

Tensões num modelo de Catamarã submetido a torção
COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS POR
MEDIDAS EXPERIMENTAIS, PELA TEORIA SIMPLES
E POR ELEMENTOS FINITOS

LUIZ CARLOS CANO FERNANDEZ

Orientador: Prof. Octávio Gaspar S. Ricardo
Professor - Adjunto do Departamento de
Engenharia Naval da Escola Politécnica
da USP.

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção
do Título de Mestre em Engenharia.

São Paulo
junho-1983

FD-509

*À minha esposa Hilde e aos
meus filhos Ricardo e André,
pela paciência e dedicação.*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Octávio Gaspar de S. Ricardo, pelas valiosas sugestões e pelo estímulo constante ao longo do trabalho, mesmo nos momentos mais difíceis.

Ao IPT - Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A e ao CNPq - Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, por terem patrocinado este estudo.

Ao Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP pela cessão dos equipamentos de medida e à Divisão de Metalurgia do IPT pela realização dos ensaios de tração.

Ao Sr. Theodor Tabbert pela colaboração na montagem do modelo e ao Laboratório de Instrumentação da DINAV - Divisão de Engenharia Naval e Oceânica do IPT pelo apoio na instrumentação do mesmo.

À Nanci Rodrigues Bortoletto pelos excelentes trabalhos de datilografia, à Equipe de Desenho do Agrupamento de Projeto Naval da DINAV-IPT pela execução de desenhos e figuras, e à Marisa Aparecida Bento pela montagem dos mesmos.

Aos colegas da DINAV-IPT que indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

O modelo em Acrílico, representativo de um ca tamarã, foi submetido à torção, correspondente à condição de encaixe/docagem.

As tensões foram avaliadas por três maneiras:

- Experimental: instrumentando o modelo com extensô metros elétricos.
- Teoria Simples de Vigas: pela aplicação do Méto do das Cargas Unitárias, para diferentes graus de efetividade dos conveses na plataforma de ligação dos cascos.
- Elementos Finitos: com três discretizações contem do diferentes tamanhos de malha.

A concentração de tensões na ligação da ante para frontal da plataforma com o casco, foi estudada experi mentalmente.

Em geral, a comparação entre os resultados a presenta boa concordância entre os métodos utilizados.

As principais conclusões do estudo são:

- A Teoria Simples de Vigas é útil para avaliação em fases iniciais do projeto, devido à sua simpli cidade e baixo custo.
- Os Métodos de Elementos Finitos e Experimental são necessários para avaliação dos fatores de con centração de tensões, não calculáveis pela Teoria Simples de Vigas.

ABSTRACT

A structural model of a catamaran, built in Acrylics, was submitted to torsion, according to the docking/grounding conditions.

The stresses were evaluated in three ways:

- Experimental: instrumentation of the model with strain gages.
- Simple Beam Theory: application of the Virtual Work Principle, for different values of deck effectiveness.
- Finite Elements: using three discretizations with different mesh sizes.

The stress concentration that appears at the frontal platform bulkhead connection with the hull was studied experimentally.

In general, the comparison shows a good agreement among the results obtained by the three methods.

The main conclusions of the study are:

- The Simple Beam Theory is useful for preliminary design purposes, on account of its simplicity and low cost.
- The Finite Element and the Experimental methods are necessary for the evaluation of stress concentration factors, not obtained by the Simple Beam Theory.

LISTA DE FIGURAS

	pg.
Figura 1 - Arranjos possíveis para a Plataforma de Ligação	3
Figura 2 - Evolução da Forma da Secção dos Cascos de Catamarãs	4
Figura 3 - Síntese e Análise da Estrutura: tarefas gerais	7
Figura 4 - Ações típicas na Plataforma	10
Figura 5 - Esquemas consideradas por Dinsbacher(7).	12
Figura 6 - Procedimento sugerido por Lankford para distribuição dos esforços de flexão e torção na Plataforma	14
Figura 7 - Dimensões dos Corpos de Prova	19
Figura 8 - Curva típica Tensão x Deformação	20
Figura 9 - Curvas típicas para os Corpos Colados .	22
Figura 10 - Dimensões da Barra e esquema do ensaio	23
Figura 11 - Princípio de Funcionamento do Extensômetro Elétrico	25
Figura 12 - Esquema de Montagem do Ensaio	25
Figura 13 - Fluência do Acrílico	27
Figura 14 - Curva Força x Leitura, extensômetro 1 .	28
Figura 15 - Secção Mestra e Perfil Estrutural do Catamarã	30,31
Figura 16 - Distribuição do Momento Torçor	32
Figura 17 - Dimensões do Modelo: Cálculo das Propriedades	34

Figura 18 - Arranjo com uma célula central ou duas células extremas	37
Figura 19 - Dimensões Gerais do Modelo em Acrílico	39
Figura 20 - Comparação do esquema de aplicação das cargas	40
Figura 21 - Dispositivo de Apoio e Aplicação das cargas	41
Figura 22 - Locais instrumentados	43
Figura 23 - Posição dos extensômetros elétricos no modelo (vistas A, B e C)	44
Figura 24 - Posição dos extensômetros elétricos no modelo (vistas D, E e F)	45
Figura 25 - Eixos principais p_1 e p_2 em relação à medida da roseta	47
Figura 26 - Idealização do Catamarã a um quadro plano	52
Figura 27 - Esforços na secção de simetria da estrutura	53
Figura 28 - Quadro cortado nos dois planos de simetria	53
Figura 29 - Decomposição da Estrutura Hiperestática	55
Figura 30 - Estrutura Isostática Primária	56
Figura 31 - Curva de Esforços solicitantes para a Estrutura Isostática Primária sujeita ao Carregamento Externo	56

Figura 32 - Momento Torçor \times_4 unitário aplicado à Estrutura Isostática Primária	57
Figura 33 - Curva de Esforços Solicitantes para a Estrutura Isostática Primária sujeita ao momento torçor \times_4 unitário	57
Figura 34 - Tensões de Cisalhamento no Casco e seus sinais para composição final	61
Figura 35 - Critério para Distribuição da Força Cortante \times_2	62
Figura 36 - Sinais das Tensões de Cisalhamento na secção de simetria da superestrutura .	63
Figura 37 - Hipótese de Cálculo	64
Figura 38 - Cisalhamento na Lateral da Superestrutura	65
Figura 39 - Efetividade dos Conveses x Razão comprimento/largura da Plataforma	66
Figura 40 - Esquema da Estrutura a ser resolvida .	68
Figura 41 - Diagramas de Esforços solicitantes ...	68
Figura 42 - Discretização do contínuo	71
Figura 43 - Sistema EASE-2 para problemas estáti - cos	75
Figura 44 - Transformação ao sistema natural	77
Figura 45 - Decomposição do Quadrilátero em Quatro Triângulos	78
Figura 46 - Subdivisão do triângulo 1	80
Figura 47 - Esforços a serem transmitidos	82
Figura 48 - Discretização I	84 a 89
Figura 49 - Discretização II	90 a 95

Figura 50 - Discretização III	96 a 102
Figura 51 - Tensões calculadas pelo programa EASE-2	103
Figura 52 - Locais objeto de estudo	110
Figura 53 - Tensões de cisalhamento no plano de simetria da plataforma	111
Figura 54 - Tensões de cisalhamento no plano de simetria do casco	114
Figura 55 - Tensões de cisalhamento na Antepara Lateral da Superestrutura	115
Figura 56 - Tensões normais transversais na secção de transição	117
Figura 57 - Tensões principais junto ao canto instrumentado	120
Figura A1.1 - Resultados do Ensaio de Tração	131 a 136
- Figura A1.2 - Curvas Tensão x Deformação e Curva Típica Escolhida	138
Figura A1.3 - Curvas Obtidas do Ensaio	144 a 148
Figura A1.4 - Curvas Tensão x Deformação e Curvas Típicas para os Corpos Colados	149
Figura A1.5 - Calibração Interna do Aparelho x Corrente de excitação do extensômetro ..	154
Figura A1.6 - Força x Leitura para Barra em Balanço (extensômetros 1 e 2)	158
Figura A1.7 - Força x Leitura para Barra em Balanço (extensômetros 3 e 4)	159

Figura A2.1 - Modelo de Cálculo	164
Figura A4.1 - Campo de Tensões Normais (DI): con- veses	229
Figura A4.2 - Campo de Tensões Normais (DII):con- veses	232
Figura A4.3 - Campo de Tensões Normais (DII) : an- teparas	233
Figura A4.4 - Campo de Tensões Normais (DIII):con- vês superior	236
Figura A4.5 - Campo de Tensões Normais (DIII):con- vês principal	237
Figura A4.6 - Campo de Tensões Normais (DIII):an- tepara transversal frontal	238
Figura A4.7 - Campo de Tensões Normais (DIII):an- tepara transversal interna	239

LISTA DE TABELAS

	pg.
Tabela 1 - Leituras do Ensaio para P = 40kg ...	49
Tabela 2 - Tensões das medidas uniaxiais para P = 40kg	50
Tabela 3 - Cálculo das Rosetas	51
Tabela 3A - Propriedades Geométricas do casco e superestrutura	67
Tabela 4 - Resultados para efetividades 100% e 20%	69
Tabela 5 - Características das discretizações e fetuadas	83
Tabela 6 - Tensões de Cisalhamento nos planos de simetria (DI)	104
Tabela 7 - Tensões de Cisalhamento nos planos de simetria (DII)	105
Tabela 8 - Tensões de Cisalhamento nos planos de simetria (DIII)	106
Tabela 9 - Tensões normais na secção de transi- ção (DI)	107
Tabela 10 - Tensões normais na secção de transi- ção (DII)	107
Tabela 11 - Tensões normais na secção de transi- ção (DIII)	108
Tabela 12 - Tensões de cisalhamento na lateral (DI)	108
Tabela 13 - Tensões de cisalhamento na lateral (DII)	109
Tabela 14 - Tensões de cisalhamento na lateral (DIII)	109

Tabela 15 - Tensões de Cisalhamento (plataforma)	110
Tabela 16 - Tensões de Cisalhamento (casco)	113
Tabela 17 - Tensões de Cisalhamento na Antepara Lateral	116
Tabela 18 - Cálculo das Rosetas para 55kg	119
Tabela A1.1 - Medidas reais nas secções transversais 1, 2 e 3	129
Tabela A1.2 - Secções onde ocorreram as fraturas	130
Tabela A1.3 - Força x Deformação: valores obtidos das curvas	139
Tabela A1.4 - Tensões obtidas	140
Tabela A1.5 - Dimensões reais dos corpos de prova	141
Tabela A1.6 - Áreas transversais dos corpos de prova (Secção 2)	142
- Tabela A1.7 - Força x Deformação:valores obtidos das curvas	150
Tabela A1.8 - Tensões obtidas	151
Tabela A1.9 - Valores lidos no ensaio (barra em balanço)	160
Tabela A1.10- Determinação do coeficiente de Poisson a partir da experiência ...	161
Tabela A2.1 - Resultado da Análise	165
Tabela A2.2 - Valores esperados	166
Tabela A3.1 - Leitura típica do ensaio do modelo	168
Tabela A4.1 - Tensões normais médias (DI)	228
Tabela A4.2 - Tensões normais médias (DII)	230
Tabela A4.3 - Tensões normais médias (DIII)	235

LISTA DE SIMBOLOS

- M : momento fletor
- I : momento de inércia de área
- Q : força cortante
- A : área de secção resistente ao cisalhamento
- x,y,z : sistema de coordenadas cartesianas
- T : momento torçor
- R : resistência elétrica
- ρ : resistividade elétrica
- l : comprimento do modelo do Catamarã; comprimento de um fio (conforme indicado)
- S : área de secção de um fio
- ν : coeficiente de Poisson
- ϵ : deformação
- V : diferença de potencial elétrico
- i : corrente elétrica
- E : módulo da elasticidade; diferença de potencial elétrico (conforme indicado)
- G : módulo de elasticidade transversal
- J : momento de inércia de área, à torção
- t : espessura
- λ : escala do modelo
- b_T : boca total do modelo do Catamarã
- h : pontal do modelo
- d : meia distância entre centros dos cascos

- h_s : altura da superestrutura
- σ : tensão normal
- τ : tensão de cisalhamento
- p_1, p_2 : eixos das tensões principais
- γ : distorção
- α : ângulo das tensões principais em relação aos eixos locais
- P : força (ou carga) aplicada
- l_s : comprimento da superestrutura (de centro e centro das plataformas)
- b : distância entre centros dos cascos
- B : momento externo, decorrente da força P
- c : meio comprimento da superestrutura
- x : reações na estrutura hiperestática
- N : forças normais
- ψ : ângulo
- x' : reações na estrutura isostática primária sujeita ao carregamento externo
- x'' : reações na estrutura isostática primária devido ao momento torçor unitário
- q : força cortante devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- m : momento fletor devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- t : momento torçor devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- F : força cortante nas anteparas

- h_s : altura da superestrutura
- σ : tensão normal
- τ : tensão de cisalhamento
- p_1, p_2 : eixos das tensões principais
- γ : distorção
- α : ângulo das tensões principais em relação aos eixos locais
- P : força (ou carga) aplicada
- l_s : comprimento da superestrutura (de centro e centro das plataformas)
- b : distância entre centros dos cascos
- B : momento externo, decorrente da força P
- c : meio comprimento da superestrutura
- x : reações na estrutura hiperestática
- N : forças normais
- ψ : ângulo
- X' : reações na estrutura isostática primária sujeita ao carregamento externo
- X'' : reações na estrutura isostática primária devido ao momento torçor unitário
- q : força cortante devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- m : momento fletor devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- t : momento torçor devido ao momento torçor unitário na estrutura isostática primária
- F : força cortante nas anteparas

- A' : área média inscrita na secção do casco
- A'' : área média inscrita na secção da superestrutura
- ω : módulo de resistência da secção
- b_1 : distância entre os costados internos na secção transversal
- $\{R\}$: matriz de forças nodais
- $[K]$: matriz de rigidez da estrutura
- $\{\delta\}$: deslocamentos nodais
- u, v : deslocamentos no plano x, y
- h_i : funções de deslocamentos
- a, b : dimensões de um painel; eixo em coordenadas naturais (conforme indicado)
- D : largura do corpo de prova
- T_d : taxa de dissipação de calor

UNIDADES DE MEDIDA

Utilizam-se neste trabalho unidades usuais em cálculos de Engenharia, relacionadas da seguinte forma com as unidades do sistema internacional:

Força 1 quilograma-força(kgf) = 9,8 Newton(N)

Comprimento 1 centímetro(cm) = 0,01 metro (m)

Tensão 1 quilograma-força por centímetro quadrado (kgf/cm²) = 9.8 x 10⁴ Pascal (Pa)

No decorrer do trabalho usa-se o símbolo kg como indicativo de quilograma-força, por simplicidade.

SUMÁRIO

	pg.
LISTA DE FIGURAS	
LISTA DE TABELAS	
LISTA DE SIMBOLOS	
UNIDADES DE MEDIDA	
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Embarcações Catamarã: aspectos gerais	1
1.2. Escopo do Trabalho	5
2. O PROJETO ESTRUTURAL DE EMBARCAÇÕES CATAMARÃ: ESTADO DA ARTE	6
2.1. As fases de um projeto estrutural	6
2.2. Estado da Arte	9
3. ANÁLISE EXPERIMENTAL DA ESTRUTURA EM MODELO REDUZIDO . 16	
3.1. O uso de modelos reduzidos no projeto estrutural	16
3.2. Projeto do Modelo Representativo do Catamarã	18
3.2.1. Escolha do Material	18
3.2.2. Testes com o Acrílico	19
3.2.2.1. Ensaio de Tração	19
3.2.2.2. Ensaio de Tração do Material Cola- do	21
3.2.2.3. Ensaio com uma Barra em Balanço	22
3.2.3. Determinação das Dimensões	29
3.3. Descrição da Experiência	40
3.4. Resultados do Ensaio	46
4. ANÁLISE DA ESTRUTURA POR TEORIAS SIMPLES DE VIGAS	52
4.1. Avaliação dos Esforços	52
4.2. Cálculo das Tensões	60
4.2.1. Casco	60
4.2.2. Plataforma	61

4.3. Resultados Obtidos	66
5. ANÁLISE DA ESTRUTURA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	70
5.1. O Método dos Elementos Finitos	70
5.2. Programa utilizado	74
5.3. Elementos	76
5.3.1. Membranas	76
5.3.2. Placas	78
5.4. Discretizações da Estrutura	81
5.5. Resultados Obtidos	103
5.5.1. Planos de Simetria	103
5.5.2. Secção de Transição para o casco	107
6. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS	110
6.1. Resultados Globais	110
6.1.1. Secção I : Plano de Simetria da Plataforma	110
6.1.2. Secção II : Plano de Simetria do Casco	113
6.1.3. Secção III : Antepara Lateral da Superestrutura	113
6.1.4. Secção IV : Secção de Transição para o Casco	116
6.2. Efeito de Concentração de Tensões	118
7. CONCLUSÕES	122
8. RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	124
LITERATURA CITADA	125
APÊNDICE 1: Testes com o Acrílico	128

APÊNDICE 2: Verificação de Instabilidade	163
APÊNDICE 3: Resultados do Ensaio	167
APÊNDICE 4: Tensões Normais Transversais na Secção de Transição da Superestrutura para o Casco (M.E.F.)	227
APÊNDICE 5: Documentação Fotográfica.	240
APÊNDICE 6: Cópia da Ref. 9: "Structural analysis and design of a Catamaran Cross. Struc ture by the finite element method"	244

1.- INTRODUÇÃO

1.1. *Embarcação Catamarã: Aspectos Gerais*

O termo Catamarã, designa genêricamente qualquer embarcação com dois cascos, de formas praticamente convencionais, ligadas entre si por uma plataforma. As origens dessa embarcação se perdem na antiguidade, porém acredita-se que os primeiros navegadores que reconheceram suas vantagens foram os polinésios, que construíam Catamarãs cujos cascos de madeira eram duas canoas ou uma canoa com um flutuador lateral.

A aplicação deste princípio, para embarcações de maior porte, foi bastante escassa ao longo do tempo.

No século passado, se tem notícia do Catamarã "Catalia" com 90m de comprimento, construído na Inglaterra em 1874, destinado ao transporte de passageiros no Canal da Mancha. Tendo propulsão por roda de pás acabou sendo desativado dois anos após iniciar operação, pois era bastante lento. Pouco se registra sobre Catamarãs, até o ano de 1949, com a entrada em operação do "Venturi", de 57m de comprimento, e originalmente destinado a alvo flutuante para exercícios de tiro. Entretanto, poucos meses depois a embarcação avariou-se, por razões não bem esclarecidas.

Foi somente a partir da década de 1960 que renovou-se o interesse por embarcações Catamarã, passando-se a questionar o uso de monocascos para determinadas aplicações.

Tratou-se então de tirar proveito das principais vantagens do Catamarã em relação ao monocasco:

- ampla área de convês
- excelente estabilidade inicial
- boa manobrabilidade

Por outro lado, certas dificuldades intrínsecas ao Catamarã necessitariam de ser vencidas, tais como:

- aumento da resistência de atrito devido ao uso de dois cascos
- interferência do escoamento entre os cascos
- problemas estruturais na plataforma de ligação dos cascos, levando em geral a embarcações mais pesadas
- movimentos e acelerações com amplitudes altas
- severas forças aplicadas ao fundo da plataforma de ligação dos cascos devido ao impacto das ondas
- operação em locais de profundidade restrita, pois o calado é geralmente maior quando comparado ao monocasco com mesma área de convês.

Um grande número de estudos e projetos foram então levados a efeito. No campo de embarcações de baixa velocidade, cascos geralmente em aço citam-se os Catamarãs Classe ASR-21, para salvamento de submarinos, descrito por Christensen (1), e Classe T-AGOR-16, para pesquisas oceanográficas, apresentado por Hadler et alii (2), ambos pertencentes à Marinha Americana. Ressalte-se também o grande número de Catamarãs construídos no Japão, apresentados por Unozawa e Shimizu (3), destinados a usos onde a área de convês disponível é fundamental, quais sejam: transporte de passageiros, transporte de veículos e navios oceanográficos. No caso de embarcações de alta velocidade, cascos planados e geralmente em alumínio, os Catamarãs tem sido utilizados com sucesso, conforme mostra Fry e Graul (4).

Dependendo do porte da embarcação e das condições de agitação do local onde vai operar, pode-se adotar dois arranjos possíveis para a plataforma de ligação, conforme Figura 1.

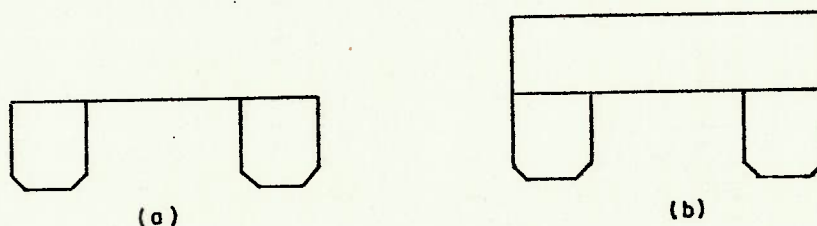


Figura 1- Arranjos possíveis para a plataforma de ligação

No caso (a) tem-se o arranjo usual para pequenas embarcações, alguns casos mostrados por Fry e Graul (4). O caso (b) destina-se a embarcações de maior porte, onde as solicitações são tais que torna-se desejável contar com a contribuição da superestrutura. Neste caso pode-se ainda ter uma variedade de arranjos dependendo da extensão da superestrutura, número de anteparas, etc.

O desenvolvimento da técnica de projeto de tais embarcações com a finalidade de melhorar o desempenho hidrodinâmico e estrutural, resultou na proposição de várias alternativas de casco. O primeiro conceito levado a efeito foi o de diminuir a área de flutuação com conseqüente aumento do corpo submerso a fim de prover o empuxo necessário ao Catamarã. Essa alternativa de arranjo leva a uma sensível redução em movimentos e acelerações, além de diminuir a queda de velocidade quando navegando em mar agitado. Do progresso

dessa idéia, passou-se a usar um torpedo submerso ligado à plataforma apenas por colunas de formas hidrodinâmicas, que reduzem ainda mais a resistência hidrodinâmica e o comportamento em ondas. Essas embarcações são denominadas semi-submersíveis. Um dos resultados desse conceito é a possibilidade de se desenvolver altas velocidades.

A Figura 2 mostra esquematicamente a evolução dos tipos de cascos, desde as antigas canoas dos polinésios até os semi-submersíveis.

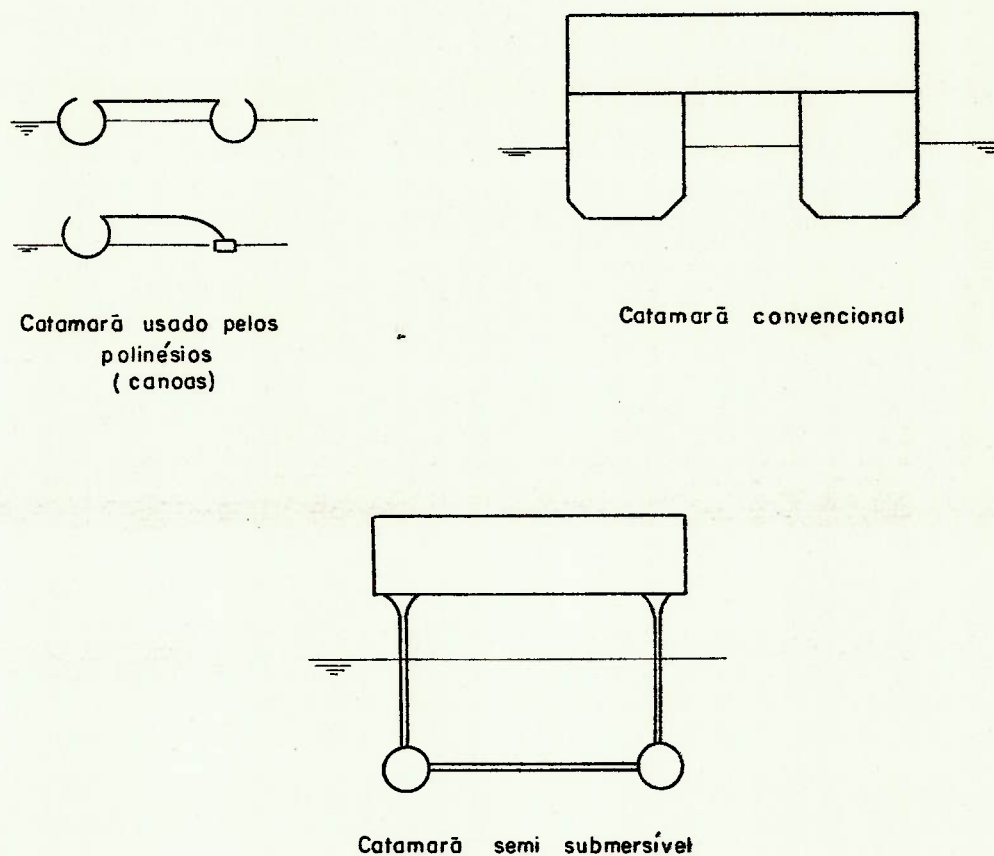


Figura 2 - Evolução da forma da seção dos cascos de catamarãs

1.2. Escopo do Trabalho

O interesse do autor pelo estudo de embarcações Catamarã iniciou-se a partir de sua participação no projeto estrutural de um Catamarã destinado a operar na região Amazônica, desenvolvido na Divisão de Engenharia Naval do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A. A descrição completa do projeto e construção desta embarcação foi apresentada por Costa Lopes (5). Esse interesse cresceu tendo em vista a não convencionalidade da embarcação, e somado a isso, o pequeno número de informações existentes para o desenvolvimento do projeto estrutural da plataforma de ligação dos cascos.

A torção do Catamarã representa um caso crítico para projeto da plataforma. Esse esforço externo decorrente da ação de ondas oblíquas ou docagem/encalhe transmite-se ao casco e daí para a plataforma. O projeto da estrutura depende de como estes esforços se distribuem, mediante interação casco x plataforma.

Este trabalho apresenta a análise experimental estática do modelo em acrílico, representativo dessa embarcação Catamarã, e compara os resultados com aqueles obtidos pela aplicação do Método dos Elementos Finitos e de Teorias Simples de Viga.

Subsidiariamente, investiga-se a vantagem do uso do acrílico como material para confecção de modelos estruturais, e verifica-se experimentalmente a concentração de tensões no ponto de transição do casco para superestrutura nas anteparas transversais.

Visto o Catamarã possuir plataforma com superestrutura colaborante, no decorrer do texto usam-se indistintamente os termos superestrutura e plataforma.

2. O PROJETO ESTRUTURAL DE EMBARCAÇÕES CATAMARÃ: ESTADO DA ARTE

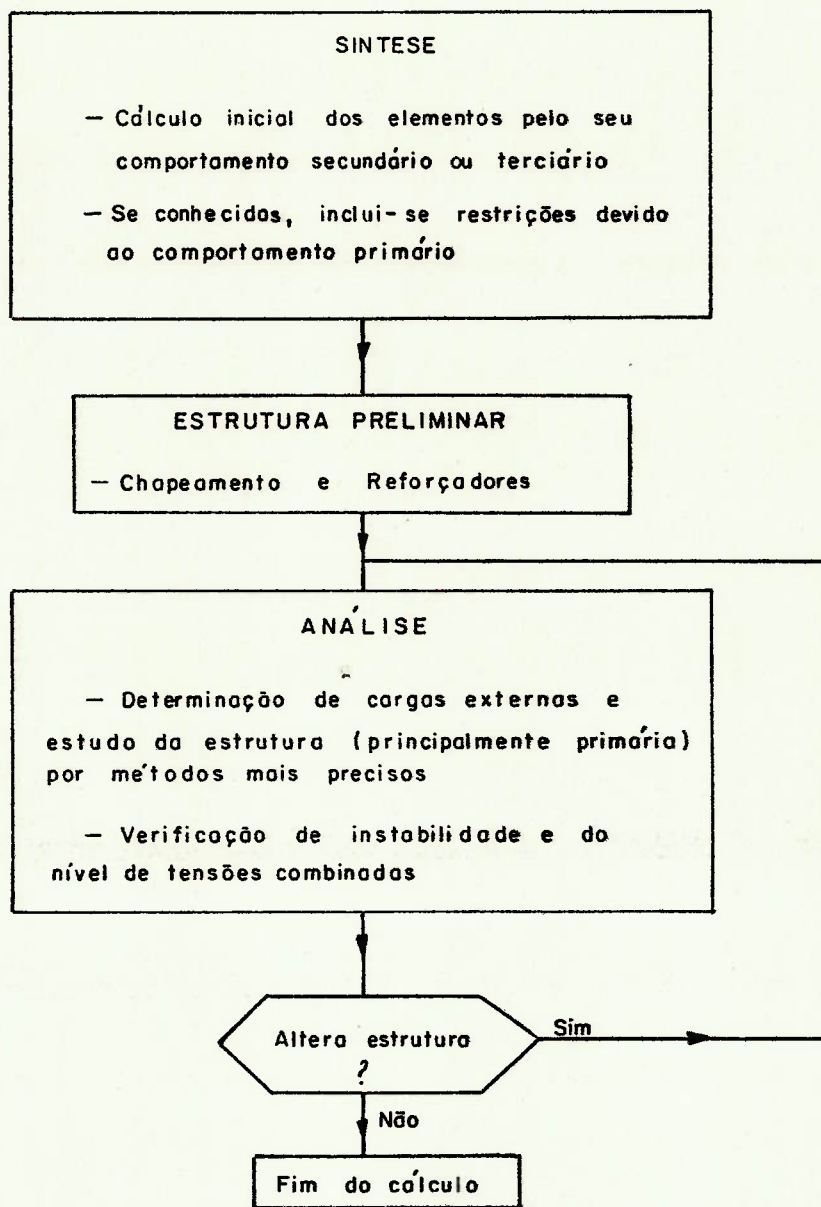
2.1.- *As fases de um Projeto Estrutural*

Em geral, todo projeto estrutural possui duas fases distintas:

- Síntese: determinação inicial dos elementos
- Análise: verificação da estrutura gerada.

Dependendo do grau de complexidade do sistema estrutural há predominância de uma ou outra fase.

Genericamente no caso de embarcações, as tarefas inerentes a cada fase podem ser listadas conforme indicado na Figura 3.



Figuro 3 - Síntese e análise da estrutura : Tarefas gerais

Na fase de Síntese, geralmente utiliza-se das regras de uma Sociedade Classificadora, ou de modelos simples de cálculo. A medida que se conhece o resultado do desempenho de embarcações em serviço, e se desenvolvem programas de pesquisa na área estrutural, pode-se acumular um número tal de informações que permitem incluir já nesta fase inicial requisitos confiáveis quanto ao comportamento primário da estrutura. Este avanço pode ser verificado, por exemplo, no caso do Projeto de Chatas Fluviais Duplo Casco, com Porão Único, no livro de regras da Sociedade Classificadora Germanisher Lloyd.

Na fase de Análise, a determinação de cargas externas é modernamente feita por Ensaios em Tanques de Provas ou por uso de programas de comportamento do Navio do Mar, enquanto que a verificação da estrutura se faz com programas de aplicação do Método dos Elementos Finitos.

Essas poderosas ferramentas de análise são tanto mais importantes quanto maior for a não convencionalidade da embarcação estudada. Principalmente em relação ao uso do Método dos Elementos Finitos, deve-se ter em mente que o estudo será, muito provavelmente, tão mais caro, quanto mais grosseira for a avaliação inicial da estrutura, principalmente no que concerne a efeitos globais.

Dessa forma, é enorme a importância de se desenvolver modelos simples de cálculo, fáceis de se usar na fase de Síntese da Estrutura, porém com resultados confiáveis, de vez que pode-se reduzir grandemente os custos na fase de Análise da Estrutura.

2.2. Estado da Arte

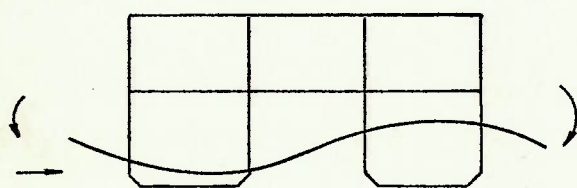
Visto ser recente o desenvolvimento de embarcações Catamarã, a experiência acumulada é ainda incipiente, em relação aos navios mercantes convencionais, onde o processo de tentativa e erro, usado gradualmente já há longo período de tempo, resultou num adequado padrão de resistência estrutural. A consequência direta deste fato é, obviamente, o uso de critérios mais conservadores para projeto, resultando embarcações relativamente mais pesadas.

Os critérios de projeto da estrutura longitudinal primária e de cargas locais (secundárias ou terciárias) são basicamente os mesmos de embarcações monocasco convencionais.

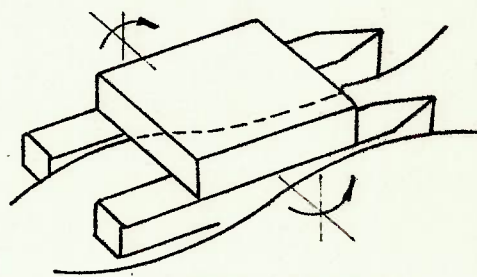
Os aspectos inerentes ao projeto estrutural do Catamarã que o tornam não convencional, são os seguintes:

a) Cargas locais de impacto no fundo da plataforma, devido à ação das ondas (possui características análogas às do slamming na proa).

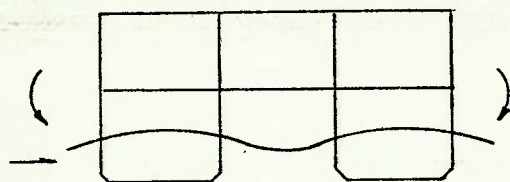
b) Esforços agindo na plataforma de ligação devido à ação diferencial em cada casco de ondas ou docagem/encalhe, podendo ocasionar dois efeitos, conforme Figura 4.



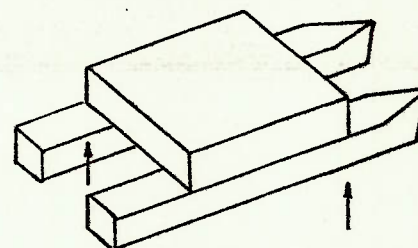
a) Ondas de través



c) Ondas obliquas



b) Ondas de través
Flexão



d) Docagem ou encaixe
Torção

Figura 4 - Ações típicas na plataforma

Visto neste caso, ser impossível separar as cargas agentes em cada casco individualmente, das atuantes na plataforma de ligação, esta interação casco x plataforma é também considerada um efeito primário.

Para a fase de Síntese da Estrutura, já existem meios de se ter em conta os efeitos peculiares ao Catamarã. Pode-se citar:

- Pressão máxima de impacto: formulação de Chaung e Stavory (6)

- Avaliação dos Esforços Agentes na Plataforma
 - Flexão: formulação de Dinsenbacher (7)
formulação de Unozawa e Shimizu (3)
 - Torção:
 - . devido a ondas: formulações de Dinsenbacher (7)
 - . devido a encalhe/docagem: critério de Lankford (8)

- Procedimento para distribuição dos esforços e cálculo de tensões: critério de Lankford (8).

Das referências listadas são clássicos os trabalhos de Dinsenbacher (7) e Lankford (8), e ambos decorreram do desenvolvimento do projeto do Catamarã ASR-21 (2).

O primeiro considera como hipóteses básicas:

- a) carregamento uniforme nos cascos, desprezando cargas na plataforma
- b) onda de travês segundo Figura 4, b)
- c) cascos prismáticos, alterando a viscosidade da água por fator igual ao coeficiente de bloco
- d) aceleração de arfagem de 0,4g
- e) ondas senoidais com alturas calibradas por ensaios em Tanque de Provas
- f) cálculo dos esforços na plataforma a partir da condição de equilíbrio instantâneo do Catamarã em ondas. Esquematicamente, considera-se então (Figura 5)

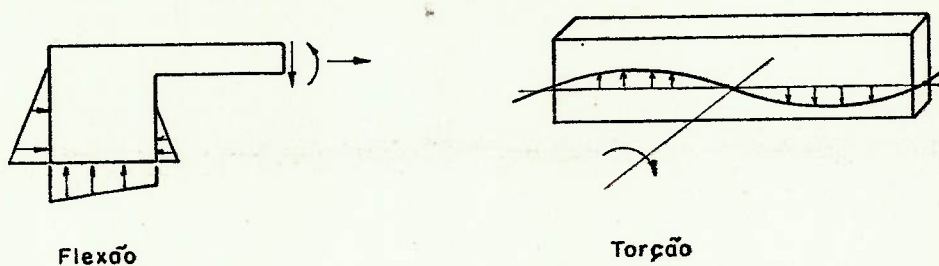


Figura 5 - Esquemas considerados por Dinsbacher

Lankford (8) apresenta em seu trabalho um critério para distribuição na plataforma dos esforços decorrentes de torção e flexão. As hipóteses fundamentais são (veja Figura 6):

a) Flexão:

- Momento Fletor total distribuído segundo a razão dos momentos de inércia de cada elemento (anteperas transversais 1 a 4 na plataforma incluindo as respectivas parcelas de chapa colaborante dos conveses).

- Força Cortante total distribuída segundo a razão da área de secção das anteperas.

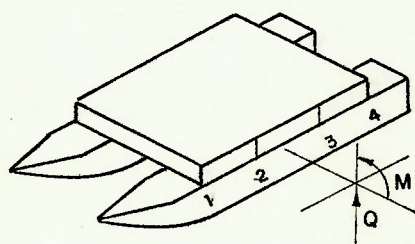
b) Torção:

- A plataforma não trabalha como caixa fechada, por causa de suas aberturas. A torção é resistida por flexão diferencial das anteperas.

- Força Cortante em cada Antepara obtida pela distribuição do momento torçor, supondo-se que a força cortante é proporcional à distância até o centro de torção.

- Momento Fletor obtido considerando - se a antepara como uma viga sujeita a recalques de apoio, e supondo-se os cascos rígidos à torção.

Esse procedimento pode ser visualizado esquematicamente na Figura 6.



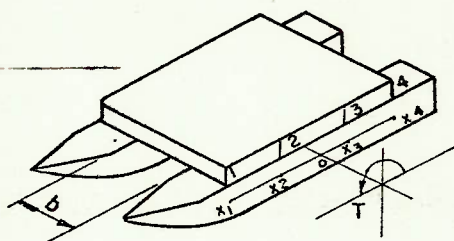
Flexão da plataforma (Ondas de travess)

$$\frac{M_1}{I_1} = \frac{M_2}{I_2} = \frac{M_3}{I_3} = \frac{M_4}{I_4}$$

$$M_1 + M_2 + M_3 + M_4 = M$$

$$\frac{Q_1}{A_{s1}} = \frac{Q_2}{A_{s2}} = \frac{Q_3}{A_{s3}} = \frac{Q_4}{A_{s4}}$$

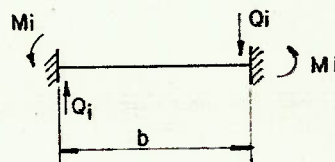
$$Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 = Q$$



Torção da plataforma (ondas obliquas ou docagem/encalhe)

$$\frac{Q_1}{X_1} = \frac{Q_2}{X_2} = \frac{Q_3}{X_3} = \frac{Q_4}{X_4}$$

$$Q_1 X_1 + Q_2 X_2 + Q_3 X_3 + Q_4 X_4 = T$$



$$M_i = \frac{Q_i b}{2}$$

$$(i = 1 \text{ a } 4)$$

Figura 6 - Procedimento sugerido por Lankford para distribuição do esforço de flexão e torção na plataforma

Para a avaliação das chapas colaborantes dos conveses pode-se citar o trabalho de Mansour e Fenton (9), também desenvolvido para o Catamarã ASR-21(2), que fornece as curvas para o caso de flexão simétrica da plataforma (ondas de través) e flexão antisimétrica da plataforma (ondas oblíquas ou docagem/encalhe).

Na fase de Análise da Estrutura usualmente procede-se da seguinte forma:

- Pressões máximas, Avaliação dos Esforços:
 - Programas de Comportamento do Navio no Mar como os descritos por Lee et alii(10)
 - Testes em Tanque de Provas, como o apresentado por Hadler et alii(2)
- Análise Estrutural: em geral recomenda-se o uso do Método dos Elementos Finitos.

Apesar de se constituir num critério extremamente conservador, e se chocar frontalmente com os refinados métodos de cálculo para ondas de través, o caso de docagem/encalhe tem sido adotado por muitos autores para a Torção do Catamarã. Acredita-se que isso ocorra porque o porte dos Catamarãs até agora projetados é relativamente baixo; e a superestrutura é suficiente para absorver estes esforços sem acréscimo apreciável de escantilhões em relação aos gerados pelo cálculo local (efeitos secundários e terciários).

Para embarcações maiores este critério poderá gerar escantilhões exagerados e a adoção de um critério mais realista será inevitável.

3. ANÁLISE EXPERIMENTAL DA ESTRUTURA EM MODELO REDUZIDO

3.1. O uso de modelos reduzidos no projeto estrutural

A análise experimental por meio de modelos reduzidos, tem sido há muitos anos, importante instrumento para compreensão dos fenômenos envolvidos em vários sistemas estruturais.

Em geral, o estudo por modelos reduzidos durante um projeto ou pesquisa é realizado quando:

a) a análise matemática do problema é virtualmente impossível

b) a análise, apesar de possível, é tão complexa que o estudo por modelos produz resultados mais rápidos

c) pretende-se verificar a confiabilidade da solução matemática.

Atualmente, com o advento do Método dos Elementos Finitos, em função de sua potencialidade e confiabilidade, existe sempre uma tendência muito forte de relegar a segundo plano o uso de modelos reduzidos, talvez pela própria formação acadêmica do projetista, ou por pré-julgamento de dificuldades de custo e trabalho envolvidos na elaboração dos modelos.

Apesar disso, verifica-se estudo extensivo por meio de modelos na área de Estruturas Oceânicas no que concerne principalmente, aos nós de plataformas. Como exemplo cita-se o estudo de Irvine et alii (11).

Decidido o uso de um modelo estrutural, passa-se ao projeto do mesmo. Nesse caso, deve-se ter em mente o que será estudado no modelo, de maneira que seu comportamento reflita convenientemente a estrutura real.

A escolha da escala do modelo depende de muitos fatores, tais como:

a) propriedades dos materiais disponíveis (não deve exceder-se regime elástico, ocorrer grandes deslocamentos ou instabilidade)

b) capacidade máxima do equipamento para aplicar cargas ao modelo

c) dimensões dos instrumentos de medida

s) limitação de ferramentas ou pessoal para construção do modelo

e) prazo e custo disponíveis para a experiência.

Em geral, para ensaios com uso de extensômetros elétricos, deseja-se que o material seja homogêneo, isotrópico e que obedeça a lei de Hooke pelo menos na faixa de deformações em que se faz a experiência. Os materiais usualmente destinados a isso são o Aço, Alumínio ou Plástico (Acrílico, Baquelite, etc). Vale notar a tendência de se usar inicialmente um modelo de Plástico, por ser mais barato e de rápida confecção, para, após ensaios iniciais e já se conhecer o comportamento da estrutura, passar a um modelo em Metal (Alumínio ou Aço). Exemplo disso é o programa de pesquisa inglês para estudo de conexões tubulares, apresentado por Irvine et alii (11).

Neste trabalho se fará uso do Método Direto, ou seja, as cargas são aplicadas como na estrutura real.

3.2. Projeto do Modelo Representativo do Catamarã

3.2.1. Escolha do Material

O material escolhido para o modelo foi o Acrílico, pelos motivos que podem torná-lo adequado para a construção de modelos estruturais. Tem-se:

a) seu moderadamente baixo módulo de elasticidade faz com que pequenas cargas aplicadas sejam suficientes para produzir deformações mensuráveis.

b) o material é facilmente usinável em oficina, sem a necessidade de mão-de-obra ou equipamentos sofisticados, gerando prazos e custos baixos.

c) a ligação entre os vários elementos é facilmente executado por meio de colagem.

d) sua transparência permite sem dificuldade, inspeção visual de todas as áreas do modelo durante o ensaio.

Em contrapartida, o Acrílico possui as seguintes desvantagens:

a) não é linear, podendo-se entretanto admiti-lo linear para baixas deformações

b) possui fluência acentuada, sendo necessário aguardar estabilização das deformações

c) as propriedades variam ao longo dos anos (envelhecimento)

d) apresenta baixa dissipação de calor

e) é frágil, podendo ocorrer propagação de trincas.

As chapas de Acrílico são produzidas pelo sistema designado "CAST", ou seja, o ácido e despejado sobre uma placa e sob condições controladas há a solidificação do líquido. Por este processo nota-se ser o Acrílico um material Isotrópico.

Com a finalidade de determinar qual a influência das desvantagens citadas, verificar algumas propriedades mecânicas do Acrílico e escolher qual o tipo de cola mais adequada efetuou-se uma série de testes, que serão adiante descritos.

3.2.2. Testes com o Acrílico

3.2.2.1. Ensaio de Tração

O material adquirido é da marca "Brasiplex", sendo os corpos de prova confeccionados com as dimensões indicadas na Figura 7.

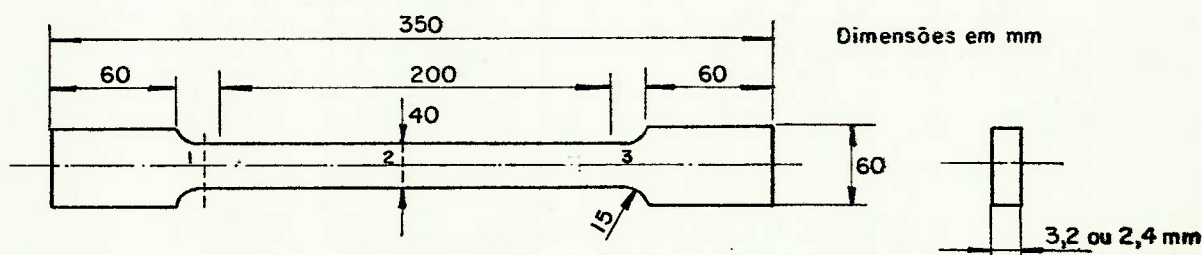


Figura 7 - Dimensões dos corpos de prova

Os testes foram realizados em 6 corpos de prova, na Divisão de Metalurgia do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A. Utilizou-se equipamento marca MTS, tipo MTS 810 Material Test System, que fornece, com ajuda de um extensômetro ligado ao corpo de prova, a curva Força x Deformação, com carga aplicada a taxa constante.

O Apêndice 1 apresenta, as curvas obtidas do ensaio, e todos os ajustes efetuados para geração da curva final.

A curva representativa do material está mostrada na Figura 8. Nota-se pela curva que para deformações menores que 0,5% material pode ser admitido linear. O módulo de elasticidade é então calculado para uma reta até este ponto, resultando o valor de 30300kg/cm².

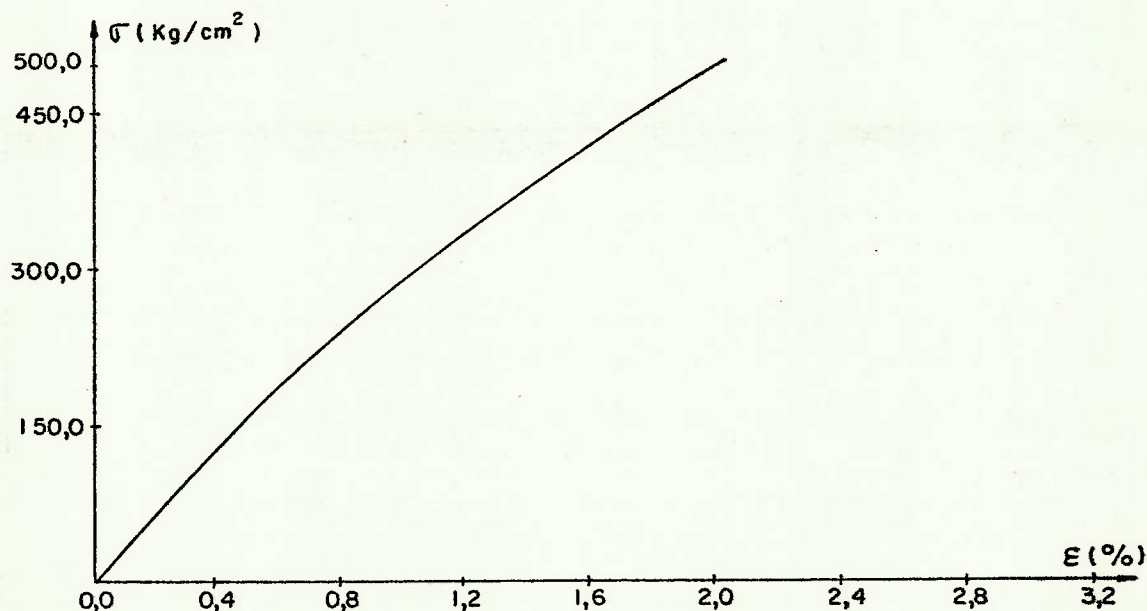


Figura 8 - Curva típica tensão x deformação para o acrílico

3.2.2.2. Ensaio de Tração do Material Colado

Para definir qual a cola a ser utilizada foram realizados ensaios de tração de corpos de prova com as dimensões mostradas na Figura 7, porém cortados a meio com primento e novamente recompostos por meio de colagem.

Dois tipos de colas foram verificadas:

a) Clorofórmio, um solvente que age sobre a superfície do Acrílico, permitindo fusão das partes a serem juntadas, seguida de evaporação do solvente.

b) Cola Plástica tipo "MP-33" fabricada pela "Brasiplex" que consiste na solução de polímero em monômero, que vêm a polimerizar na junta. Essa polimerização do monômero é induzida por ativação química (catalisador).

Executou-se tres corpos de prova com cada tipo de colagem e o ensaio teve o mesmo procedimento descrito no item anterior. O Apêndice I apresenta os corpos ensaiados, bem como os ajustes necessários para geração da curva final.

As curvas representativas de cada tipo de colagem, até a ruptura estão mostrados na Figura 9.

Verifica-se claramente que a cola plástica MP-33 apresenta melhores características tendo resistência de 50% da resistência do Acrílico, enquanto que para o clorofórmio este índice cai a 17%.

Outro resultado interessante, é que o módulo de elasticidade do material colado com MP-33 aproxima-se do módulo de elasticidade do Acrílico. Já o Clorofórmio altera essa característica do material de maneira sensível.

Dessa forma, opta-se pelo uso da cola plástica MP-33.

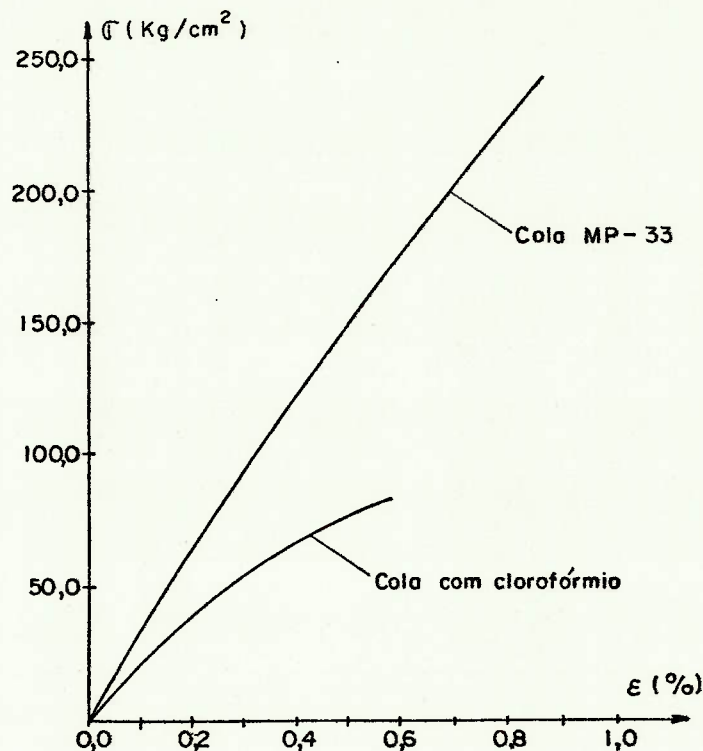


Figura 9 - Curvas típicas para os corpos colados

3.2.2.3. Ensaio com uma Barra em Balanço

Os objetivos deste ensaio foram os seguintes:

- a) verificar qual a influência do tipo de extensômetro e da corrente de excitação sobre o Acrílico.
- b) quantificar a fluência do Acrílico e verificar a linearidade dos resultados
- c) determinação do coeficiente de Poisson.

O arranjo e dimensões da barra ensaiada estão mostrados na Figura 10.

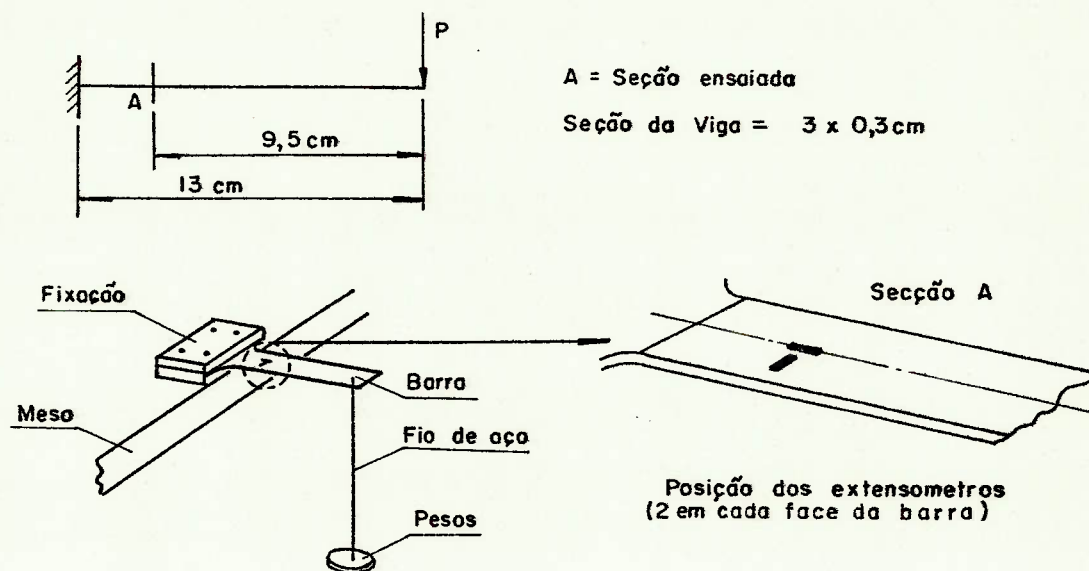


Figura 10 - Dimensões da barra e esquema do ensaio.

Inicialmente é importante esclarecer o princípio de funcionamento do extensômetro elétrico e como se processa a medição de cada um deles.

Os extensômetros do tipo de resistência elétrica são construídos em ligas metálicas, que se baseiam na variação da resistência elétrica de um fio, quando este sofre deformações.

A resistência elétrica de um fio é dada por:

$$R = \rho \frac{\ell}{S}$$

Por meio de adequada diferenciação desta equação, e desprezando os infinitésimos de 2ª ordem obtêm-se:

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + (1 + 2\nu)\epsilon$$

Ou seja, a resistência elétrica variará quando:

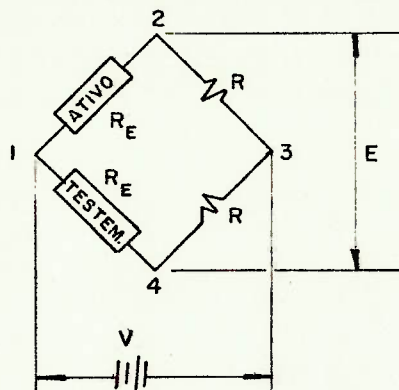
- variar as dimensões do material
- variar a resistividade específica

Para eliminar os efeitos indesejáveis da temperatura usa-se um extensômetro "testemunha", com mesmas características dos demais, ligado a um pedaço do material.

O ensaio foi executado em uso de extensômetro tipo KFC - 5 - C1 - 11 da Kyowa Instruments Co. Ltd, Japão tendo as seguintes características:

compensado para aço	10,8 PPM/°C
comprimento da grade	5mm
resistência	120Ω ± 0,3
"gage factor"	2,10 ± 1%

Por outro lado o princípio de medição, baseia-se na existência em cada canal seletor, de uma Ponte de Wheatstone. Essa ponte, já incluído o extensômetro "testemunha", tem o aspecto da Figura 11.



$$V = R_E (1 + R) i_E$$

Quando houver deformação no extensômetro ativo =

$$E = \frac{(R_E + \Delta R_E) R - R_E R}{(R_E + R)(R_E + \Delta R_E + R)}$$

Figura 11- Princípio de funcionamento do extensômetro elétrico

No instante que se conecta um determinado canal, atua-se sobre a ponte com uma corrente de excitação i_E , faz-se o balanceamento inicial (zero). Aplicada a deformação ao extensômetro ativo, lê-se a diferença de potencial E e daí proporcionalmente, a sua deformação.

O equipamento que foi usado na experiência é da Vishay Instruments, Pensilvania, pertencente à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, e possui meios de regular a corrente de excitação a ser aplicada à ponte.

O ensaio foi montado no esquema mostrado na Figura 12.

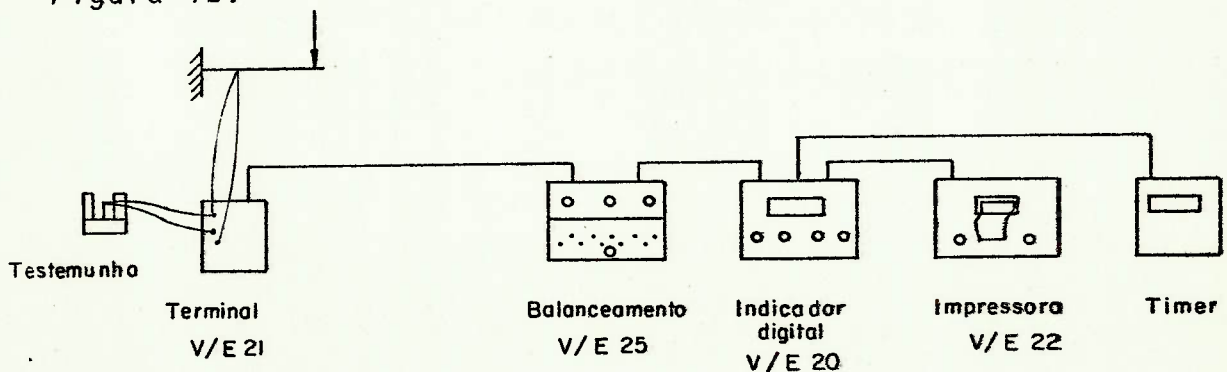


Figura 12- Esquema de montagem do ensaio

Como o Acrílico é um material que dissipa muito pouco calor, no instante em que se liga um determinado canal pode haver muita instabilidade na leitura, dependendo do valor da corrente, pois o extensômetro não dissipa calor.

A escolha final do valor da corrente de excitação foi feita tendo por base as recomendações da Vishay Ellis (12) e por verificações iterativas, conforme procedimento mostrado em detalhes no Apêndice 1. O valor finalmente escolhido foi:

$$i_E = 1,33 \text{ mA}$$

calibração interna = 119 (1 unidade de leitura = $8\mu\epsilon$)

Realizou-se então os ensaios com a Barra em Balanço, conforme detalhes do Apêndice 1, chegando-se às seguintes conclusões:

a) o material comportou-se de forma linear na faixa de deformações estudada, que engloba o máximo esperado na experiência do modelo do Catamarã no que se refere ao comportamento global (ver Figura 14)

b) os resultados experimentais são consistentes com o cálculo teórico, conforme se verifica na Figura 14 para o extensômetro nº 1

c) a fluência do Acrílico pode ser verificada pelas curvas obtidas para diferentes cargas, conforme Figura 13; atinge-se em média 93% da deformação total em apenas 30 segundos e em 10 minutos o resultado está estabilizado.

d) calculando-se as relações entre deformações transversais e longitudinais na barra, concluiu-se que o coeficiente de Poisson vale

$$\nu = 0,39$$

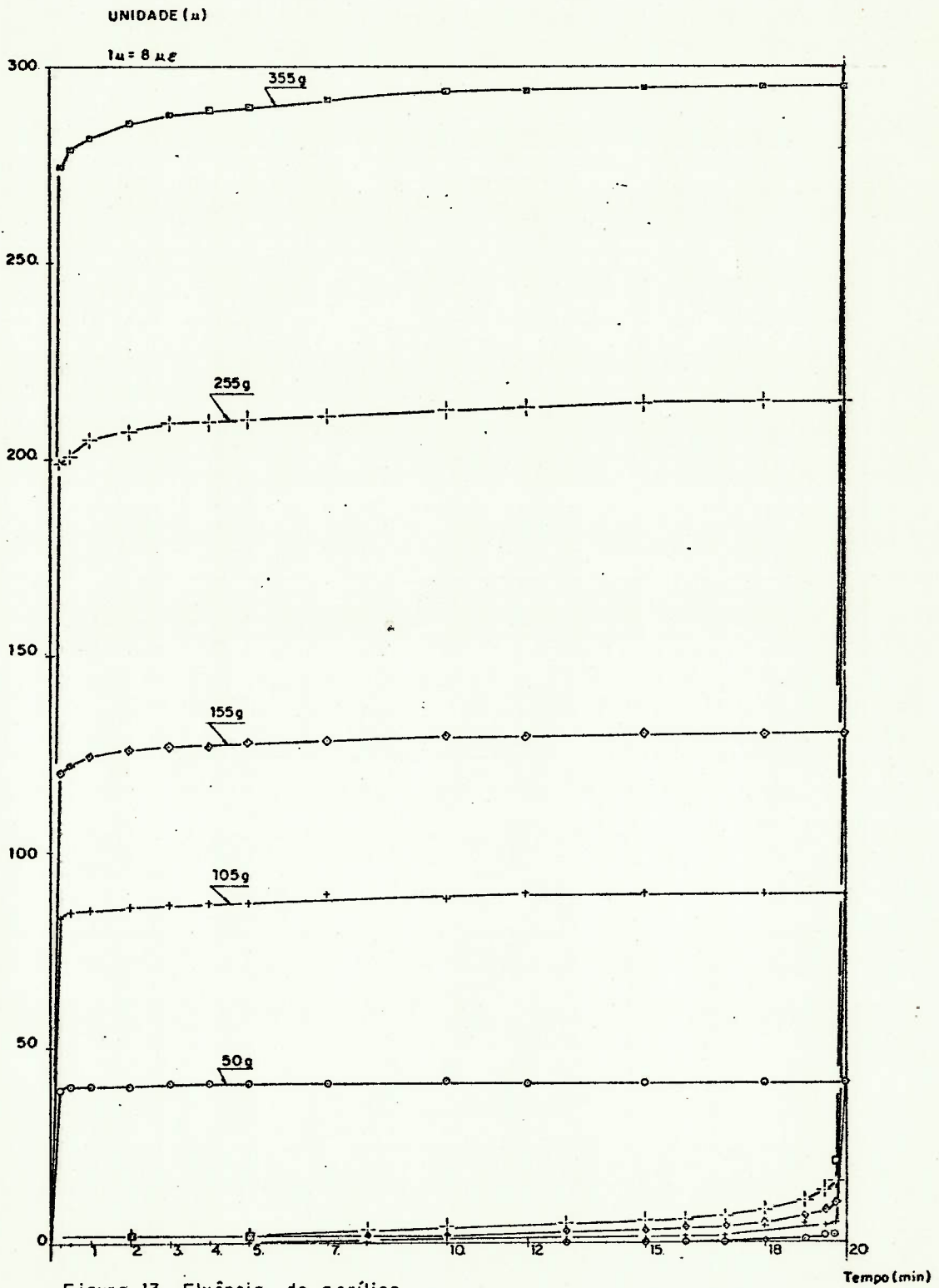


Figura 13 Fluência do acrílico

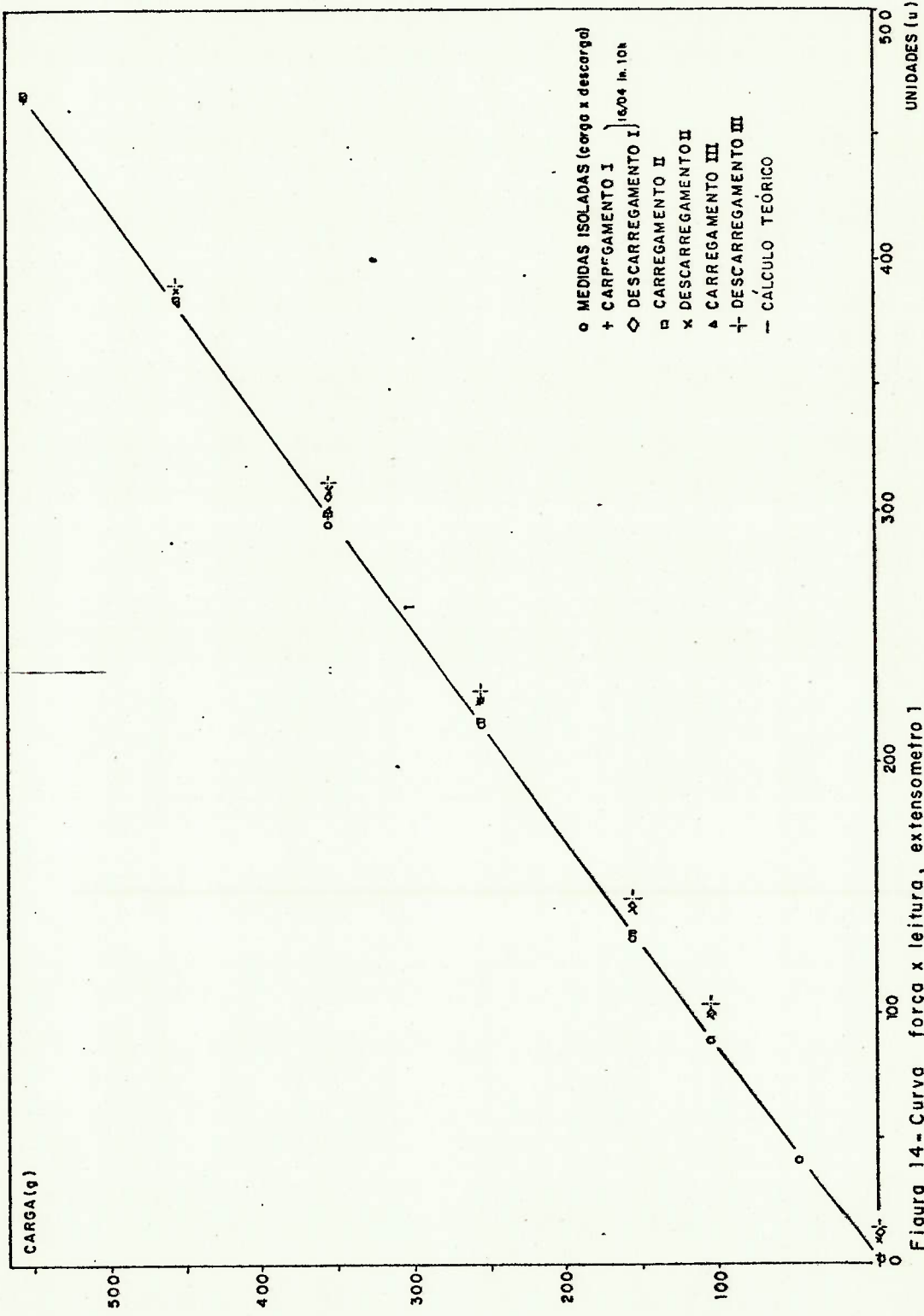


Figura 14- Curva força x leitura, extensometro 1

3.2.3. Determinação das Dimensões

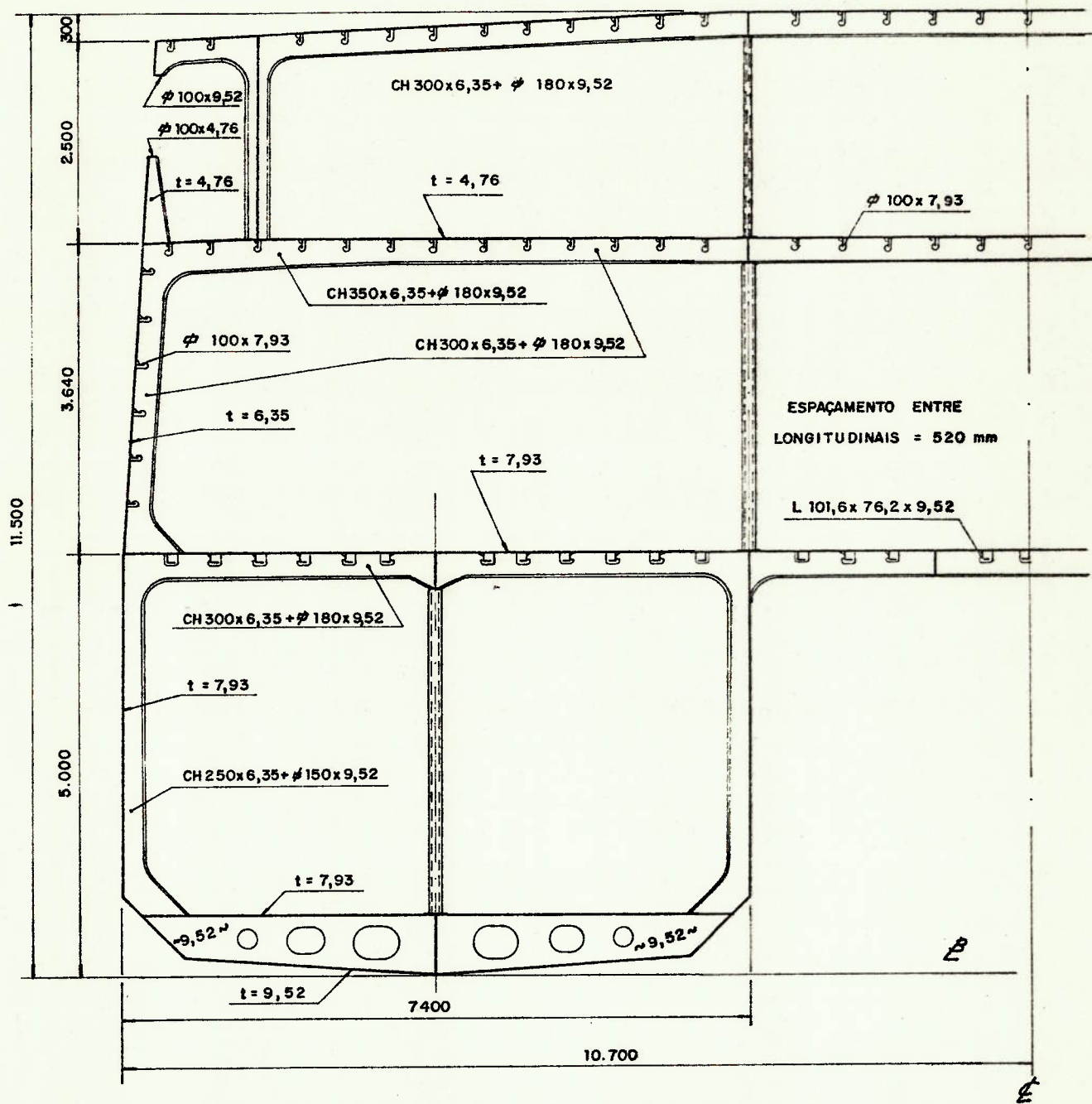
A idéia de se fazer o modelo representativo do Catamarã ora em operação na Região Amazonica, baseia-se no fato de se possuir todas as informações relativas a este projeto, e usar proporções que, de certa maneira, não estejam fora da realidade. A Figura 15 apresenta esquematicamente a Secção Mestra e o Perfil Estrutural da embarcação.

O modelo é dito semelhante à estrutura real quando as grandezas de maior interesse para o estudo, são relacionadas por fatores de proporcionalidade constantes. Para tanto são utilizados parâmetros adimensionais envolvendo as grandezas físicas em jogo. Tais parâmetros são os grupos de fatores π do Teorema de Buckingham, conforme Gaspar Ricardo (13).

As seguintes regras devem ser verificadas:

- 1) As estruturas devem ser geometricamente semelhantes
- 2) As respectivas matrizes de flexibilidade devem ser proporcionais
- 3) Os módulos de Poisson devem ser iguais para o modelo e para a estrutura real
- 4) A distribuição de cargas, envolvendo pontos de aplicação e direção dos esforços deve ser semelhante
- 5) As deformações no modelo e na estrutura real devem ser iguais.

Para a aplicação dessas regras foram feitas as seguintes simplificações:



ESCALA 1:75

Figura 15: Secção mestra do Catamarã.

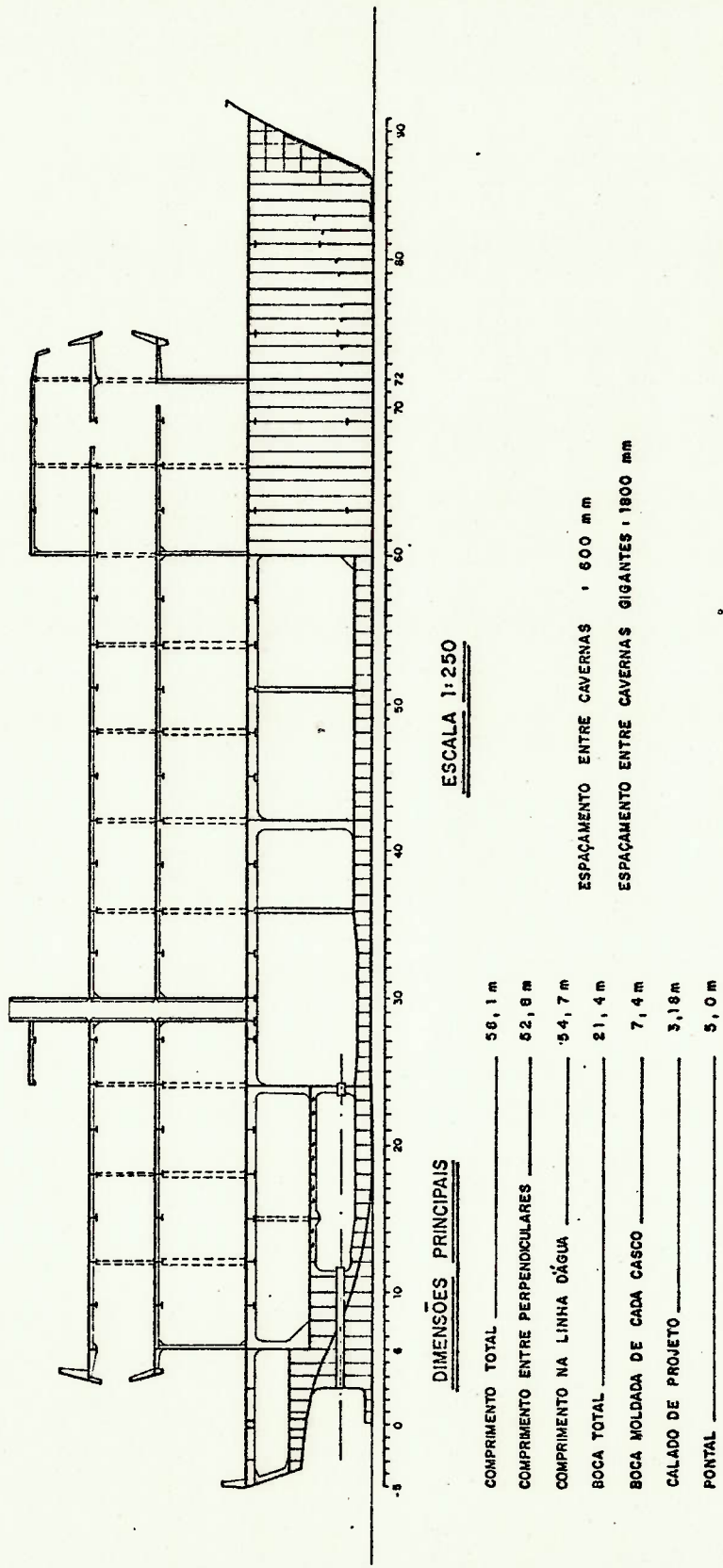


Figura 15 : (Continuação) Perfil estrutural.

- a) cascos do modelo em caixas prismáticas de secção retangular proporcionais à secção mestra do Catamarã original
- b) modelo de Acrílico em placa sem reforços leves
- c) desconsideram-se todas as grandes aberturas existentes na superestrutura do Catamarã real.

Pelas considerações acima nota-se que o modelo não deverá refletir exatamente as formas e particularidades da embarcação real, por isso será apenas representativo da mesma.

As quatro primeiras regras são imediatas, a menos da terceira. Pelos resultados do ensaio da Barra em Balanço notou-se que o coeficiente de Poisson vale 0,39, contra 0,30 do Aço. A influência disso só poderia ser quantificada numa comparação direta das deformações do modelo em Acrílico e da estrutura real em Aço. Para efeito deste estudo, foram desenvolvidos os cálculos para $\nu = 0,39$.

Para aplicação da 5ª regra, consideram-se como parâmetros mais importantes a rigidez à flexão do casco e a rigidez à torção da superestrutura. Justifica-se este procedimento pois o momento torçor transmitido à superestrutura decorre basicamente da flexão do casco, conforme Figura 16.

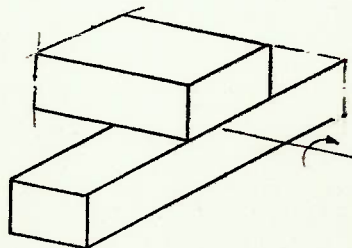


Figura 16 - Distribuição do momento torçor

Usualmente no estudo de modelos em Engenharia Naval há predominância de esforços inerciais que são proporcionais ao cubo do fator de escala. Embora no caso, a aplicação de cargas seja estática e portanto a relação acima possa ser alterada, pretende-se estender o estudo futuramente, verificando o comportamento de modelos em Tanque de Provas. Portanto a 5ª regra fica:

- rigidez à flexão do casco proporcionais

$$\frac{F_r L_r^2}{E_r I_{cr}} = \frac{FL^2}{EI_c} \Rightarrow E_r I_{cr} = \frac{F_r L_r^2}{FL^2} \cdot EI_c = \lambda^3 \cdot \lambda^2 \cdot EI_c$$

$$\therefore E_r I_{cr} = \lambda^5 \cdot EI_c$$

- rigidez à torção da superestrutura proporcionais

$$\frac{F_r L_r^2}{G_s J_{sr}} = \frac{FL^2}{GJ_s} \Rightarrow G_r J_{sr} = \frac{F_r L_r^2}{FL^2} \cdot GJ_s = \lambda^3 \cdot \lambda^2 \cdot GJ_s$$

$$\therefore G_r J_{sr} = \lambda^5 \cdot GJ_s$$

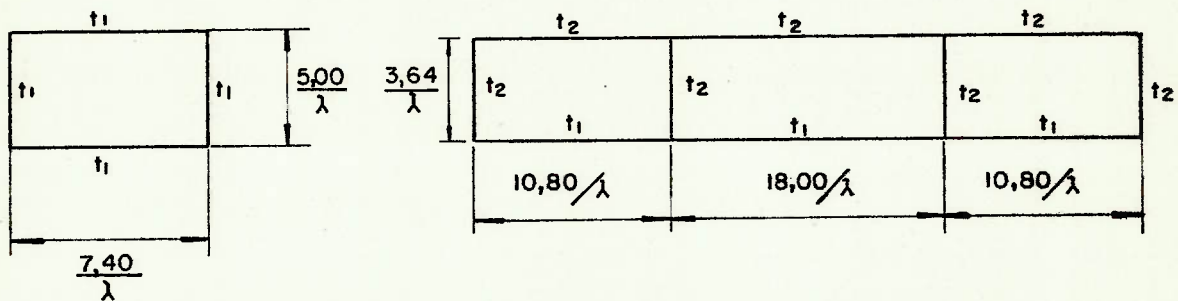
Para o cálculo do momento de inercia à torção da superestrutura, será distribuído ao chapeamento as áreas dos vaus gigantes.

Os resultados para o Catamarã real são então:

$$\left. \begin{array}{l} I_{cr} = 11189 \text{ cm}^2 \text{ m}^2 \\ E_r = 2100000 \text{ kg/cm}^2 \end{array} \right\} E_r I_{cr} = 2,350 \times 10^{10} \text{ kg.m}^2$$

$$\left. \begin{array}{l} J_{sr} = 69149 \text{ cm}^2\text{m}^2 \\ G_r = 808000 \text{ kg/cm}^2 \end{array} \right\} GJ_{sr} = 5,587 \times 10^{10} \text{ kg m}^2$$

Para o cálculo das propriedades geométricas do modelo, valem os esquemas da Figura 17. Pretende-se usar duas espessuras diferentes, a do casco mais espessa, como no caso real.



Seção transversal
do casco

Seção longitudinal da
superestrutura

Figura 17 - Dimensões do modelo: Cálculo das propriedades

Nessas condições resultou:

$$\left. \begin{array}{l} I_c = 11333 \frac{t_1}{\lambda^3} \text{ cm}^2\text{m}^2 \\ E = 30300 \text{ kg/cm}^2 \end{array} \right\} EI_c = 343,39 \times 10^6 \frac{t_1}{\lambda^3} \text{ kgm}^2$$

$$J_s = \frac{95494,74}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,405}{t_2}\right)\lambda^3} + \frac{114476,54}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,674}{t_2}\right)\lambda^3} \text{ cm}^2\text{m}^2$$

$$G = 10900 \text{ kg/cm}^2$$

$$\Rightarrow GJ_s = \frac{1040,89 \times 10^6}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,405}{t_2}\right)\lambda^3} + \frac{1247,79 \times 10^6}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,674}{t_2}\right)\lambda^3} \text{ kg m}^2$$

Aplicando os critérios de semelhança:

$$\bullet G_r J_{sr} = \lambda^5 GJ_s$$

$$5,587 \times 10^{10} = \lambda^5 \cdot \left[\frac{1040,89 \times 10^6}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,405}{t_2}\right)\lambda^3} + \frac{1247,79 \times 10^6}{\left(\frac{1}{t_1} + \frac{1,674}{t_2}\right)\lambda^3} \right]$$

que resulta na relação:

$$53,675 = \lambda^2 \cdot \left(\frac{1}{\frac{1}{t_1} + \frac{1,405}{t_2}} + \frac{1,2}{\frac{1}{t_1} + \frac{1,674}{t_2}} \right) \quad (1)$$

$$\bullet E_r I_{cr} = \lambda^5 E I_c$$

$$2,35 \times 10^{10} = \lambda^5 \times 343,39 \times 10^6 \frac{t_1}{\lambda^3} \Rightarrow \lambda^2 t_1 = 68,435 \quad (2)$$

Colocando λ^2 em função de t_1 em (2), substituindo em (1)

$$53,675 = \frac{68,435}{t_1} \left(\frac{1}{\frac{1}{t_1} + \frac{1,405}{t_2}} + \frac{1,2}{\frac{1}{t_1} + \frac{1,674}{t_2}} \right)$$

Resolvendo esta equação, obtêm-se:

$$\frac{t_1}{t_2} = 1,169 \quad (3)$$

Com as condições (2) e (3) resultam os conjuntos (t_1, t_2, λ) que satisfazem as condições de semelhança.

Adotam-se algumas restrições às dimensões do modelo:

- a) manuseio ou reparo de alguma peça no interior da superestrutura
- b) uso dos equipamentos disponíveis
- c) facilidade de transporte.

Escolhe-se então arbitrariamente:

Escala $\lambda = 36$

Comprimento $l = 1,500\text{m}$

Boca total $b_t = 0,595\text{m}$

Pontal $h = 0,140\text{m}$

Altura da superestrutura $h_s = 0,101\text{m}$

As espessuras que satisfazem (2) e (3) são menores que a mínima disponível no mercado (1,0mm). A partir então de um estudo inicial de instabilidade das placas de Acrílico, mostrado no Apêndice 2 e mantendo a relação (3) de forma a manter, pelo menos qualitativamente, o comportamento do modelo em relação ao real, escolhe-se

Espessura do casco $t_1 = 3,2\text{mm}$

Espessura da superestrutura $t_2 = 2,4\text{mm}$

Para estabelecer a configuração final do modelo, resta definir qual a extensão da superestrutura a considerar.

Conforme se notou na Figura 15, a superestrutura do Catamarã possui basicamente três regiões, duas células fechadas extremas (cavernas 6 a 30 e 60 a 72) e uma célula fechada central. Submetido aos esforços de torção, naturalmente as três células interagem para absorvê-los. Entretanto, conceitualmente pode-se imaginar duas maneiras básicas de resistir a estes esforços:

- somente com a célula central
- somente com as duas células das extremidades

Em geral, pode-se dizer que o segundo arranjo é mais efetivo para resistir a estes esforços. As anteparas extremas da superestrutura estando mais distantes do centro de torção absorvem maiores esforços, tornando o arranjo com duas células extremas mais rígido, quando comparado àquele com a célula central, conforme mostra a Figura 18.



Figura 18 - Arranjo com uma célula central ou duas células extremas

O procedimento proposto pela NAVSHIPS (14), para avaliação do peso de aço de Catamarãs também considera somente as células extremas efetivas, desprezando completamente a contribuição da célula central. Dessa forma, decidiu-se elaborar o modelo com uso apenas das duas células extremas.

O aspecto geral do modelo e suas dimensões definitivas estão mostrados na Figura 19.

É importante ressaltar que, após recebimento do material constatou-se que as espessuras reais são menores que as espessuras nominais. Portanto, os valores reais médios encontrados passam a ser usados nos cálculos, e valem:

Espessura do casco $t_1 = 2,9\text{mm}$

Espessura da superestrutura $t_2 = 2,3\text{mm}$

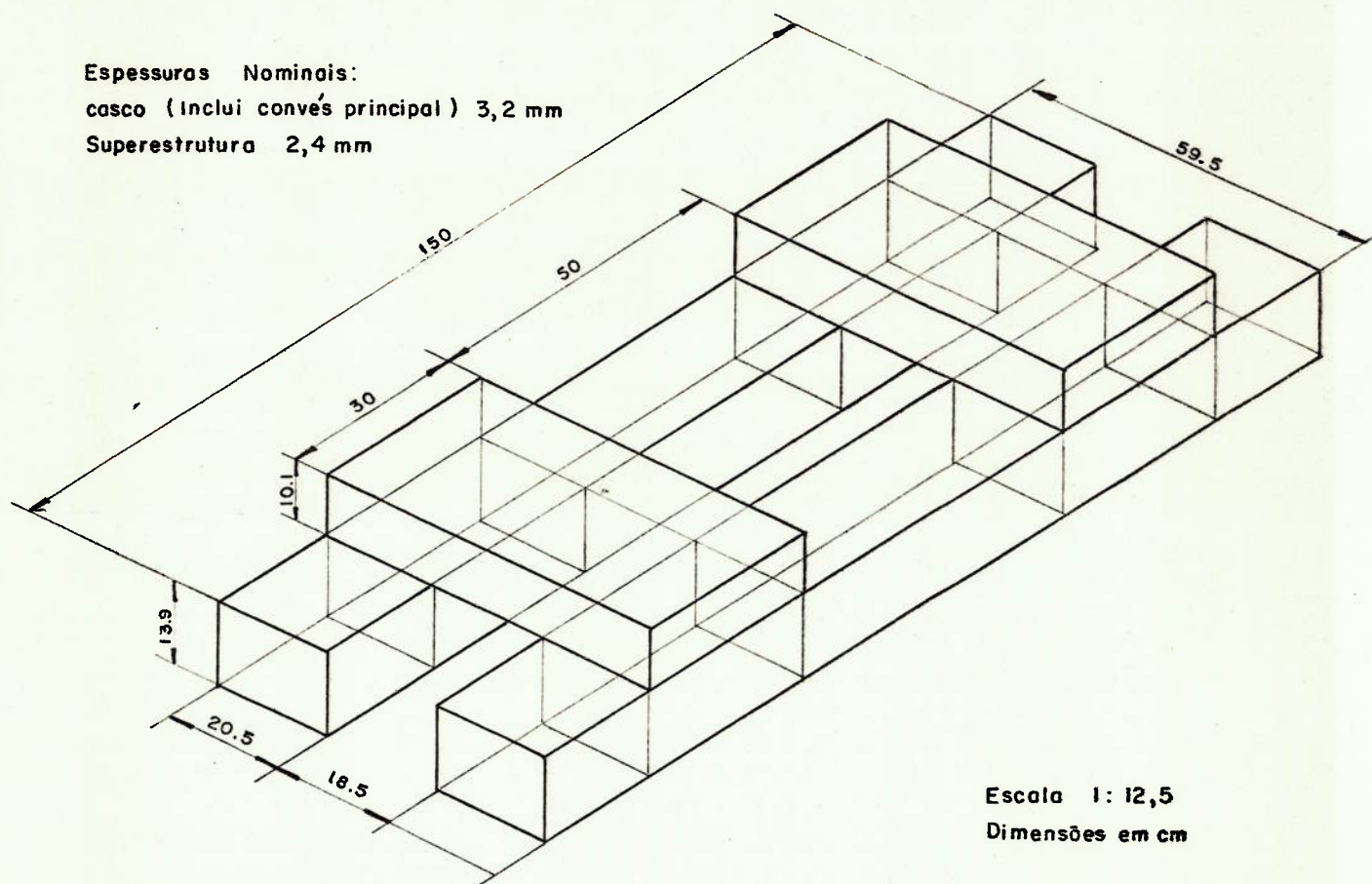


Figura 19 - Dimensões gerais do modelo em acrílico

3.3. Descrição da Experiência

A experiência foi realizada no Laboratório de Análise Experimental da DINAV-IPT.

A aplicação de cargas no modelo simula a condição de Encalhe/Docagem, tendo entretanto escopo mais geral, pois decidiu-se aplicar esta carga na extremidade do modelo. O caso de Docagem/Encalhe usualmente recomendado seria então um caso particular, pois na ligação casco com superestrutura ocorre ação apenas de forças cortantes. A Figura 20 ilustra os dois critérios mencionados.

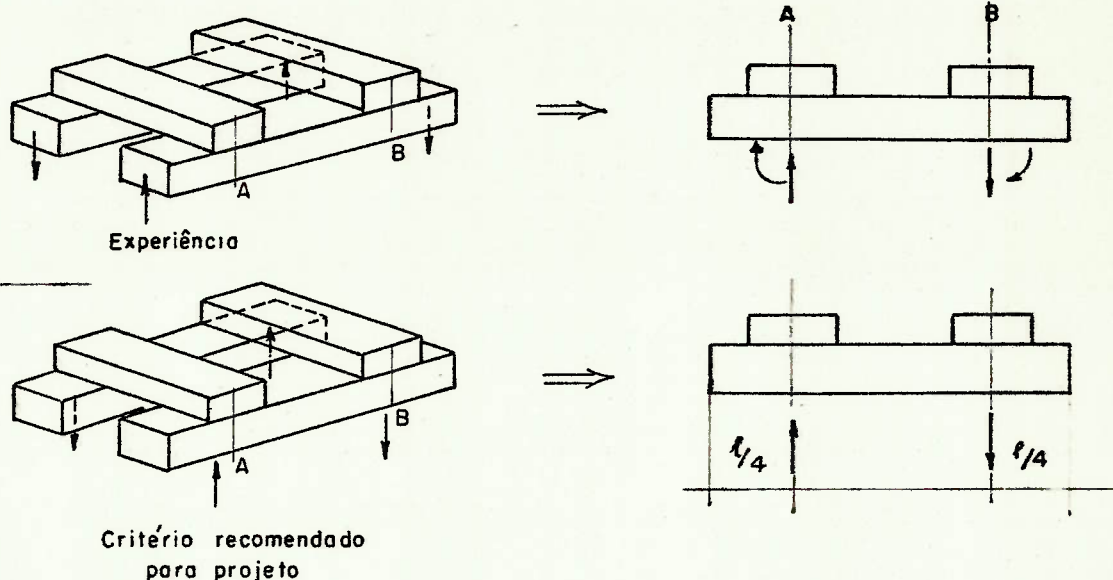


Figura 20 - Comparação do esquema de aplicação das cargas

Para a montagem da experiência usou-se da Mesa de Aço do Laboratório. As cargas foram aplicadas por meio de pesos a uma das extremidades do modelo, sendo as demais devidamente vinculadas por meio de calços de madeira e um gancho, conforme o sentido da reação. A Figura 21 apresenta um esquema de todo dispositivo montado para execução da experiência.

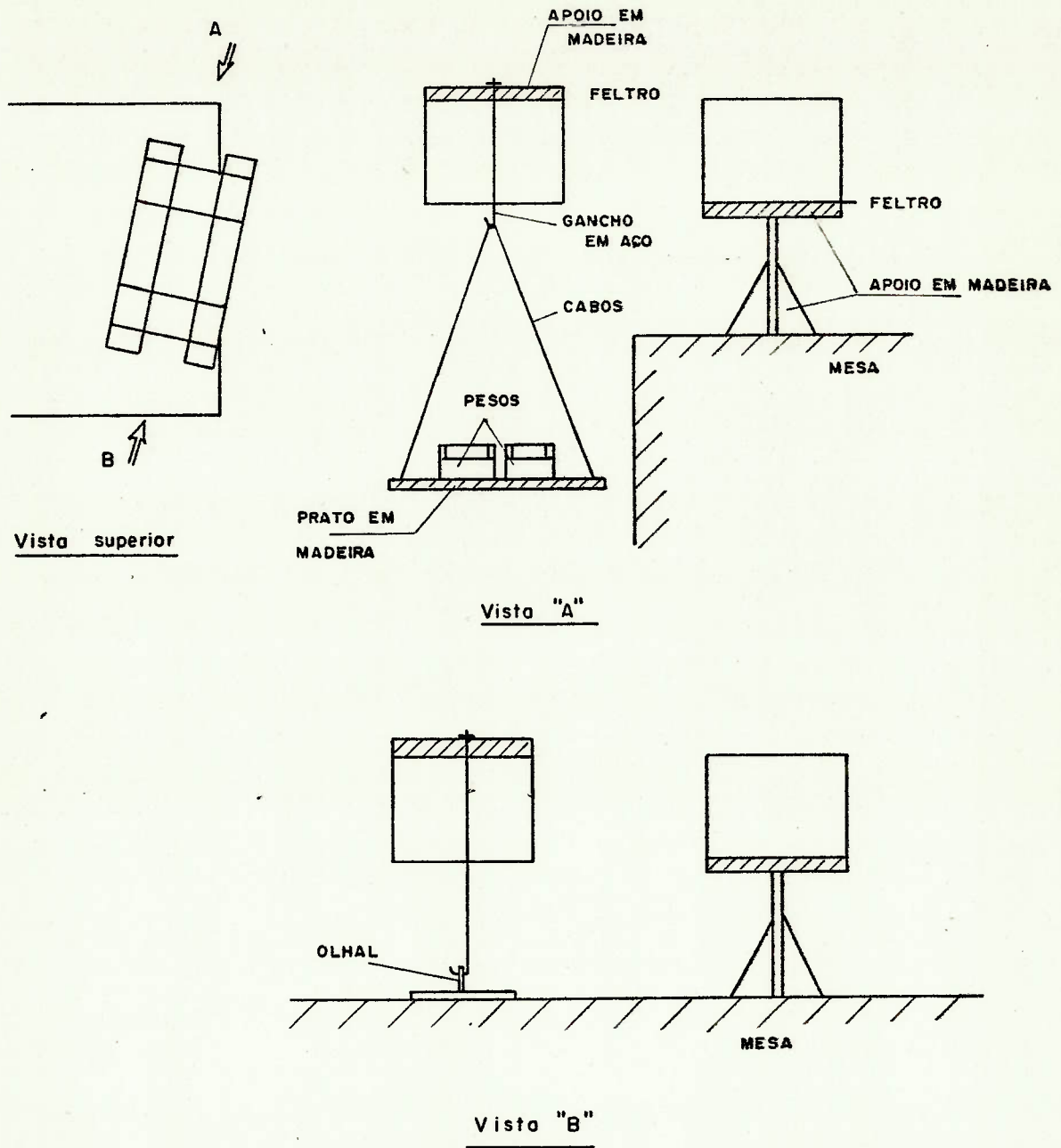


Figura 21 - Dispositivo de apoio e aplicação das cargas

A instrumentação do modelo e a medição dos resultados foram elaboradas tendo por base as conclusões do estudo com a Barra em Balanço. Em resumo, utilizou-se:

- Extensômetros marca Kyowa Eletronic Instruments Co. Ltd Japão - tipo KFC-5-C1-11 (o mesmo da barra em balanço) e KFC-5-D17-11, com as características:
 - compensado para aço $10,8\text{PPM}/^{\circ}\text{C}$
 - comprimento da grade 5mm
 - resistência $120\Omega \pm 0,6$
 - "gage Factor" $2,10 \pm 1\%$
- Leituras segundo esquema da Figura 12 com Indicador Digital V/E - 20A, conectado a caixas V/E - 24 que por sua vez eram ligadas a terminais V/E - 21, todos da marca Vishay Instruments, Estados Unidos.
- Leitura com corrente de excitação de 1.33mA, correspondendo a leitura com fator de redução 8 (1 unidade de leitura = $8\ \mu\epsilon$)
- Impressora V/E - 22 conectada a um Timer calibrado para impressões de 10 em 10 minutos

Instrumentou-se as seguintes regiões:

a) secções de simetria no casco e superestrutura por meio de rosetas, conforme Figura 22(a).

b) secção de ligação da superestrutura com o casco com extensômetros uniaxiais, a fim de levantar a distribuição de tensões normais, Figura 22(b).

c) em pontos onde ocorrem concentração de tensões, na transição casco x superestrutura, Figura 22(c).

A justificativa de se instrumentar as secções segundo a) e b) é apresentada no Capítulo 4 deste trabalho.

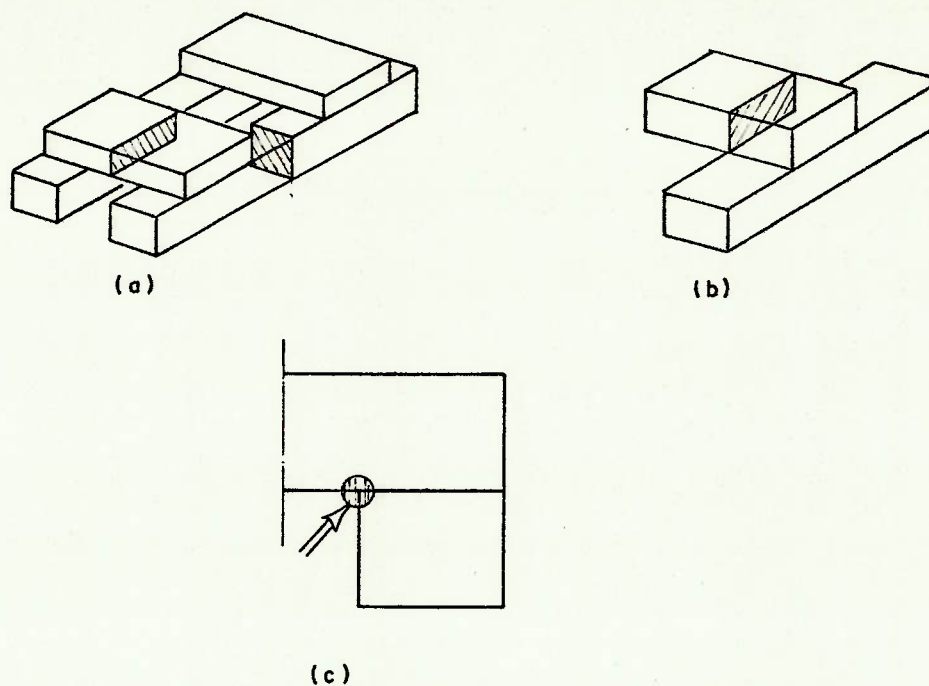


Figura 22 - Locais Instrumentados

Dessa maneira utilizou-se um total de 58 extensômetros elétricos, cuja disposição e numeração estão nas Figuras 23 e 24. Todas as rosetas já são fornecidas montadas sobre uma mesma base pelo fabricante.

Do estudo inicial de instabilidade, mostrado no Apêndice 2, concluiu-se por aplicação de força máxima de 80 kg.

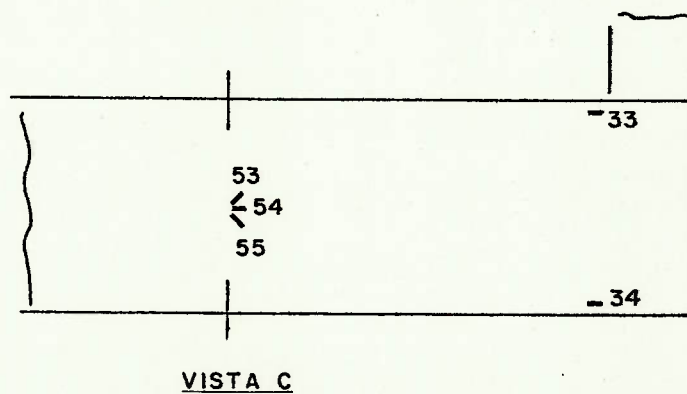
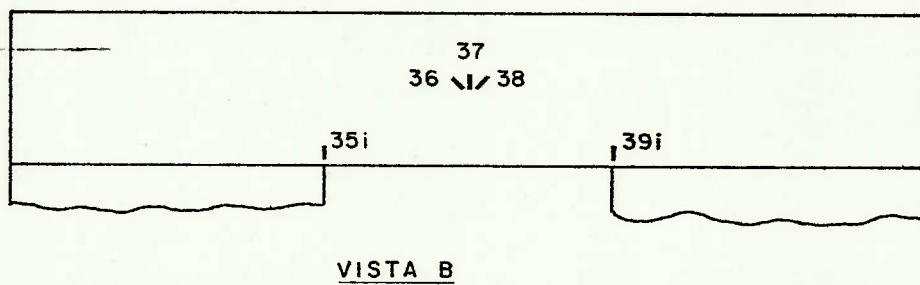
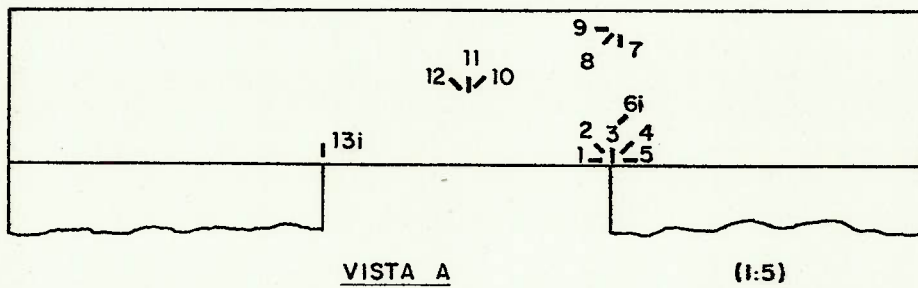
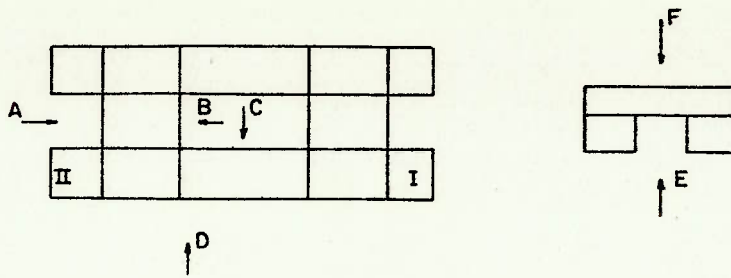
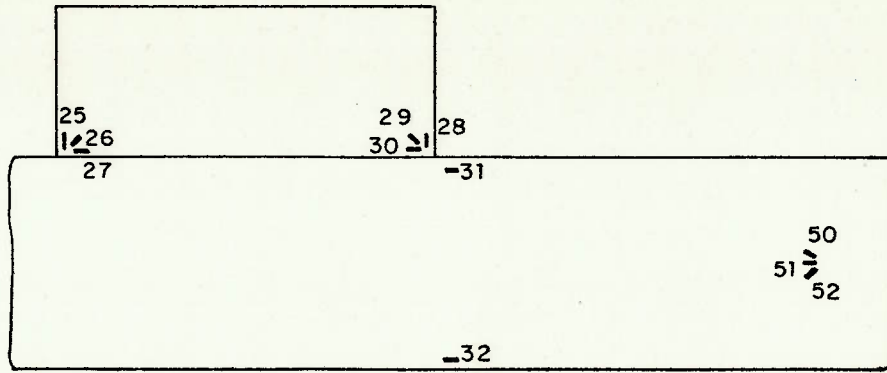
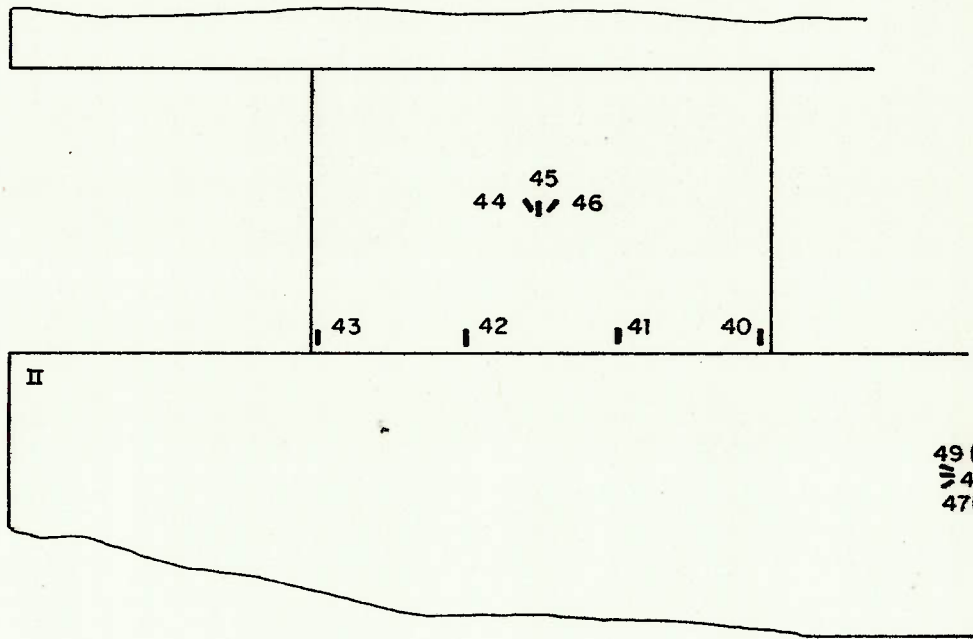


Figura 23 - Posição dos extensômetros elétricos no modelo
(Vistas A, B, C)

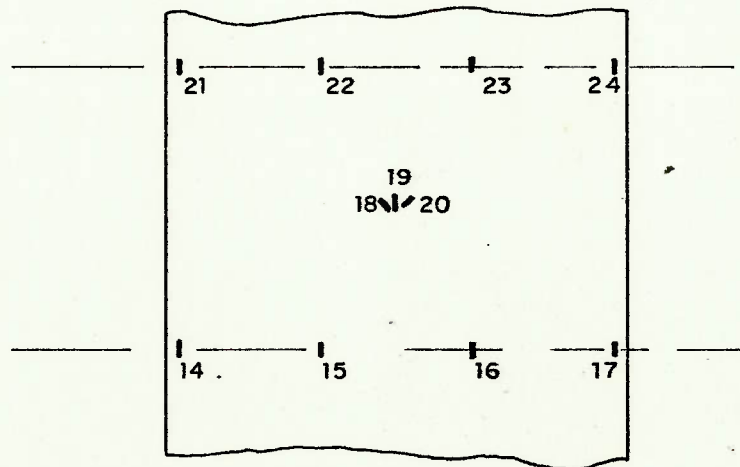
O índice *i* significa interno à placa



VISTA D



VISTA E



VISTA F

Figura: 24 - Posição dos extensômetros elétricos no modelo
(Vistas D, E, F)

3.4. Resultados do Ensaio

O Apêndice 3 apresenta uma tabela típica resultante, fornecida pela impressora V/E 24, e as Curvas Carga Aplicada versus Leitura do Aparelho, levantadas a partir das tabelas para cada extensômetro.

Verifica-se que:

- os dados obtidos do ensaio estão em geral consistentes, obtendo-se boa linearidade nas curvas.
- nos extensômetros pouco carregados, a própria precisão do aparelho ($\pm 0,5$) passa a influir na leitura, e os resultados não foram satisfatórios; isso ocorreu nos n^{os} 11, 16, 19, 25, 32, 33, 34, 36, 41, 42, 45, 48, 51, 54, 57.

Para se efetuar a comparação dos resultados com outros métodos arbitrou-se uma carga aplicada de 40 kg. A Tabela 1 apresenta as leituras correspondentes à carga acima para cada extensômetro.

A redução dos valores lidos a tensões é feito de duas maneiras:

a) medidas uniaxiais: fazendo a hipótese que a deformação em qualquer outra direção é muito menor que a deformação correspondente, reduz-se a

$$\sigma = \epsilon E$$

lembrando que $\epsilon = 8 \times 10^{-6} \times$ (Leitura) e $E = 30300 \text{ kg/cm}^2$, obtêm-se a Tabela 2 para os extensômetros correspondentes.

b) rosetas a 45° : nesse caso tem-se um estado plano de tensões e, de acordo com Gaspar Ricardo (13), sendo $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ as medidas efetuadas, como na Figura 25:

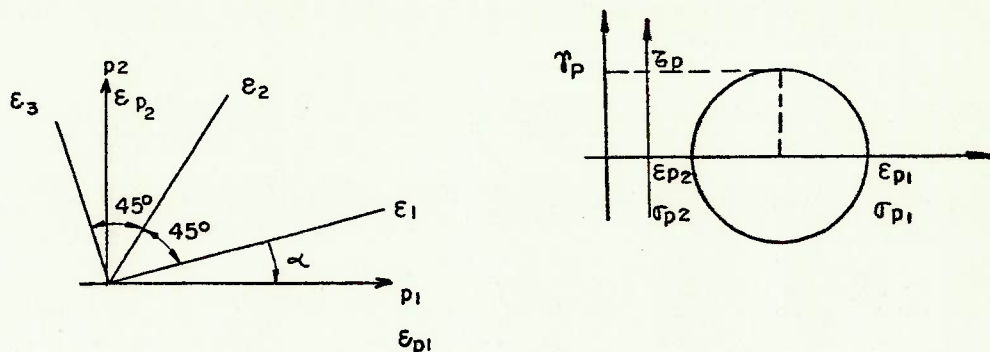


Figura 25 - Eixos principais p_1 e p_2 em relação à medida da roseta

as deformações principais e o ângulo (α) correspondente va
lem

$$\epsilon_{p_1} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2} + \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2}$$

$$\epsilon_{p_2} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2} - \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2}$$

$$\gamma_p = \sqrt{2} \times \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2}$$

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{\epsilon_1 - 2\epsilon_2 + \epsilon_3}{\epsilon_1 - \epsilon_3}$$

Por outro lado, as tensões principais e as tensões correspondentes a ϵ_1 e ϵ_3 podem ser calculadas pelas formulações do estado duplo das tensões

$$\sigma_{p_1} = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_{p_1} + \nu \epsilon_{p_2})$$

$$\sigma_{p_2} = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_{p_2} + \nu \epsilon_{p_1})$$

$$\tau_p = \frac{\sigma_{p_1} - \sigma_{p_2}}{2}$$

$$\sigma_1 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_1 + \nu \epsilon_3)$$

$$\sigma_3 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_3 + \nu \epsilon_1)$$

Efetuou-se um programa na calculadora HP-85, resultando para as rosetas utilizadas os valores apresentados na Tabela 3.

TABELA 1 - Leituras do Ensaio para P = 40 kg

Nº	LEITURA	Nº	LEITURA	Nº	LEITURA
1	-11	21	-93	41	+1
2	-240	22	-15	42	0
3	-202	23	-5	43	-63
4	-62	24	-14	44	+18
5	+9	25	+4	45	-2
6	-270	26	-55	46	-19
7	-33	27	-11	47	-26
8	+71	28	+33	48	+2
9	+74	29	+35	49	+25
10	+122	30	-14	50	+28
11	+3	31	-18	51	+2
12	-116	32	-1	52	-26
13	+250	33	+1	53	-32
14	+86	34	+4	54	+4
15	+10.5	35	-43	55	+36
16	+2	36	-4	56	-27
17	+10.5	37	+5	57	+3
18	+20	38	+12	58	+26
19	+3	39	+61		
20	-29	40	-20		

- Precisão da medida:

± 0,5 unidade

- Para leituras menores que 5 unidades, a precisão passa a ter influência maior que ±10% no resultado

TABELA 2 - Tensões das Medidas Uniaxiais para P = 40 kg

Nº	σ (kg/cm ²)	Nº	σ (kg/cm ²)
6	-65,45	31	-4,36
13	60,60	32	-0,24
14	20,85	33	+0,24
15	2,55	34	+0,97
16	0,49	35	-10,42
17	2,55	39	+14,79
21	-22,54	40	-4,85
22	-3,64	41	+0,24
23	-1,21	42	0,
24	-3,39	43	-15,27

TENSOES EM Kg/cm^2
 0 EM RADIANS

ROSETA==> 02-01-00

E1= -1616.0	E2= -1920.0
E3= -88.0	$\alpha=-4.749E-001$
EP1= 461.1	EP2= -2165.1
$\Gamma= 2626.3$	$\tau= 28.6244$
$\sigma P1= -13.6962$	$\sigma P2= -70.9451$
$\sigma 1= -58.9748$	$\sigma 3= -25.6666$

ROSETA==> 04-03-02

E1= 72.0	E2= -496.0
E3= -1616.0	$\alpha=-1.580E-001$
EP1= 116.0	EP2= -1560.0
$\Gamma= 1776.0$	$\tau= 19.3567$
$\sigma P1= -18.9902$	$\sigma P2= -57.7036$
$\sigma 1= -19.9489$	$\sigma 3= -56.7449$

ROSETA==> 08-07-06

E1= 592.0	E2= 568.0
E3= -264.0	$\alpha=-3.782E-001$
EP1= 752.6	EP2= -424.6
$\Gamma= 1177.1$	$\tau= 12.8297$
$\sigma P1= 20.9759$	$\sigma P2= -4.6835$
$\sigma 1= 17.4760$	$\sigma 3= -1.1836$

ROSETA==> 09-10-11

E1= 976.0	E2= 24.0
E3= -928.0	$\alpha=00.000E-001$
EP1= 976.0	EP2= -928.0
$\Gamma= 1904.0$	$\tau= 20.7522$
$\sigma P1= 21.9444$	$\sigma P2= -19.5601$
$\sigma 1= 21.9444$	$\sigma 3= -19.5601$

ROSETA==> 19-18-17

E1= -232.0	E2= 24.0
E3= 160.0	$\alpha=14.853E-002$
EP1= 169.0	EP2= -241.0
$\Gamma= 410.0$	$\tau= 4.4682$
$\sigma P1= 2.6800$	$\sigma P2= -6.2564$
$\sigma 1= -6.0607$	$\sigma 3= 2.4843$

ROSETA==> 26-25-24

E1= -88.0	E2= -440.0
E3= 32.0	$\alpha=-7.130E-001$
EP1= 388.3	EP2= -444.3
$\Gamma= 832.7$	$\tau= 9.0757$
$\sigma P1= 7.6849$	$\sigma P2= -10.4666$
$\sigma 1= -2.6987$	$\sigma 3= -.0829$

ROSETA==> 27-28-29

E1= 264.0	E2= 280.0
E3= -112.0	$\alpha=-4.131E-001$
EP1= 353.4	EP2= -201.4
$\Gamma= 554.8$	$\tau= 6.0473$
$\sigma P1= 9.8224$	$\sigma P2= -2.2722$
$\sigma 1= 7.8732$	$\sigma 3= -.3230$

ROSETA==> 37-36-35

E1= 96.0	E2= 40.0
E3= -32.0	$\alpha=-6.217E-002$
EP1= 96.5	EP2= -32.5
$\Gamma= 129.0$	$\tau= 1.4060$
$\sigma P1= 2.9955$	$\sigma P2= .1835$
$\sigma 1= 2.9846$	$\sigma 3= .1944$

ROSETA==> 45-44-43

E1= -152.0	E2= -16.0
E3= 144.0	$\alpha=-4.045E-002$
EP1= 144.5	EP2= -152.5
$\Gamma= 297.0$	$\tau= 3.2368$
$\sigma P1= 3.0381$	$\sigma P2= -3.4355$
$\sigma 1= -3.4249$	$\sigma 3= 3.0275$

ROSETA==> 48-47-46

E1= 200.0	E2= 16.0
E3= -208.0	$\alpha=-4.886E-002$
EP1= 201.0	EP2= -209.0
$\Gamma= 410.0$	$\tau= 4.4682$
$\sigma P1= 4.2695$	$\sigma P2= -4.6669$
$\sigma 1= 4.2482$	$\sigma 3= -4.6456$

ROSETA==> 49-50-51

E1= 224.0	E2= 16.0
E3= -208.0	$\alpha=-1.851E-002$
EP1= 224.1	EP2= -208.1
$\Gamma= 432.3$	$\tau= 4.7117$
$\sigma P1= 5.1091$	$\sigma P2= -4.3143$
$\sigma 1= 5.1059$	$\sigma 3= -4.3111$

ROSETA==> 54-53-52

E1= 288.0	E2= 32.0
E3= -256.0	$\alpha=-2.937E-002$
EP1= 288.5	EP2= -256.5
$\Gamma= 544.9$	$\tau= 5.9395$
$\sigma P1= 6.7342$	$\sigma P2= -5.1447$
$\sigma 1= 6.7240$	$\sigma 3= -5.1345$

ROSETA==> 57-56-55

E1= 208.0	E2= 24.0
E3= -216.0	$\alpha=-6.565E-002$
EP1= 209.8	EP2= -217.8
$\Gamma= 427.7$	$\tau= 4.6614$
$\sigma P1= 4.4627$	$\sigma P2= -4.8601$
$\sigma 1= 4.4226$	$\sigma 3= -4.8200$

4. ANÁLISE DA ESTRUTURA POR TEORIAS SIMPLES DE VIGAS

4.1. Avaliação dos Esforços

Métodos simples, ainda que grosseiros, são importantes para o cálculo inicial de uma estrutura, pois pode-se avaliar uma variedade de arranjos e concepções sem dispêndio apreciável de prazo e custo. Por outro lado, o refinamento de tais métodos, sem perder de vista os aspectos de simplicidade, podem baratear grandemente a fase posterior de Análise da Estrutura.

No caso presente, a estrutura tridimensional do Catamarã, constituída basicamente pelos cascos e pelas superestruturas nas regiões de vante e de ré, pode ser idealizada a um quadro plano simétrico, composto por quatro vigas com as mesmas propriedades geométricas dos elementos da estrutura original, cujos centros coincidem com o eixo das secções originais, desprezando-se a excentricidade vertical entre as vigas. Essa idealização é mostrada na Figura 26.

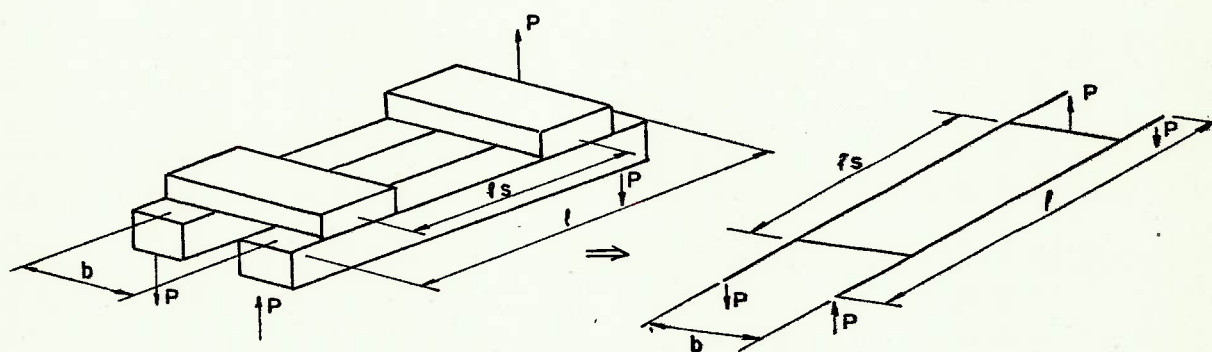


Figura 26 - Idealização do catamarã a um quadro plano

O quadro plano é internamente hiperestático, no caso sem vinculação externa, podendo ser resolvido mediante indução de um ou mais cortes em sua estrutura. Ao se fazer estes cortes, surgem como incógnitas os esforços internos nessa secção.

A aplicação externa das cargas apresentada na Figura 26, é anti-simétrica. Nos planos de simetria os deslocamentos também devem ser anti-simétricos, donde se conclui que nestas secções somente as forças cortantes e os momentos torçores diferem de zero, conforme se apresenta na Figura 27.

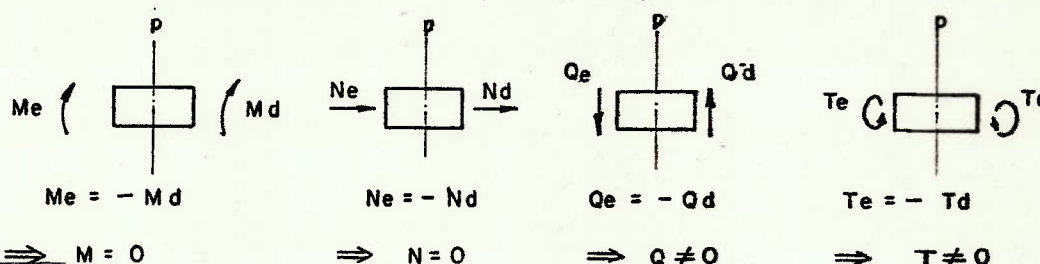


Figura 27- Esforços nas secções de simetria da estrutura

Dessa forma, e transferindo a força P ao ponto de encontro do casco com a superestrutura, pode-se simplificar a idealização proposta, cortando-se a estrutura nos planos de simetria, conforme Figura 28.

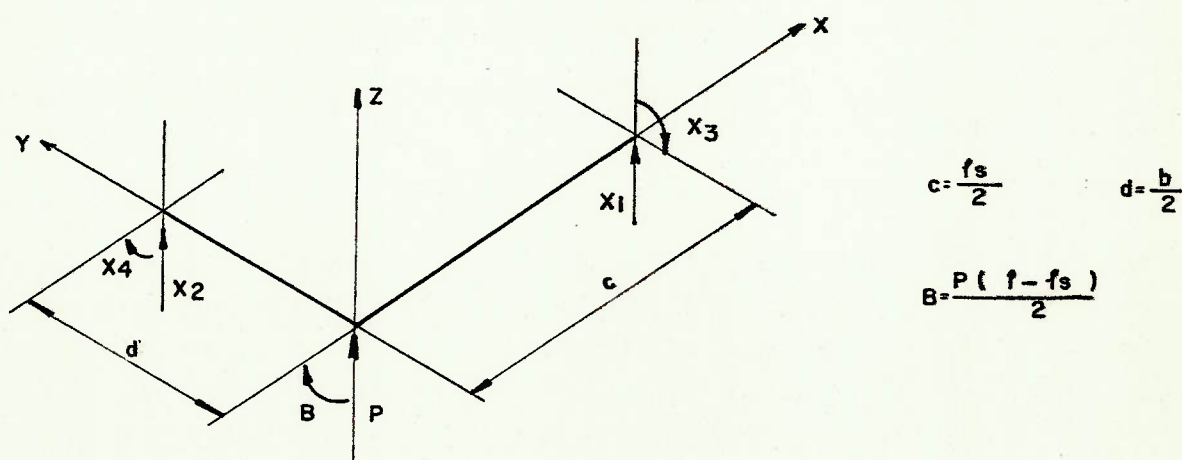


Figura 28 - Quadro cortado nos dois planos de simetria

Trata-se portanto de uma estrutura hiperestática com grau de redundância igual a:

$$\text{Número de incógnitas : } n_i = 4$$

$$\text{Número de equações da estática : } n_e = 3$$

$$g = n_i - n_e \implies g = 1$$

A aplicação das condições de Equilíbrio da Estática fornece as seguintes equações

$$\Sigma F_z = 0 \quad x_1 + x_2 + P = 0 \quad (1)$$

$$\Sigma M_x = 0 \quad x_2 d + x_3 = 0 \quad (2)$$

$$\Sigma M_y = 0 \quad x_4 + B - x_1 c = 0 \quad (3)$$

O problema pode ser solucionado pela aplicação do Método das Cargas Unitárias, que constitui-se no uso do Princípio dos Trabalhos Virtuais, fazendo-se a hipótese de considerar o campo de deflexões devido às cargas externas como um sistema de deslocamentos virtuais da estrutura. Naturalmente supõe-se que as deflexões são pequenas de forma a tornar válido o Princípio da Superposição.

A aplicação do método é governada pelo seguinte princípio, conforme Gaspar Ricardo (15): "se duas estruturas elásticas diferirem apenas pela presença de alguns cortes numa delas, e se sujeitas a diferentes sistemas de cargas externas, porém se estes sistemas forem tais que as configurações deformadas das duas estruturas sejam idên-

ticas, então pode-se dizer que os esforços internos nas seções correspondentes são iguais". A estrutura hiperestática da Figura 28, pode ser representada por (Figura 29):

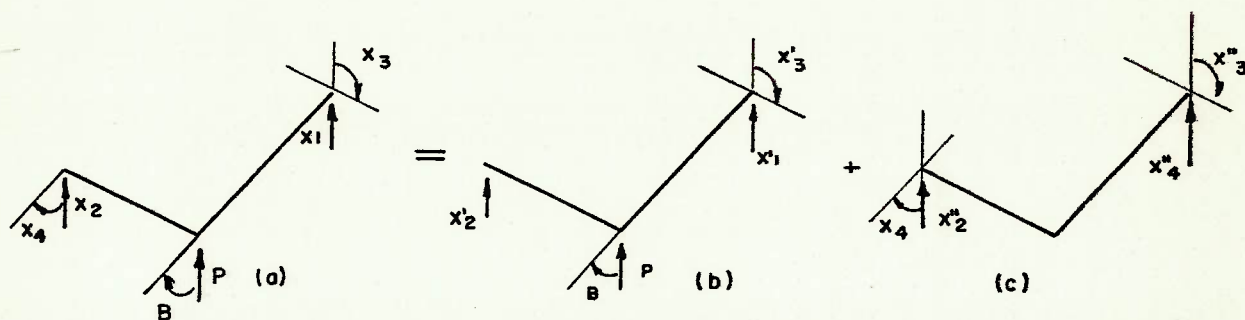


Figura 29 - Decomposição da estrutura hiperestática

No caso, a Figura 29 (b) é denominada "estrutura isostática primária", notando-se que o momento torçor x_4 foi eleito como incôgnita hiperestática. A solução do problema é então obtida por aplicação de equações de compatibilidade correspondentes às incôgnitas hiperestáticas. Neste caso, impõe-se que não haja ângulo relativo entre as seções à direita e à esquerda do corte realizado, ou seja

$$\psi_e + \psi_{x_4} = 0$$

sendo ψ_e = ângulo devido ao carregamento externo, na estrutura isostática

ψ_{x_4} = ângulo devido ao momento torçor x_4 , na estrutura isostática

A estrutura sendo linear, a equação pode ser escrita:

$$\psi_e + \psi_{x_{4=1}} \cdot x_4 = 0 \quad (4)$$

onde $\psi_{x_{4=1}}$ = ângulo devido ao momento torçor $x_{4=1}$ na estrutura isostática

Para resolver a equação (4), deve-se estudar a estrutura isostática primária, conforme mostrada na Figura 29(b) e redesenhada na Figura 30.

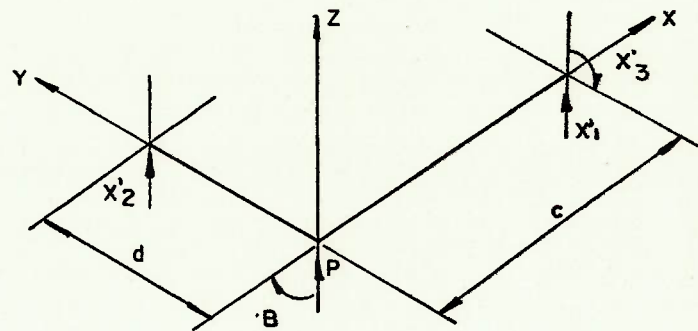


Figura 30 - Estrutura isostática primária

Equilíbrio da Estática;

$$\Sigma F_z = 0 \quad x'_1 + x'_2 + P = 0$$

$$\Sigma M_x = 0 \quad x'_2 d + x'_3 = 0$$

$$\Sigma M_y = 0 \quad B - x'_1 c = 0$$

resolvendo resulta:

$$x'_1 = \frac{B}{c} ; \quad x'_2 = -\left(P + \frac{B}{c}\right) ; \quad x'_3 = Pd + B \frac{d}{c}$$

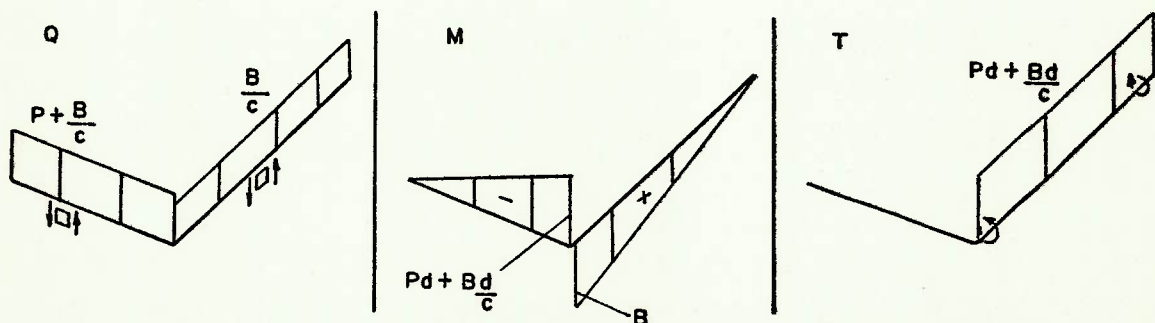


Figura 31 - Curva de esforços solicitantes para a estrutura isostática primária sujeita ao carregamento externo

Como segundo passo aplica-se o momento torçor x_4 unitário na estrutura isostática primária e determina-se as curvas de esforços solicitantes na estrutura.

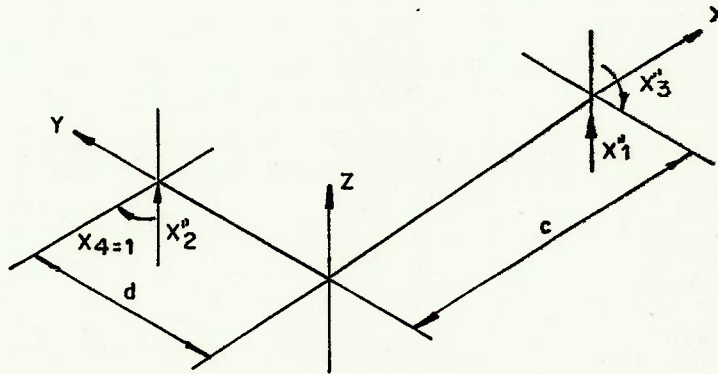


Figura 32 - Momento torçor X_4 unitário aplicado a estrutura isostática primária

Equilíbrio da Estática:

$$\Sigma F_z = 0$$

$$x''_1 + x''_2 = 0$$

$$\Sigma M_x = 0$$

$$x''_2 d + x''_3 = 0$$

$$\Sigma M_y = 0$$

$$x''_1 c - 1 = 0$$

resultando as reações:

$$x''_1 = \frac{1}{c} ; \quad x''_2 = -\frac{1}{c} ; \quad x''_3 = \frac{d}{c}$$

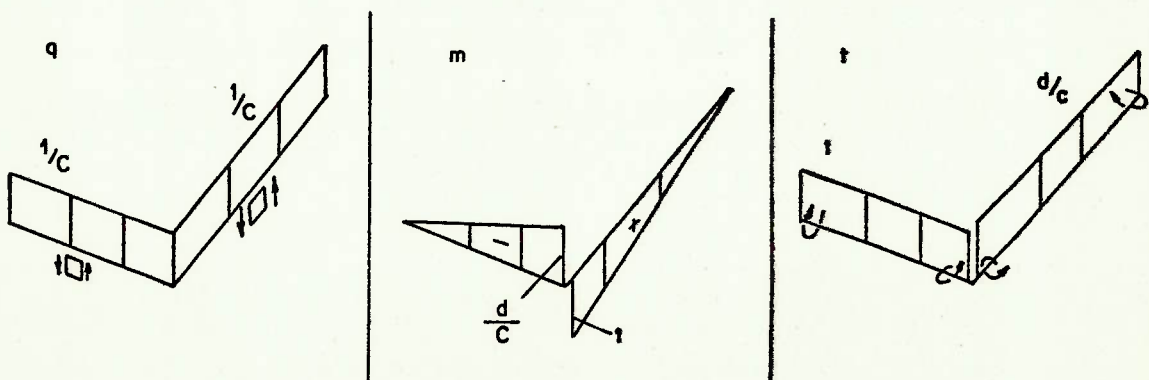


Figura 33 - Curva de esforços solicitantes para a estrutura isostática primária sujeita ao momento torçor X_4 unitário

Os ângulos ψ_e e $\psi_{x_4=1}$, para solução da equação (4) podem ser obtidos pelo Método das Cargas Unitárias, valendo:

$$\psi_e = \int Q q_0 ds + \int M m_0 ds + \int T t_0 ds$$

$$\psi_{x_4=1} = \int q q_0 ds + \int m m_0 ds + \int t t_0 ds$$

$$\text{sendo } q_0 = \frac{q}{GA} \quad ; \quad m_0 = \frac{m}{EI} \quad ; \quad t_0 = \frac{t}{GJ}$$

devendo a integração ser aplicada a cada trecho, casco e superestrutura.

As integrações são simples, uma vez que as secções transversais das vigas são constantes. Para estes casos, a solução da integral pode ser obtida a partir da Tabela de Kurt Beyer, na referência (15).

Resultam então os seguintes valores:

$$I_Q = \int Q q_0 ds = \frac{d}{cGA_s} \cdot \left(P + \frac{B}{c}\right) + \frac{B}{cGA_c}$$

$$I_M = \int M m_0 ds = \frac{d^3}{3cEI_s} \cdot \left(P + \frac{B}{c}\right) + \frac{Bc}{3EI_c}$$

$$I_T = \int T t_0 ds = \frac{d^2}{GJ_c} \cdot \left(P + \frac{B}{c}\right)$$

$$\Rightarrow \psi_e = I_Q + I_M + I_T$$

$$I_q = \int qq_0 ds = \frac{d}{c^2 GA_s} + \frac{1}{cGA_c}$$

$$I_m = \int mm_0 ds = \frac{d^3}{3c^2 EI_s} + \frac{c}{3 EI_c}$$

$$I_t = \int t t_0 ds = \frac{d}{GJ_s} + \frac{d^2}{cGJ_c}$$

$$\therefore \psi_{x_4=1} = I_q + I_m + I_t$$

$$\Rightarrow x_4 = - \frac{\psi_e}{\psi_{x_4=1}} \quad (5)$$

Obtido x_4 , as três equações iniciais da estática permitem a determinação das demais incógnitas:

$$\text{de (3)} \quad x_1 = \frac{1}{c} (x_4 + B) \quad (6)$$

$$\text{de (1)} \quad x_2 = -P - \frac{1}{c} (x_4 + B) \quad (7)$$

$$\text{de (2)} \quad x_3 = Pd + \frac{d}{c} (x_4 + B) \quad (8)$$

Conhecida então a estrutura do Catamarã gerada por critérios locais, é possível determinar as propriedades geométricas da secção e de como se distribuem os esforços decorrentes da torção do Catamarã no carregamento de Docaagem/Encalhe.

4.2. Cálculo das Tensões

Calculados os esforços nos planos de simetria da estrutura, resta a determinação das tensões agentes no casco e na superestrutura.

4.2.1. Casco

No plano de meio comprimento tem-se a força cortante x_1 e o momento torçor x_3 (ver Figura 28). Estes dois esforços gerarão basicamente tensões de cisalhamento, supondo-se que:

- a força cortante é resistida somente pelas almas das vi-
gas
- ocorre apenas Torção[^] de Saint Venant

As tensões valem então:

$$\tau_{cQ} = \frac{x_1}{A_c} \quad (9)$$

$$\tau_{cT} = \frac{x_3}{2 A' t} \quad (10)$$

Sendo que num dos costados há efeito cumulativo de ambas e noutro estas se subtraem, conforme Figura 34 (para o sentido positivo de x_1 e x_3)

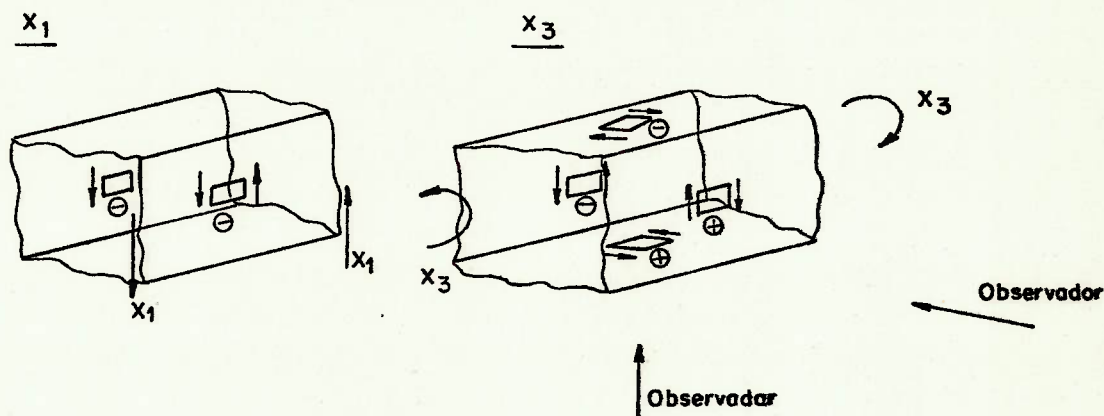


Figura 34 - Tensões de cisalhamento no casco e seus sinais para composição final

4.2.2. Superestrutura

Três secções são relevantes para estudo:

a) Secção de Simetria

Como resultado do cálculo, obteve-se a força cortante x_2 e o momento torçor x_4 , conforme Figura 28. Pelas hipóteses feitas para a idealização da estrutura, ambas agem no eixo da viga (superestrutura).

Para uma superestrutura relativamente longa, é de se esperar que as parcelas de força correspondentes a cada antepara sejam diferentes. Portanto, a semelhança do

critério usado por Lankford (8) supõe-se que a força cortante total x_2 seja distribuída às anteparas proporcionalmente à distância até o centro de torção conforme Figura 35.

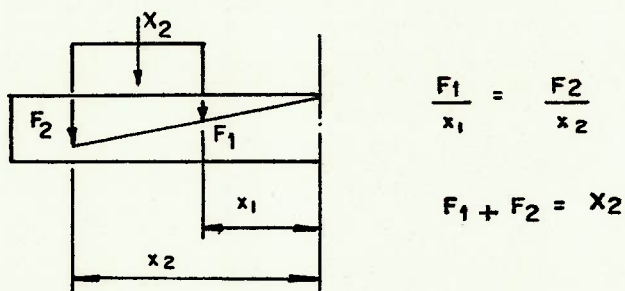


Figura 35 - Critério para distribuição de força cortante X_2

Dessa forma, resulta em termos de forças nas anteparas:

$$\text{Antepara Frontal: } F_2 = \frac{x_2}{1 + \frac{x_1}{x_2}} \quad (11)$$

$$\text{Antepara Interna: } F_1 = x_2 - F_2 \quad (12)$$

Admitindo-se novamente que somente as almas das vigas sustentam a força cortante resulta:

$$\tau_{SF_2} = \frac{F_2}{(A_s/2)} \quad (13)$$

$$\tau_{SF_1} = \frac{F_1}{(A_s/2)} \quad (14)$$

Na secção de simetria ocorre apenas torção de St Venant, logo

$$\tau_{sT} = \frac{x_4}{2A''t} \quad (15)$$

Neste caso, ocorre o mesmo efeito descrito para o casco, e mostrado na Figura 36, para força cortante x_2 e momento torçor x_4 ambos positivos.

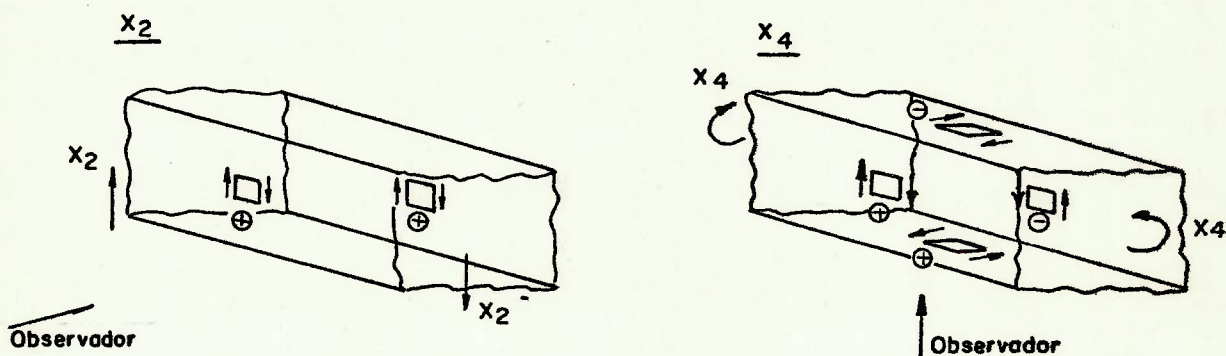


Figura 36 - Sinais das tensões de cisalhamento na secção de simetria da superestrutura

b) Secção de Transição para o Casco

Supõe-se que a superestrutura entre os cascos possa ser idealizada por uma viga bi-engastada sujeita a recalque, como no caso de Lankford (8), resultando esquematicamente:

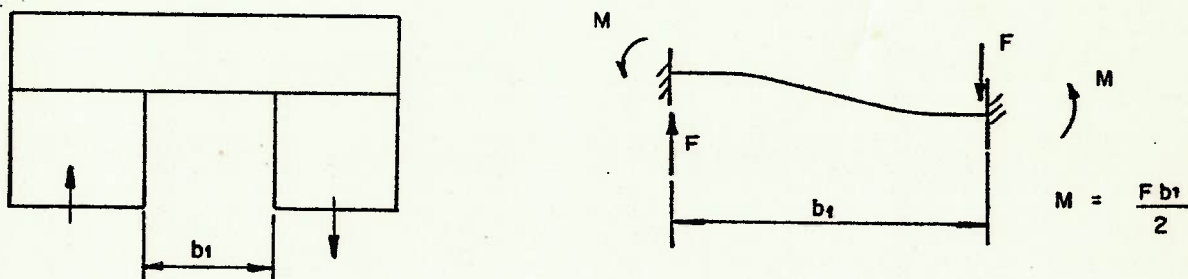


Figura 37 - Hipótese de cálculo

Cada antepara transversal da superestrutura deve ser resolvida isoladamente considerando-se a força cortante que lhe coube aplicando a hipótese anterior. Dessa forma resolvendo o modelo de cálculo da Figura 37 para cada antepara resulta:

$$\sigma_{S_2} = \frac{F_2 b_1}{2\omega} \quad (16)$$

$$\sigma_{S_1} = \frac{F_1 b_1}{2\omega} \quad (17)$$

sendo ω , o módulo da secção no ponto em estudo.

Vale ressaltar que existe considerável efeito de difusão nos conveses, conforme já constatado no estudo de Mansour e Fenton (9).

c) Lateral da Superestrutura

Sujeita praticamente a cisalhamento puro, provocado pelo diferencial entre as forças cortantes agentes nas anteparas transversais, conforme mostra a Figura 38.

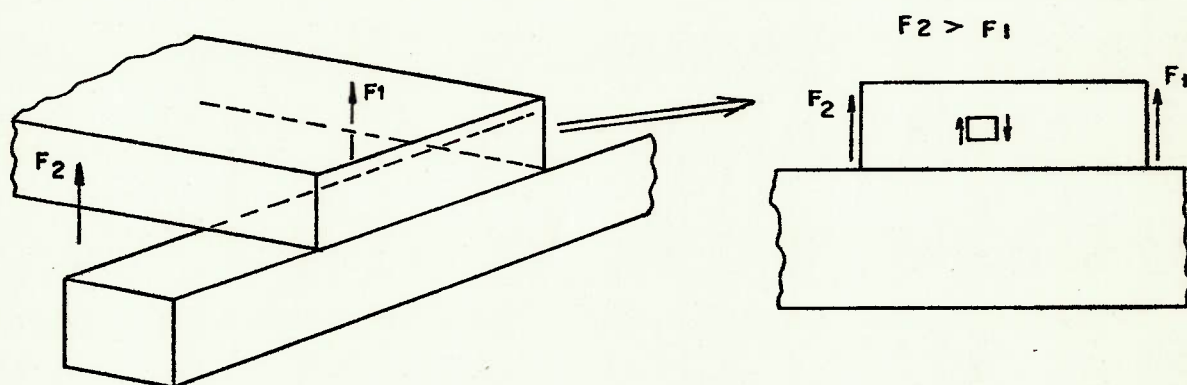


Figura 38 - Cisalhamento na lateral da superestrutura

A tensão de cisalhamento vale então:

$$\tau_L = \frac{F_2 - F_1}{A_L} \quad (18)$$

4.3. Resultados Obtidos

As tensões serão calculadas para os seguintes casos:

- a) conveses 100% efetivos
- b) efetividade dos conveses calculada a partir das curvas de Mansour e Fenton (9).

Neste último caso, apesar de haver diferenças no arranjo estrutural (a referência citada considera uma antepara transversal a mais), pode-se considerar válida para comparação com outros resultados. A Figura 39 foi obtida da referência (9), apresentada no Apêndice 6 deste trabalho.

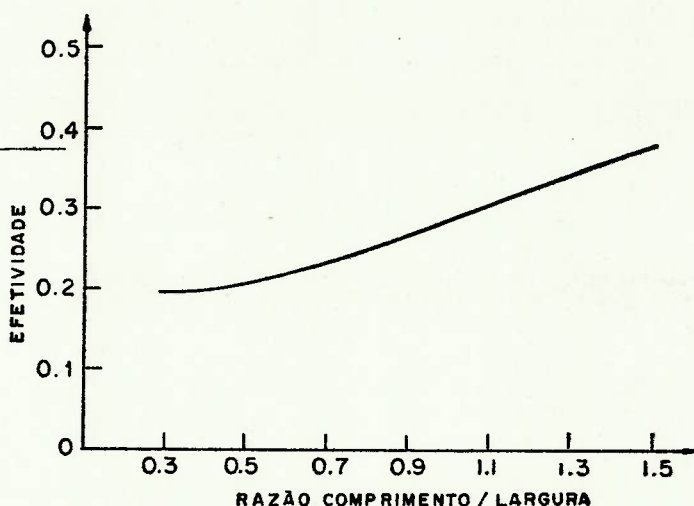


Figura 39 - Efetividade dos conveses x razão comprimento / largura da plataforma

No caso:

$$\text{Relação comprimento/largura} = \frac{18,5}{60} = 0,3 \Rightarrow \text{Efetividade} = 0,20$$

As propriedades geométricas da secção para efetividades 20% e 100% estão na Tabela 3A.

EFETIVIDADE	CASCO			SUPERESTRUTURA				
	Ac (cm ²)	Ic (cm ⁴)	Jc (cm ⁴)	As (cm ²)	Js (cm ⁴)	Is (cm ⁴)	ωp (cm ³)	ωs (cm ³)
20%	8,06	704,12	1369,01	4,65	1141,52	118,64	24,63	22,45
100%	8,06	704,12	1369,01	4,65	1141,52	433,37	94,21	78,80

TABELA 3A - Propriedades geométricas do casco e superestrutura

A estrutura a ser resolvida tem então o seguinte esquema

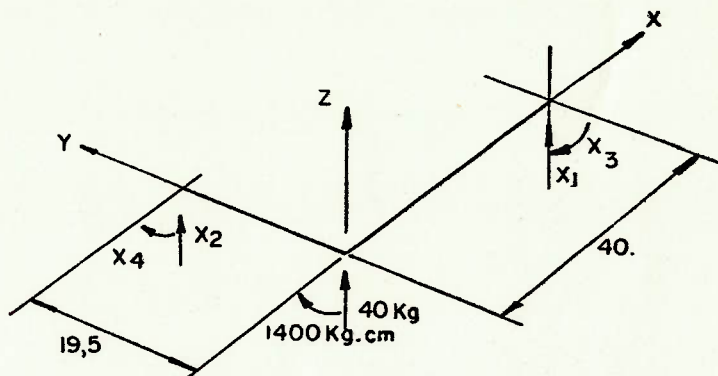


Figura 40 - Esquema da estrutura a ser resolvida

Elaborou-se um programa de computador na calculadora HP-85 usando a sequência de cálculo apresentada e os resultados dos casos de efetividade 20% e 100% estão na Tabela 4. A Figura 41 apresenta os diagramas de esforços solicitantes para os dois casos.

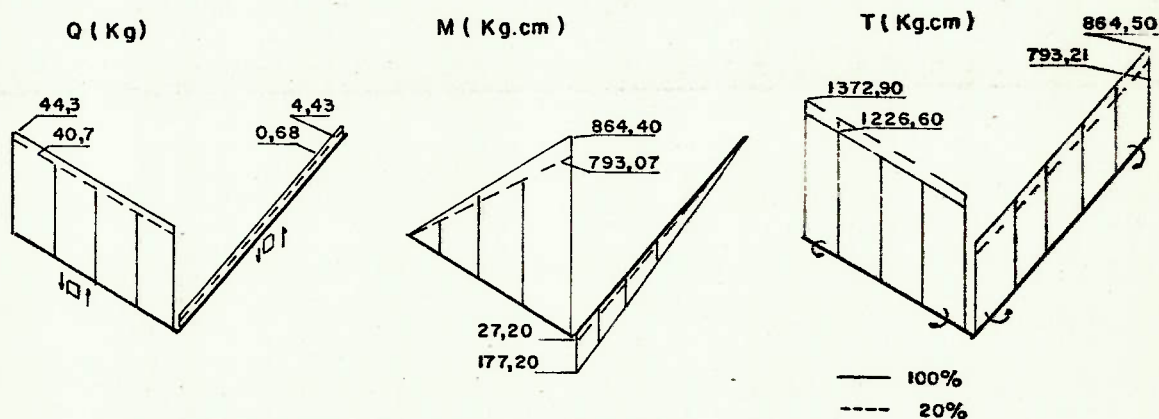


Figura 41- Diagramas de esforços solicitantes

Nota-se que não há grande influência da efetividade da superestrutura nos esforços solicitantes, a menos da força cortante e do momento fletor no casco que são os menos relevantes dos esforços estudados neste caso.

Efetividade 100%

B = 1400.0000
 P = 40.0000
 C = 40.0000
 d = 19.5000
 E = 30300.000
 G = 10300.000
 Ic = 704.120
 Is = 433.370
 Jc = 1369.010
 Js = 1141.520
 Rc = 8.050
 Rs = 4.650
 FORÇA X1= 433.368E+002
 FORÇA X2= -44.333E+000
 MOMENTO X3= 864.507E+000
 MOMENTO X4= -12.266E+002

****CALCULO DAS TENSOES****

COSTADO EXTERNO
 CISALHAMENTO=
 4.69316623372

COSTADO INTERNO
 CISALHAMENTO=
 -5.7685207303

CONVES
 CISALHAMENTO=
 5.23084348201

FORÇAS CORTANTES:
 F1=
 -13.8542745693
 F2=
 -30.479404052

SECAO DE SIMETRIA

ANTEPARA FRONTAL
 CISALHAMENTO=
 -21.9102020931

ANTEPARA INTERNA
 CISALHAMENTO=
 2.84195322374

 SECAO DE TRANSICAO P/ CASCO

P/ O CONVES PRINCIPAL

ANTEPARA FRONTAL
 TENSAO NORMAL=
 -5.98523484728

ANTEPARA INTERNA
 TENSAO NORMAL=
 -2.72056129426

P/ O CONVES SUPERIOR

ANTEPARA FRONTAL
 TENSAO NORMAL=
 7.1556976516

ANTEPARA INTERNA
 TENSAO NORMAL=
 3.25258984172

 LATERAL DA SUPERESTRUTURA

CISALHAMENTO =
 -7.15674966963

Efetividade 20%

B = 1400.0000
 P = 40.0000
 C = 40.0000
 d = 19.5000
 E = 30300.000
 G = 10300.000
 Ic = 704.120
 Is = 113.640
 Jc = 1369.010
 Js = 1141.520
 Rc = 8.050
 Rs = 4.650
 FORÇA X1= 677.257E+002
 FORÇA X2= -40.877E+000
 MOMENTO X3= 793.267E+000
 MOMENTO X4= -13.729E+002

****CALCULO DAS TENSOES****

COSTADO EXTERNO
 CISALHAMENTO=
 4.71540256369

COSTADO INTERNO
 CISALHAMENTO=
 -4.88345648635

CONVES
 CISALHAMENTO=
 4.79942952652

FORÇAS CORTANTES:
 F1=
 -12.7116429052
 F2=
 -27.9656143911

SECAO DE SIMETRIA

ANTEPARA FRONTAL
 CISALHAMENTO=
 -21.8783411123

ANTEPARA INTERNA
 CISALHAMENTO=
 4.38274658224

 SECAO DE TRANSICAO P/ CASCO

P/ O CONVES PRINCIPAL

ANTEPARA FRONTAL
 TENSAO NORMAL=
 -21.0054350867

ANTEPARA INTERNA
 TENSAO NORMAL=
 -9.54792504044

P/ O CONVES SUPERIOR

ANTEPARA FRONTAL
 TENSAO NORMAL=
 23.0451610795

ANTEPARA INTERNA
 TENSAO NORMAL=
 10.4750732181

 LATERAL DA SUPERESTRUTURA

CISALHAMENTO =
 -6.56649655011

5. ANÁLISE DA ESTRUTURA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

5.1. O Método dos Elementos Finitos

Os primeiros trabalhos divulgados contendo as idéias básicas do Método dos Elementos Finitos datam da década de 50. A partir daí, observou-se um progresso vertiginoso dessa técnica devido a:

- constatação de bons resultados na aplicação aos mais variados problemas estruturais
- aumento crescente na rapidez e capacidade de memória dos computadores digitais
- desenvolvimento de métodos matriciais

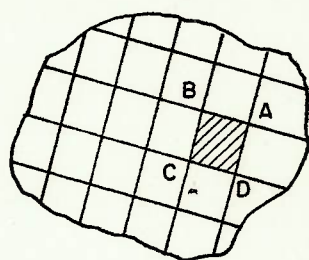
Um grande número de programas de computador foram desenvolvidos abrangendo, além da solução estática de sistemas lineares, problemas de análise não-linear, de estabilidade e dinâmicos. Recentemente, o método também tem sido aplicado a outras áreas, como Transmissão de Calor, Escoamento de Fluidos, etc. Atualmente, o Método dos Elementos Finitos constitui-se numa poderosa e confiável ferramenta de análise dos mais complexos sistemas estruturais contínuos.

Quando se consideram estruturas bi ou tridimensionais tais como placas, tanques, etc., pode-se dizer que se tratam de estruturas internamente hiperestáticas com grau de redundância infinito. São poucos os casos práticos nos quais é possível obter-se a solução matemática do conjunto de equações diferenciais que governam o problema, sendo necessário lançar mão de processos aproximados, com cuidadosa interpretação dos resultados. O Método dos Ele -

mentos Finitos, por sua natureza, é um processo aproximado que, quando usado corretamente, produz resultados bem próximos dos reais.

As idéias básicas do método são a seguintes, conforme Zienkiewicz (14):

a) discretização do contínuo por meio de arbitrários cortes na estrutura, gerando um certo número de elementos, com dimensões e características adequadas, interligados entre si por um número finito de pontos nodais, conforme se observa na Figura 42.



A,B,C,D: pontos nodais

Figura 42 - Discretização do contínuo

b) os deslocamentos internos de cada elemento são interligados aos deslocamentos nodais, por meio do estabelecimento de adequadas funções de deslocamentos.

c) as funções de deslocamentos passam a definir de forma única o estado da deformação no interior de cada elemento, em termos dos deslocamentos nodais; esse estado de deformação, juntamente com as propriedades mecânicas do material, definem o campo de tensões no interior do elemento finito.

d) as forças agentes ao longo do lado ou faces de cada elemento, são substituídas por um sistema equivalente de forças nodais.

e) por meio da aplicação de um método variacional ao elemento finito, obtêm-se a matriz de rigidez, que interliga deslocamentos nodais às forças nodais.

f) a solução da estrutura é então obtida formando-se inicialmente a matriz de rigidez global, constituída a partir da matriz de rigidez de cada elemento, e resolvendo-se a equação matricial

$$\{R\} = [K] \cdot \{\delta\}$$

onde $\{R\}$ = matriz de forças nodais

$[K]$ = matriz de rigidez da estrutura

$\{\delta\}$ = deslocamentos nodais

g) obtido o campo de deslocamentos, a partir das relações descritas em c), obtêm-se as deformações e tensões internamente ao elemento finito. As relações básicas gerais do método podem ser vistas no trabalho de Gandolfo (15).

Pela equação acima, verifica-se que o Método dos Elementos Finitos é uma aplicação do Método dos Deslocamentos ao contínuo discretizado, e que, supondo-se regime elástico e usando o princípio da superposição, a equação matricial vai-se resumir a um sistema de equações algébricas lineares. O ponto fundamental a ser definido, conforme a apresentação das idéias básicas do método, é a função de deslocamentos.

O Método dos Elementos Finitos apresenta a mesma idéia central do Processo de Rayleigh-Ritz para solução de sistemas elásticos. A diferença básica reside na forma como os deslocamentos são prescritos. No processo de Rayleigh-Ritz, adota-se uma função válida em toda região da estrutura, enquanto no Método dos Elementos Finitos essa função de deslocamentos é válida somente na região do elemento correspondente, sendo que cada parâmetro de deslocamento nodal influe somente em elementos adjacentes.

Os custos de Homens/Hora envolvidos nas fases de discretização, preparação de dados e análise dos resultados, além dos custos de processamento, tornam recomendável o uso do método em fases mais adiantadas do projeto, onde se possuam maiores informações sobre a estrutura. A dificuldade do manuseio da grande massa de dados e resultados, tem sido minimizada pela criação de eficientes pré e pós processadores.

5.2. Programa Utilizado

A estrutura foi resolvida com uso do sistema EASE-2, desenvolvido pela Engineering Analysis Corporation, Estados Unidos e encontra-se implantado no computador da Control Data do Brasil, Rio de Janeiro. O programa pode ser acessado mediante o Terminal existente na Divisão de Geotécnica do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A. O sistema EASE-2 é destinado à análise estrutural estática e dinâmica de sistemas lineares tri-dimensionais sujeitos a arbitrários carregamentos externos do tipo inerciais, térmicos ou mecânicos.

Para a solução de problemas estáticos, com põe-se dos seguintes programas, conforme Manual de Uso(16):

E2IN: pré processador que prepara os dados para solução, fazendo toda depuração dos dados, minimizando a largura de banda por meio de renumeração interna dos nós e verificando compatibilidade dos elementos fornecidos.

EASE-2: programa núcleo de solução da estrutura.

E2PLOT: pós processador para plotagem da estrutura(deformada ou não).

O esquema básico de interligação dos vários programas acima estão mostrados na Figura 43.

Os seguintes elementos fazem parte da biblioteca do programa: vigas, membranas, placas, sólidos e tubos.

Esses elementos podem ser fornecidos em qualquer posição no espaço.

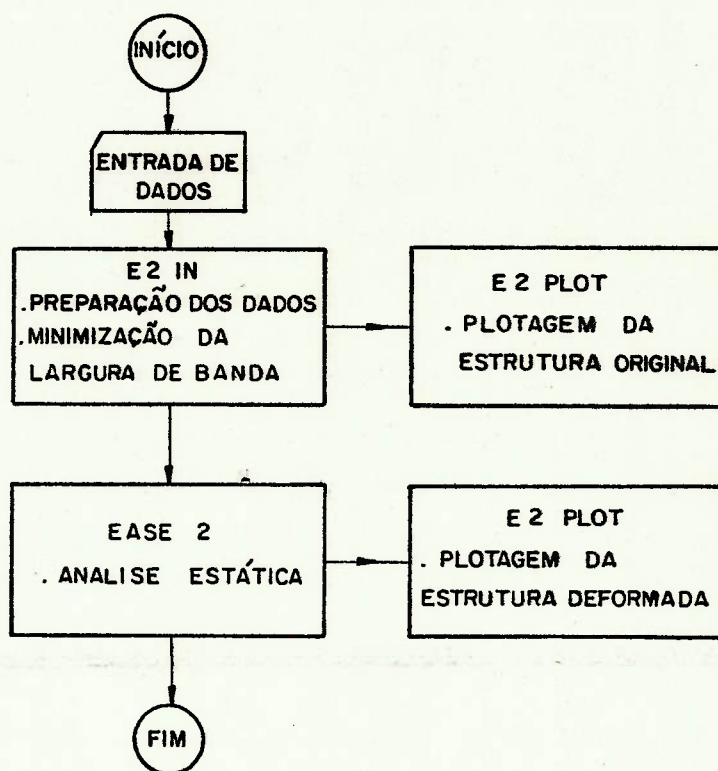


Figura 43 - Sistema EASE-2 para problemas estáticas -

5.3. Elementos

Dois tipos foram utilizados nas análises: elementos de membrana e elementos de placa. A justificativa para tal escolha encontra-se no ítem seguinte deste trabalho. O objetivo aqui é o de apresentar as formulações das funções de deslocamentos de cada um deles, usada no programa EASE-2, de acordo com o Manual de Uso (16).

5.3.1. Membranas

A membrana é um elemento plano (quadrilátero ou triangular) isoparamétrico, que pode ter orientação arbitrária em relação aos eixos globais da estrutura. No seu próprio plano, o elemento idealiza um estado plano de tensões, ou seja, tensões normais ao seu plano são desprezíveis.

Seu comportamento é descrito por meio de oito deslocamentos nodais (elemento quadrilátero) e eventualmente por mais quatro, incluídos opcionalmente para melhorar as características de flexão do elemento em seu próprio plano.

Para o estabelecimento da função de deslocamentos, é efetuada inicialmente a transformação do quadrilátero no sistema local, a um quadrado cujos vértices tem coordenadas unitárias num sistema natural de coordenadas conforme Figura 44.

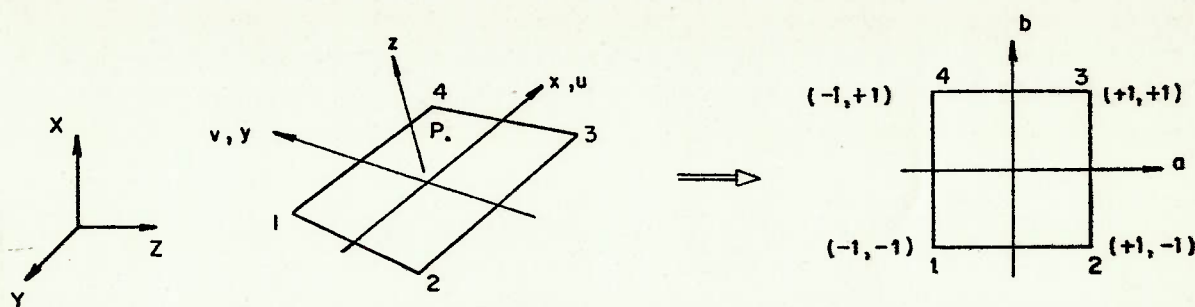


Figura 44 - Transformação ao sistema natural

A função de deslocamentos para qual -
quer ponto do elemento em função dos deslocamentos nodais
vale

$$u_p = \sum_{i=1}^4 h_i u_i$$

$$v_p = \sum_{i=1}^4 h_i v_i$$

sendo: u_p, v_p deslocamentos de um ponto no interior do elemento

u_i, v_i deslocamentos nodais do elemento

h_i funções definidas como

$$h_1 = \frac{1}{4} (1 - a) (1 - b)$$

$$h_2 = \frac{1}{4} (1 + a) (1 - b)$$

$$h_3 = \frac{1}{4} (1 + a) (1 + b)$$

$$h_4 = \frac{1}{4} (1 - a) (1 + b)$$

Com a função de deslocamentos assim definida, a variação de deformações ao longo do elemento é linear.

5.3.2. Placas

O elemento de placa é um quadrilátero (ou triângulo) que pode ter orientação arbitrária em relação aos eixos globais da estrutura, salientando-se que os quatro nós (no caso do quadrilátero) não necessitam ser coplanares. O quadrilátero é decomposto em quatro triângulos internos conforme Figura 45 que podem resistir a cargas laterais e cargas no próprio plano.

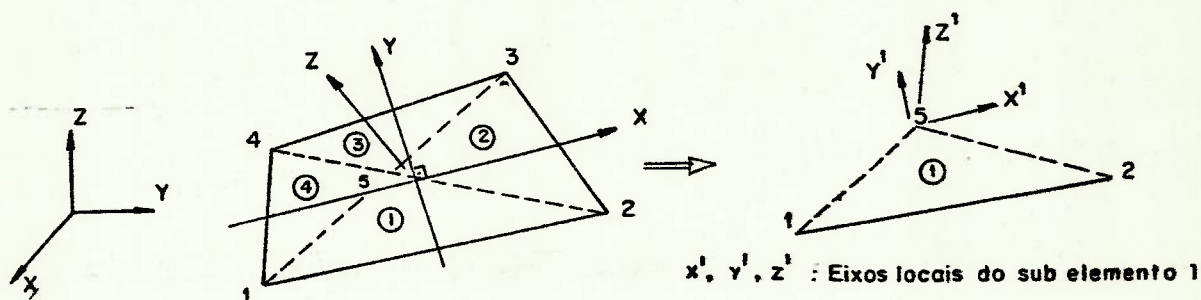


Figura 45 Decomposição do quadrilátero em quatro triângulos

De acordo com as hipóteses de pequenas deformações, pela teoria de placas, as deformações de membrana não interagem com as deformações de flexão, assim as funções de deslocamentos podem ser determinadas separadamente.

- Comportamento de Membrana

O elemento quadrilátero é subdividido em quatro triângulos, conforme Figura 45. Considerando como típico o sub-elemento 1 tem-se:

$$u^1 = c_1 + c_2 x^1 + c_3 y^1$$

$$v^1 = c_4 + c_5 x^1 + c_6 y^1$$

onde u^1, v^1 deslocamentos de um ponto no interior do sub-elemento

x^1, y^1 coordenadas do ponto considerado

c_i ($i = 1$ a 6) constantes determinadas em função dos 6 deslocamentos nodais do sub-elemento

Vale ressaltar que a função de deslocamentos acima provoca um estado de deformação constante no interior de todo o elemento.

- Comportamento em Flexão

O elemento para flexão é o LCCT 9, denominado de triângulo compatível. A característica deste elemento é que além de manter compatibilidade de deslocamentos na fronteira de dois elementos vizinhos, propicia compatibilidade da derivada do deslocamento em relação à direção perpendicular a cada fronteira (ângulos).

Inicialmente, cada sub-elemento triangular (Figura 45) é dividido em três sub-triângulos com um vértice comum, conforme Figura 46. O procedimento básico con

siste em admitir uma função de deslocamentos para cada sub-triângulo.

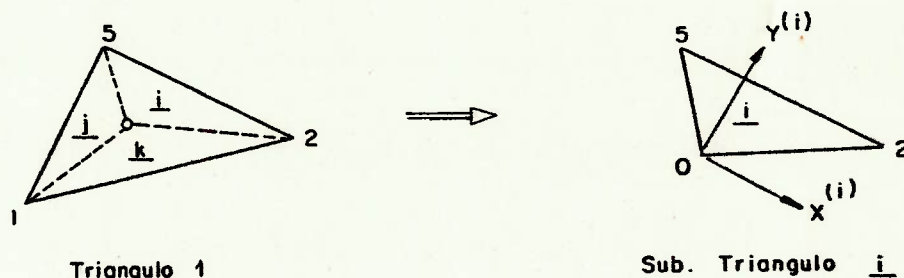


Figura 46-Subdivisão do triangulo 1

Na região definida pelo sub-triângulo i admite-se uma expansão polinomial para os deslocamentos transversais:

$$w^{(i)} = c_1 + c_2 x^{(i)} + c_3 y^{(i)} + c_4 [x^{(i)}]^2 + c_5 x^{(i)} y^{(i)} + \\ c_6 [y^{(i)}]^2 + c_7 [x^{(i)}]^3 + c_8 x^{(i)} [y^{(i)}]^2 + c_9 [y^{(i)}]^3$$

Expansões similares são admitidas para os sub-triângulos j e k , chegando-se a um total de 27 constantes c_j . A determinação dessas constantes é feita de forma a satisfazer as condições de compatibilidade descritas e a partir dos graus de liberdade do triângulo completo.

5.4. Discretizações da Estrutura

Ao se decidir pela análise usando o Método dos Elementos Finitos, duas tarefas são importantes:

- a) discretização da estrutura
- b) escolha do tipo de elemento.

Não existem regras gerais para se obter uma boa discretização. Em geral, cada caso se constitui num novo problema. O essencial é se definir claramente qual é o objetivo da análise. Para uma mesma estrutura, uma certa discretização ou tipo de elemento, usados numa análise, podem não ser mais adequados se as respostas de interesse forem outras. Decisões equivocadas nesta fase podem mascarar completamente os resultados.

No presente trabalho, deseja-se estudar a análise global da estrutura sujeita a torção, com a obtenção das tensões em secções pré-fixadas. A forma como a carga externa foi aplicada e os vínculos utilizados, provocam sensível movimento de corpo rígido de rotação no Catamarã, de forma que é desejável discretização de toda a estrutura.

Como o modelo não possui reforçadores é necessário se utilizar de um elemento que efetue a transmissão de esforços perpendiculares ao seu plano, como nos encontros da Antepara da Superestrutura com o Convés Superior (Figura 47).

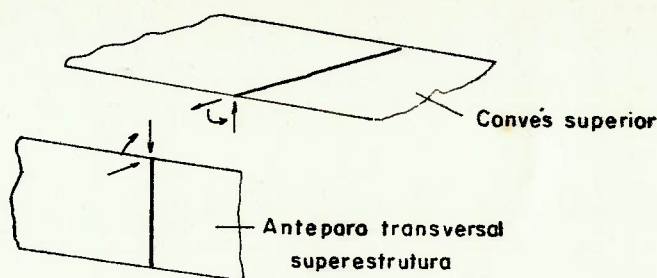


Figura 47- Esforços a serem transmitidos

Dessa forma, opta-se pelo uso de elementos de placa. As anteparas internas do casco foram modeladas por elementos de membrana, pois basicamente recebem cargas apenas no seu próprio plano. Acredita-se que eventualmente outras regiões pudessem ser discretizadas por estes últimos elementos, sem afetar os resultados de forma apreciável. Porém estes possíveis arranjos não foram estudados em detalhe.

As propriedades mecânicas do Acrílico e as espessuras das placas são as usadas nos capítulos anteriores, ou seja:

Módulo de Elasticidade = 30300 kg/cm^2

Coefficiente de Poisson = 0,39

Espessura do casco e Convês Principal = 0,29cm

Espessura da Superestrutura = 0,23cm

Normalmente, a adoção de mais de uma discretização, com diferentes graus de refinamento da malha é aconselhável, principalmente em problemas complexos, onde possa haver dificuldade de confrontação dos resultados com outros métodos de cálculo. A medida que se refina a malha há convergência dos resultados, porém os custos podem aumentar apreciavelmente.

Procedeu-se a três discretizações em ordem crescente de refinamento da malha. As características dessas discretizações estão na Tabela 5.

Discretização	Nº n̄s	Nº Elementos		Largura de Banda Total	Nº de Graus de Liberdade	Unidades de Custo
		Membrana	Placa			
DI	168	16	184	108	1008	133.056
DII	322	24	300	264	1932	526.102
DIII	498	45	546	318	2988	1252.169

Tabela 5 - Características das Discretizações Efetuadas

As Figuras 48 a 50 mostram as discretizações DI a DIII, com a numeração de n̄s e elementos da estrutura.

As condições de contorno foram as seguintes:

- DI: n̄s 181 e 184 restritos ao movimento linear z
 n̄ 183 restrito aos movimentos lineares x, y, z
- DII: n̄s 113 e 188 restritos ao movimento linear z
 n̄s 173 restrito aos movimentos lineares x, y, z
- DIII: n̄s 34 e 499 restritos ao movimento linear z
 n̄ 498 restrito aos movimentos lineares x, y, z

A força vertical externa foi aplicada nos seguintes n̄s:

- DI: n̄ 178
 DII: n̄ 32
 DIII: n̄ 497

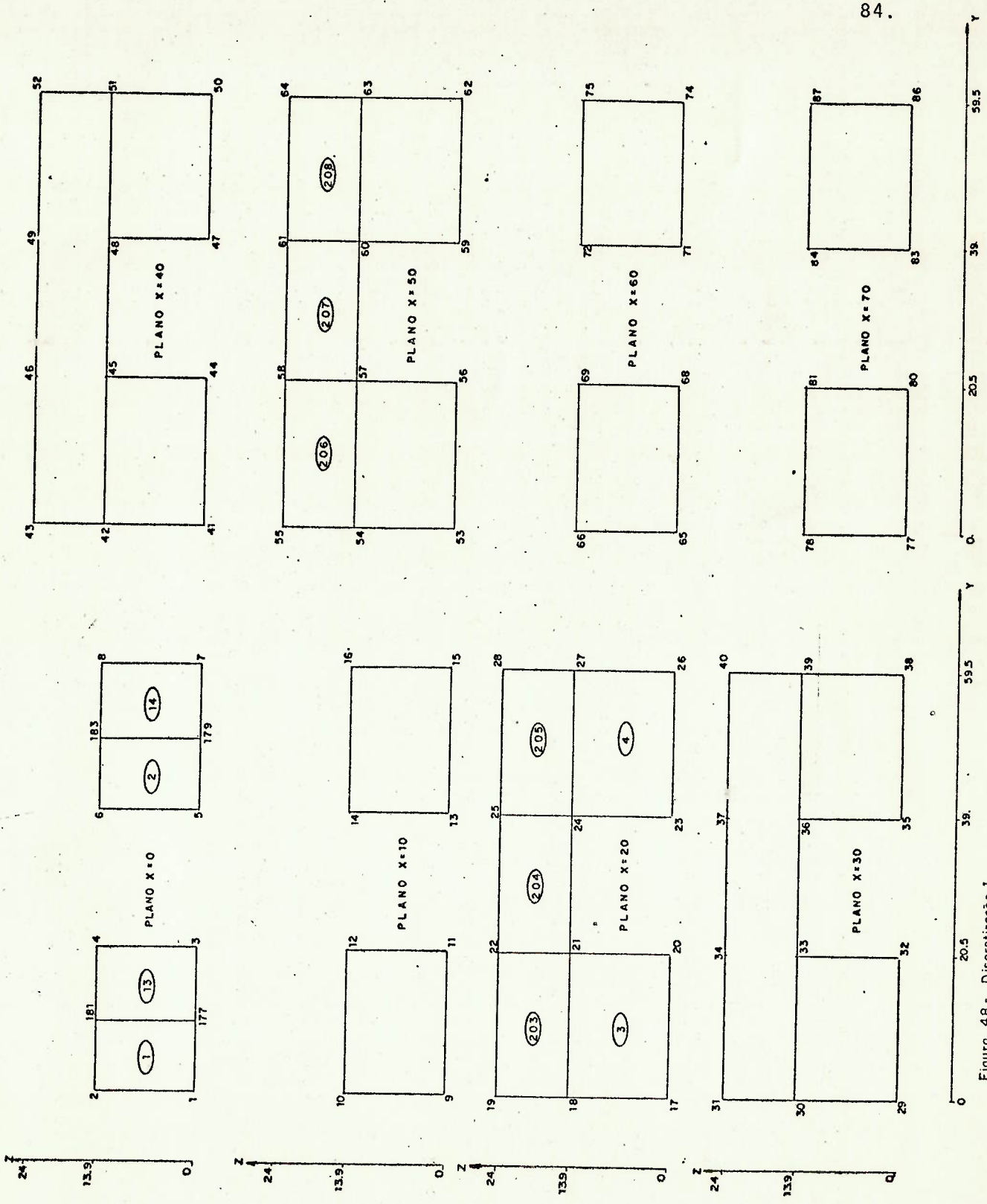
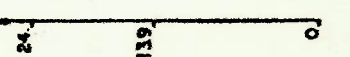
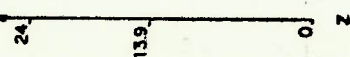
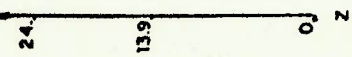
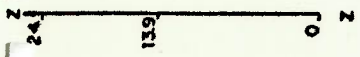
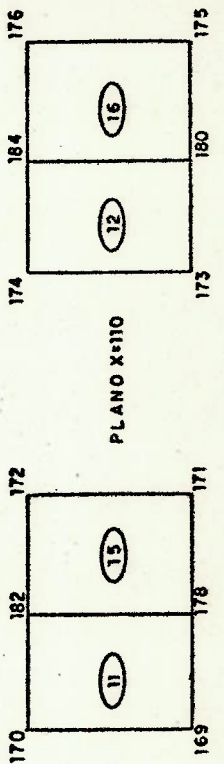
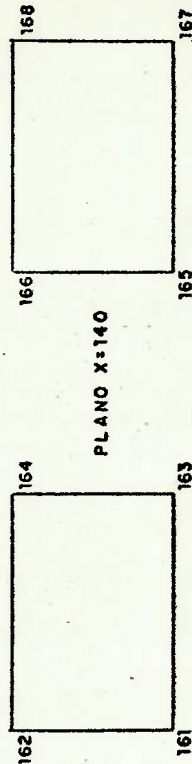
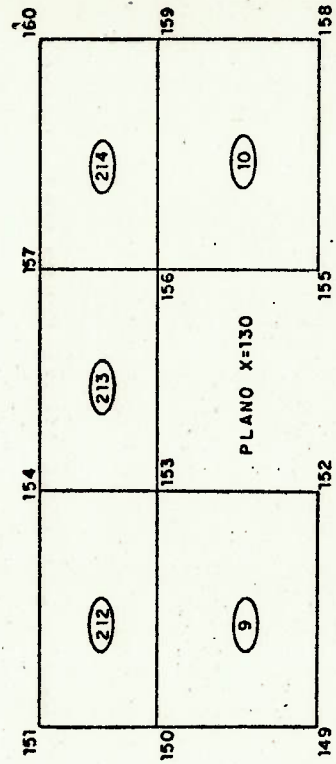
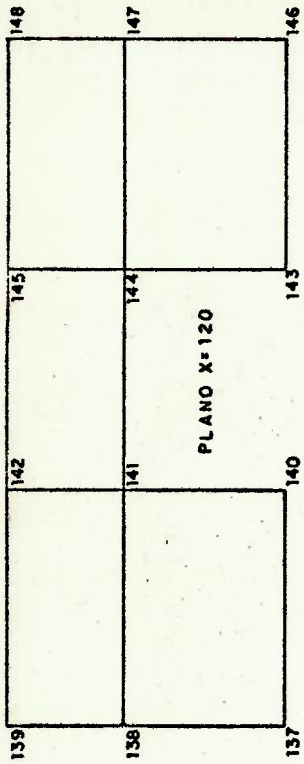
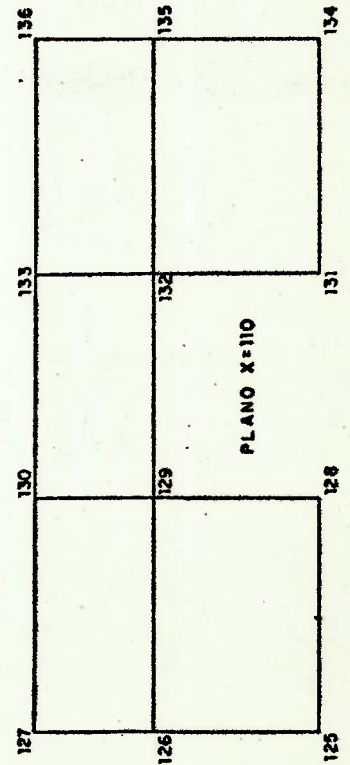
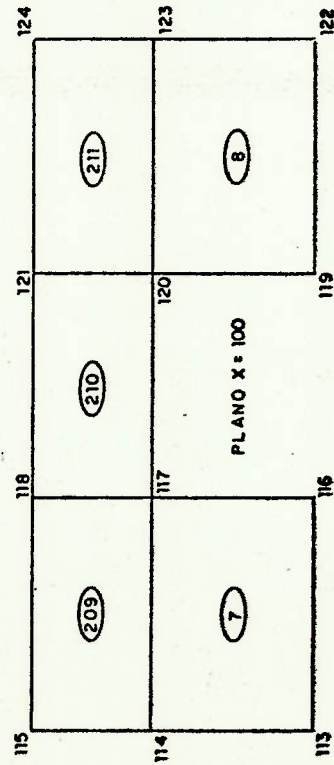
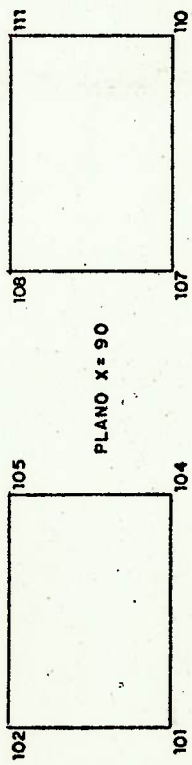
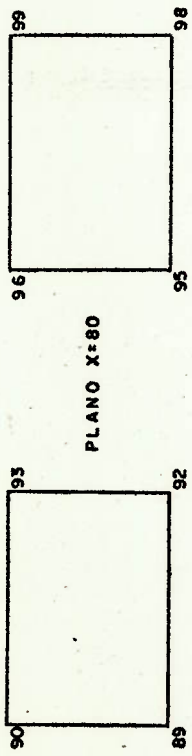
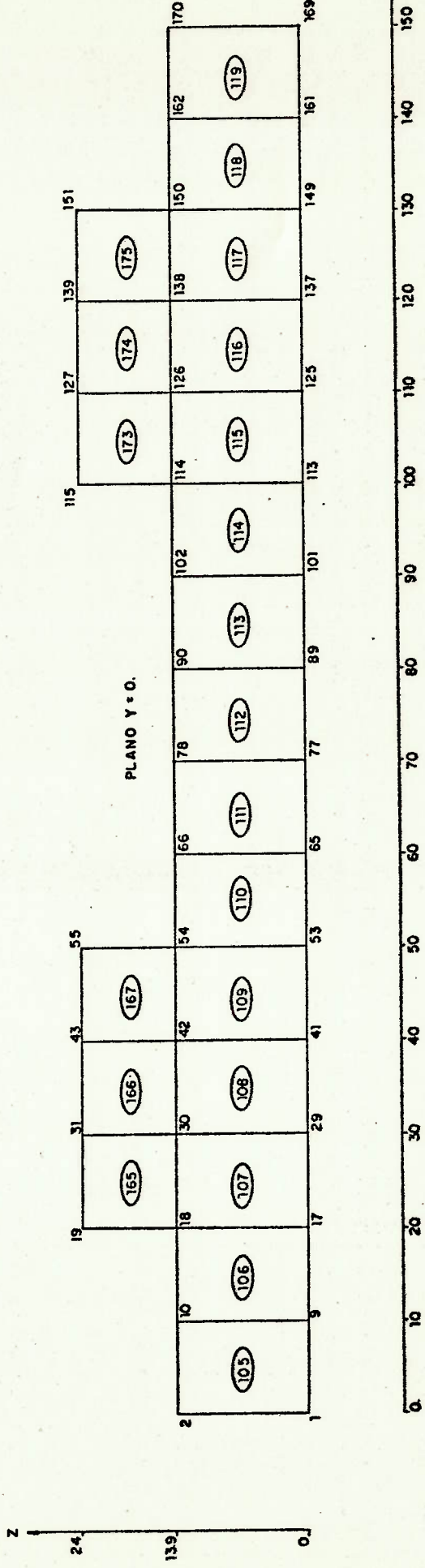
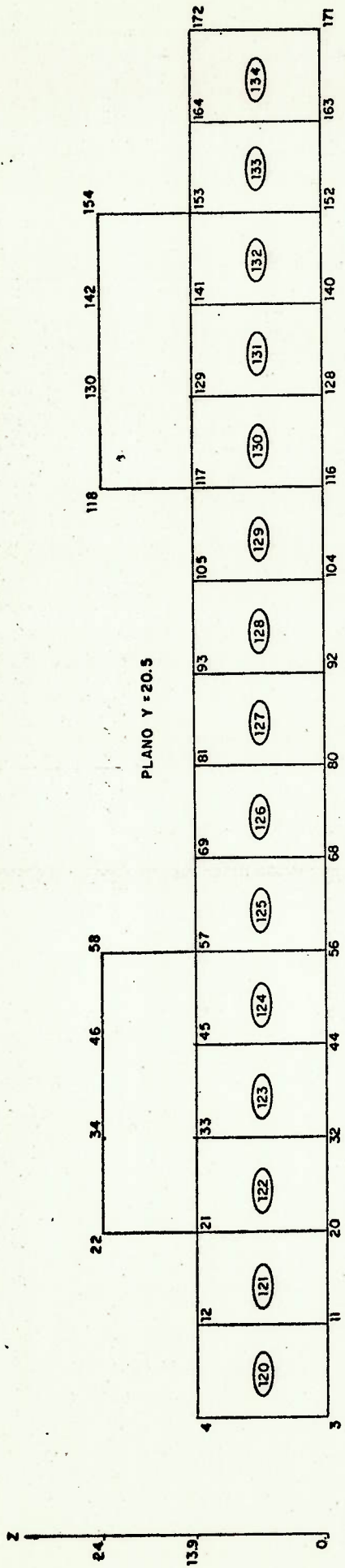
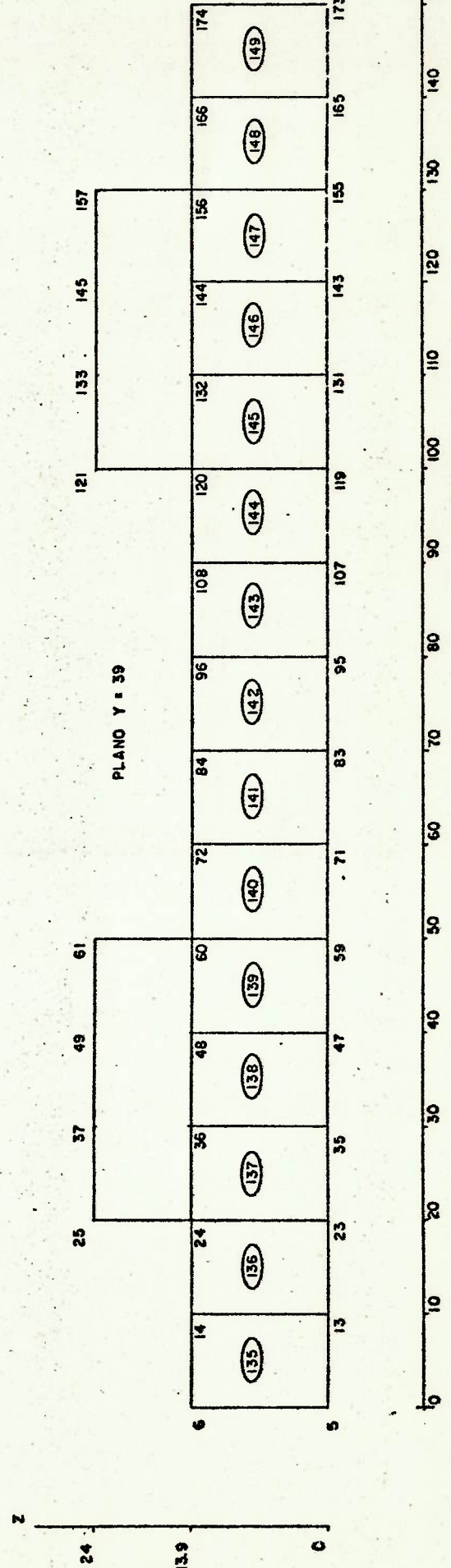
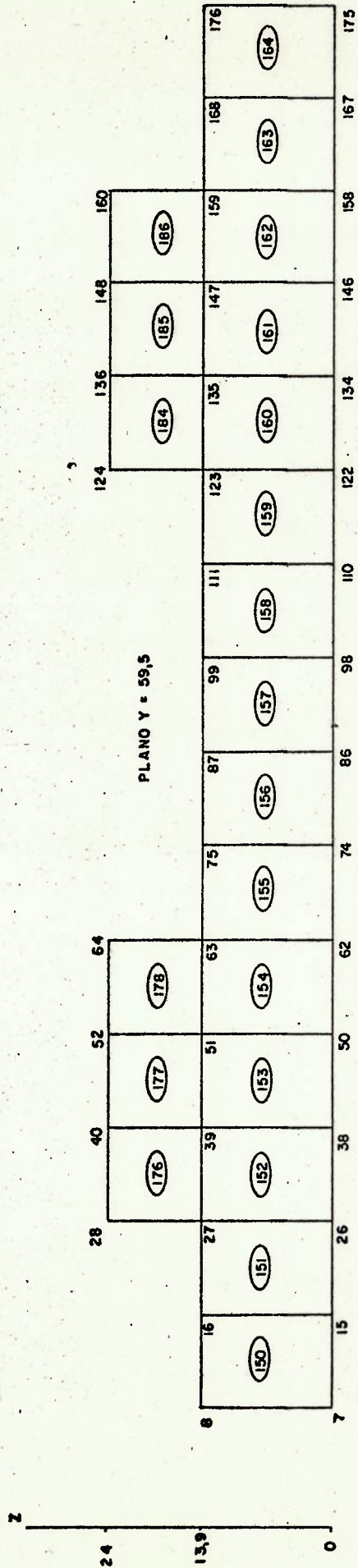


Figura 48 - Discretização I

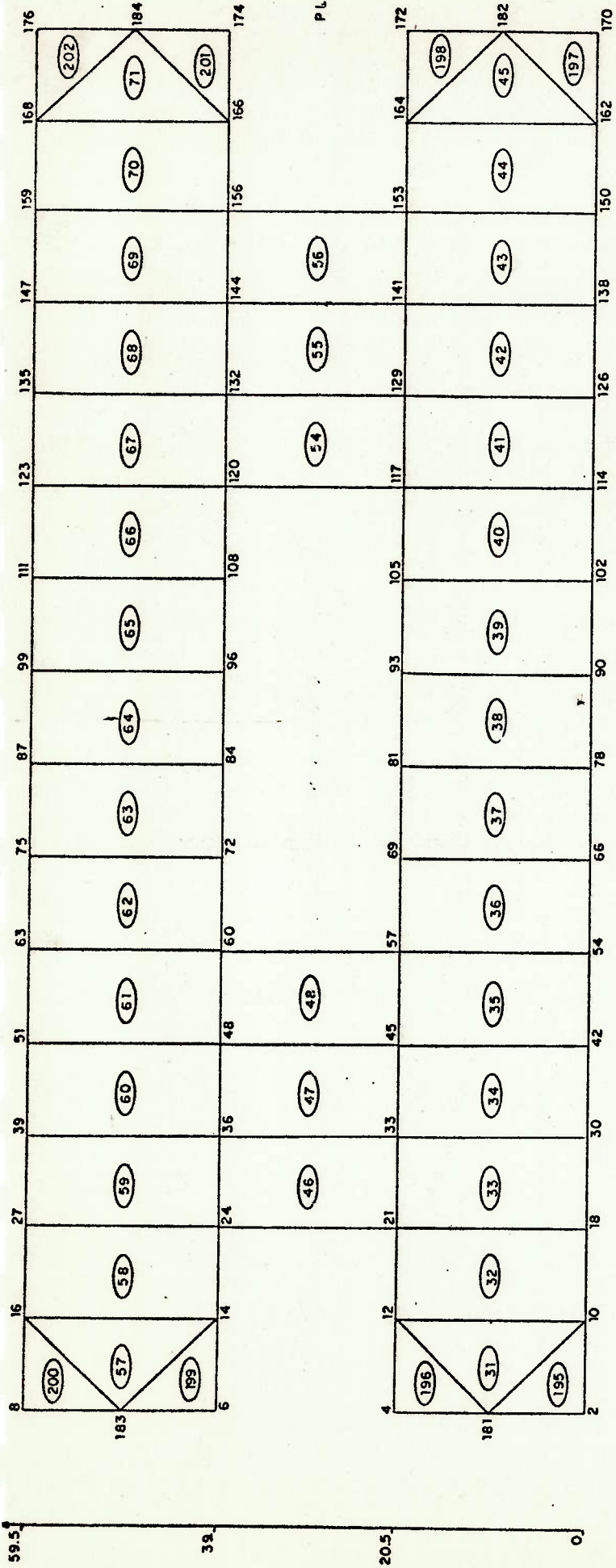




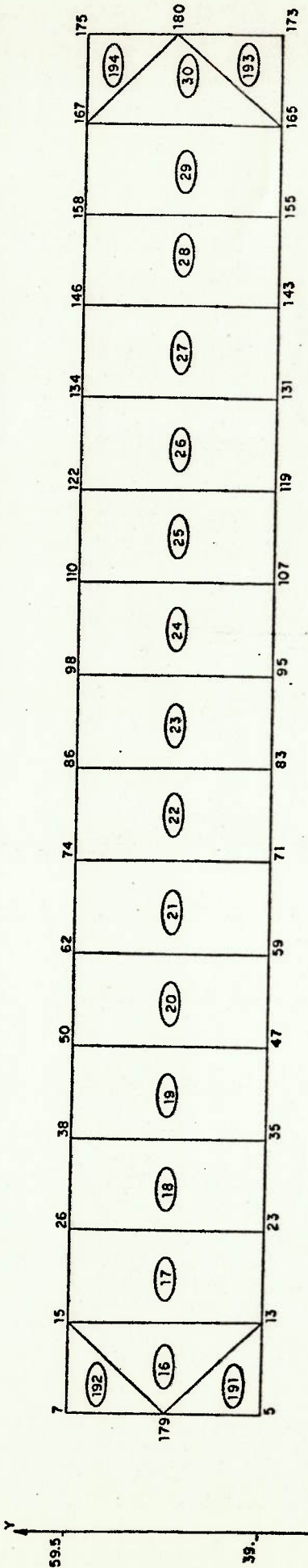
(cont. Fig. 48 - D1)



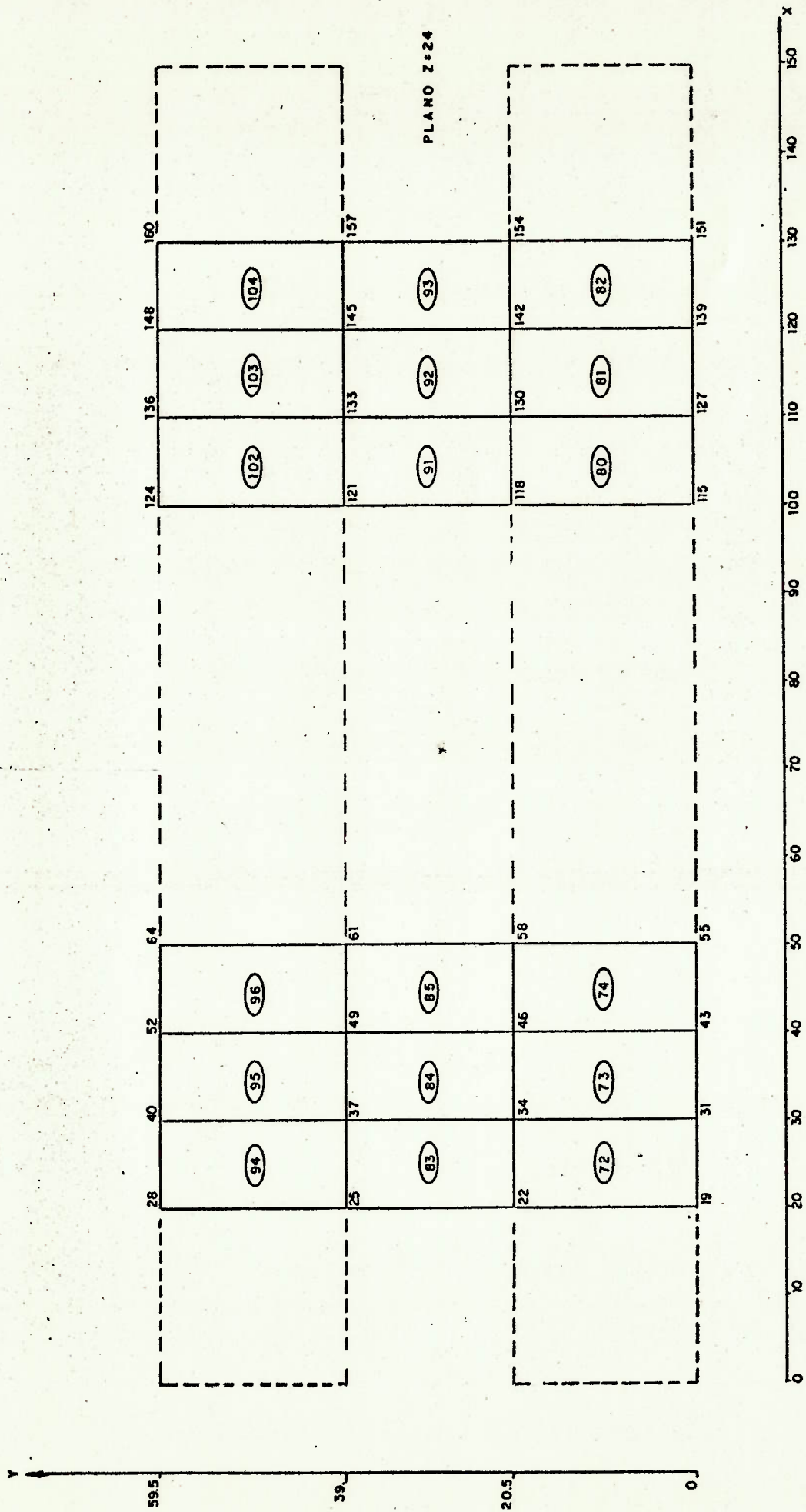
(cont. Fig. 48 - D I)



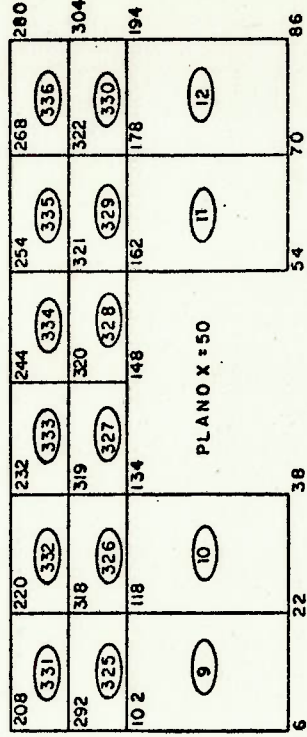
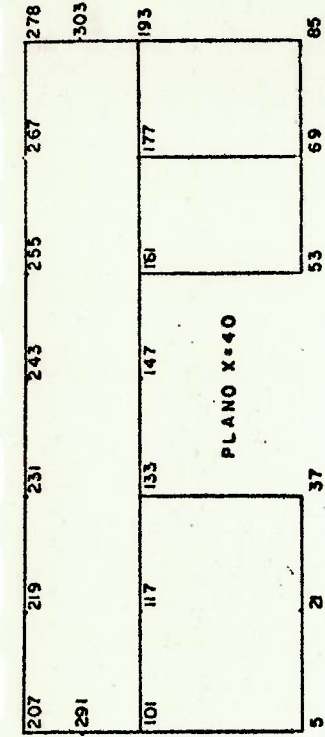
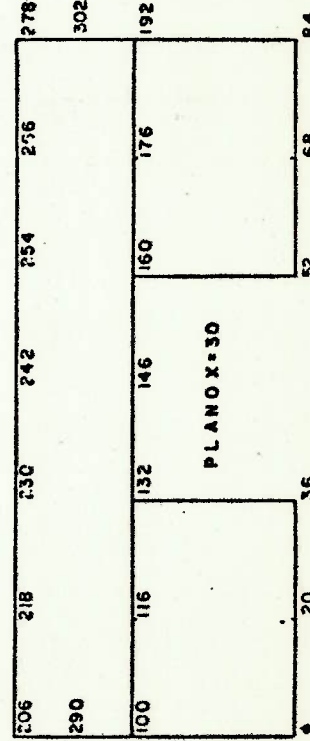
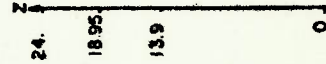
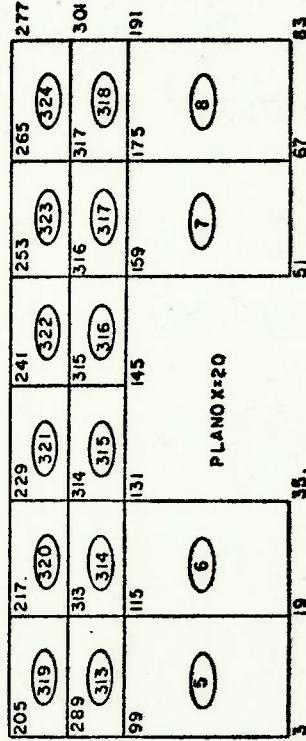
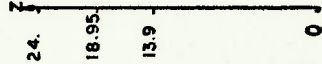
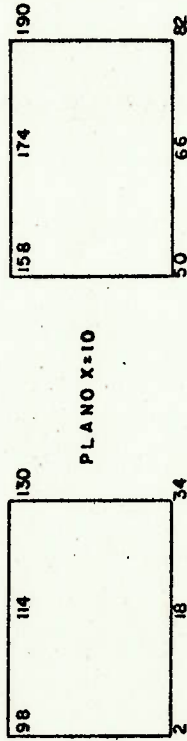
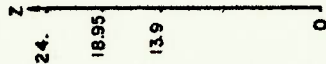
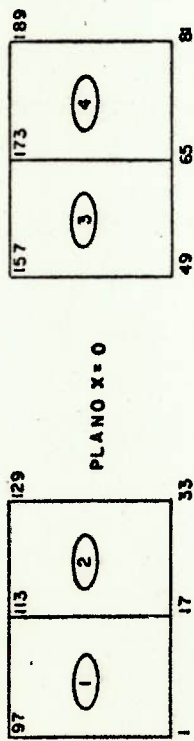
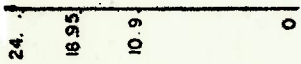
PLANO Z: 13,9

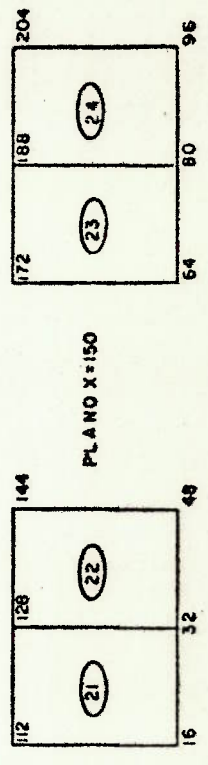
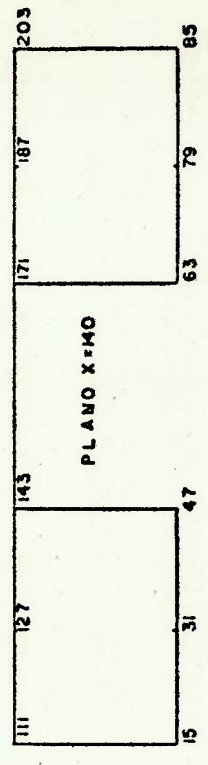
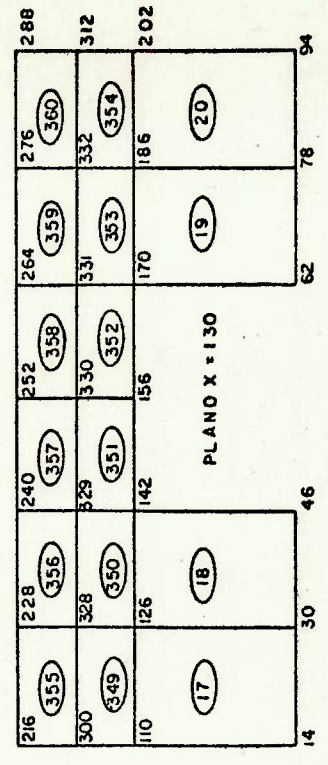
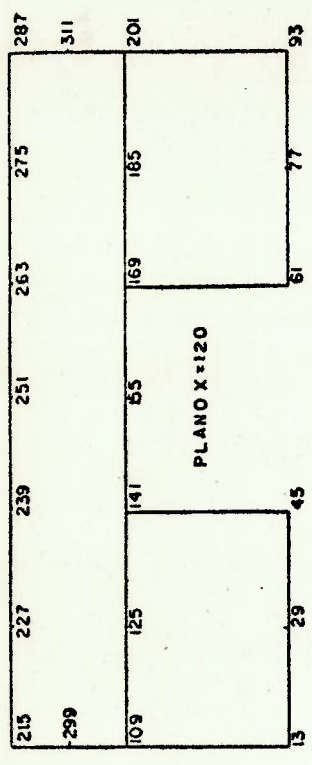
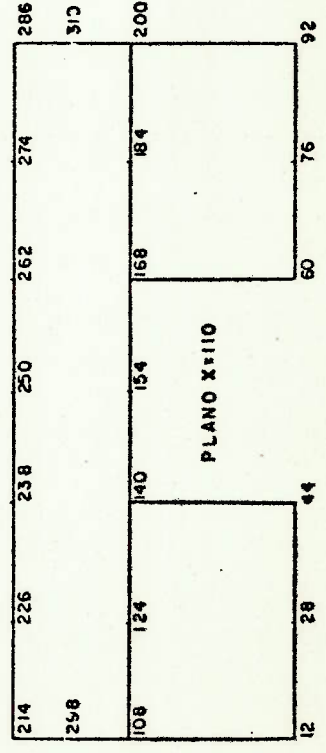
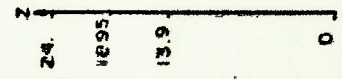
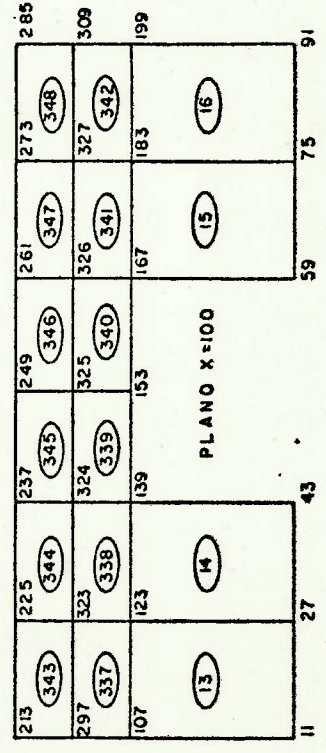
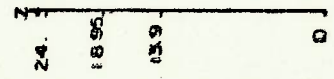
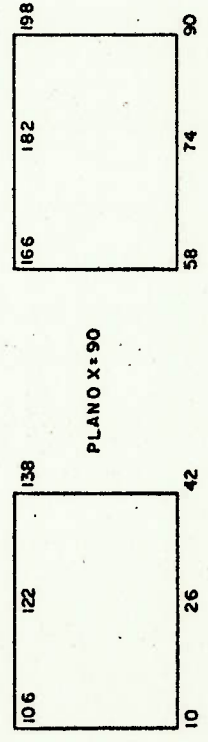
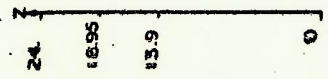
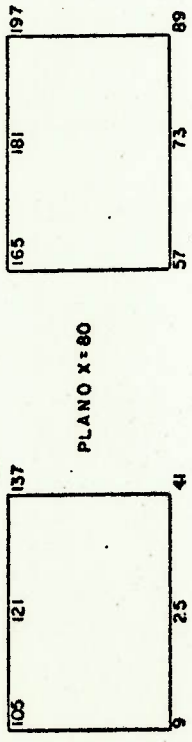
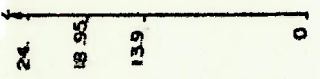


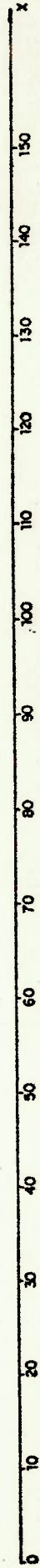
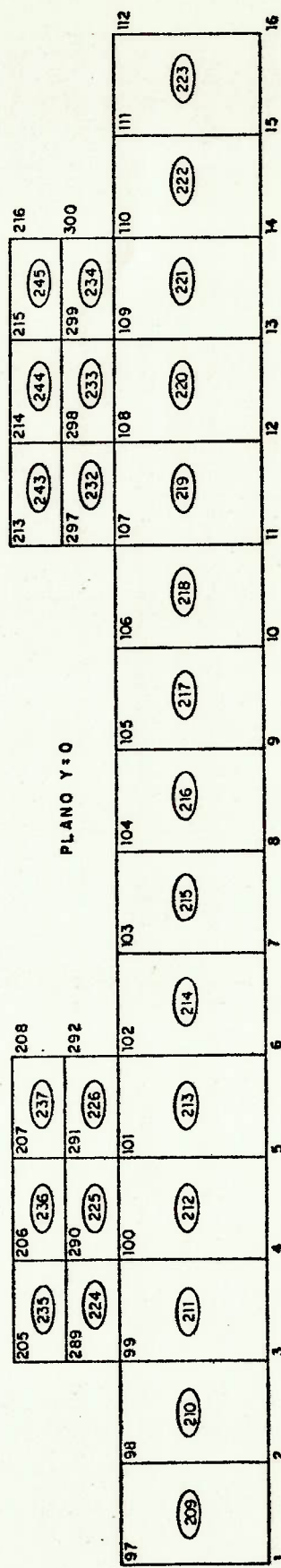
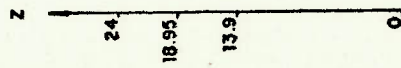
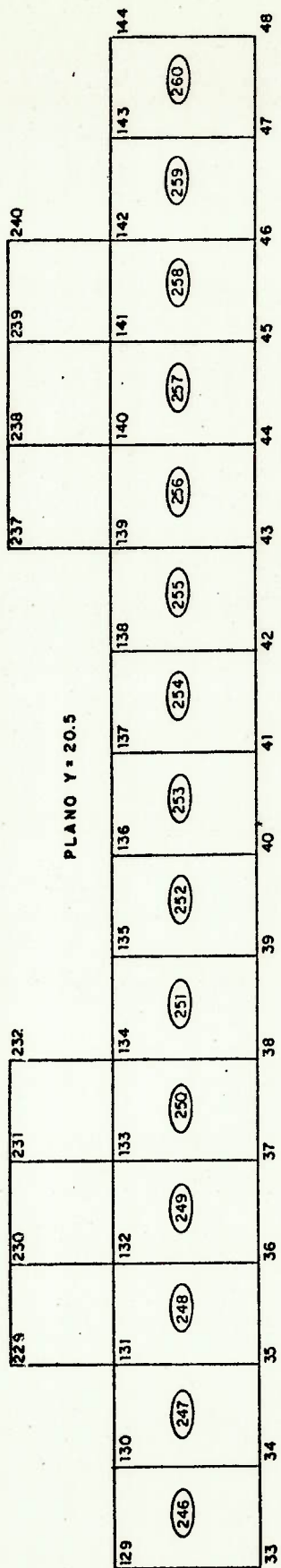
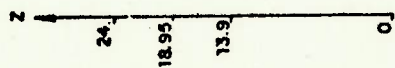
PLANO Z: 0



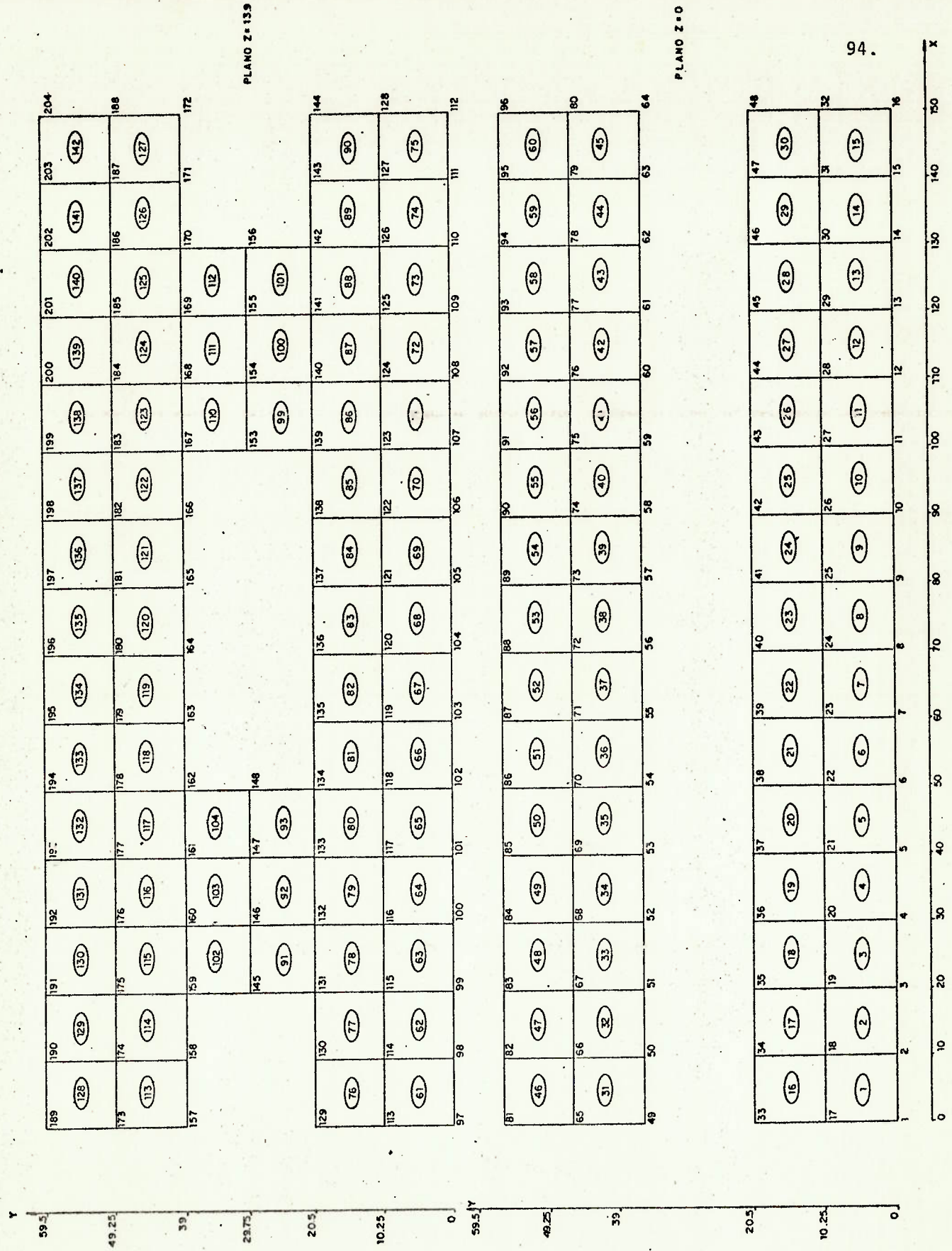
(cont. Fig. 48 - D I)



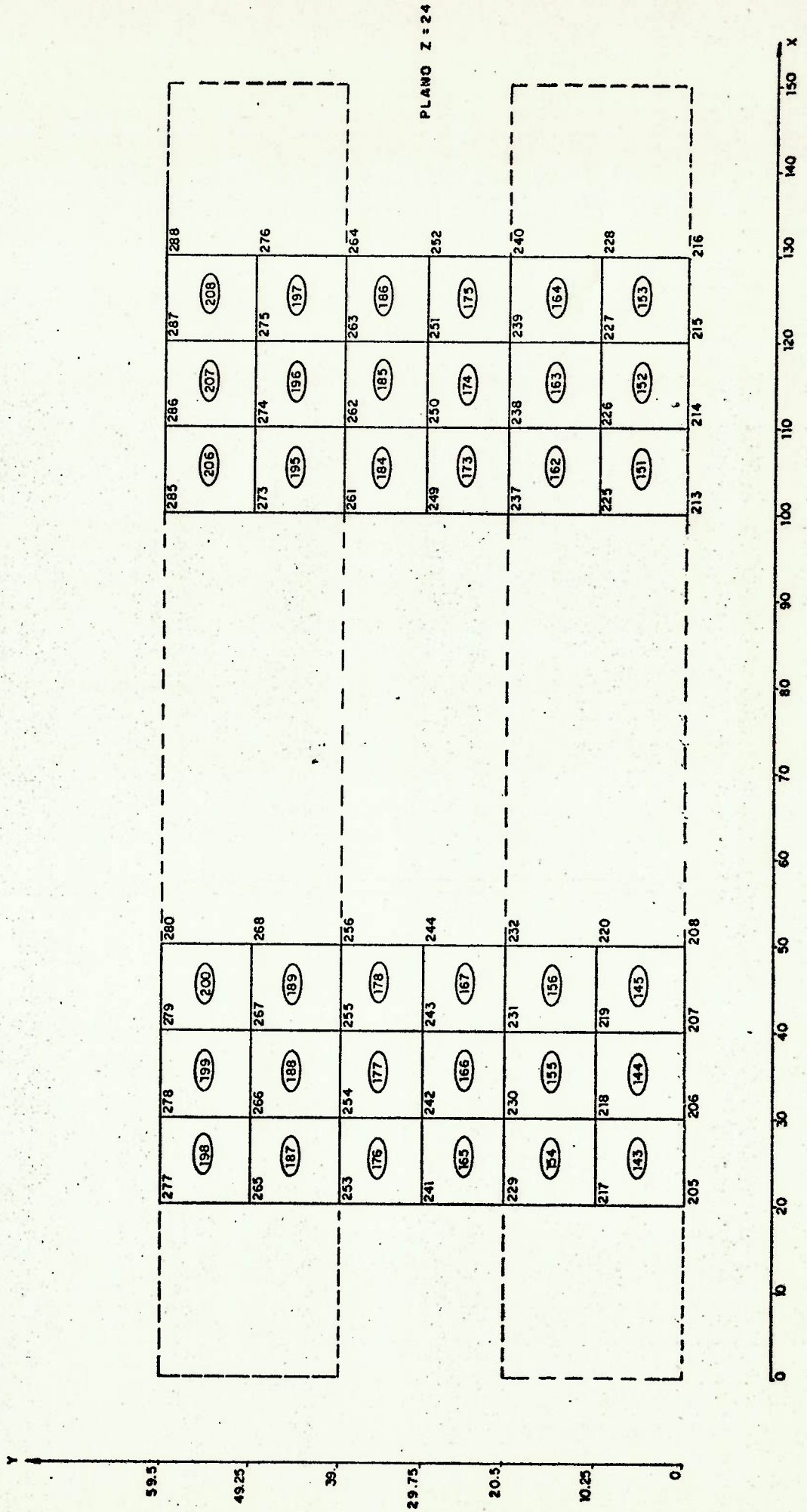




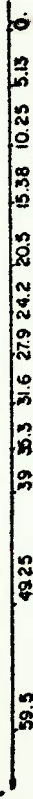
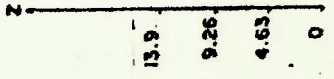
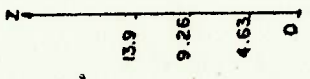
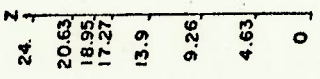
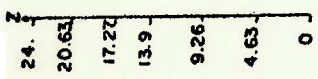
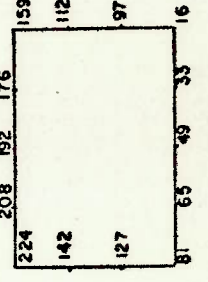
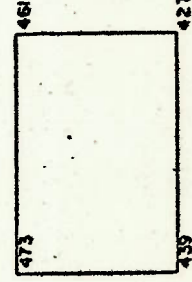
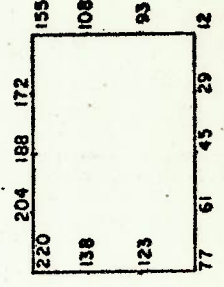
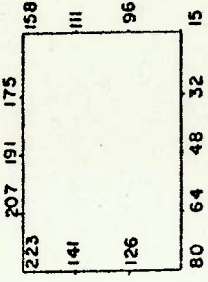
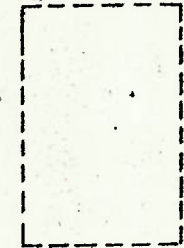
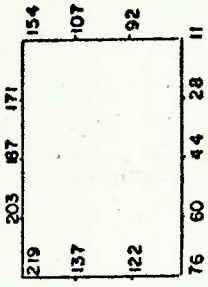
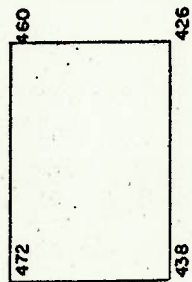
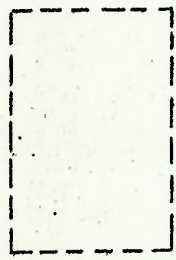
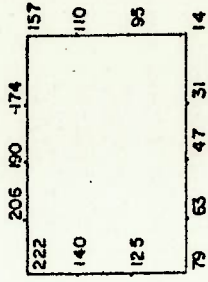
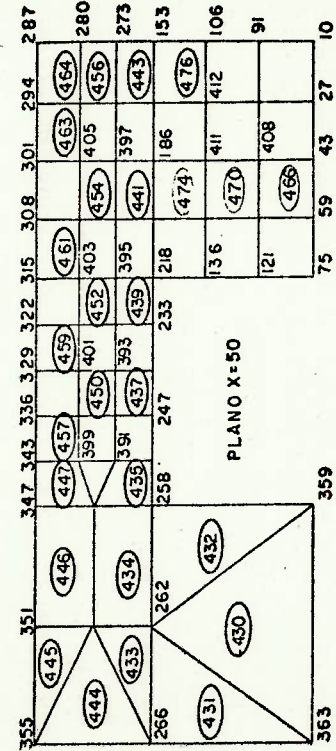
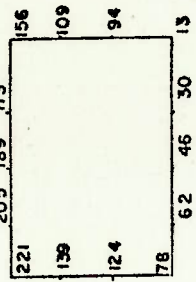
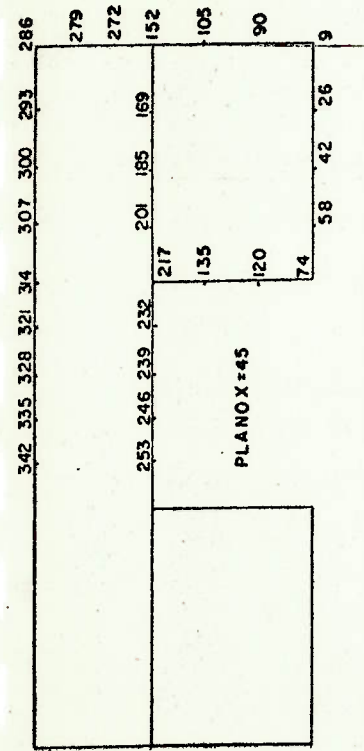
(cont. Fig. 49 - DII)

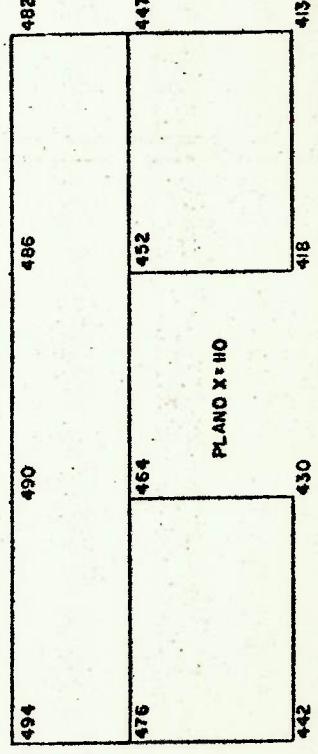
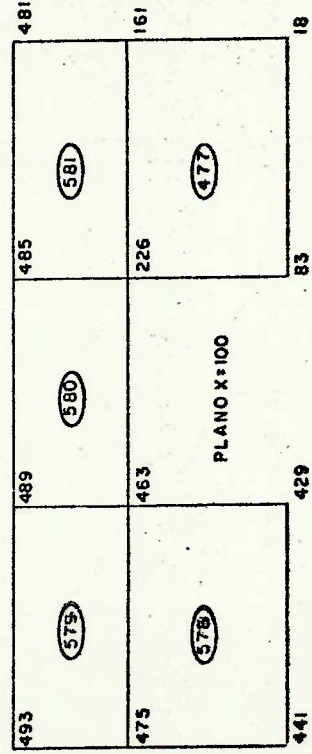
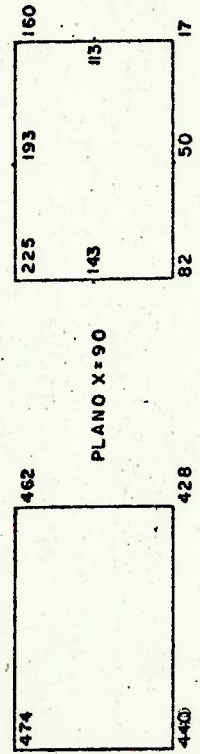
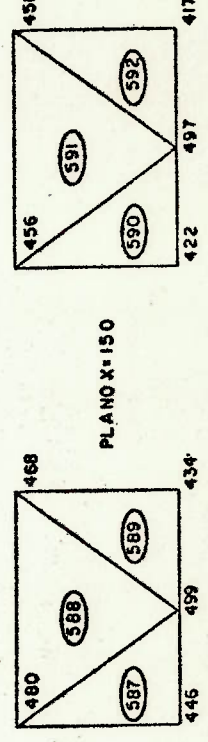
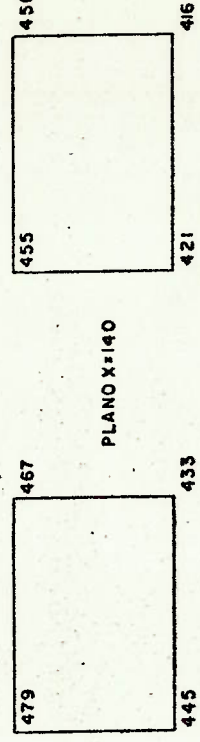
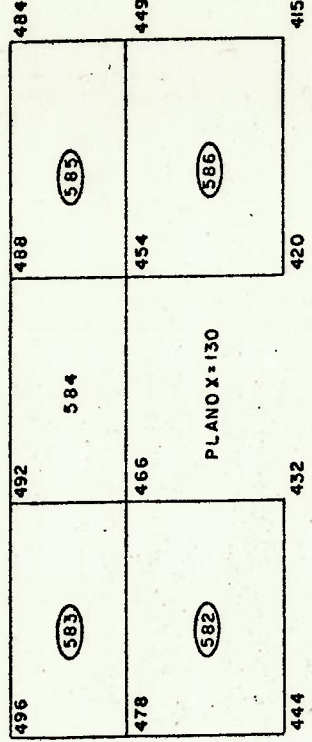
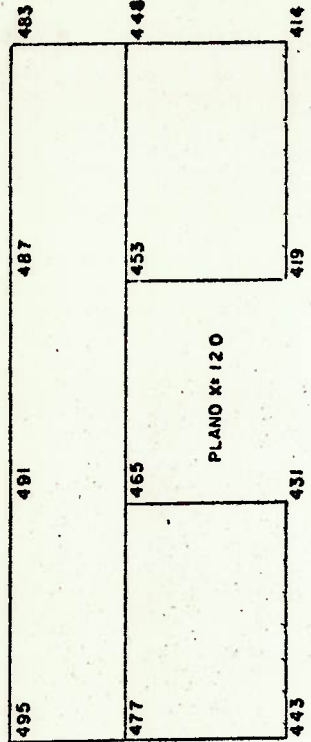
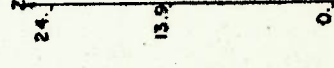
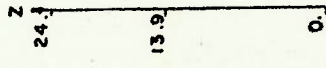
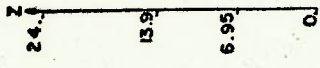
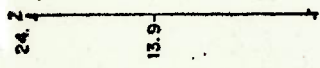


(cont. Fig. 49-D.II.)

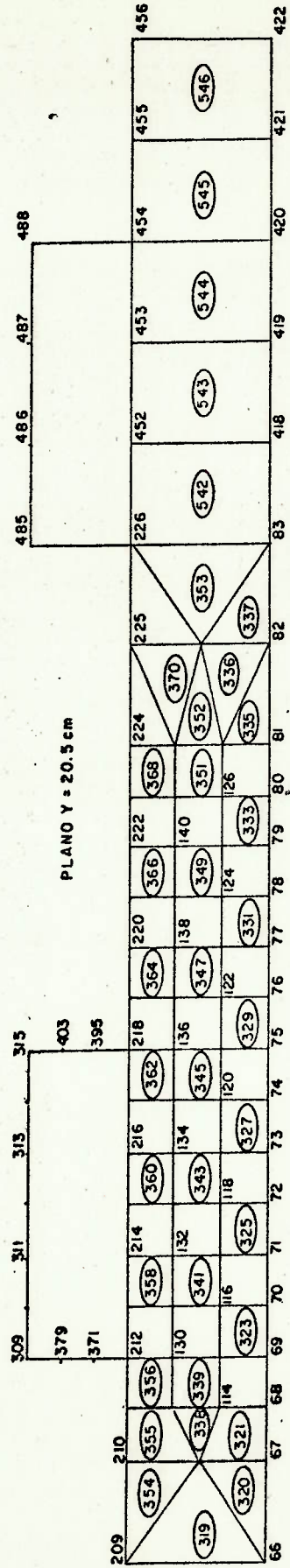


(cont. Fig. 49 - D II)

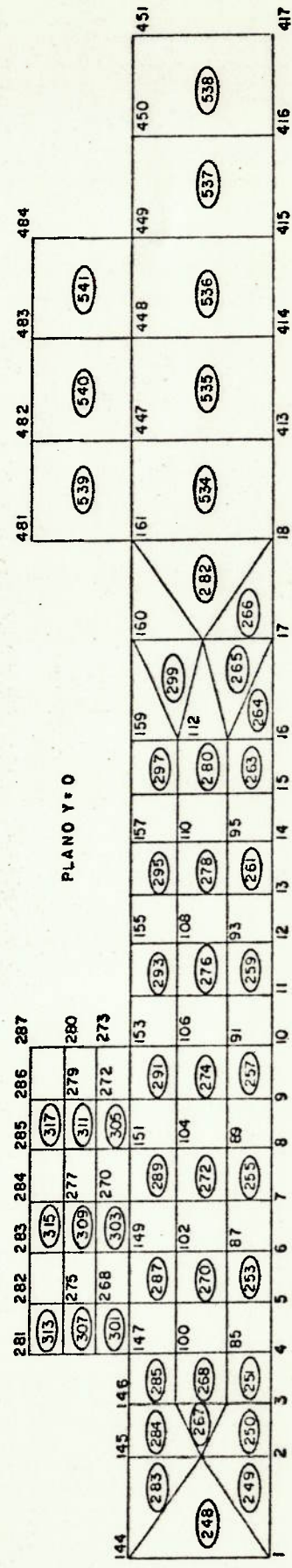




Z
24.
20.63
17.27
13.9
9.26
6.95
4.63
0.



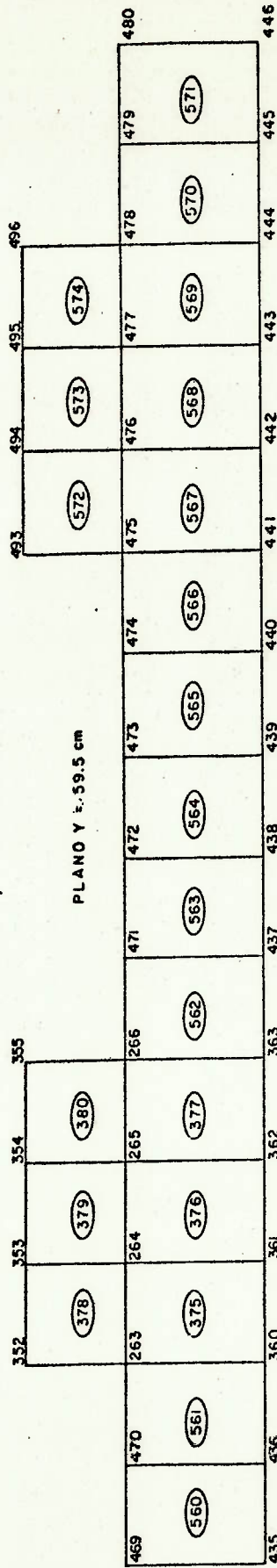
Z
24.
20.63
17.27
13.9
9.26
6.95
4.63
0.



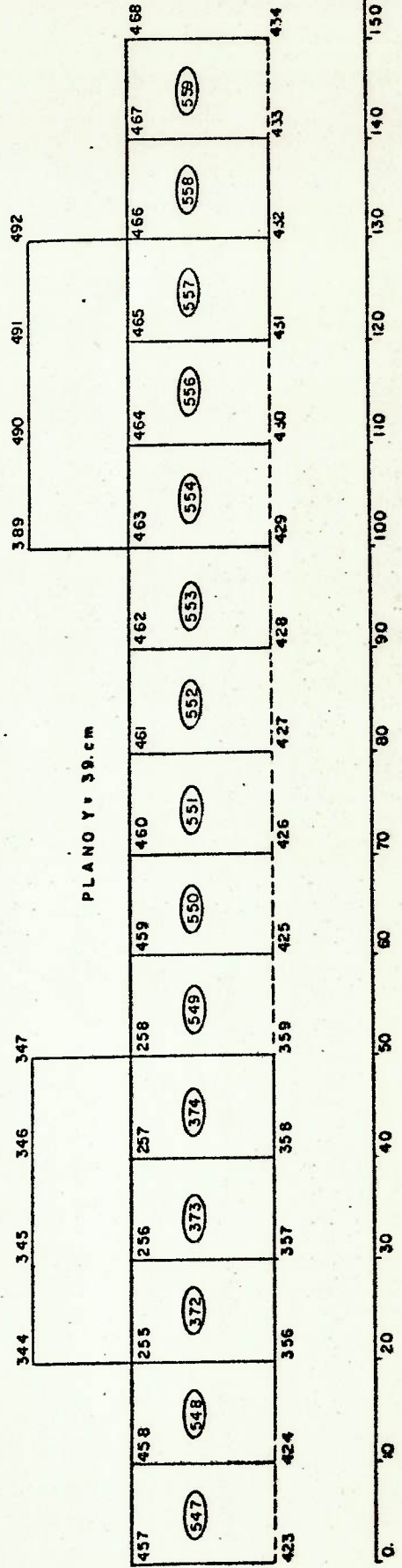
0 10 15 20 25 30 35 40 45 50 55 60 65 70 75 80 85 90 95 100 105 110 115 120 125 130 135 140 145 150 X

(cont. Fig. 50 - DIII)

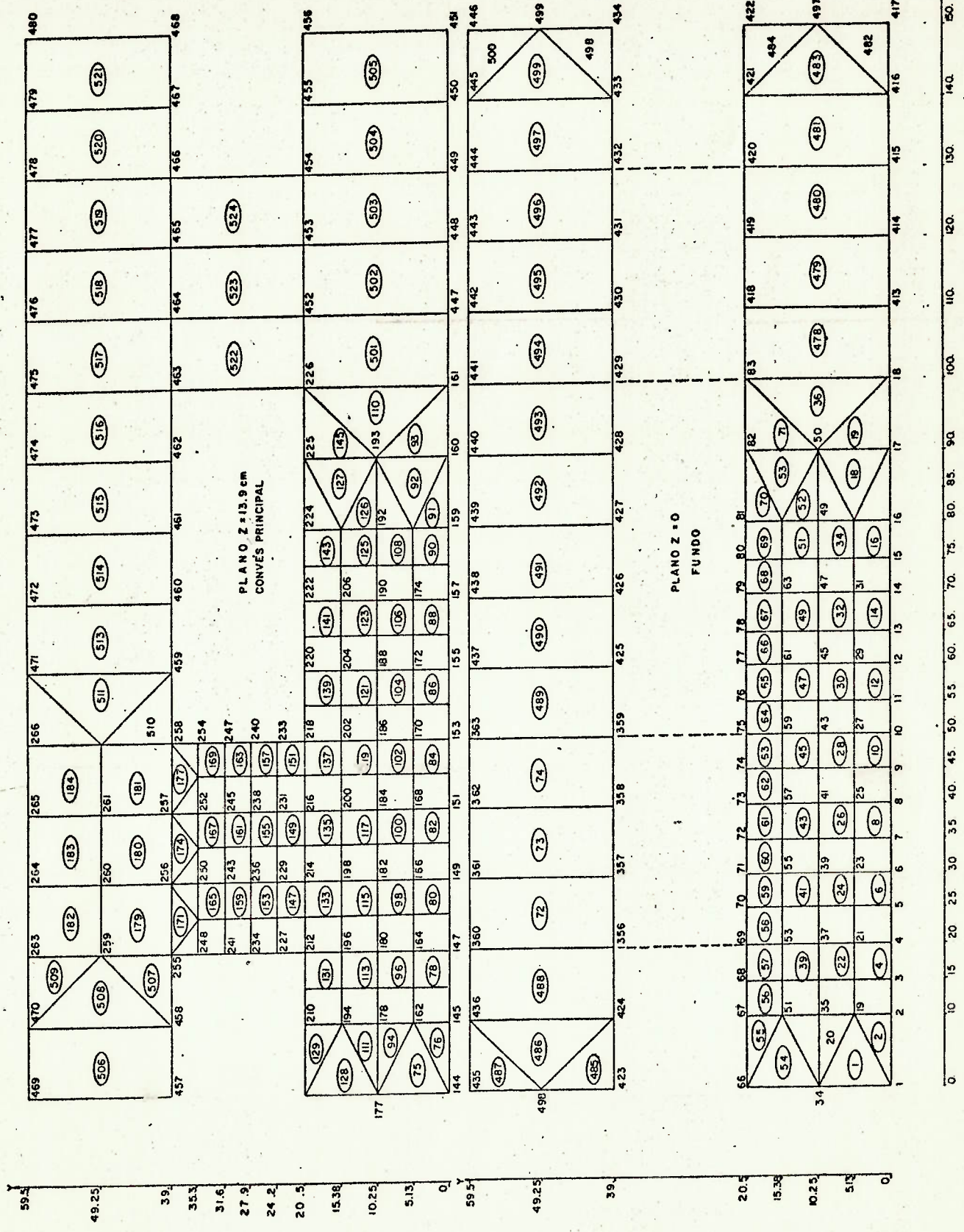
Z
24
13.9
0



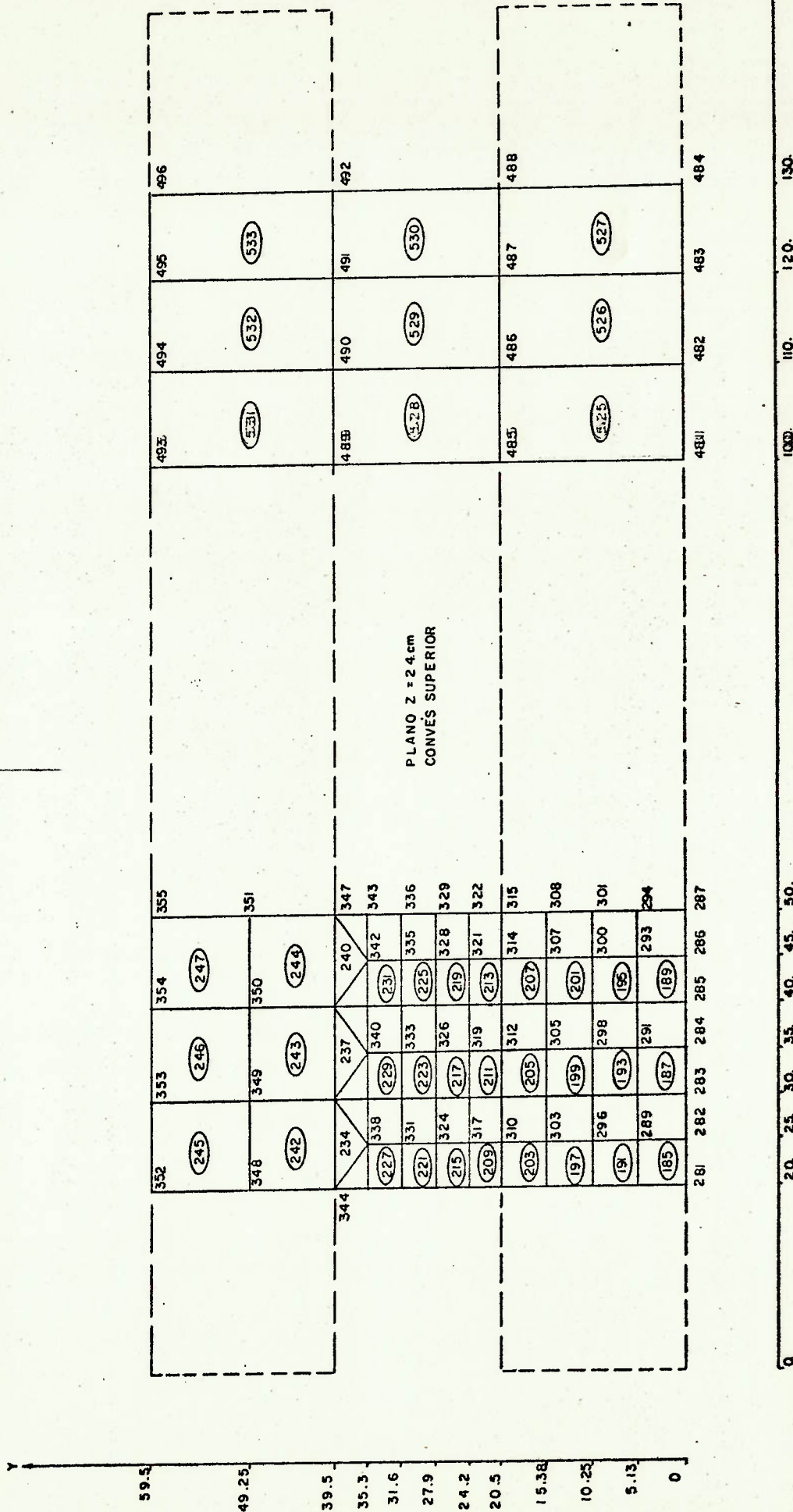
Z
24
13.9
0



(cont. Fig. 50-D III)



(cont. Fig. 50 - D III)



(cont. Fig. 50 - D III)

5.5. Resultados Obtidos

A saída do programa EASE-2, fornece, para o caso de placa, as tensões no centro do elemento em cada uma das faces, bem como as tensões principais resultantes do estado plano de tensões. A Figura 51 apresenta esquematicamente o que o programa fornece.

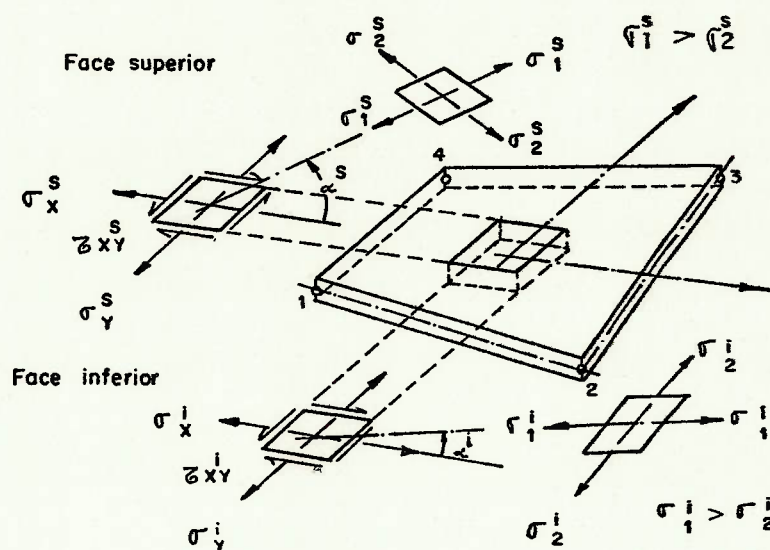


Figura 51 Tensões fornecidas pelo programa EASE-2

Para comparação dos resultados com outros métodos, é necessário se calcular as tensões médias no centro dos elementos, a fim de se eliminar os efeitos locais, para carga externa de 40 kg.

5.5.1. Planos de Simetria

As tensões de cisalhamento atuantes constituem-se no objeto de estudo. De maneira geral, constatou-se que as tensões normais são desprezíveis nestes planos (como era de se esperar).

- Discretização I: os planos verticais de simetria coincidem com os centros dos elementos, logo bastou compilar os resultados, calculando-se as tensões médias apresentadas na Tabela 6.

Plano de Simetria da Plataforma

Local	Elemento	τ
Convês Principal	46	3,61
	47	3,83
	48	4,63
Convês Superior	83	-6,15
	84	-4,34
	85	-4,72
Ant.Transversal Frontal	204	-22,14
Ant.Transversal Interna	207	3,25

Plano de Simetria do Casco

Local	Elemento	τ
Fundo	8	5,00
Convês Principal	38	-5,00
Costado Externo	112	-4,88
Costado Interno	127	5,88

Tabela 6 - Tensões de Cisalhamento médias para carga de 40kg (em kg/cm²)

- Discretização II: não há coincidência dos centros dos elementos com os planos de simetria, portanto adotam-se os valores dos elementos vizinhos a esses planos. Essa aproximação não leva a desvio acentuado de vez que as placas estão praticamente em cisalhamento puro.

As tensões de cisalhamento médias estão na Tabela 7.

Plano de Simetria da Plataforma

Local	Elemento	τ
Convês Principal	91-102	4,70
	92-103	3,43
	93-104	4,00
Convês Superior	165-176	-7,55
	166-177	-3,85
	167-178	-3,89
Ant.Transversal Frontal	315-316	-22,85
	321-322	-20,71
Ant.Transversal Interna	327-328	2,42
	333-334	2,56

Plano de Simetria do Casco

Local	Elemento	τ
Fundo	8	4,87
	23	5,35
Convês Principal	68	-4,85
	83	-5,37
Costado Externo	216	-4,88
Costado Interno	253	6,11

Tabela 7 - Tensões de cisalhamento médias para carga de 40kg(em kg/cm²)

- Discretização III: como no caso da Discretização I, bastou calcular as tensões médias no centro dos elementos, sendo os resultados mostrados na Tabela 8.

Plano de Simetria da Plataforma

Local	Elemento	τ
Convês Principal	158	8,47
	159	3,61
	160	3,25
	161	3,46
	162	3,68
	163	3,16
Convês Superior	221	-11,24
	222	-5,51
	223	-3,83
	224	-3,62
	225	-3,69
	226	-3,34
Ant.Transversal Frontal	390	19,13
	403	23,56
	411	21,89
Ant.Transversal Interna	437	-3,15
	450	-2,42
	458	-2,32

Plano de Simetria do Casco

Local	Elemento	τ
Fundo	15	4,88
	33	4,90
	50	5,07
	68	5,42
Convês Principal	89	-4,81
	107	-4,98
	124	-5,22
	142	-5,54
Costado Externo	262	-4,98
	279	-4,98
	296	-4,91
Costado Interno	333	5,90
	350	6,05
	367	5,92

Tabela 8 - Tensões de Cisalhamento médias para carga de 40kg (em kg/cm²)

5.5.2. Secção de Transição para o Casco

Como a secção coincide com a interface entre elementos, é necessário se proceder ao levantamento do campo de tensões normais transversais e interpolar os resultados para os pontos de interesse. O Apêndice 4 apresenta o procedimento usado para se quantificar as tensões.

As Tabelas 9 a 11 resumem os resultados obtidos para cada discretização (tensões em kg/cm^2)

Local	Elementos	σ
Convês Principal	72-83	-4,08
	73-84	1,04
	74-85	-0,48
Convês Superior	33-46	10,20
	34-47	-0,04
	35-48	0,20

Tabela 9 - Tensões normais na secção de transição(DI)

Local	Elemento	σ
Convês Principal	78-91	-10,10
	79-92	2,30
	80-93	-1,41
Convês Superior	154-165	11,28
	155-166	-0,18
	156-167	0,90
Ant. Transversal Frontal	314-315	-14,28
	320-321	14,54
Ant. Transversal Interna	326-327	-2,38
	332-333	1,56

Tabela 10 - Tensões Normais na secção de transição(DII)

Local	Elemento	σ
Convês Principal	132-146	-16,80
	133-147	-4,50
	134-148	-0,20
	135-149	0,50
	136-150	-
	137-151	-3,25
Ant.Transversal Frontal	392-393	-21,00
	405-406	-4,50
	413-414	16,50
Convês Superior	203-209	16,00
	204-210	5,00
	205-211	1,15
	206-212	-
	207-213	0,25
	208-214	1,75
Ant.Transversal Interna	439-440	-6,00
	452-453	1,00
	460-461	2,90

Tabela 11 - Tensões normais na secção de transição(DIII)

5.5.3. Antepara Lateral da Plataforma

O interesse nesse caso é pelo campo das tensões de cisalhamento atuantes. Efetuou-se o computo das tensões médias dos elementos da lateral.

As Tabelas 12 a 14 mostram os resultados obtidos, em Kg/cm^2 .

Elemento	τ
165	-6,43
166	-5,18
167	-3,58

Tabela 12 - Tensões de Cisalhamento na Lateral (DI)

ELEMENTO	τ
224	-6,82
225	-4,71
226	-3,71
235	-5,04
236	-6,29
237	-3,93

Tabela 13 - Tensões de Cisalhamento na Lateral (DII)

ELEMENTO	τ
301	-8,06
302	-5,83
303	-5,12
304	-4,72
305	-4,00
306	-3,33
307	-5,50
308	-6,45
309	-5,88
310	-5,66
311	-5,28
312	-2,26
313	-4,05
314	-5,69
315	-6,27
316	-6,38
317	-5,96
318	-2,75

Tabela 14 - Tensões de Cisalhamento na Lateral (DIII)

6. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS

6.1. Resultados Globais

O comportamento global da estrutura foi estudado em quatro secções típicas, mostradas na Figura 52.

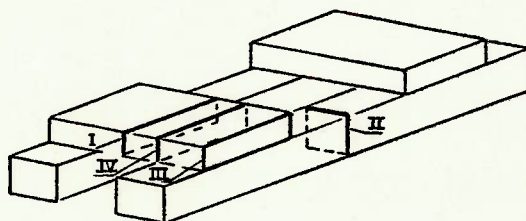


Figura 52- Locais objetos do estudo

6.1.1. - Secção I: Plano de Simetria da Plataforma

A Figura 53 apresenta a distribuição de tensões de cisalhamento agentes neste plano, e a Tabela 15 os valores resultantes nos pontos medidos experimentalmente, bem como a relação entre eles tomando como unitário o valor para DIII.

LOCAL	Medida Experimental	Teoria Simples		Método El.Finitos		
		Efet. 100%	Efet. 20%	DI	DII	DIII
Ant. Transv. Frontal	20,75	21,91	21,88	22,14	21,78	23,56
	0,88	0,93	0,93	0,94	0,92	1,00
Ant. Transv. Interna	1,41	2,84	4,38	3,25	2,49	2,42
	0,58	1,17	1,81	1,34	1,03	1,00
Convês Principal	3,24	6,98	7,81	3,83	3,43	3,36
	0,96	2,08	2,32	1,14	1,02	1,00
Convês Superior	4,47	8,80	9,85	4,34	3,85	3,73
	1,20	2,36	2,64	1,16	1,03	1,00

Tabela 15 - Tensões de cisalhamento - Plataforma - (kg/cm²)

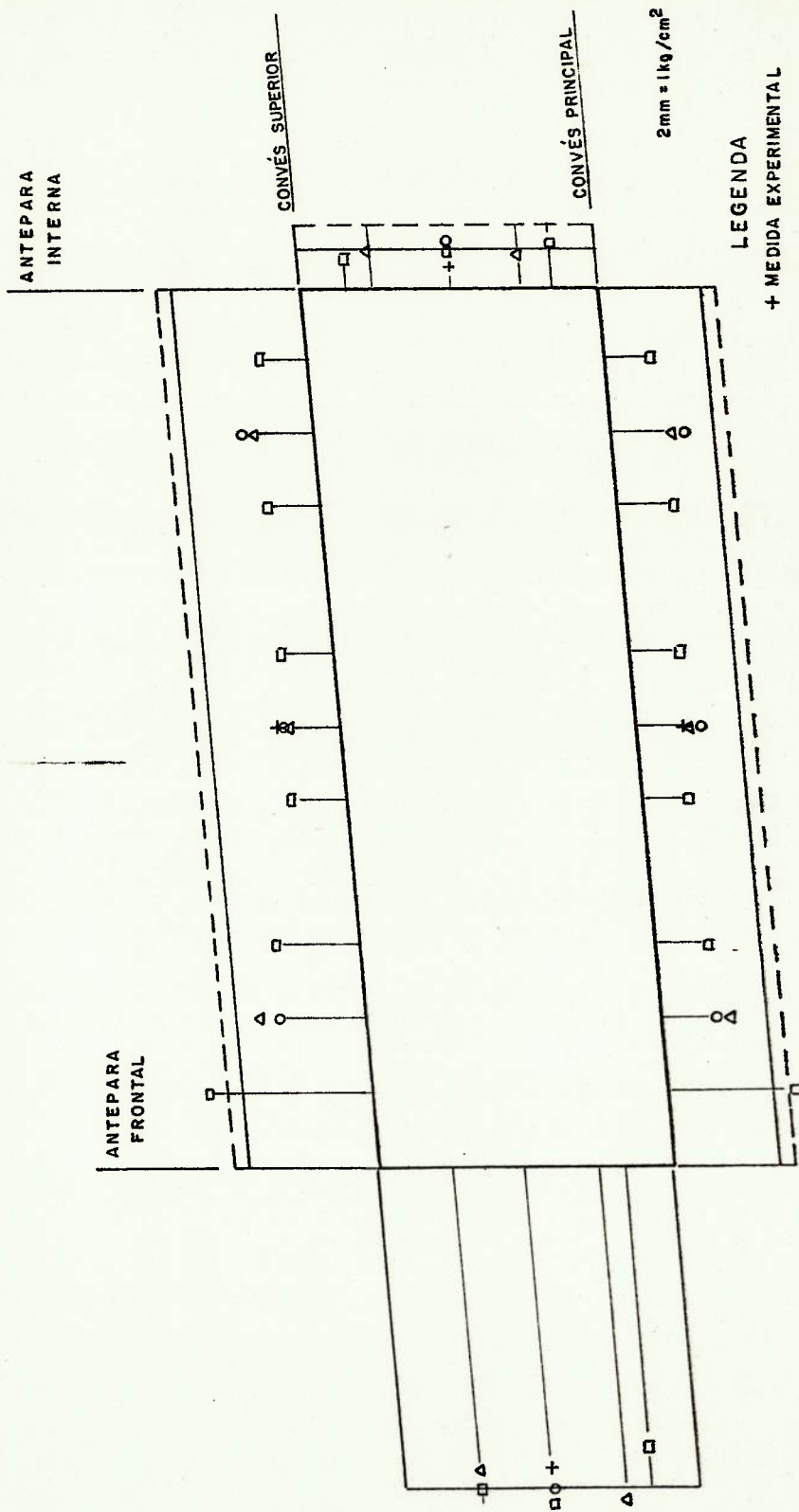


Figura 53 - Tensões de cisalhamento no plano de simetria da plataforma

Analisando-se a Figura 53 e a Tabela 15 pode-se dizer que:

- na Antepara Frontal que é a mais solicitada das anteparas existe boa consistência entre os resultados dos diversos métodos

- na Antepara Interna a medida experimental desvia-se bastante dos demais valores, provavelmente devido a erro de medição no extensômetro nº 38, que faz parte da roseta, enquanto que a teoria simples fornece resultados próximos ao de elementos finitos.

- nos Conveses nota-se que a teoria simples constitui-se num limite superior para as tensões obtidas, atingindo valores próximos aos reais, junto à Antepara Frontal, onde ocorre tendência de aumento das tensões de cisalhamento.

- a medida experimental nos Conveses encontra-se em boa consistência com os valores por elementos finitos.

6.1.2. - *Secção II: Plano de Simetria do Casco*

A Figura 54 indica a distribuição das tensões de cisalhamento enquanto a Tabela 16 mostra os valores dos diversos métodos nos pontos medidos, e a relação entre eles (valor unitário para DIII).

LOCAL	Medida Experimental	Teoria Simples		Método El. Finitos		
		Efet.100%	Efet.20%	DI	DII	DIII
Fundo	4,66	5,23	4,80	5,00	5,11	4,99
	0,93	1,05	0,96	1,00	1,02	1,00
Convês Principal	4,47	5,23	4,80	5,00	5,11	5,10
	0,88	1,03	0,94	0,98	1,02	1,00
Costado Externo	4,72	4,69	4,72	4,88	4,88	4,98
	0,95	0,94	0,95	0,98	0,98	1,00
Costado Interno	5,94	5,76	4,88	5,88	6,11	6,05
	0,98	0,95	0,81	0,97	1,01	1,00

Tabela 16 - Tensões de Cisalhamento - Casco - (kg/cm²)

Pouco há a comentar neste caso, pois os resultados obtidos estão bastante próximos.

6.1.3. - *Secção III: Antepara Lateral da Superestrutura*

Os extensômetros colados na Antepara Lateral (nº 25 a 27 e 28 a 30, conforme Figura 24), não foram representativos do comportamento global, indicando apenas efeitos locais. Dessa forma, a comparação foi feita com os resultados obtidos por elementos finitos e por teoria simples.

A Figura 55 mostra a distribuição de tensões e a Tabela 17 os resultados no centro da antepara, e a relação entre eles (valor unitário para DIII).

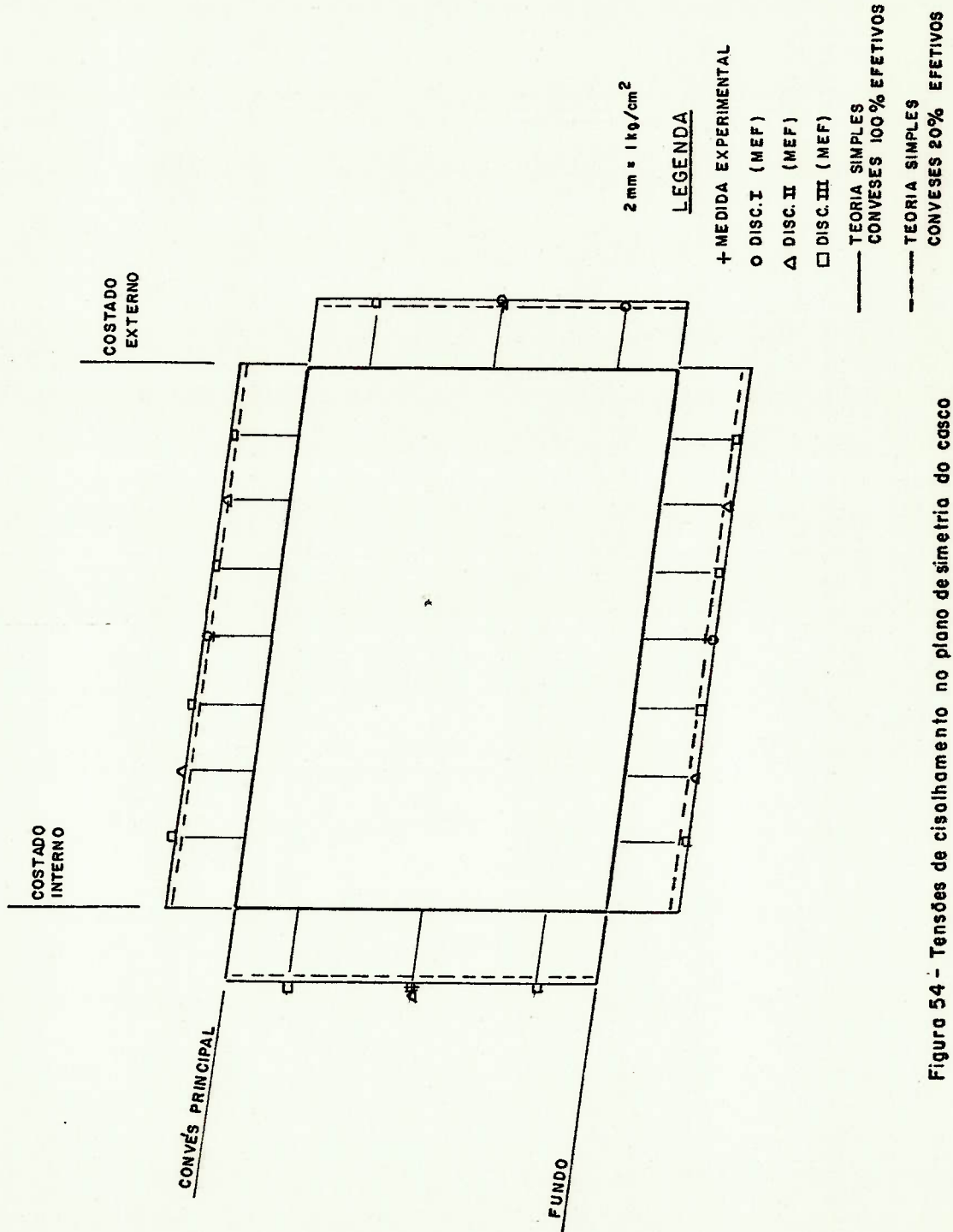


Figura 54 - Tensões de cisalhamento no plano de simetria do casco

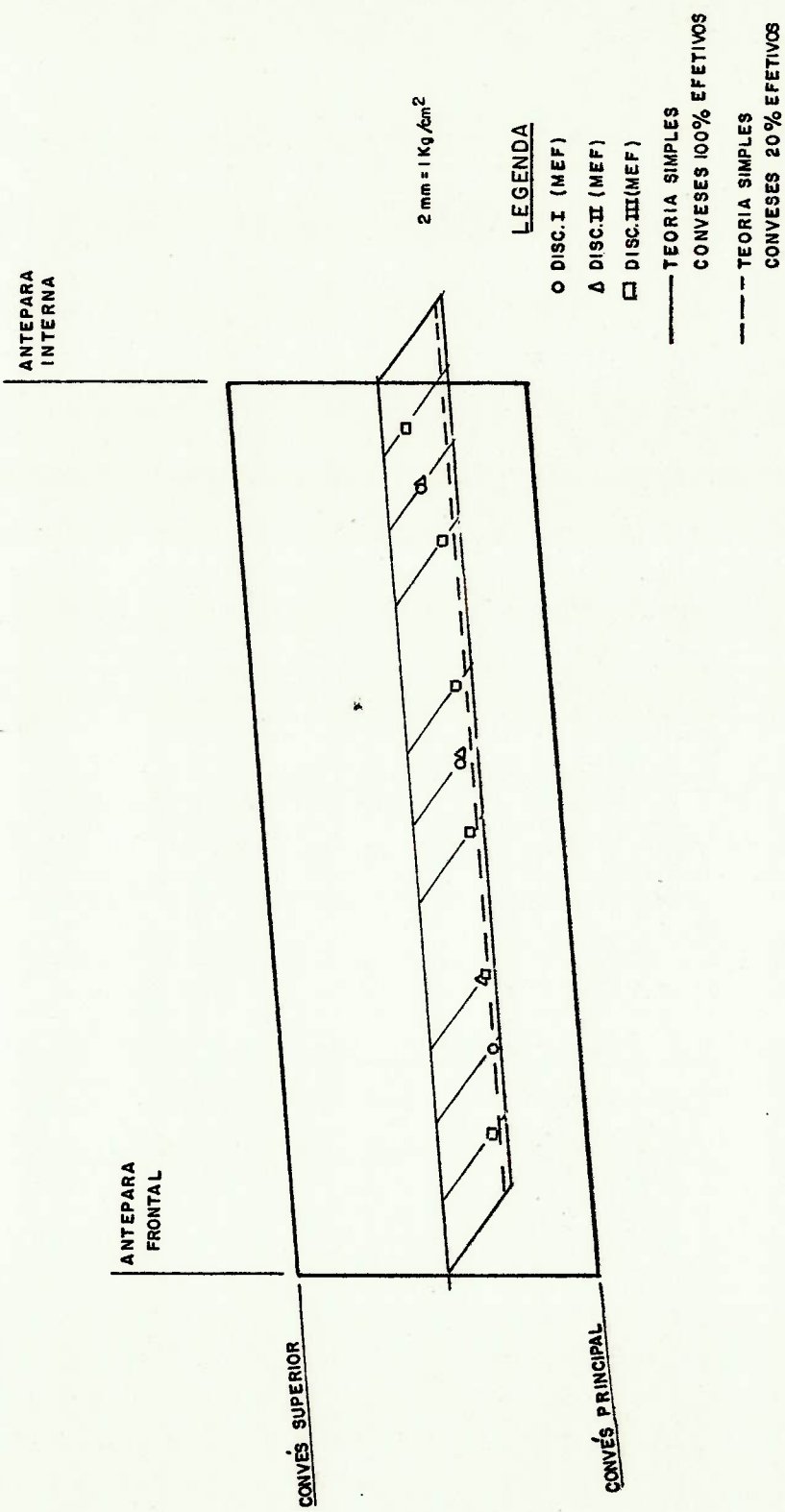


Figura 55 - Tensões de cisalhamento no antepara lateral da superestrutura

Teoria Simples		Método de El.Finitos		
Efet.100%	Efet. 20%	DI	DII	DIII
7,15	6,57	5,18	5,50	5,77
1,24	1,14	0,90	0,95	1,00

Tabela 17 - Tensões de Cisalhamento na Antepara Lateral (kg/cm²)

Pode-se verificar que as tensões obtidas por teorias simples constituem-se num limite superior, notando-se boa consistência entre os resultados por elementos finitos.

6.1.4. - *Secção VI: Secção de Transição para o Casco*

A Figura 56 mostra o campo de tensões normais transversais obtido para os vários métodos. Visto não haver coincidência dos pontos medidos experimentalmente com os centros dos elementos e existir variação acentuada nas tensões normais ao longo da secção, os comentários serão feitos com base na tendência geral dos pontos.

Observa-se que:

- a Discretização I é muito grosseira, oferecendo apenas uma idéia da distribuição das tensões normais no convés superior, e com maus resultados no Convés Principal

- As Discretizações II e III tiveram resultados consistentes, sendo que obviamente a terceira é a mais indicada para esta finalidade, apresentando claramente a distribuição de tensões ao longo da secção

- os resultados experimentais podem ser considerados razoáveis, embora alguns deles indiquem claramente ter ocorrido algum problema nos extensômetros correspondentes nºs 1, 15 e 43.

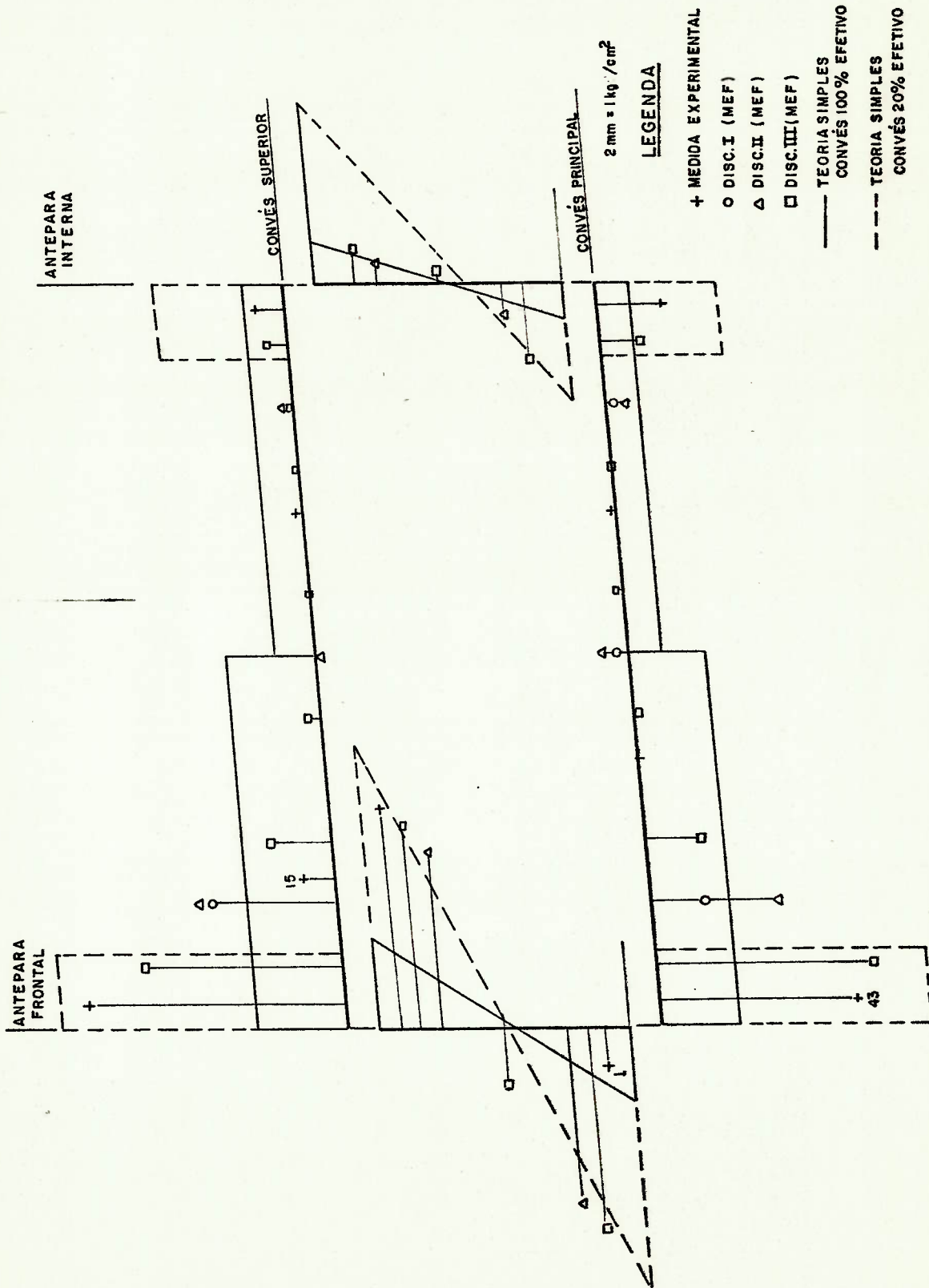


Figura 56 - Campo de tensões normais transversais na seção de transição

- a existência pronunciada de difusão nos conveses provoca desvio considerável dos resultados da teoria simples com efetividade de 100% dos conveses

- já essa teoria com efetividade de 20% dos conveses, obtida a partir do trabalho de Mansour e Fenton(9), apresentou resultados próximos dos máximos obtidos dentro da tendência geral das curvas

- a perturbação na distribuição das tensões normais verificada nas anteparas (valor por elementos finitos diferente de zero próximo à linha neutra da frontal, e desvio acentuado dos resultados por elementos finitos acima da linha neutra da reta para efetividade de 20% na antepara interna), podem indicar efeitos de flexão na torção não considerados neste trabalho.

6.2. Efeito da Concentração de Tensões

Para quantificar o efeito de concentração de tensões na ligação da plataforma com o casco, procedeu-se à completa instrumentação do local, com cinco extensômetros externos e um interno, numerados de 1 a 6, conforme já se mostrou na Figura 23.

O ensaio foi executado sempre se controlando o nível de tensões naqueles pontos, pelo cálculo das tensões principais nas três rosetas. A idéia inicial era se atingir força externa máxima de 80kg, para evitar instabilidade da placa do convés superior. Entretanto, ao se atingir 55kg, inesperadamente notou-se avaria na extremidade tracionada da plataforma não instrumentada do modelo, embora as tensões principais estivessem bem abaixo da tensão de ruptura do material. O Apêndice 5 mostra documentação fotografica dessa avaria.

A análise posterior das medições indicou que o extensômetro nº 1 pode ter apresentado problemas, pois basta verificar a Figura 56, na Antepara Frontal, para se notar isto. A fim de quantificar o quanto isto influenciou no resultado, a Tabela 18 mostra os resultados das rosetas conforme a medição e os valores alterados supondo para o extensômetro nº 1 o valor esperado conforme a Figura 56, extrapolando o resultado para 55kg.

ROSETAS	σ_{p_1}	σ_{p_2}	ANGULOS
2 - 3 - 4	-47,42	-96,83	29,81°
3 - 4 - 5	-26,11	-79,34	-0,15°
1 - 2 - 3 (original)	-18,84	-97,56	-0,48°
1 - 2 - 3 (alterada)	-106,77	-154,12	-46,64°

Tabela 18 - Cálculo das Rosetas para 55kg (tensões em kg/cm²)

Como ilustração, a Figura 57 mostra as tensões principais e suas direções na roseta 1 - 2 - 3 (alterada), bem como as tensões principais obtidas de Discretização III para os elementos imediatamente vizinhos.

Com os valores obtidos para a roseta 1-2-3 (alterada), obtêm-se um coeficiente de concentração de:

$$C = \frac{\sigma_{rup}}{\sigma_{p_1}}$$

com $\sigma_{rup} = 495 \text{ kg/cm}^2$ e $\sigma_{p_1} = 154 \text{ kg/cm}^2$ resulta

$$C = 3,21$$

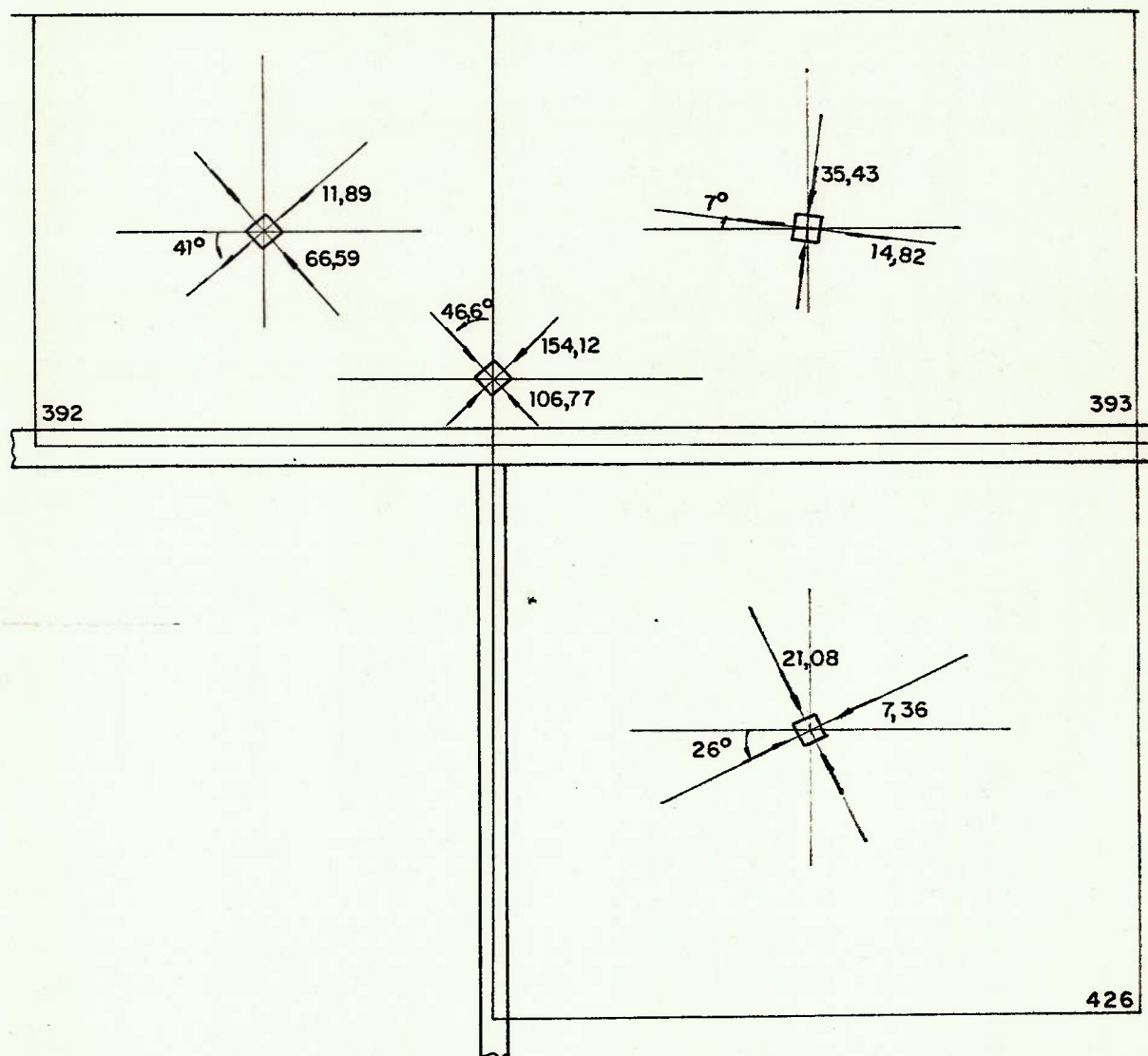


Figura 57 - Tensões principais na roseta 1.2.3 (alterada), e nos elementos vizinhos segundo discretização III

Vale ressaltar que possíveis efeitos de desalinhamento entre as peças podem ter contribuído para acelerar o fenômeno de avaria. Por outro lado, pode-se considerar o extensômetro relativamente grande em relação às dimensões do modelo, pois como se trata de região onde o gradiente de tensões é elevado, a deformação média por ele registrada pode estar bem abaixo do máximo real.

7. CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou a análise experimental do modelo em Acrílico representativo de um Catamarã e a comparação dos resultados com Teorias Simples de Vigas e por Elementos Finitos.

Os valores experimentais foram em geral consistentes com os obtidos por elementos finitos, mormente no que se refere a tensões de cisalhamento nos planos de simetria do Catamarã, enquanto que as medidas uniaxiais para cálculo das tensões normais na secção de transição da superestrutura para o casco teriam sido provavelmente melhores caso se instrumentassem as faces internas das placas, eliminando efeitos de flexão local.

Dessa forma, o Acrílico utilizado mostrou-se útil como material para o estudo de modelos estruturais reduzidos, constatando-se as vantagens citadas na literatura, listadas no Capítulo 3. Os efeitos de fluência e de baixa dissipação de calor não chegaram a causar problemas, devido à potencialidade do equipamento de medição (Vishay-Ellis), que permite controle da corrente de excitação do extensômetro e possui um timer associado a uma impressora. A possibilidade de uso de extensômetros com compensação para Aço representou uma vantagem, pois são os de maior disponibilidade no Laboratório de Instrumentação. Por outro lado, verificou-se que o Acrílico pode ser admitido linear para deformações até 0,5%.

O estudo experimental da concentração de tensões na ligação casco x superestrutura mostrou que a desvantagem do Acrílico reside na sua fragilidade, que acarreta rápida propagação de trincas. A existência desses pontos deve

ser evitada por meio de reforços adequados. Quando possível, pode-se reforçar a região, efetuar-se o ensaio, reduzir o tamanho do reforço por meio de ferramenta adequada (o material é facilmente usinável), e verificar qual a influência do reforço num novo ensaio. Acredita-se que o uso de extensômetros menores na região estudada teria apresentado melhores resultados.

O cálculo por Teoria Simples de Vigas apresentou bons resultados tanto para as secções de simetria, quanto na secção de transição da superestrutura para o casco levando-se em conta os fortes efeitos de difusão avaliando a efetividade dos conveses com as curvas do trabalho de Mansour e Fenton (9).

O Método de Elementos Finitos mostrou-se mais uma vez adequado para as fases de Análise. A Discretização I da estrutura é a mais grosseira e barata, prestando-se apenas para avaliar tensões de cisalhamento nas secções de simetria, fornecendo resultados apenas razoáveis na secção de transição para a superestrutura. À medida que se refinou a malha (Discretização II e III), obteve-se a distribuição mais real das tensões, aumentando-se entretanto os custos de análise e processamento.

Como principal conclusão deste estudo, nota-se ser a Teoria Simples de Vigas adequada para as fases iniciais de um projeto pela sua simplicidade e baixo custo, permitindo gerar rapidamente uma variedade de alternativas. A estrutura assim gerada, pode ser analisada por Elementos Finitos com uso de malha fina, levantando-se o campo de tensões e adequando-se a estrutura final.

A concentração de tensões na ligação da plata forma com o casco só pode ser estudada por meio do Método dos Elementos Finitos ou por Métodos Experimentais, nas fases seguintes do projeto.

8. RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para desenvolvimento de trabalhos futuros po
de-se recomendar:

. verificação da Teoria Simples de Vigas pa-
ra Catamarãs com outras dimensões

. uso da Teoria Simples de Vigas para o Cata-
marã em ondas, podendo-se estudar também o efeito de varia-
ção das propriedades do casco ao longo do comprimento

. desenvolver uma Teoria Simples de Vigas pa-
ra o Catamarã com superestrutura constituída apenas por cê-
lula central

. estudar o efeito de aberturas na superes-
trutura, com o Catamarã em torção seja localmente pelos pon-
tos de concentração de tensões criados, seja o efeito glo-
bal nos locais onde ocorre flexão na torção

. comparação dos resultados com medições em
escala real

. estudo do modelo do Catamarã em ondas, com
testes em Tanque de Provas

. ensaio de um modelo do Catamarã construído
em outro material (por exemplo Alumínio)

. complementação do estudo do comportamento
global do Catamarã com a Flexão em Ondas de Travês

LITERATURA CITADA

1. CHRISTENSEN, J.F.; BROWN, A.C.; MANCILL, G.W. The new catamaran submarine rescue ship: ASR 21 class. Marine Technology, 7(3):343 - 357 Jul.1970.
2. HADLER, J.B.; LEE, C.M.; BIRMINGHAM, J.T. e JONES, H. D. Ocean catamaran seakeeping design, based on the experiences of USNS Hayes. Transactions of the Naval Architects and Marine Engineers, 82:126 - 161, 1974.
3. UNOZAWA, M. & SHIMIZU, K. The design of catamarans. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON PRACTICAL DESIGN IN SHIP-BUILDING, Tokyo, October 18 - 20, 1977. Tokyo, SNAJ, 1977. p.403 - 410.
4. FRY, E. D. & GRAUL, T. Design and application of modern high speed catamarans. Marine Technology, 9(3): 345-357, Jul. 1972.
5. LOPES, Rui G. da C. Sistemática de projeto aplicada a uma embarcação fluvial do tipo catamarã. São Paulo, EPUSP, 1981. 129p. (Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP).
6. COMMITTEE II.3 - Maximum wave impact slamming pressure of catamaran. In: INTERNATIONAL SHIP STRUCTURES CONGRESS, 79, Paris, August, 1979. Proceedings. Paris, Institut de Recherces de la Construction Navale, 1979. v.1, p.II - 3 - 67.
7. DINSENBACHER, A.L. A method for estimating loads on catamaran cross-structure. Marine Technology, 7(4):477-489, Oct. 1970.

8. LANKFORD JUNIOR, B.W. The structural design of the ASR catamaran cross structure. Naval Engineers Journal, 79(4): 625 - 635, Aug. 1967.
9. MANSOUR, A. & FENTON, P.H. Structural analysis and design of a catamaran cross-structure by the finite element method. Naval Engineers Journal, 85(1):33 - 42, Feb. 1973.
10. LEE, C. M.; JONES, H.D. e CURPHEY, R.M. Prediction of motion and hydrodynamic loads of catamarans. Marine Technology, 10 (4): 392 - 405, Oct. 1973.
11. IRVINE, N.M.; FESSLER, H.G. e WORDSWORTH, A.C. Physical model stress analysis of steel tubular connections. In: ARMER, G.S.T. & GARAS, F.K. ed. Offshore structures: the use of physical models in their design Lancaster, Construction Press, 1981. p.73 - 94.
12. VISHAY INTERTECHNOLOGY, Inc. Micro Measurements. Optimizing strain gage excitation levels. Romulus, Mich., s. d. 5p. (Technical Note 127 - 3).
13. RICARDO, Octávio Gaspar S. Análise Experimental de estruturas. São Paulo, EPUSP, 1977, p.irreg. (Notas de aula do curso PEF-756).
14. NAVSHIPS research and development program for catamarans, s.n.t. 26p.
15. RICARDO, Octávio Gaspar S. Teoria das estruturas. São Paulo, McGraw-Hill) EDUSP, 1978. 670p.

APÊNDICE 1

TESTES COM O ACRILICO

16. ZIENKIEWICZ, O.C. The finite element method. 3 ed. London, McGraw-Hill, 1977. 787p.
17. GANDOLFO, A.C.B. Métodos matriciais aplicados à estrutura do navio. São Paulo, EPUSP, 1982. p.irreg. (Notas de aula do curso PNV-728).
18. CONTROL DATA CORPORATION EAC/EASE2:User information manual/theoretical. Minneapolis, 1976. p.irreg.
19. TIMOSHENKO, S. Teoría de la estabilidad elástica, trad J. Varela Gil. Buenos Aires, Ediar, 1961, 549p.

1. ENSAIO DE TRAÇÃO DO ACRILICO

1.1. Dimensões dos corpos de prova

Construídos os corpos de prova efetuou-se a aferição das dimensões da secção transversal nos pontos 1, 2 e 3 indicados na Figura 7 do Capítulo 1, resultando os valores da Tabela A1.1.

Teste	Corpo	D ₁ (mm)	t ₁ (mm)	D ₂ (mm)	t ₂ (mm)	D ₃ (mm)	t ₃ (mm)
1	12	39,80	2,30	40,06	2,32	39,48	2,34
2	11	40,88	2,81	40,53	2,73	39,95	2,74
3	10	39,75	3,20	39,80	3,10	39,80	3,04
4	9	40,10	2,94	40,39	2,98	40,52	3,02
5	8	39,12	3,21	39,40	3,28	39,64	3,29
6	7	41,00	2,38	40,42	2,38	40,40	2,34

Tabela A1.1. - Valores reais das secções transversais 1,2 e 3

1.2. Resultados dos Ensaios

Os testes foram realizados na Divisão de Metalurgia do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A com uso de equipamento marca MTS, tipo MTS 810 Material Test System. O corpo de prova é instrumentado com um extensômetro, e o sistema registra graficamente, por uma pena sobre um papel milimetrado, a curva Força x Deformação. A carga foi aplicada a taxa constante de 25 kg/cm²/seg.

As curvas Força x Deformação obtidas dos ensaios estão apresentadas nas Figuras A1.1 anexas. As sec-

ções onde ocorreram as fraturas e respectivas áreas transversais são mostrados na Tabela A1.2.

Teste	Corpo	Secção	Área (cm ²)
1	12	D ₂ , D ₃	0,9266
2	11	D ₁	1,1487
3	10	D ₂ , D ₃	1,2219
4	9	D ₂ , D ₃	1,2137
5	8	D ₁	1,2558
6	7	D ₁	0,9758

Tabela A1.2 - Secções onde ocorreram as fraturas

ENSAIO Nº 1
CORPO DE PROVAS Nº 12

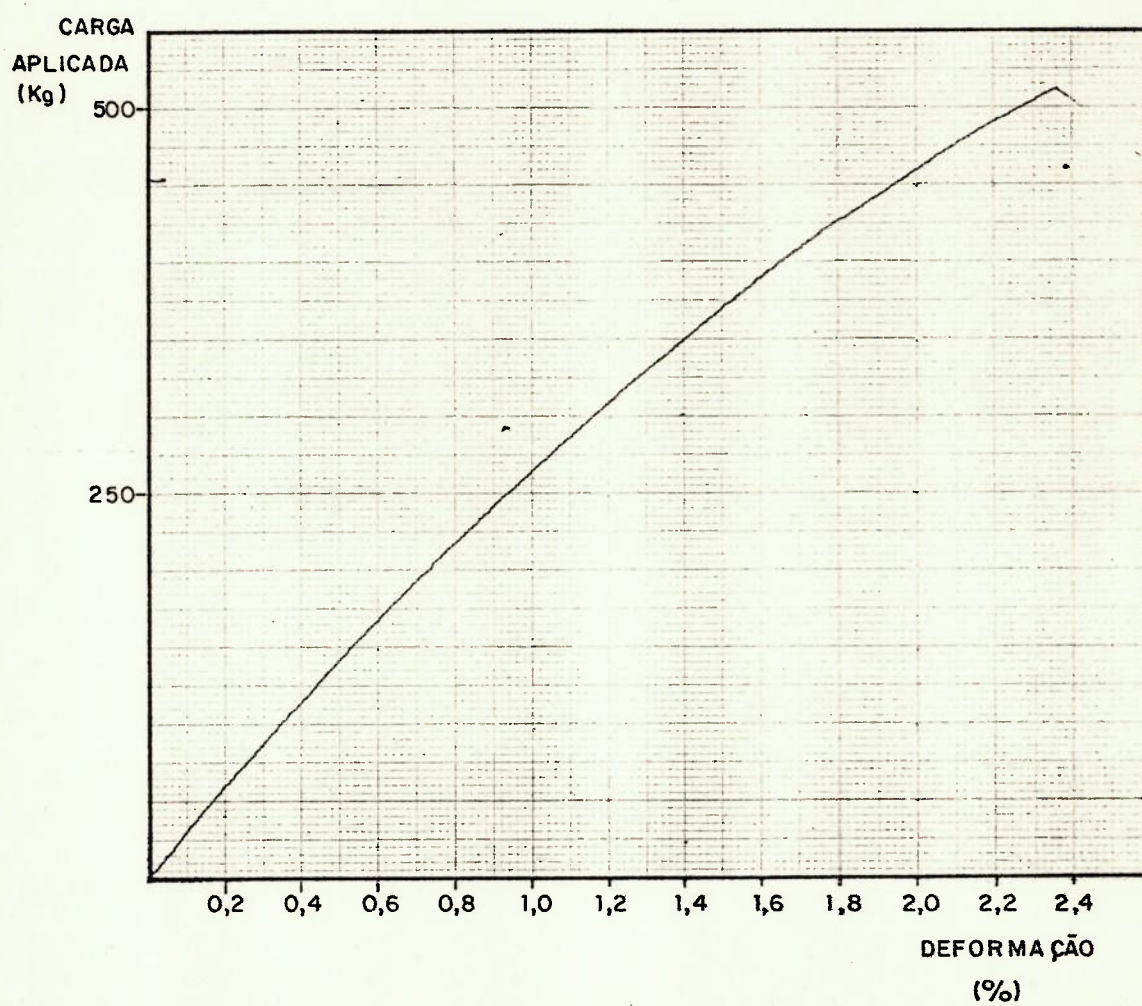
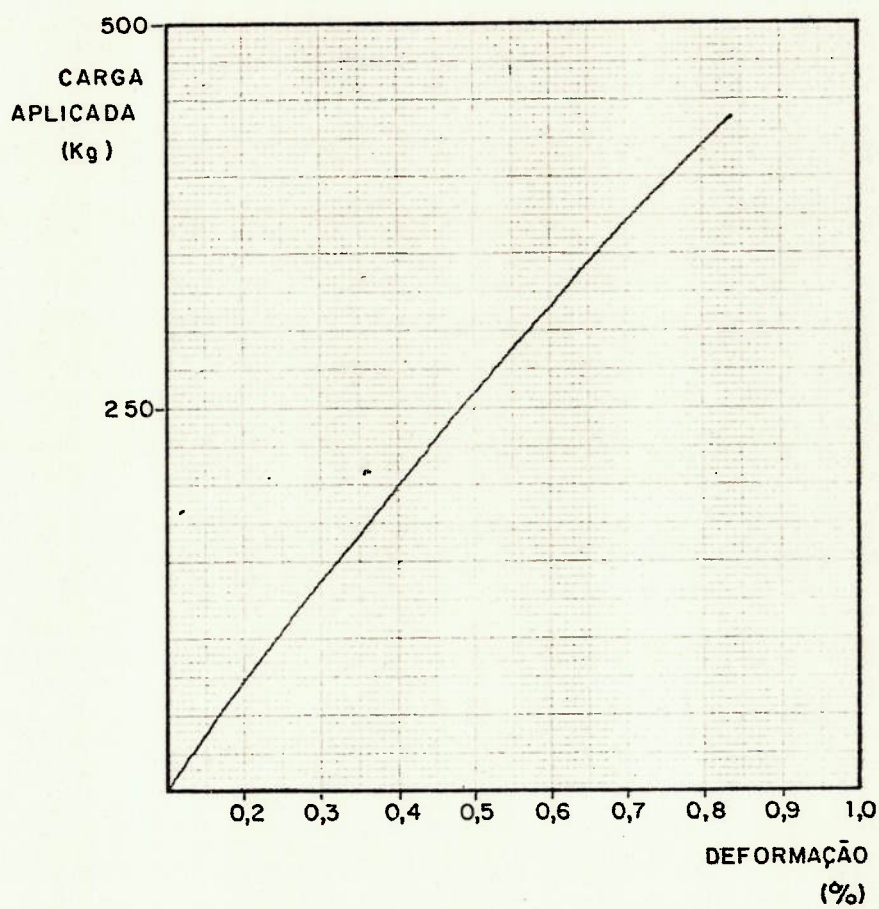


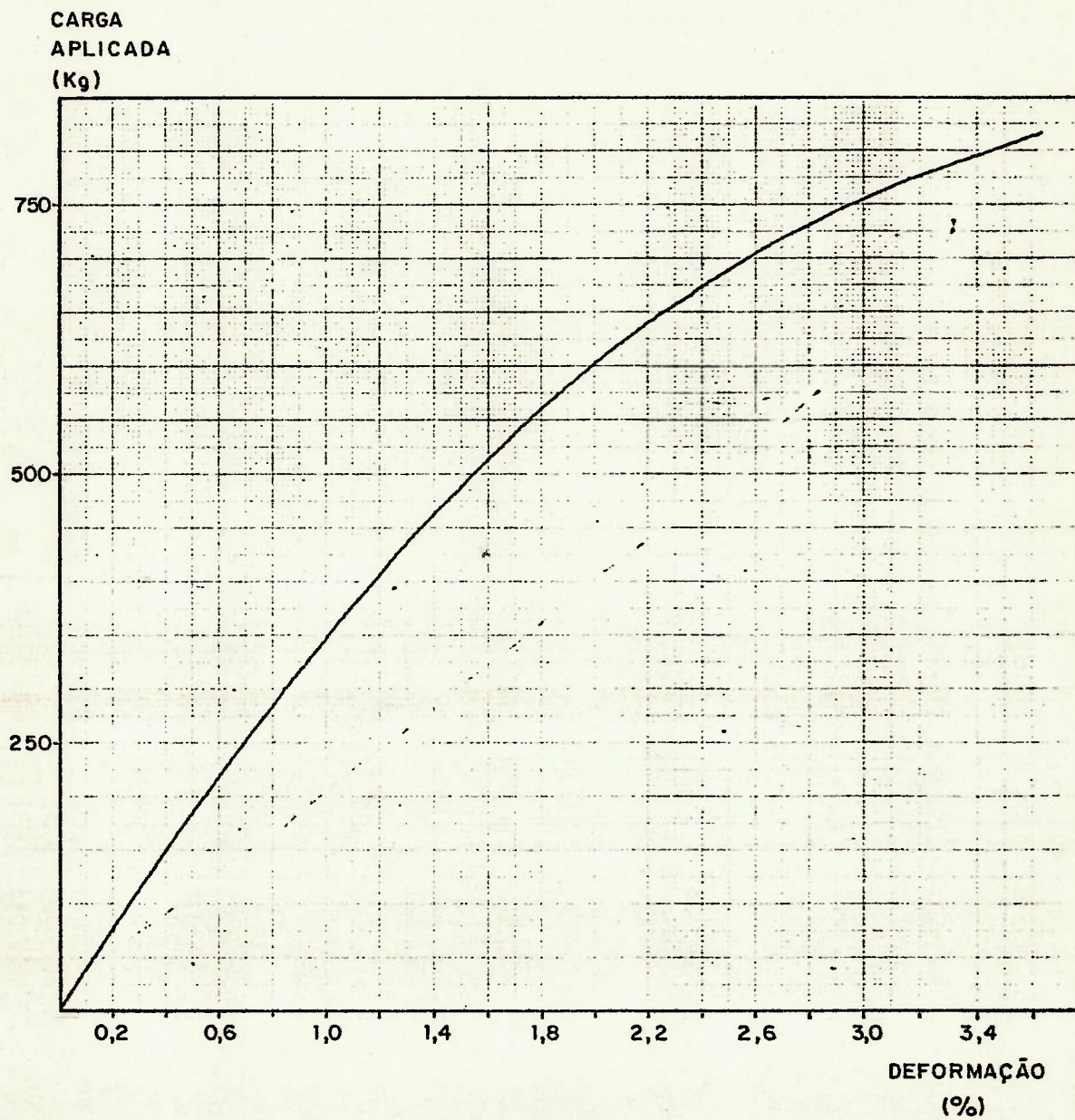
Figura A1.1 - Curvas obtidas no ensaio

ENSAIO Nº 2
CORPO DE PROVAS Nº II



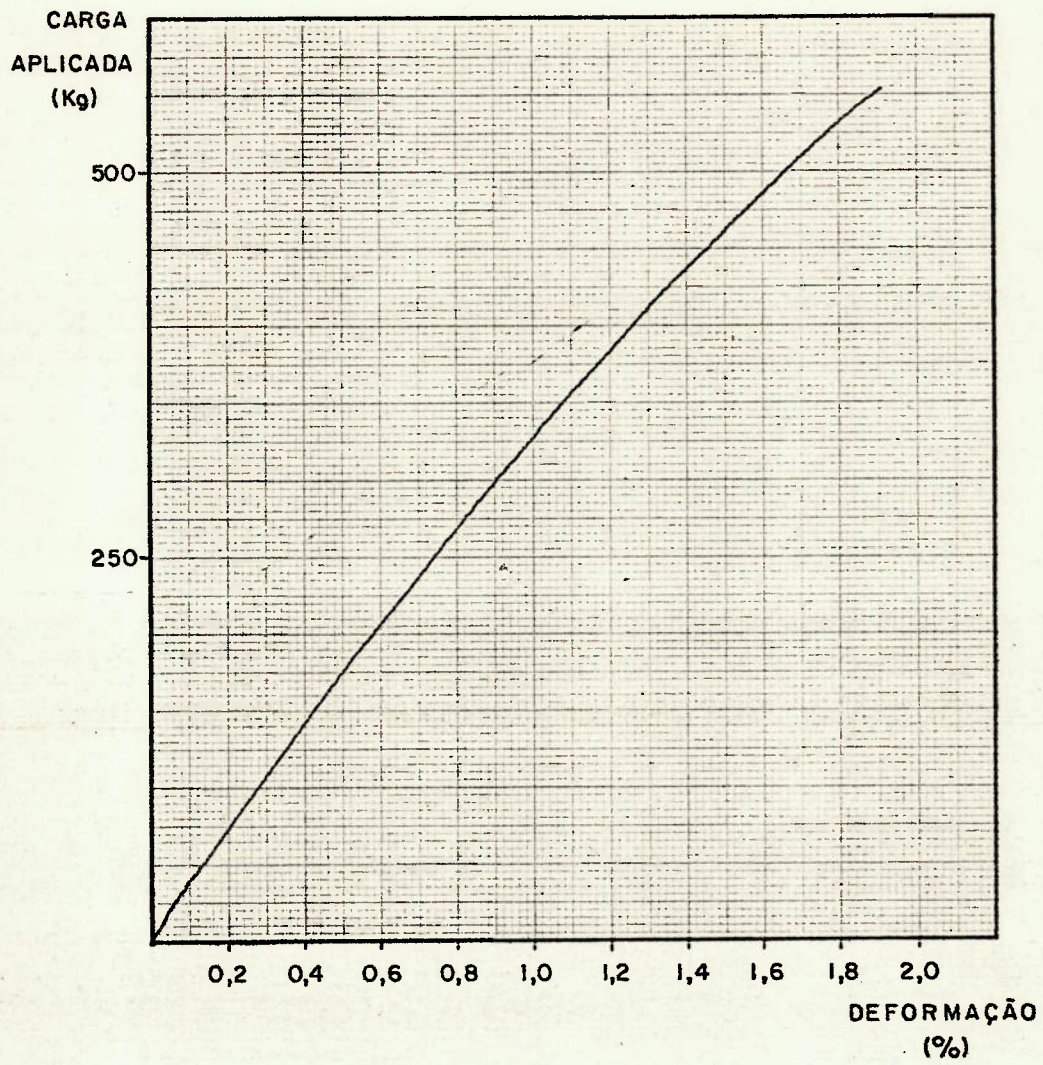
(cont. Fig. A1.1)

ENSAIO Nº 3
CORPO DE PROVAS Nº 10



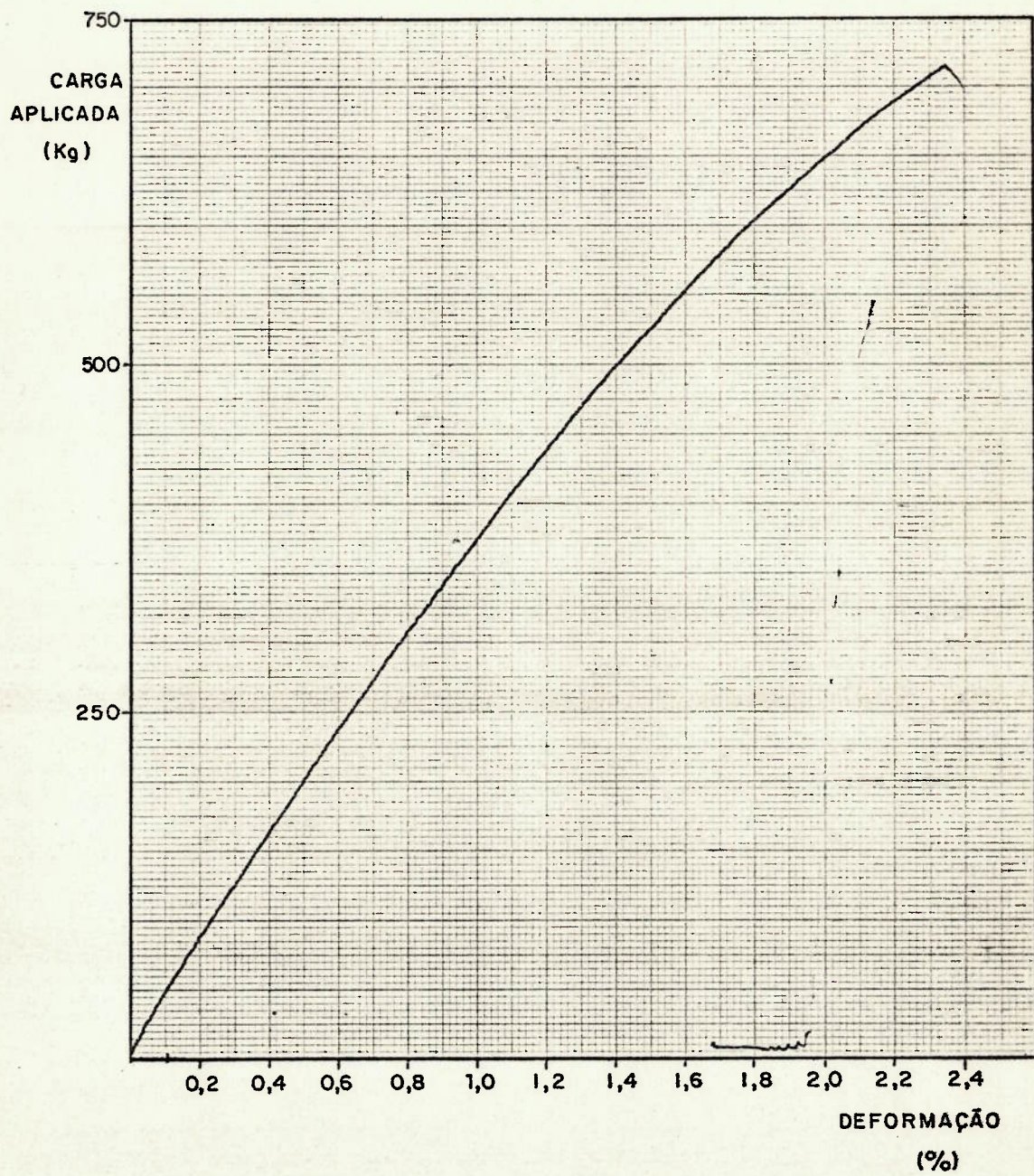
(cont. Fig. A1.1)

ENSAIO Nº 4
CORPO DE PROVAS Nº 9



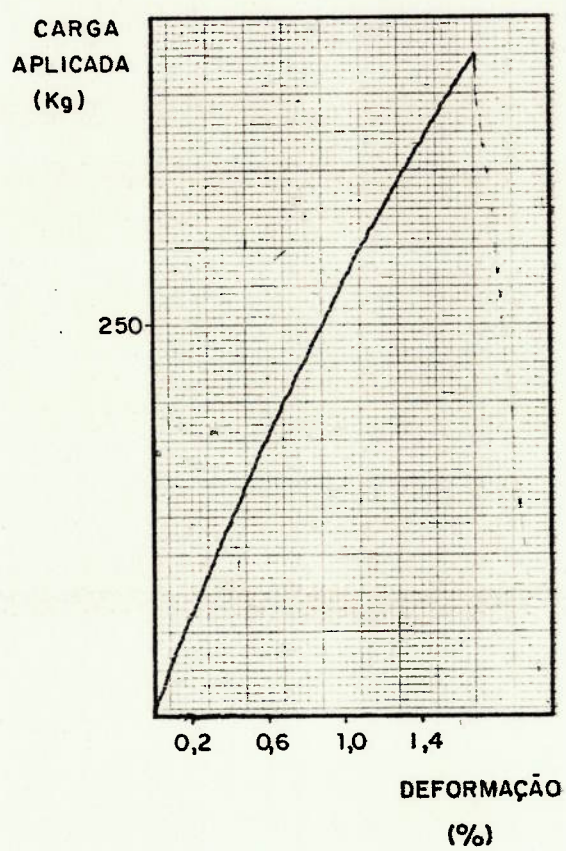
(cont. Fig A1.1)

ENSAIO Nº 5
CORPO DE PROVAS Nº 8



(cont. Fig. A1.1)

ENSAIO Nº 6
CORPO DE PROVAS Nº 7



(cont. Fig. A1.1)

1.3. Análise dos Resultados

O seguinte procedimento foi usado para obter as curvas tensão x deformação:

- a) levantamento dos pontos Força = f (Deformação) das curvas obtidas
- b) cálculo da tensão normal usando a área onde ocorreu a fratura (Tabela A1.2)
- c) levantamento das curvas Tensão x Deformação
- d) determinação da curva Tensão x Deformação típica do material

Os resultados obtidos foram os seguintes:

- a) Tabela A1.3 - Valores Força x Deformação obtidos das curvas
- b) Tabela A1.4 - Valores Tensão x Deformação calculados
- c) Figura A1.2 - Curvas Tensão x Deformação obtidas e curva típica escolhida

Da curva típica escolhida resultam as seguintes propriedades mecânicas típicas do material:

Tensão de ruptura = 495 kg/cm²

Módulo de Elasticidade (medido na origem) = 36100kg/cm²

Elongação = 0,6%

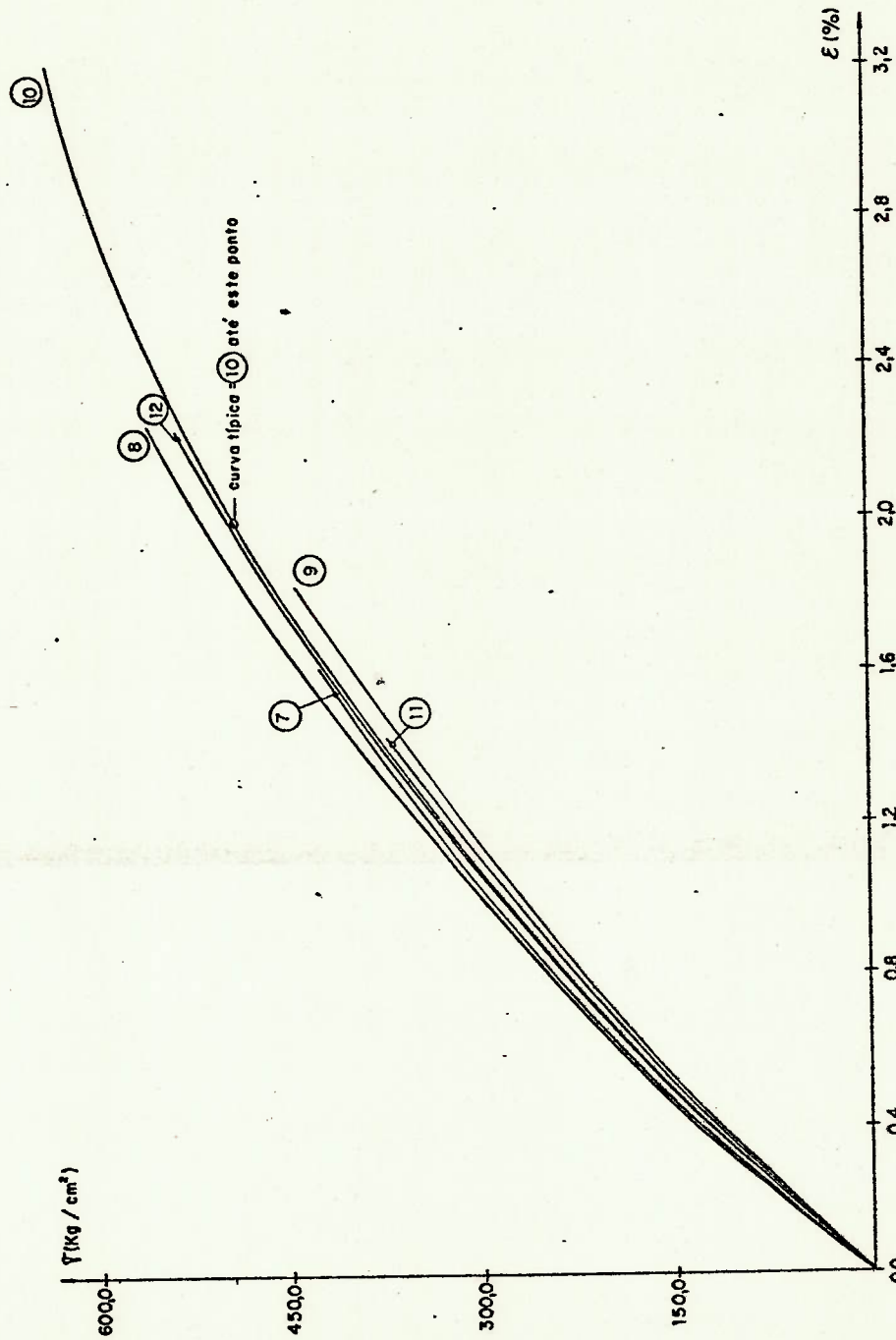


Figura A1.2 Curvas tensão x deformação e curva típica escolhida

Deform. ϵ (%)	CARGA - P(kg)					
	Corpo Nº 12	Corpo Nº 11	Corpo Nº 10	Corpo Nº 9	Corpo Nº 8	Corpo Nº 7
0,1	31,0	37,5	39,0	40,0	49,0	38,5
0,2	60,0	71,5	75,5	73,0	89,0	66,5
0,3	87,0	105,0	112,5	107,5	125,0	98,0
0,4	114,0	136,0	148,5	136,0	164,0	127,5
0,5	141,0	166,0	183,0	175,0	200,0	155,0
0,6	166,5	200,0	217,5	206,0	237,5	181,0
0,8	216,0	259,5	288,0	267,5	309,0	232,5
1,0	265,0	315,0	346,0	326,0	375,0	285,0
1,2	309,0	370,5	405,0	377,5	437,5	330,0
1,4	350,0	420,0	462,0	436,0	499,0	372,5
1,6	390,0	-	512,5	485,0	554,0	414,5
1,8	426,5	-	560,0	531,0	602,5	-
2,0	459,5	-	610,0	-	648,5	-
2,2	490,0	-	640,0	-	689,0	-
2,4	-	-	674,0	-	-	-
2,6	-	-	705,0	-	-	-
2,8	-	-	731,0	-	-	-
3,0	-	-	755,0	-	-	-
3,2	-	-	776,0	-	-	-
3,4	-	-	795,0	-	-	-
3,6	-	-	812,5	-	-	-

Tabela A1.3 - Força x Deformação: valores obtidos das curvas

Deform. ϵ (%)	TENSÃO - (kg/cm ²)					
	Corpo Nº 12	Corpo Nº 11	Corpo Nº 10	Corpo Nº 9	Corpo Nº 8	Corpo Nº 7
0,1	33,46	32,65	31,92	32,96	39,02	39,45
0,2	67,75	62,24	61,79	60,15	70,87	68,15
0,3	93,89	91,41	92,07	88,57	99,54	100,43
0,4	123,03	118,39	121,53	112,05	130,59	130,66
0,5	152,17	144,51	149,77	144,19	159,26	158,84
0,6	179,69	174,11	178,00	169,73	189,12	185,49
0,8	233,11	225,91	235,70	220,40	246,06	238,27
1,0	285,99	274,22	283,17	268,00	298,61	292,07
1,2	333,48	322,54	331,45	311,03	348,38	338,18
1,4	377,73	365,63	378,10	359,23	397,36	381,74
1,6	420,89	-	419,43	399,60	441,15	424,78
1,8	460,28	-	458,30	437,51	479,77	-
2,0	495,90	-	499,22	-	516,40	-
2,2	528,82	-	523,77	-	548,65	-
2,4	-	-	551,60	-	-	-
2,6	-	-	576,97	-	-	-
2,8	-	-	598,25	-	-	-
3,0	-	-	617,89	-	-	-
3,2	-	-	635,08	-	-	-
3,4	-	-	650,63	-	-	-
3,6	-	-	664,95	-	-	-

Tabela A1.4 - Tensões Obtidas

2.- ENSAIO DE TRAÇÃO DO MATERIAL COLADO

2.1. Dimensões dos corpos de prova

Os corpos de prova possuem as dimensões da Figura 7, Capítulo 1. Para a execução destes ensaios, os corpos foram cortados a meio comprimento e colados.

A Tabela A1.5 apresenta as dimensões reais obtidas durante aferição dos corpos de prova.

TESTE	CORPO	D ₁ (mm)	t ₁ (mm)	D ₂ (mm)	t ₂ (mm)	D ₃ (mm)	t ₃ (mm)	Tipo de cola
7	3	40,11	2,32	40,21	2,35	40,30	2,35	MP-33
8	2	40,20	2,84	40,52	2,82	40,94	2,78	MP-33
9	4	40,14	2,79	40,38	2,74	40,34	2,73	MP-33
10	5	40,02	2,30	40,32	2,28	40,15	2,30	Clorof.
11	6	39,90	2,90	40,19	2,90	39,93	2,92	Clorof.
12	1	40,38	2,70	40,34	2,72	40,28	2,72	Clorof.

Tabela A1.5 - Dimensões reais dos corpos de prova

2.2. Resultados dos Ensaíos

Os ensaios tiveram as mesmas características daquelas realizadas para os corpos inteiros, e no caso as rupturas ocorreram sempre na cola (secção 2). As áreas de secção transversal estão na Tabela A1.6.

TESTE	CORPO	ÁREA (cm ²)
7	3	0,9449
8	2	1,1427
9	4	1,1064
10	5	0,9193
11	6	1,1655
12	1	1,0972

Tabela A1.6 - Áreas transversais dos Corpos de Prova (Secção 2)

As Figuras A1.3 a seguir, mostram as curvas Força x Deformação obtidas.

2.3. Análise dos Resultados

Usou-se o mesmo procedimento descrito no ítem 1.3 anterior. Os valores foram os seguintes:

- a) Tabela A1.7 - Valores Força x Deformação obtidos das curvas
- b) Tabela A1.8 - Valores Tensão x Deformação resultantes
- c) Figura A1.4 - Curvas Tensão x De-

formação obtidas e curvas típicas escolhidas.

As curvas típicas escolhidas apresentam as seguintes propriedades mecânicas:

Cola MP-33 Tensão da Ruptura: 244 kg/cm²
Módulo de Elasticidade (medido na origem): 33390 kg/cm²
Elongação: 0,2%

Clorofórmio Tensão de ruptura: 84 kg/cm²
Módulo de Elasticidade (medido na origem): 23740 kg/cm²
Elongação: 0,2%

ENSAIO Nº 7
CORPO DE PROVAS Nº 3

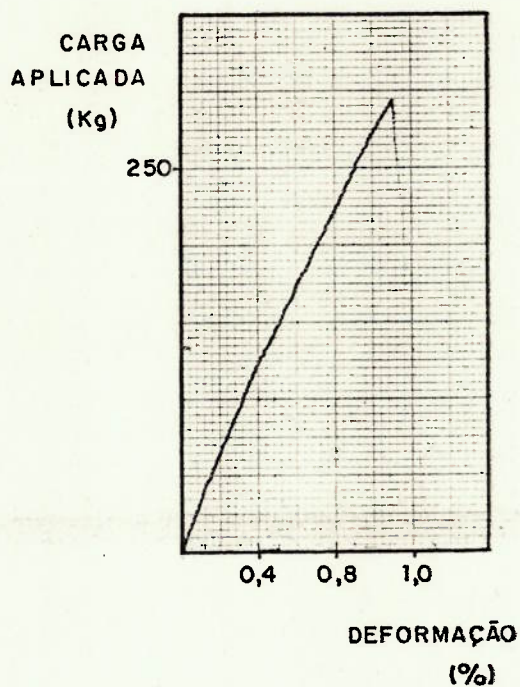
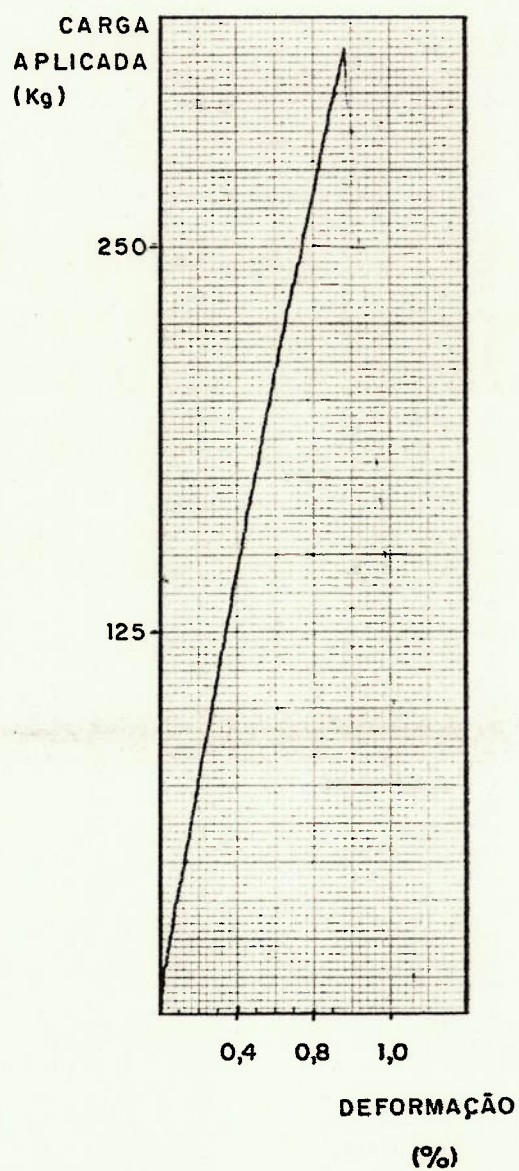


Figura A1.3 Curvas obtidas do ensaio

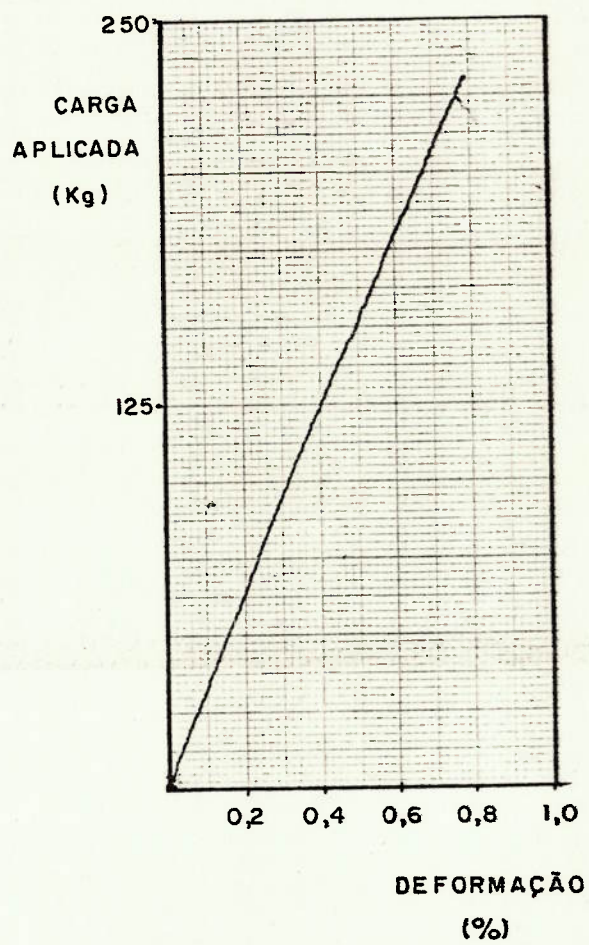
ENSAIO Nº 8
CORPO DE PROVAS Nº 2



(cont. Fig. A1.3)

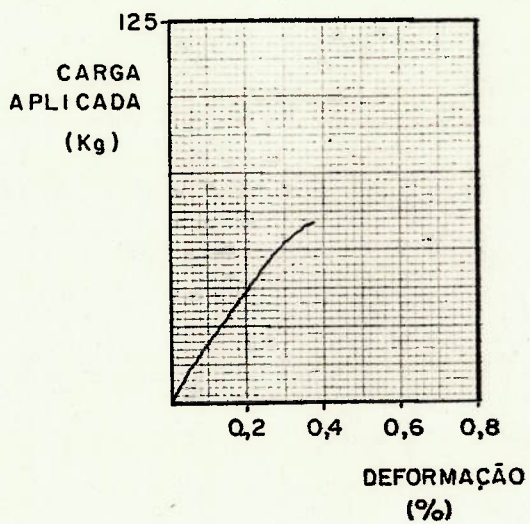
ENSAIO Nº 9

CORPO DE PROVAS Nº 4

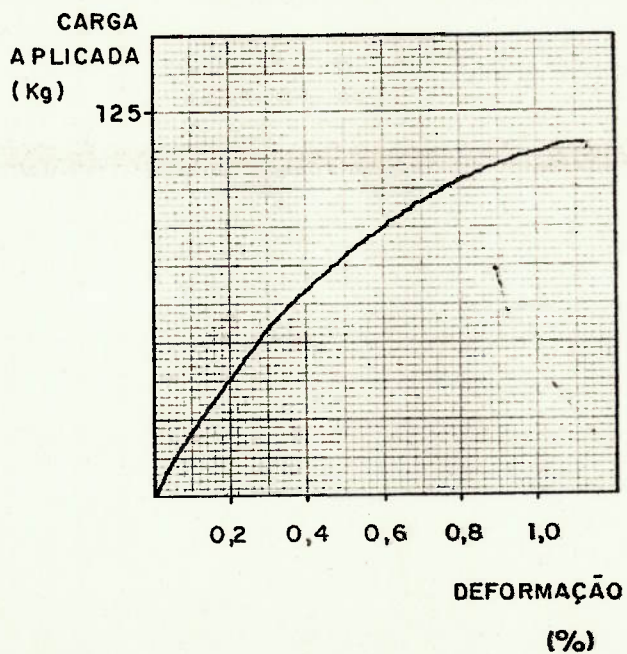


(cont. Fig. A1.3)

ENSAIO Nº 10
CORPO DE PROVAS Nº 5

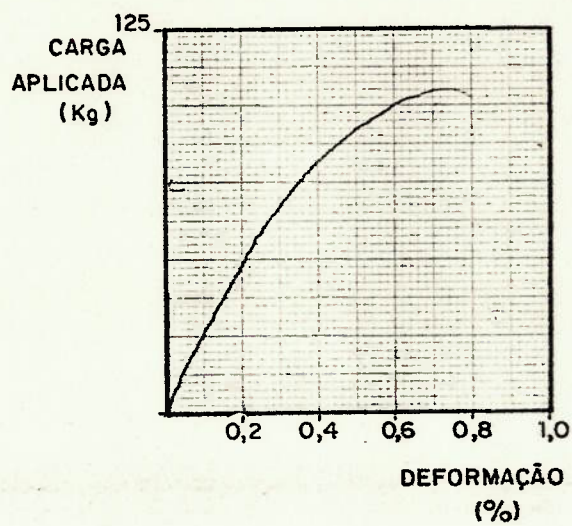


ENSAIO Nº 11
CORPO DE PROVAS Nº 6



(cont. Fig. A1.3)

ENSAIO Nº 12
CORPO DE PROVAS Nº 1



(cont. Fig. A1.3)

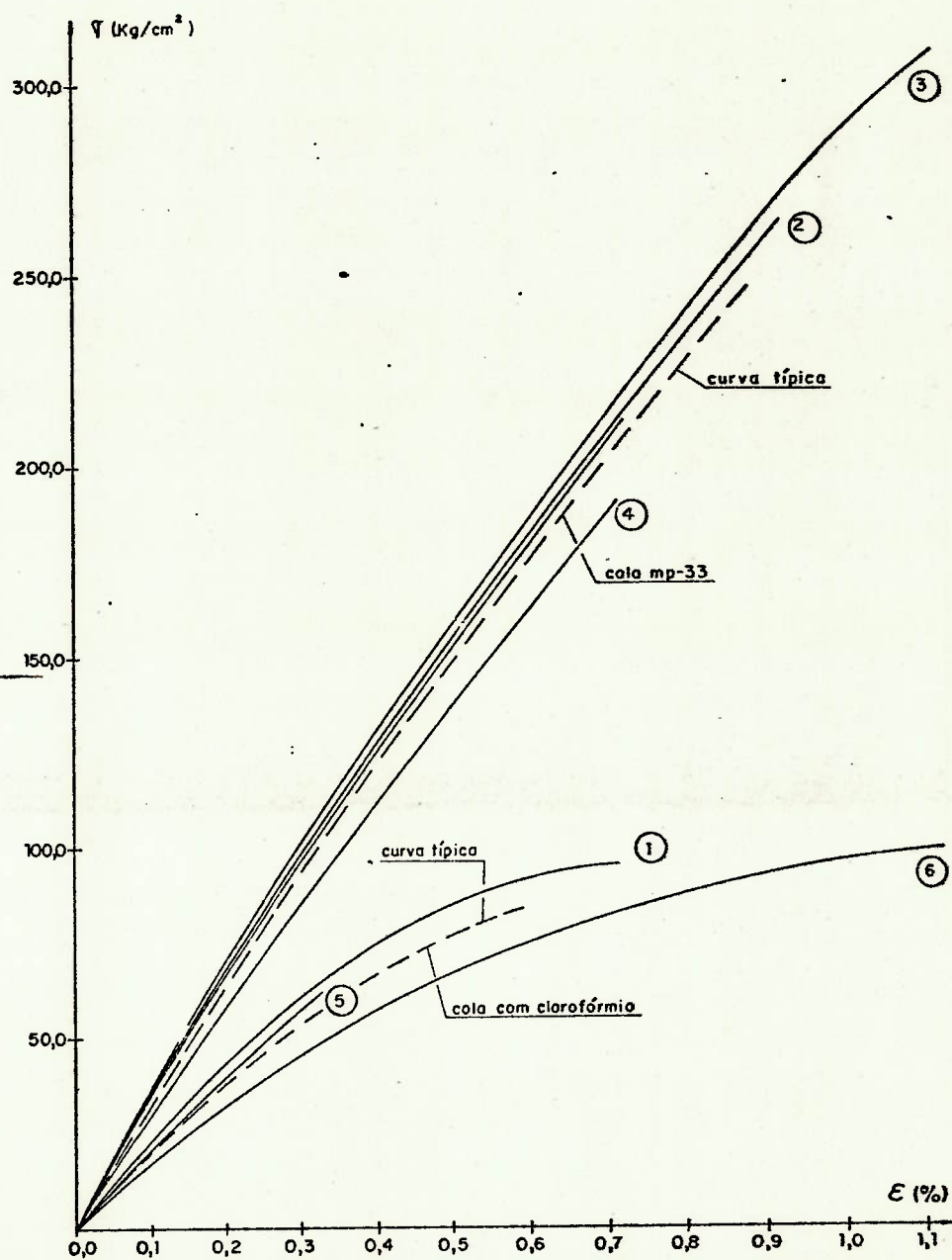


Figura A1.4 Curvas tensão x deformação e curvas típicas para os corpos colados

ϵ (%)	CARGA (kgf)					
	Corpo Nº 1	Corpo Nº 2	Corpo Nº 3	Corpo Nº 4	Corpo Nº 5	Corpo Nº 6
0,1	26,25	75,00	35,00	32,50	18,75	20,75
0,2	47,50	145,00	65,00	63,00	36,25	37,50
0,3	66,50	208,50	93,00	95,00	52,50	54,50
0,4	82,00	267,50	121,00	122,50	-	67,00
0,5	92,50	-	147,50	150,50	-	78,00
0,6	100,00	-	173,50	180,00	-	87,25
0,7	104,50	-	199,00	207,50	-	95,50
0,8	-	-	223,50	-	-	103,00
0,9	-	-	249,00	-	-	107,50
1,0	-	-	273,50	-	-	112,25
1,1	-	-	293,50	-	-	115,00

Tabela A1.7 - Valores Força x Deformação obtidos das curvas

Deform. ϵ (%)	TENSÃO - (kgf/cm ²)					
	Corpo Nº 1	Corpo Nº 2	Corpo Nº 3	Corpo Nº 4	Corpo Nº 5	Corpo Nº 6
0,1	23,92	65,63	37,04	29,37	20,40	17,80
0,2	43,29	126,89	68,79	56,94	39,43	32,18
0,3	60,61	182,46	98,42	85,86	57,11	46,76
0,4	74,74	234,09	128,06	110,72	-	57,49
0,5	84,31	-	156,10	136,03	-	66,92
0,6	91,14	-	183,62	162,69	-	74,86
0,7	95,24	-	210,60	187,55	-	81,94
0,8	-	-	236,53	-	-	88,37
0,9	-	-	263,52	-	-	92,24
1,0	-	-	289,45	-	-	96,31
1,1	-	-	310,61	-	-	98,67

Tabela A1.8 - Tensões obtidas

3. ENSAIO COM UMA BARRA EM BALANÇO

3.1. Descrição do Ensaio

As dimensões da barra ensaiada e o esquema do ensaio estão indicados nas Figuras 10 e 12 do Capítulo 3.

Utilizou-se um total de quatro extensômetros, dois na face superior e dois na face inferior, sendo

extensômetros longitudinais: nº 1 (face superior)
nº 3 (face inferior)

extensômetros transversais: nº 2 (face superior)
nº 4 (face inferior)

Os extensômetros elétricos serão do tipo KFC-5-C1-11 da Kyowa Instruments Ltd, Japão, que possui as seguintes características

Compensado para Aço	10,8PPM/°C
Comprimento da grade	5mm
resistência	120 ± 0,3Ω
"gage factor"	2,10 ± 1%

As medições serão efetuadas por meio do equipamento da Vishay Instruments, Pensilvania, Estados Unidos, pertencente à Escola Politécnica - USP.

3.2. Resultados do Ensaio

3.2.1. Definição da Corrente de Excitação

Estudou-se inicialmente o uso da calibração interna do aparelho recomendada pelo fabricante para um extensômetro ativo, que permite leitura direta da deformação em $\mu\epsilon$.

Notou-se influência apreciável da corrente de excitação, pois conectado um certo canal, a leitura demorou de 3 a 5 minutos para estabilizar totalmente. Isto resulta numa dificuldade prática, pois torna inviável o uso da Impressora acoplada ao Timer para registro da deformação.

Reduzindo a corrente de excitação, o valor da calibração interna do aparelho também é reduzido proporcionalmente, e por conseguinte a leitura do indicador. Dessa forma, pode-se diminuir a influência do efeito térmico no extensômetro, porém perde-se em precisão na leitura. A Figura A1.5 mostra a curva Calibração Interna x Corrente de Excitação.

A Vishay-Ellis (12) recomenda a taxa de dissipação de calor apropriada para cada material, em função da precisão da leitura e do tipo de medição. O acrílico é considerado "Muito Pobre" em relação à dissipação de calor, e para medidas estáticas e precisão de medida "Alta" recomenda-se

$$T_d = (0,016 - 0,031) \text{ kw/m}^2$$

mas

$$T_d = \frac{Ri^2}{A} \implies i = \sqrt{\frac{A \cdot T_d}{R}}$$

$$R = 120\Omega \text{ (resistência do extensômetro)}$$

$$A = 10 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ (área do extensômetro)}$$

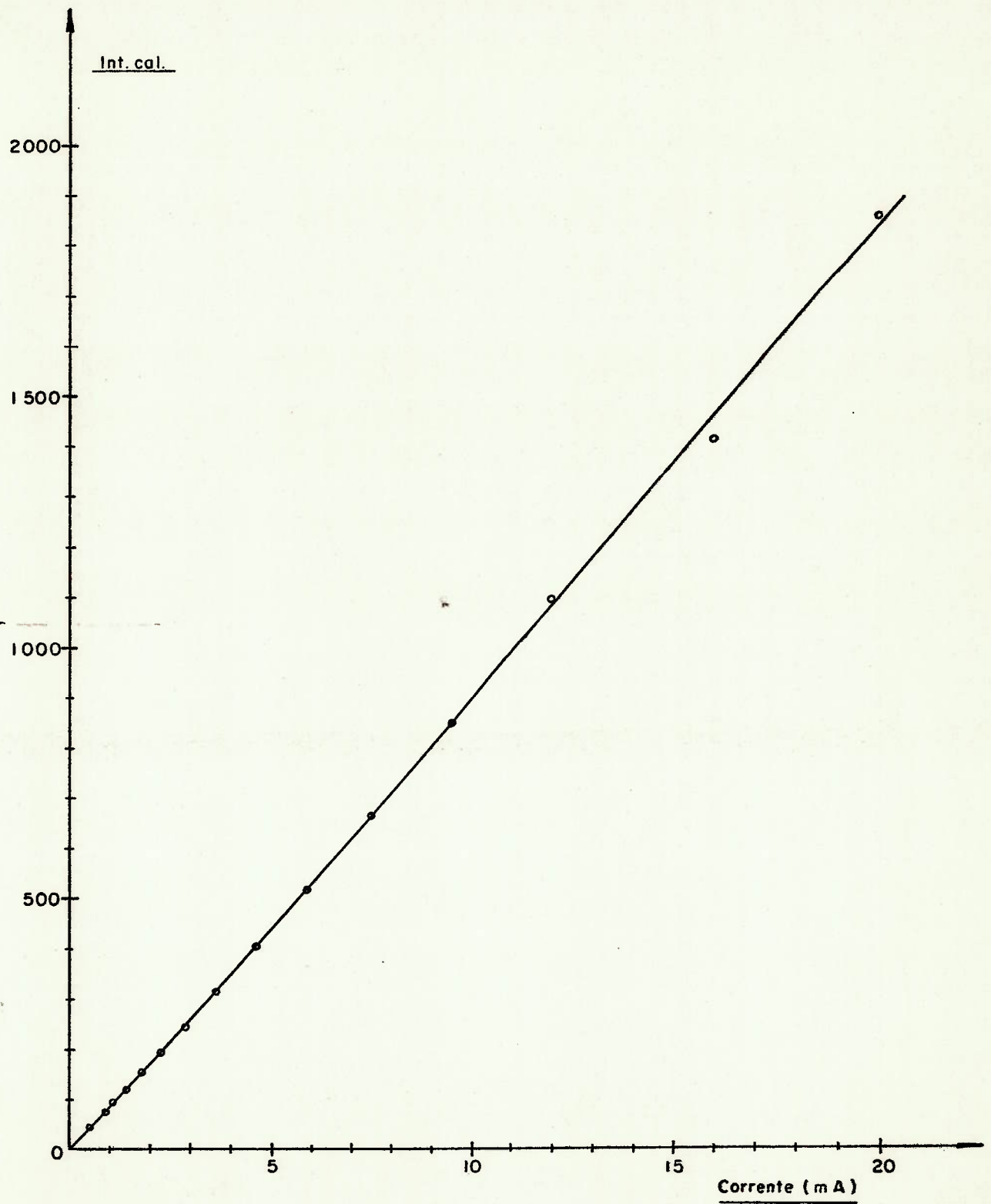


Figura A1.5 - Calibração interna do aparelho x corrente de excitação do extensômetro

Substituindo os valores, tem-se a faixa de variação da corrente de excitação, pela Figura A1.5 a faixa de calibração interna e conseqüentemente o fator de escala da leitura, obtendo-se

corrente de excitação: 1,15 - 1,61 mA
calibração interna: 103 - 144
fator de escala na leitura: 9,24 - 6,61

Efetuuou-se testes com fatores de escala na leitura de 6, 7, 8 e 10. Concluiu-se então pelos valores:

corrente de excitação: 1,33mA
calibração interna: 119
fator de escala na leitura: 8

3.2.2. *Fluência do Acrílico*

Para determinar as curvas de fluência efetuou-se o seguinte procedimento para o extensômetro nº1:

- a) carregamento da barra, procedendo-se a leitura em intervalos de tempo pré-estabelecidos
- b) descarregamento, com leitura nos mesmos intervalos de tempo.

A Tabela A1.9 mostra os valores lidos e a Figura 13 do Capítulo 3, as curvas resultantes para cada carga aplicada.

Concluiu-se então que a leitura está praticamente estabilizada após 10 minutos de aplicação da carga, sendo que em média, 93% do valor final é lido em apenas 30 segundos após aplicação da carga.

3.2.3. Verificação da Linearidade e do Coeficiente de Poisson

A parte final do teste consistiu no carregamento e descarregamento escalonado da barra, fazendo-se as leituras intermediárias. A corrente de excitação e o tempo para leitura do resultado foram fixados em função dos resultados obtidos em 3.2.2 e 3.2.1.

O procedimento foi o seguinte:

- a) acerto do zero para os quatro extensômetros e impressões
- b) ajuste do "Timer" da impressora para 10 minutos
- c) aplicação e impressão da leitura no intervalo acima para as cargas de 0,050kg, 0,105kg, 0,155kg, 0,255kg, 0,355kg, 0,455kg e 0,555kg.
- d) descarregamento escalonado da barra com leituras intermediárias no mesmo intervalo.

Efetou-se três ensaios nos moldes acima. As Figuras A1.6 e A1.7 mostram a distribuição dos pontos no gráfico Força x Leitura.

O cálculo teórico é bastante simples sendo:

$$\epsilon = \frac{M}{wE} \times 10^6 \text{ (}\mu\epsilon\text{)}$$

$$\left. \begin{array}{l} M = 9,5 P \text{ kgcm} \\ w = 0,045 \text{ cm}^3 \\ E = 30300 \text{ kg/cm}^2 \end{array} \right\} \Rightarrow \epsilon = 6967 P \text{ (}\mu\epsilon\text{)}$$

A reta acima foi plotada nas Figuras A1.6 e A1.7 para confrontação com os resultados dos extensômetros 1 a 4.

Para calcular o coeficiente de Poisson, gerou-se a Tabela A1.10 obtendo-se as relações deformação transversal/deformação longitudinal para os carregamentos.

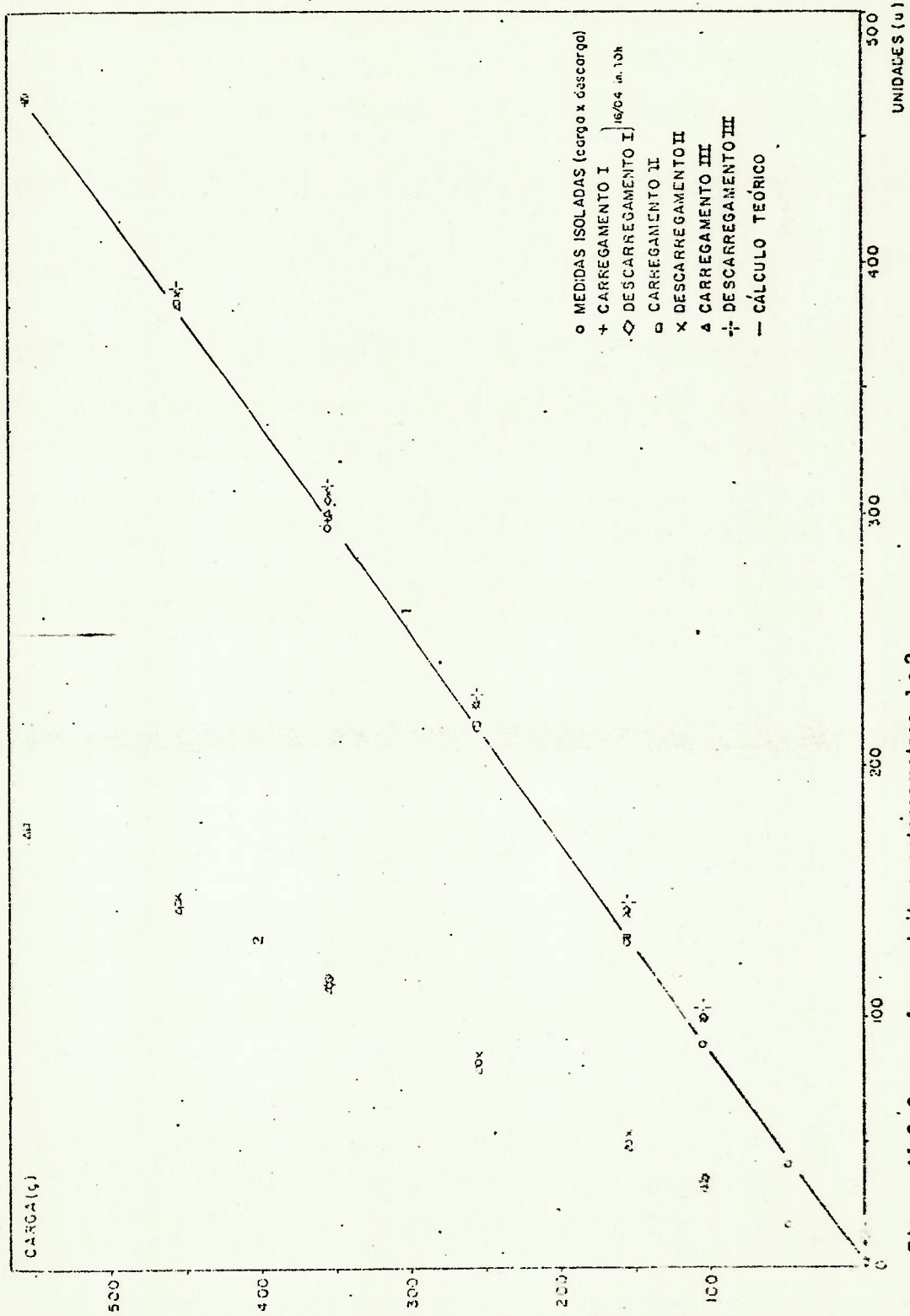


Figura A1.6 Curvas força x leitura extensômetros. 1 e 2

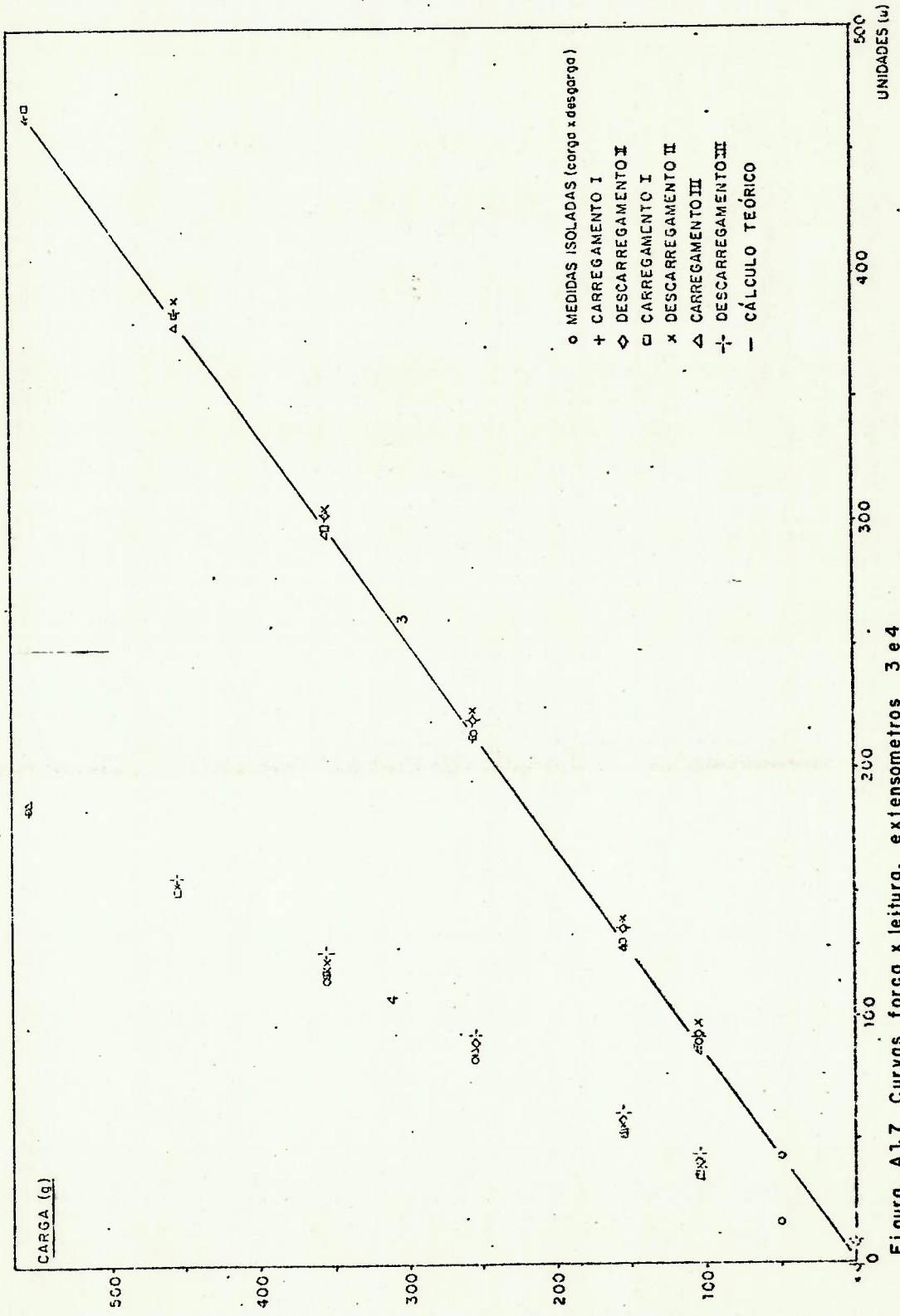


Figura A.1.7 Curvas força x leitura, extensômetros 3 e 4

TABELA A1.9 - Valores lidos no Ensaio (barra em balanço)

Extensômetro nº 1

Int. Cal. = 119 (Fator = 8)

Tempo (min)	Carga 50g		Carga 105g		Carga 155g		Carga 255g		Carga 355g	
	Carregamento	Descarregamento	Carregamento	Descarregamento	Carregamento	Descarregamento	Carregamento	Descarregamento	Carregamento	Descarregamento
0,25	39	2	83	5	120	10	199	16	274	21
0,5	40	2	84	4/5	122	8	201	13	279	
1,0	40	1	85	5	124	7	205	11	282	
2,0	40	1/0	86	4	126	5	207	9/8	286	
3,0	41	0	86/7	2	127	5/4	209	7	288	
4,0	41	0	87	2/1	127	4	209/10	6	289	
5,0	41	-0	87	1	128	3/4	210	6	290	
7,0	41	-0	89	1	128	3	211	5	292	
10,0	41/2	-0	88	1/2	129	2	212/3	4	294	
12,0	41	-0/-1	89	0	129	2	213	3/4	294	
15,0	43	-0/-1	89	0	130	2	214	3	295	
18,0	41	-0	89	-0	130	2	215	2	295	
20,0	41	1	89	0	130	2	215	2	295/6	1

TABELA A1.10 - Determinação do módulo de Poisson a partir da Experiência

CARREGAMENTO	SGAGE LONG. (u)	SGAGE TRANSV. (u)	μ	CARREGAMENTO	SGAGE LONG. (u)	SGAGE TRANSV. (u)	μ
Isolado - 50g	41	17	0,415	II Escalonado-105g	89	33	0,371
	42,5	16	0,376		87	35	0,402
Isolado - 105g	36	89	0,404	II Escalonado-155g	131	50	0,382
	35	90	0,389		130	52	0,400
Isolado - 155g	50	130	0,385	II Escalonado-255g	216	81	0,375
	52	128,5	0,405		213	85	0,399
Isolado - 255g	83	215	0,386	II Escalonado-355g	299	114	0,381
	83	215	0,386		298	118	0,396
Isolado - 355g	114	295,5	0,386	II Escalonado-455g	384	146	0,380
	116	296,5	0,391		384	152	0,396
I Escalonado-105g	32	89	0,360	II Escalonado-555g	466	177	0,380
	36	86	0,419		468	185	0,395
I Escalonado-155g	49	132	0,371	III Escalonado-105g	89	32	0,360
	52	128	0,406		86	35	0,407
I Escalonado-255g	81	216	0,375	III Escalonado-155g	132	48	0,364
	85	212	0,401		128	53	0,414
I Escalonado-355g	113	299	0,378	III Escalonado-255g	215	80	0,372
	118	297	0,397		211	86	0,408
I Escalonado-555g	176	464	0,379	III Escalonado-355g	300	112	0,373
	184	464	0,397		295	120	0,407
				III Escalonado-455	383	143	0,373
					379	153	0,404
				III Escalonado-555g	466	174	0,373
					463	187	0,404

$$\bar{\mu} = 0,389$$

$$s = 0,016$$

As conclusões são as seguintes:

a) o material pode ser considerado linear na faixa de deformações estudada.

b) os resultados experimentais estão em boa consistência com os valores teóricos, conforme se observa nas Figuras A1.8 e A1.9.

c) de acordo com a Tabela A1.12 o coeficiente de Poisson, obtidos da média dos valores dos vários carregamentos, vale:

$$\nu = 0,39$$

d) durante o descarregamento, notou-se o efeito de histerese do material, chegando-se a um acréscimo máximo de 15% na deformação em relação ao carregamento correspondente.

APÊNDICE 2

VERIFICAÇÃO DE INSTABILIDADE

1. PROCEDIMENTO

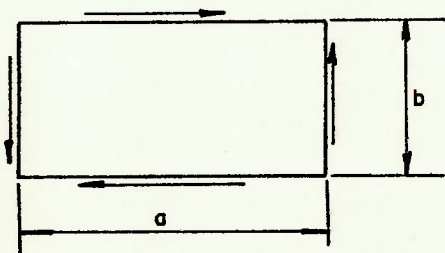
Com a finalidade de avaliar preliminarmente qual a carga máxima a ser aplicada ao modelo sem ocorrência de instabilidade em qualquer das placas que o compõem, usou-se os resultados do processamento da Discretização I por Elementos Finitos, mostrada na Figura 48 do Capítulo 5 deste trabalho.

O carregamento aplicado foi uma força unitária na extremidade do modelo (ver Figura 48 do Capítulo 5).

2. FORMULAÇÃO USADA

As várias placas que foram estudadas, indicadas no item 3 a seguir, estão sujeitas basicamente a cisalhamento puro, podendo-se, pelo menos a princípio, desprezar a ação de tensões normais.

Segundo Timoshenko (19), a tensão de cisalhamento crítica pode ser calculada por:



$$\tau_{cr} = K \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \times \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

$$K = 5.35 + 4 \times \left(\frac{b}{a}\right)^2 \quad \left(\frac{a}{b} \geq 1\right)$$

Figura A2.1 - Modelo de cálculo

3. RESULTADOS OBTIDOS

Os locais selecionados para análise e correspondentes espessuras são:

1. Anteparas transversais da plataforma, região entre os cascos (2,3mm)
2. Convês superior (2,3mm)
3. Convês Principal entre os cascos (2,9mm)
4. Anteparas laterais da superestrutura (2,3mm)

Construiu-se então a Tabela A2.1, designando-se por τ_u a tensão unitária decorrente dos resultados do programa.

LOCAL	a (cm)	b (cm)	a/b	k	t (cm)	τ_{cr} (kg/cm ²)	τ_u (kg/cm ²)	$P_{cr} = \frac{\tau_{cr}}{\tau_u}$ (kg)
1	10,5	10,1	1,83	6,53	0,23	99,53	0,529	188
2	59,5	30	2,0	6,35	0,23	10,97	0,097	113
3	30	18,5	1,62	6,86	0,29	49,54	0,099	500
4	30	10,1	2,97	5,79	0,23	88,25	0,095	929

Tabela A2.1 - Resultados da Análise

O local mais crítico é o convês superior. Admitindo o coeficiente 1,4, a máxima força a ser aplicada, por critérios de instabilidade vale:

$$P = \frac{113}{1,4} \implies P = 80\text{kg}$$

Com esta força, a deflexão máxima esperada, de acordo com os resultados da Discretização 1, vale:

$$f_{\max} = P \cdot f_u = 80 \times 0,0135 \implies f_{\max} = 1,08\text{cm}$$

Para a força de 80kg, as tensões de cisalhamento atuantes nas regiões estudadas, e correspondentes valores de leitura no indicador, são

LOCAL	τ (kg/cm ²)	ϵ ($\mu\epsilon$)	LEITURA
1	42,32	1397	175
2	7,76	256	32
3	7,92	261	33
4	7,60	251	32

Tabela A2.2 - Valores esperados

Os resultados esperados podem a princípio, ser considerados razoáveis.

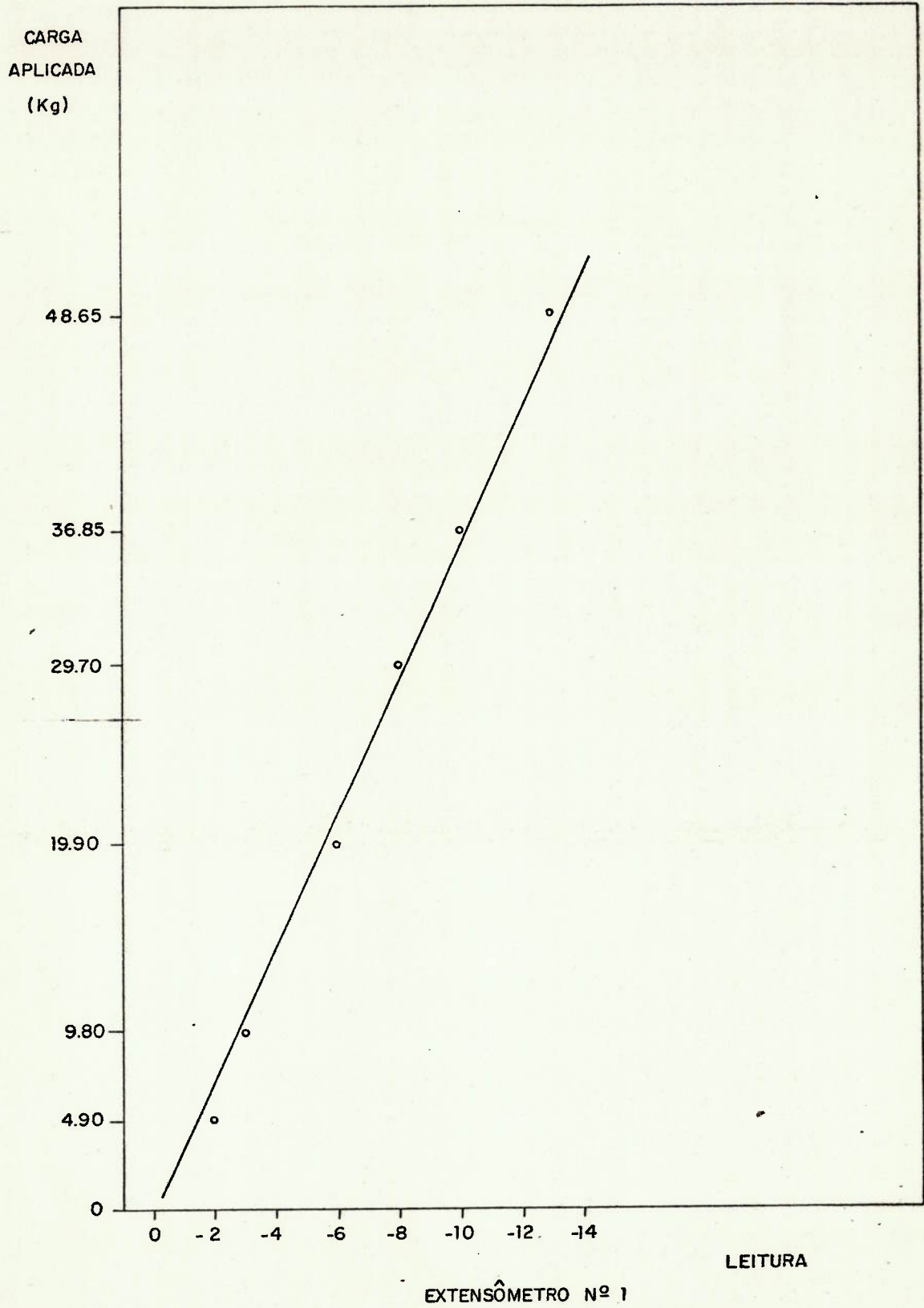
APÊNDICE 3

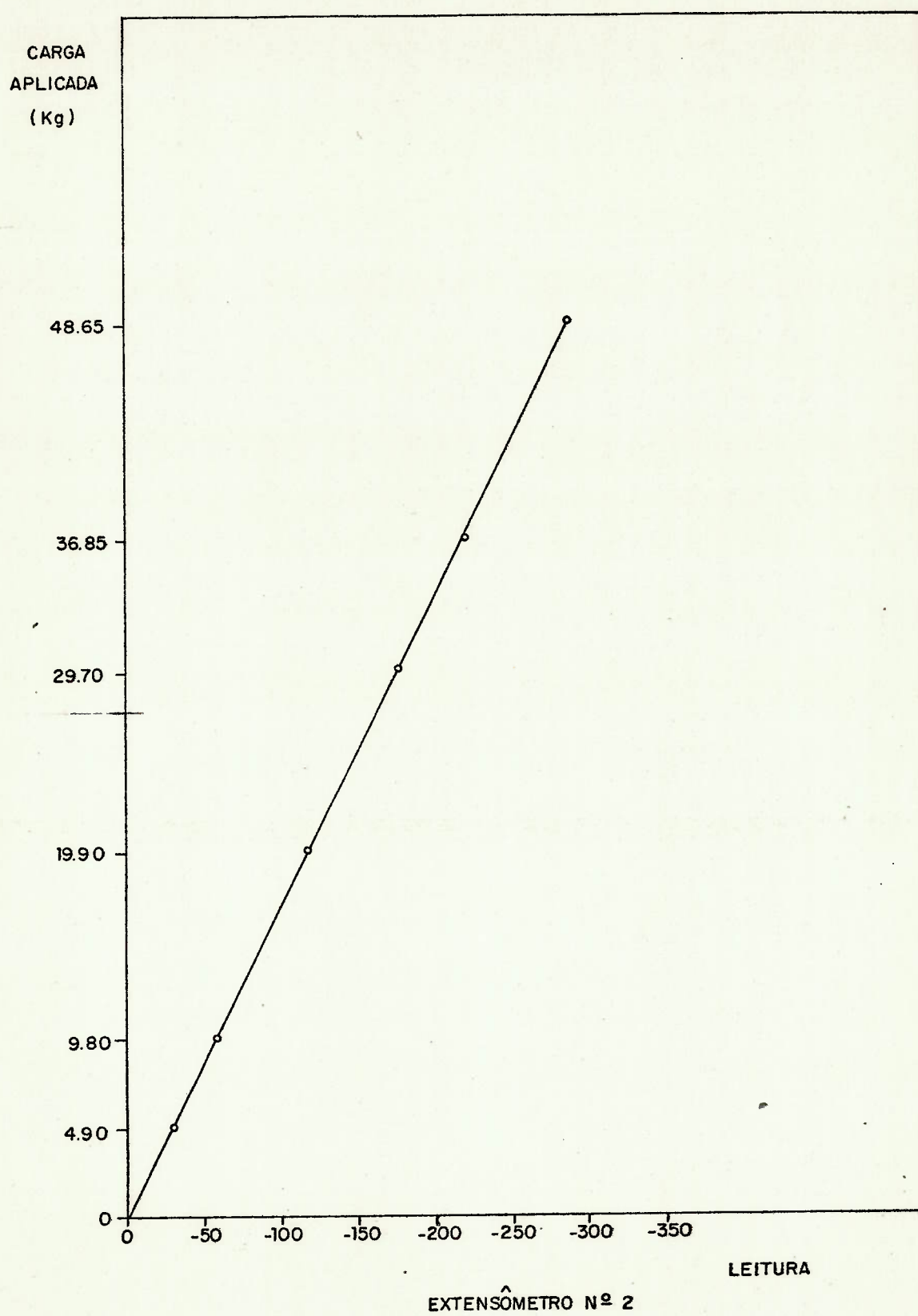
RESULTADOS DO ENSAIO

1834	59	>	0300	1834	29	-	014
1834	58	>	0310	1834	28	-	043
1834	57		031	1834	27	-	040
1834	56		003	1834	26	-	013
1834	55	-	034	1834	25	-	063
1834	54		044	1834	24		005
1834	53		005	1834	23	-	018
1834	52	-	038	1834	22	-	007
1834	51	-	030	1834	21	-	019
1834	50		003	1834	20	-	113
1834	49		034	1834	19	-	037
1834	48		029	1834	18		003
1834	47		003	1834	17		025
1834	46	-	033	1834	16		013
1834	45	-	023	1834	15		002
1834	44	-	003	1834	14		015
1834	43		022	1834	13		105
1834	42	-	075	1833	12		305
1834	41		001	1833	11	-	138
1834	40		002	1833	10		004
1834	39	-	020	1833	09		148
1834	38		075	1833	08		091
1834	37		017	1833	07		086
1834	36		009	1833	06	-	037
1834	35	-	004	1833	05	-	321
1834	34	-	050	1833	04		010
1834	33		004	1833	03	-	070
1834	32		001	1833	02	-	245
1834	31	-	001	1833	01	-	289
1834	30	-	021	1833	00	-	013

Valor da carga: 48,65 kg

Tabela A3.1 - Leitura típica do ensaio





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

-50

-100

-150

-200

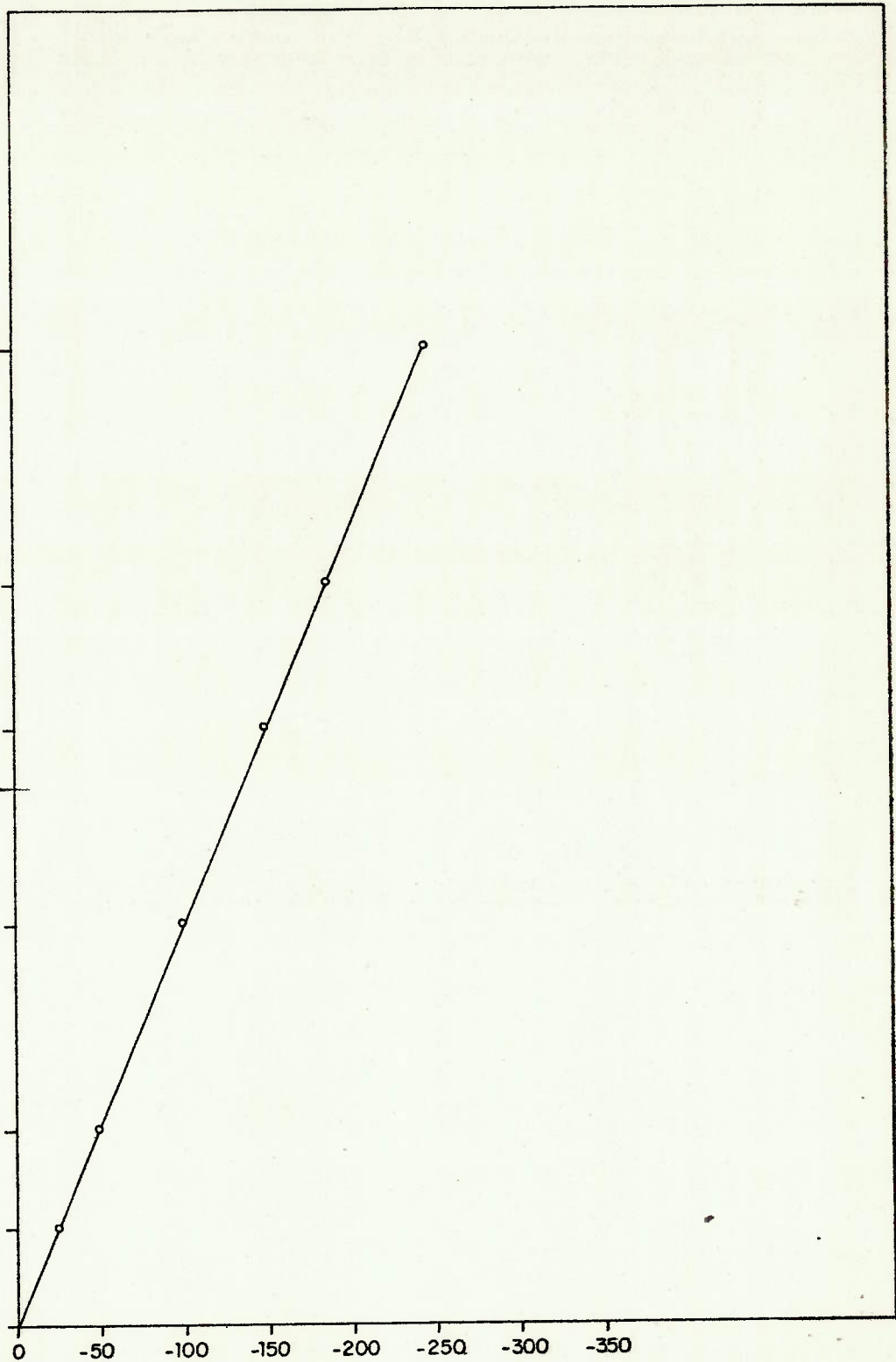
-250

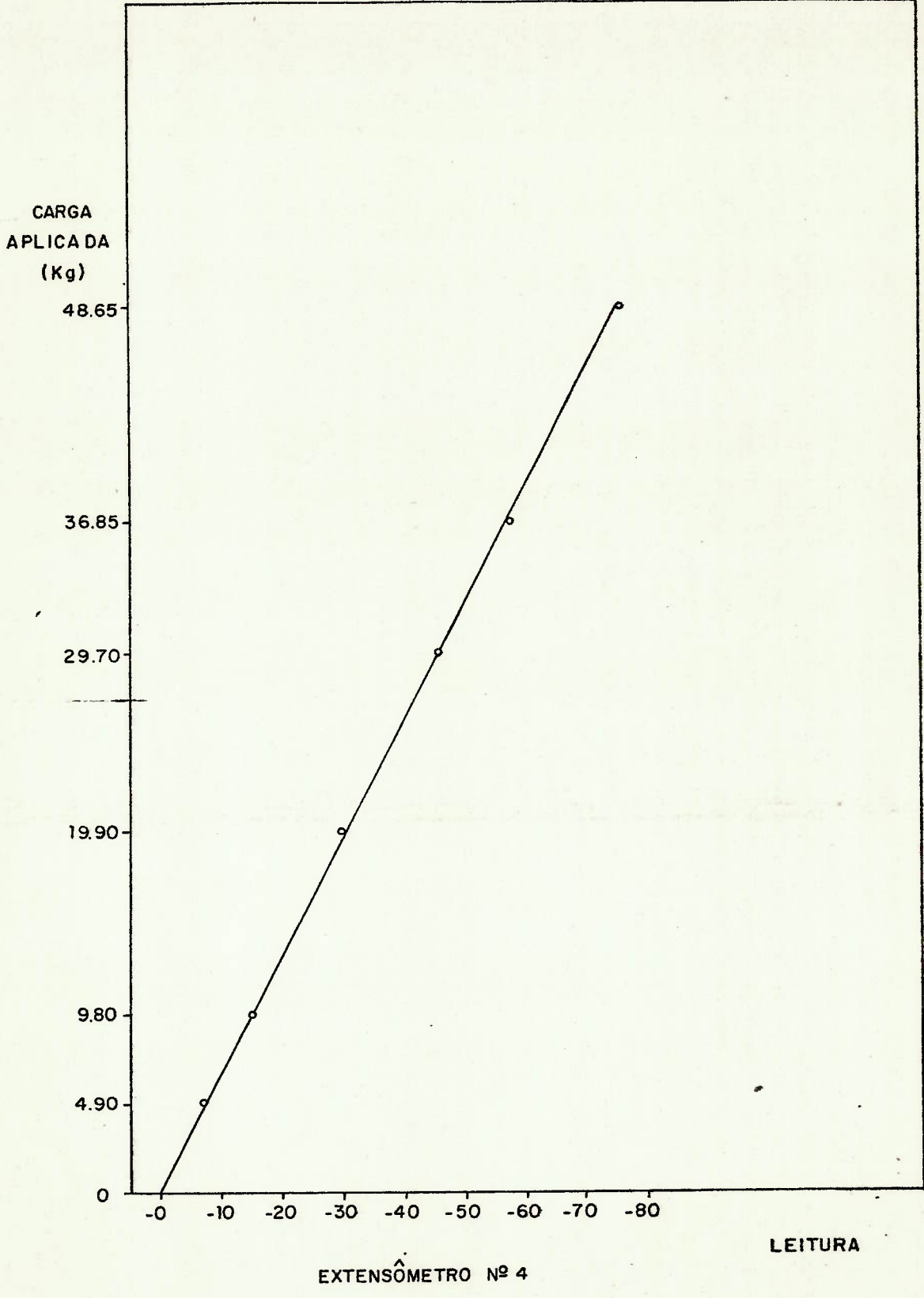
-300

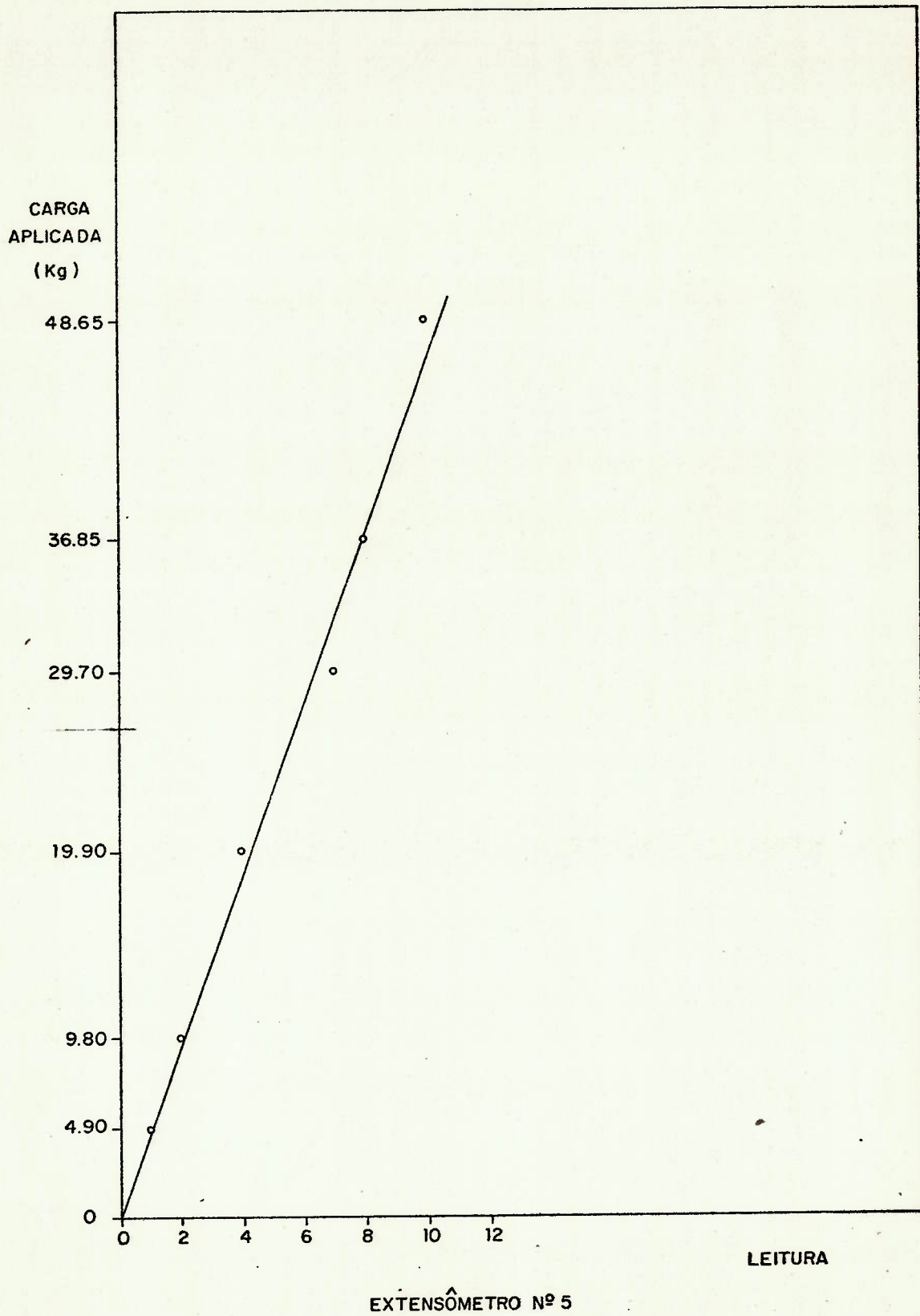
-350

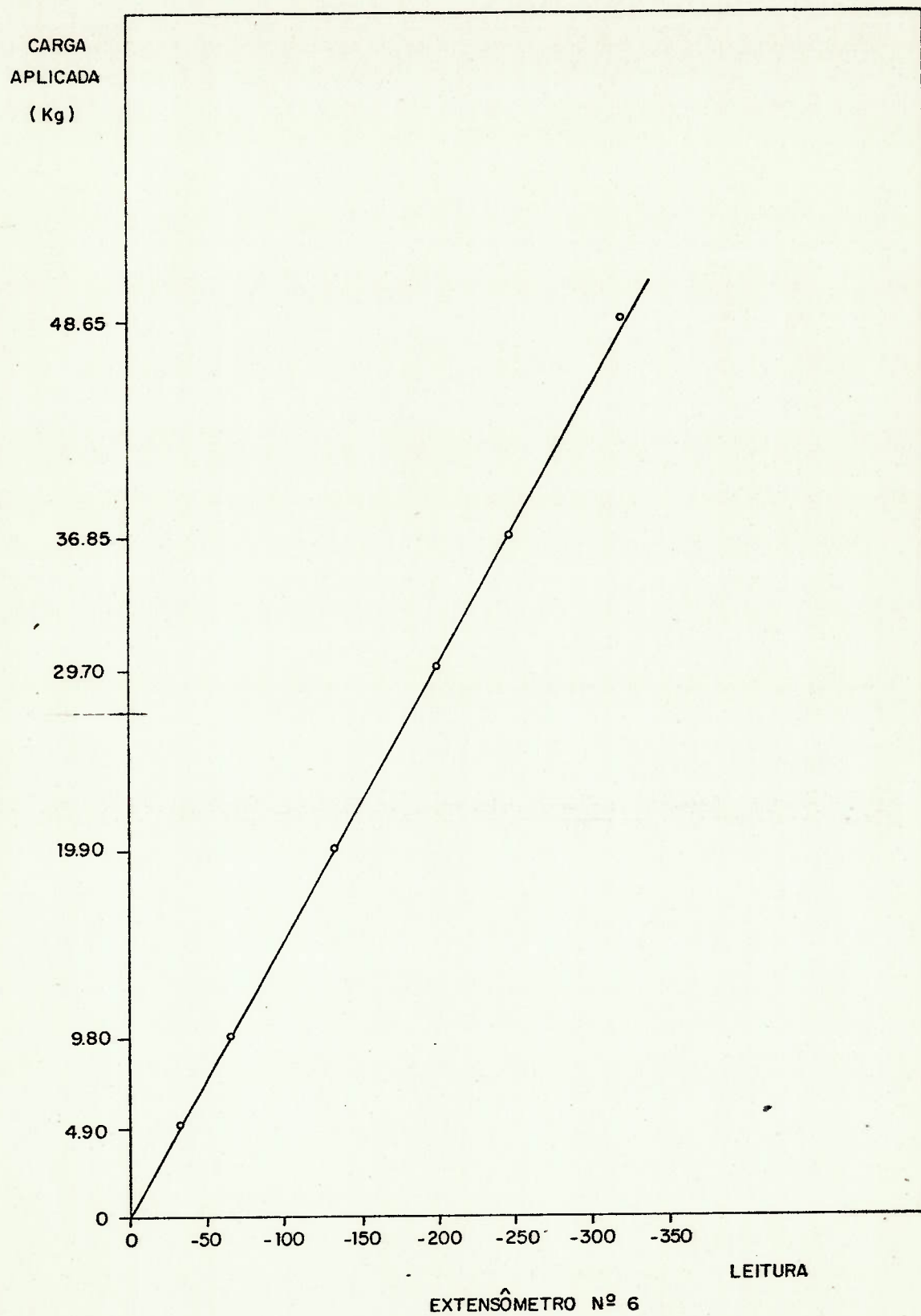
LEITURA

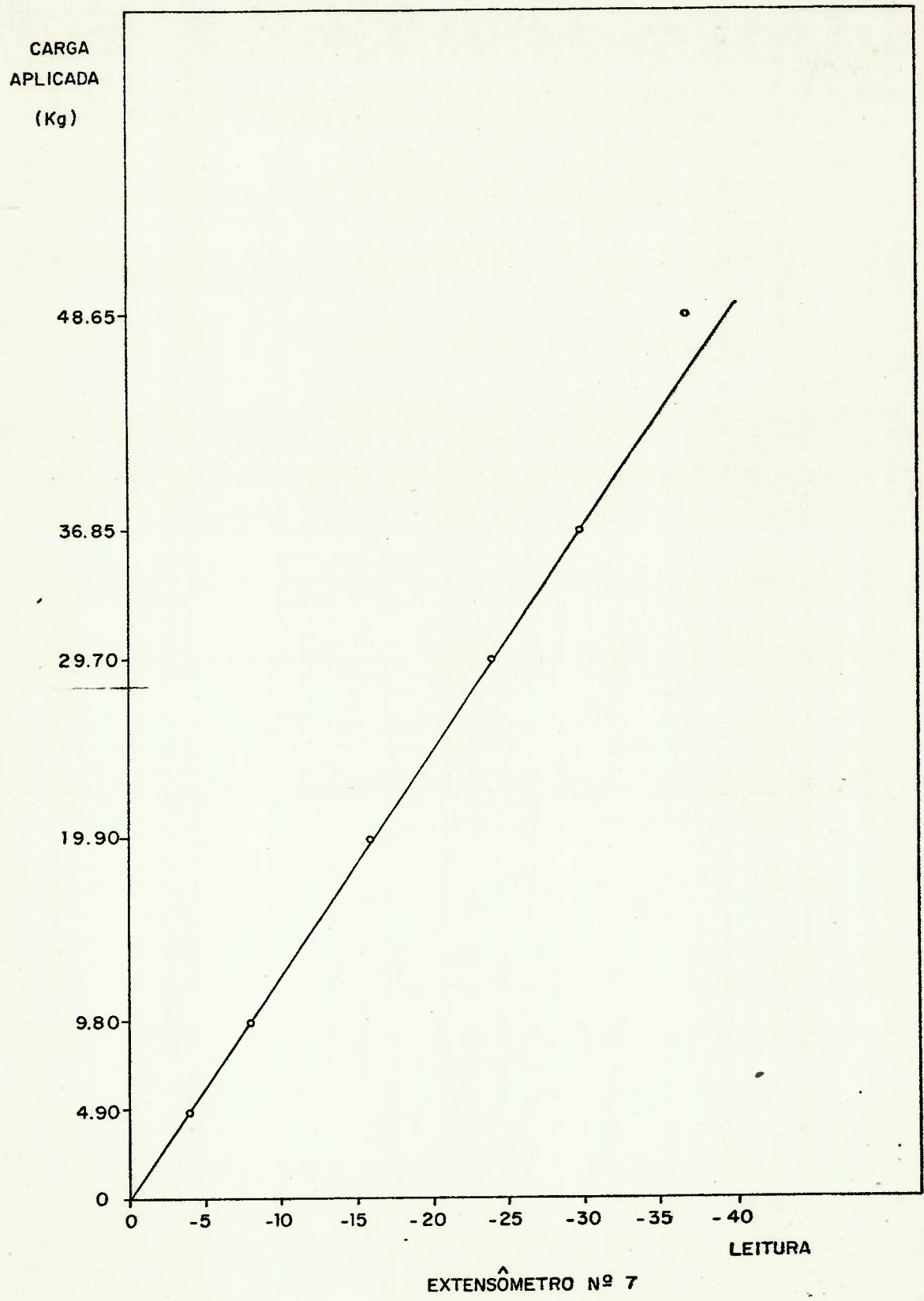
EXTENSÔMETRO Nº 3

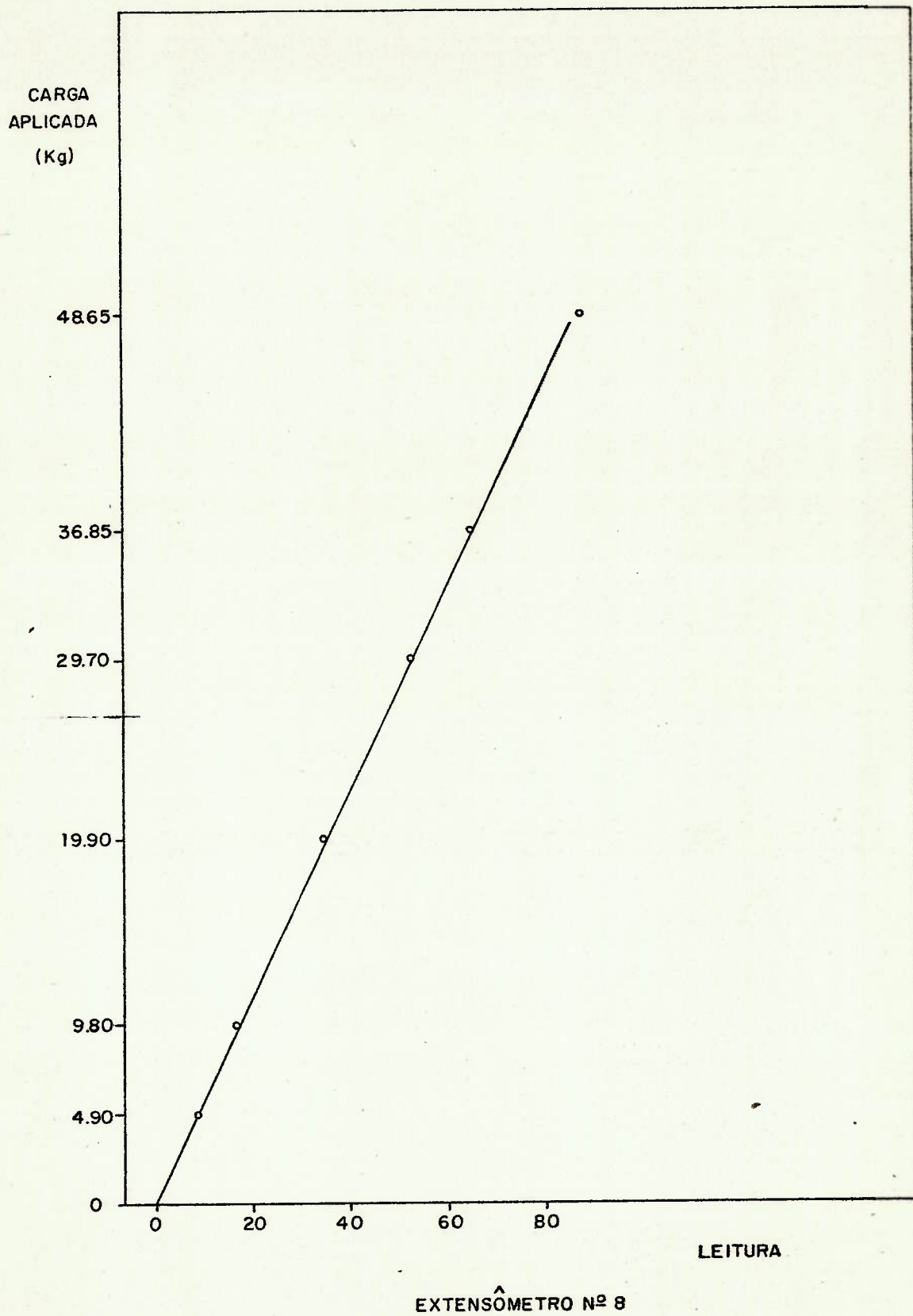


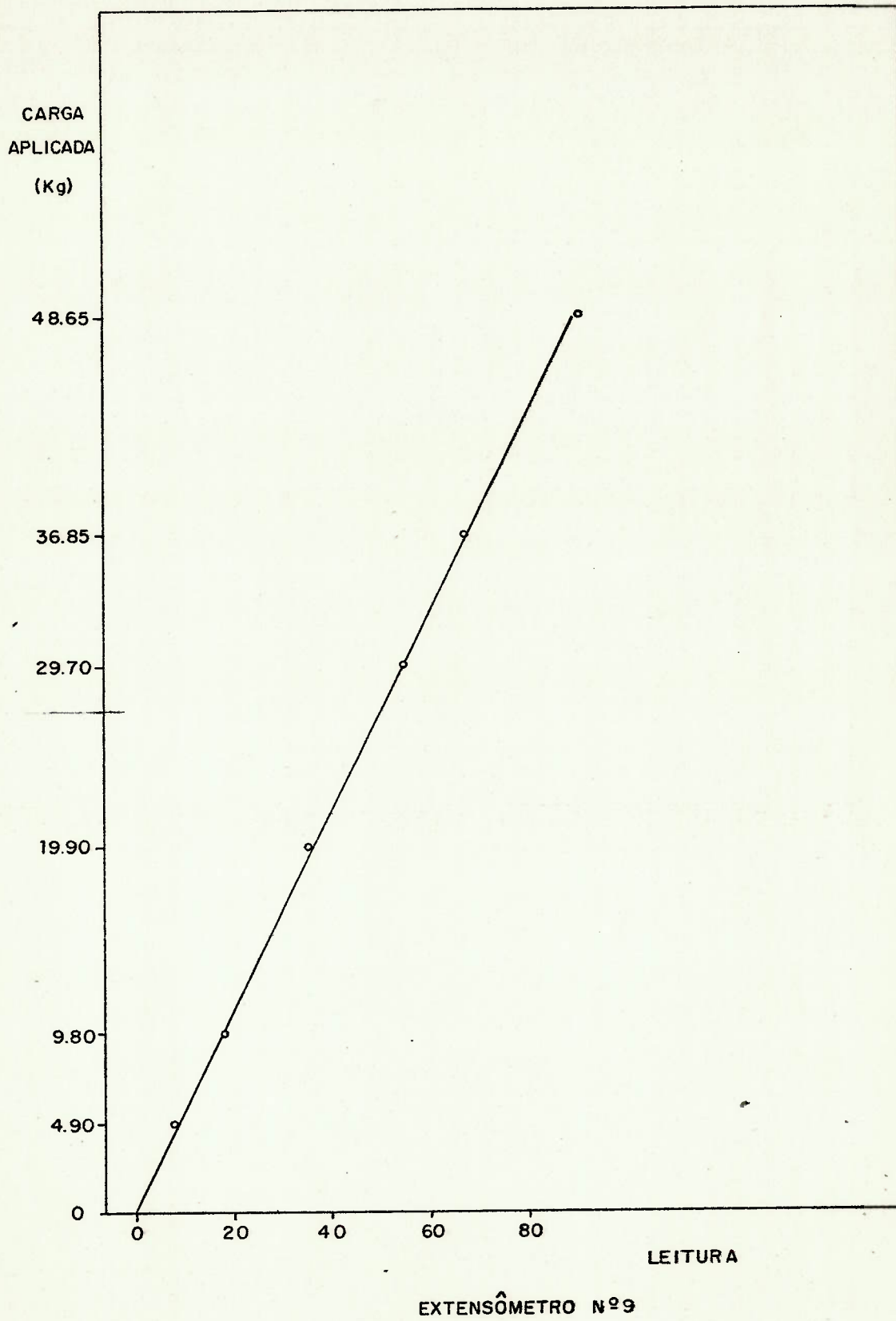


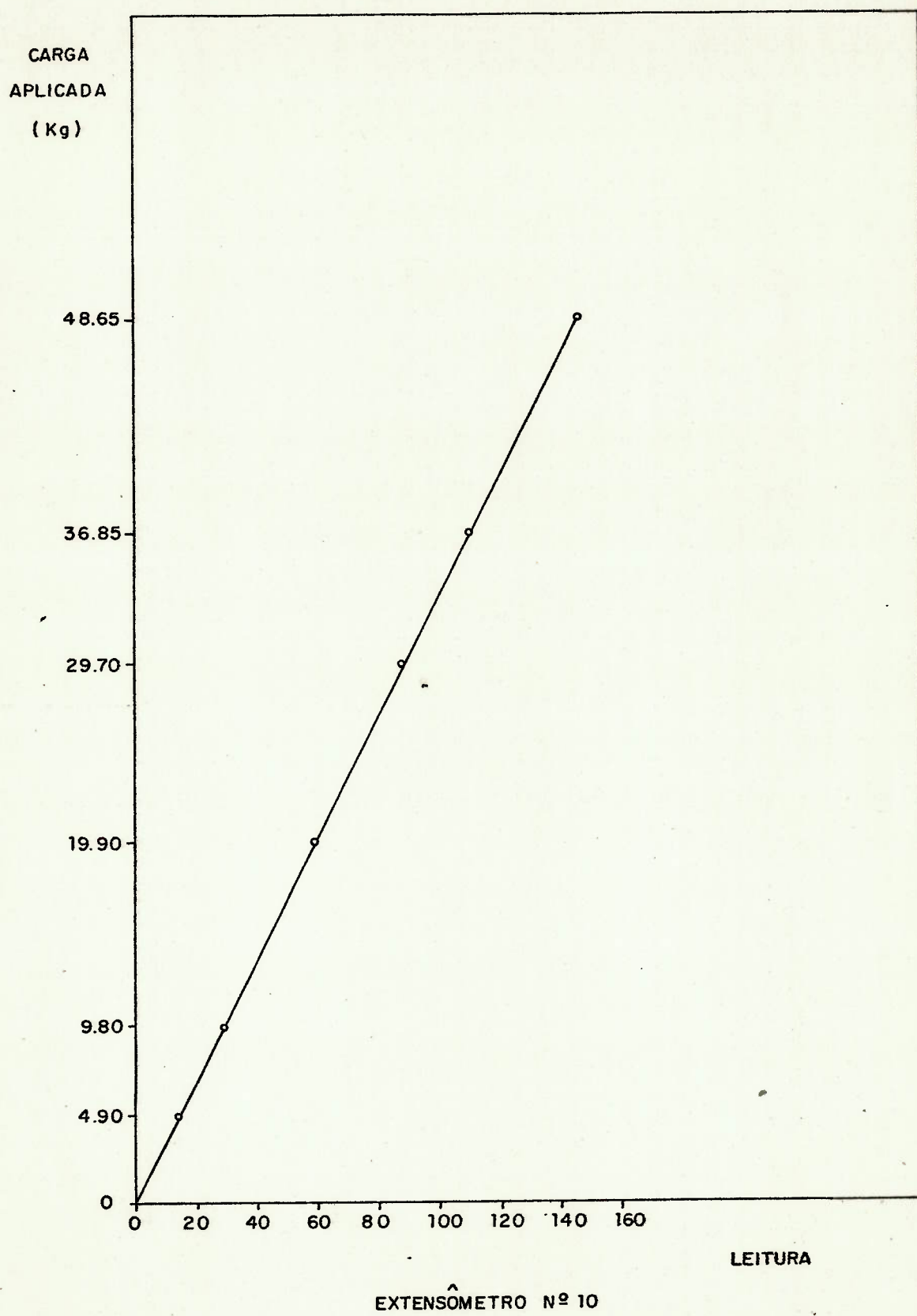












CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

1

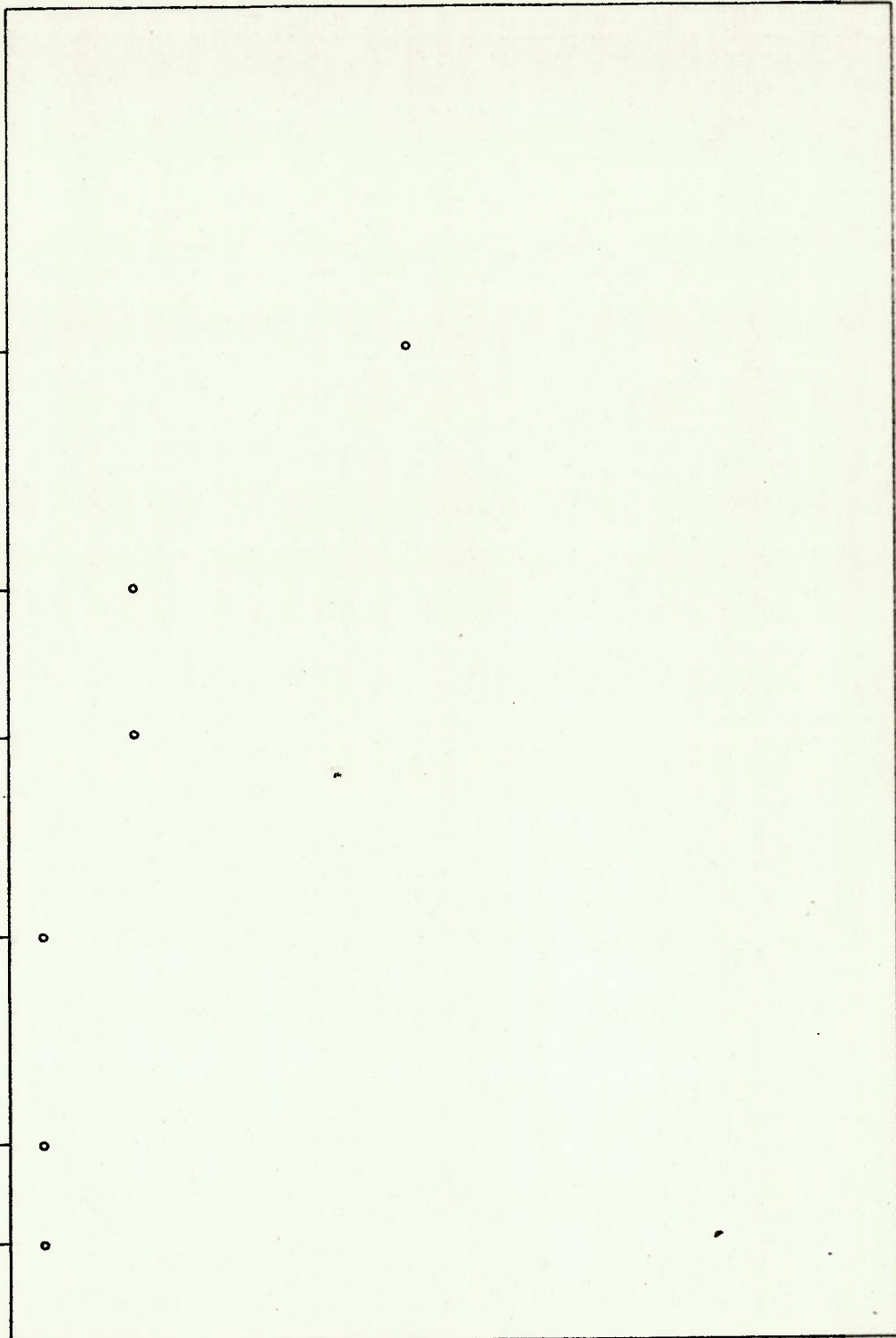
2

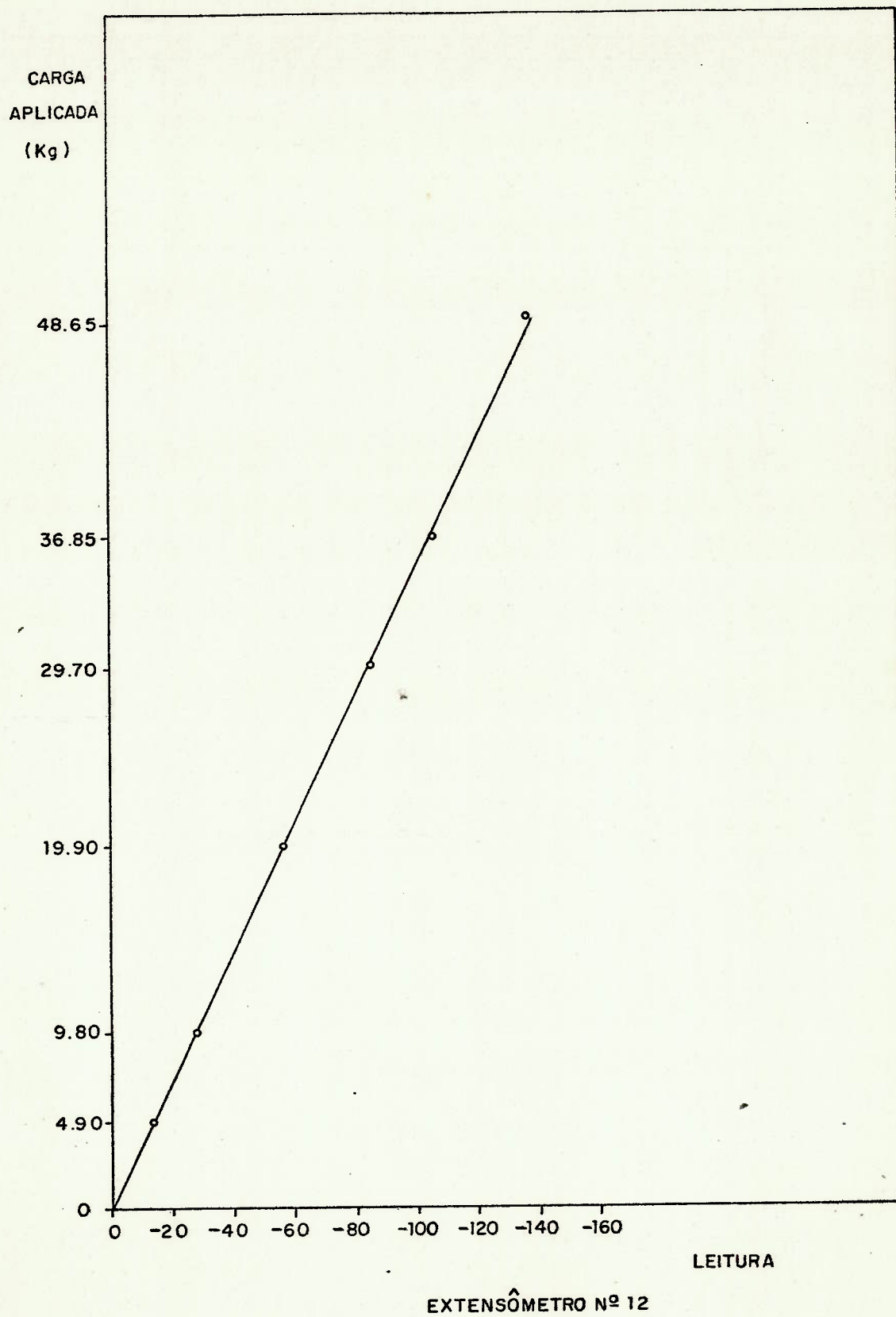
3

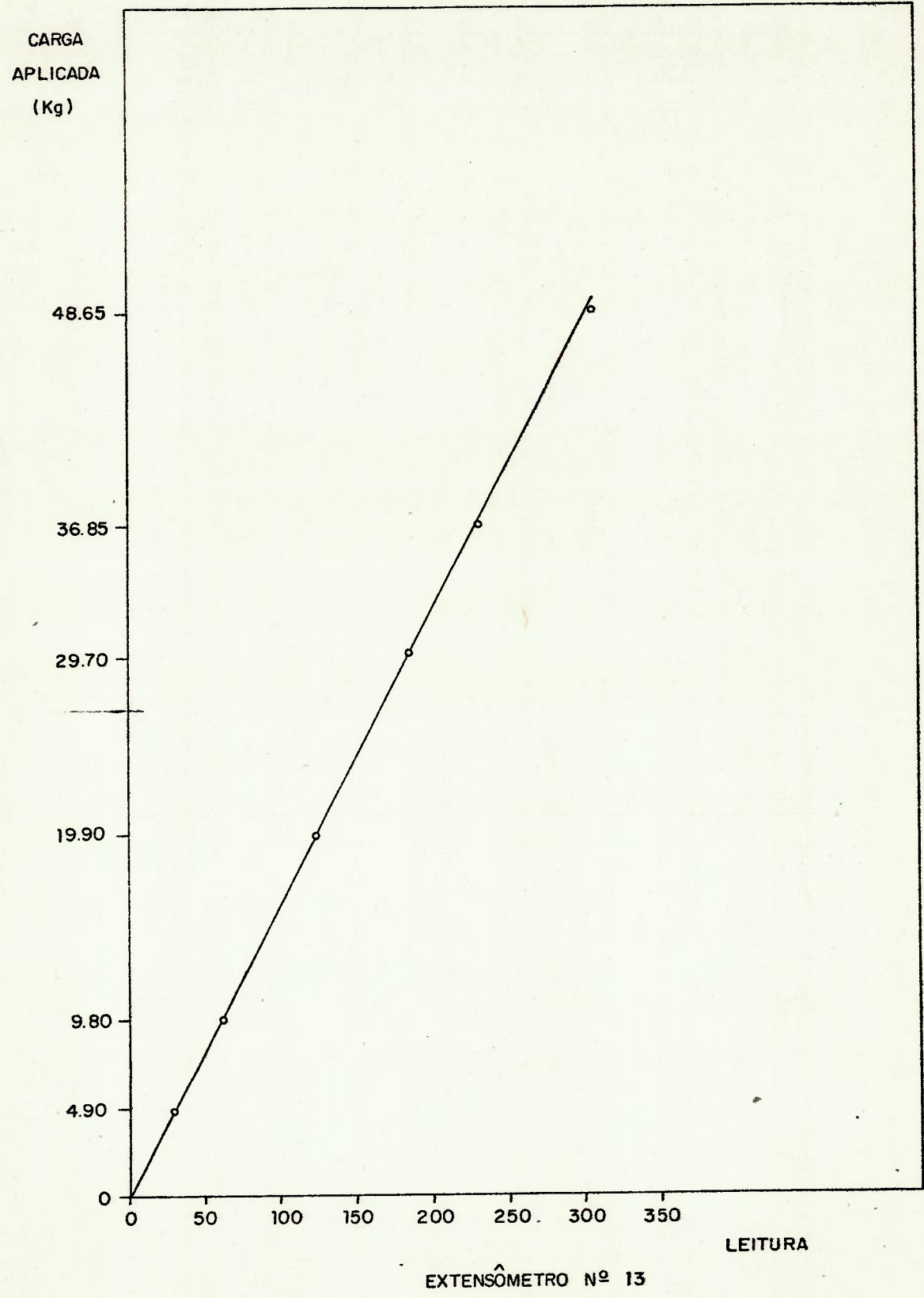
4

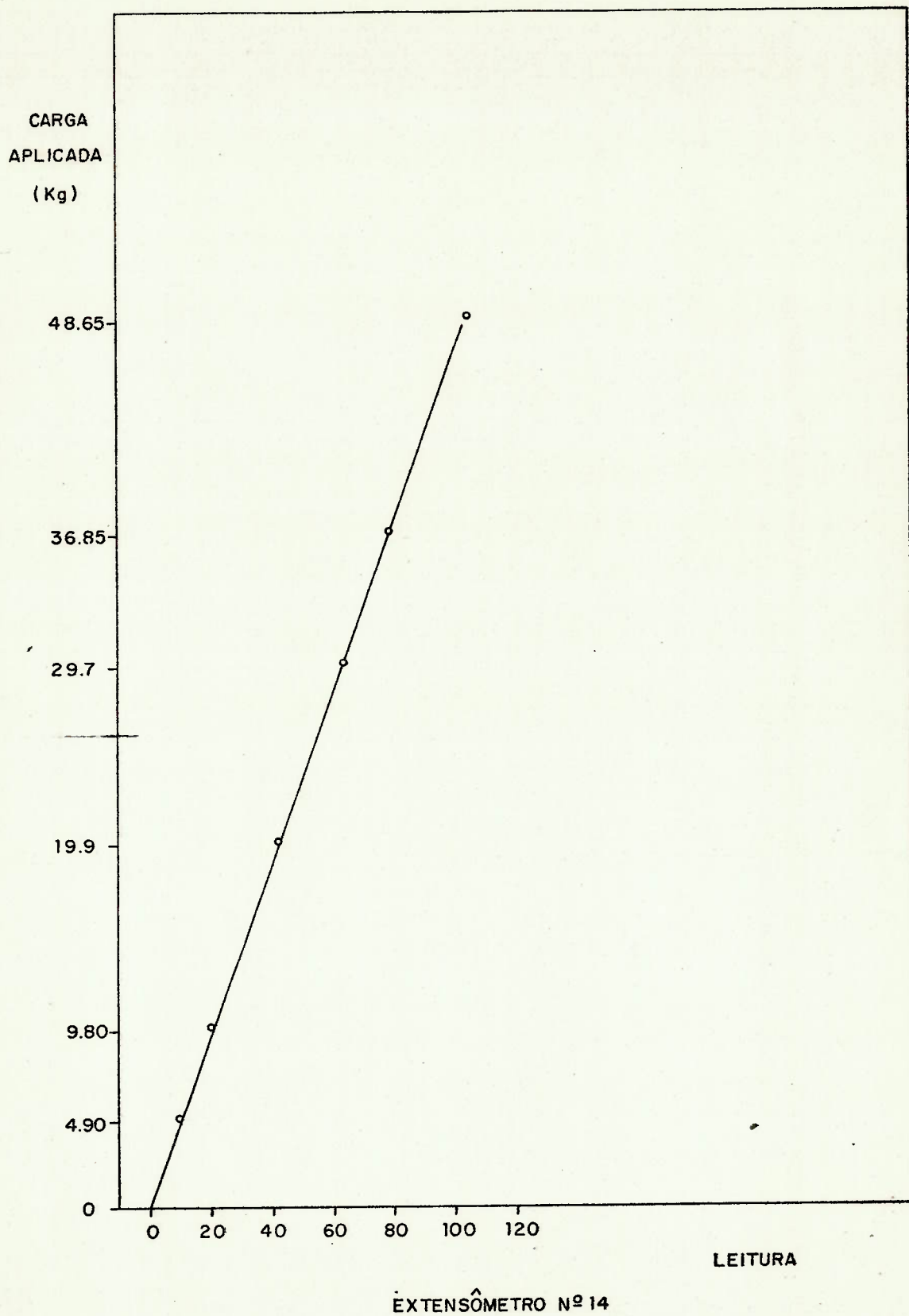
LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 11









CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

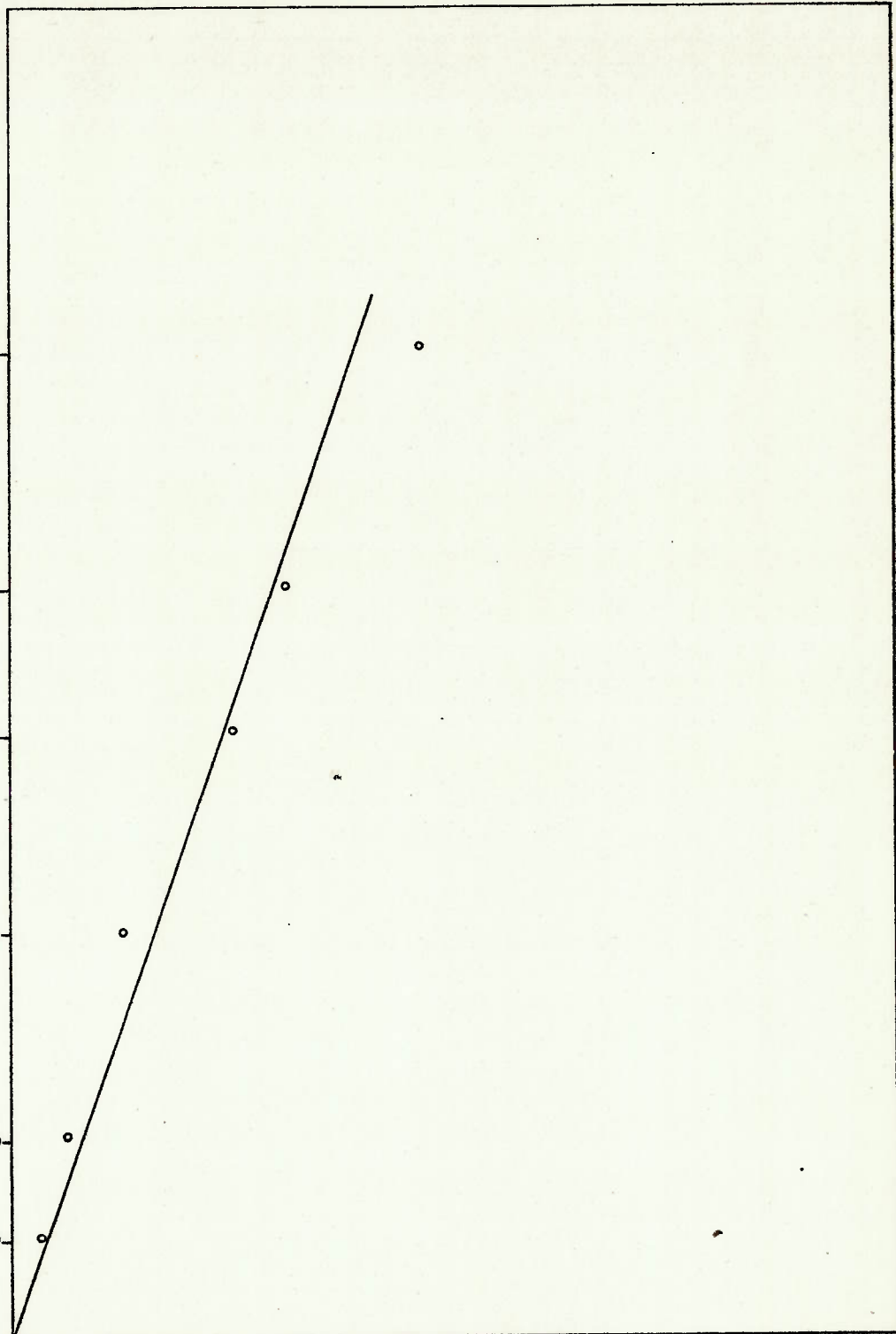
4.90

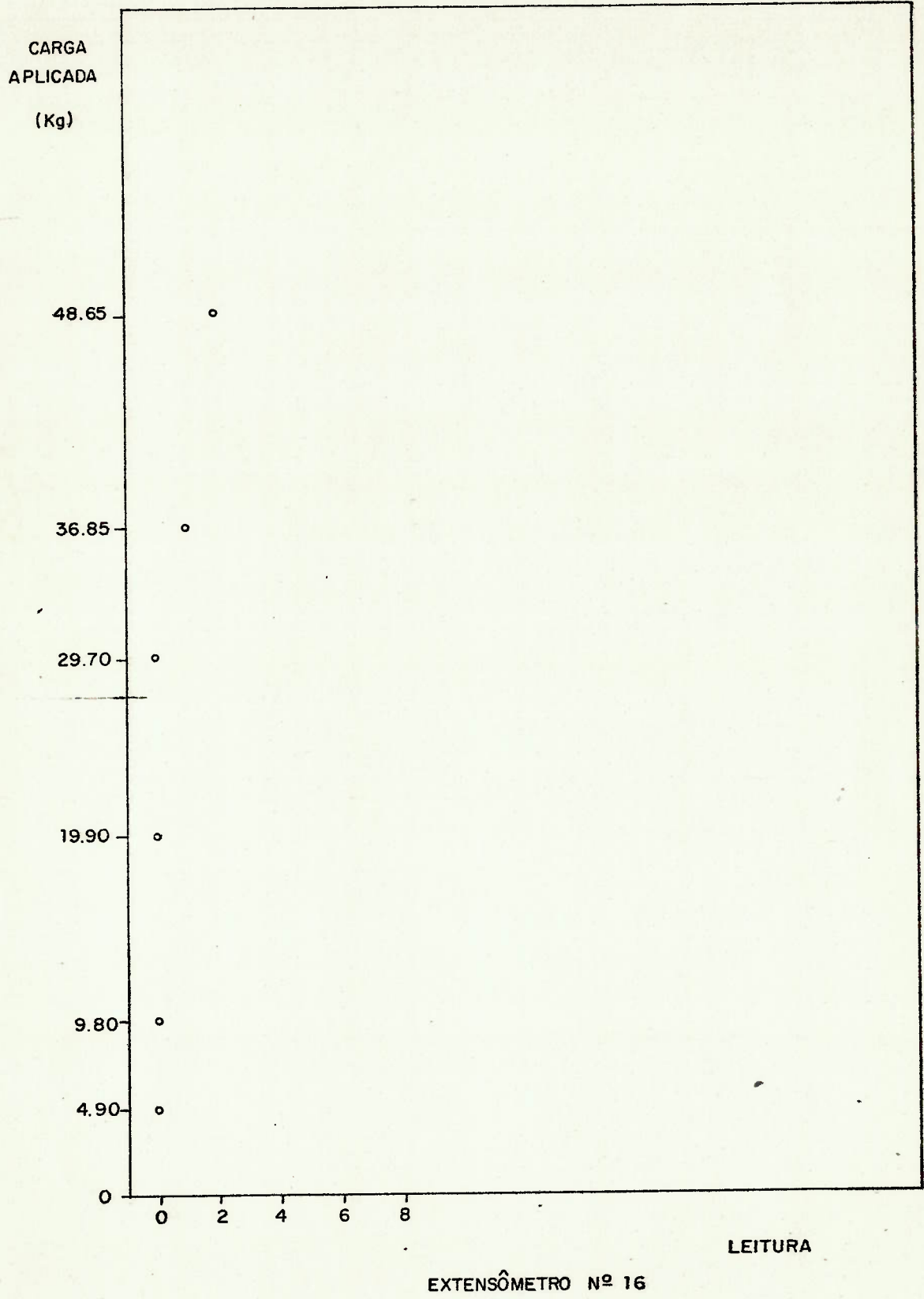
0

0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 15





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

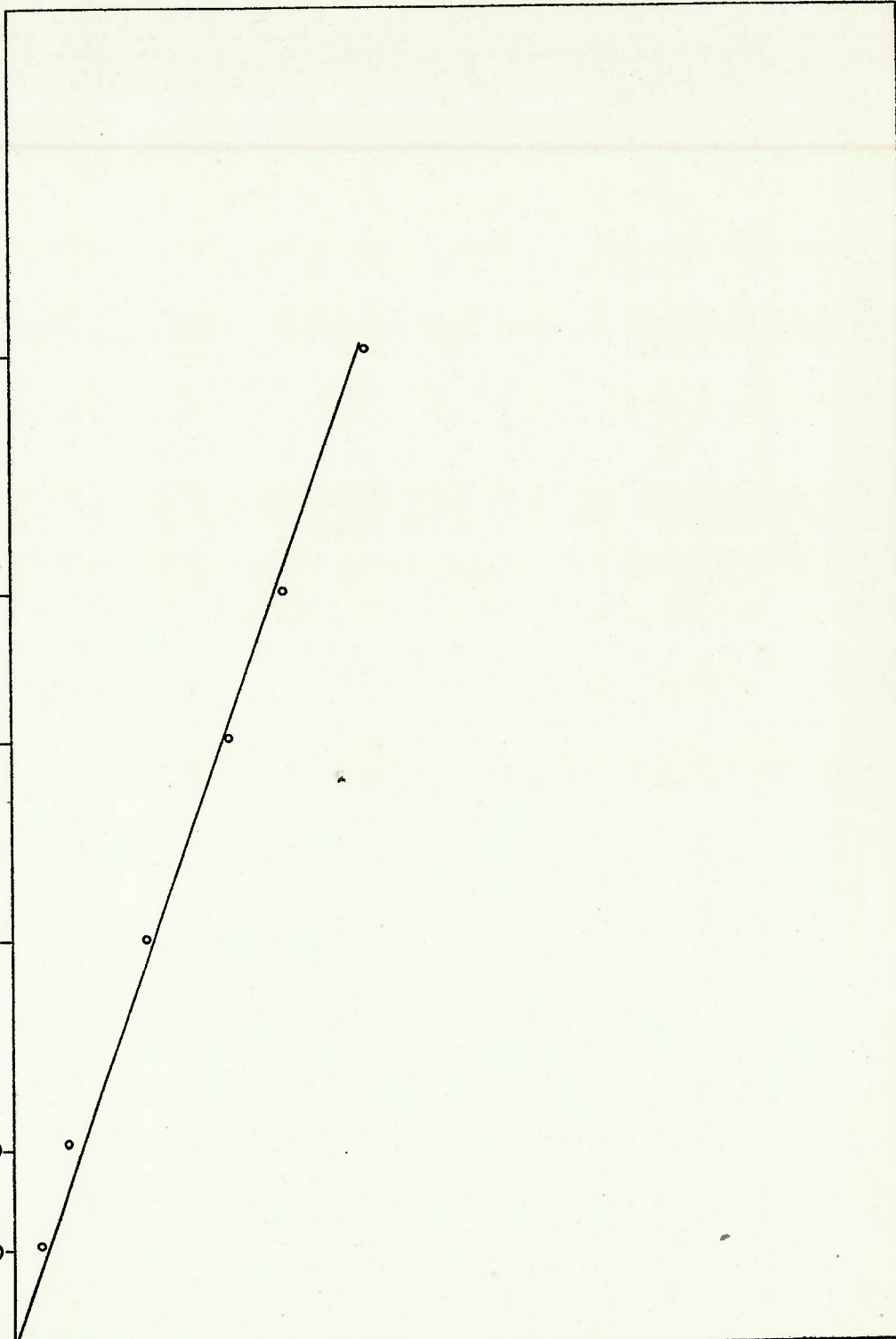
4.90

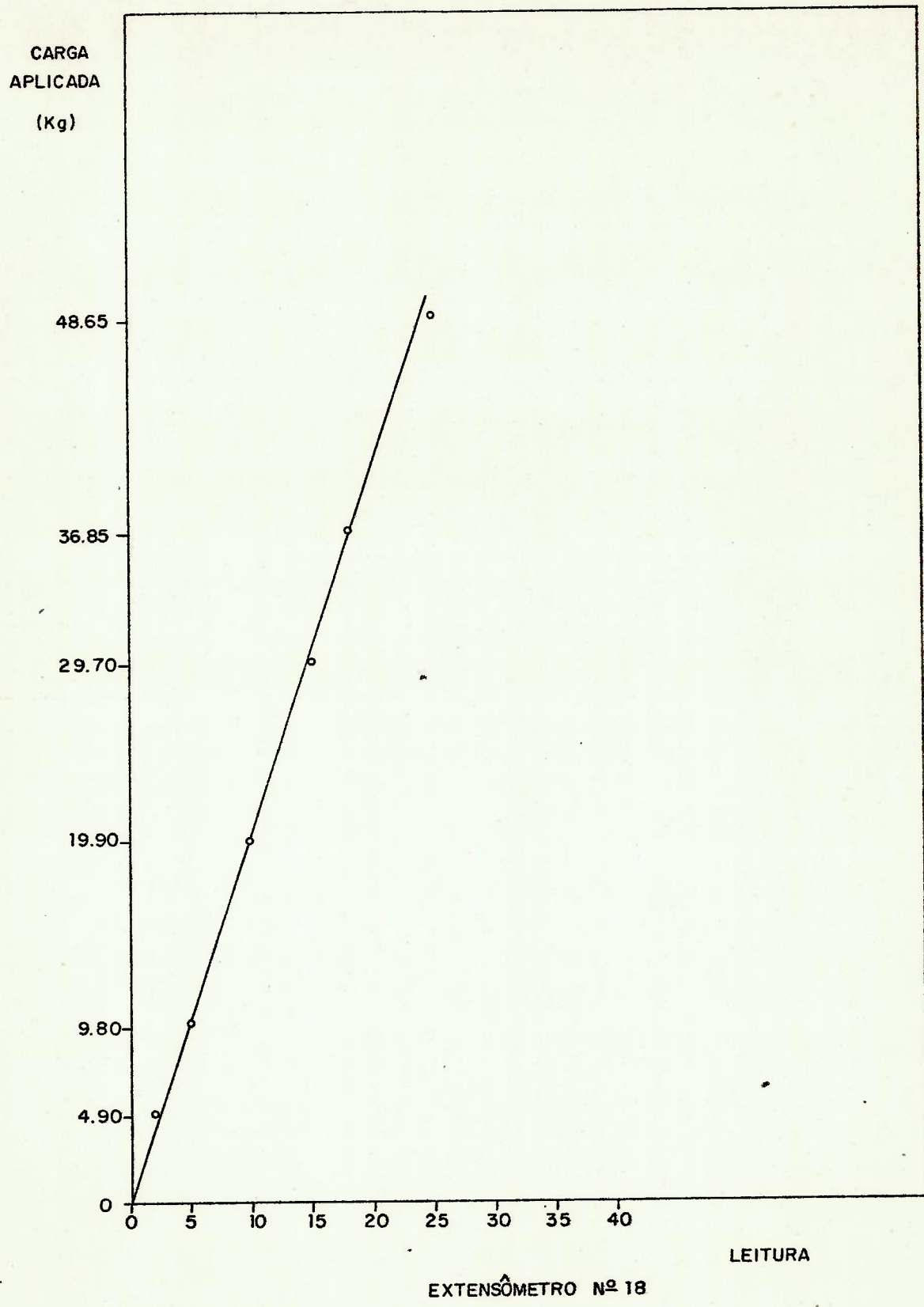
0

0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 17





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

2

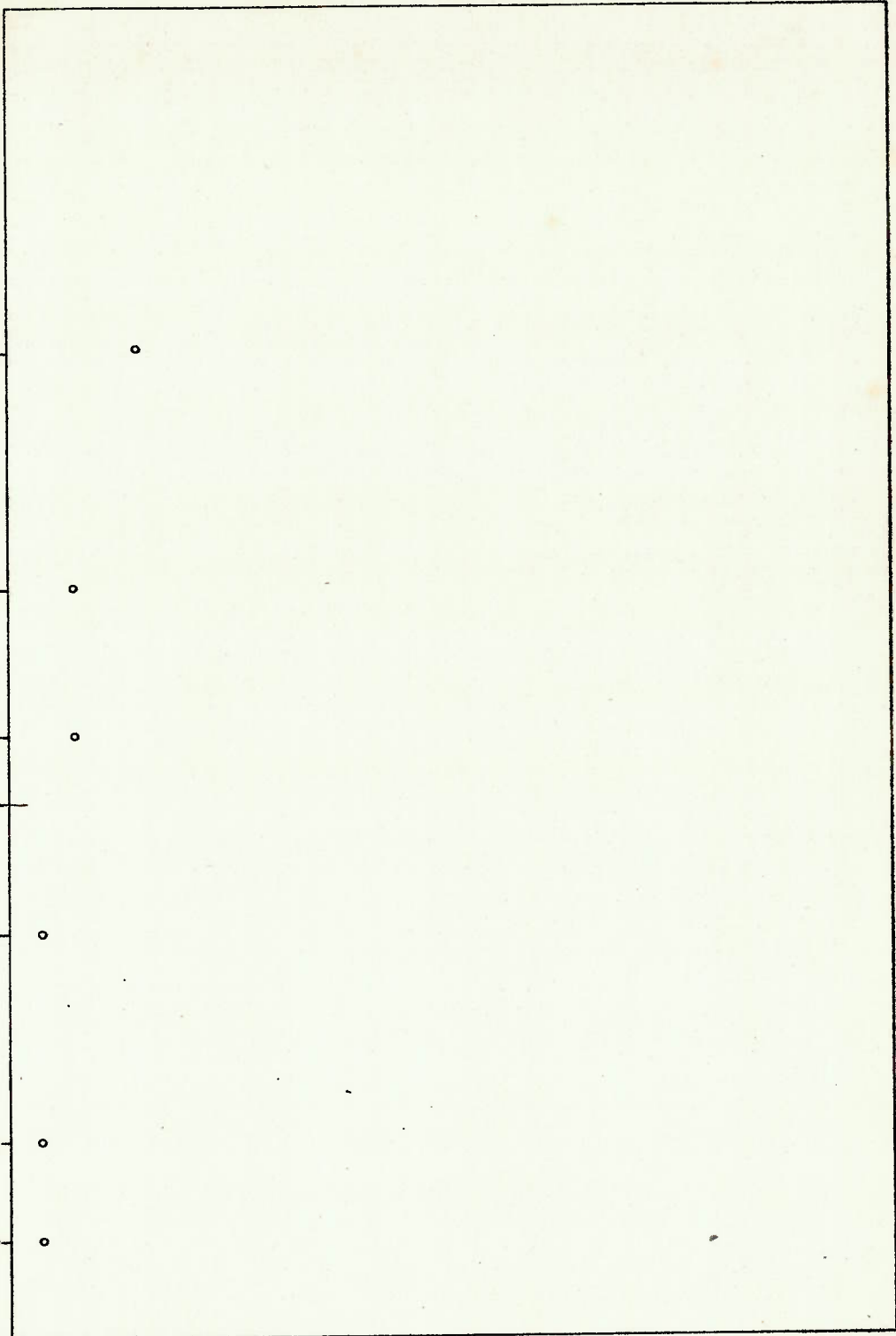
4

6

8

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 19



CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

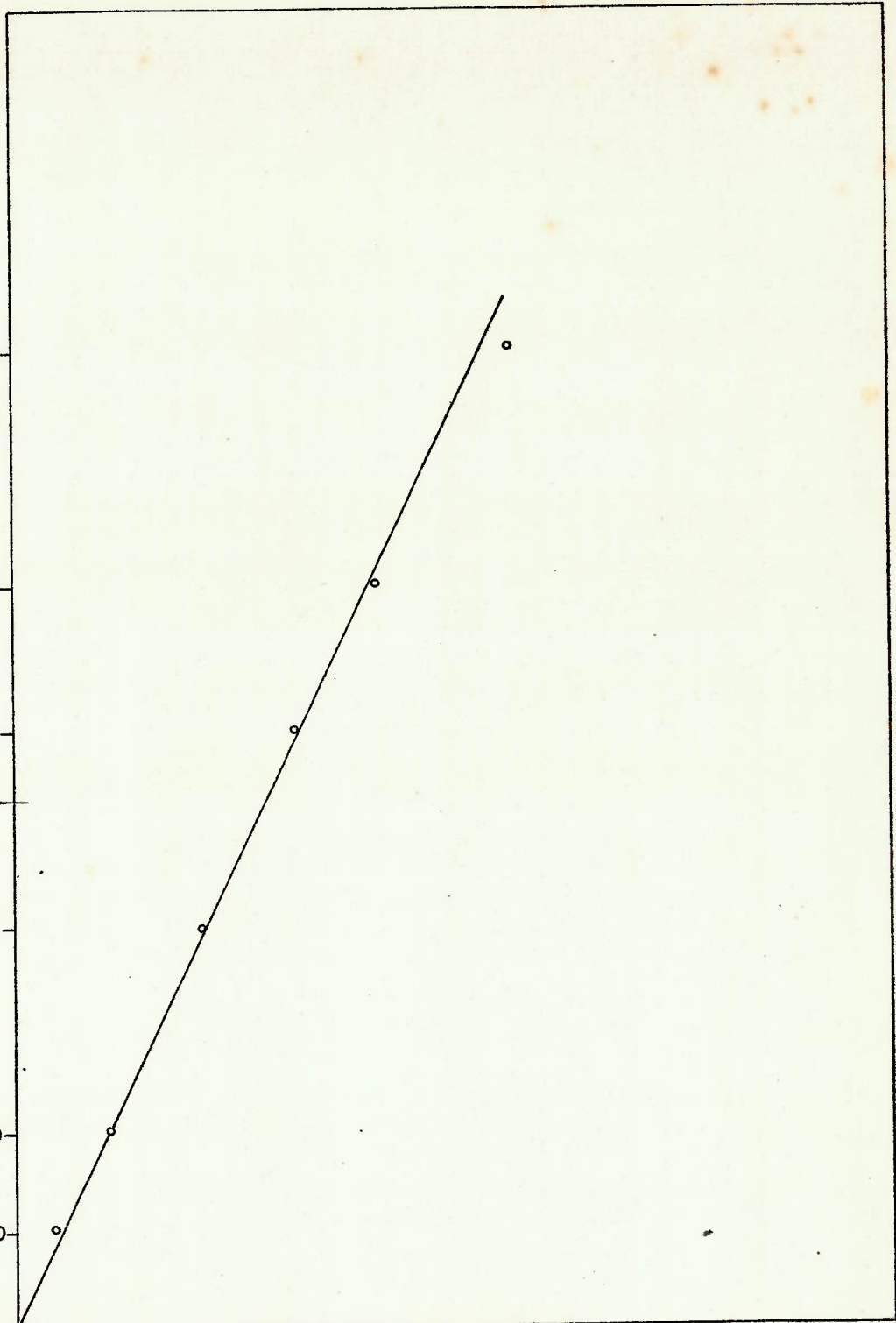
4.90

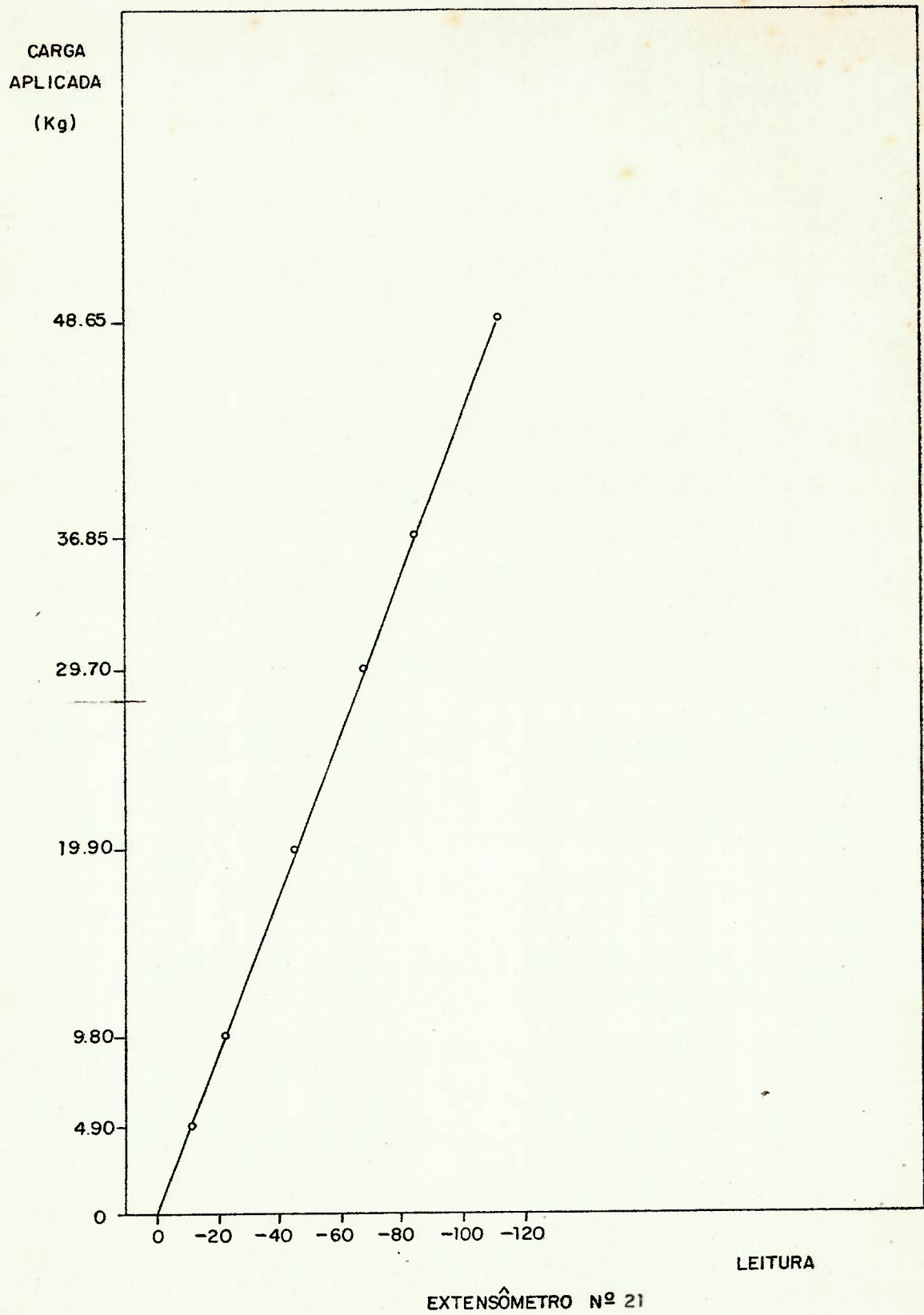
0

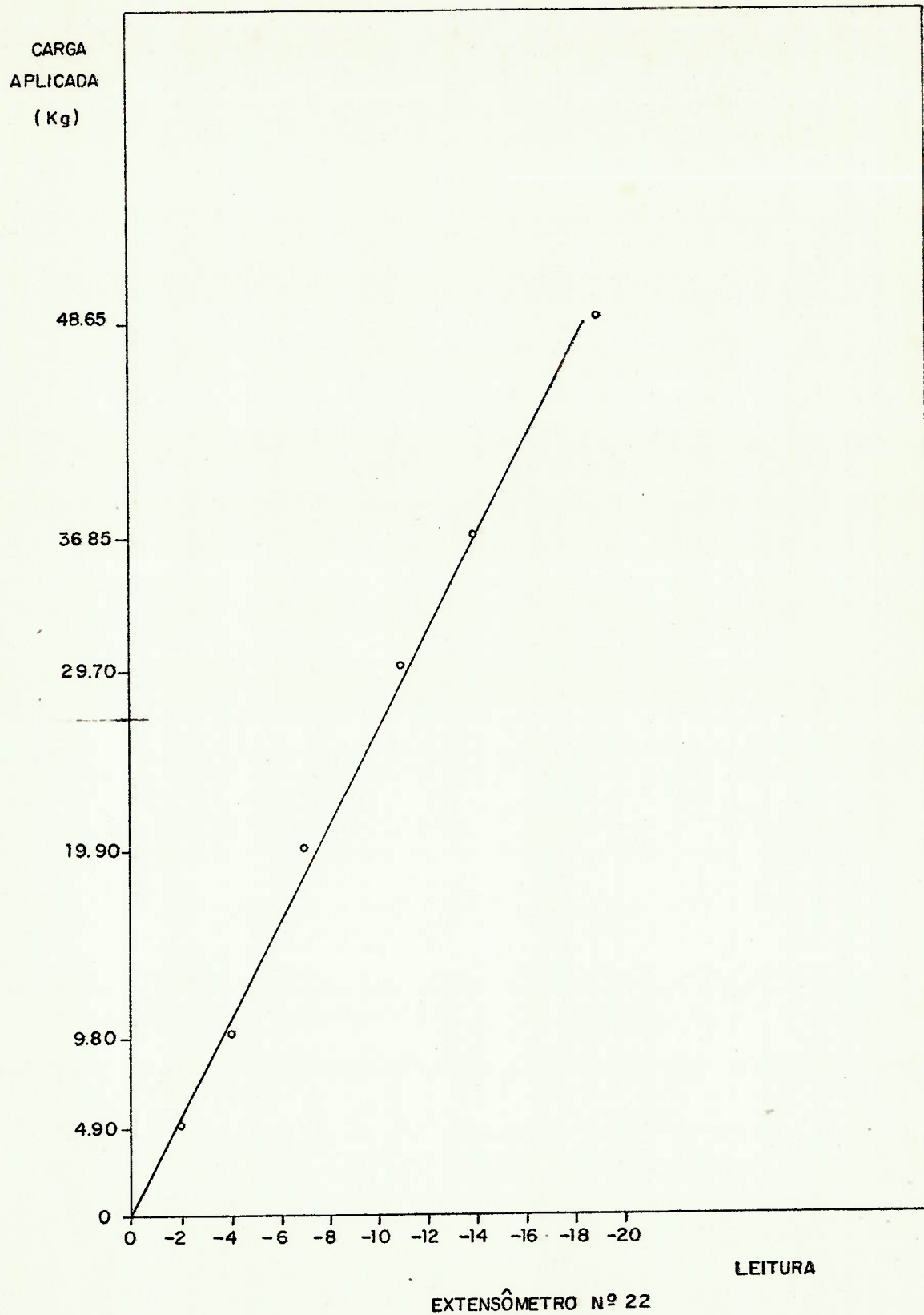
0 -5 -10 -15 -20 -25 -30 -35 -40

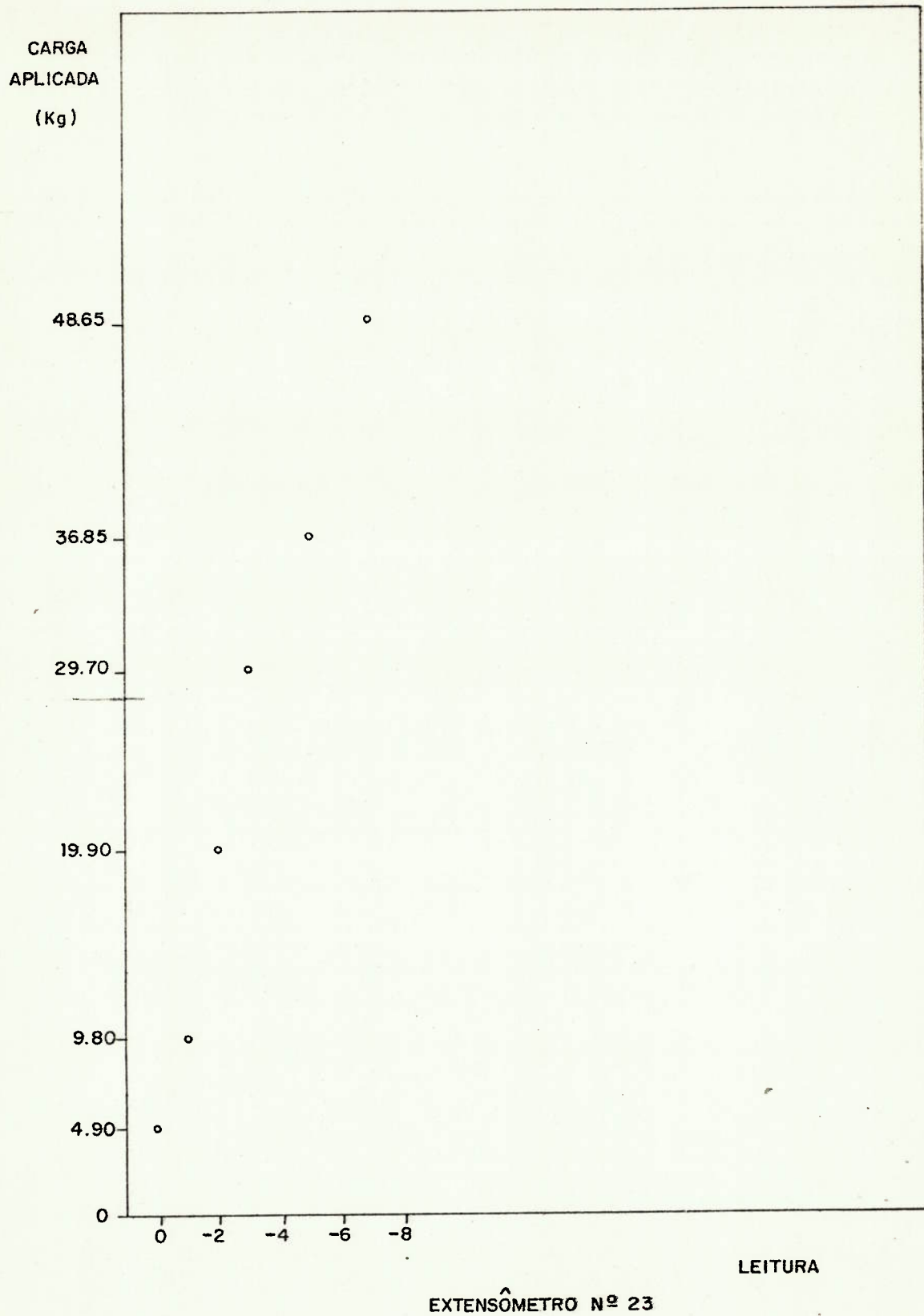
LEITURA

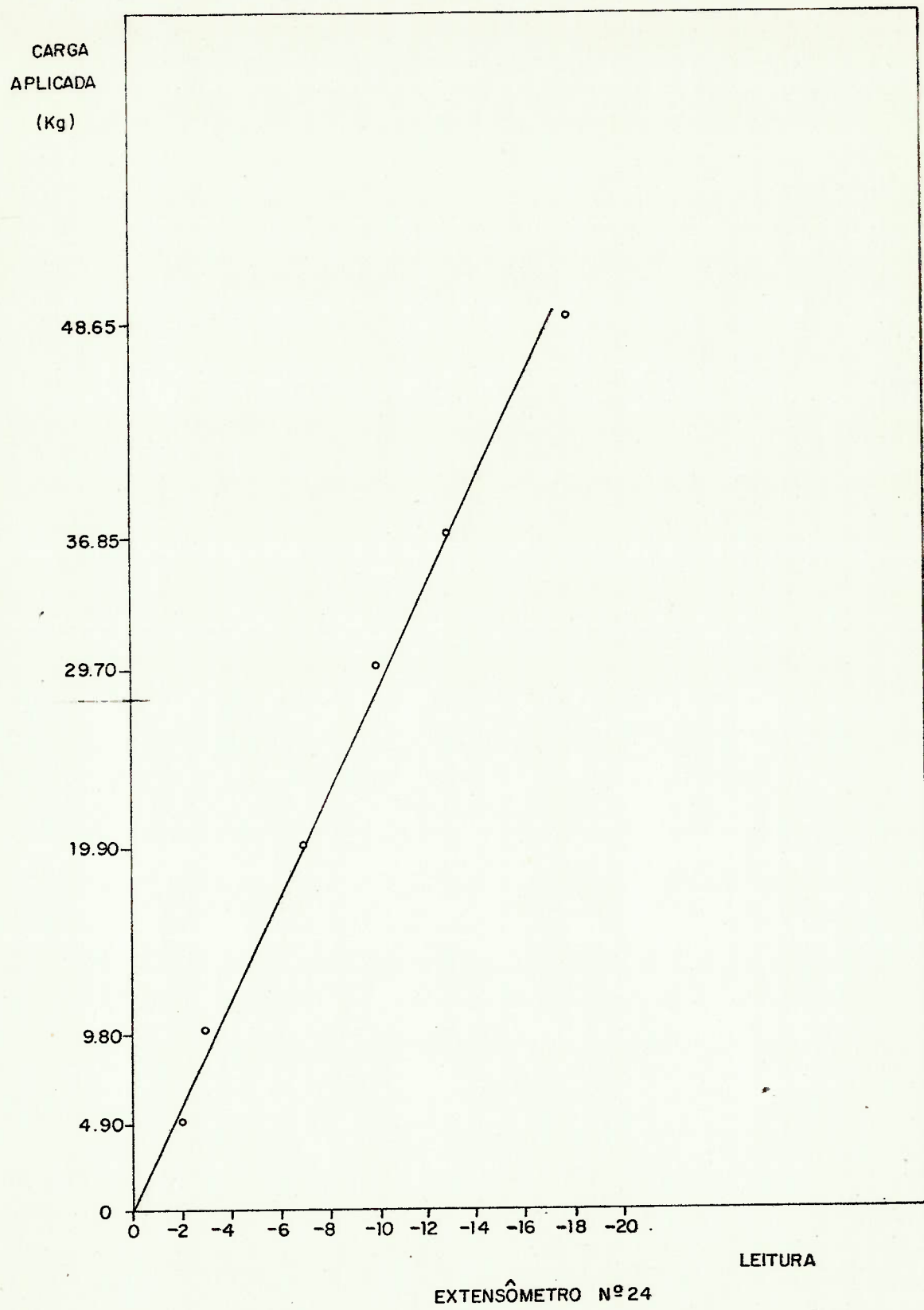
EXTENSÔMETRO Nº 20

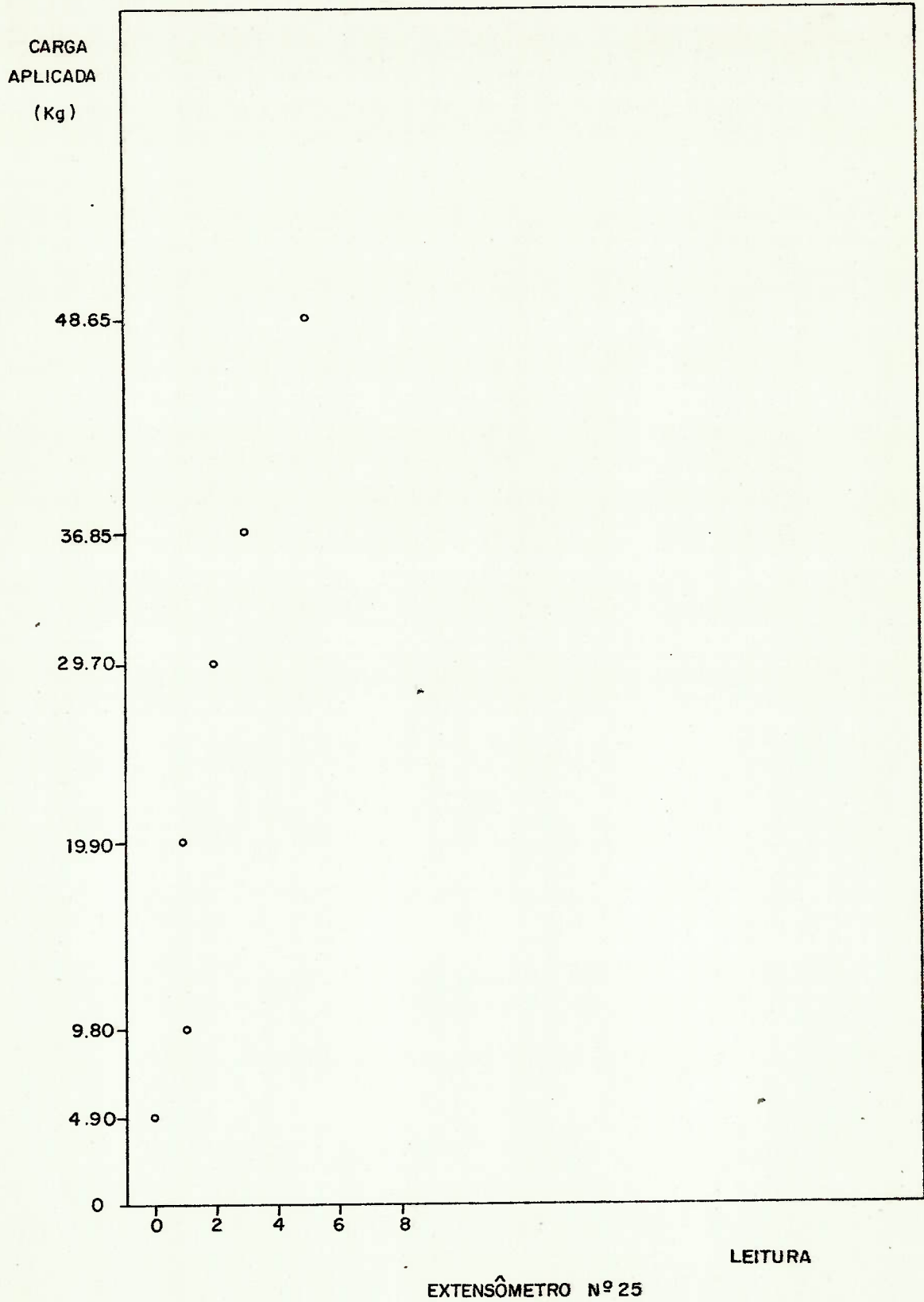


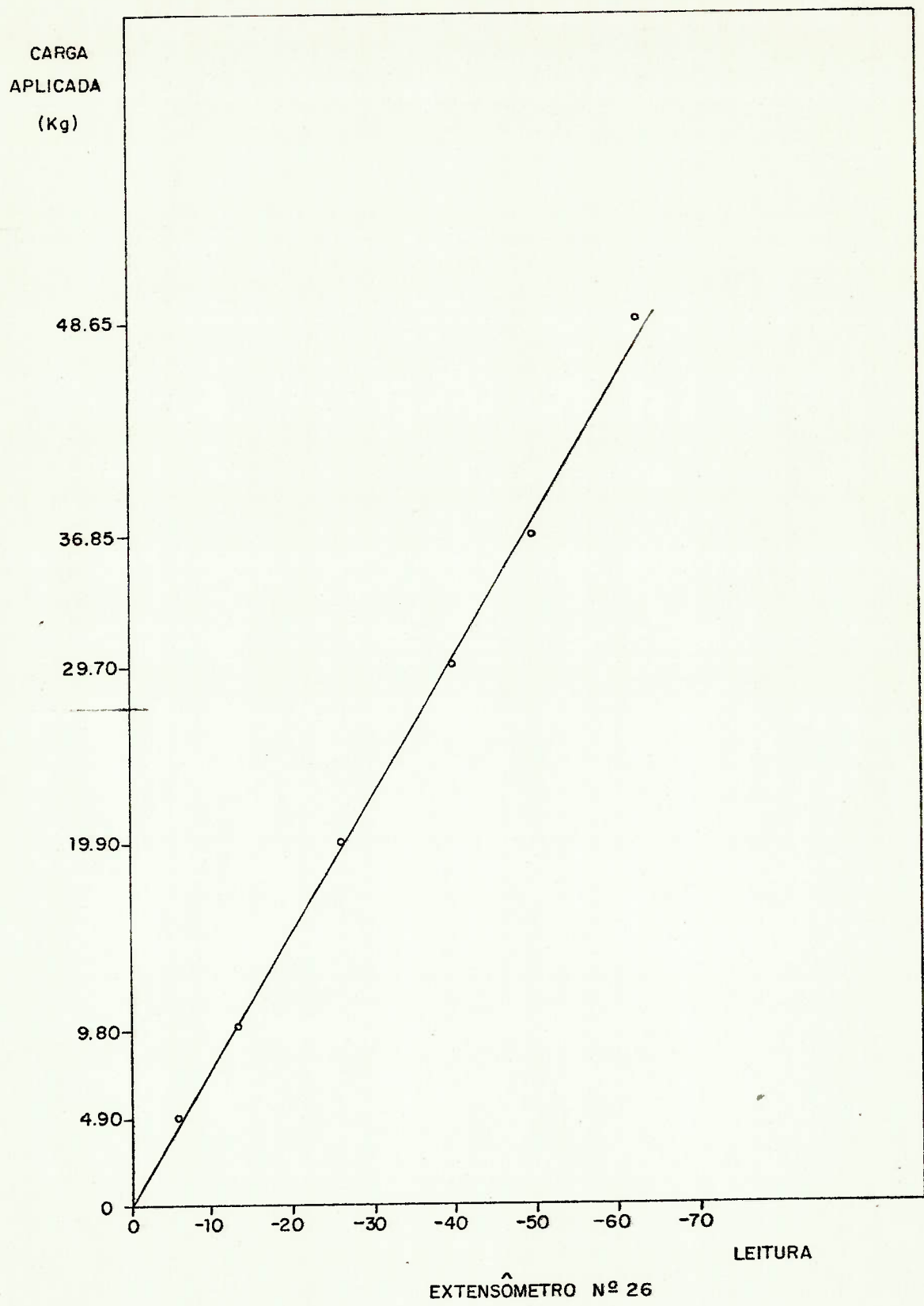


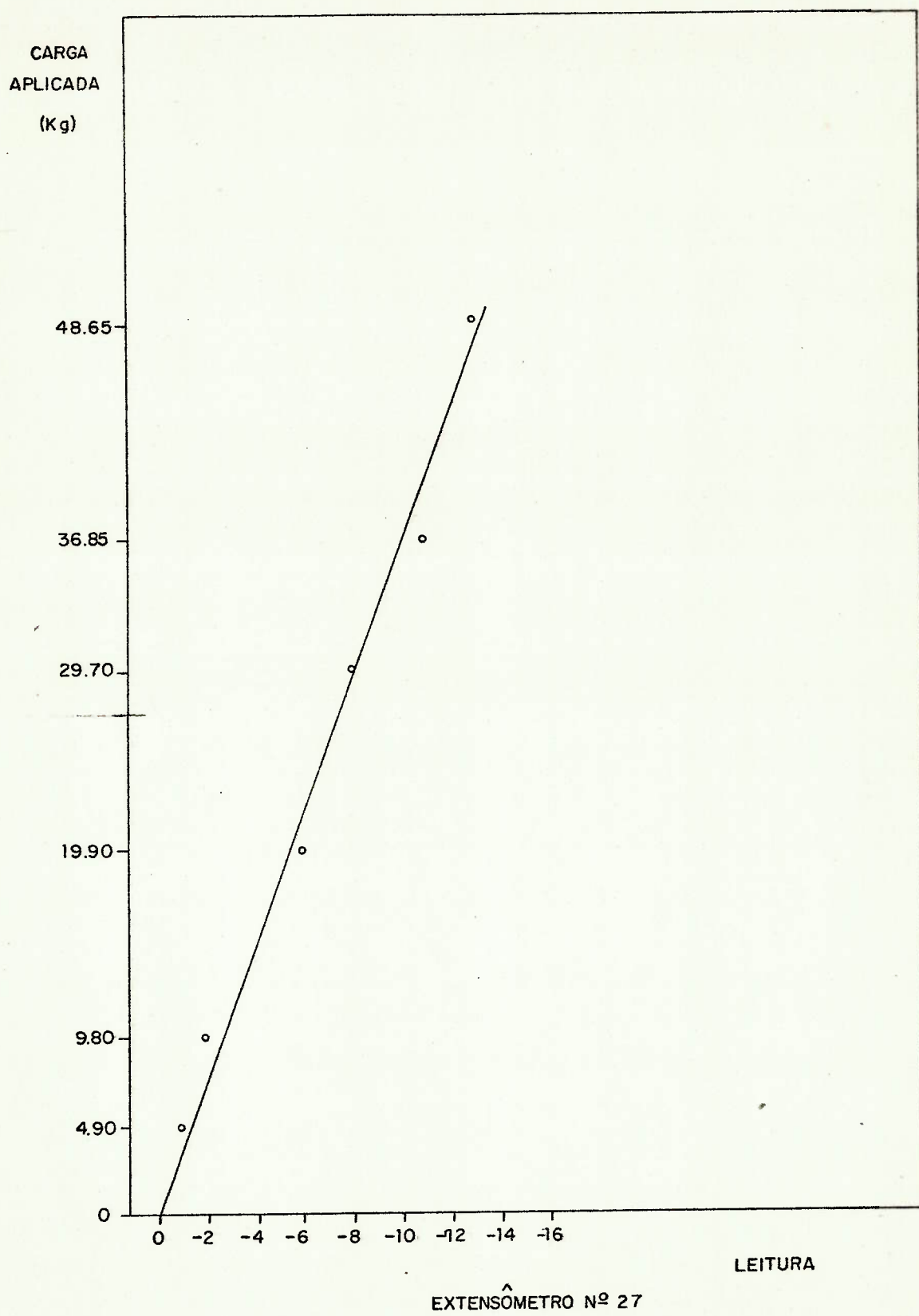


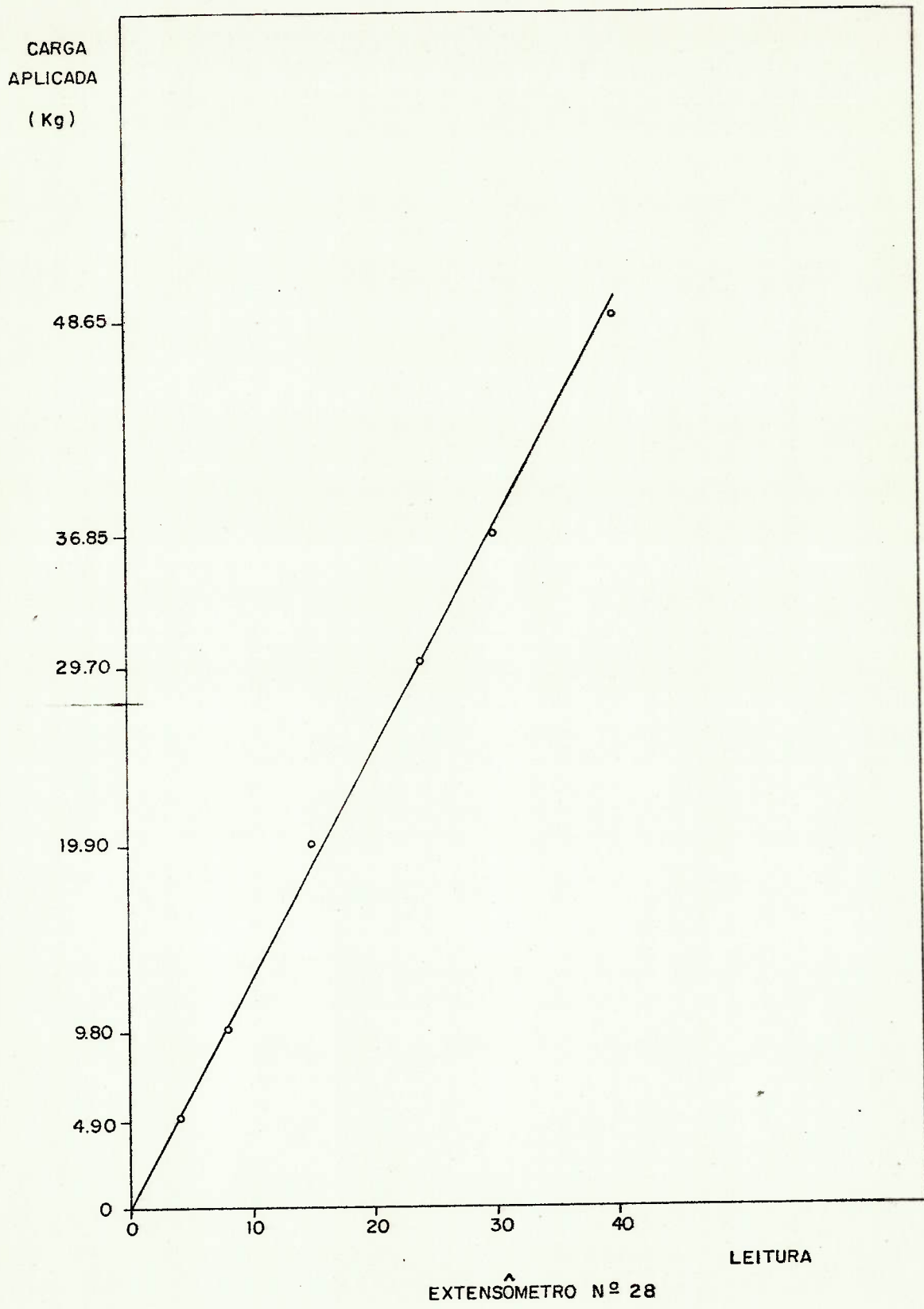


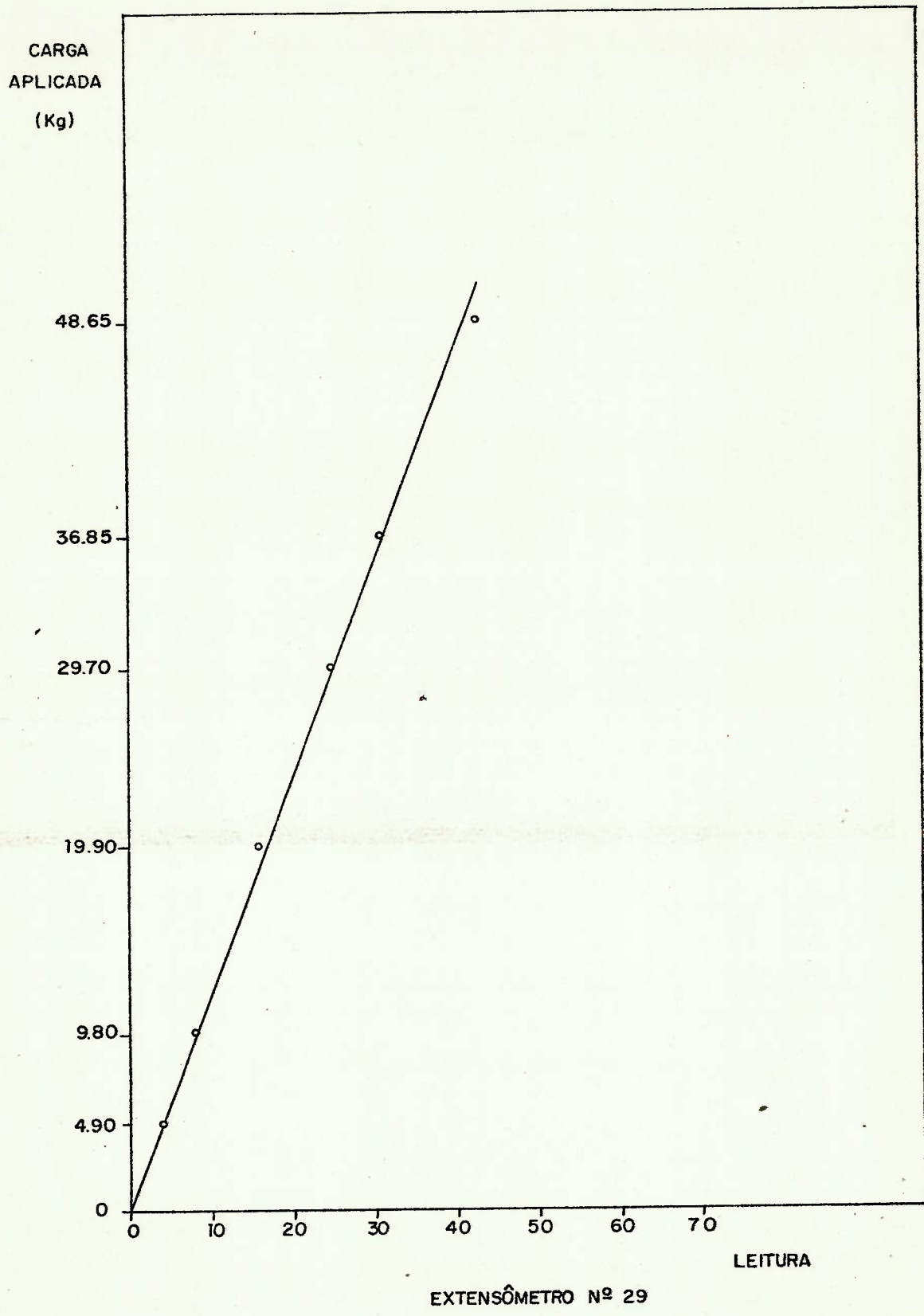


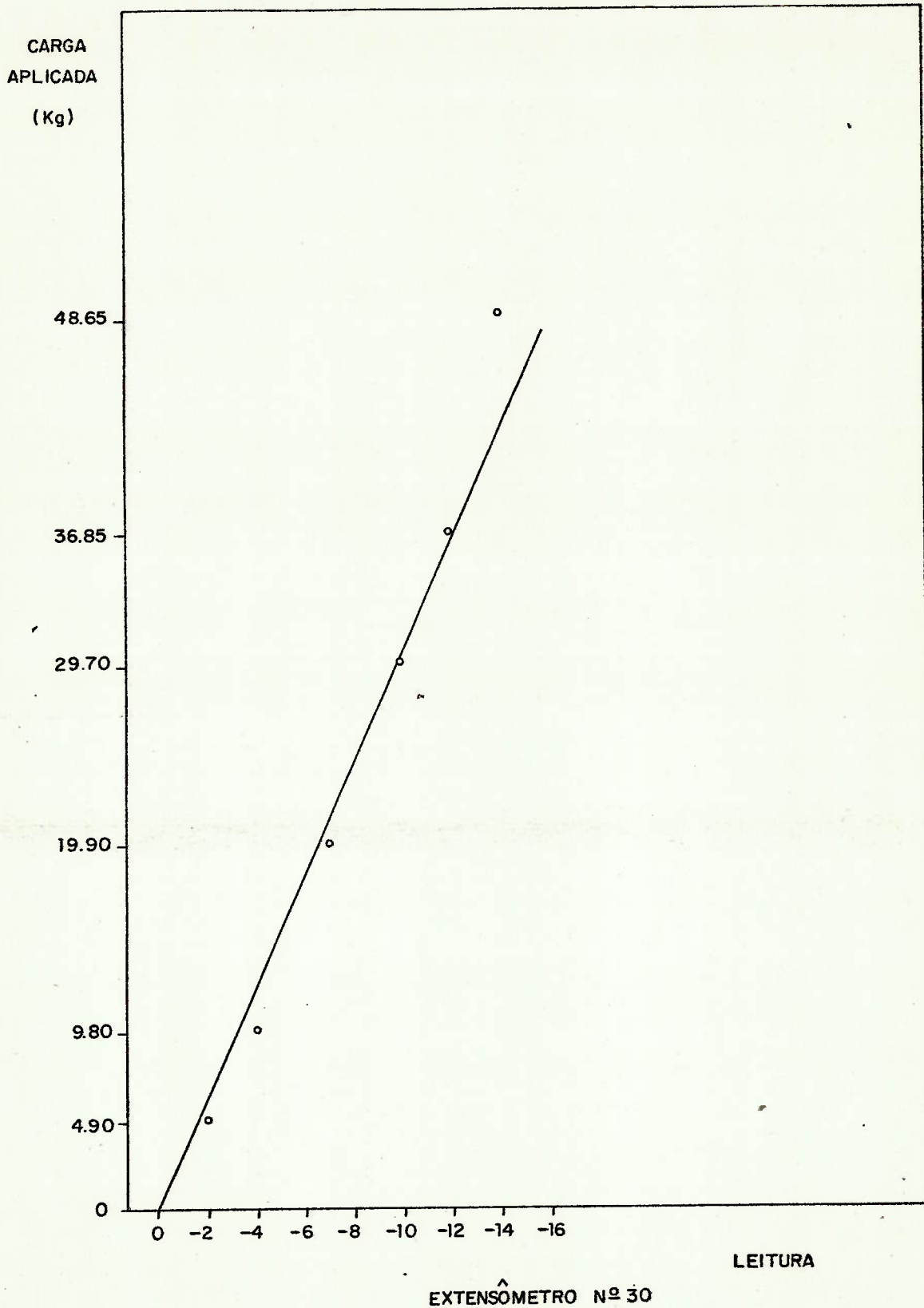












CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

-5

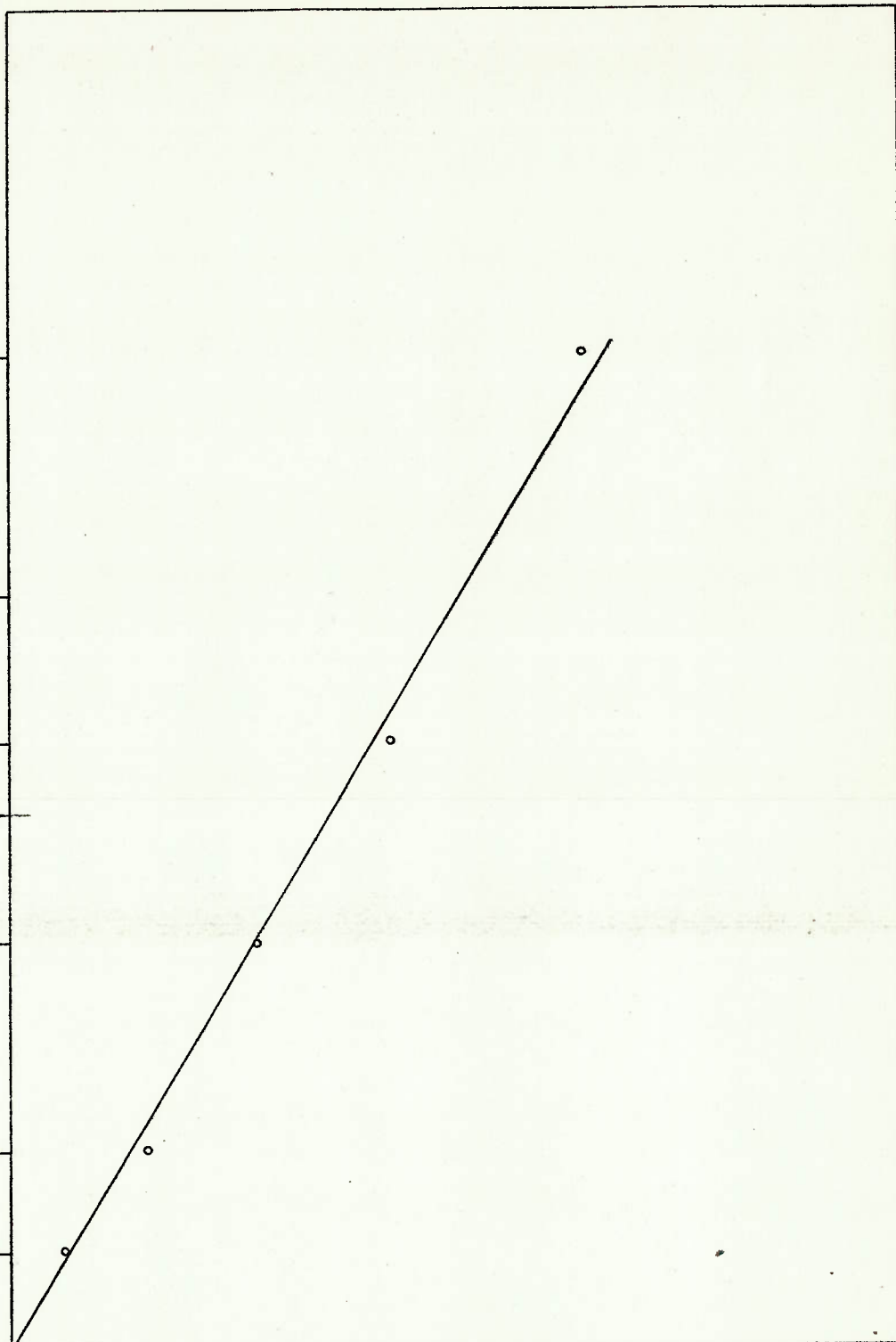
-10

-15

-20

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 31



CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

-1

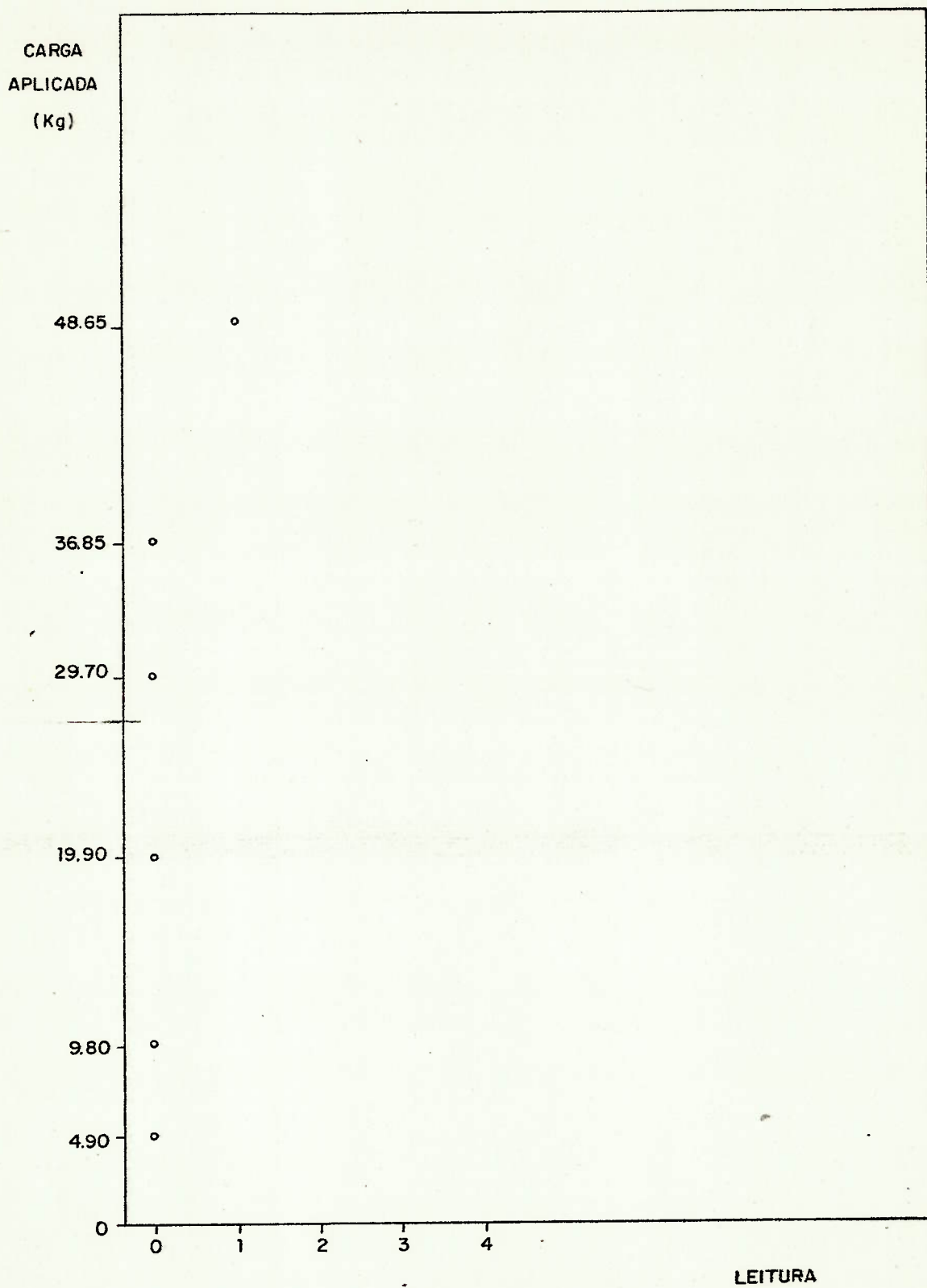
-2

-3

-4

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 32



EXTENSÔMETRO Nº 33

CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

1

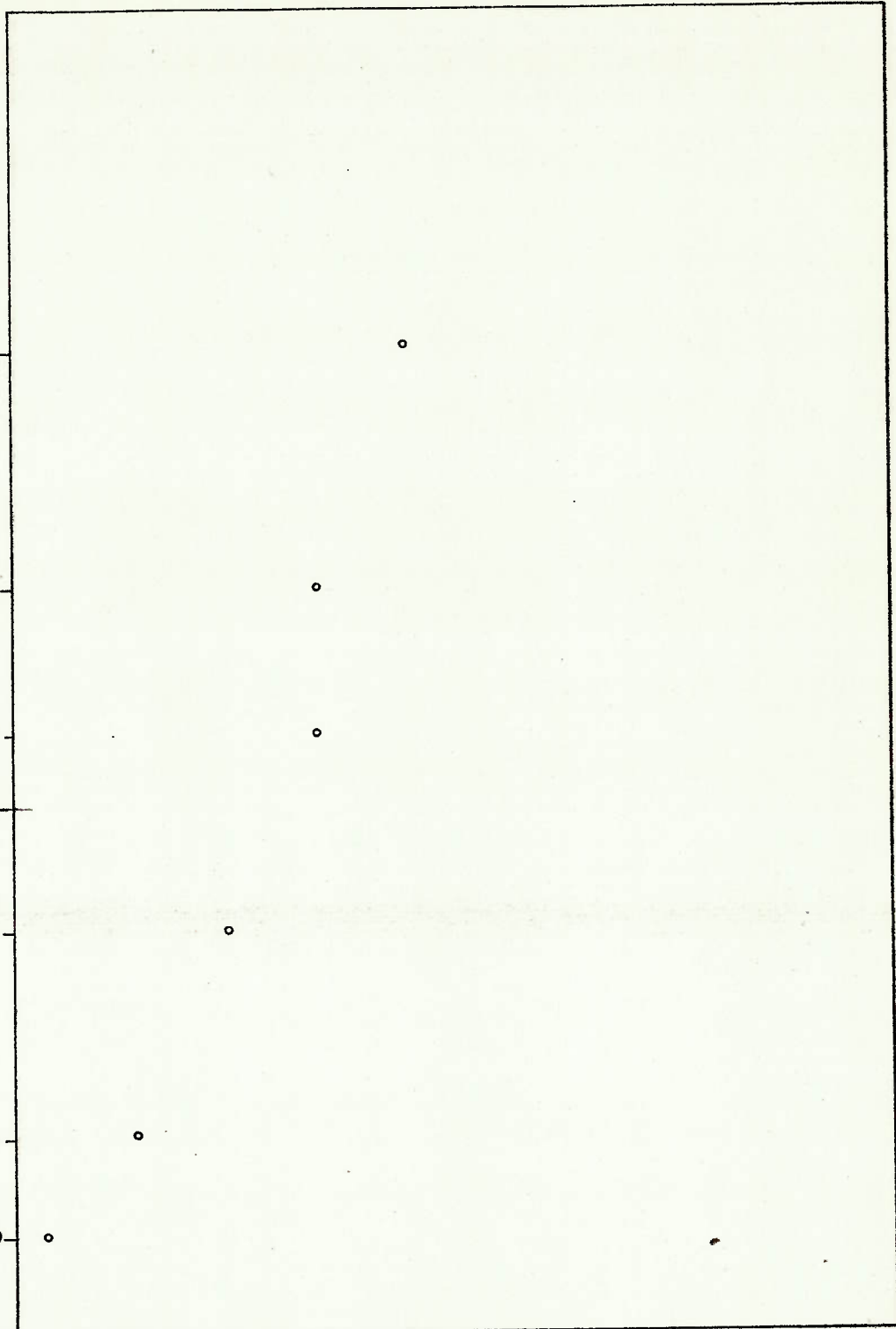
2

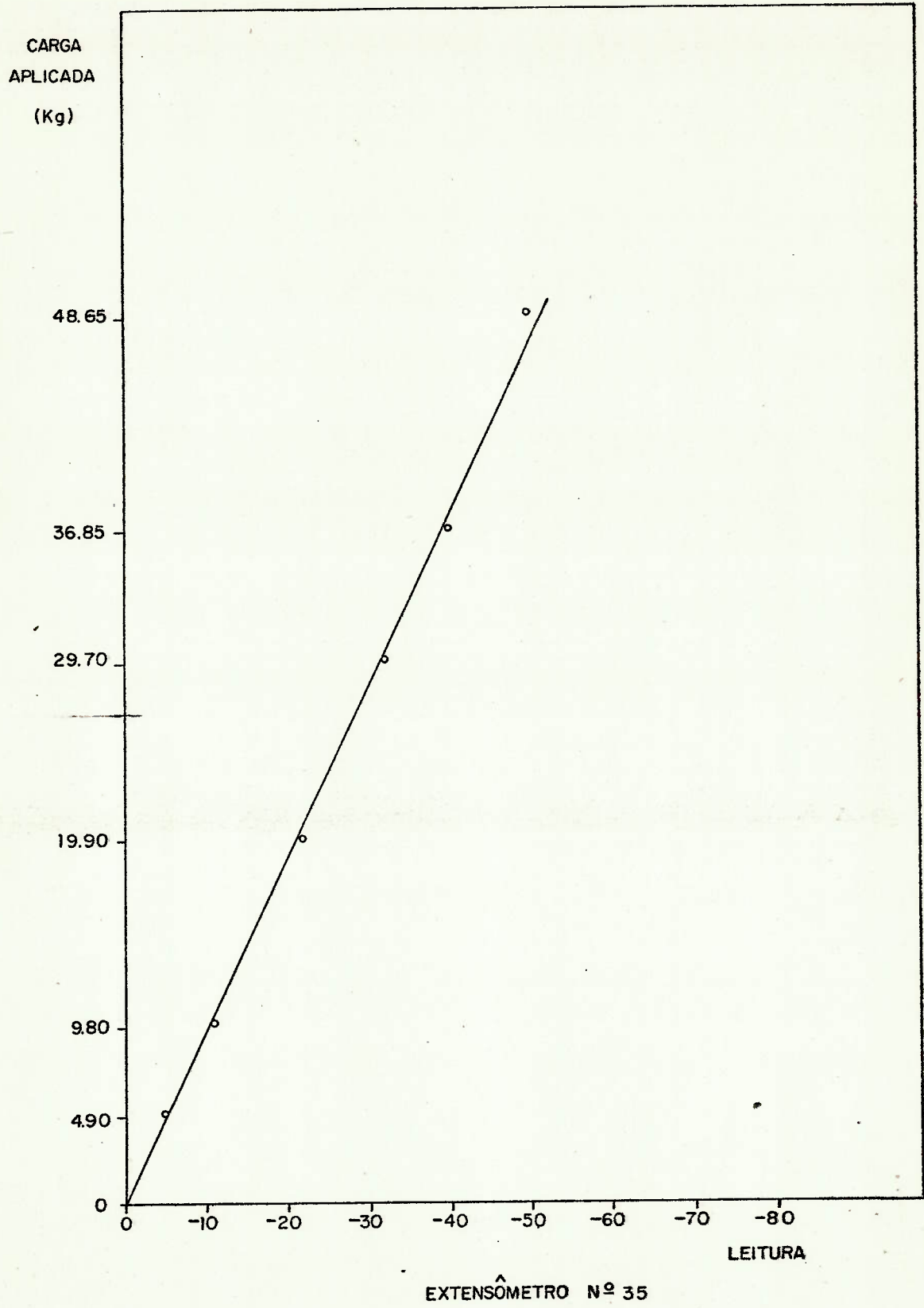
3

4

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 34





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

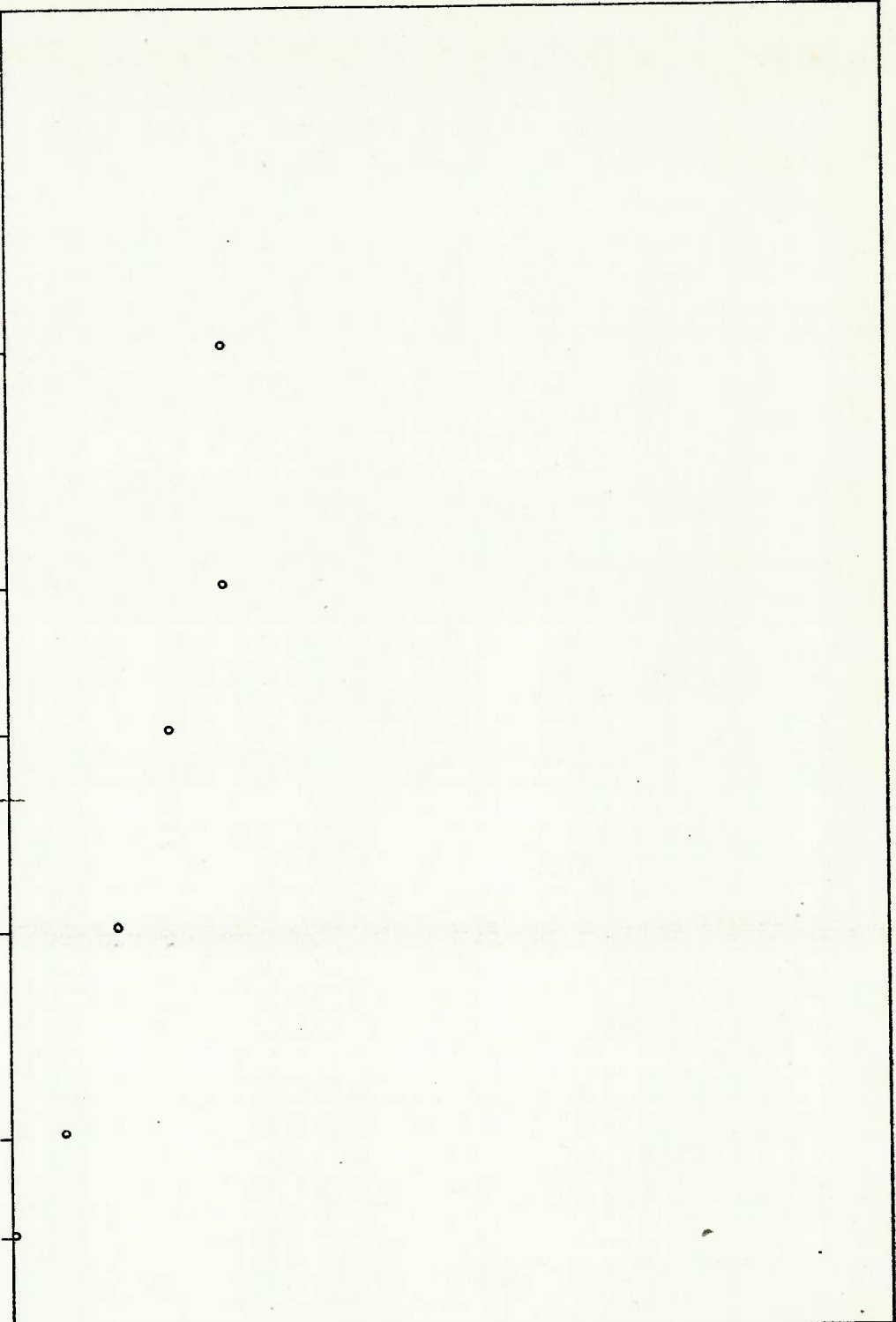
4.90

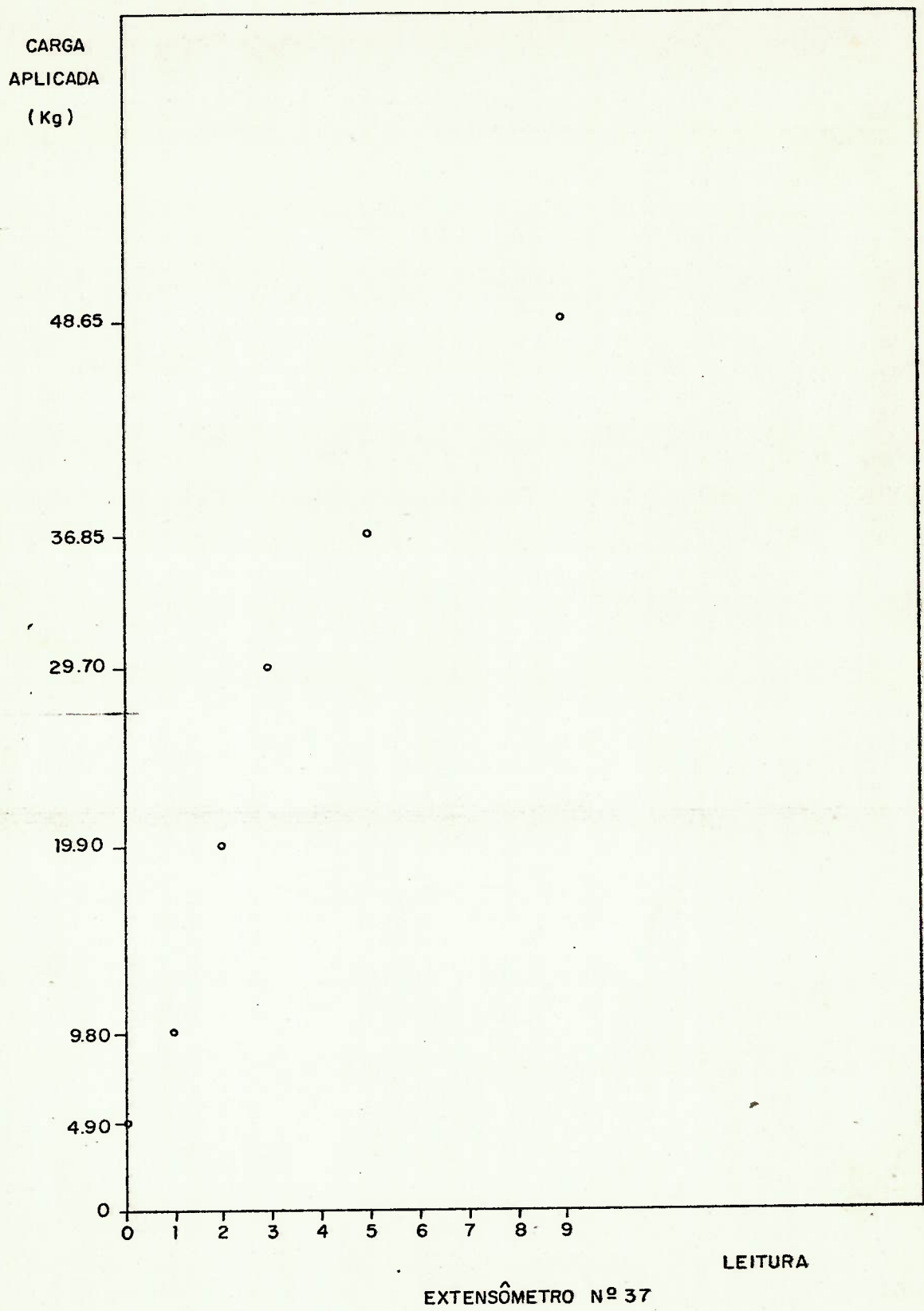
0

0 -1 -2 -3 -4 -5 -6 -7 -8 -9

LEITURA

EXTENSÔMETRO N° 36





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

2

4

6

8

10

12

14

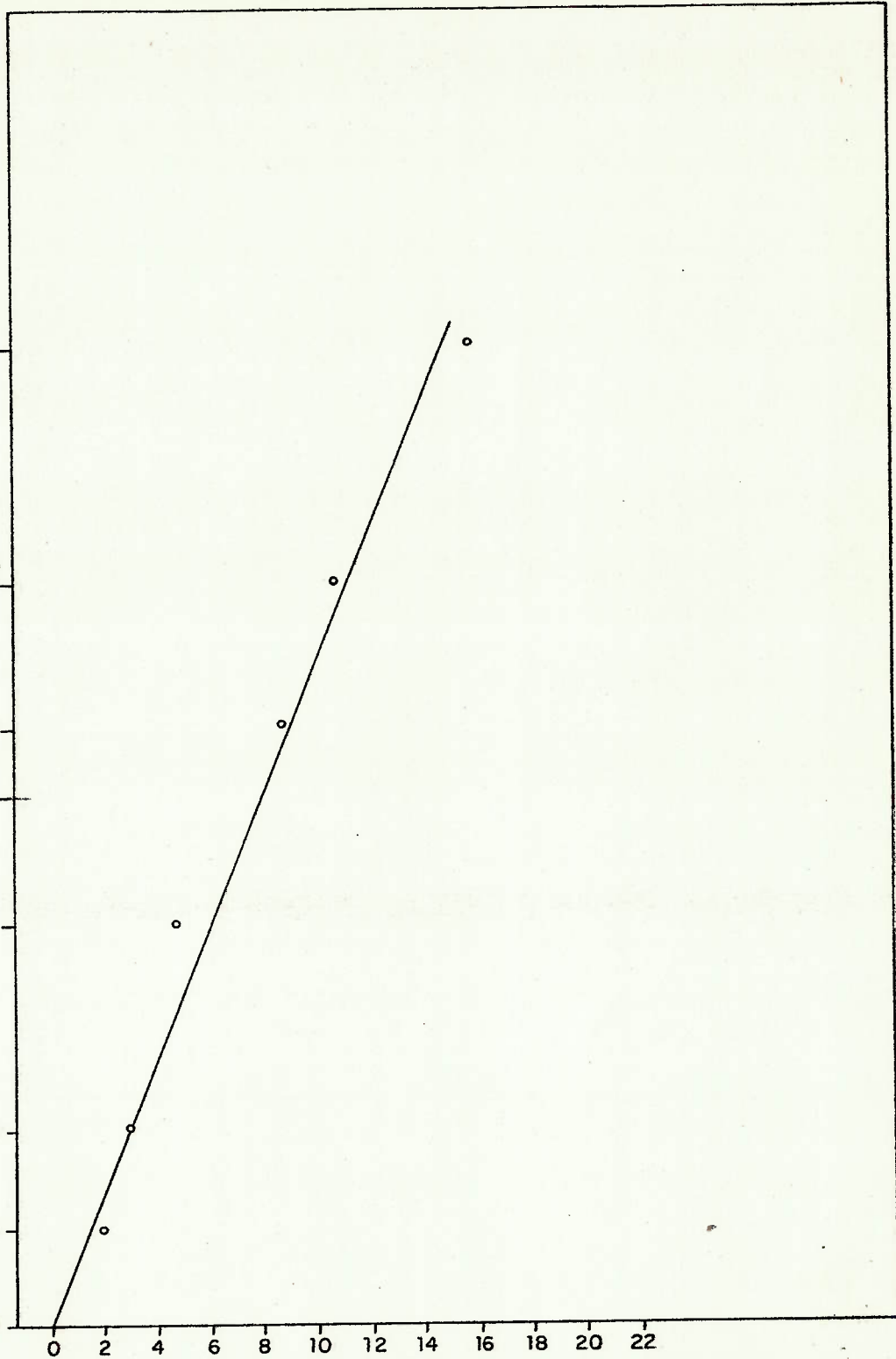
16

18

20

22

LEITURA

EXTENSÔMETRO N^o 38

CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

1

2

3

4

5

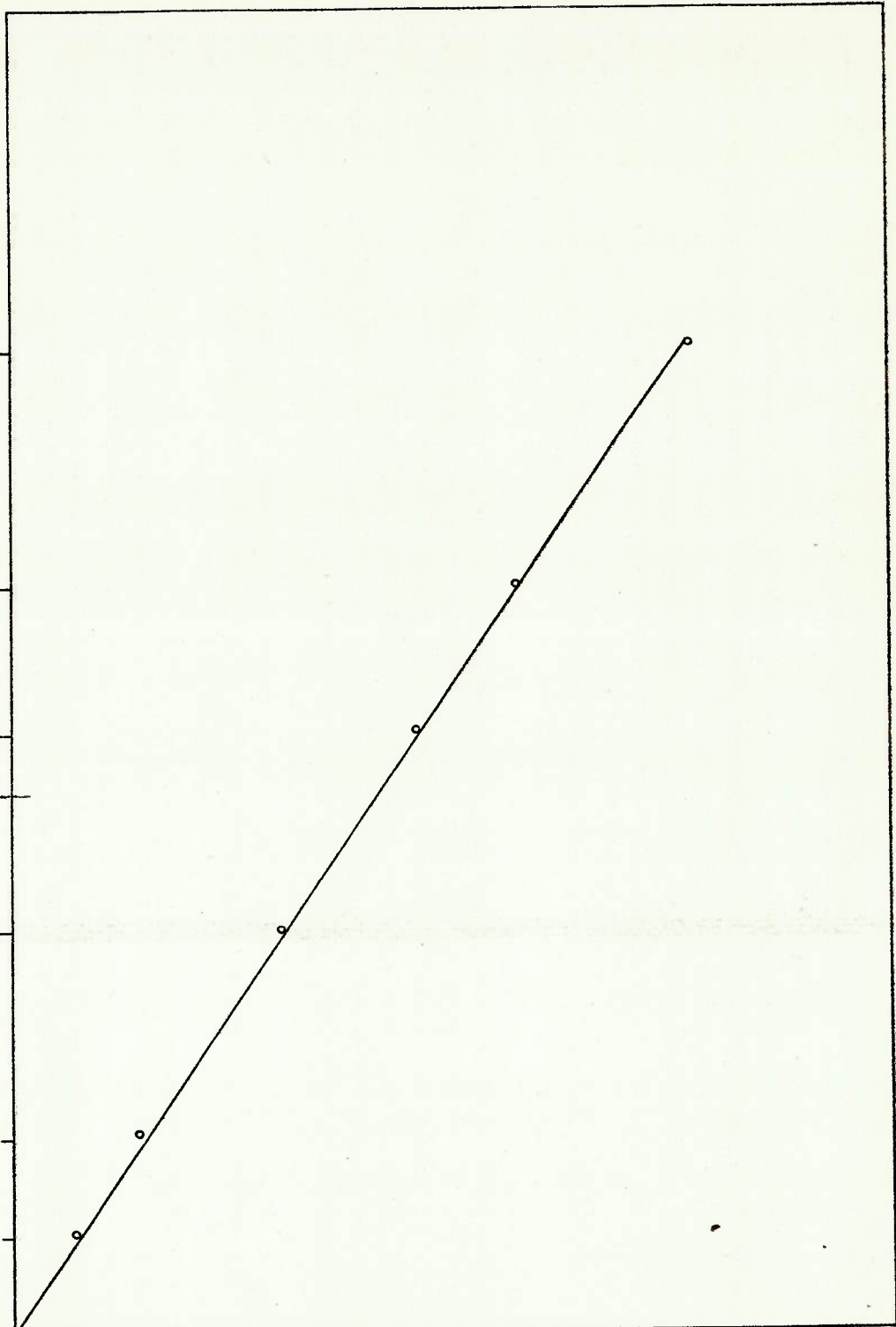
6

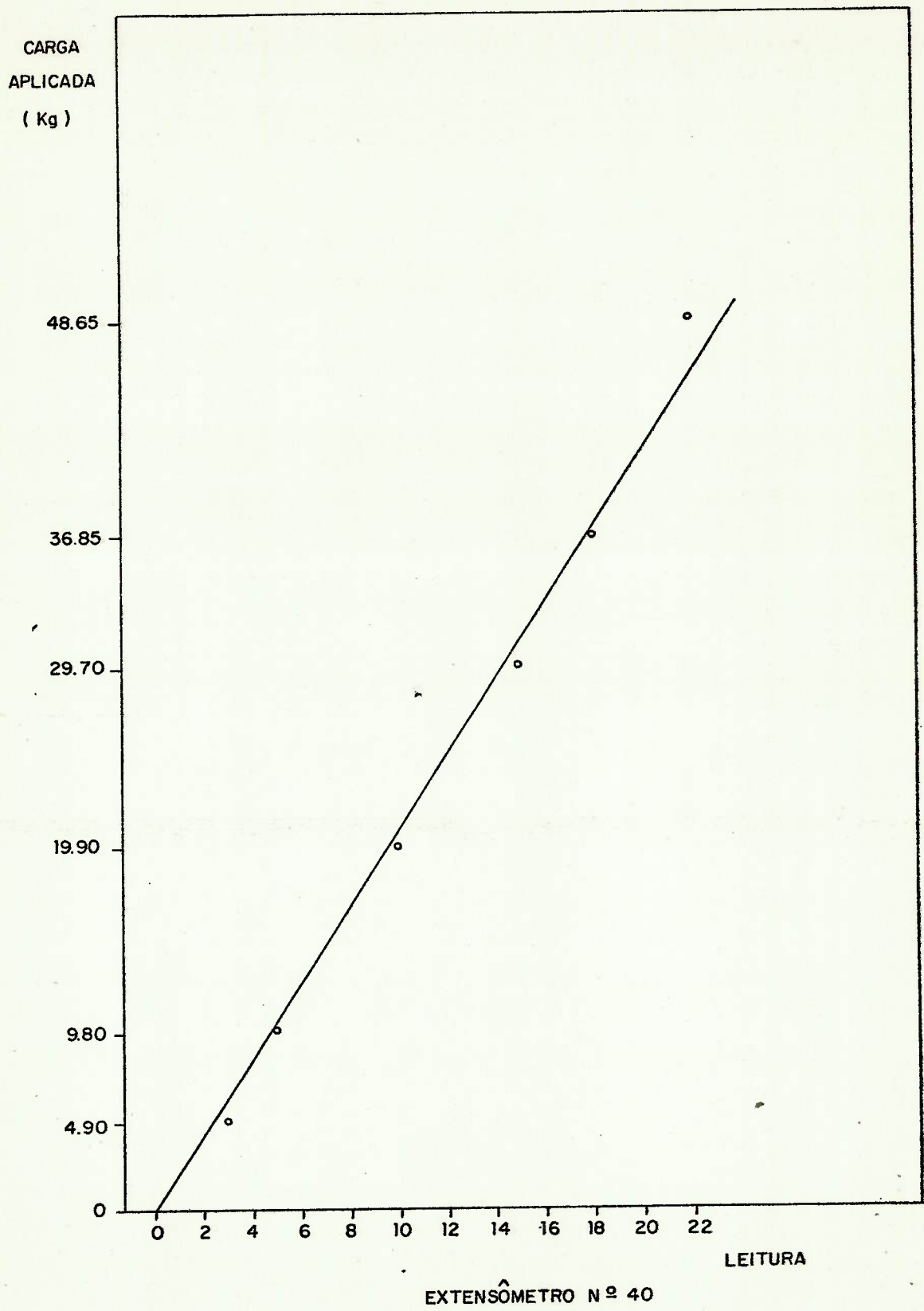
7

8

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 39





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

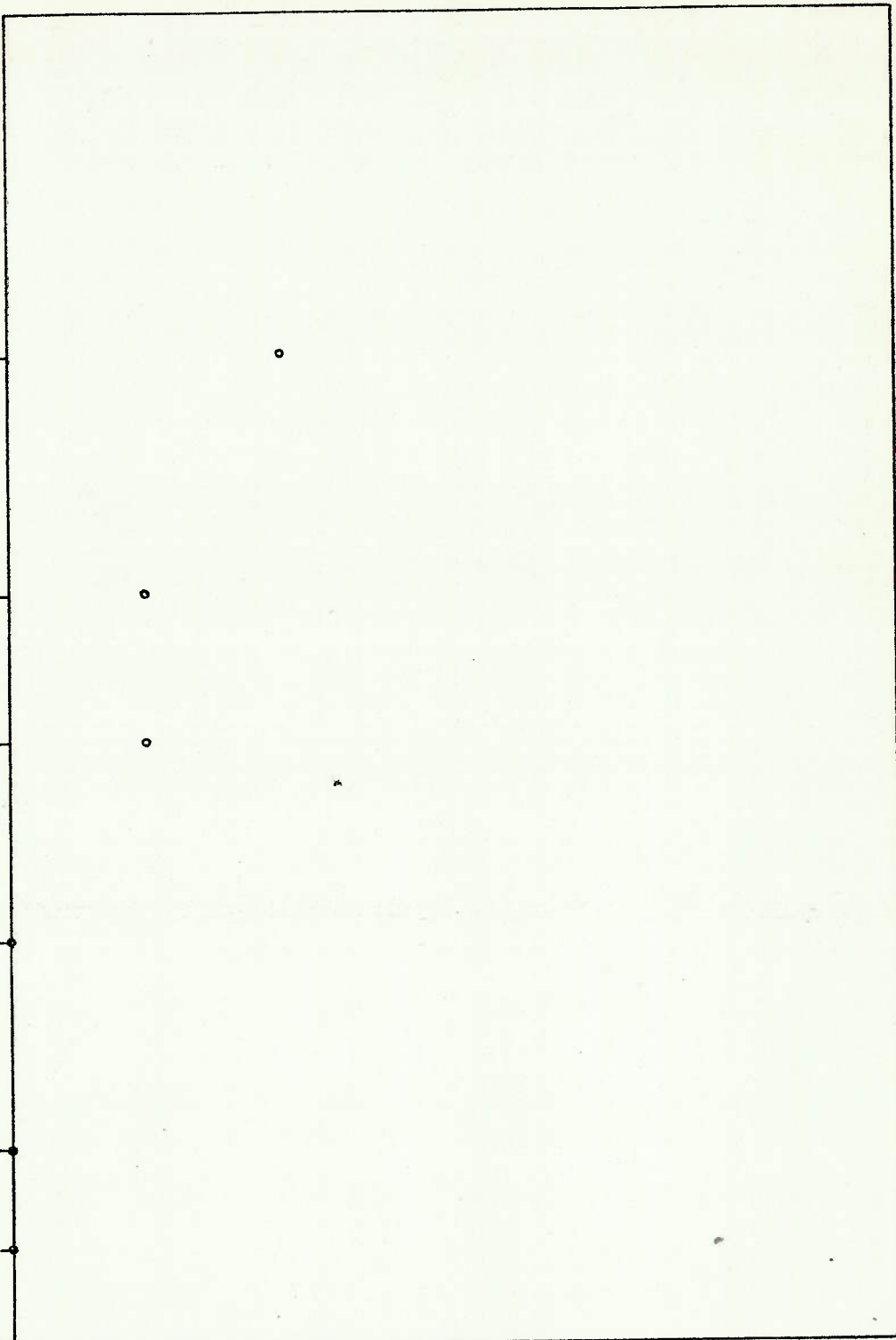
29.70

19.90

9.80

4.90

0



LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 41

CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

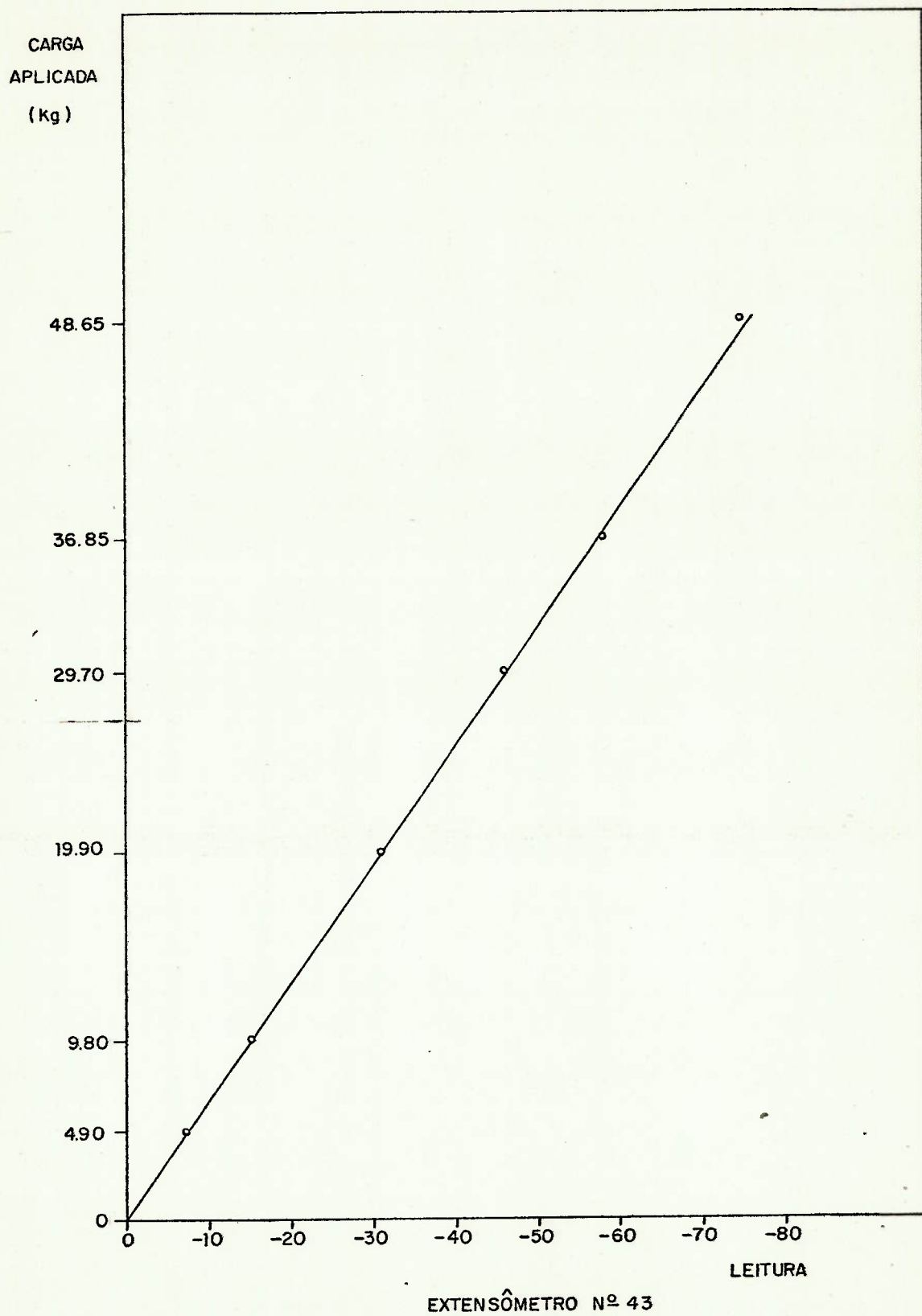
1

2

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 42





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

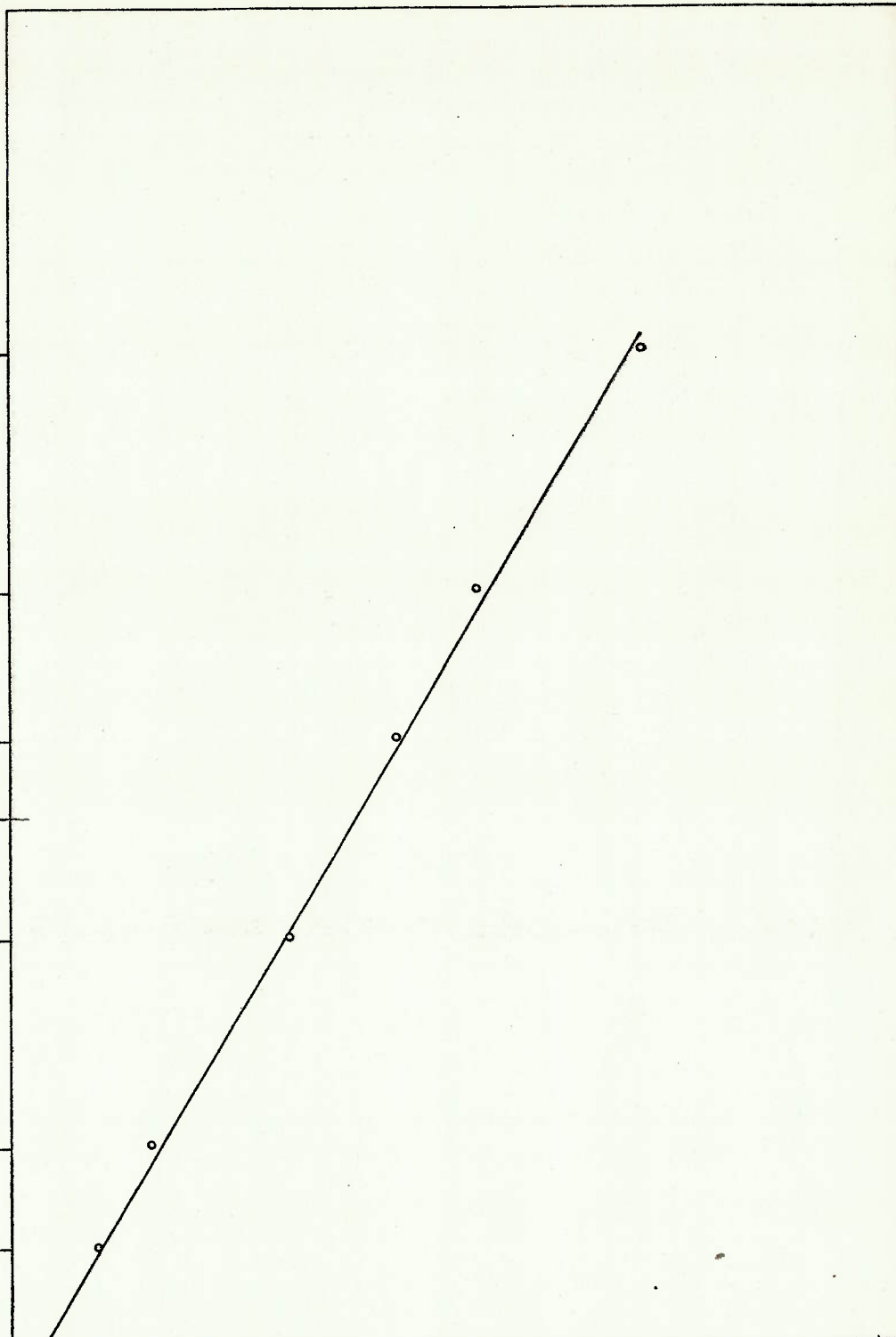
4.90

0

0 2 4 6 8 10 12 14 16 18 20 22 24

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 44



CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

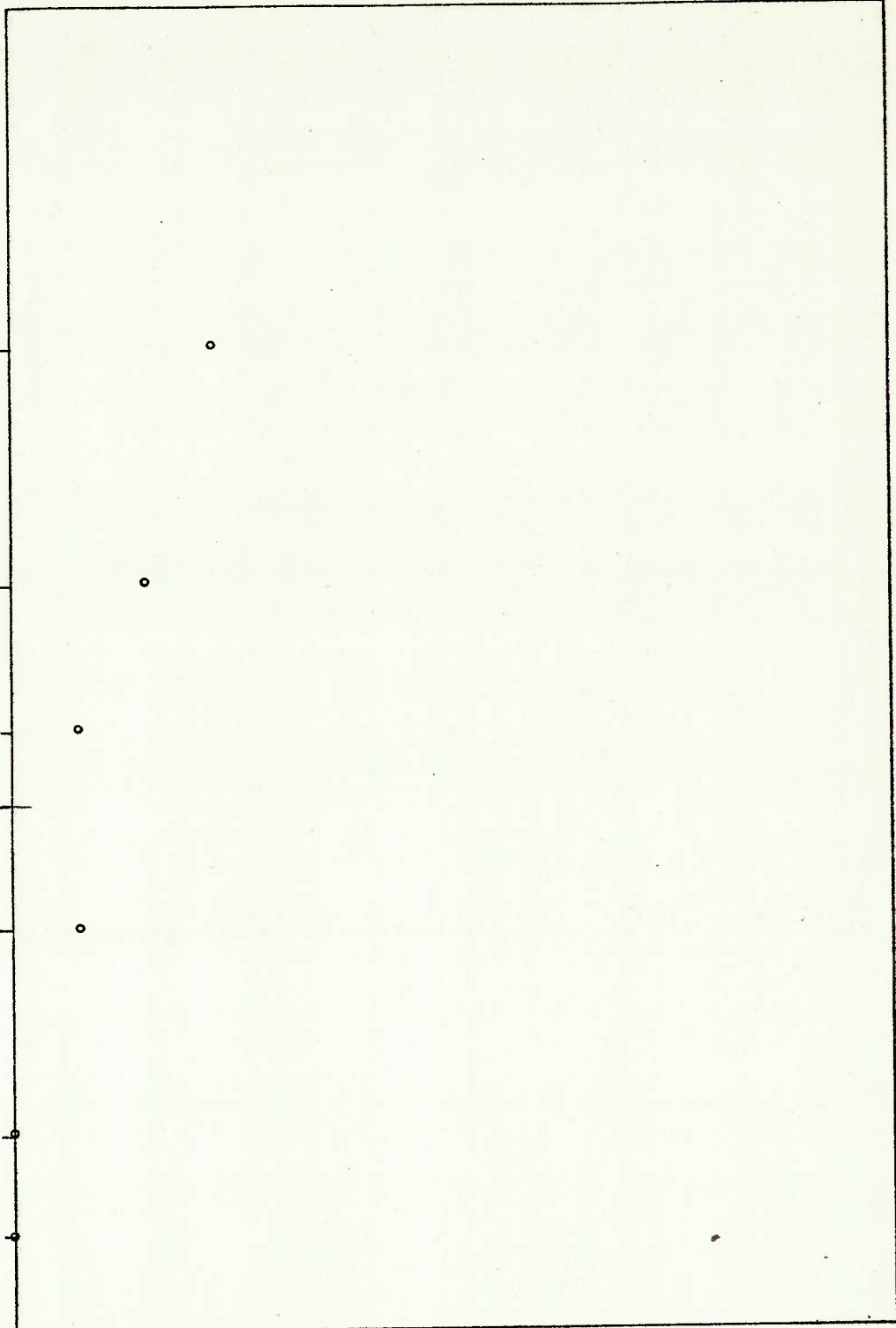
4.90

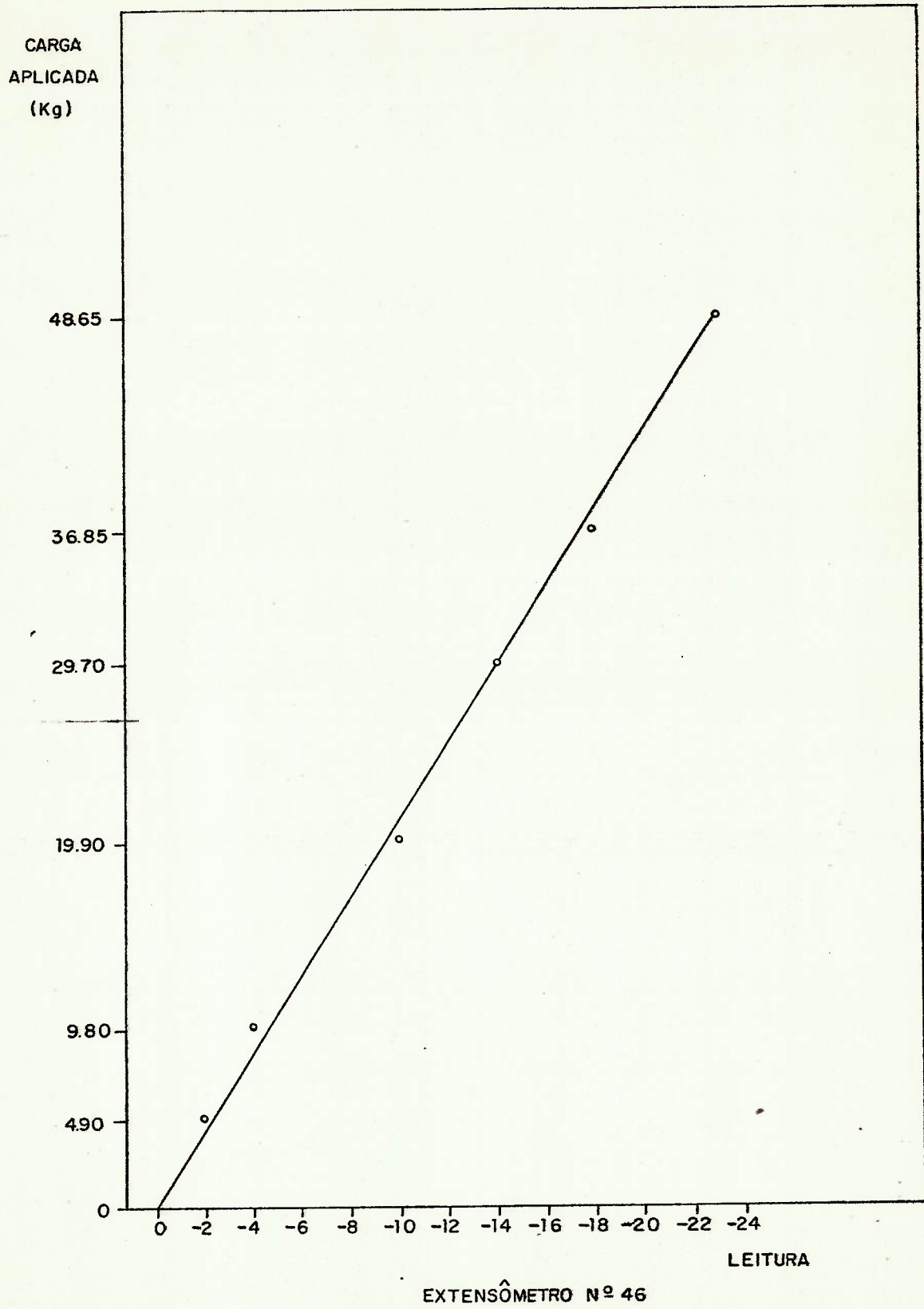
0

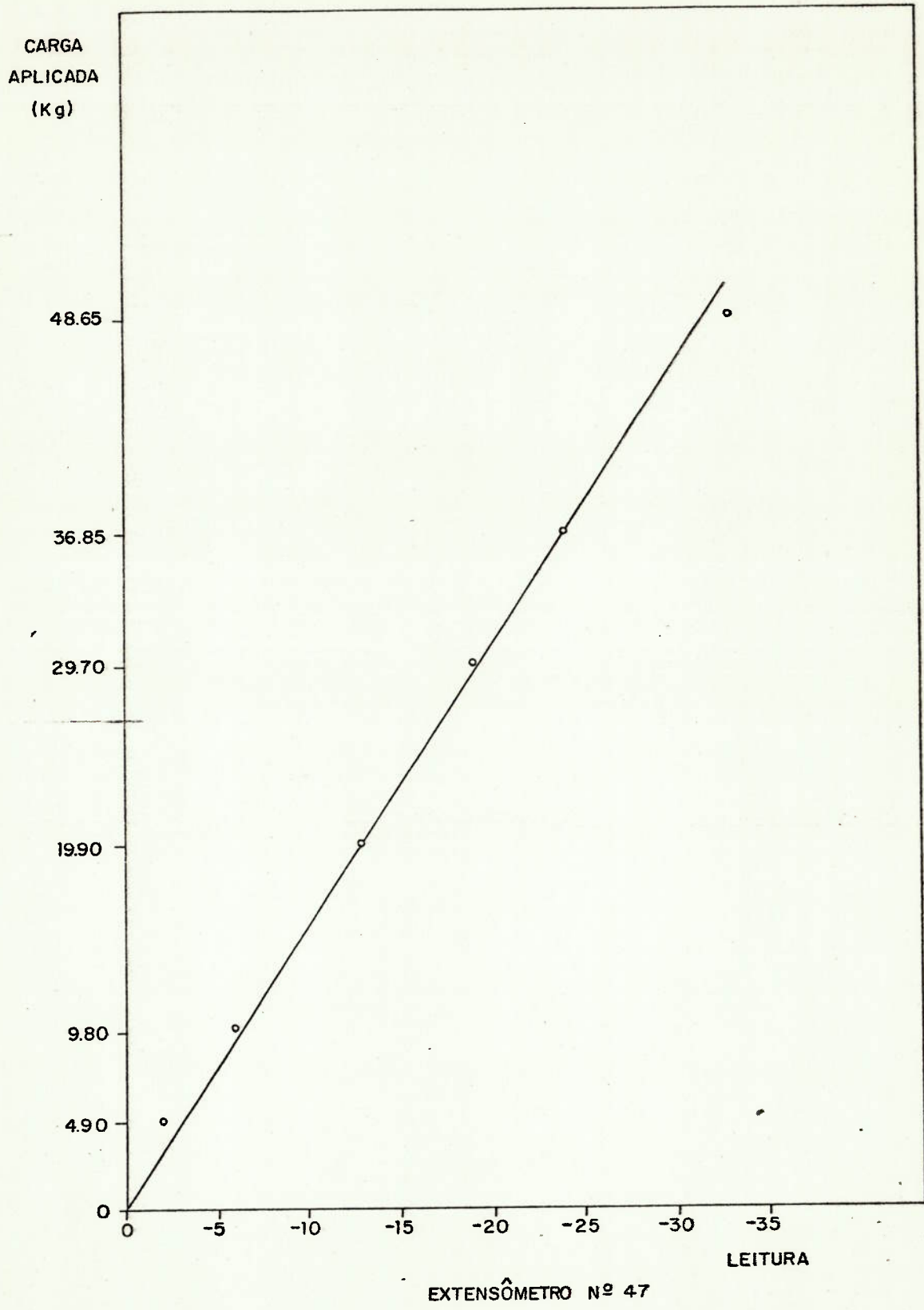
0 -1 -2 -3

LEITURA

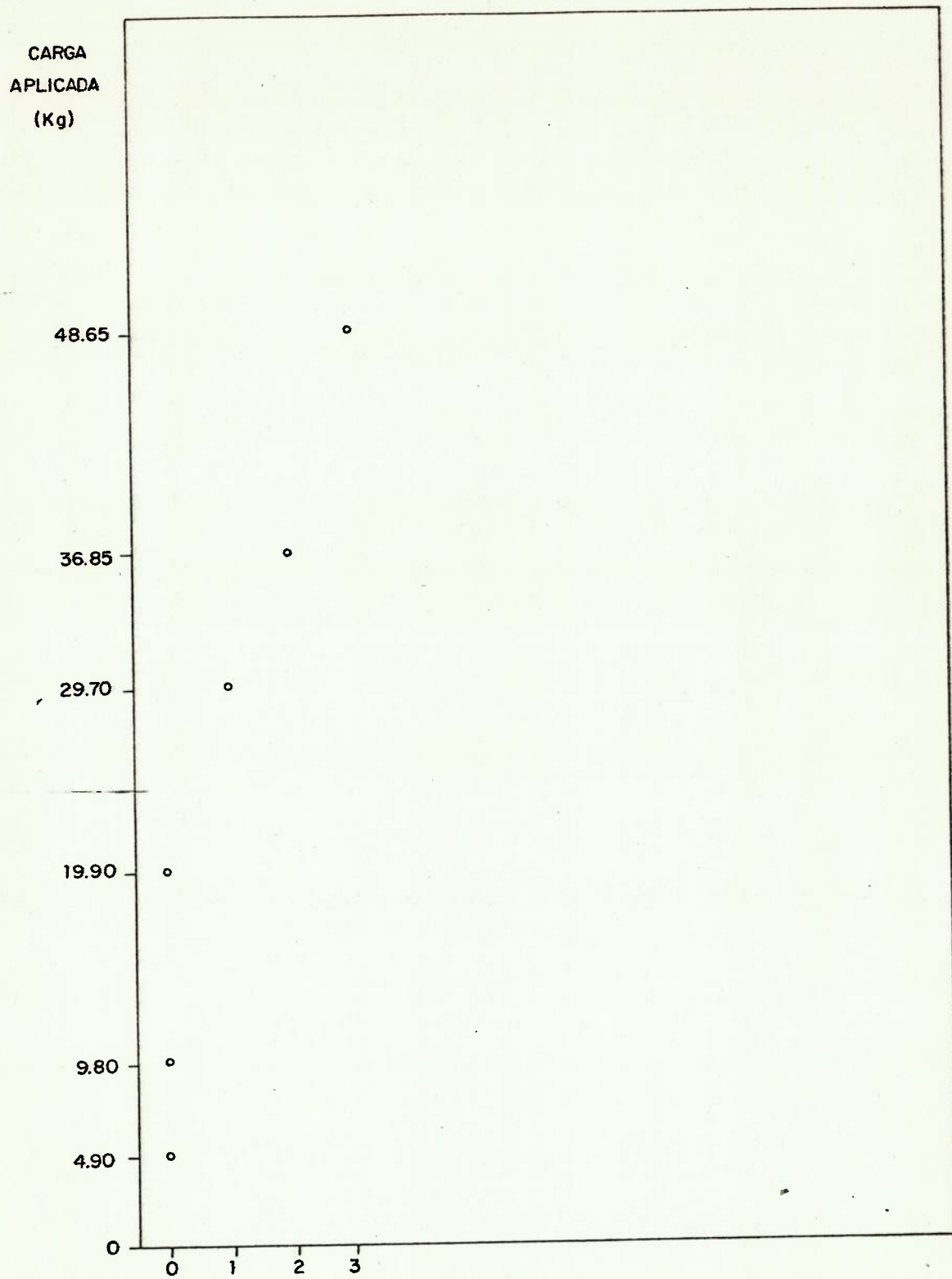
EXTENSÔMETRO N^o 45







EXTENSÔMETRO Nº 47



EXTENSÔMETRO Nº 48

LEITURA

CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

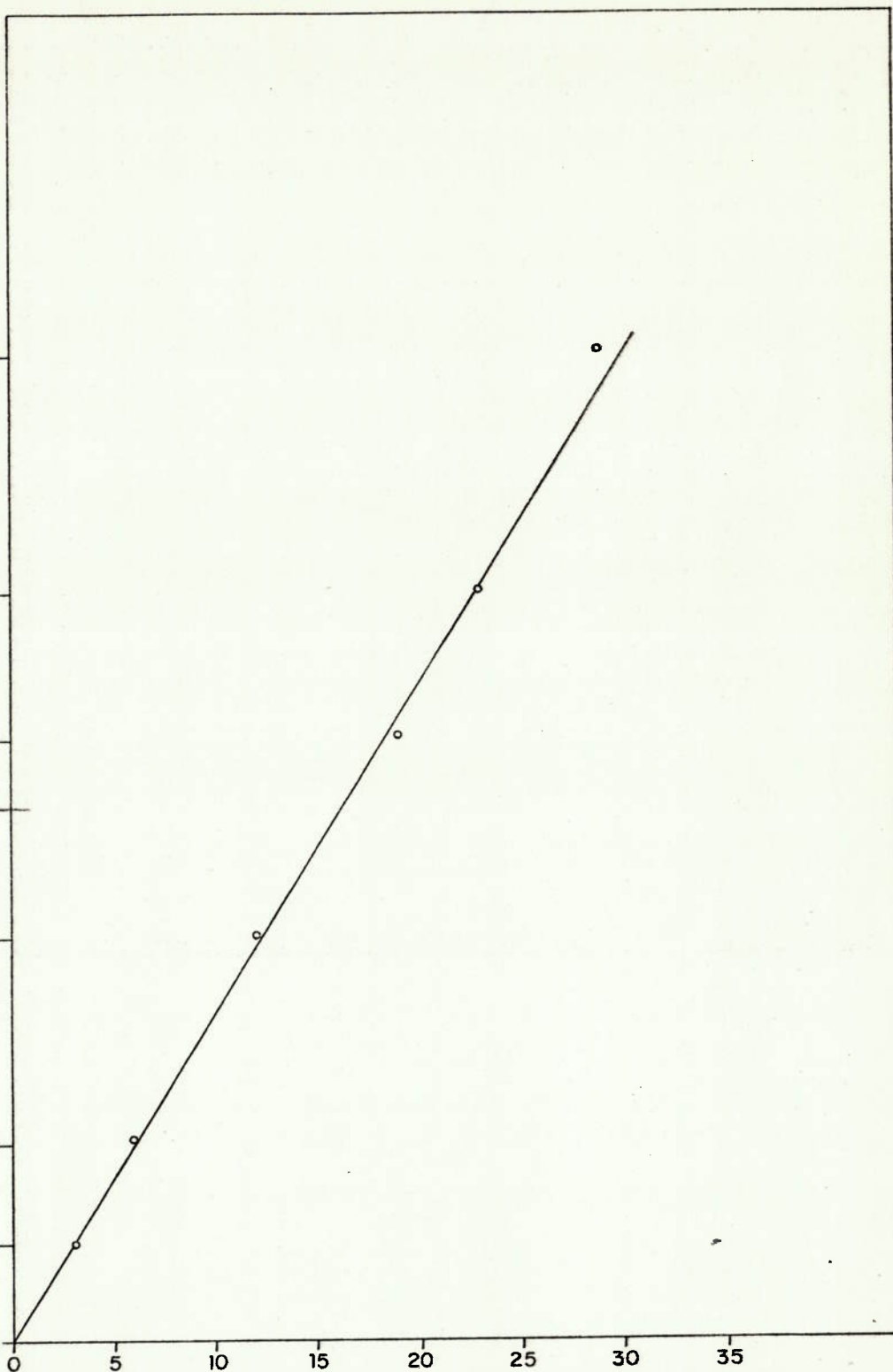
29.70

19.90

9.80

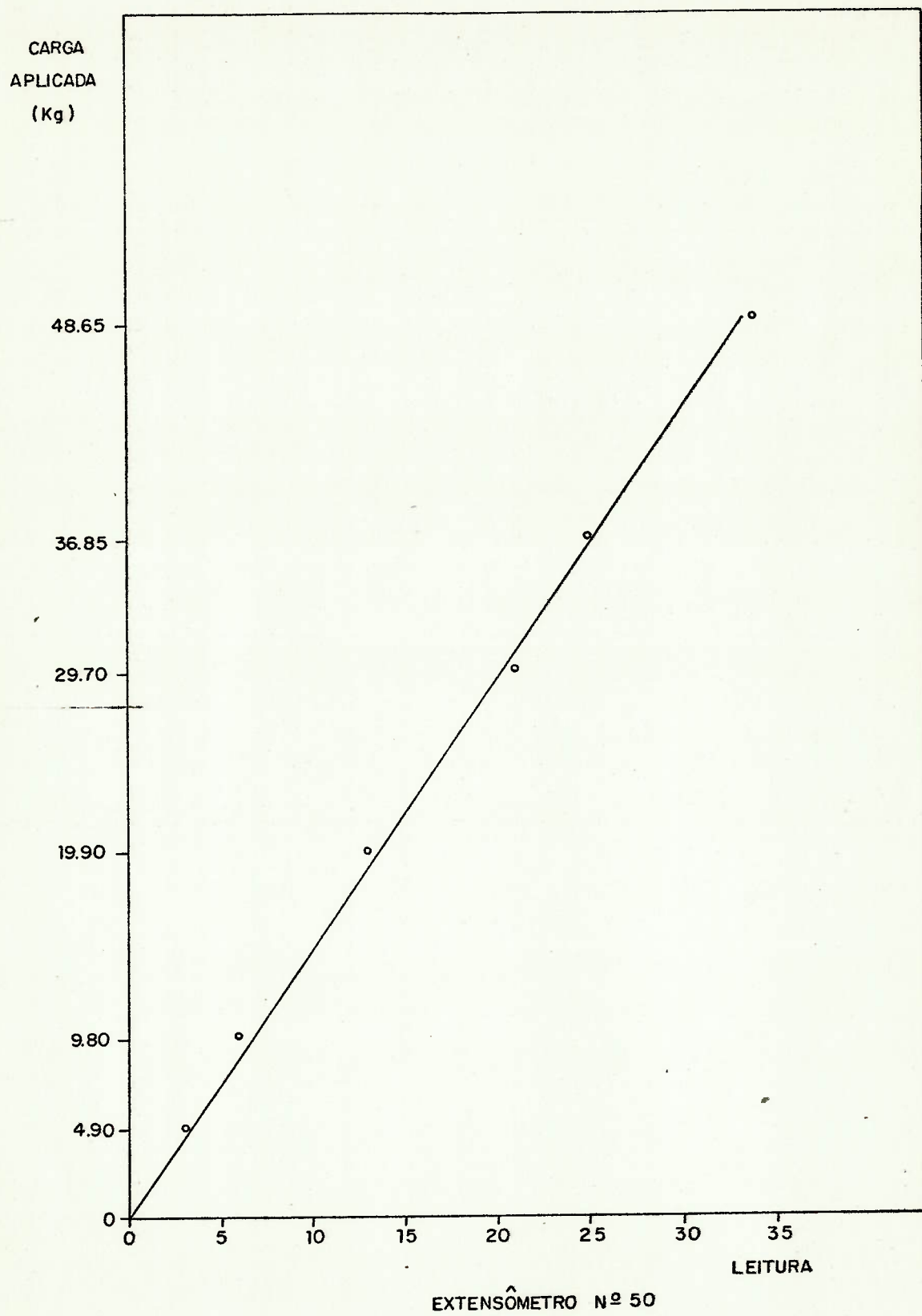
4.90

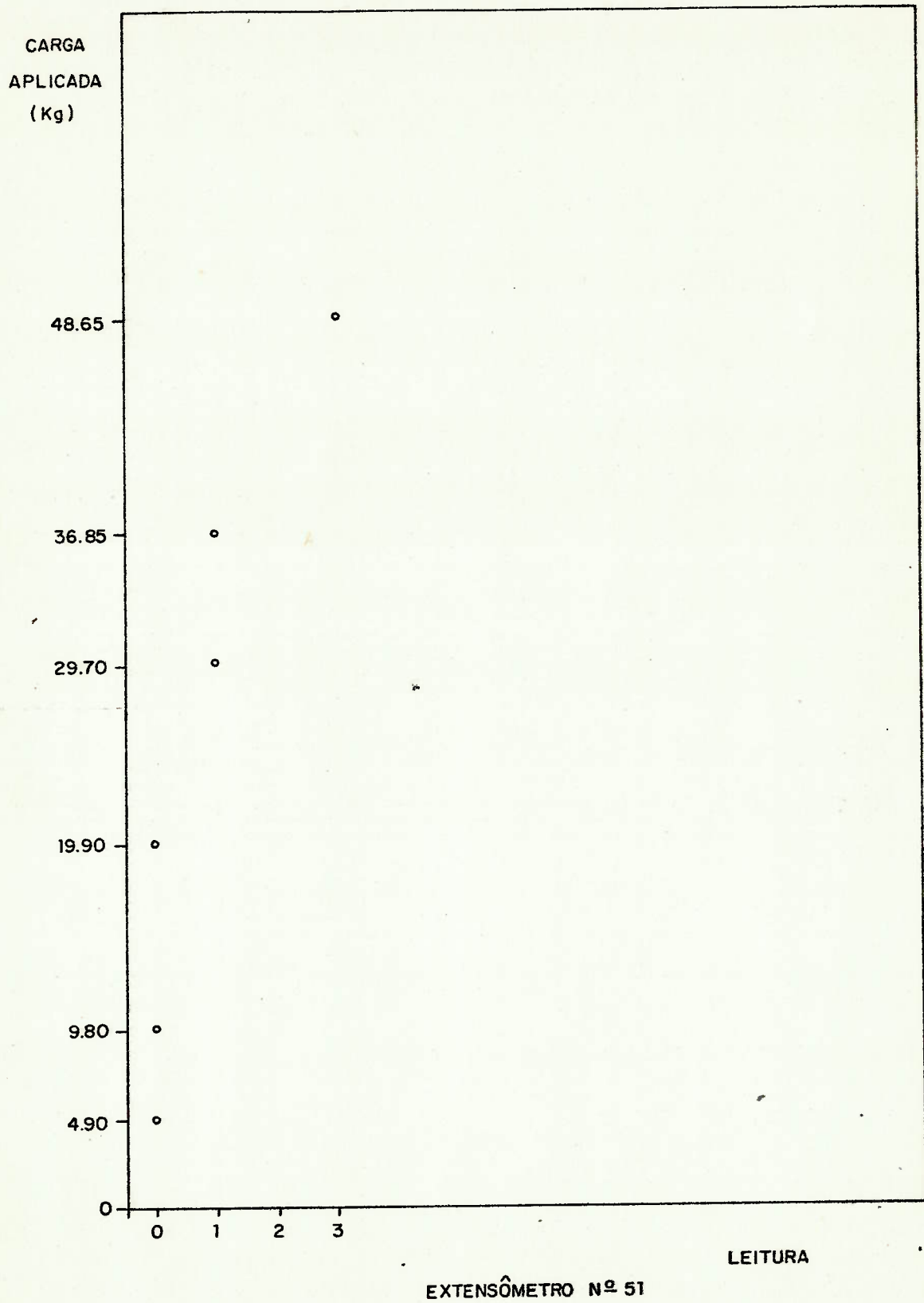
0

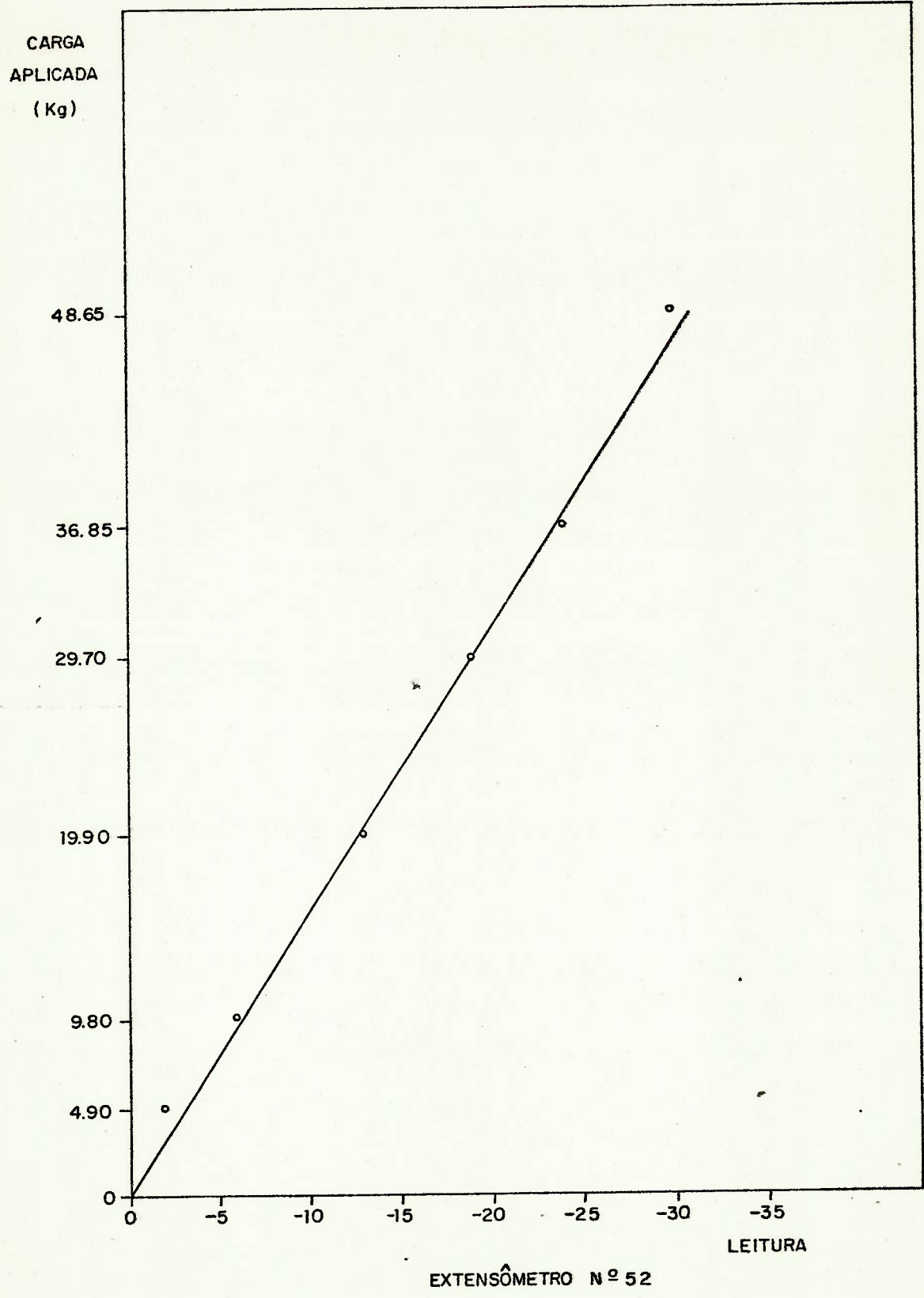


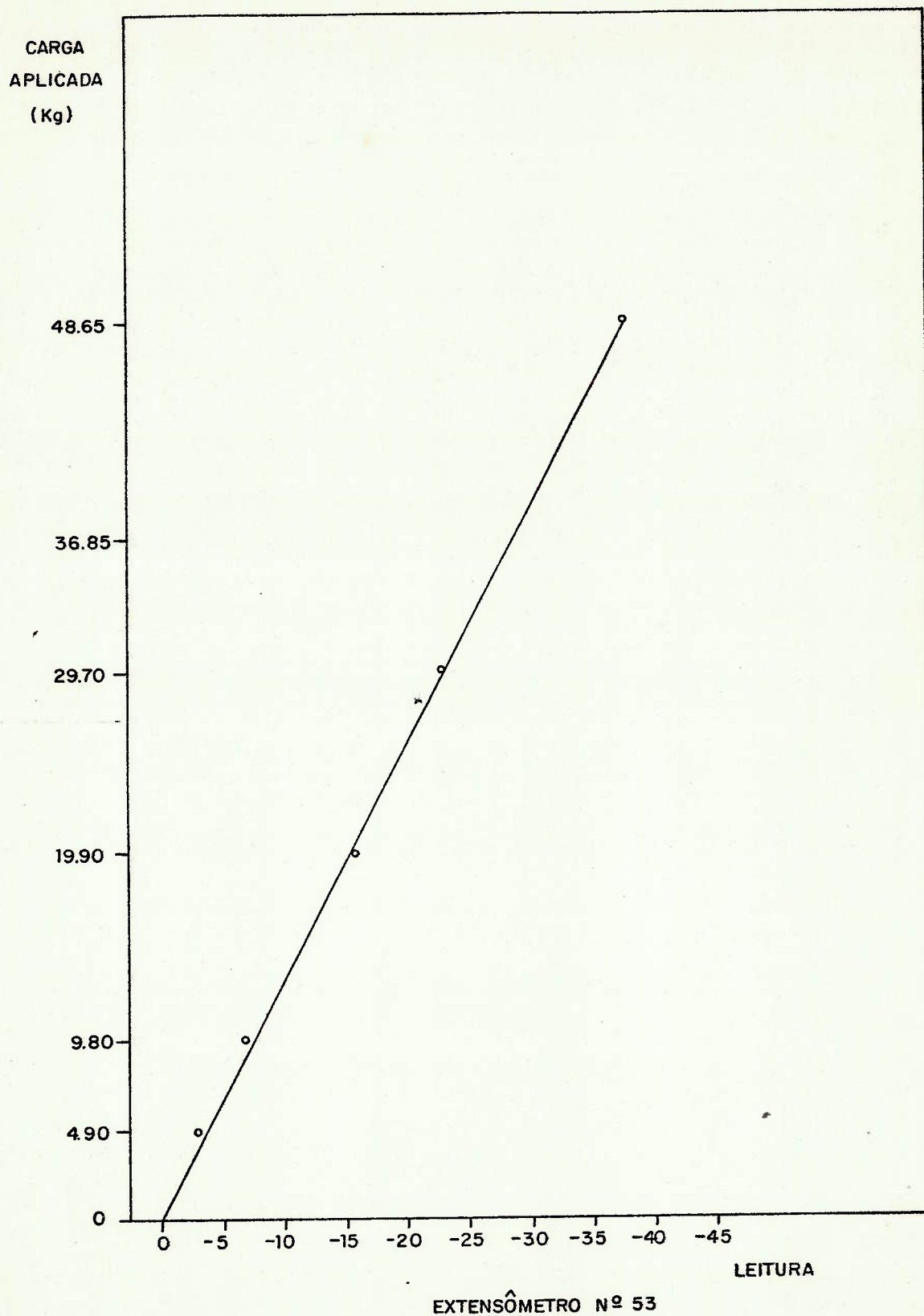
LEITURA

EXTENSÔMETRO N^o 49









CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

4.90

0

0

1

2

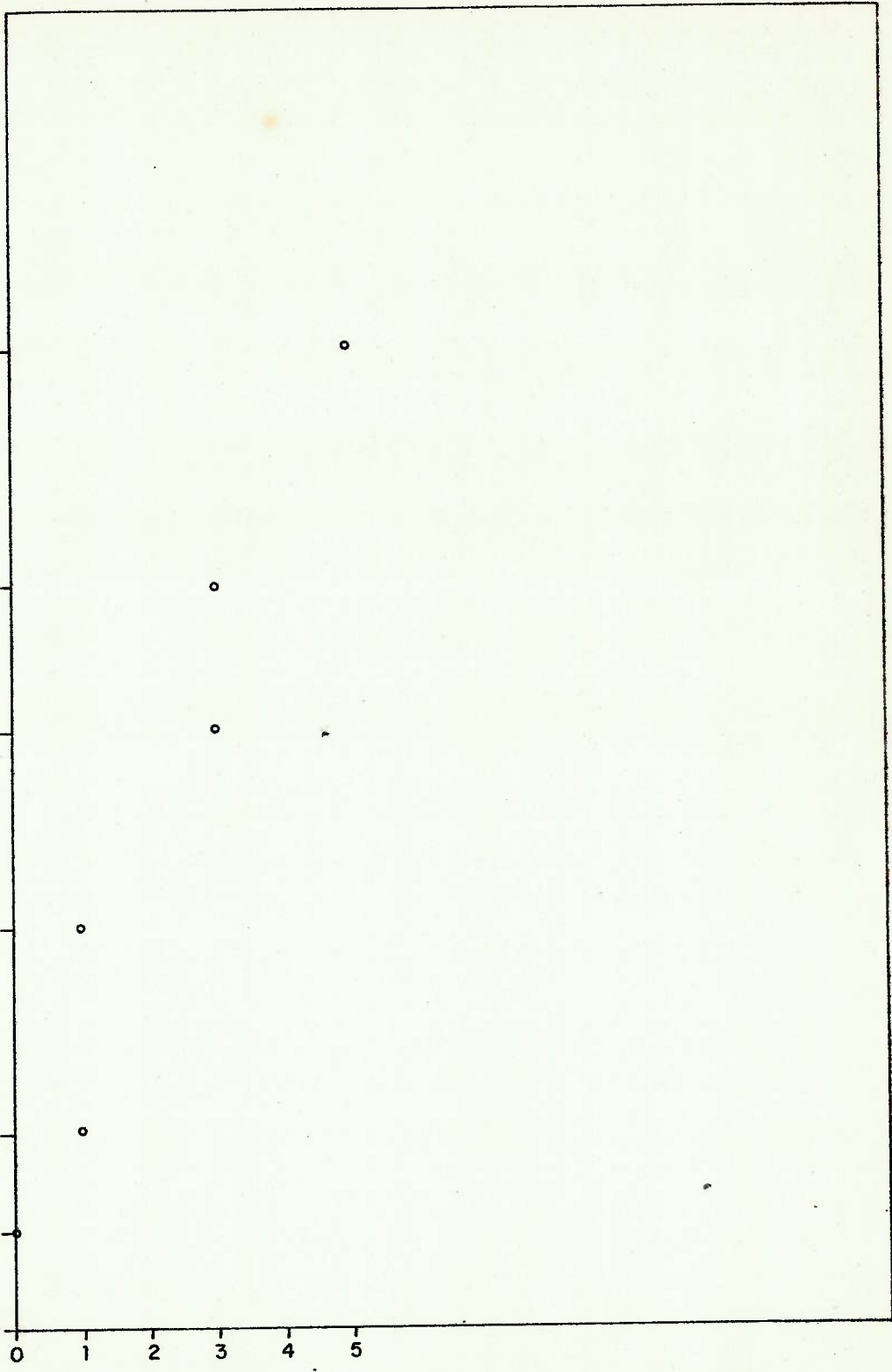
3

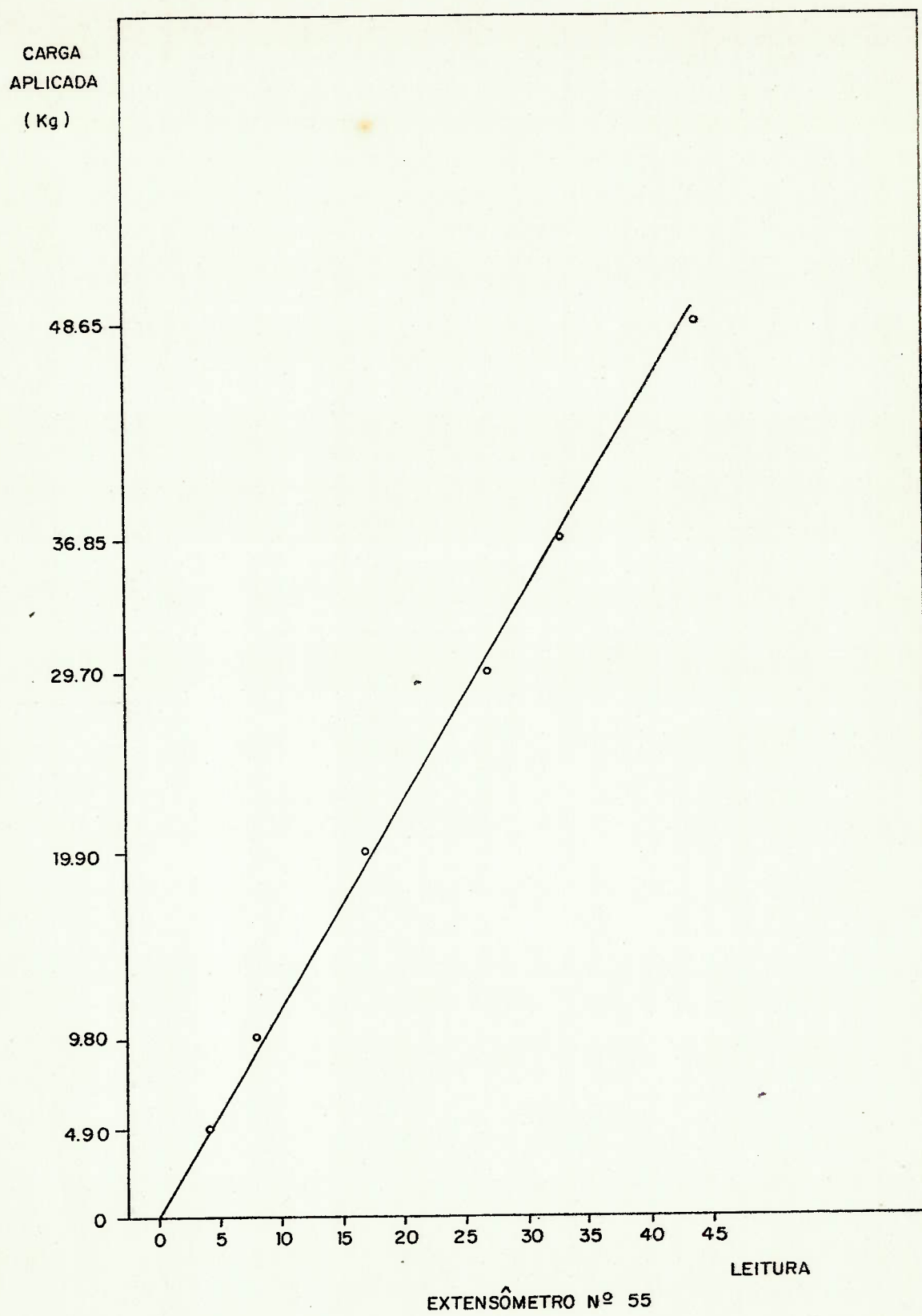
4

5

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 54





CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

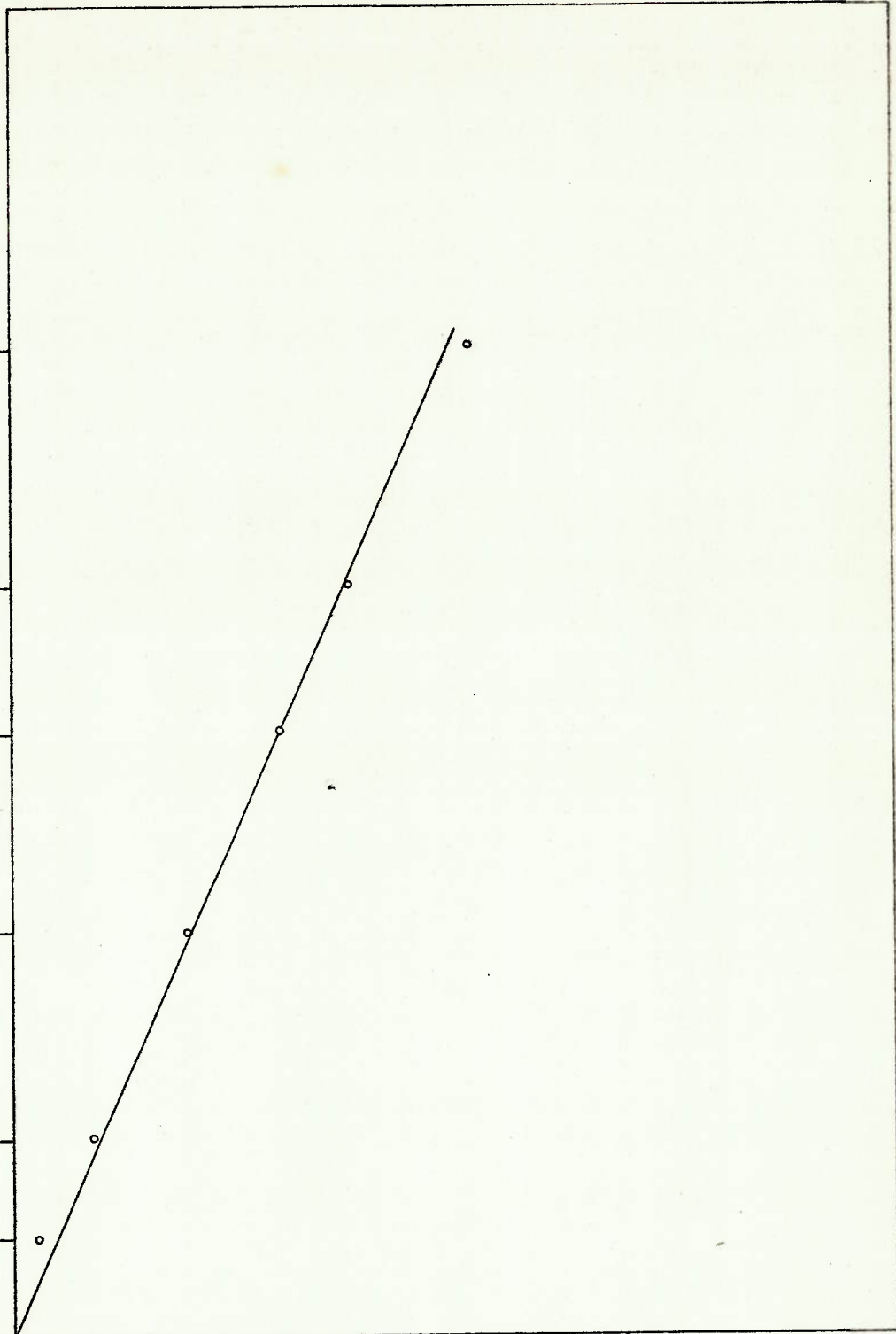
4.90

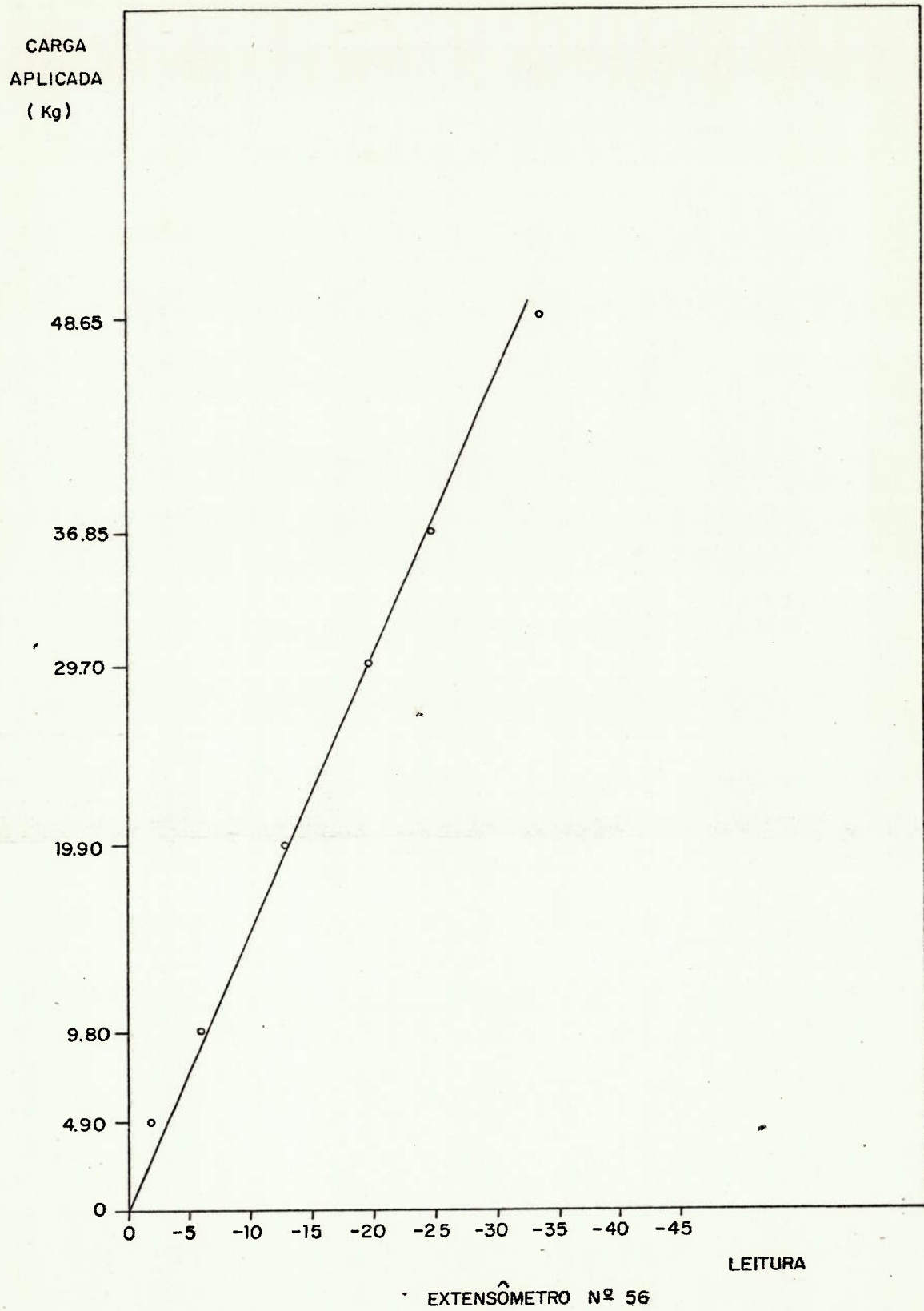
0

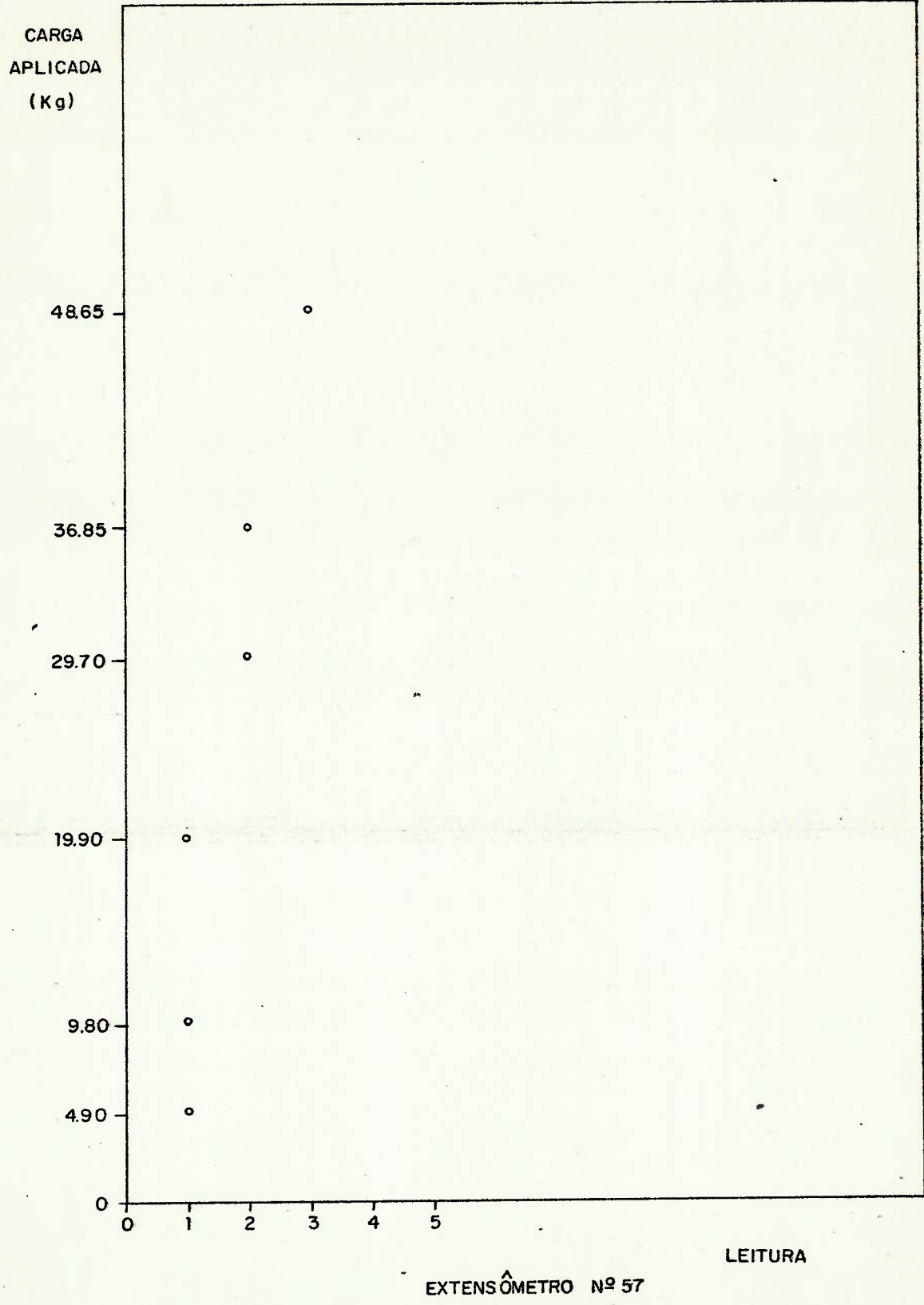
0 -5 -10 -15 -20 -25 -30 -35 -40 -45

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 56







CARGA
APLICADA
(Kg)

48.65

36.85

29.70

19.90

9.80

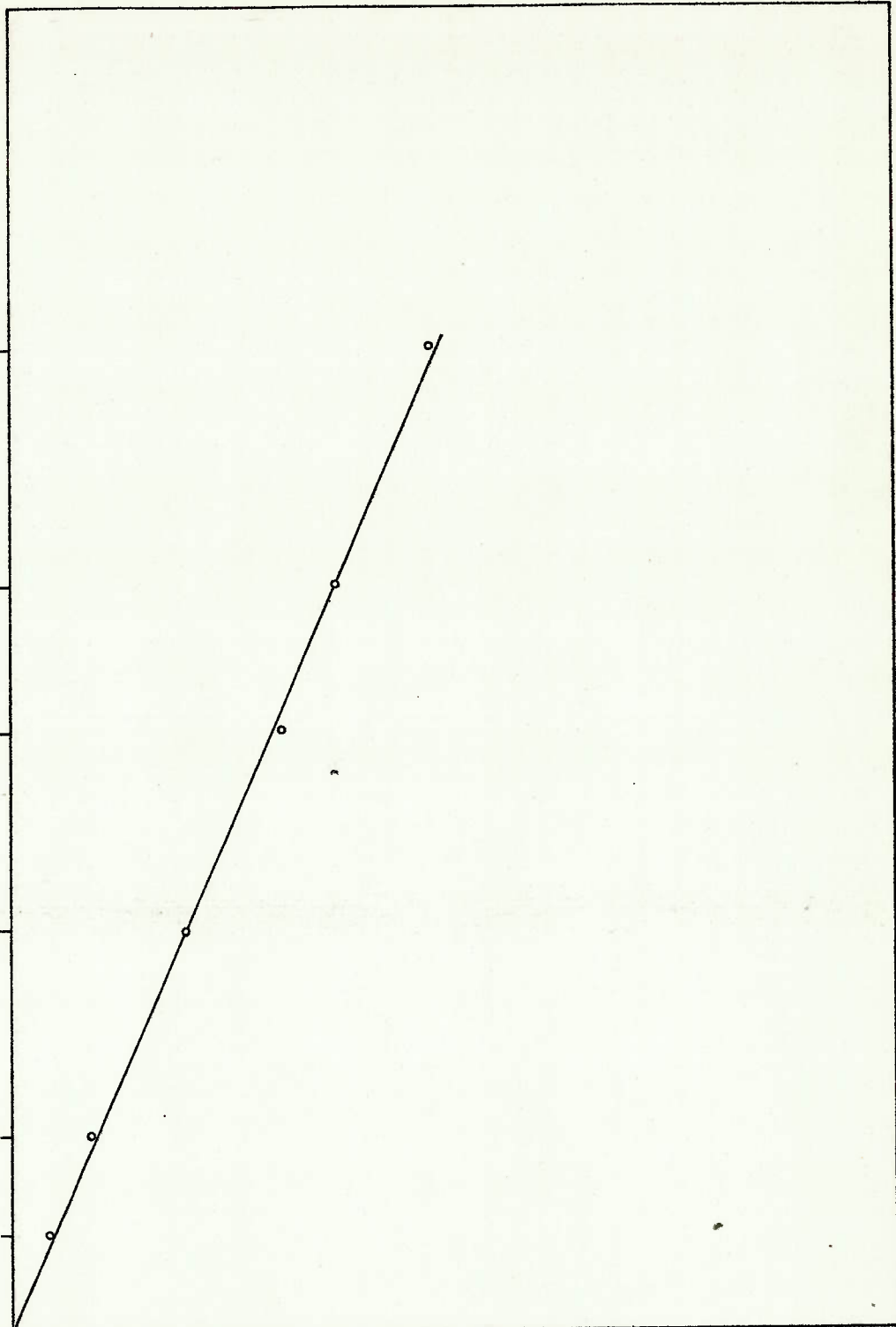
4.90

0

0 5 10 15 20 25 30 35 40 45

LEITURA

EXTENSÔMETRO Nº 58



APENDICE 4

TENSÕES NORMAIS TRANSVERSAIS NA SECÇÃO DE TRANSIÇÃO
DA SUPERESTRUTURA PARA O CASCO (M.E.F.)

1. PROCEDIMENTO

Visto não haver coincidência do centro dos elementos com o plano vertical de transição da superestrutura para o casco, a determinação das tensões normais nesse plano será feita graficamente, a partir do campo de tensões agentes.

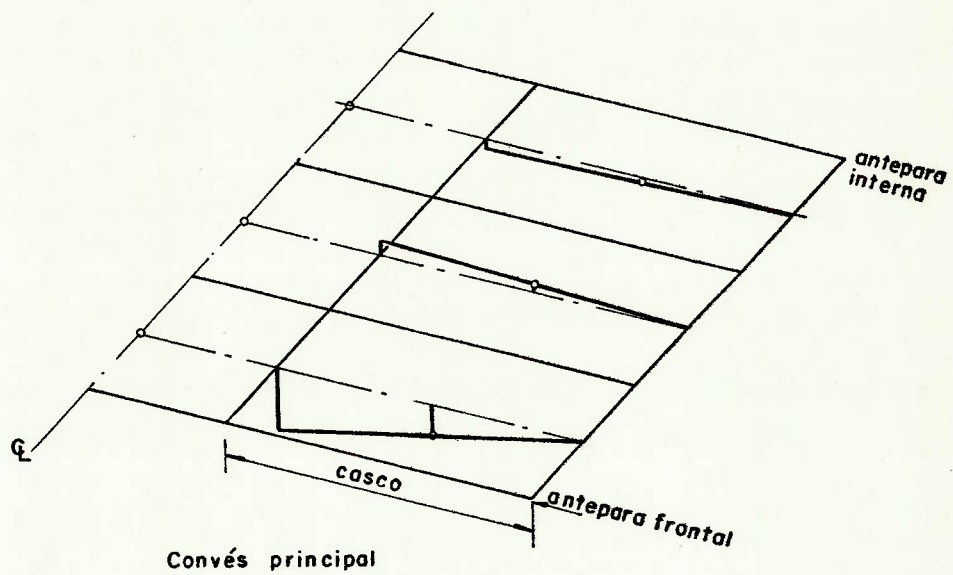
2. DISCRETIZAÇÃO I

As tensões médias obtidas estão na Tabela A4.1, para os elementos de conveses na região de transição.

LOCAL	Elemento	σ
convês principal	33	-2,04
	34	0,52
	35	-0,24
convês superior	72	5,10
	73	-0,02
	74	0,10

Tabela A4.1 - Tensões normais médias (DI) -kg/cm²

A Figura A4.1 indica o campo de tensões resultantes. Como a discretização é bastante grosseira, supõe-se distribuição linear das tensões normais transversais, com valor nulo no encontro do convês com a antepara longitudinal (ou costado), obtendo-se os valores finais graficamente.



$$1\text{Kg/cm}^2 = 2\text{mm}$$

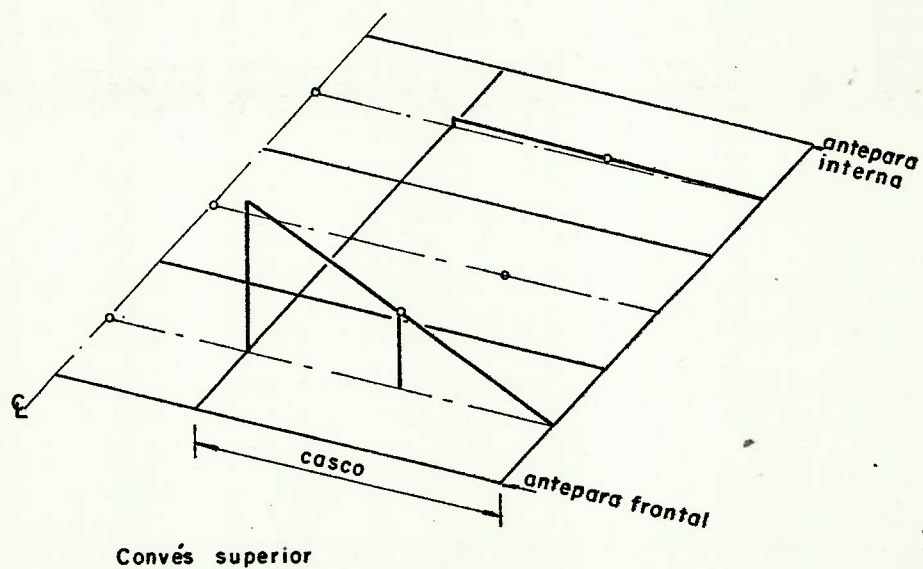


Figura A4.1 - Campo de tensões normais (DI):conveses

3. DISCRETIZAÇÃO II

As tensões normais médias estão na Tabela A4.2, para os elementos das regiões em estudo.

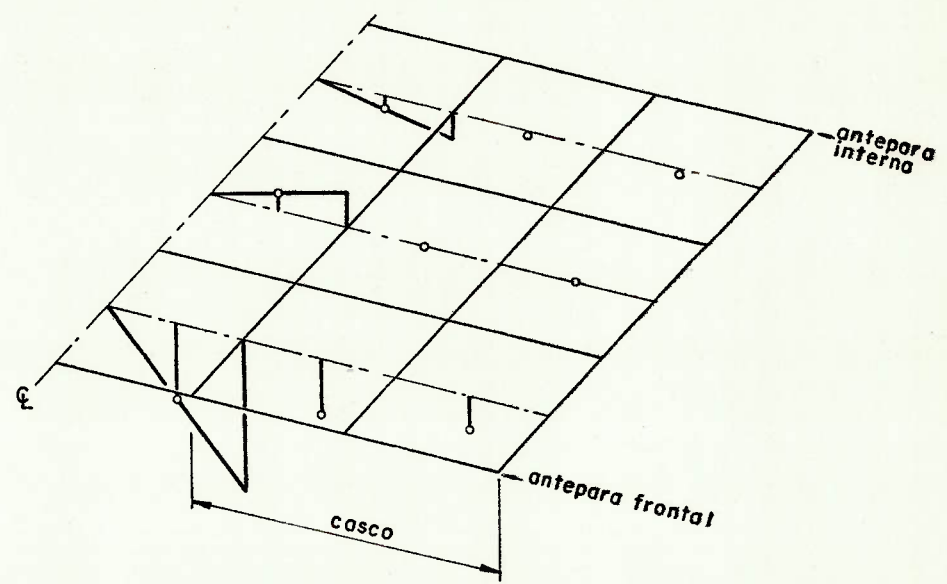
Local	Elemento	σ	Local	Elemento	σ	
convês principal	63	-2,13	convês superior	155	0,37	
	64	-		156	0,14	
	65	-0,19		165	5,64	
	78	-3,84		166	-0,09	
	79	-0,05		167	0,45	
	80	-0,18		Ant.Transversal Frontal	317	4,39
	91	-5,05			323	-9,15
	92	1,15			318	0,30
	convês superior	93		-0,71	324	-2,70
143		3,32	Ant.Transversal Interna	329	0,33	
		144		0,35	330	-1,41
		145		-0,39	335	-0,81
		154		8,95	336	-0,03

Tabela A4.2 - Tensões Normais Médias (DII) - kg/cm^2

As Figuras A4.2 e A4.3 indicam o campo de tensões normais obtido. Devido à irregularidade com que as tensões se distribuem, para se extrapolar o valor das tensões na secção de transição, faz-se hipótese da linearidade da curva de momentos fletores entre os cascos, desprezando a influência de outros efeitos. Com essa hipótese, verifica-se que somente no convês superior, junto à antepara frontal, a linearidade é mantida com boa aproximação ao longo de toda secção.

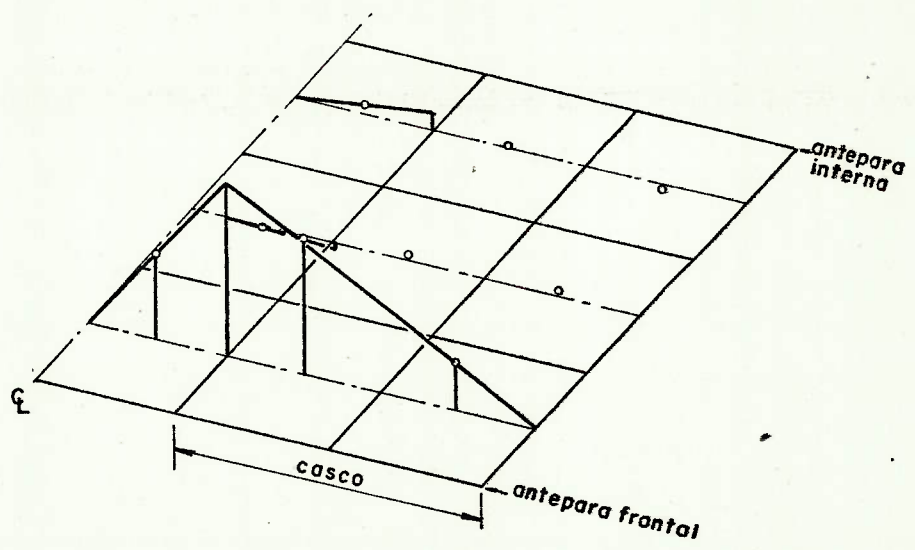
Observe-se que a hipótese de linearidade interna ao casco no convés principal e nas anteparas junto a ele não é verdadeira, notando-se acentuado desvio.

Os resultados finais foram então obtidos graficamente.



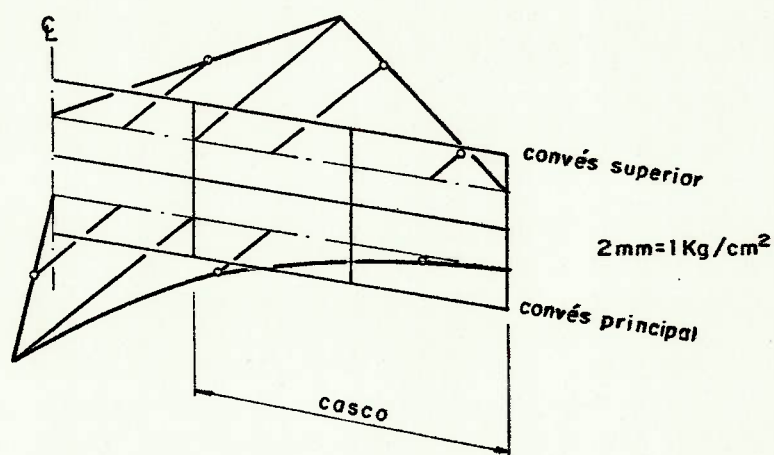
Convés Principal

2mm=1Kg/cm²

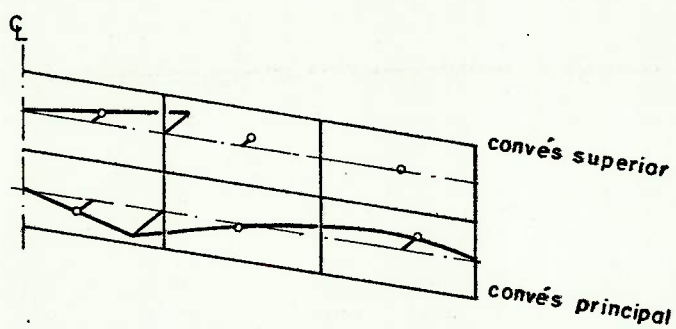


Convés Superior

Figura A4.2- Campo de tensões normais (DII): c onveses



Antepara transversal frontal



Antepara transversal interna

Figura A4.3- Campo de tensões normais (DII): anteparas

4. Discretização III

A Tabela A4.3 mostra as tensões normais médias agentes no Convês Principal, Convês Superior e Anteparas Transversais. As Figuras A4.4 a A4.7 apresentam o campo de tensões normais nesses locais.

Como a discretização apresenta malha relativamente fina, pode-se visualizar claramente como as tensões se distribuem. Observa-se que somente no convês superior, próximo à antepara frontal e na própria antepara frontal na linha superior de elementos, há boa linearidade dos resultados. Por outro lado, verifica-se claramente um acentuado efeito de difusão ao longo dos conveses, e a transição para o casco no convês principal, causa acentuado desvio na linearidade das tensões normais.

Os resultados finais foram então obtidos graficamente.

Convês Principal

Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ
79	-1,78	100	0,20	132	-7,76	149	0,39
80	-0,60	101	0,15	133	-2,62	150	0,18
81	-0,17	102	-0,01	134	-0,22	151	-1,96
82	0,08	114	-5,86	135	0,41	152	-4,70
83	0,22	115	-3,03	136	0,18	153	-1,81
84	-0,49	116	-0,64	137	-0,97	154	-0,06
97	-3,89	117	0,26	146	-12,29	155	0,12
98	-2,14	118	0,18	147	-3,62	156	-0,22
99	-0,55	119	-0,36	148	-0,10	157	-0,67

Convês Superior

Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ
185	2,27	194	-0,12	203	14,23	212	-0,06
186	1,00	195	-0,40	204	4,93	213	0,05
187	0,30	196	-0,75	205	1,23	214	1,41
188	-0,07	197	11,38	206	-0,05	215	6,84
189	-0,25	198	4,79	207	-0,04	216	2,17
190	-0,69	199	1,30	208	1,27	217	0,47
191	6,72	200	-0,07	209	12,65	218	-0,04
192	3,20	201	-0,23	210	3,80	219	0,08
193	0,90	202	0,33	211	0,88	220	0,84

Antepara Transversal Frontal

Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ
391	-5,59	396	-0,69	408	0,91	415	10,53
392	-15,98	404	-2,31	409	0,36	416	5,76
393	-11,03	405	-3,42	412	6,58	417	2,12
394	-4,95	406	-3,92	413	13,32		
395	-2,11	407	0,31	414	14,86		

Antepara Transversal Interna

Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ	Elemento	σ
438	-0,93	443	2,27	455	1,13	462	0,69
439	-2,88	451	0,62	456	0,53	463	-0,33
440	-1,81	452	0,39	459	0,86	464	-0,30
441	-0,03	453	0,54	460	1,70		
442	1,26	454	0,16	461	1,69		

Tabela A4.3 - Tensões Normais Médias (DIII) - kg/cm^2

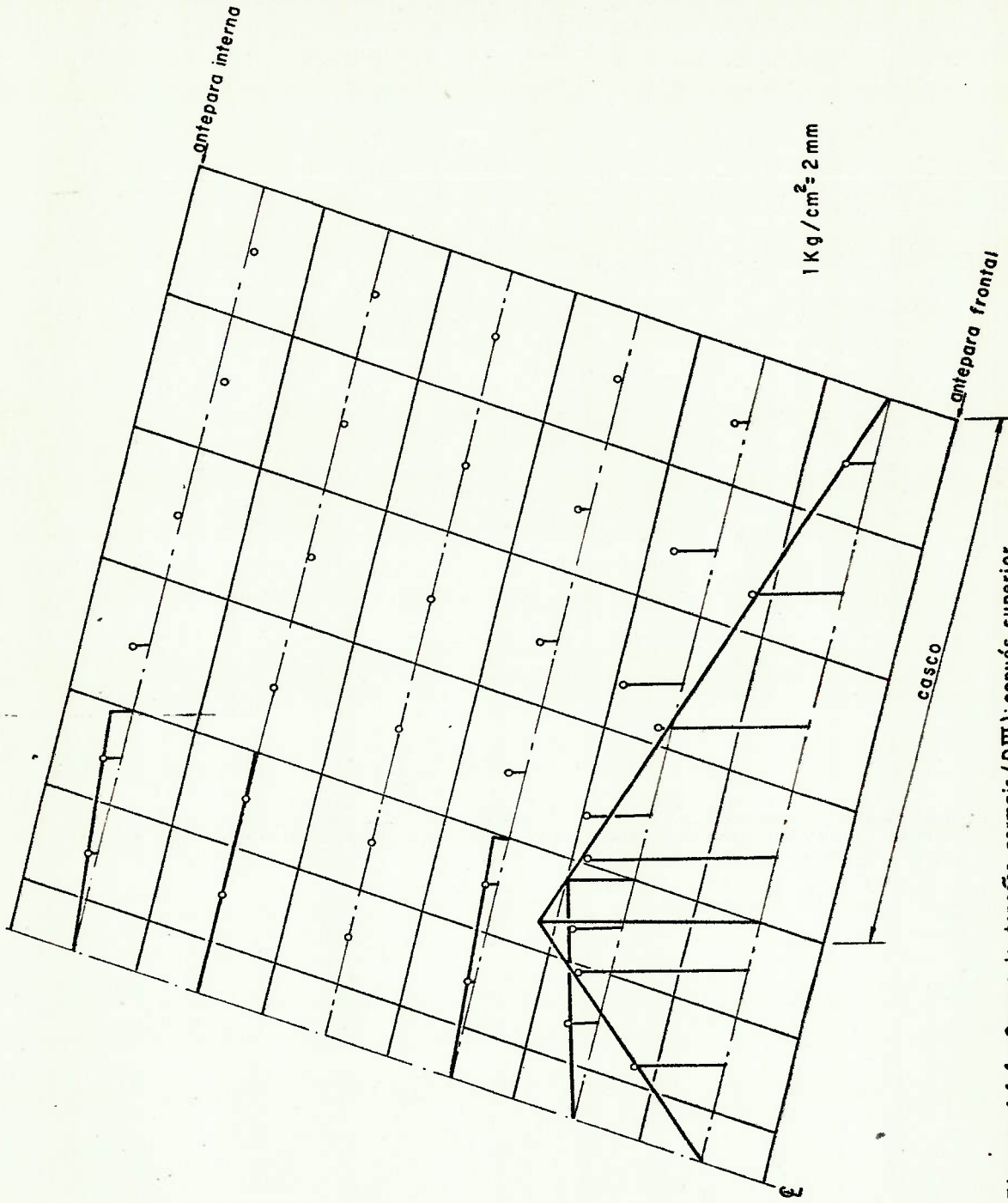


Figura A 4.4 - Campo de tensões normais (DIII): convés superior

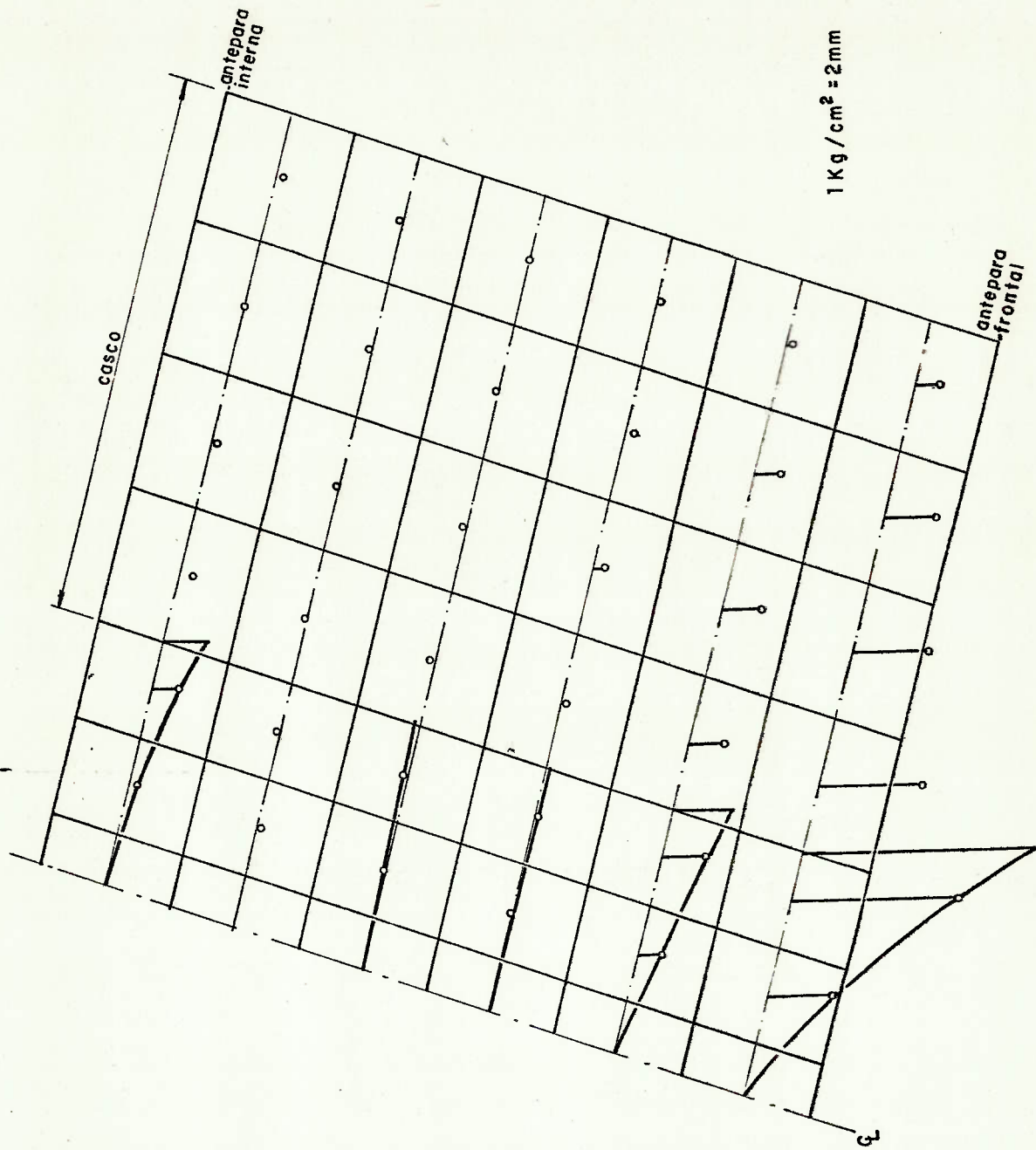


Figura A 4.5 - Campo de tensões normais (DIII) : convés principal

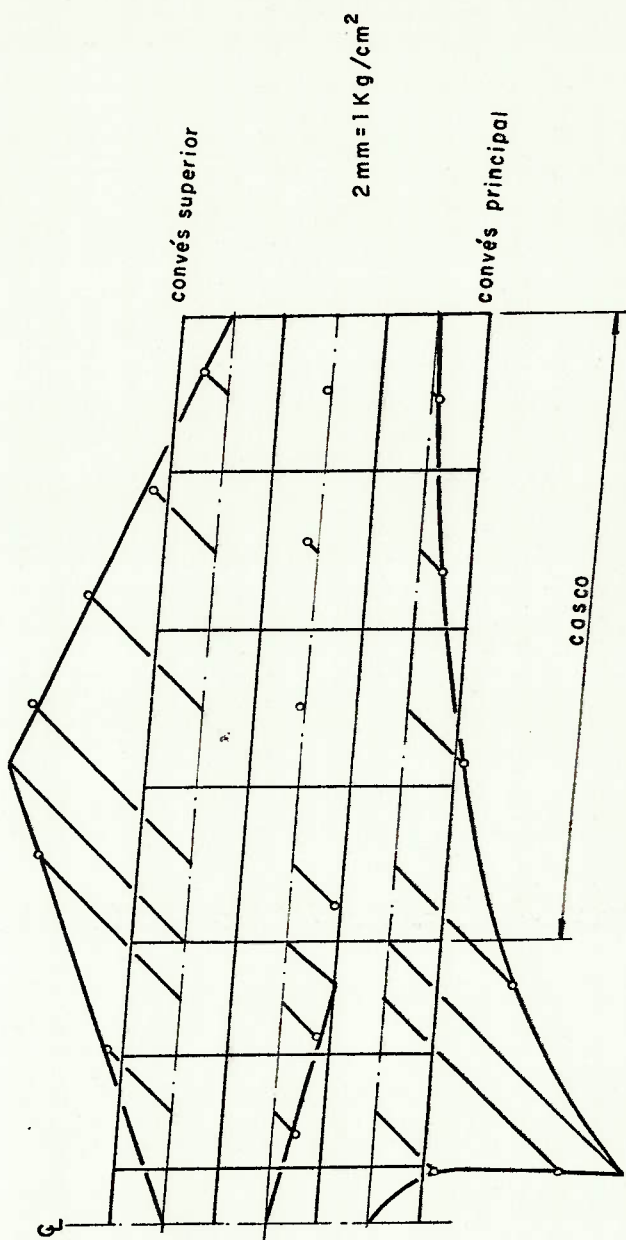


Figura A 4.6 Campo de tensões normais (DIII): antepara transversal frontal

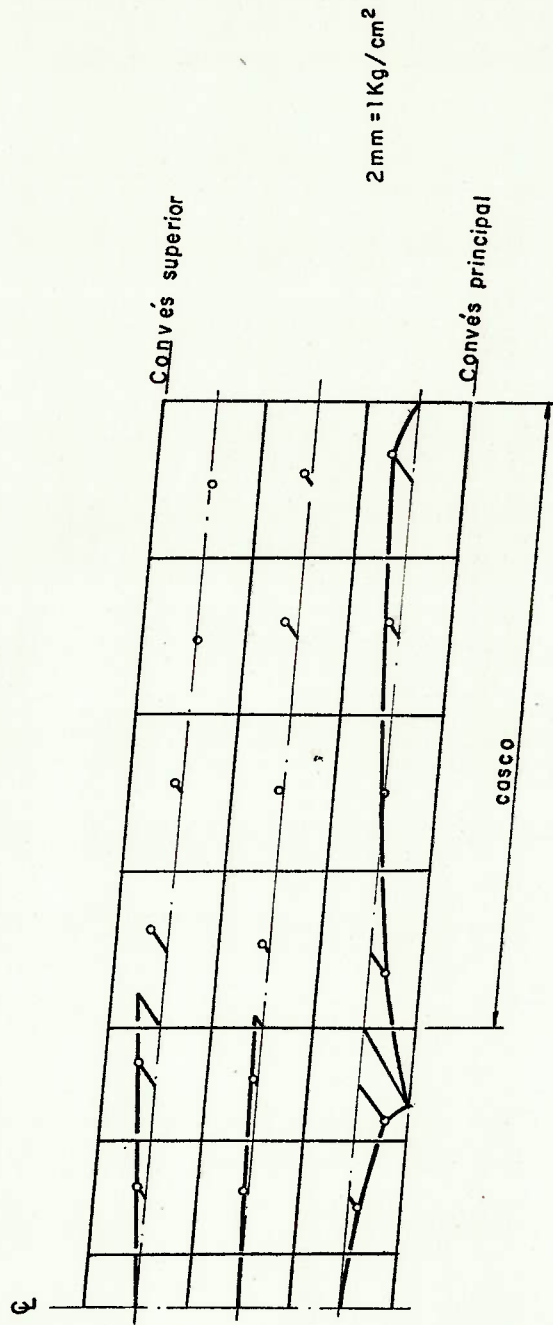
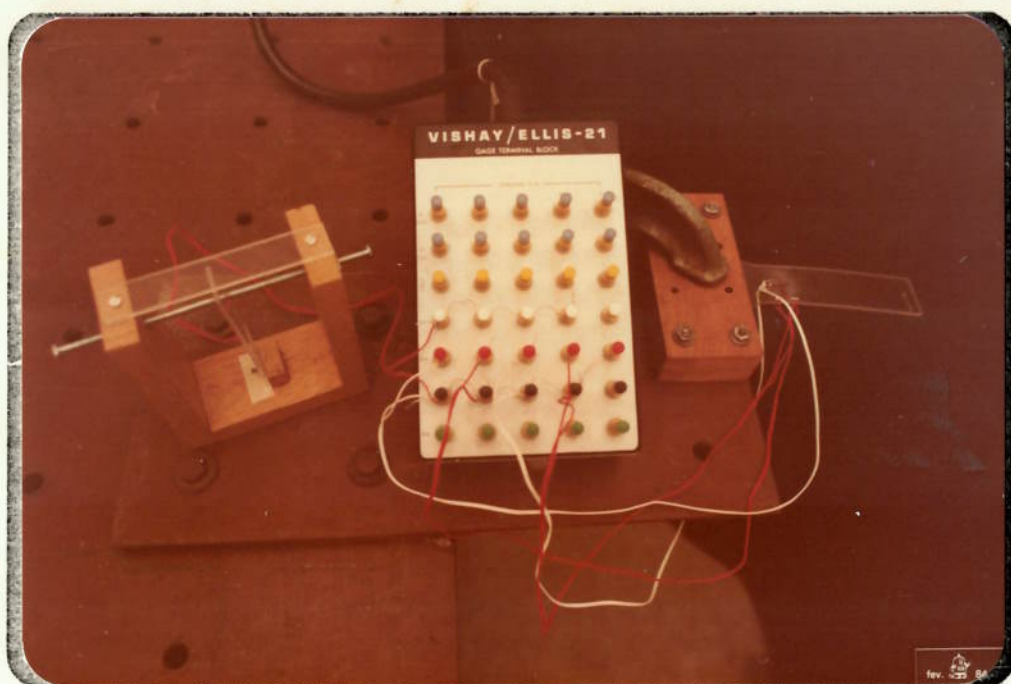


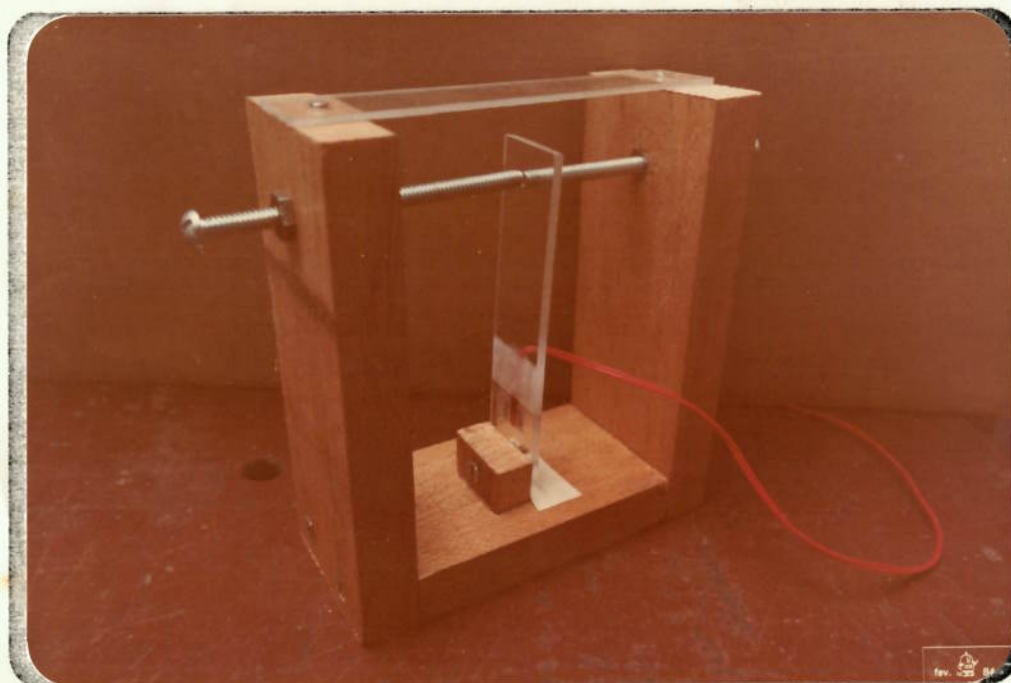
Figura A 4.7 - Campo de tensões normais (DIII): antepara transversal interna

APÊNDICE 5

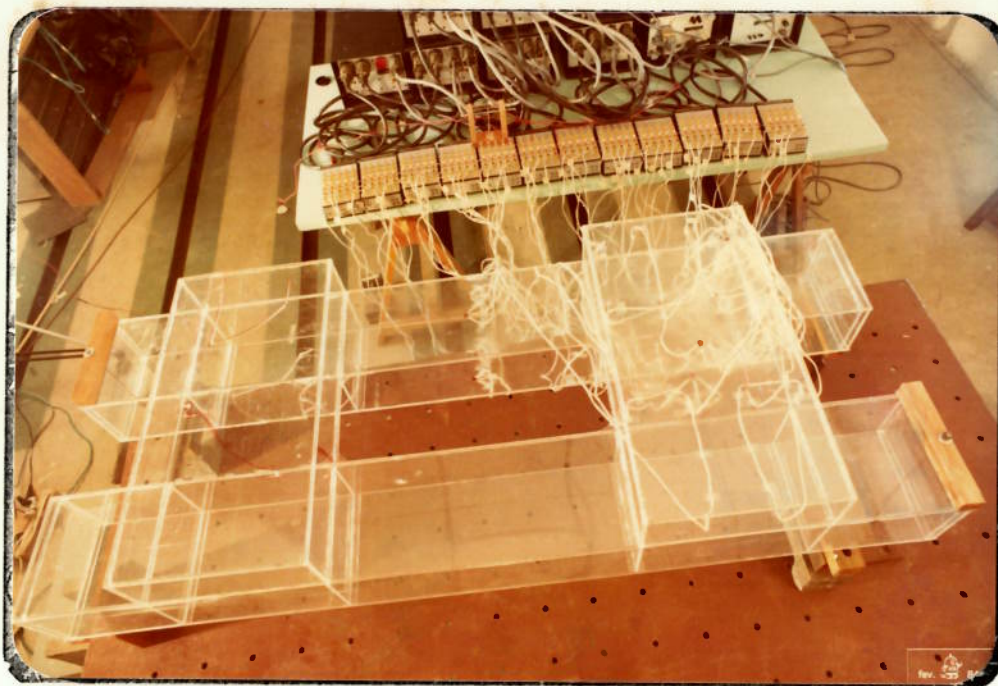
DOCUMENTAÇÃO FOTOGRÁFICA



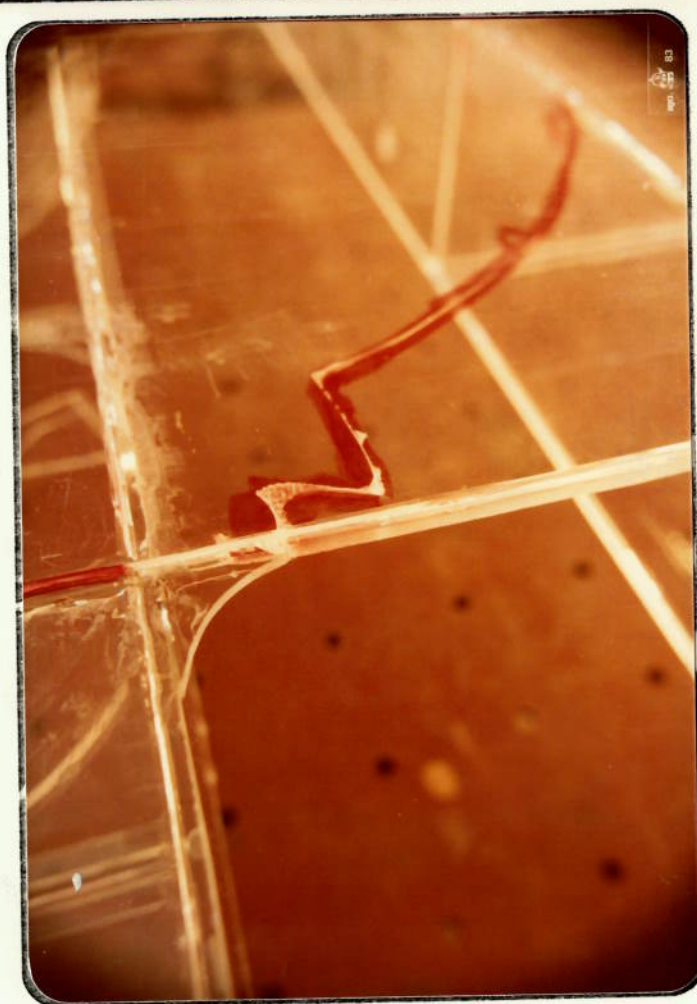
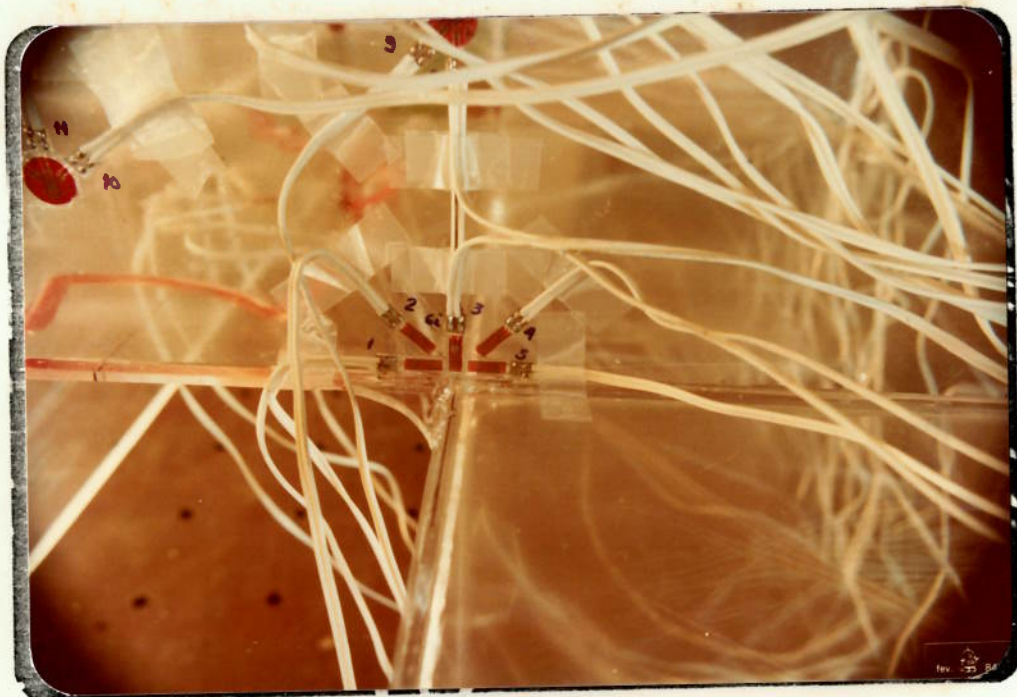
Ensaio da Barra em Balanço



Extensômetro Testemunha



Aspectos Gerais do Modelo em Acrílico



Ponto instrumentado e local onde se iniciou a avaria

APÊNDICE 6

CÓPIA DA REF. 9: "STRUCTURAL ANALYSIS
AND DESIGN OF A CATAMARAN CROSS-STRUCTURE
BY THE FINITE ELEMENT METHOD".

DR. A. MANSOUR & LCDR. PAUL H. FENTON, USN

STRUCTURAL ANALYSIS AND DESIGN OF A CATAMARAN CROSS-STRUCTURE BY THE FINITE ELEMENT METHOD

THE AUTHORS

Dr. A. Mansour, an Associate Professor in the Department of Ocean Engineering at Massachusetts Institute of Technology, received his Bachelor of Science degree in Mechanical Engineering from the University of Cairo in 1958 and his M.E. and Ph.D. degrees in Naval Architecture and Marine Engineering from the University of California at Berkeley, in 1962 and 1966, respectively. He has had field experience and design responsibilities for about six years in the Suez Canal Authority; John J. McMullen Associates, Inc.; and M. Rosenblatt and Son, Inc.; and has been with the Massachusetts Institute of Technology for the past four years. During this period he contributed several technical papers and reports in the areas of structural mechanics, sea loads, finite element analysis of marine structures and probabilistic structural mechanics. He has been a consultant for several companies and organizations, is a member of Sigma Xi and SNAME, currently serving as a member of the latter's Stress Analysis and Strength of Structural Elements Panel.

Lieutenant Commander Paul H. Fenton, USN, a 1964 graduate of the U.S. Naval Academy, recently completed a graduate education program at M.I.T. in the field of Naval Construction and Engineering, earning two degrees: Ocean Engineer and Master of Science in Naval Architecture and Marine Engineering. He is presently assigned to the Charleston Naval Shipyard, Charleston, South Carolina, and has had previous duty in the U.S.S. STICKELL (DD 888) and with the Naval Support Activity, Saigon.

ABSTRACT

One of the problems encountered during the design of the ASR-21 Catamaran is the determination of the effectiveness of the cross-structure deck plating. In this paper, this problem is examined using the Finite Element Method. The behavior of a multicell box girder representing a catamaran cross-structure is studied. Because of the relatively low length-to-breadth ratio of a typical catamaran cross-structure, the deck plating effectiveness is found to be rather small. Parametric studies are performed, and curves of the effectiveness as a function of the relevant geometric and loading parameters are presented. These curves may be helpful in the early stages of new designs.

INTRODUCTION

A REAWAKING OF INTEREST IN THE CATAMARAN ship has occurred in the past decade. It has been spurred by the fact that the catamaran's large deck area and favorable roll stability make it an ideal hull form for various ocean tasks. References [1] to [4] describe the modern catamaran up to 1970, and, in particular, concentrate on the U.S. Navy's Submarine Rescue Ship (ASR-21 Class).

Supporters of the CATAMARAN SHIP have attempted to force it into direct competition with the MONO-HULL SHIP. In spite of the many obvious advantages,

several problems exist that continue to keep the catamaran in an *unfavorable* position. One of these problems arises when comparing the hydrodynamic features of the *two* ships. The *total resistance* of the catamaran hull is higher than that of the monohull. The *friction resistance* is higher because of the larger wetted surface area, and the *wave resistance* is generally higher because of wave interference between the hulls. References [5] and [6] have proposed alternative hull forms known as the MODIFIED CATAMARAN, the TRISEC, the LOW WATERPLANE CATAMARAN, and the SEMI-SUBMERGED Ship that have made some progress towards alleviating some of the hydrodynamic problems.

Several structural problems also exist that keep the catamaran lodged in an uncompetitive position. One of these is the uncertainty that exists in the prediction of sea loads, particularly those acting on the cross-structure. This has been treated to some extent in References [7] to [13] for the *conventional* catamaran. The most important primary stress behavior of the MONOHULL SHIP occurs usually in the *longitudinal* direction. In the CATAMARAN it occurs, generally, in the *transverse* direction. Thus, because the uncertainty in loading, and the general lack of data on the structural response of catamaran cross-structures, structural weight has been added to the catamaran for the purpose of safety. What this does to the catamaran can easily be seen. Because the *structural density* of the catamaran is nearly 2 lbs ft³ higher than a monohull (Reference [6]), its ability to carry a *competitive* payload is seriously impaired. In designing the new types of catamarans, work is being done to reduce the structural density.

THE IMMEDIATE OBJECTIVE OF THIS STUDY IS TO EXAMINE THE BEHAVIOR OF CATAMARAN'S CROSS-STRUCTURE LOADING CONDITIONS FOUND TO BE MOST CRITICAL FOR THE ASR-21 CLASS CATAMARAN. In particular, attention is focused on determining the effective breadth of deck plating considered to act with cross-structure bulkheads. This was one of the problems that arose during the design of the ASR-21 CATAMARAN [7].

THE FINAL OBJECTIVE OF THE STUDY IS TO PRESENT CURVES FOR DETERMINING THE EFFECTIVE BREADTH OF DECK PLATING. These curves may be useful for preliminary design purposes during which the designer usually has to choose between several alternative configurations. Therefore, a fast and fairly accurate procedure for analyzing the cross-structural arrangement is sought.

The analyses are carried out using the Finite Element Technique. The computer program ICES-STRUDL II (Integrated Civil Engineering System—Structural Design Language), which was developed at the Massachusetts Institute of Technology is used to examine the stress diffusion in a multicell box structure representing a typical catamaran cross-structure. A parametric study is performed of the resulting stress distribution [14]. The important

nondimensional parameters are identified on the basis of shear lag theory as presented in References [15], [16] and [17]. These parameters are varied to cover a wide range of applicability to cross-structural arrangement. The resulting stress distributions along the length and the breadth of the cross-structures, and the nodal displacements, are obtained.

The results of the parametric study are then analyzed and grouped in the form of design curves which indicate the effective breadth of plating. A comparison is made between these results, when applied to the ASR Catamaran cross-structure, and the values used in the *actual* design by LANKFORD [7]. These results are also compared with the effective breadth resulting from Finite Element Analysis of the *actual* forward and after cross-structures of the ASR-21. ICES-STRUDL II is used in the latter study.

LOADING CONDITIONS

In general, if the six degrees of freedom in the catamaran motion are considered, *three* forces and *three* moments will be induced at the connection between each demihull and the cross-structure. These forces and moments will be acting in *three* mutually perpendicular directions. Factors such as sea state, heading angle, distance between the demihulls, shape of the demihulls' cross section, etc., will ordinarily affect these forces and moments.

Several investigations have been carried out to determine the magnitude of the induced end forces and moments. Some of these investigations are based on results from model experiments such as those presented in References [8] and [11]. Others are more analytical in nature, and are *either* based on static or quasi-static calculations such as those in References [18] and [9], or on the prediction of the catamaran motion and the associated added mass and damping coefficients such as those in Reference [13].

Some of the end forces and moments on the cross-structure are more important than the others. The important loads are [8] [11] [13]:

- 1) Vertical bending moments (primarily due to roll motion).
- 2) Vertical shear forces (primarily due to heave motion).
- 3) Torsional moments (primarily due to pitch motion).

In the following, the end loads are considered to consist of *unequal* vertical bending moments, *balancing* vertical shearing forces, and *balanced* torsional moments. Since the *effectiveness* of the deck plating is a *function* of the bending moment distribution [15] [16] [17], the *relative* magnitudes of the end bending moment will, in general, affect the values of the plate effectiveness.

In order to avoid a parametric study of the relative magnitudes of the vertical bending moment, and to present the results in a general form, the

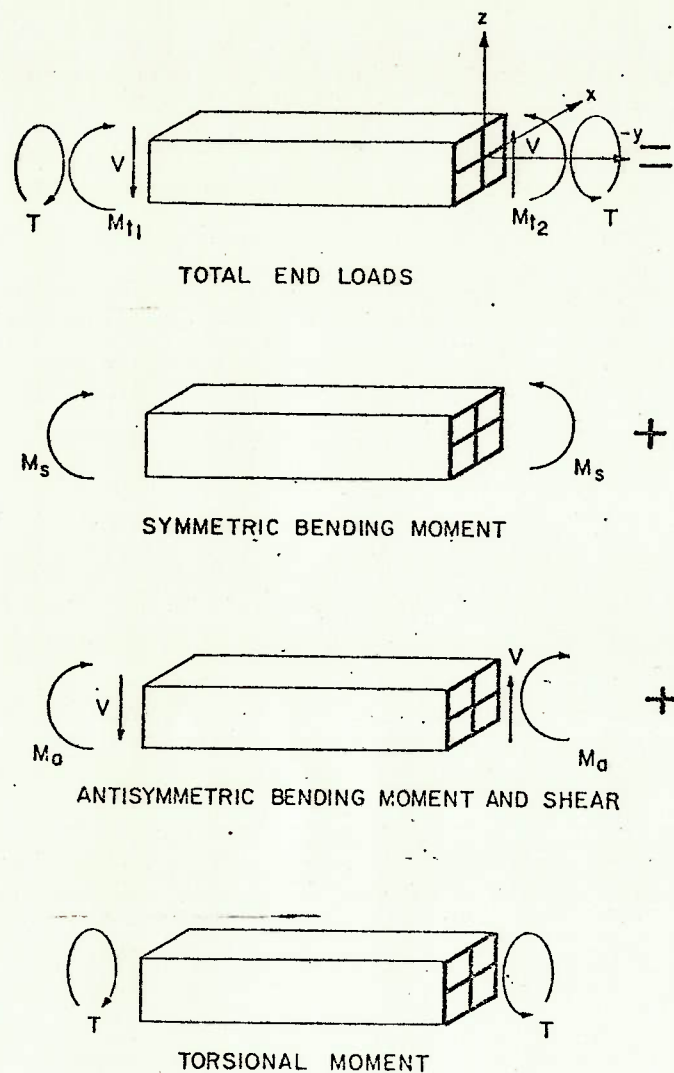


Figure 1. The Loaded Box Beam.

unbalanced vertical bending moments are resolved into symmetric and antisymmetric components. The balanced torsional moment is also separated from the other loads. Figure 1 shows the general loading and the separate components. Each component is in static equilibrium. Assuming a LINEAR ELASTIC SYSTEM, the cross-structure response to the general loading (unequal vertical bending moments, balancing shearing forces and balanced torsional moments) can be obtained by superposition of the response to the separate components (a), (b) and (c) as shown in Figure 1.

Another advantage is gained by separating the general end loading into components. From the symmetry of the cross structure and from the symmetry or antisymmetry of the load components, it is possible to consider only one-fourth of the structure and use symmetry or antisymmetry conditions at the cuts. This results in a considerable saving in data preparation, computer time, and expenses.

The separate components of the end loads can be easily determined as a function of the total end

loads using (see Figure 1):

$$M_s = \frac{1}{2}(M_{t1} + M_{t2}) \quad (1)$$

$$M_a = \frac{1}{2}(M_{t1} - M_{t2}) = (\frac{1}{2})VL \quad (2)$$

where—

M_s is the symmetric bending moment component.
 M_a is the antisymmetric bending moment component.

M_{t1} and M_{t2} are the total bending moment as

shown in Figure 1.

V is the total shear force.

T is the total torsional moment (Figure 1).

L is the length of the cross structure. (Note that this is measured transversely to the ship's length axis.)

THE FINITE ELEMENT MODEL OF THE CROSS-STRUCTURE

In general, Finite Element Analysis of complex structures is still considered too expensive at the present time for preliminary design purposes. In this stage of design, several configurations may have to be analyzed. Therefore, fast, inexpensive and fairly accurate methods of analysis are desirable.

When a complex structure such as a large portion of a ship or a catamaran is considered, the Finite Element Model usually consists of a large number of elements and a large number of the associated degrees of freedom. In addition to the expense involved in the computer time, the manhours—for preparing the input data and analyzing the corresponding output stress, displacements, etc.—could be considerable, particularly if this has to be repeated for different dimensions or different configurations. Reference [19] gives some estimate of the cost involved in the application of a particular computer program using the Finite Element Technique to MULTIHULL SHIPS. It concludes that the cost is too high, particularly for preliminary design.

An obvious solution to this problem is to use special purpose programs to generate and check the input data and to plot the output results. Another approach, proposed and used in this study, is to use the Finite Element Method to generate design curves that can be easily used by designers—that is, to use the Finite Element Model in a manner similar to that of an actual test model or a prototype in a laboratory for experimentation. The difference, of course, is that with the Finite Element Model, it is easier and cheaper to change the relevant dimensions of the model and the types and magnitudes of the loads. These changes are essential because the desired design curves will necessarily have to cover a wide range of the relevant geometric and loading parameters.

Figure 2 shows the full double symmetric multi-cell box model used in this study to represent the cross-structure of a CATAMARAN. It is similar to the after cross-structure of the ASR-21 catamaran. Since

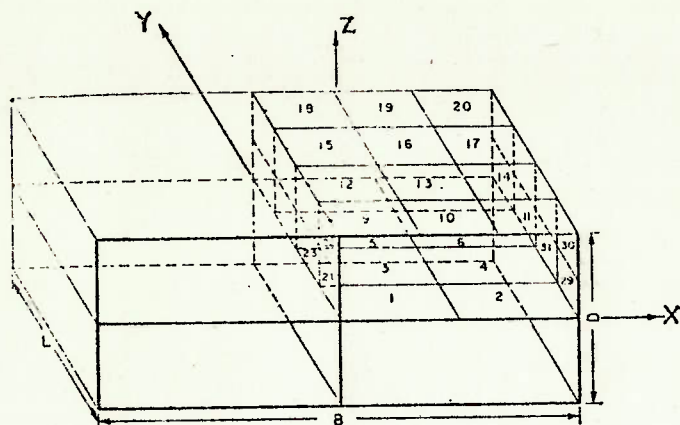


Figure 2. Cross-Structure Model with Quarter Structure Detailed.

the structure is symmetric and the loading components are either symmetric or antisymmetric, it is possible to use only one quarter of the multicell box girder. Symmetry or antisymmetry conditions are applied at the cuts.

The end loads were arbitrarily* chosen to be:

$$M_1 = 2,000 \text{ FT TONS}$$

$$M_2 = 1,000 \text{ FT TONS}$$

$$V = \frac{M_1 - M_2}{L} = \frac{1000}{L} \text{ TONS}$$

$$T = 1,000 \text{ FT TONS}$$

*NOTE: The magnitudes of these loads are irrelevant to the computation of the effective breadth of plating as long as the structure remains in the linear elastic range.

Using Equations (1) and (2), the components of the end loads are:

The *symmetric* moment component $M_s = 1,500$ FT TONS

The *antisymmetric* moment component $M_a = 500$ FT TONS

Results for different magnitudes or proportions of the end loads can be obtained by scaling the stresses obtained from the components of these standard loads provided that the *Yield Strength* of the material is *not* exceeded and *no* geometrical nonlinearities such as plate buckling occur. *This statement has been checked for the Finite Element Model by varying the end loads and determining the corresponding stresses and displacements.*

Certain assumptions had to be made in applying the end loads to the Finite Element Model. The *actual* distributed end force and moments had to be replaced by statically equivalent discrete forces applied at the nodal points. According to ST. VINCENT PRINCIPLE, the results will be inaccurate *only* in the vicinity of the applied loads. In model-

ing the end symmetric or antisymmetric bending moments, it was assumed that the center bulkhead will carry *twice* the load that the side bulkheads carry since it has adjacent "flange" areas in both sides. Furthermore, since the *exact* load distribution is *not* known at the ends of the cross-structure, *assumptions such as this have to be made.* It is based upon pure static and symmetry of the cross-structure. A more exact distribution may be found by analyzing the *entire* CATAMARAN using less refined mesh under an assumed loading condition, and determining the cross-structure end stresses or displacements.

The end shear forces are modelled in much the same way. One-half of the total shear force is assumed to be carried by the center bulkheads and the other half is distributed equally between the other two bulkheads. Finally, the nodal loads due to the torsional moment "T" are obtained in accordance with the well known BREDT FORMULA [20]:

$$T = 2AQ \quad (3)$$

where: Q = Shear flow in tons per foot and
A = Area enclosed by the perimeter of the section.

It can be easily verified that the center vertical and horizontal bulkheads will *not* contribute to resisting the external torque since they represent axes of symmetry of the cross-section [14] [20]. This indicates that the shear flow in these bulkheads will be approximately zero. The nodal shear forces at the off-center bulkheads are obtained from: $F_t = cQ$ where: c = the length between node midpoints and F_t = nodal shear force due to the applied torque.

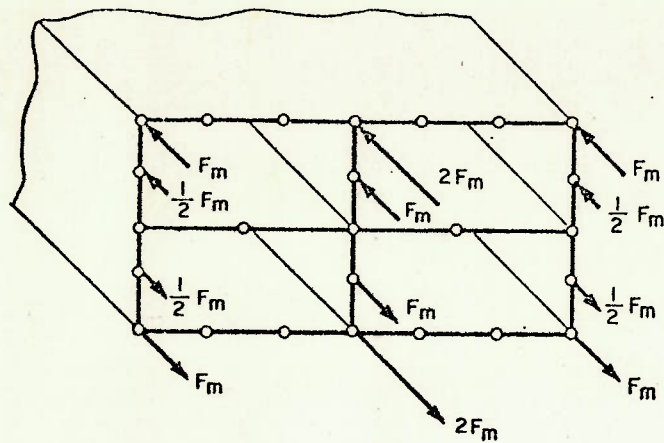
Figures 3, 4 and 5 show the assumed magnitudes and distributions of the model forces as obtained from the applied end forces and moments.

Plane stress rectangular elements are used for the symmetric and antisymmetric moment components. Each nodal point is allowed 2 degrees of freedom, *viz*, two mutually perpendicular linear displacements in the plane of the element. More elaborate elements with five degrees of freedom per nodal point (three linear and two rotational) that allow for bending as well as stretching of the elements were also used in one of the cases studied, and the results were practically the same. Consequently, the plane stress elements were used in the parametric study since they are less expensive.

For the torsional component of the end loads, the five degrees of freedom rectangular elements were used in order to allow and to examine the effect of warping on the stresses.

A complete description of these *two* types of elements and the *assumed* displacement functions used in *each* are given in Reference [21].

Figures 6a, b and c show the typical resulting stress distribution for the *three* load components.



FOR SYMMETRIC BENDING MOMENT:

$$F_m = \frac{M_s}{5D}$$

FOR ANTISYMMETRIC BENDING MOMENT:

$$F_m = \frac{M_a}{5D}$$

Figure 3. Nodal Forces for the Symmetric or Antisymmetric Bending Moment.

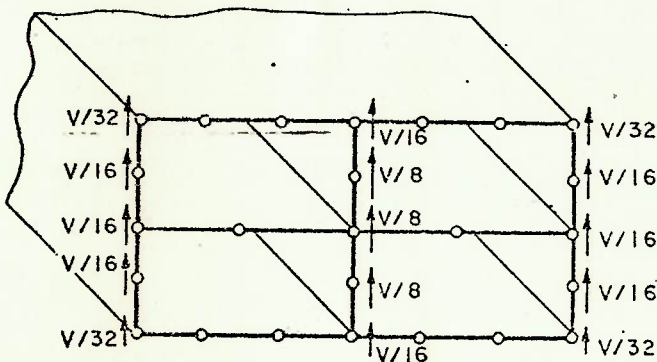
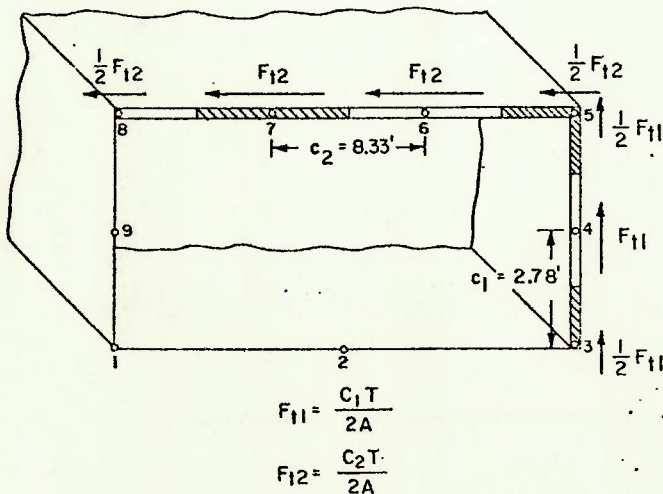


Figure 4. Nodal Loads for End Shear Forces.



$$F_{11} = \frac{C_1 T}{2A}$$

$$F_{12} = \frac{C_2 T}{2A}$$

Figure 5. Quarter Structure Nodal Loads for Torsional Moment.

From the results, it was found that the direct stresses in the longitudinal direction of the box girder due to the end torque "T" are very small and can be neglected in comparison with those due to symmetric and antisymmetric moments.

Figures 7a, b and c show typical resulting displacement distribution for the three loading components.

In order to represent the results of the stresses in the box girder in a manner useful for design, the effective breadth concept as defined in References

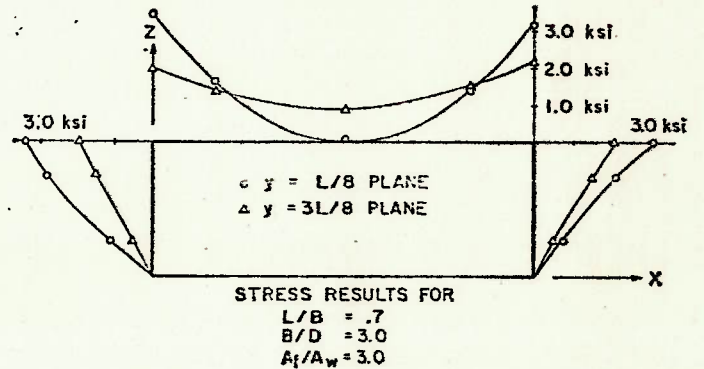


Figure 6a. Symmetric Bending Moment Longitudinal Stress Distribution of Quarter Structure.

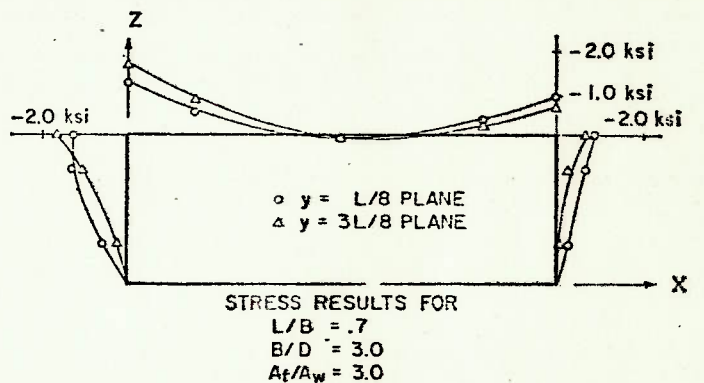


Figure 6b. Antisymmetric Bending Moment + Shear Longitudinal Stress Distribution of Quarter Structure.

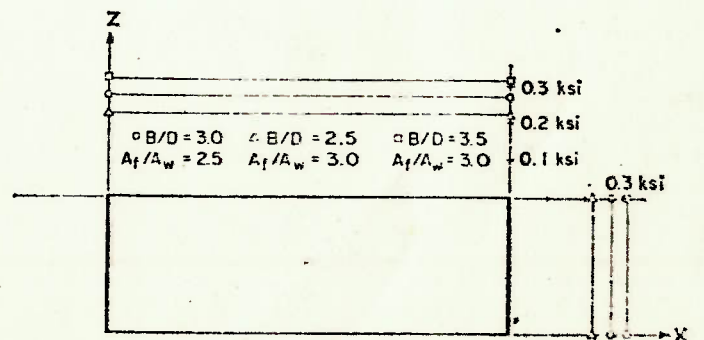


Figure 6c. Torsional Moment Shear Stress Distribution of Quarter Structure.

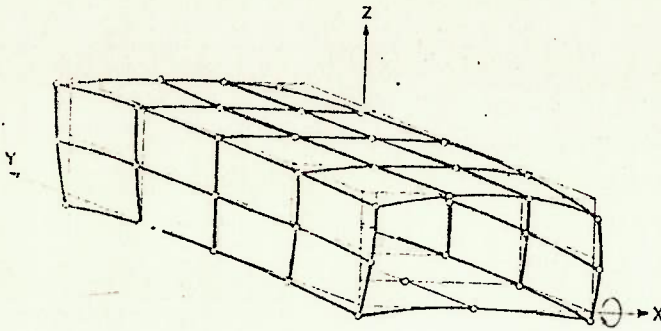


Figure 7a. Symmetric Bending Moment Displacement.

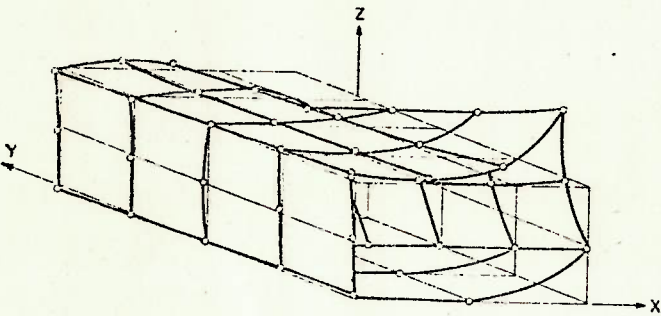


Figure 7b. Antisymmetric Bending Moment + Shear Displacement.

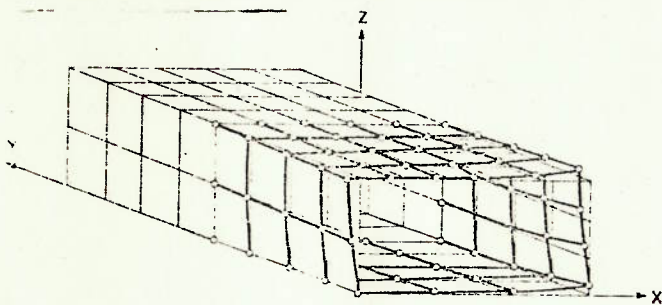


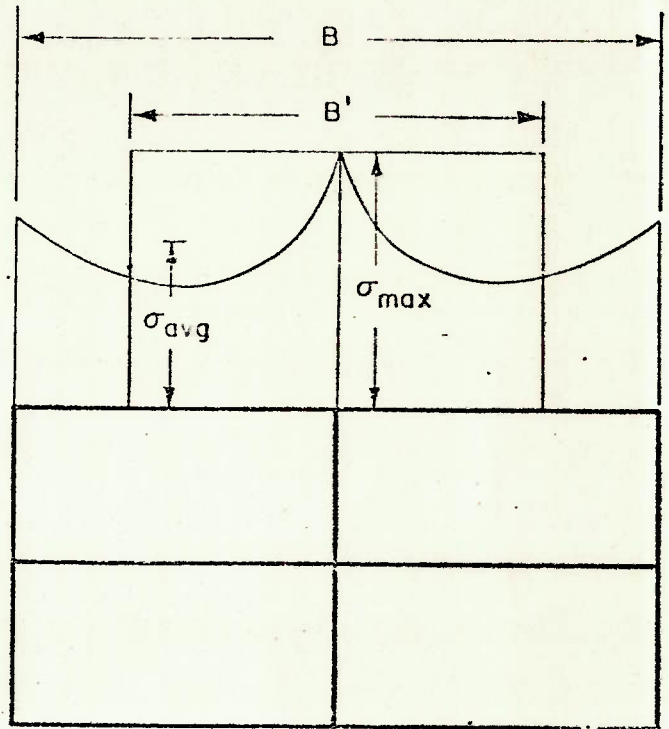
Figure 7c. Torsional Moment Displacement.
(1/8th Structure)

[15], [16] and [17] is used. The deck or bottom plate effectiveness is defined by (see Figure 8):

$$\rho = \frac{\sigma_{av}}{\sigma_{max}} = \frac{B'}{B}$$

- where: ρ = deck (or bottom) plating effectiveness.
- σ_{av} = average longitudinal stress across the deck (or bottom) plating.
- σ_{max} = maximum stress in the deck (or bottom) plating.
- B' = effective breadth of the deck (or bottom) plating.
- B = actual breadth of deck (or bottom) plating.

Because the Finite Element Model gives the stresses at the center of each element, extrapolation



$$\rho = \frac{\sigma_{av}}{\sigma_{max}} = \frac{B'}{B}$$

Figure 8. Top Plate Effectiveness Definition.

of the data was necessary to obtain the maximum stresses at the location of bulkheads. HILDEBRAND AND REISSNER [22] assumed a parabolic distribution of the longitudinal stresses in the transverse direction of a box beam. The assumption that a parabolic stress distribution is also made in this study (for one-half the breadth) in order to extrapolate the stresses and calculate their maximum values at the edges. This assumption is checked by increasing the number of elements across the deck for the quarter structure and comparing the results with the "parabolic fit." Figure 9 shows this comparison, and it indicates that the "parabolic fit" is a reasonable assumption under the specified loading conditions. The difference in the average stresses in the two cases is about 1.8%.

PARAMETRIC STUDY AND DESIGN CURVES

In general, the geometric variables involved in the symmetric multicell box girder analysis are the length, L; the breadth, B; the depth, D; and the decks and bulkheads thicknesses. References [15], [16] and [17] group the geometric variables into certain nondimensional parameters that appear in the EFFECTIVENESS EQUATION as derived from shear lag theory. These parameters are the length-to-breadth ratio (L/B) and the ratio of the total cross section area of the decks (flanges) to the bulkheads (webs), (A_f/A_w). These references also show that the ratio L/B is the primary parameter which

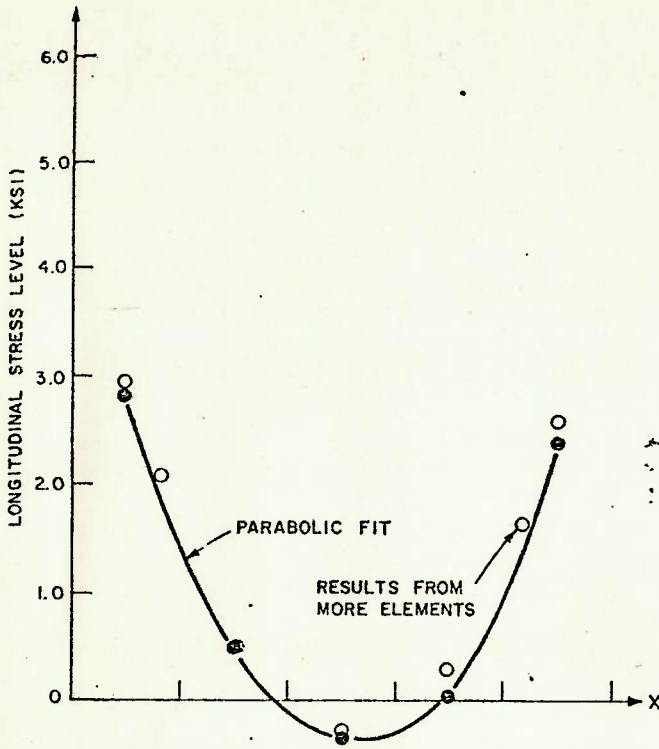


Figure 9. Parabolic Fit Verification.

affects the plate effectiveness. The effect of A_t/A_w is shown to be negligible in all cases where the shear curve has no discontinuity along the length. A_t/A_w is found to be important only in the case of concentrated loads perpendicular to the length of the girder.

In this study three nondimensional parameters were considered, namely, L/B ; A_t/A_w ; and B/D . These parameters were varied and their effects on the effectiveness were examined. The range of these parameters were established by the actual ASR-21 catamaran cross-structures which have $L/B = 0.62$; $A_t/A_w = 2.82$; $B/D = 3.11$ for the forward cross-structure, and $L/B = 0.67$; $A_t/A_w = 3.05$; $B/D = 2.89$ for the after cross-structure. The ranges of the parameters utilized are [14]:

$$\begin{aligned} 0.3 &\leq L/B \leq 1.5 \\ 2.5 &\leq A_t/A_w \leq 3.5 \\ 2.5 &\leq B/D \leq 3.5 \end{aligned}$$

A total of twenty-one (21) geometric variations in the above range were considered in Reference [14]. These were discretized and analyzed using ICES-STRUDL for each load component. The effect of A_t/A_w and B/D on the effectiveness is found to be negligible in these ranges. This supports the analytical results obtained from shear lag theory [15] [16] [17]. The effectiveness is, however, a strong function of the parameter L/B . Figures 10 and 11 show the resulting deck (or bottom) plating effectiveness as a function of L/B for the symmetric and antisymmetric components of the load. This is

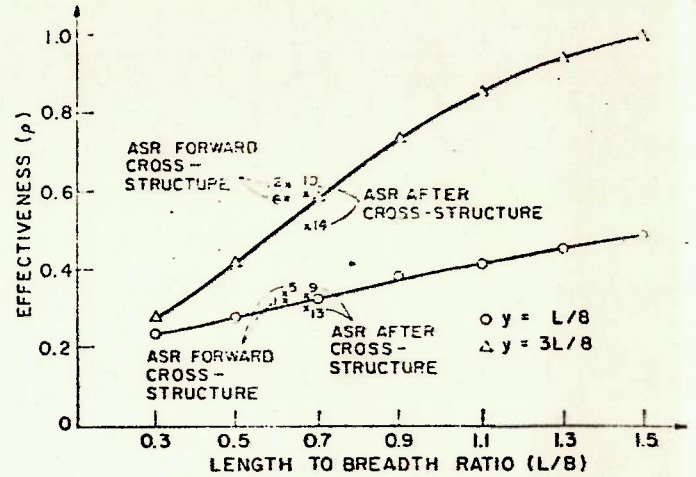


Figure 10. Effectiveness vs L/B for Symmetric Bending Moment.

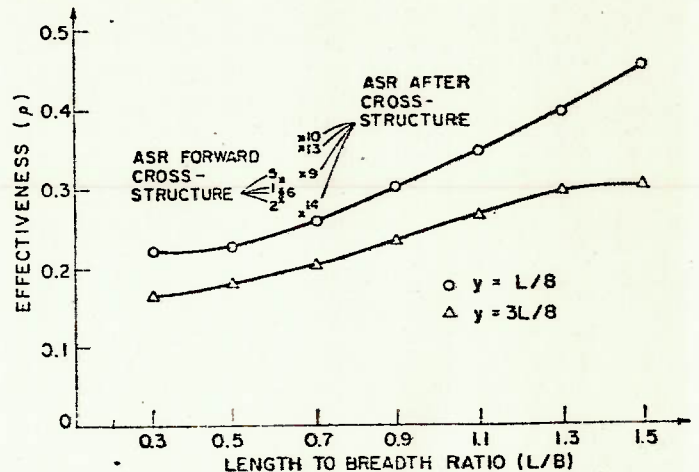


Figure 11. Effectiveness vs L/B for Antisymmetric Bending Moment + Shear.

given at two different locations along the length of the quarter structure. The plots are shown for $A_t/A_w = 3.0$ and $B/D = 3.0$. However, as mentioned earlier, they can be used over the specified range of these parameters (2.5 to 3.5).

It should be mentioned that these curves are independent of the magnitude of the applied loads as long as the material behaves elastically and no instability occurs in the box girder members. This is also one of the results shown in References [15], [16] and [17].

For a given box girder, " L/B " can be calculated and the effectiveness " ρ " can be determined for each load component from these curves. The effective breadth can then be simply calculated from $B' = \rho B$. This effective breadth is to be used when calculating the EFFECTIVE SECTION MODULUS of the box girder for each load component. The deck

stresses obtained in this manner (using the simple NAVIER FORMULA: Bending Stress = Bending Moment ÷ Effective Section Modulus) are the maximum stresses in each case. The total maximum stress is simply the sum of the stresses due to each load component. Since the torsion moment "T" produces very small direct longitudinal stresses, only the symmetric and antisymmetric bending components need to be considered in the calculations of the longitudinal stresses. These small values of the longitudinal stresses due to torsion are actually a verification of the theory discussed in References [23] and [24].

Interesting results were obtained for the shear stresses due to the end torsional moment. From several computer runs, the distribution of shear stresses are found to be almost constant along the length of the box girder. Their magnitude is the same as those predicted from simple BRETT FORMULA and the appropriate plate thickness. As a result of this, no parametric study was necessary for these stresses.

The resulting girth stresses for all loading components were very small. Therefore, no attempt has been made to present them for design purposes. The distribution and values of these stresses under certain loading and geometric conditions are presented in Reference [14].

COMPARISONS AND DISCUSSIONS

For comparison purposes, the actual forward and after cross-structure of the ASR CATAMARAN were analyzed using ICES-STRUDL II. The forward cross-structure has no plane of symmetry, and the after cross-structure has only one plane of symmetry. TABLE 1 gives the characteristics of the two cross-structures. Figures 12a and 12b show the resulting longitudinal stress distribution in the two cross-structures due to end moments equal to 1,000 FT TONS and 2,000 FT TONS, and a balancing and shear forces of magnitude 28.6 TONS.

TABLE 1

CHARACTERISTICS OF THE ASR-21 CATAMARAN CROSS-STRUCTURES

	FORWARD		AFTER	
Length (feet)	35		35	
Breadth (feet)	56		52	
Depth (feet)	18		18	
Flange Thicknesses (inches)				
Main Deck	5/16		5/16	
01 Level	9/16		9/16	
02 Level	3/8		3/8	
Web Thicknesses (inches)				
Frame 21	1/2	Frame 84	3/8	
Frame 37	3/8	Frame 96	3/8	
Frame 49	3/8	Frame 110	1/2	
L B	.62		.67	
B/D	3.11		2.89	
A _c /A _w	2.82		3.05	

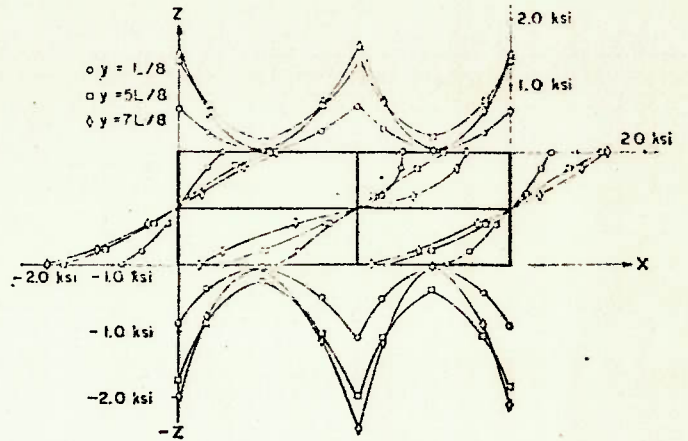


Figure 12a. Combined Longitudinal Stress Distribution for the Forward ASR-21 Cross-Structure.

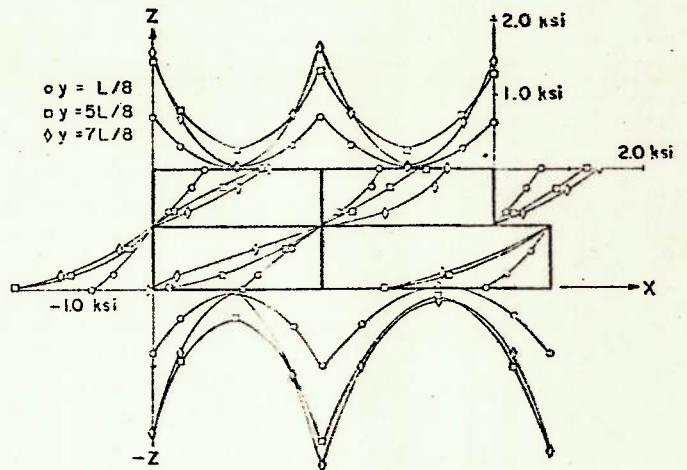


Figure 12b. Combined Longitudinal Stress Distribution for the After ASR-21 Cross-Structure.

The end loads are divided into symmetric and antisymmetric components, but Figures 12a and 12b show the combined stress distribution.

For comparison, the effectiveness of the deck plating of the actual cross-structures is computed in the same manner as for the doubly symmetric model. The results are shown in the effectiveness curves (Figures 10 and 11). Due to the lack of symmetry of the actual cross-structures about the center bulkhead, the effectiveness of each side was computed separately as shown in Figures 10 and 11. These results indicate that, in general, (except two points) the effectiveness predicted from the doubly symmetric model is lower than that computed from the actual cross-structures. It is therefore, on the conservative side. The effective breadths of the box girder computed according to the model and actual cross-structures are summarized in TABLE 2.

It is easily seen from this TABLE that the effective breadths computed from the model and the actual cross-structures are close for the case of

TABLE 2
EFFECTIVE BREADTH OF THE MODEL AND ACTUAL
CROSS-STRUCTURES

		CROSS-STRUCTURE	
		FORWARD	AFT
$y = L/8$	Model	17.1'	16.7'
	ASR 21	18.4'	16.7'
$y = 3L/8$	Model	29.0'	29.0'
	ASR 21	33.0'	28.6'
B. <i>Antisymmetric Bending Moment Plus Shear:</i>			
$y = L/8$	Model	13.7'	13.2'
	ASR 21	17.3'	17.6'
$y = 3L/8$	Model	11.0'	10.4'
	ASR 21	16.2'	16.6'

symmetric bending moment. For *antisymmetric* bending moment, however, the model gives lower values than the actual cross-structures and seems to form a lower bound on the effective breadths for the cases considered. The value of the effective breadth used by LANKFORD [7] in the *actual* design of the ASR 21 is four feet per bulkhead (three bulkheads in each box girder). The end loads used in connection with this effective breadth consist of a combination of bending moment and shear load. This seems to be on the *low* side in comparison with the figures shown in TABLE 2. However, due to lack of data on multicell box girders at that time, it is stated in reference [7] that the rest of the plating between bulkheads was considered to provide an additional factor of safety, and not otherwise considered in the design.

SUMMARY AND CONCLUSIONS

A multicell box girder representing a typical catamaran cross-structure is analyzed using Finite Element Method (ICES-STRUDL II). The loading at the ends of the cross-structure consists of *unequal* vertical bending moment, *balancing* vertical shearing forces and *balanced* torques. These end forces and moments have been shown to be more important in the seaway than possible forces and moments in other directions. In order to obtain results in a general form, the end forces and moments are separated into components, *each of which is in static equilibrium*. Making the assumption of a LINEAR ELASTIC SYSTEM, the principle of superposition is then used in order to combine the results.

A parametric study is performed of the resulting stress distribution. The important nondimensional parameters are identified on the basis of shear lag theory. These parameters are varied to cover a wide range of applicability to different cross-structures. A total of *twenty one* variations is performed. The resulting stress distributions and nodal displace-

ments are obtained, and their dependence on the different nondimensional parameters is examined.

The results of the parametric study are analyzed and grouped in a form for design purposes. Design curves indicating the effective breadth of the deck or bottom plating of the box girder under *symmetric* and *antisymmetric* end bending moments are presented. As an example, these curves are applied to the ASR-21 Catamaran and the resulting effective breadths are compared with those computed by the Finite Element Method for the *actual* ASR-21 cross structures, and also with the *actual values* used in the design.

In the range of length-to-breadth ratio of the cross structure considered in this study (typical range for the ASR Class), the longitudinal stress distribution across the deck or bottom plating exhibited a strong shear lag effect. In this case, the standard assumption in elasticity, that plane sections remain plane, is *no longer true*, and hence, simple theory of bending is *not applicable*. The main cause of the distortion of the cross section is the shear transmission in the "flanges" of the box girder. This leads to rather low effective breadths of these "flanges."

The effects of the parameters A_t/A_w and B/D on the "flange" effectiveness are found to be negligible. This supports the analytical results obtained in References [15], [16], and [17]. These parameters, however, *will affect* the level of the stresses when computed from the effective section modulus of the box girder.

The "flange" effectiveness is also dependent on the type of loading. This again supports the analytical results of References [15], [16], and [17]. The *antisymmetric* bending moment is found to produce a stress distribution such that the "flange" effectiveness is smaller than in the case of the *symmetric* bending moment. Therefore, it is recommended that, in the cases of unequal end bending moments, the *symmetric* and *antisymmetric* components be treated separately. The effective breadth in each case can be computed from Figures 10 and 11, respectively. The corresponding stresses (maximum) can be obtained from simple bending theory (Stress equals Bending Moment divided by effective section modulus), in which the section moduli are determined on the basis of the calculated effective breadths. The maximum combined stress, which is to be compared with allowable stress, is simply the sum of the two resulting stresses.

Under the conditions described in this study, the end torsional moments have negligible effects on the longitudinal stresses. This supports the analysis presented in References [23] and [24]. The Finite Element results show also that the simple BARNER FORMULA gives a fairly accurate estimate of the shear stresses due to those end torques for *double symmetric* box girders.

Finally, it is recommended that Figures 10 and 11 be used *only for preliminary design purposes*.

These may help in estimating the cross-structure weight in the *early* stages of design. When a more defined geometry and dimensions of the cross structures are established, a *complete Finite Element Analysis, such as is done in this study for the ASR-21, is recommended.*

REFERENCES

- [1] Mandel, P., "A Comparative Evaluation of Novel Ship Types", *Transactions of SNAME*, Vol. 70 (1962).
- [2] Bond, John R., "Catamaran—Dream or Reality", *Naval Engineers Journal*, Vol. 82, No. 3 (June, 1970) pps 95-109.
- [3] Meier, H. A., "Preliminary Design of a Catamaran Submarine Rescue Ship (ASR)", *Marine Technology*, Vol. 5, No. 1 (January, 1968).
- [4] Christensen, G. F., et. al., "The New Submarine Rescue Ships ASR-21 Class", *Marine Technology*, Vol. 7, No. 3 (July, 1970).
- [5] Leopold, R., "A New Hull Form for High Speed Volume-Limited, Displacement-Type Ships", *Transactions of Spring Meeting of SNAME* (1969).
- [6] Stevens, R. M., "New Dimensions for Naval Catamarans," *Naval Engineers Journal*, Vol. 84, No. 4 (August, 1972) pps 13-27.
- [7] Lankford, B. W., Jr. "The Structural Design of the ASR Catamaran Cross Structure", *Naval Engineers Journal*, vol. 79, No. 4 (August, 1967) pps 625-635.
- [8] Dinsenbacher, A. L., et. al., "Model Test Determination of Sea Loads on Catamaran Cross-Structure", *Naval Ship Research and Development Center Report No. 2378* (May, 1967).
- [9] Dinsenbacher, A. L., "A Method for Estimating Loads on Catamaran Cross-Structure", *Marine Technology*, Vol. 7, No. 4 (October, 1970).
- [10] Maniar, N. M. and W-P. Chiang, "Catamarans—Technological Limits to Size and Appraisal of Structural Design Information and Procedures", *Ship Structure Committee Report No. 222*, Washington, D.C., 1971.
- [11] Wahab, R., et. al., "On the Behavior of the ASR Catamaran in Waves", *Marine Technology*, Vol. 8, No. 3 (July, 1971).
- [12] Ohkusu, M. and M. Takaki, "On the Motion of Multihull Ships in Waves", Part I and II, Reports of Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University, Volume XVIII, No. 60, 1970 and Volume XIX, No. 62 (1971).
- [13] Nordenstrom, N., O. Fältinsen and B. Padersen, "Prediction of Wave-induced Motions and Loads for Catamarans", *Offshore Technology Conference*, Paper Number OTC 1418, Houston, Texas, 1971.
- [14] Fenton, P. H., "A Parametric Study of the Stress Distribution in a Four-celled Box Beam Model of the ASR-21 Catamaran Cross Structure". Unpublished Engineer's Thesis, Department of Ocean Engineering, M.I.T., 1972.
- [15] Schade, H. A., "The Effective Breadth of Stiffened Plating under Bending Loads", *Trans. of SNAME*, Vol. 59 (1951).
- [16] Schade, H. A., "The Effective Breadth Concept in Ship Structure Design", *Trans. of SNAME* (1953).
- [17] Mansour, A., "Effective Flange Breadth of Stiffened Plates under Axial Tensile Load or Uniform Bending Moment", *Journal of Ship Research* (March, 1970).
- [18] Schade, H. A., "Feasibility Study for an Ocean-Going Catamaran", prepared for the Crowley Launch and Tugboat Company, California (June, 1965).
- [19] Genalis, Paris, "Application of Finite Element Method to Multihull Ship Structural Analysis", *Naval Ship Research and Development Center Report No. 3780* (January, 1972).
- [20] *A Guide for the Analysis of Ship Structures*, Edited by T. Wah. Washington, D.C.: U.S. Department of Commerce, Office of Technical Service, 1960, p. 378.
- [21] Logcher, R. D., et al., *ICES STRUDL II—The Structural Design Language Engineering User's Manual*, Volumes I and II. Boston, Mass.: Department of Civil Engineering, M.I.T., 1969.
- [22] Hilderbrand, F. B. and E. Reissner, "Least Work Analysis of the Problem of Shear Lag in Box Beams", *NACA TN 893* (May, 1953).
- [23] Oden, J. T., *Mechanics of Elastic Structures*. New York: McGraw-Hill Book Company, 1967.
- [24] Venkatraman, B. and S. A. Patel, *Structural Mechanics with Introduction to Elasticity and Plasticity*. New York: McGraw-Hill Book Company, 1970.



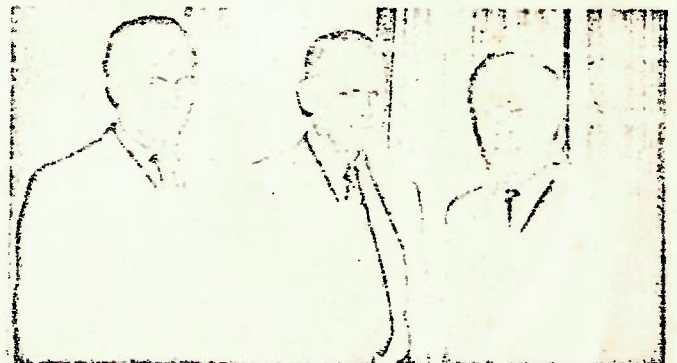
ASNE LOCAL CHAPTERS

SECTION NEWS

U.S. Naval Academy (Concluded)

During November, Ken SMITH, our Chairman, and I attended the technical session on "Ship Propulsion Dynamics" at the local meeting of the *Flagship Section*. Both of us enjoyed this very much. In the future we are planning for several more speakers, and also sending as many Midshipmen as possible to ASNE Day 1973.

—L. R. Nucci, Business Manager



Naval Academy Student Chapter Two Representatives Visit with Flagship's Chairman at the 28 November Annapolis Meeting. (l. to r.) Mid'n. K. M. Smith, USN—Student Chapter Chairman, "Doc" Bryan—Flagship Chairman, and Mid'n. L. R. Nucci, USN—Student Chapter Business Manager.