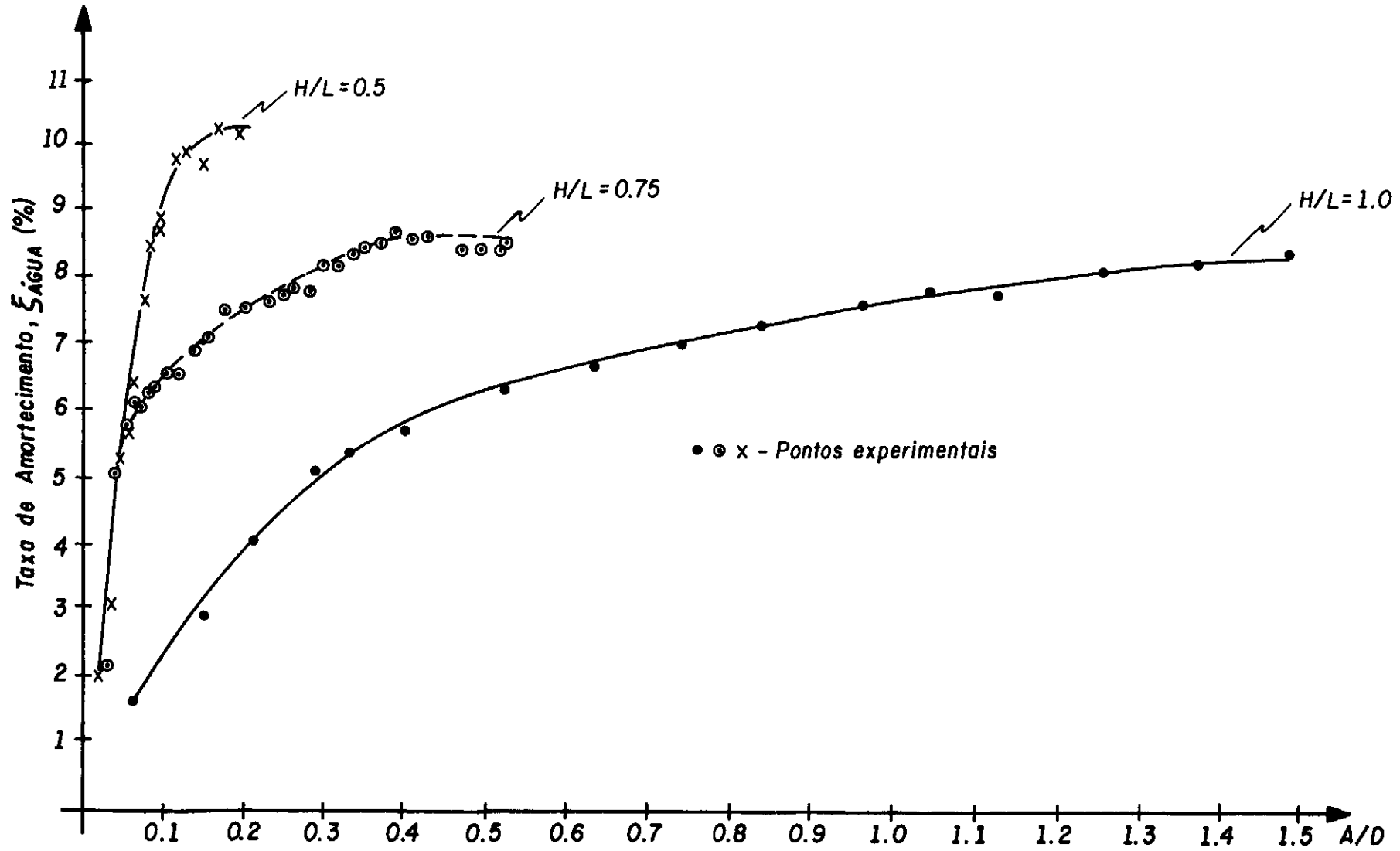


Fig. V.4 - Variação da taxa de amortecimento ($\xi_{\text{ÁGUA}}$) com o incremento do parâmetro (A/D). Testes de deslocamentos impostos na água para a situação (B) de ligação convés - pernas.

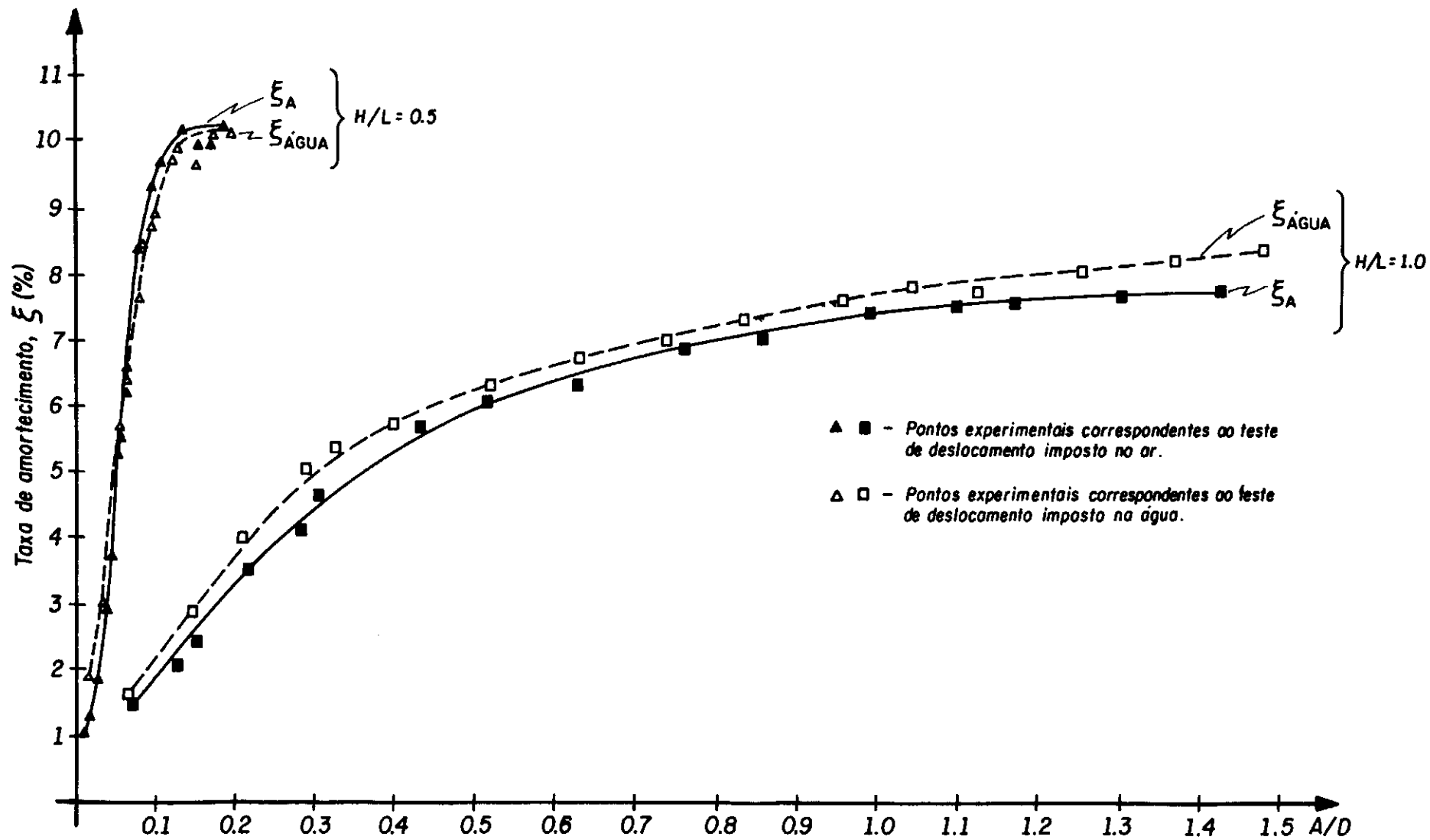


Fig. V.5 - Variação da taxa de amortecimento (ξ %) com o incremento do parâmetro (A/D). Testes de deslocamento imposto para a situação (B) de ligação convés - pernas.

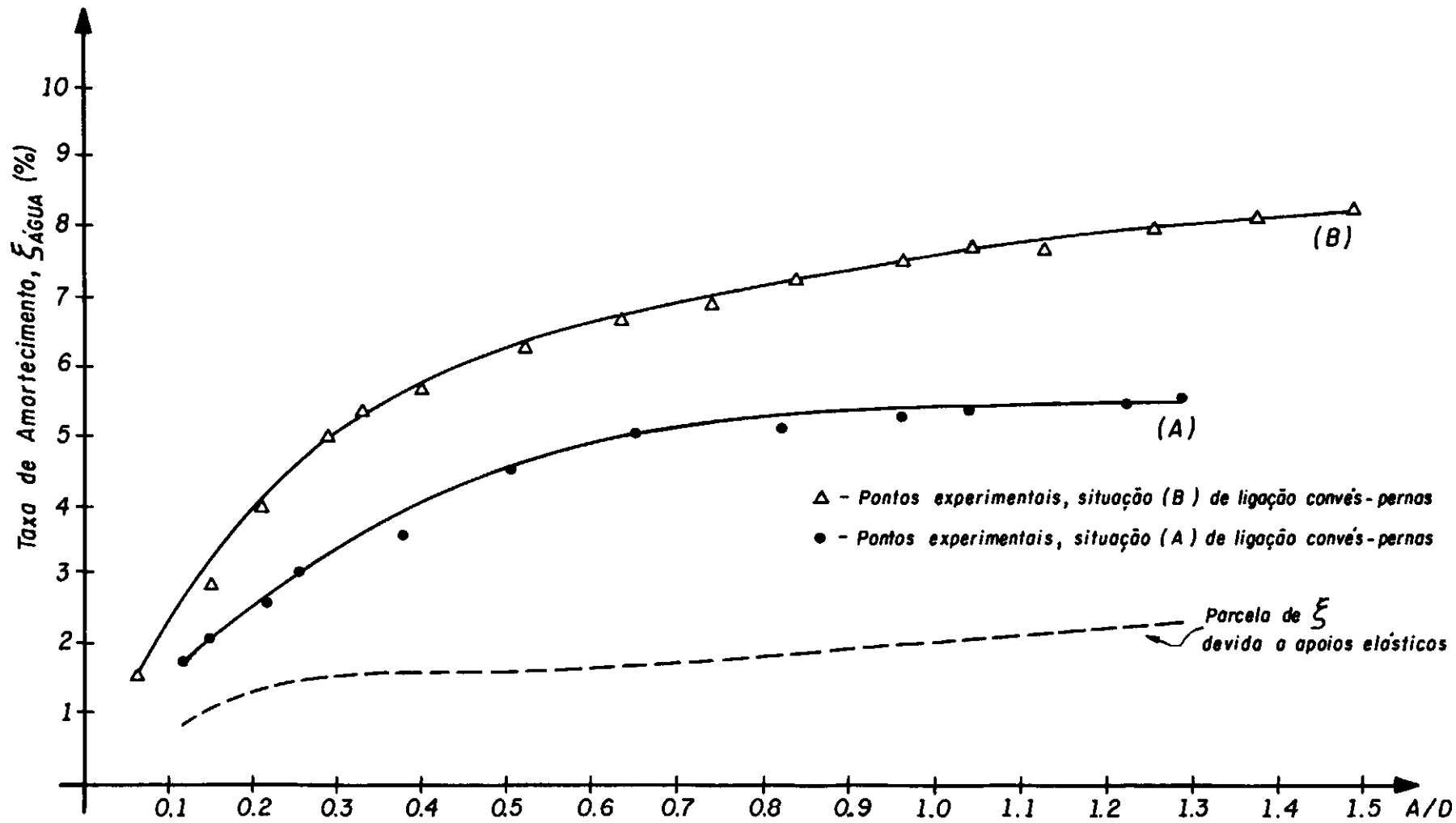


Fig. V.6 - Variação da taxa de amortecimento ($\xi_{\text{ÁGUA}}$) com o incremento do parâmetro A/D . Testes de deslocamentos impostos na água para as situações (A) e (B) de ligação convês- pernas; $H/L=1.0$.

V.3 VIBRAÇÕES NO FLUIDO DENSO

Muito embora a frequência dominante (1º Modo de Flexão) não seja sensível ao aumento de densidade do fluido, esta interação fluido - estrutura ocasiona acréscimos significativos nas taxas de amortecimento. Isto pode ser observado comparando-se o sinal de aceleração, mostrado na Figura V.7, com o anterior relativo ao modelo vibrando no ar (vide Fig. V.1), ambos os sinais obtidos no mesmo ponto (acelerômetro ICL ilustrado na Figura II.1.b) e submetidos ao mesmo deslocamento inicial imposto.

As Figuras V.8 e V.9 mostram os resultados experimentais sob a situação (B) de ligação convés - pernas, para taxas de amortecimento total, ξ_T , obtidos originalmente, antes da correção do efeito de viscosidade do fluido. A Figura V.8 apresenta os resultados para $H/L = 0.5; 0.75$ e 1.0 e é referente a ensaios com deslocamento imposto e a Figura V.9 mostra os resultados somente para $H/L = 1.0$ e é relativa a ensaios de impactos.

Estes resultados experimentais devem, entretanto, ser ainda corrigidos. Estas correções são conduzidas e explicadas da maneira que se segue.

A taxa de amortecimento total, ξ_T , pode ser escrita como a soma das parcelas de amortecimento.

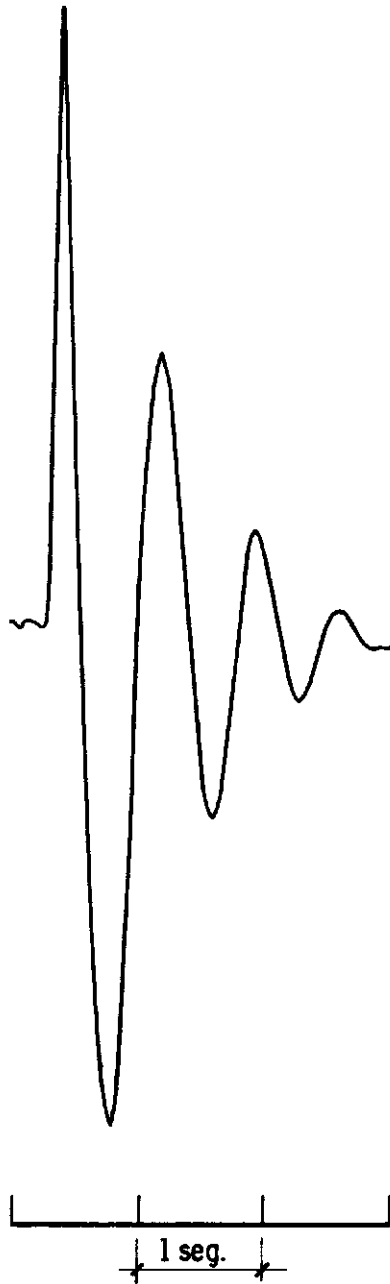


Fig. V.7 - Resposta do acelerômetro 1CL, para o modelo vibrando no fluido ($\rho = 2.55 \text{ g/cm}^3$), submetido a teste de "puxar-largar" na direção Y (ver Fig. III.1a, b e c para instrumentação).

$$\xi_T = \xi_A + \xi_F \quad (V.2)$$

onde,

ξ_A - é o amortecimento estrutural ou, mais precisamente, o amortecimento da estrutura vibrando no ar. O amortecimento puramente estrutural, só seria possível se obter através de ensaios no vácuo;

ξ_F - é o amortecimento hidrodinâmico, devido à interação fluido - estrutura.

A parcela de amortecimento hidrodinâmico, ξ_F , por sua vez pode ser subdividida em duas outras, as quais mostram a dependência de ξ_F com a viscosidade do fluido e com a amplitude de movimento [10] :

$$\xi_F = \xi_v + \xi_s \quad (V.3)$$

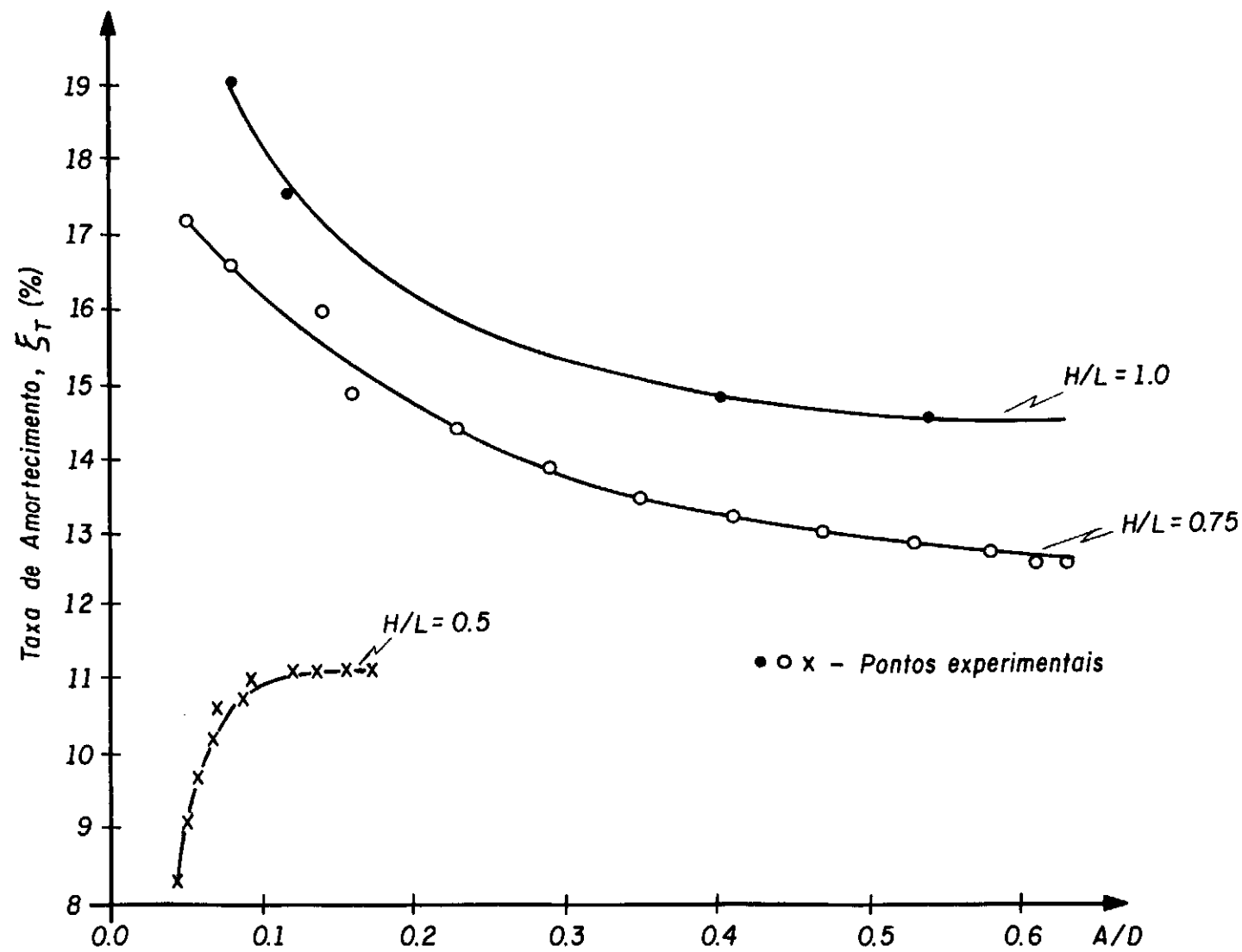


Fig. V.8 - Variação da Taxa de Amortecimento total (ξ_T) x parâmetro A/D . Testes de deslocamentos impostos no fluido com $\rho_{\text{médio}} \sim 2.15/2.25 \text{ g/cm}^3$, curva ainda sem correção.

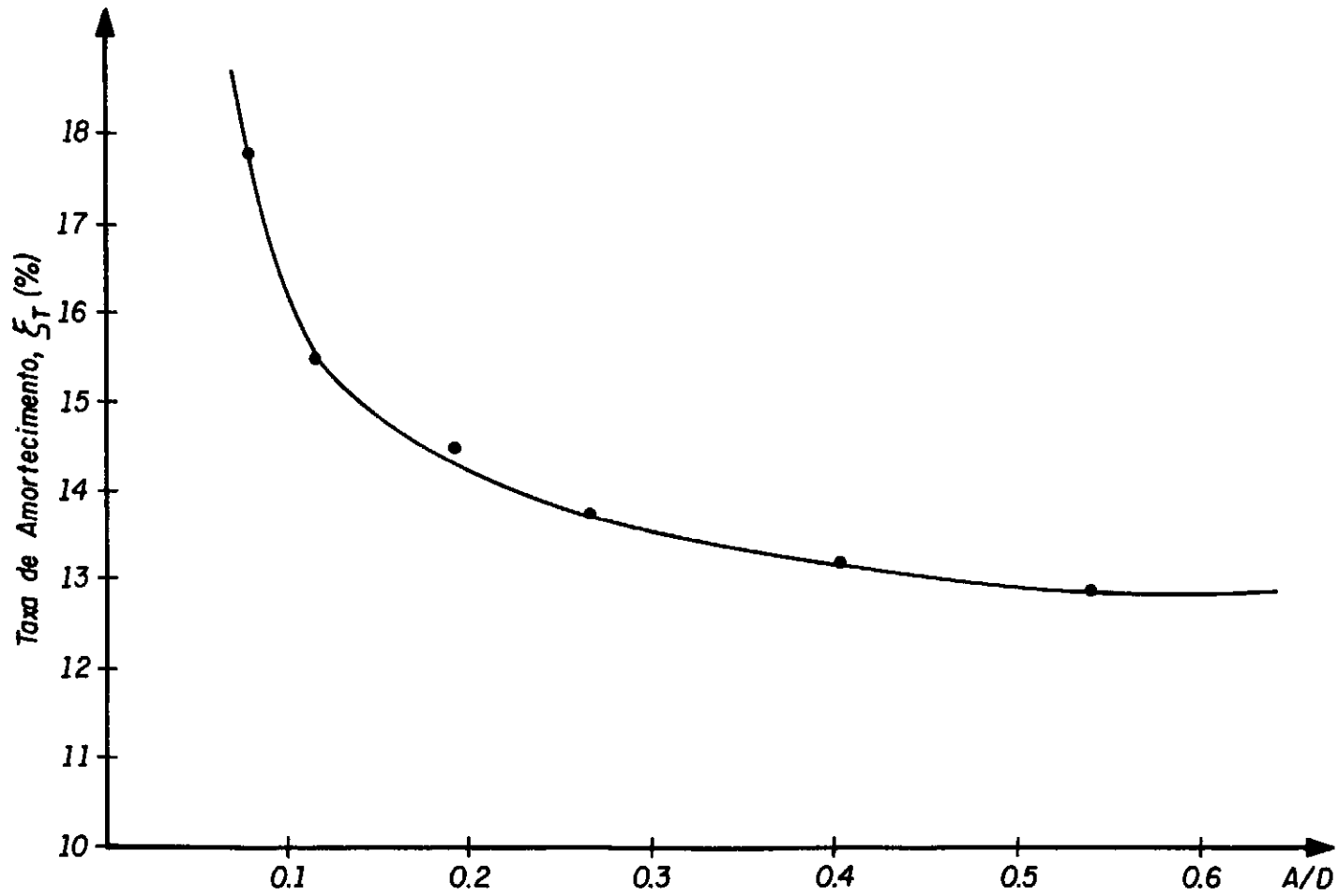


Fig. V.9 - Variação da taxa de amortecimento (ξ_T) x parâmetro (A/D). Testes com impacto no fluido com $\rho_{méd.} \sim 2.15/cm^3$, curva ainda sem correção.

sendo,

$$\xi_s = \frac{\rho_F}{\rho_{\text{Estr.}}} \cdot 0,34 \cdot \left(\frac{A}{D}\right)^2 \quad (\text{V.4})$$

e,

$$\xi_v = \frac{\rho_F}{\rho_{\text{Estr.}}} \cdot \frac{4 \sqrt{2}}{\sqrt{2 \pi f D^2}} \cdot \sqrt{v_F} \quad (\text{V.5})$$

onde,

ξ_s - é a parcela de amortecimento (dependente de amplitude A de deslocamentos) devido ao início de "separação", ou, mais adequadamente (dada a característica periódica do movimento), devido à dissipação de energia no meio fluido;

ξ_v - é a parcela de amortecimento devido à viscosidade do fluido;

D - diâmetro de uma barra de seção circular;

$\rho_{\text{Estr.}}$ - densidade da estrutura, para a estrutura em estudo

$$\rho_{\text{Estr.}} = 5.86 \text{ g/cm}^3$$

ρ_F - densidade do fluido ($\rho_F = 2.15 \text{ g/cm}^3$ para $H/L = 0,5$
e $H/L = 1.0$; $\rho_F = 2.25 \text{ g/cm}^3$ para $H/L = 0.75$)

ν_F - viscosidade cinemática do fluido
 $\nu_F = 6.13 \times 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{s}$

Deve-se observar, entretanto, que a parcela ξ_ν deve ser prontamente corrigida, já que a viscosidade cinemática do fluido, ν_F , utilizado nos ensaios, não é igual à viscosidade cinemática da água [11] .

Esta correção é dada por,

$$\bar{\xi}_\nu = \xi_\nu / \left(\sqrt{\nu_F / \nu_{\text{água}}} \right) \quad (\text{V.6})$$

onde,

$\bar{\xi}_\nu$ - é a parcela ξ_ν , corrigida.

Então, a taxa de amortecimento total corrigido, $\bar{\xi}_T$, é dada por,

$$\bar{\xi}_T = \xi_A + \bar{\xi}_\nu + \xi_S \quad (\text{V.7})$$

Deve-se notar que a parcela ξ_S , na forma escrita anteriormente para uma única barra tubular de seção circular, é aqui estendida a uma seção típica da estrutura das pernas da plataforma. Isto é conseguido tomando um diâmetro equivalente, D_{eq} , calculado pela equação (V.8).

$$0.34 \left(\frac{A}{D_{eq}} \right)^2 + \frac{4 \sqrt{2} \cdot \sqrt{A} v_F}{\sqrt{V} D_{eq}^2} - \frac{\rho \text{ Estr.} \cdot (\xi_T - \xi_A)}{\rho F} = 0 \quad (V.8)$$

onde, $V = \omega A = 2 \pi fA$, é a amplitude da velocidade de um ponto de estrutura.

$$e, \quad \frac{VD}{v_F} \times \frac{D}{A} = \frac{N^\circ \text{ Reynolds}}{A/D}$$

A equação (V.8) é obtida substituindo-se as equações (V.4) e (V.5) em (V.3) e posteriormente o resultado em (V.2).

As Tabelas V.1 a V.3, mostram para os testes de deslocamentos impostos, respectivamente para os casos de $H/L = 0.5$; $H/L = 0.75$ e $H/L = 1.0$, as parcelas de amortecimento que constituem as taxas de amortecimento total corrigido, $\bar{\xi}_T$, para distintos valores de amplitudes A de deslocamentos dinâmicos; e a Tabela V.4 mostra também essas parcelas para o caso do teste de impacto e para $H/L = 1.0$

Estas Tabelas V.1 e V.4 foram montadas a partir dos valores da amplitude de deslocamento dinâmico, A , da taxa de amortecimento total, ξ_T , e da taxa de amortecimento no ar, ξ_A , conhecidos para cada deslocamento imposto, Δ , tornado possível, então, a determinação de ξ_F , D_{eq} , ξ_S , ξ_v , $\bar{\xi}_v$, e $\bar{\xi}_T$ através das equações V.2, V.8, V.4, V.3, V.6 e V.7 respectivamente.

A parcela da equação (V.3) correspondente a ξ_S , ou seja, a equação (V.4), só aparece quando ocorre o fenômeno da separação isto é, quando $A/D \geq 0,2$. No caso do coeficiente $H/L = 0.5$, o valor mais desfavorável encontrado para A/D correspondente ao deslocamento imposto, Δ , igual a 9.0mm e a amplitude de deslocamento, A , igual a 0.275cm. Como o diâmetro do "chord" é igual a 1.59cm temos o valor correspondente para $A/D = 0.173$ menor que 0.2.

Cabe ressaltar que o valor correspondente para A/D será bem menor que este indicado, uma vez que a situação real já mais seria utilizar o diâmetro de apenas um "chord".

Os gráficos das Figuras V.10 a V.12 mostram, respectivamente para os casos de $H/L = 0.5$; $H/L = 0.75$ e $H/L = 1.0$, a distribuição e variação das contribuições das taxas de amortecimento ξ_A , ξ_S e $\bar{\xi}_v$, em função da relação A/D para os testes com deslocamentos impostos, e a Figura V.13 mostra esses mesmos parâmetros para os testes de impacto para o caso de $H/L=1.0$.

Pode-se observar claramente nas Figuras V.11, V.12 e V.13, além da variação do amortecimento no ar ξ_A , já discutida na seção V.1, é que para deslocamentos pequenos, a parcela de amortecimento hidrodinâmico ξ_F é amplamente dominada pela contribuição viscosa $\bar{\xi}_V$ (sendo a contribuição de ξ_S , neste caso, desprezível), enquanto que, para deslocamentos médios e grandes, a contribuição ξ_S se torna importante tendendo a ser dominante no caso de grandes deslocamentos. O decréscimo de contribuição para $\bar{\xi}_T$ da parcela viscosa $\bar{\xi}_V$ com o acréscimo de amplitudes de deslocamento dinâmico e, conseqüentemente, de velocidades se deve, como esperado, ao decréscimo de "atrito cinético" entre fluido viscoso e a superfície das barras da estrutura. Isto é, entretanto, compensado pelo aumento da contribuição de ξ_S com o incremento de deslocamento, ocasionando finalmente uma variação crescente da taxa de amortecimento total $\bar{\xi}_T$ com o incremento da amplitude de deslocamento dinâmico.

Deve-se enfatizar que a parcela ξ_S é desprezível para estruturas mais rígidas cujo comportamento é caracterizado por pequenos deslocamentos, como é o caso presente da relação $H/L=0.5$ mostrado na Figura V.10.

A Figura V.14 mostra a variação da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, com A/D , para $H/L=1.0$ e para o caso de ligação convês - pernas do tipo (B), obtida através de ensaios com deslocamentos impostos controlados e com testes de impactos. Pode-se observar nesta figura que a diferença encontrada, para taxa de amortecimento, entre os dois tipos de testes é de $\sim 1.0\%$ para todo o trecho de A/D analisado.

Δ (mm)	A (cm)	A/D chord	ξ_T (%)	ξ_A (%)	ξ_v (%)	μ_v (%)	μ_T (%)
1.5	0.068	0.043	8.31	2.94	5.37	2.165	5.105
2.0	0.078	0.049	9.01	4.05	4.96	2.0	6.050
2.5	0.089	0.056	9.67	4.95	4.72	1.903	6.853
3.0	0.107	0.067	10.22	5.80	4.42	1.782	7.582
3.5	0.113	0.071	10.6	6.70	3.90	1.573	8.273
4.0	0.137	0.086	10.7	7.60	3.10	1.25	8.850
5.0	0.150	0.094	11.0	8.90	2.10	0.847	9.747
6.0	0.190	0.119	11.1	9.70	1.40	0.565	10.265
7.0	0.216	0.136	11.1	10.15	0.95	0.383	10.533
8.0	0.246	0.155	11.1	10.15	0.95	0.383	10.533
9.0	0.275	0.173	11.1	10.15	0.95	0.383	10.533

para $H/L = 0.75$

Δ (mm)	A (cm)	V (cm/S)	Deq (cm)	A/D chord	ξ_T (%)	ξ_A (%)	ξ_S (%)	ξ_v (%)	$\bar{\xi}_v$ (%)	$\bar{\xi}_T$ (%)
4.0	0.079	0.635	1.62	0.05	17.20	5.50	0.031	11.67	4.71	10.24
5.0	0.123	0.990	1.75	0.08	16.60	5.85	0.065	10.69	4.32	10.24
6.0	0.218	1.754	1.89	0.14	16.0	6.14	0.174	9.69	3.91	10.22
8.0	0.248	1.998	2.24	0.16	14.9	6.60	0.160	8.14	3.29	10.05
10.0	0.359	2.884	2.46	0.23	14.37	6.95	0.278	7.14	2.88	10.11
12.0	0.462	3.716	2.71	0.29	13.86	7.24	0.380	6.24	2.52	10.14
14.0	0.549	4.414	2.93	0.35	13.49	7.48	0.459	5.55	2.24	10.18
16.0	0.652	5.242	3.11	0.41	13.22	7.69	0.574	4.96	2.00	10.26
18.0	0.753	6.057	3.25	0.47	13.01	7.88	0.701	4.43	1.79	10.37
20.0	0.845	6.797	3.38	0.53	12.84	8.04	0.816	3.98	1.61	10.47

Tab. V.3 - Parcelas de Amortecimento para Distintas Amplitudes de Movimento³

Ensaio com Deslocamentos Impostos em Fluido com $\rho \sim 2,55 \text{ g/cm}^3$ para $H/L = 1.0$

Δ (mm)	A (cm)	V (cm/s)	D_{eq} (cm)	A/D chord	R_e	ξ T (%)	ξ A (%)	ξ S (%)	ξ V (%)	$\bar{\xi}$ V (%)	$\bar{\xi}$ T (%)
3.0	0.1275	0.795	1.28	0.080	16.7	19.04	2.80	0.124	16.12	6.51	9.43
5.0	0.1875	1.18	1.55	0.118	28.8	17.51	4.16	0.183	13.17	5.32	9.66
10.0	0.4225	2.66	2.32	0.266	97.6	14.66	6.06	0.414	8.19	3.31	9.78
15.0	0.640	4.015	2.41	0.403	151.4	14.82	7.00	0.880	6.94	2.80	10.68
20.0	0.8575	5.38	2.46	0.539	206.4	14.53	7.54	1.516	5.47	2.21	11.27

Tab. V.4 - Parcelas de Amortecimento para Distintas Amplitudes de Movimento
 Ensaio com Impactos em fluido com $\rho_{méd} \sim 2,15 \text{ g/cm}^3$ para $H/L=1.0$

A (cm)	V (cm/S)	Deq (cm)	A/D chord	Re	ξ_T (%)	ξ_A (%)	ξ_S (%)	ξ_V (%)	$\bar{\xi}_V$ (%)	$\bar{\xi}_T$ (%)
0.1275	0.795	1.40	0.08	18.1	17.81	2.80	0.104	14.95	6.04	8.94
0.1875	1.18	1.87	0.118	36.0	15.48	4.16	0.126	11.19	4.52	8.81
0.3050	1.91	2.30	0.192	71.6	14.49	5.15	0.220	9.10	3.68	9.05
0.4225	2.66	2.83	0.266	122.9	13.74	6.06	0.278	7.40	3.00	9.34
0.640	4.015	3.63	0.403	237.8	13.16	7.00	0.388	5.77	2.33	9.72
0.8575	5.38	4.33	0.539	380.0	12.87	7.54	0.490	4.83	1.95	9.98

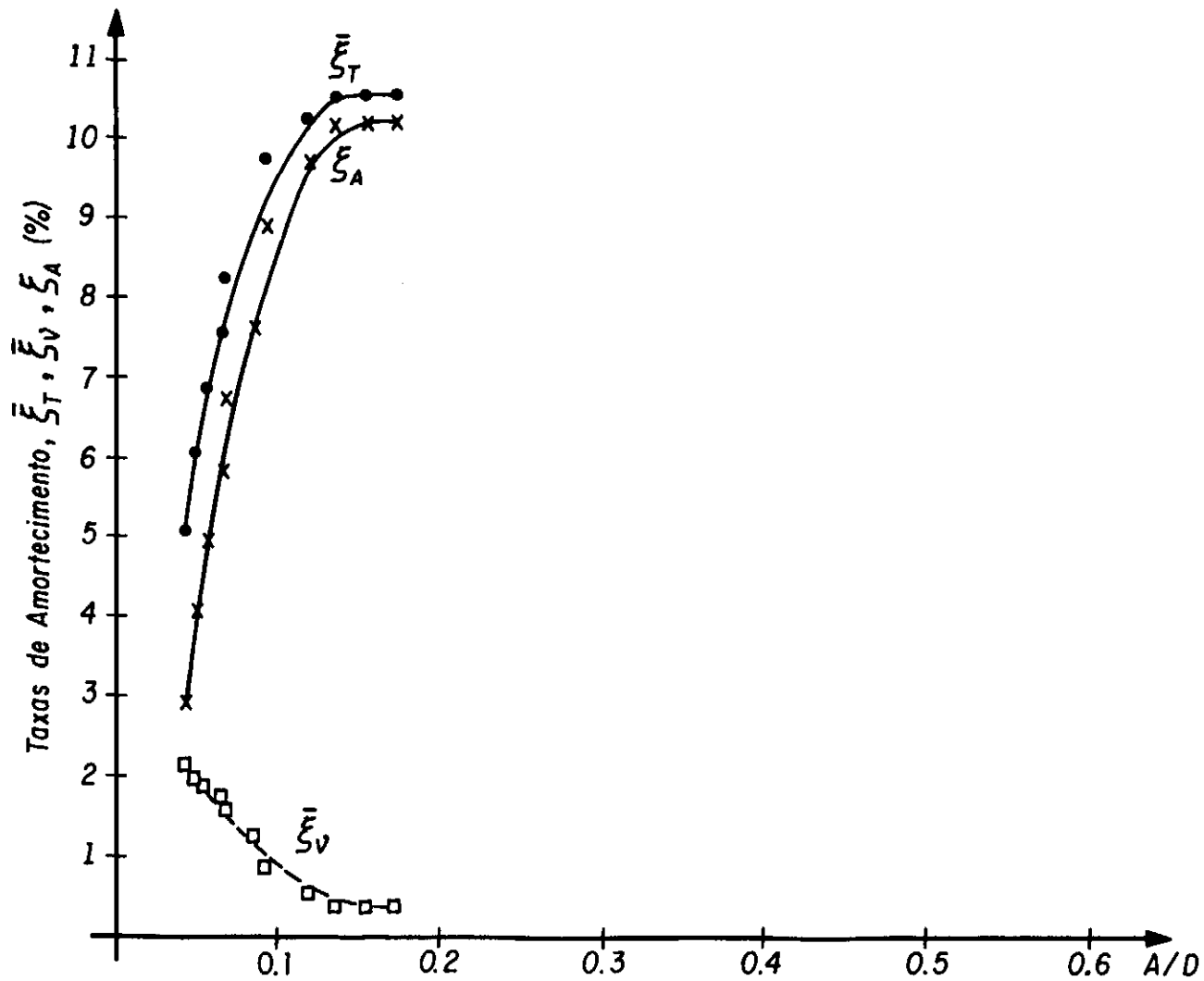


Fig. V.10 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida ($\bar{\xi}_T$) e parcelas ($\bar{\xi}_V$ e $\bar{\xi}_A$) com o incremento do parâmetro (A/D). Modelo imerso em fluido com $\rho_{med.} \sim 2.15 \text{ g/cm}^3$ e situação (B) de ligação convês - pernas. Testes realizados com deslocamento imposto para $H/L = 0.5$.

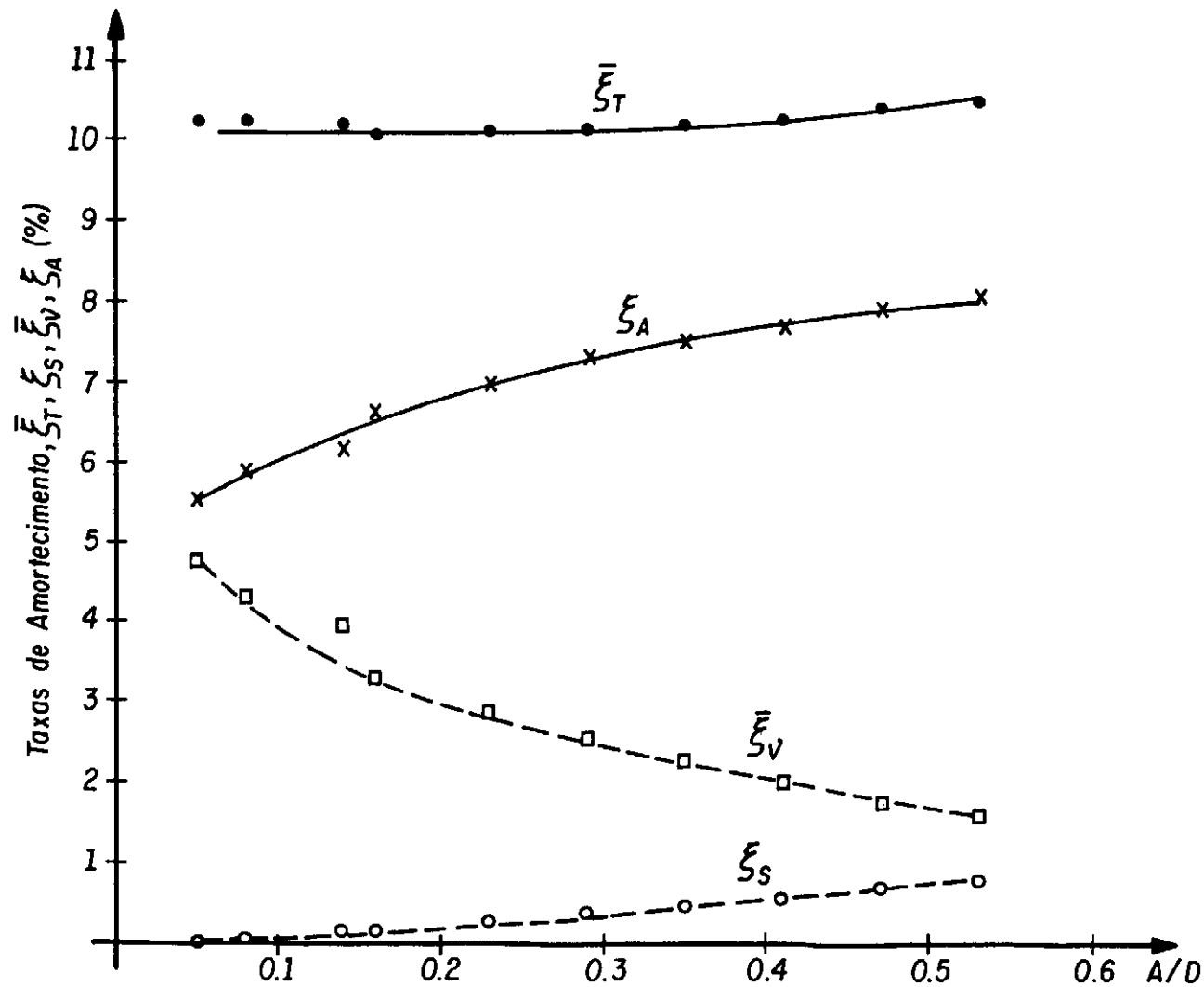


Fig. V.11 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida ($\bar{\xi}_T$) e parcelas ($\xi_S, \bar{\xi}_V$ e ξ_A) com o incremento do parâmetro (A/D). Modelo imerso em fluido com $\rho_{\text{méd.}} \sim 2.25 \text{ g/cm}^3$ e situação (B) de ligação convés - pernas. Testes realizados com deslocamento imposto para $H/L = 0.75$.

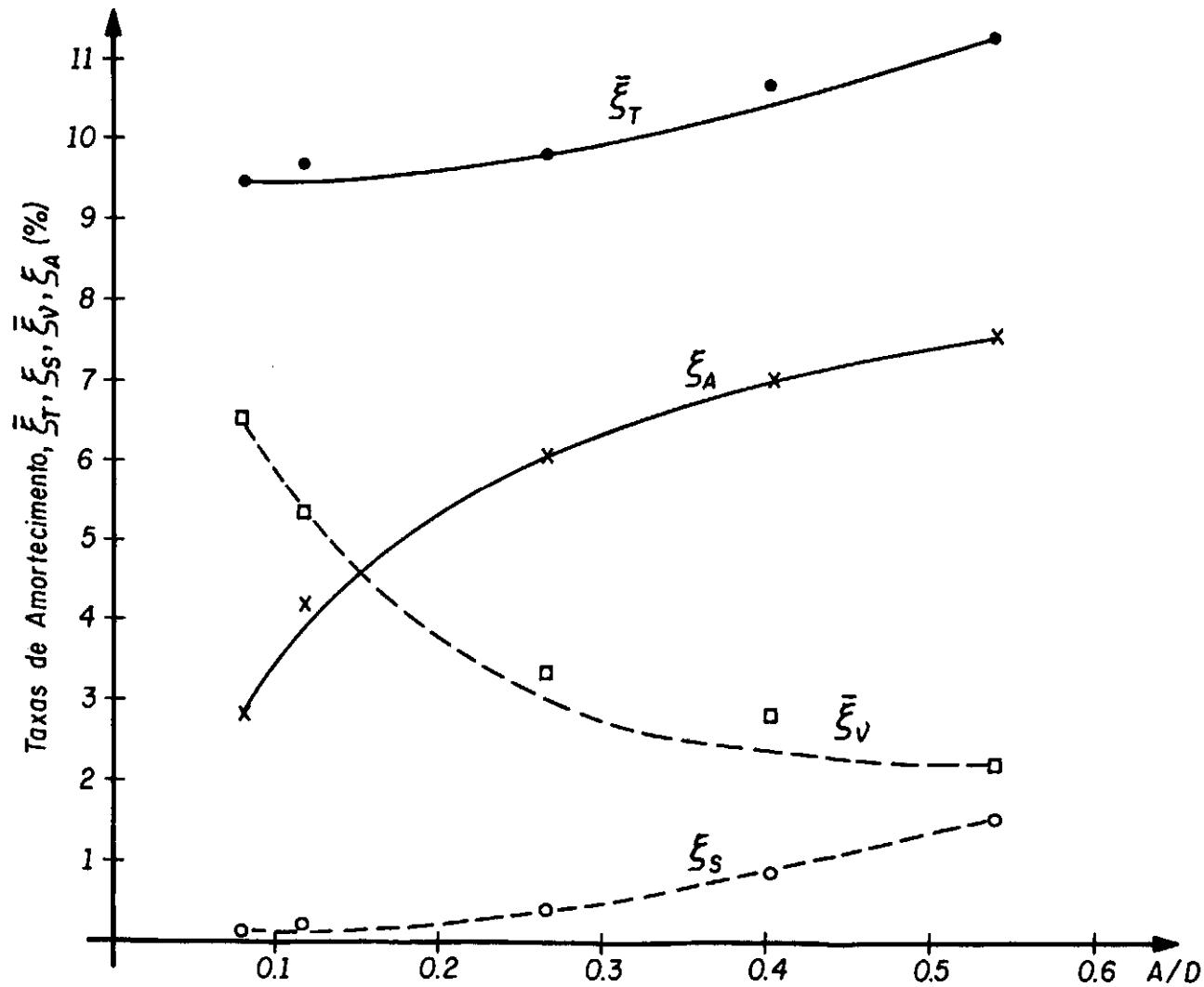


Fig. V.12 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida ($\bar{\xi}_T$) e parcelas ($\xi_S, \bar{\xi}_V$ e ξ_A) com o incremento do parâmetro (A/D). Modelo imerso em fluido com $\rho_{méd.} \sim 2.15 \text{ g/cm}^3$ e situação (B) de ligação convés - pernas. Testes realizados com deslocamento imposto para $H/L = 1.0$.

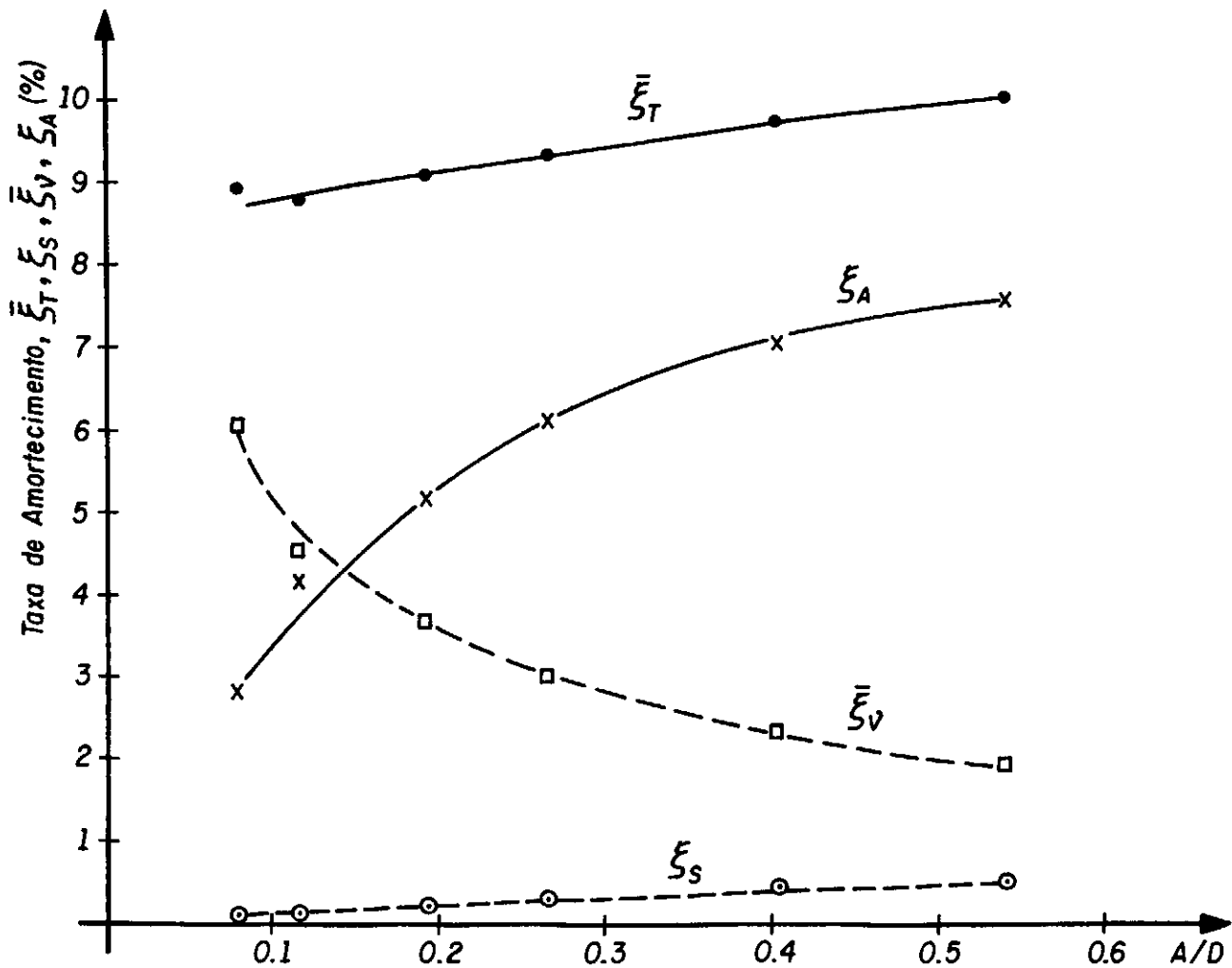


Fig. V.13 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida ($\bar{\xi}_T$) e parcelas (ξ_S , $\bar{\xi}_V$ e ξ_A) com o incremento do parâmetro (A/D). Modelo imerso em fluido com $\rho_{méd.}$ 2.15 g/cm³ e situação (B) de ligação convés-pernas. Testes realizados com impactos para H/L = 1.0.

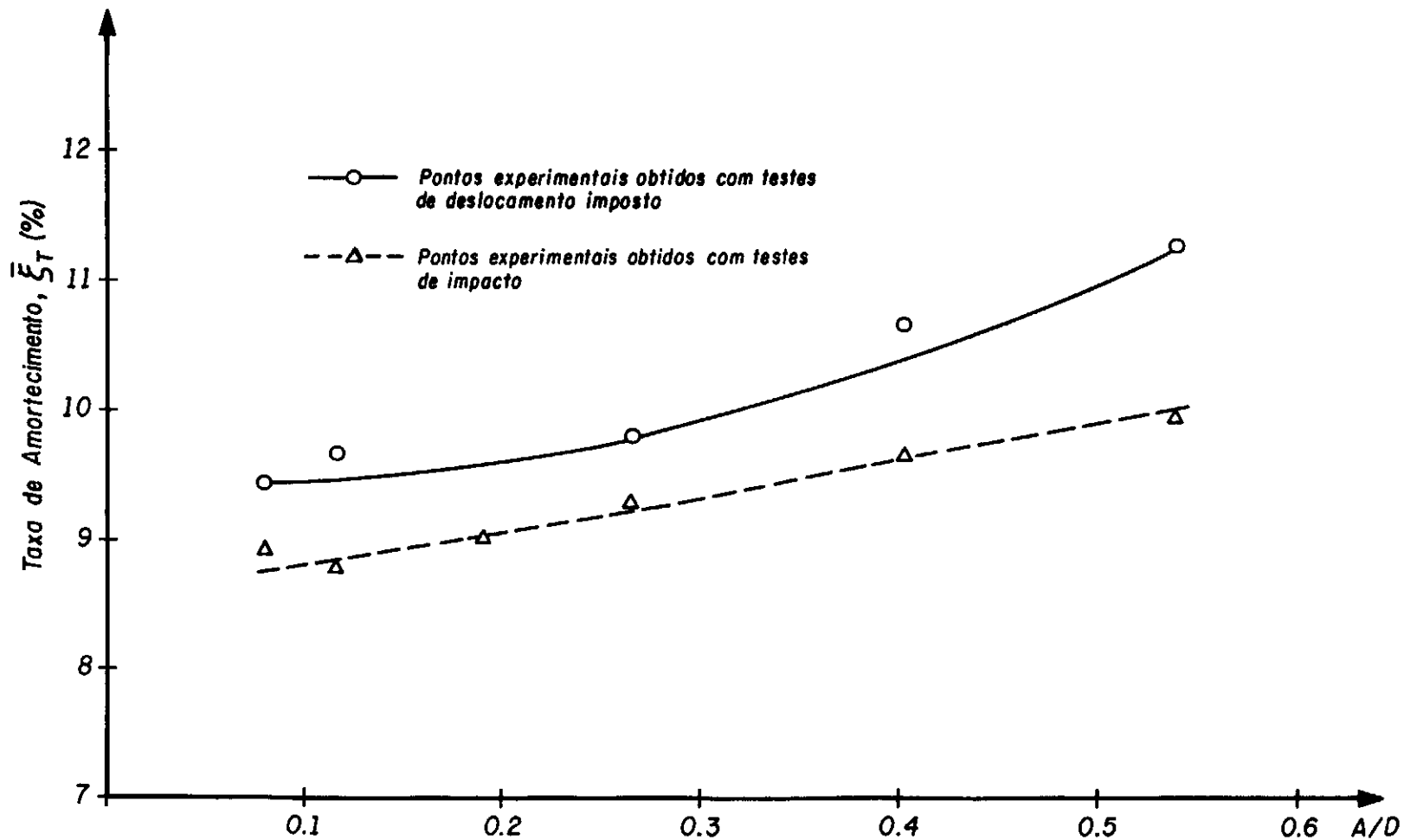


Fig. V.14 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida ($\bar{\xi}_T$) com o incremento do parâmetro (A/D) para o modelo imerso em fluido com $\rho_{méd.} \sim 2.15g/cm^3$ e situação (B) de ligação convês-pernas.

CAPÍTULO VI

ANÁLISE DOS RESULTADOS

VI.1 ANÁLISE DAS FREQUÊNCIAS NATURAIS

A Tabela VI.1 apresenta a comparação dos resultados obtidos experimentalmente e teoricamente via Elementos Finitos, em termos de frequências naturais, para os modelos ideal e construído (i.e., aquele mais próximo do modelo experimental) vibrando no ar, para o caso de $H/L = 1.0$ e para os três tipos de ligações convês - pernas. As frequências naturais do modelo ideal são obtidas a partir das frequências naturais do protótipo através da equação VI.1 [1].

$$f_{\text{mod}} = f_{\text{prot}} \cdot \left(\frac{K}{L} \right)^{-1/2} \quad (\text{VI.1})$$

onde,

f_{mod} - é a frequência do modelo ideal

f_{prot} - é a frequência natural do protótipo

$\frac{K}{L}$ - é a escala geométrica geral

LIGAÇÕES CONVÉS- PERNAS	MODOS NATURAIS	FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz)	MODELO EXPERIMENTAL (Hz)	MODELO IDEAL SEGUNDO TEORIA DA SEMELHANÇA (Hz)	MODELO CONSTRUÍDO (Hz)
(A)	1º MODO FLEXÃO		1.12	1.16 (*)	1.15
	1º MODO TORÇÃO		1.40	1.21 (*)	1.21
(B)	1º MODO FLEXÃO		1.08	0.96 (**)	1.03 (**)
	1º MODO TORÇÃO		1.20	1.00 (**)	1.10 (**)
(C)	1º MODO FLEXÃO		1.04	(*)	1.00 (**)
	1º MODO TORÇÃO		1.36	(*)	1.10 (**)

(*) Observa-se que o modelo ideal, segundo a Teoria da Semelhança não inclui o caso (C) de apoios elásticos com rigidez reduzida; o caso (A) de engaste completo é indicado apenas como dado de referência.

(**) A rigidez dos apoios elásticos são:

a) para modelo ideal - $K_{ideal} = 102.0 \text{ Kgf/cm}$

b) para modelo construído - $K_{ideal}^* = 107.3 \text{ Kgf/cm}$ (caso B)

- $K_{red.}^* = 79.0 \text{ Kgf/cm}$ (caso C)

A comparação entre resultados da Tabela VI.1 evidenciam duas facetas do comportamento estrutural:

- a) em todos os casos analisados os dois modos dominantes de flexão e torção globais, ocorrem para frequências muito próximas. De modo geral os valores teóricos são menores que os experimentais, devido as maiores restrições provocadas pelas ligações experimentais entre convés - pernas e, principalmente, pelas rótulas dos apoios inferiores da estrutura.

- b) a variação da rigidez dos apoios elásticos verticais não tem efeito sensível sobre as frequências naturais desses modos dominantes.

Além disso, a boa correlação entre as frequências naturais obtidas experimentalmente, pela teoria da semelhança e através do modelo construído garantem a validade e confiabilidade utilizadas no projeto, construção e obtenção de resultados experimentais.

A Tabela VI.2, apresenta a comparação entre as frequências naturais obtidas experimentalmente e numericamente (modelo construído) para o modelo imerso na água e em fluido denso para o caso de $H/L = 1.0$.

Tabela VI.2 - Comparação entre Resultados Numéricos e Experimentais

CONDIÇÕES DE VIBRAÇÃO	LIGAÇÃO CONVÉS-PERNAS	MODOS NATURAIS	FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz)	MODELO EXPERIMENTAL (Hz)	MODELO CONSTRUÍDO (Hz)
ÁGUA	(A)	1º MODO FLEXÃO		1.08	1.14
		1º MODO TORÇÃO		1.32	1.19
FLUIDO DENSO	(B)	1º MODO FLEXÃO		0.96/0.8 (*)	0.99 (*)
		1º MODO TORÇÃO		1.12/1.04 (*)	1.06 (*)

(*) Na condição de vibração relativa ao fluido denso, a Tabela VI.2 apresenta os resultados experimentais para o modelo reduzido em vibração com fluidos de densidade $\rho \sim 2.15\text{g/cm}^3$ e $\rho \sim 2.65\text{g/cm}^3$ correspondente aos 1º^s e 2º^s valores respectivamente e $\rho \sim 2.55\text{g/cm}^3$ (fluido ideal) correspondente ao modelo construído.

A boa correlação entre resultados experimentais e numéricos mostrada na Tabela VI.2 indica que a modelagem numérica utilizada é bastante satisfatória. É possível garantir-se também, a partir dos resultados desta tabela, que a técnica empregada na idealização, preparação e determinação de parâmetros experimentais do fluido foram bastante satisfatórias.

A Tabela VI.3 apresenta as frequências naturais associadas aos principais modos globais de flexão e torção obtidas experimentalmente para o modelo vibrando no ar, na água e imerso no fluido denso para três diferentes níveis do convês segundo o coeficiente H/L definido no Capítulo IV da seção IV.1

São também considerados nesta tabela as três condições de ligação entre o convês e as pernas, apenas para o caso de $H/L=1.0$ realizadas em trabalho anterior [2]: engaste completo (A) e duas situações distintas de apoio vertical elástico (com rigidez ideal (B) e com rigidez reduzida (C)).

A primeira coisa que fica evidenciada com os resultados da Tabela VI.3 é o efeito desprezível dos apoios elásticos sobre as frequências naturais, principalmente para os modos mais altos de vibração. Deve-se lembrar que a Tabela VI.1 já mostrava que este efeito é desprezível para os modos dominantes de vibração.

Tabela VI.3 - Resultados para Vibração Livres no Ar, na Água e no Fluido Denso - Frequências Naturais

FREQUÊNCIAS NATURAIS (Hz) (*)							
CONDIÇÕES DE VIBRAÇÃO	H/L	1º MODO FLEXÃO (**)	1º MODO TORÇÃO	2º MODO FLEXÃO (**)	2º MODO TORÇÃO	3º MODO FLEXÃO (**)	3º MODO TORÇÃO
AR	0.5	2.48	2.96	13.6	(***)	31.2	(***)
	0.75	1.52	1.60	(****)	(***)	(****)	(***)
	1.0(A)	1.12	1.40	14.4	16.4	24.4	41.6
	1.0(B)	1.08	1.20	14.4	16.8	24.8	41.2
	1.0(C)	1.04	1.36	14.4	16.0	24.8	40.8
ÁGUA	0.5	2.32	2.72	13.6	(***)	31.2	(***)
	1.0(A)	1.08	1.20	13.2	14.0	24.0	39.0
FLUIDO DENSO	0.5	2.44	2.72	13.6	(***)	23.2	(***)
	0.75	1.28	1.48	(***)	(***)	(***)	(***)
	1.0	0.96	1.12	(***)	(***)	(***)	(***)

(*) Precisão dos Resultados Experimentais:

.No ar : ($\pm 0.8\text{Hz}$), excetuando-se as frequências associadas ao 1º Modo de Flexão ($\pm 0.04\text{Hz}$) e Torção ($\pm 0.08\text{Hz}$ e $\pm 0.2\text{Hz}$) relativos à $H/L=0.5$ e 0.75 respectivamente.

.Na água : ($\pm 0.04\text{Hz}$), excetuando-se as frequências associadas ao 1º Modo de Flexão e Torção ($\pm 0.08\text{Hz}$ e $\pm 0.04\text{Hz}$) relativos à $H/L=0.5$ e 1.0 respectivamente e 3º Modo de Flexão ($\pm 0.8\text{Hz}$) relativo à $H/L=0.5$.

.Fluido Denso : ($\pm 0.04\text{Hz}$), excetuando-se as frequências associadas ao 2º e 3º Modos de Flexão ($\pm 0.4\text{Hz}$)

(**) Modos Globais relativos à Flexão na direção y

(***) Não foram identificados; e no caso do fluido denso foi devido a decantação do minério de ferro no fundo do tanque de ensaios que causa alteração no comportamento dinâmico estrutural.

(****) Apenas identificados no ensaio de vibração forçada.

A mais importante conclusão que pode ser demonstrada com os resultados da Tabela VI.3, é que as frequências naturais associadas ao primeiro Modo de Flexão e de Torção, são pouco sensíveis à variação da densidade do fluido. A principal razão para essas pequenas diferenças é explicada pelo efeito reduzido da "massa de fluido adicionada" ao longo das pernas, devido a grande esbeltez dos seus componentes, se comparada à massa do convés.

A maior diferença encontrada entre as frequências naturais para o modelo no ar e imerso em fluido denso foi para o 3º Modo de Flexão. Isto é explicado, já que este modo é pouco influenciado pela massa do convés; e por outro lado é fortemente influenciado pela massa distribuída das pernas, tornando a resposta em frequência bastante sensível à acréscimos de massa nas pernas devido a interação fluido-estrutura, mesmo que esse acréscimo seja pequeno.

VI.2 ANÁLISE DAS TAXAS DE AMORTECIMENTO

Se por um lado as frequências naturais não apresentam mudanças significativas devidas à interação fluido-estrutura, os resultados apresentados no Capítulo V mostram que as taxas de amortecimento crescem substancialmente quando o modelo é imerso em fluido.

As Figuras VI.1 a VI.3 mostram, respectivamente para os casos de $H/L = 0.5$, $H/L = 0.75$ e $H/L = 1.0$, as taxas de amortecimento total, $\bar{\xi}_T$, com incremento da densidade, ρ , do meio (ar, água e fluido denso), obtidas de ensaios realizados sob deslocamentos impostos, Δ . As Figuras VI.4 e VI.5 apresentam, respectivamente para as situações (A) e (B) de ligação convês - pernas e para $H/L = 1.0$, as taxas de amortecimento total, $\bar{\xi}_T$, com incremento de densidade, ρ , do meio (ar, água e fluido denso), obtidas de ensaios realizados sob deslocamentos impostos, Δ , crescentes e sob impactos; neste último caso, as amplitudes crescentes de deslocamentos são valores médios obtidos das respostas dinâmicas iniciais, para cada série de impactos [2]..

Deve-se ressaltar o grande acréscimo da taxa de amortecimento, $\bar{\xi}_T$, com o aumento de densidade ρ do meio - e embora tenha se utilizado nessas figuras a ligação de pontos por linhas retas, elas indicam a dependência não-linear de $\bar{\xi}_T$ com ρ . Esta não-linearidade é mais acentuada para valores de ρ em torno de 1.0 g/cm^3 (água).

A partir dos gráficos ($\bar{\xi}_T \times \rho$ para Δ crescentes) mostrados nas Figuras VI.1 a VI.5, é possível extrapolar-se os resultados para o fluido ideal ($\rho \sim 2,55 \text{ g/cm}^3$).

A respeito da forte influência da interação fluido-estrutura sobre as taxas de amortecimento, demonstrada com as Figuras VI.1 a V.5, pode-se fazer algumas observações importantes:

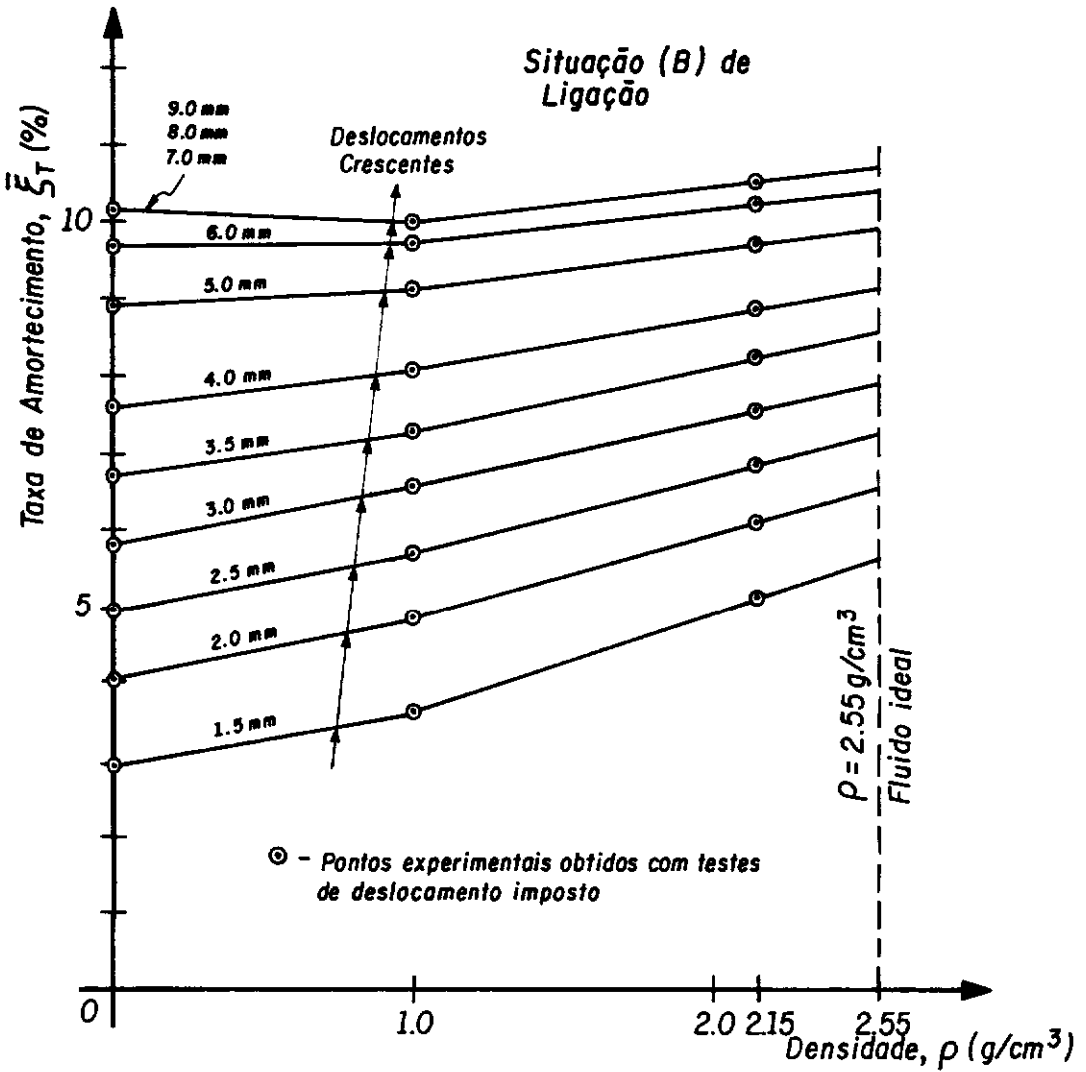


Fig. VI.1 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, com o incremento de densidade, ρ , do meio, para deslocamentos impostos crescentes; $H/L = 0.5$.

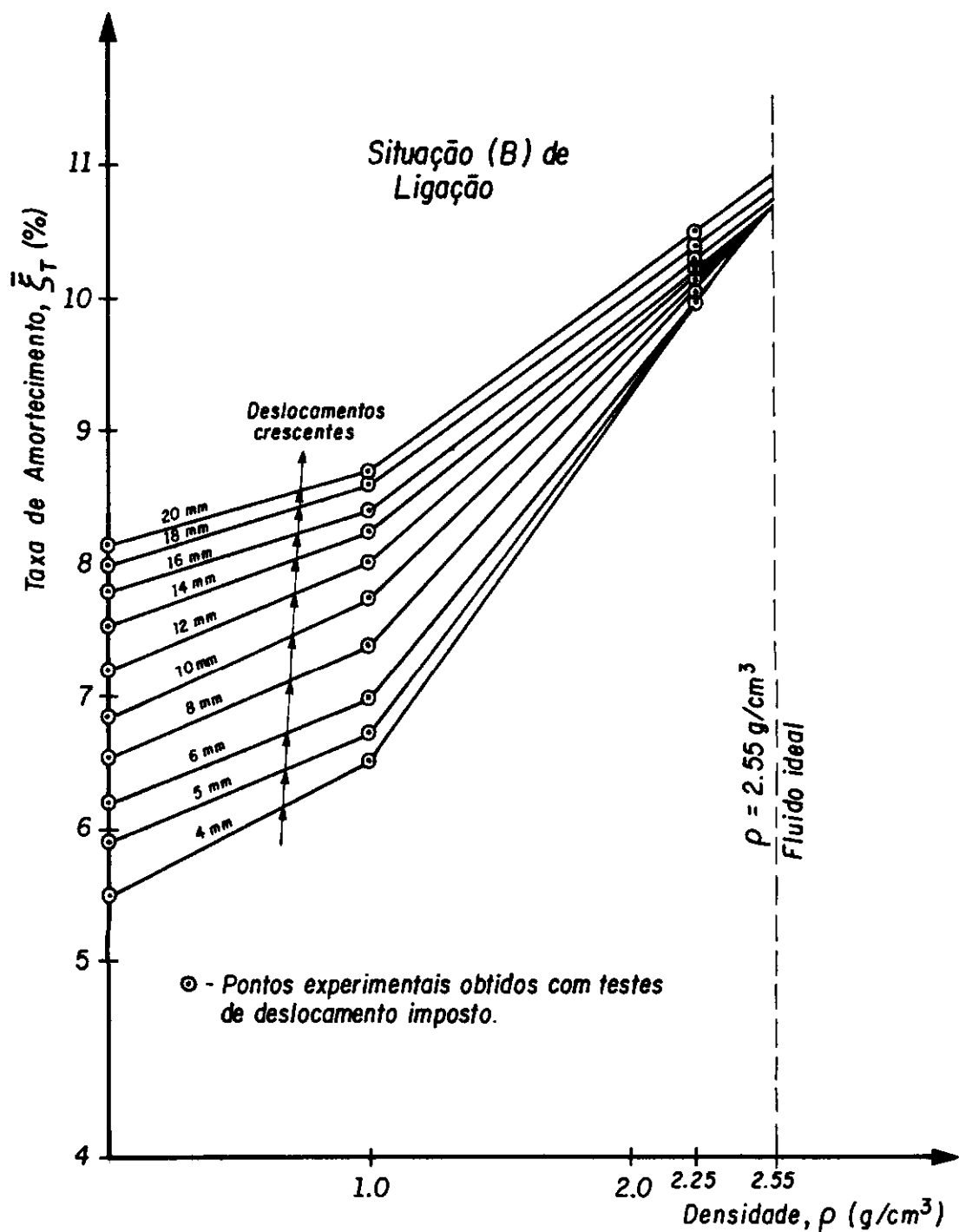


Fig. VI.2 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, com o incremento de densidade, ρ , do meio, para deslocamentos impostos crescentes; $H/L = 0.75$.

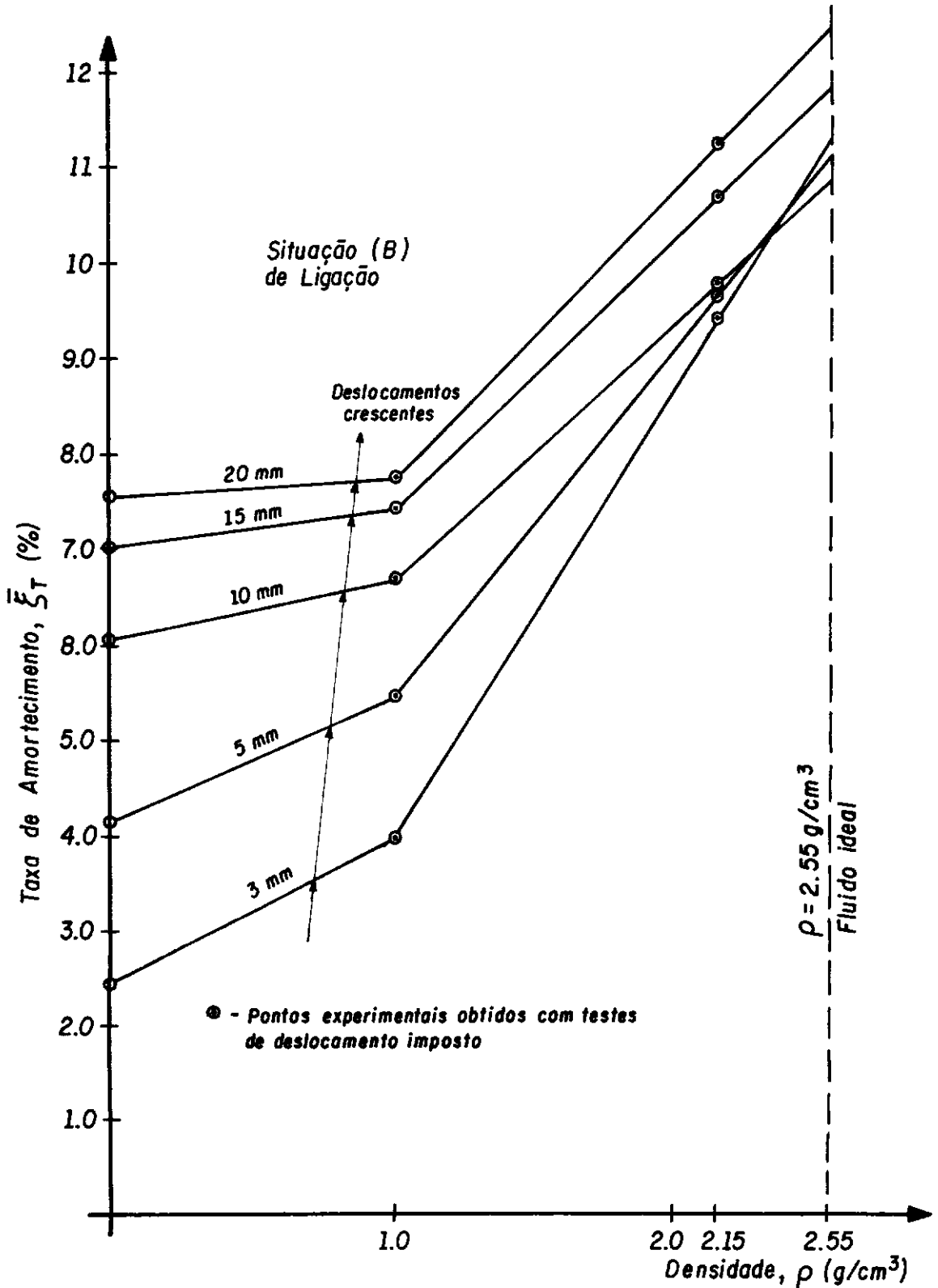


Fig. VI.3 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, com o incremento de densidade, ρ , do meio, para deslocamentos impostos crescentes; $H/L = 1.0$.

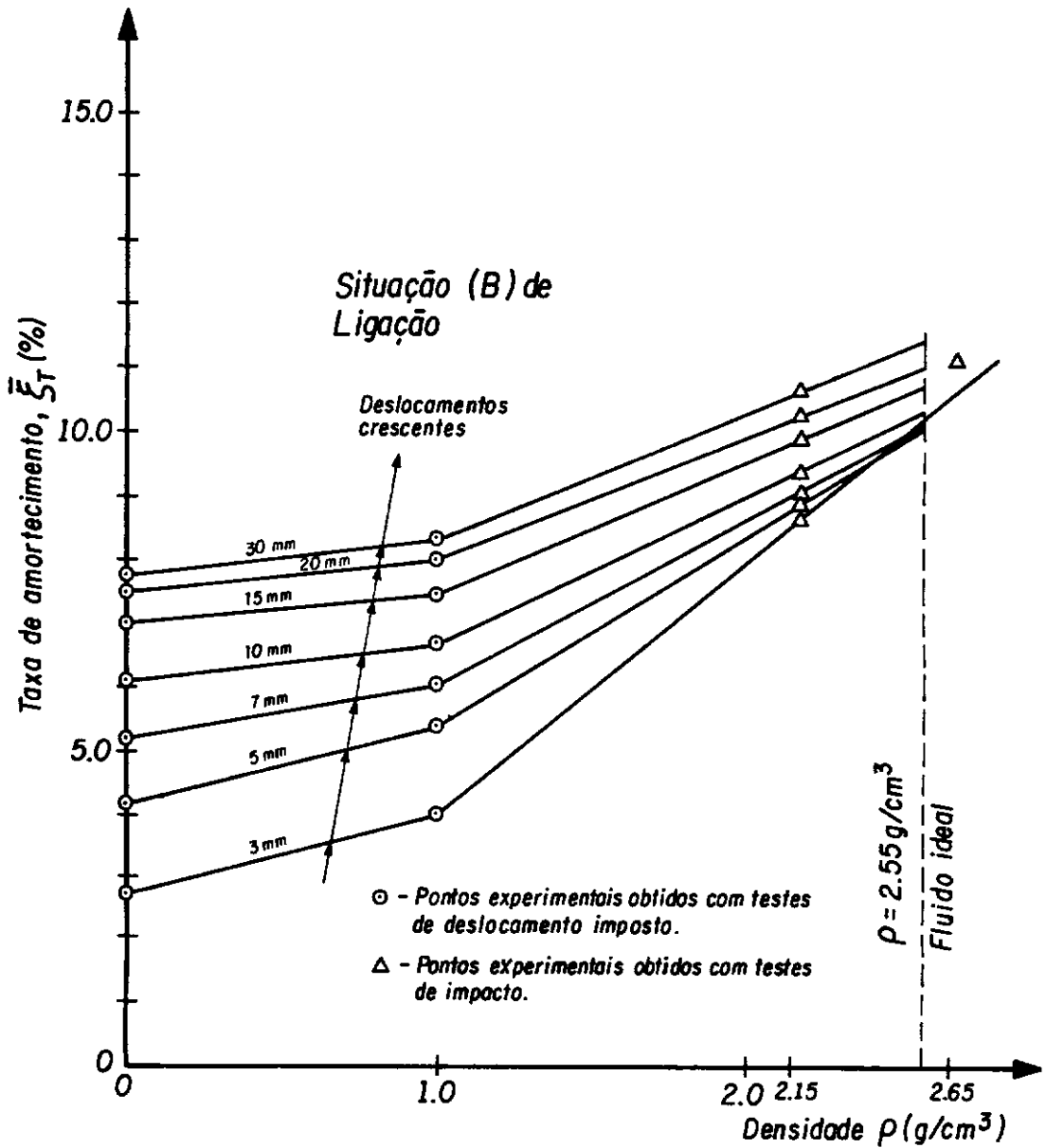


Fig. VI.4 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, com o incremento de densidade, ρ , do meio, para amplitudes crescentes da resposta em deslocamentos (Teste de Impacto); $H/L = 1.0$.

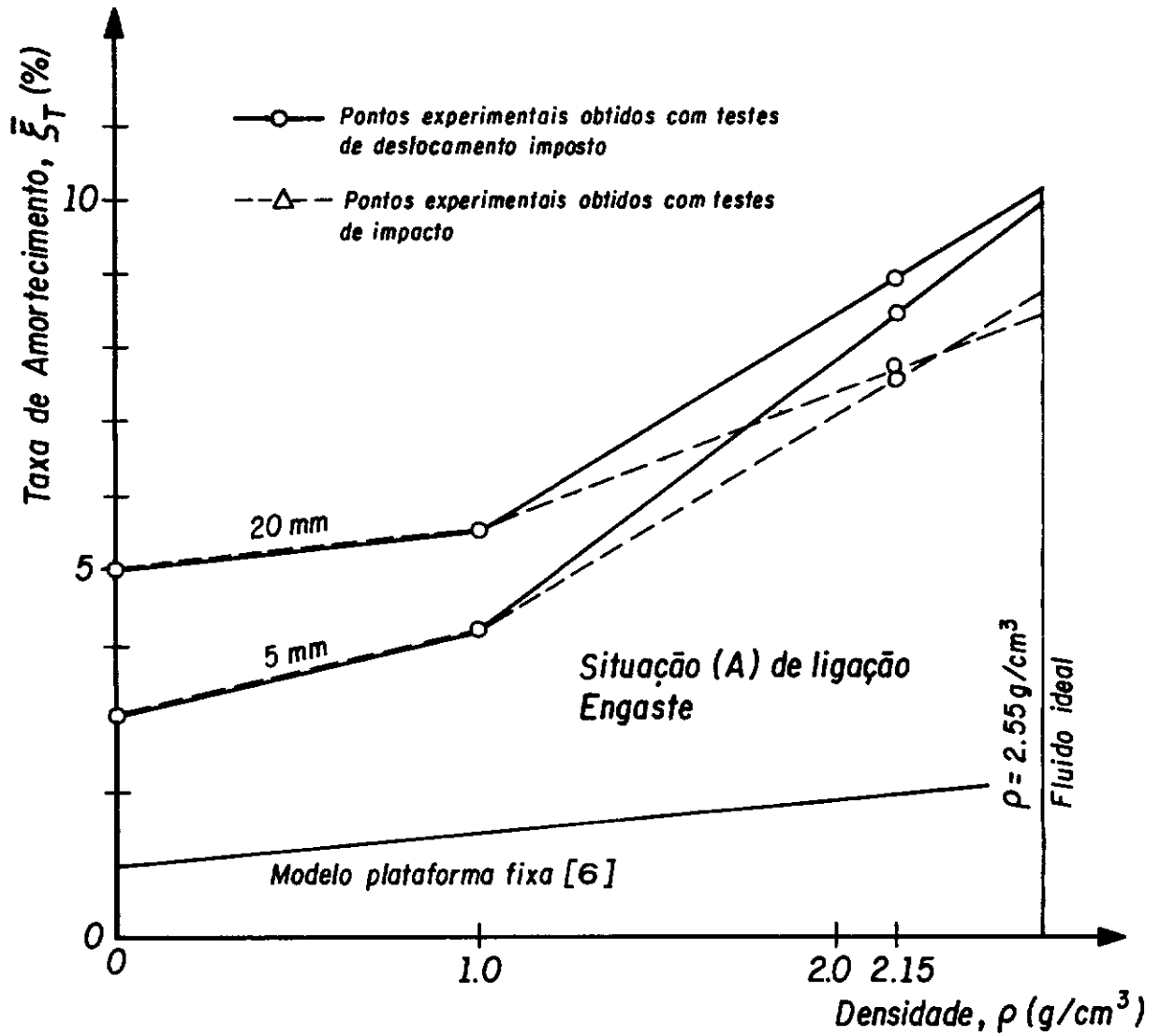


Fig. VI.5 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida $\bar{\xi}_T$, com o incremento de densidade, ρ , do meio, para amplitudes grandes e pequenas.

a) Para grandes densidades em torno da densidade do fluido ideal, a variação de $\bar{\xi}_T$ com o acréscimo de amplitude de movimento é mais reduzida do que, por exemplo, a variação de amortecimento ($\bar{\xi}_T = \xi_A$) para vibrações livres no ar ($\rho = 0$). Esta menor variação para valores elevados de ρ , se mostra ainda mais pronunciada com o desconto da parcela de amortecimento devida aos apoios elásticos; isto é mostrado na Figura VI.5.

b) As taxas de amortecimento são tanto mais elevadas, quanto maior for a flexibilidade global da estrutura. Isto pode ser evidenciado, comparando-se os resultados de amortecimento obtidos de um Modelo de Plataforma Fixa [6], projetado para operar na mesma lâmina d'água que o modelo em estudo ($H/L = 1.0$), também mostrado na Figura VI.5, com os resultados presentes. Além disso, a dependência de $\bar{\xi}_T(\rho)$ é quase-linear para o Modelo da Plataforma Fixa, que apresenta maior rigidez que o modelo aqui em estudo.

A Figura VI.6 mostra a variação da taxa de amortecimento total corrigida $\bar{\xi}_T$ (%), para vibração no fluido denso, com acréscimo inicial de amplitude de deslocamento segundo a relação A/D . Esta variação $\bar{\xi}_T$ (%) é considerada para três relações H/L , e os valores de $\bar{\xi}_T$ são aqueles extrapolados para o fluido ideal através das Figuras VI.1 e VI.3.

O fato mais interessante a ser observado na Figura VI.6 é a mudança do comportamento não-linear da curva $\bar{\xi}_T$ que ocorre para relações H/L superiores à 0,5, se comparadas as observadas

para vibração livre no ar mostradas na Figura V.2.

Deve-se ser notado que devido à interação fluido - estrutura os valores menores para $\bar{\xi}_T$ são agora obtidos para condições do modelo mais rígido ($H/L = 0.5$).

Isto significa que o amortecimento no fluido denso torna-se, como seria esperado, cada vez mais predominante para maiores relações H/L . Pode-se também ser notado que $\bar{\xi}_T$, para $H/L > 0.5$, aumenta com o acréscimo da amplitude de deslocamento segundo a relação A/D ; e isto pode ser visto mais nitidamente na Figura VI.7 onde pode ser observado que nas proximidades de $H/L = 0.5$ ocorre apenas um pequeno aumento nos valores de $\bar{\xi}_T$ quando comparados aqueles correspondentes para $H/L > 0.5$.

A Tabela VI.4 sumariza as faixas de variações das taxas de amortecimento correspondentes a valores de A/D práticos, isto é, a deslocamentos pico a pico ($\Delta = 2A$) no topo do deck do protótipo variando de $\Delta \sim 10\text{cm}$ a $\Delta \sim 100\text{cm}$, através da consideração da relação:

$$\Delta_{\text{prot.}} = (1/K_L) \cdot \Delta_{\text{modelo}} \quad (\text{VI.2})$$

onde a escala geométrica geral $K_L = 1/70$

Os valores da taxa de amortecimento total corrigida, $\bar{\xi}_T$, são aqueles extrapolados para o fluido ideal (ver Fig. VI.6).

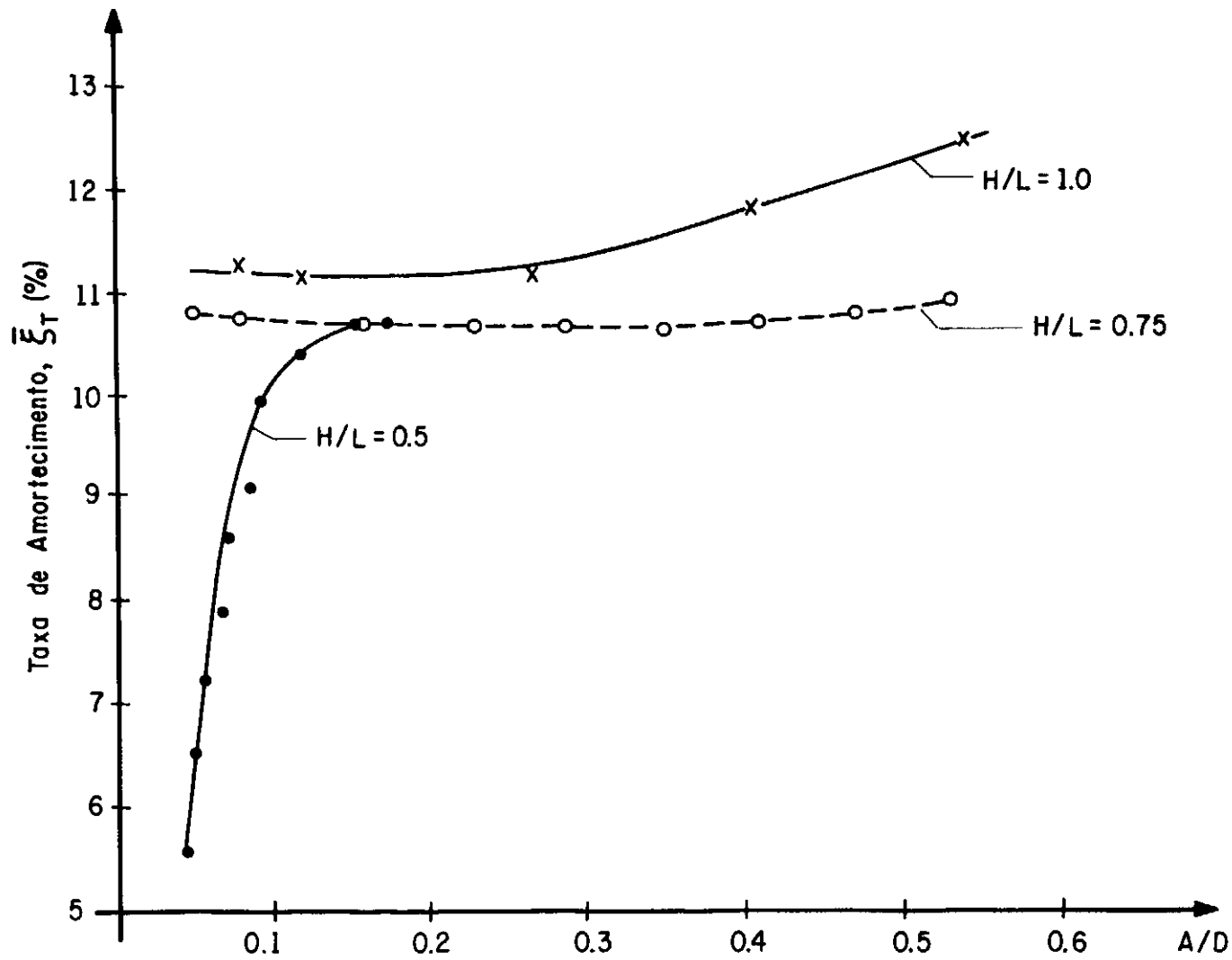


Fig. VI.6 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida $\bar{\xi}_T$, com o incremento do parâmetro (A/D) . Modelo imerso em fluido com $\rho_{ideal} = 2.55 \text{ g/cm}^3$ e situação (B) de ligação convés pernas. Testes realizados com deslucamento imposto.

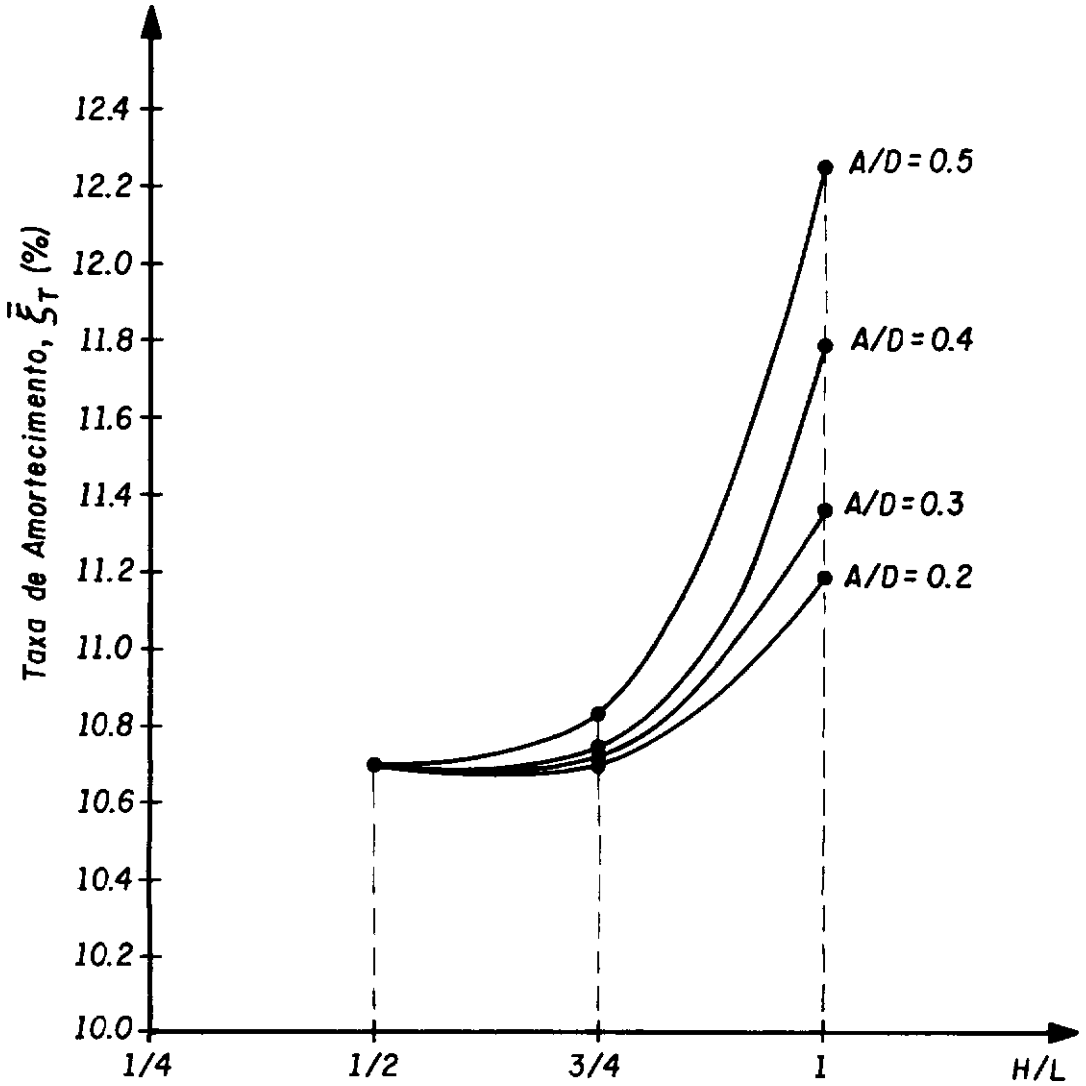


Fig. VI.7 - Variação da taxa de amortecimento total corrigida com o parâmetro (A/D) e segundo o coeficiente (H/L). Modelo imerso em fluido com $\rho_{ideal} = 2.55 \text{ g/cm}^3$ e situação (B) de ligação convés-pernas.

A última coluna da Tabela VI.4 indica a contribuição isolada do amortecimento mecânico dos apoios elásticos, ξ_e . Esses valores de ξ_e , foram obtidos através da diferença entre as taxas de amortecimento obtidas para as situações (B) e (A) de ligação convés - pernas para os ensaios na água e segundo $H/L = 1.0$ (ver Fig. V.6).

Tabela VI.4 - Faixas de Variações das Taxas de Amortecimento ($\xi\%$)

A/D	H/L	$\bar{\xi}_T$	ξ_A	$\bar{\xi}_F$	ξ_e
0.05 \rightarrow \leq 0.2	0.5	6.4 \rightarrow 10.7	4.8 \rightarrow 10.2	1.6 \rightarrow 0.5	0.5 \rightarrow 1.7
0.05 \rightarrow 0.5	0.75	10.8 \rightarrow 10.9	3.7 \rightarrow 7.7	7.0 \rightarrow 3.2	0.5 \rightarrow 1.7
0.05 \rightarrow 0.5	1.0	11.2 \rightarrow 12.2	1.1 \rightarrow 6.0	10.1 \rightarrow 6.2	0.5 \rightarrow 1.7

A Tabela VI.4 mostra claramente que a contribuição da taxa de amortecimento estrutural, ξ_A , aumenta com o acréscimo da amplitude de deslocamento dinâmico e alcança valores maiores para H/L menores. Por outro lado, a contribuição da taxa de amortecimento devida à interação com o fluido, $\bar{\xi}_F$, decresce para valores de A/D crescentes, ou conseqüentemente, para velocidades relativas crescentes na mesma frequência de vibração. Evidentemente, neste caso, os maiores valores de $\bar{\xi}_F$ são alcançados para as maiores relações H/L .

A Tabela VI.5 mostra os mesmos parâmetros apresentados na tabela anterior, sendo que neste caso os valores das taxas de amortecimento devidos aos apoios elásticos entre convês e pernas (ξ_e) são descontados. Apresentam-se também nesta tabela, para efeito de comparação, os valores recomendados pela DNV [12]:

Tabela VI.5 - Comparação entre as Taxas de Amortecimento (%) do Modelo Reduzido e as prescritas pela DNV

PRESCRIÇÃO		A/D	$\bar{\xi}_T$	ξ_A	$\bar{\xi}_F$
DNV		-	3 → 7	1 → 3	2 → 4
H/L PARA O MODELO REDUZIDO	0.5	0.05 → < 0.2	5.9 → 9.0	4.3 → 8.5	1.6 → 0.5
	0.75	0.05 → 0.5	10.3 → 9.2	3.2 → 6.0	7.0 → 3.2
	1.0	0.05 → 0.5	10.7 → 10.5	0.6 → 4.3	10.1 → 6.2

A Tabela VI.5 mostra que para o caso do modelo vibrando no ar (ξ_A), a única situação em que os valores experimentais, obtidos através do modelo reduzido, são menores que os prescritos pela DNV, é para $H/L = 1.0$. Por outro lado, a contribuição da taxa de amortecimento devido a interação fluido-estrutura, $\bar{\xi}_F$, apresenta valores menores que os prescritos pela DNV somente para o caso de $H/L = 0.5$. Neste dois casos, portanto, os valores recomendados pela DNV estariam contra a segurança da estrutura. Porém, como na situação real a plataforma está imersa em fluido, deve-se considerar o valor da taxa de amortecimento total, $\bar{\xi}_T$, e neste caso os valores

recomendados pela DNV são sempre bastante conservativos. Além disso, é bom salientar que os valores prescritos pelas normas independem das relações H/L e A/D.

Cabe, finalmente, ressaltar que as taxas de amortecimento "estrutural", ξ_A , e hidrodinâmico, ξ_F , devidas à interação com o meio fluido, dependerão naturalmente da quantidade de energia imposta ao sistema mecânico-estrutural que constitui a plataforma AE-48. Isto significa que para o projeto deste tipo de plataforma offshore dever-se-ia, em primeira instância e dentro de um espírito mais prático, conhecerem-se as condições "média" e "crítica" de mar, para uma análise em ressonância; já que, neste caso, as taxas de amortecimento, dependentes das amplitudes de movimento, influenciam de maneira direta as tensões resultantes.

Assim, o cálculo de tensões locais e dimensionamento dos componentes estruturais poderia ser feito através de análise linear de vibrações forçadas em regime ressonante.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES

Apresentam-se, a seguir, as principais conclusões obtidas neste trabalho:

a) A comparação favorável entre os resultados experimentais, para frequências naturais e modos de vibração, obtidos com o modelo físico reduzido e através dos indicados pela Teoria da Semelhança, garantem a validade e confiabilidade das técnicas de modelagem utilizadas e a possibilidade da extrapolação dos resultados obtidos com o modelo para o projeto ou verificação de protótipos.

Cabe ressaltar que os resultados correspondentes aos ensaios no ar e no fluido ideal, poderão ser eventualmente utilizados como parâmetros de projeto da plataforma Auto-Elevatória AE-48.

b) Através do modelo reduzido hidroelástico foi possível se observar, sob o ponto de vista estrutural, que a plataforma Auto-Elevatória analisada é bastante flexível e, consequentemente, sujeita a grandes deslocamentos dinâmicos. As taxas de amortecimento estrutural (no ar) e aquelas oriundas da interação fluido-estrutura se mostram dependentes das amplitudes de movimento. As variações destas taxas de amortecimento, para valores crescentes da amplitude de deslocamentos, evidenciam forte não-linearidade, tendendo a patamares de valores bem maiores do que aqueles usualmente encontrados para estruturas de aço mais rígidas.

c) Os resultados obtidos experimentalmente através de ensaios com deslocamentos impostos controlados e com testes de impactos, mostram que a diferença encontrada, para o valor da taxa de amortecimento, é de ~ 1.0%.

d) A variação da rigidez dos apoios elásticos verticais não tem efeito sensível sobre as frequências naturais correspondentes aos modos dominantes. Porém o efeito das características mecânicas desses apoios sobre o amortecimento global fornece uma contribuição substancial à taxa de amortecimento total.

e) Verificou-se, ainda, o grande acréscimo da taxa de amortecimento com o aumento da densidade do meio no qual o modelo está imerso. A dependência não-linear de ξ_T com a densidade é mais acentuada para valores em torno de $\rho \sim 1.0 \text{ g/cm}^3$ (água).

f) Nota-se que a taxa de amortecimento, para $H/L = 0.5$, aumenta com o acréscimo da amplitude de deslocamento segundo a relação A/D e pode ser observado que próximo de $H/L = 0.5$ ocorre apenas um pequeno aumento nos valores da taxa de amortecimento quando comparados aqueles correspondentes para $H/L > 0.5$.

g) Deve-se, finalmente, ressaltar que as taxas de amortecimento "estrutural", ξ_A , e hidrodinâmico, ξ_F , devidas à interação com o meio fluido, dependerão naturalmente da quantidade de energia imposta ao sistema mecânico-estrutural que constitui a plataforma AE-48. Isto significa que para o projeto deste tipo de plataforma offshore dever-se-ia, em primeira ins

tância e dentro de um espírito mais prático, conhecerem-se as condições "média" e "crítica" de mar, para uma análise em ressonância; já que, neste caso, as taxas de amortecimento, dependentes das amplitudes de movimento, influenciam de maneira direta as tensões resultantes.

h) Para fins de comparação das taxas de amortecimento obtidas nesta pesquisa com as prescrições da Norma DNV tem-se que para o caso do modelo vibrando no ar, a única situação em que os valores experimentais, obtidos através do modelo reduzido, são menores que os prescritos pela DNV, é para $H/L = 1.0$. Por outro lado, a contribuição da taxa de amortecimento devido à interação fluido-estrutura, ξ_F , apresenta valores menores que os prescritos pela DNV somente para o caso de $H/L = 0.5$. Nestes dois casos, portanto, os valores recomendados pela DNV estariam contra a segurança da estrutura. Porém, como na situação real a plataforma está imersa em fluido, deve-se considerar o valor da taxa de amortecimento total, $\bar{\xi}_T$, e neste caso os valores recomendados pela DNV são sempre bastante conservadores. Além disso é bom ressaltar que os valores prescritos pelas normas independem das relações H/L e A/D .

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] BATISTA, R.C., ROITMAN, N., MAGLUTA, C. e CARNEIRO, F.L.L.B., "Damping Factors Estimates for a Jack-up Platform Obtained from a Hydroelastic Reduced Model" International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, Brasil, 1985.
- [2] BATISTA, R.C., CARNEIRO, F.L.L.B., ROITMAN, N. e MAGLUTA, C., "Modelos Reduzidos Hidroelásticos para Análise do Comportamento Dinâmico de Estruturas para Plataformas Off-Shore - Modelo de Plataforma Auto-elevatória AE-48", COPPETEC / UFRJ, 1985.
- [3] COPPETEC ET / 15185, "Análise da 6ª, 7ª e 8ª configuração", 3ª parte do Relatório para Petrobrás.
- [4] CARNEIRO, F.L.L.B., "Some Aspects of the Dimension Analysis Applied to the Theory and Experimentation of Offshore Platforms", International Symposium of Offshore Engineering, Rio de Janeiro, 1981.
- [5] BATISTA, C.B., CARNEIRO, F.L.L.B e ROITMAN, N., "Modelos Reduzidos Hidroelásticos para Análise do Comportamento Dinâmico de Estruturas para Plataformas Off-Shore - Modelo de Plataforma Fixa", COPPETEC / UFRJ, 1984.

- [6] ROITMAN, N., "Modelos Reduzidos Hidroelásticos para Análise do Comportamento Dinâmico de Estruturas para Plataformas Off-Shore", tese de D.Sc., COPPE / UFRJ , Rio de Janeiro, Brasil , 1985.
- [7] DET NORSKE VERITAS, "Rules for the Design, Construction and Inspection of OffShore Structures", Oslo, 1977.
- [8] MAGLUTA, C. , "Análise Dinâmica de Estrutura Flexível em Meio Fluido", tese de M.Sc. COPPE / UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1985.
- [9] DUARTE, M.L.M., "Verificação da Influência do Material nas Taxas de Amortecimento Modais", tese de M.Sc, COPPE / UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, a ser defendida em 1990.
- [10] SARPKEYA, T. e ISAACSON, M., Mechanics of Wave Forces on OffShore Structures, Van Nostrand Reinhold Company, USA, 1981.
- [11] 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, 1985.
- [12] DnV - Self Elevating Units (item 5.7.10).

- [13] ROSA, S.R., ROITMAN, N. e BATISTA, R.C., "Water Depth Influence on the Damping Factors of Jack-up Reduced Models in Offshore Engineering", International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro , Brasil, 1987.
- [14] MAGLUTA, C., ROITMAN, N., FAIRBAIN, E.M.R, CARVALHO , E.M.L. e BATISTA, R.C., "A Data Acquisition System for Structural Dynamic Analysis: Application on Special Tests", IV International Conference on Computational Methods and Experimental Measurements, Capri , Italy, 1989.
- [15] BATISTA, R.C., ROITMAN, N., "Damping Effects on Jack-up Dynamic Response and Design", BOSS'88 - 5th International Conference on Behaviour of Offshore Structures , Dinamarca , 1988.