

FD-1251

ALBERTO CERAVOLO MORANDI

Eng. Naval, Escola Politécnica da USP, 1985

**PROJETO DE REGIÕES DE DESCONTINUIDADE DO
CASCO RESISTENTE DE SUBMARINOS**

Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo
para a obtenção de mestrado
em Engenharia Naval.

Orientador:

Prof. Dr. Miguel Angel Buelta
Martinez

Junho/1991

CONSULTA
FD-1251

DEDICATÓRIA

À MINHA MÃE D. HELENA
À MINHA IRMÃ CRISTINA
À CATIA

AGRADECIMENTOS

À MARINHA DO BRASIL (MB), pelo apoio e pelas oportunidades oferecidas.

Aos colegas do CENO-USP e da Diretoria de Engenharia Naval (DEN-MB), pela contribuição no desenvolvimento do meu trabalho na área de submersíveis.

Ao Prof. Dr. Miguel Angel Buelta Martinez pelo apoio e dedicação dispensados na orientação desta pesquisa.

Ao Sr. Francisco Gomes da Silva e a Srta. Catia Bumagny pela cuidadosa confecção do trabalho.

RESUMO

Neste trabalho são apresentados os principais recursos disponíveis para o projeto das regiões de descontinuidade do casco resistente de submarinos, aplicando-os para diferentes situações de um submarino típico. A partir dos resultados dessas análises, propõe-se um critério de projeto estrutural de tais regiões, assim como elaboram-se formulações simplificadas visando a estima dos escantilhões nas fases iniciais do projeto.

A B S T R A C T

This work presents the main resources available for the design of the discontinuity regions of the submarine pressure hull, applying them to different situations of a typical submarine. Based on the results of such analysis, a structural design criterion is proposed for these regions, as well as simple formulations for scantlings estimation in initial phases of the design.

ÍNDICE GERAL

DEDICATÓRIA	1
AGRADECIMENTOS	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
ÍNDICE GERAL	v
NOMENCLATURA	vii
LISTA DE FIGURAS	xiv
LISTA DE TABELAS	xxi
DEFINIÇÕES	xxii
CAPITULO 1 - INTRODUÇÃO	
1.1- EXPLANAÇÃO GERAL	1.1
1.2- OBJETIVOS E JUSTIFICATIVA DO TRABALHO	1.4
1.3- APRESENTAÇÃO DO TRABALHO.....	1.6
CAPITULO 2 - RECURSOS PARA O PROJETO ESTRUTURAL DE REGIÕES DE DESCONTINUIDADE	
2.1- REQUISITOS BÁSICOS	2.1
2.2- ANÁLISE DE COLAPSO	2.12
2.3- ANÁLISE DE TENSÃO LINEAR-ELÁSTICA	2.19
2.4- FORMULAÇÕES SIMPLIFICADAS	2.23

CAPITULO 3 - APLICAÇÕES

3.1- CONSIDERAÇÕES INICIAIS	3.1
3.2- CASCO CILÍNDRICO EM REGIÃO DE ANTEPARA	3.10
3.3- TRANSIÇÃO CILINDRO - CONE	3.27
3.4- TRANSIÇÃO CILINDRO - CALOTA	3.74

CAPITULO 4 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

4.1- RESUMO DOS RESULTADOS OBTIDOS	4.1
4.2- PRINCIPAIS CONCLUSÕES	4.6
4.3- CRITÉRIO DE PROJETO E FORMULAÇÕES SIMPLIFICADAS	4.13
4.4- SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS	4.15

REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

ANEXO 1- ANÁLISE DE REGIÕES DE DESCONTINUIDADE COM O USO DO
PROGRAMA BOSOR5

ANEXO 2- ANÁLISE DE REGIÕES DE DESCONTINUIDADE COM O USO DE
MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

NOMENCLATURA

A_r	área mínima requerida para o anel de transição
E	módulo de elasticidade (206000 N/mm ² para o aço)
$F_m, F, F'_1, F'_2, F_1, F_2$	esforços correspondentes à imposição da condição de simetria na extremidade do modelo de elementos finitos com a antepara
FS	fator de segurança
h_a	altura da alma correspondente à geometria padrão
INDIC	parâmetro indicador do tipo de análise a ser feita no processamento principal do BOSORS [9]
k	fator de calibração para uso da equação II.12
K	matriz de rigidez
Kg	matriz de rigidez geométrica
K^*	K - Kg

L_c	espaçamento de cavernas da geometria padrão
L_f	largura do flange correspondente à geometria padrão
L_1	espaçamento de caverna, adjacente à transição cilindro-cone, no cone
L_2	espaçamento de caverna, adjacente à transição cilindro-cone, no cilindro
l_0	extensão para o reforço do chapeamento do casco, em região de transição
M_0, M'_0, M''_0	esforços de compatibilidade (momentos)
M'_x	momento na direção longitudinal, no meio vão entre cavernas
M_φ, M_x	momentos, nas direções circunferencial e longitudinal, calculados segundo a teoria de cascas finas (por unidade de comprimento)
n	numero de semi-ondas circunferenciais
n_0	valor inicial de n , para o processamento principal do BOSORS[9]

NMINB, NMAXB	limites inferior e superior para o número de semi-ondas circunferenciais, determinados pelo usuário quando do processamento principal do BOSOR5[9]
N_p, N_x	resultantes normais, nas direções circunferencial e longitudinal, calculadas segundo a teoria de cascas finas (por unidade de comprimento)
P_a	carga limite de uma estrutura sem imperfeição inicial
P_b	carga de instabilidade de uma estrutura sem imperfeição inicial ("bifurcation load")
PC	profundidade/pressão de cálculo
P_{col}	profundidade/pressão de colapso
$(P_{col})_{ref}$	pressão de colapso, correspondente à geometria padrão, calculada com o BOSOR5[9]
$(P_{col})_{dsc}$	pressão de colapso da geometria com descontinuidade, calculada com o BOSOR5[9]
p	pressão hidrostática (geral)
P	carga (geral)

P_{cr}	carga crítica de flambagem
P_e	carga de colapso de uma estrutura real
PN	profundidade/pressão normal de operação
PT	profundidade/pressão de teste
$q = p \times R_m / 2$	carga longitudinal devido à pressão hidrostática atuando nas calotas de fechamento
Q	auto-vetor (modo de flambagem)
Q_o, Q'_o, Q''_o	esforços de compatibilidade (cortantes)
r	fator de redução (knock down factor)
R_m	raio médio do cilindro
R_{ca_m}	raio médio da calota
R_{co_m}	raio médio do cone
t	espessura do chapeamento do casco (geral)
t_a	espessura da alma correspondente à geometria padrão
t_f	espessura do flange correspondente à geometria padrão

α	semi-ângulo de abertura do cone
$\alpha_1, \alpha_2, \dots$	valores do semi-ângulo de abertura do cone α
α'	$90^\circ - \beta - \alpha$
β	semi-ângulo de abertura da calota
δ	deslocamento (geral)
ε	deformação (geral)
λ	auto-valor
ν	coeficiente de poisson (0.3 para o aço)
σ	tensão normal (geral)
σ_c	tensão de compressão constante
$\sigma_{0.2}$	tensão correspondente a 0.2% de deformação (551 N/mm ² para o HY-80)
σ_{eq}	tensão equivalente de Von Mises (geral)
σ_{eq}^{pn}	tensão equivalente de Von Mises, calculada para a pressão normal de operação PN
σ_{eq}^{ext}	tensão equivalente na face externa (geral)

σ_{eq}^{pc}	tensão equivalente de Von Mises, calculada para a pressão de cálculo PC
σ_{eq}^{fl}	tensão equivalente de flexão (geral)
σ_{eq}^{int}	tensão equivalente na face interna (geral)
σ_{eq}^m	tensão equivalente de membrana
$\sigma_{eq}^1, \sigma_{eq}^2, \dots, \sigma_{eq}^n$	valores da tensão equivalente na face interna obtidos num modelo de elementos finitos
σ_f	tensão de flexão devido à falta de circularidade
σ_r	tensão radial, no casco sem imperfeições de forma
σ_{re}	tensão radial devido ao empenamento inicial das cavernas
σ_x	tensão normal na direção longitudinal (geral)
σ_ϕ	tensão normal na direção circunferencial (geral)
σ_R	tensão normal radial

$$\sigma_{\phi}^m = N_{\phi} / t$$

tensão normal de membrana na direção circunferencial

$$\sigma_{\phi}^{fl} = 6 * M_{\phi} / t^2$$

tensão normal de flexão na direção circunferencial

$$\sigma_x^m = N_x / t$$

tensão normal de membrana na direção longitudinal

$$\sigma_x^{fl} = 6 * M_x / t^2$$

tensão normal de flexão na direção longitudinal

σ'

tensão atuante no meio do vão, na estrutura sem descontinuidade, para PC, calculada pela teoria de Pulos e Salerno [17]

σ''

tensão correspondente à formação de uma rótula plástica numa placa

$$\tau_{\phi x}, \tau_{r\phi}, \tau_{xr}$$

tensões de cisalhamento (geral)

LISTA DE FIGURAS

Figura		Página
2.1	Colapso do casco entre cavernas	2.3
2.2	Flambagem das cavernas	2.3
2.3	Flambagem global	2.5
2.4	Escoamento de pontos do flange das cavernas ...	2.5
2.5	Tensões no pé da alma de uma caverna empenada .	2.6
2.6	Diagrama carga-deslocamento	2.10
2.7	Transição cilindro-calota	2.13
2.8	Casco cilíndrico em região de antepara	2.13
2.9	Transição cilindro-cone-calota	2.13
2.10	Discretização da estrutura para entrada no programa BOSORS	2.15
2.11	Saída do BOSORS- modo de flambagem com 5 semi- ondas circunferenciais	2.16
2.12	Análise de colapso	2.17
2.13	Modelagem de uma casca segundo a teoria de cascas finas	2.21
2.14	Transição cone-calota ou cilindro-calota, parâmetros geométricos	2.23
2.15	Transição cilindro-cone ou cone-cone, parâmetros geométricos	2.24
2.16	Tensões calculadas segundo a teoria de cascas finas	2.26
3.1	Dimensões típicas do casco cilíndrico	3.2
3.2	Curva $\sigma \times \epsilon$ do HY-80	3.2
3.3	Geometria padrão (modelo)	3.5
3.4	Geometria padrão, modo $n = 0$	3.6
3.5	Tensões lineares-elásticas, no modelo padrão, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.8

3.6	Cilindro-antepara, sem reforço (modelo)	3.11
3.7	Cilindro-antepara, sem reforço, modo $n = 0$..	3.12
3.8	Reforço do cilindro, na região da antepara, até 1 e 1/3 de L_c	3.12
3.9	Cilindro com reforço até 1 e 1/3 de L_c , modo $n = 3$	3.13
3.10	Reforço do cilindro, na região da antepara, até 2 e 1/3 de L_c	3.13
3.11	Cilindro com reforço até 2 e 1/3 de L_c (modelo)	3.15
3.12	Cilindro com reforço até 2 e 1/3 de L_c , modo $n = 4$ ($t = 37\text{mm}$)	3.16
3.13	Cilindro com reforço até 2 e 1/3 de L_c modo $n = 0$ ($t = 36\text{mm}$)	3.16
3.14	Cilindro com reforço até 2 e 1/3 de L_c , estrutura deformada para $p = 7.07 \text{ N/mm}^2$	3.17
3.15	Reforço do cilindro, na região da antepara, até 1 e 2/3 de L_c	3.17
3.16	Cilindro reforçado até 1 e 2/3 de L_c , estrutura deformada para $p = 7.07 \text{ N/mm}^2$	3.18
3.17	Tensões lineares-elásticas, cilindro-antepara sem reforço, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$..	3.20
3.18	Tensões lineares-elásticas, cilindro-antepara reforço até 1 e 1/3 de L_c , calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.21
3.19	Tensões lineares-elásticas, cilindro-antepara reforço até 2 e 1/3 de L_c , calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.22
3.20	Modelo de elementos finitos, cilindro- antepara, modelos 1,2 e 3	3.25
3.21	Modelo de elementos finitos, cilindro- antepara, detalhe 2 (modelos 4 e 5)	3.26

3.22	Tensão equivalente na face interna do casco para os cinco modelos	3.28
3.23	Semi-ângulos de abertura α , estudados (5° , 7.5° , 10° e 20°)	3.29
3.24	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 5^\circ$..	3.31
3.25	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 5^\circ$ (modelo)	3.32
3.26	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 5^\circ$, estrutura deformada para $p = 6.70 \text{ N/mm}^2$	3.33
3.27	Cilindro-cone, $\alpha = 5^\circ$, $L_2 = 200\text{mm}$, estrutura deformada para $p = 6.46 \text{ N/mm}^2$	3.33
3.28	Cilindro-cone, $\alpha = 5^\circ$, $L_2 = 560\text{mm}$, modo $n = 0$	3.35
3.29	Cilindro-cone, $\alpha = 5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, modo $n = 17$	3.35
3.30	Tensões lineares-elásticas, cilindro-cone com $\alpha = 5^\circ$, geometria inicial, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.39
3.31	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 7.5^\circ$	3.40
3.32	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 7.5^\circ$ (modelo)	3.41
3.33	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 7.5^\circ$, estrutura deformada para $p = 6.13 \text{ N/mm}^2$	3.42
3.34	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_2 = 200\text{mm}$, modo $n = 0$	3.42
3.35	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_2 = 500\text{mm}$, estrutura deformada para $p = 6.21 \text{ N/mm}^2$	3.43
3.36	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, modo $n = 0$	3.43
3.37	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_2 = 600\text{mm}$, modo $n = 0$	3.45
3.38	Reforço dos vãos adjacentes à transição	3.45

3.39	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 40mm nos vãos adjacentes, modo n = 0	3.46
3.40	Reforço até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição	3.46
3.41	Estrutura com o reforço até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição (modelo)	3.47
3.42	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 40mm até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição, modo n = 4	3.48
3.43	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 36mm até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição, modo n = 4	3.48
3.44	Cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 35mm até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição, estrutura deformada para $p = 7.00$ N/mm^2	3.49
3.45	Tensões lineares-elásticas, geometria inicial cilindro-cone com $\alpha = 7.5^\circ$, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.51
3.46	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$.	3.56
3.47	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$ (modelo)	3.57
3.48	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$ modo n = 0	3.58
3.49	Cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, modo n = 0	3.58
3.50	Cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 38mm até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição, modo n = 0	3.59
3.51	Cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, t = 39mm até 1 e 2/3 de L_c em relação à transição, modo n = 4	3.59

3.52	Tensões lineares-elásticas, geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 10^\circ$, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.60
3.53	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 20^\circ$..	3.64
3.54	Geometria inicial, cilindro cone com $\alpha = 20^\circ$ (modelo)	3.65
3.55	Geometria inicial, cilindro-cone com $\alpha = 20^\circ$, modo $n=0$	3.66
3.56	Anel de transição para o cilindro-cone com $\alpha = 20^\circ$	3.67
3.57	Cilindro-cone, $\alpha = 20^\circ$, com anel de transição e $t = 40\text{mm}$ até 1 e $2/3$ de L_c , modo $n = 4$	3.68
3.58	Cilindro-cone, $\alpha = 20^\circ$, com anel de transição e $t = 42\text{mm}$ até 1 e $2/3$ de L_c , estrutura deformada para $p = 6.60 \text{ N/mm}^2$	3.68
3.59	Cilindro-cone, $\alpha = 20^\circ$, com anel de transição e $t = 40\text{mm}$ até 2 e $1/3$ de L_c , modo $n = 4$	3.70
3.60	Tensões lineares-elásticas, geometria inicial cilindro-cone com $\alpha = 20^\circ$, calculadas para $PC = 6.0 \text{ N/mm}^2$	3.71
3.61	Geometria inicial, cilindro-calota	3.75
3.62	Geometria inicial, cilindro-calota (modelo) ..	3.76
3.63	Geometria inicial, cilindro-calota, modo $n=0$..	3.77
3.64	Anel de transição para cilindro-calota	3.78
3.65	Cilindro-calota, com anel de transição, modo $n = 4$	3.79
3.66	Reforço do cilindro junto ao anel de transição	3.81
3.67	Cilindro-calota, com anel de transição, $t=37\text{mm}$ até 2 e $1/3$ de L_c , estrutura deformada para $p = 7.04 \text{ N/mm}^2$	3.82
3.68	Cilindro-calota, com anel de transição, $t = 38\text{mm}$ até 2 e $1/3$ de L_c , modo $n = 4$	3.82

3.69	Cilindro-calota, com anel de transição, t = 38mm até 1 e 2/3 de L_c , modo n = 4	3.83
3.70	Tensões lineares-elásticas, cilindro-calota, com anel de transição e t = 37mm até 2 e 1/3 de L_c , calculadas para PC = 6.0 N/mm ²	3.84
3.71	Modelo de elementos finitos, cilindro-calota, região comum aos 3 modelos	3.87
3.72	Detalhe 2, modelo 1	3.88
3.73	Detalhe 2, modelos 2 e 3	3.89
3.74	Tensões equivalentes nas faces internas do cilindro e da calota	3.90
3.75	Extensão do anel de transição junto ao cilindro	3.91
4.1	Solução obtida para o casco cilíndrico em região de antepara	4.2
4.2	Solução obtida para a transição cilindro-cone com semi-ângulo de abertura $\alpha = 5^\circ$	4.2
4.3	Solução obtida para a transição cilindro-cone com semi-ângulo de abertura $\alpha = 7.5^\circ$	4.4
4.4	Solução obtida para a transição cilindro-cone com semi-ângulo de abertura $\alpha = 10^\circ$	4.4
4.5	Solução obtida para a transição cilindro-cone com semi-ângulo de abertura $\alpha = 20^\circ$	4.5
4.6	Solução obtida para a transição cilindro- calota	4.5
4.7	Proposta de BUSHNELL [19] para modelagem de regiões de descontinuidade	4.7
4.8	Pontos críticos em termos de tensão	4.9
4.9	Solução em "escadinha"	4.9
4.10	Esforços de compatibilidade	4.10
A1.1	Alternativas de inclusão do carregamento	a1.5
A1.2	Modelagem típica do anel de transição para o BOSORS	a1.6

A1.3	Opções para o processamento principal do BOSOR5	a1.8
A2.1	Condições de contorno no modelo com antepara .	a2.3
A2.2	Condições de contorno no modelo com calota ...	a2.3
A2.3	Aplicação da carga no modelo com calota	a2.5
A2.4	Aplicação da carga no modelo com antepara	a2.5
A2.5	Esforços aplicados na extremidade do modelo com antepara	a2.4
A2.6	Extrapolação gráfica de tensões	a2.7

LISTA DE TABELAS

Tabela		Página
3.1	Curva $\sigma \times \epsilon$ do HY-80	3.4
3.2	Comparação de tensões: BOSOR5 [9] x FLAMDTMB [12], (N/mm ²)	3.9
3.3	Tensões na intersecção cilindro-antepara	3.19
3.4	Tensões na transição cilindro-cone, $\alpha = 5^\circ$...	3.36
3.5	Tensões na transição cilindro-cone, $\alpha = 7.5^\circ$..	3.52
3.6	Tensões na transição cilindro-cone, $\alpha = 10^\circ$..	3.61
3.7	Tensões na transição cilindro-cone, $\alpha = 20^\circ$..	3.72
3.8	Tensões na transição cilindro-calota	3.85
4.1	Sumário dos resultados obtidos para o fator de calibração k	4.12

DEFINIÇÕES

Algumas definições podem ser úteis ao leitor na compreensão do presente trabalho:

- Profundidade normal de operação / pressão normal de operação (PN)

É a máxima profundidade/pressão que a embarcação pode atingir em operação normal. Considera-se que será atingida algumas milhares de vezes ao longo de sua vida útil.

- Profundidade de teste / pressão de teste (PT)

É uma profundidade/pressão à qual o submarino é sujeito em suas provas de mar, para teste dos principais componentes. Normalmente $PT = PN + 50m$ (5 bar).

- Profundidade de cálculo/pressão de cálculo (PC)

É a profundidade/pressão para a qual a estrutura do casco do submarino é projetada e na qual a probabilidade de falha deve ser bastante próxima de zero.

- Profundidade de colapso/pressão de colapso (P_{col})

É a profundidade/pressão em que, segundo o modelo de cálculo adotado, ocorre a primeira falha estrutural no casco resistente. Neste trabalho, esta falha corresponde ao colapso do casco entre cavernas, axissimétrico ou com a formação de lóbulos.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 EXPLANAÇÃO GERAL

No final de 1977 tornou-se público que a Marinha do Brasil, em continuidade com o esforço de nacionalização de seu material, contemplava a possibilidade de vir a fabricar submarinos. A partir de então, a Marinha passou a investir ainda mais em pesquisa e desenvolvimento na área de veículos submersíveis. No âmbito do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP, já em 1978, iniciaram-se atividades de pesquisa nas áreas de projeto, fabricação, reparo e instrumentação de veículos submersíveis, com o objetivo de criar capacitação nacional, dando condições para que a "transferência de tecnologia" dos países mais desenvolvidos fosse realizada de forma crítica e ativa, possibilitando, a médio prazo, a execução de projetos inteiramente nacionais.

No que concerne à estrutura dos veículos submersíveis, ao longo das supracitadas atividades de pesquisa, foram compilados os recursos existentes para o projeto estrutural, tanto no País como no exterior, e ainda decodificados alguns critérios de projeto empregados pelas Marinhas de outros países. No entanto, o emprego militar de submarinos faz com que, de modo geral, o acesso à bibliografia referente ao projeto dos mesmos seja bastante dificultoso, pois normalmente envolve acesso à informações consideradas sigilosas. Mesmo quando disponíveis, as referências bibliográficas requerem cuidadoso estudo, pois

via de regra contém informações incompletas, que necessitam ser devidamente interpretadas. Por outro lado, pode ocorrer que elas já estejam ultrapassadas, em vista de avanços recentes.

Assim sendo, qualquer desenvolvimento neste campo depende do esforço dedicado para o pleno esclarecimento das informações obtidas.

Em particular, para o projeto estrutural do casco do submarino, responsável global pela segurança do veículo, estabelece-se um conjunto de informações que, encaradas como um corpo, constitui o critério de projeto adotado. Globalmente falando, o critério de projeto deve fixar, necessariamente, três requisitos: carregamento adotado, modelos de análise empregados e máximos valores para parâmetros previamente selecionados.

Para a Marinha do Brasil (MB), a oportunidade para o conhecimento e análise de um destes critérios surgiu a partir dos contratos firmados com o estaleiro HOWALDTSWERKE-DEUTSCHE WERFT (HDW) e o escritório de projeto INGENIEURKONTOR LÜBECK (IKL), ambos da República Federal da Alemanha. Este contrato englobou a aquisição de três submarinos tipo IKL-1400 (dois deles a serem construídos no Brasil) e a transferência de conhecimento referente ao projeto e construção de submarinos convencionais (diesel-elétricos). Essa transferência de conhecimento vem sendo realizada através de estágios realizados na IKL e na HDW, cursos realizados pela IKL na Diretoria de Engenharia Naval (DEN-MB) e troca de correspondência entre a DEN e a IKL. Isto pode-se desenvolver de maneira ativa e dinâmica, pois ocorreu no terreno preparado por estudos realizados na DEN e no âmbito do Departamento de Engenharia Naval da USP, nos últimos 10 anos. Tanto é assim, que hoje desenvolve-se o

projeto do submarino SNAC-I, primeiro submarino a ser inteiramente projetado e construído no Brasil, empregando-se estes conhecimentos.

A experiência e conhecimento acumulados ao longo deste processo permite que se siga agora um caminho próprio, iniciando pesquisas que visem complementar o conhecimento adquirido e, no futuro, desenvolver um critério de projeto nacional.

Este trabalho insere-se neste contexto, avaliando e complementando os recursos existentes para o projeto do casco resistente em regiões de descontinuidades estruturais, tais como as intersecções cilindro-cone, cilindro-calota e cilindro-antepara. Apresenta-se uma proposta de critério de projeto para tais regiões, que pode ser aperfeiçoada a partir de novas investigações, tanto teóricas quanto experimentais, visando sua efetiva consolidação.

1.2 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS DO TRABALHO

Este trabalho tem como objetivo apresentar, discutir e propor soluções para as principais questões surgidas quando da concepção do projeto estrutural de regiões de descontinuidade em cascos de submarino, de modo a consolidar um critério de projeto para tais regiões.

A demanda de tal investigação deriva da importância do casco resistente, tanto no que se refere à segurança da embarcação, quanto na qualidade do seu projeto. Os principais critérios conhecidos, [1], [2] e [3], são aplicáveis a regiões de geometria uniforme, como cilindros, cones ou calotas de fechamento, de modo que, não se dispõe até o momento, de forma ostensiva, de um critério de projeto para regiões de descontinuidade, onde tal uniformidade não está presente. O presente trabalho visa encaminhar esta questão, discutindo os recursos de projeto disponíveis e sua utilização em regiões de descontinuidade típicas, de modo a elaborar tal critério. As regiões estudadas, típicas de submarinos modernos, são:

- Casco cilíndrico em região de antepara.
- Transição casco cilíndrico-calota de fechamento.
- Transição casco cilíndrico-casco cônico.

O trabalho se justifica amplamente, pela importância que essas descontinuidades tem nos processos de colapso estrutural do casco resistente. Uma baixa resistência nestas regiões, seja à fadiga ou ao colapso, faz com que elas

transformem-se nos pontos fracos da estrutura, comprometendo todo o projeto, mesmo que o restante tenha sido projetada com modelos teórico-experimentais suficientemente testados, conhecidos e confiáveis.

Considerando ainda, a importância de uma adequada estima do peso do casco resistente em fases iniciais do projeto, são propostas formulações simplificadas para a avaliação de escantilhões das regiões de descontinuidade.

1.3 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

O texto é dividido em capítulos, cujos conteúdos são abaixo resumidos.

No capítulo 2, apresentam-se os recursos existentes para o projeto das regiões de descontinuidade, que permitirão o desenvolvimento de um critério de projeto. Fixam-se os requisitos básicos de projeto, assim como mostram-se os recursos de análise para tais regiões, tanto no que se refere ao cálculo da pressão de colapso quanto no que se refere ao cálculo de tensões. Finalmente, apresentam-se as formulações simplificadas existentes para a estima de escantilhões.

No capítulo 3, executam-se aplicações dos conceitos expostos no capítulo anterior, para alguns casos típicos de descontinuidade:

- Casco cilíndrico em região de antepara.
- Transição casco cilíndrico-calota de fechamento.
- Transição casco cilíndrico-casco cônico.

Os resultados obtidos são comparados e analisados, tirando-se as conclusões pertinentes.

No capítulo 4 resumem-se esses resultados obtidos, expõem-se as principais conclusões e levantam-se tópicos para futuras pesquisas. Finaliza-se com a proposta de um critério de projeto e das formulações simplificadas.

CAPÍTULO 2

RECURSOS PARA O PROJETO ESTRUTURAL DE REGIÕES DE
DESCONTINUIDADE

2.1 REQUISITOS BÁSICOS

O casco resistente de submarinos, entendido como o conjunto de elementos estruturais que devem resistir aos esforços decorrentes da pressão hidrostática atuante na embarcação, possui dois requisitos estruturais básicos:

Requisito I (fadiga)

- Seus componentes devem resistir a um certo número de mergulhos, até a pressão normal de operação (PN) desejada, sem apresentar dano.

Requisito II (colapso)

- O sistema, como um todo, deve ter uma probabilidade de falha bastante próxima de zero, na pressão de cálculo (PC) desejada, onde $PC = FS * PN$, com FS sendo o fator de segurança do critério de projeto adotado.

O requisito I, relaciona-se à fadiga de baixo ciclo, uma vez que o número de mergulhos de um submarino, ao longo de sua vida útil, é da ordem de 10.000. Em termos de projeto, é cumprido pela imposição de limites para as tensões atuantes na estrutura, para a profundidade normal de operação (PN), de modo a mantê-las suficientemente distantes

da tensão limite de fadiga do material. Uma abordagem detalhada da questão de fadiga foge ao escopo deste trabalho, sendo aqui simplesmente, adotado o limite prescrito em [3]:

$$\sigma_{eq}^{pn} \leq 0.8 * \sigma_{0.2} \quad (II.1)$$

onde σ_{eq}^{pn} é a tensão equivalente de Von Mises, para PN.

A verificação do requisito II é mais complexa, pois é preponderante no projeto e, conseqüentemente, no peso do casco resistente, procurando-se aí o máximo aproveitamento do material, lançando-se mão inclusive de suas propriedades elasto-plásticas. Seu cumprimento passa pela imposição de que ainda não ocorram falhas estruturais no casco resistente, na pressão de cálculo (PC).

As principais falhas estruturais, classificadas em função da extensão do submersível que abrangem, são [4]:

- Colapso do casco entre cavernas: esta falha pode ocorrer por flambagem elástica, flambagem inelástica ou escoamento. Depende do espaçamento entre cavernas, diâmetro do cilindro, espessura do casco, módulo de elasticidade e tensão de escoamento do material. A ocorrência primeira de um dos três tipos vai depender das relações entre estes parâmetros, podendo acontecer com ou sem a formação de lóbulos ao longo da circunferência (figura 2.1).

- Flambagem das cavernas e gigantes: esta pode ocorrer de forma elástica ou inelástica no próprio plano da caverna (figura 2.2 a) ou fora de seu plano (flambagem lateral, (figura 2.2 b)). Em ambos os casos, ocorre com a

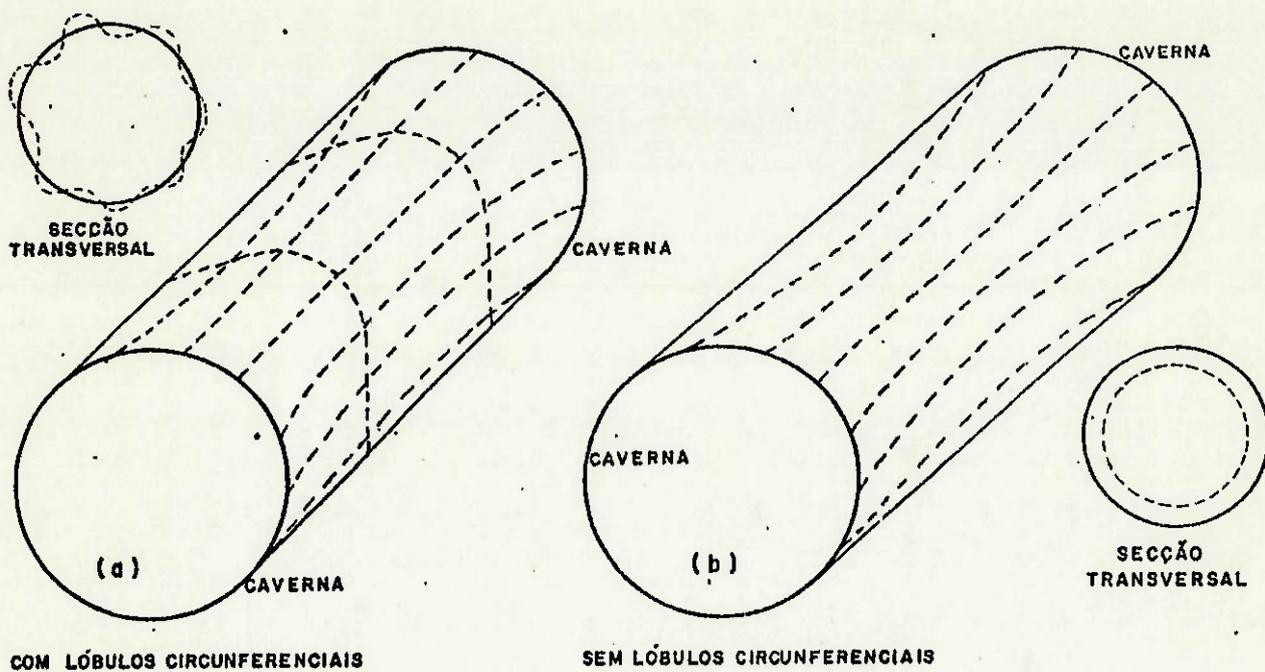


FIGURA 2.1 - COLAPSO DO CASCO ENTRE CAVERNAS

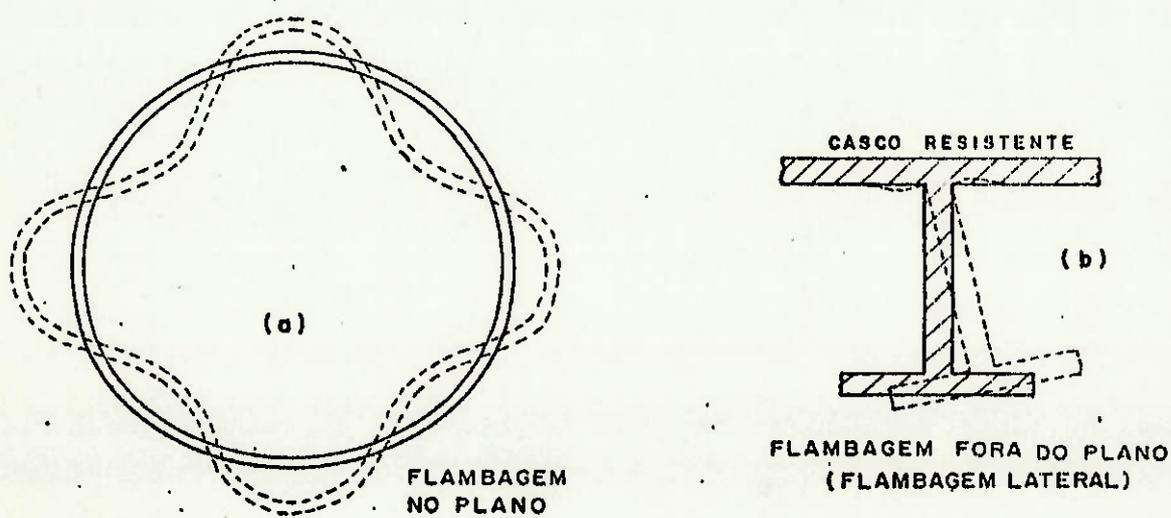


FIGURA 2.2 - FLAMBAGEM DAS CAVERNAS

formação de lóbulos circunferenciais.

- Flambagem global: ocorre com a formação de ondulações circunferenciais e longitudinais entre anteparas ou gigantes, no casco, vindo a "carregar" também as cavernas (figura 2.3).

- Escoamento do flange das cavernas e gigantes: se o casco fosse perfeitamente circular, esta falha seria alcançada quando a tensão normal, praticamente uniforme, de compressão, agente na secção da caverna e ao longo de toda circunferência, atingisse a tensão de escoamento. Porém, este fato seria antecedido pela falha do casco resistente através de uma das formas já vistas. Ocorre que, os processos de fabricação tendem a induzir imperfeições que afastam o casco resistente de sua forma perfeitamente circular (falta de circularidade). Nestas condições, a tensão normal de compressão constante adiciona-se à tensão normal de flexão local, fazendo com que se atinja o escoamento em pontos isolados do flange livre da caverna (figura 2.4).

- Escoamento do pé da alma das cavernas e gigantes: esta falha ocorre quando a tensão equivalente (σ_{eq}) numa das faces da alma, em seu contato com o casco, atinge a tensão de escoamento. A necessidade do cálculo da tensão equivalente, neste caso, decorre da composição de diversas tensões em direções diferentes (figura 2.5): tensões radiais e circunferenciais agentes no casco sem imperfeição na sua forma (σ_r, σ_c), tensão circunferencial devida à falta de circularidade (σ_f) e tensões radiais e circunferenciais devido ao empenamento inicial das cavernas ($\sigma_{re, v} * \sigma_{re}$).

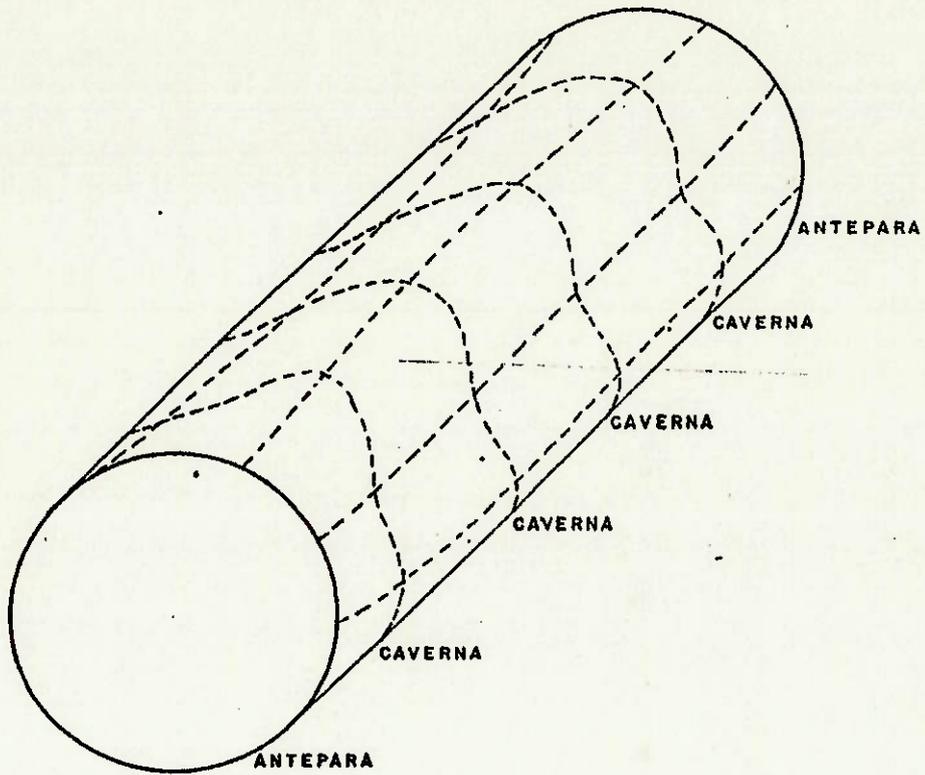


FIGURA 2.3 - FLAMBAGEM GLOBAL

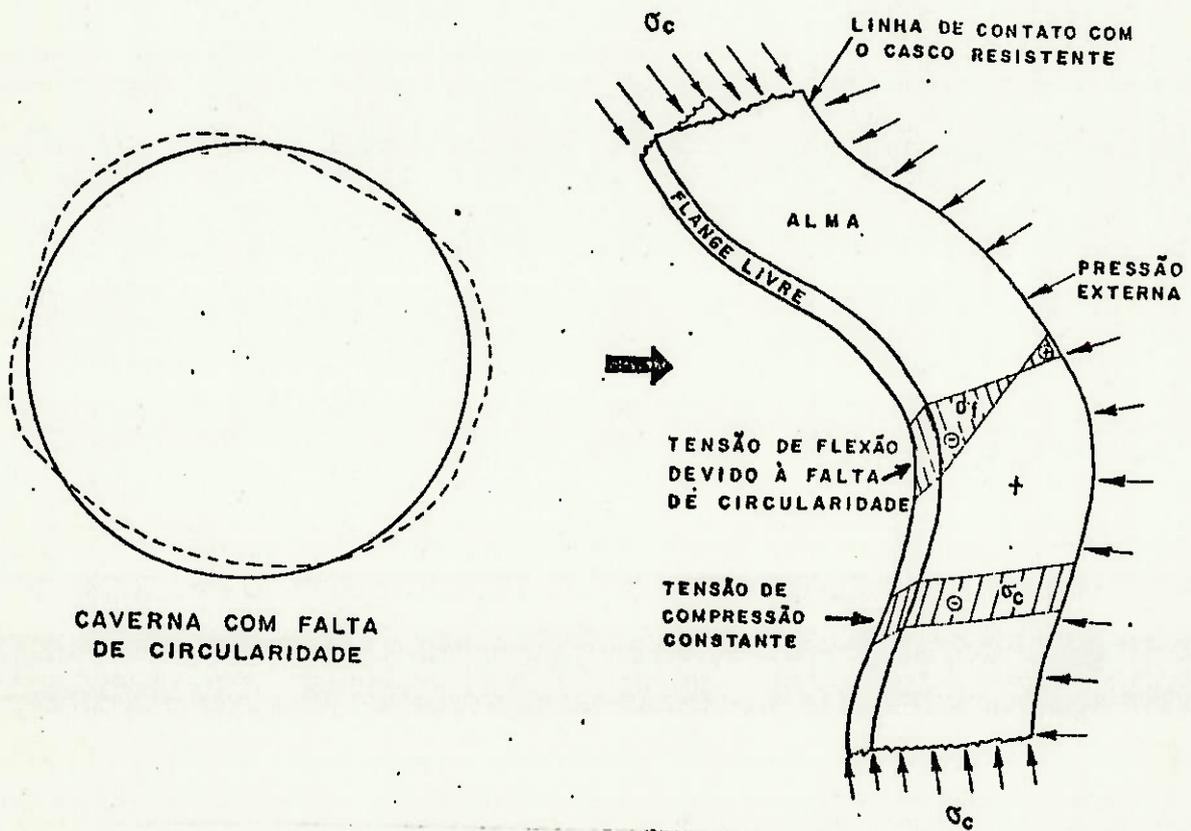


FIGURA 2.4 - ESCOAMENTO DE PONTOS DO FLANGE DAS CAVERNAS

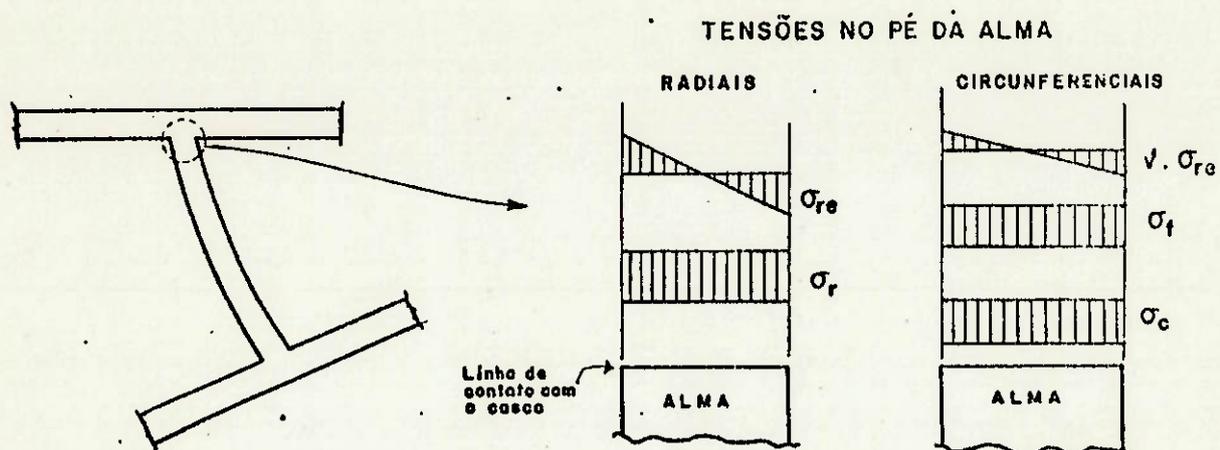


FIGURA 2.5 - TENSÕES NO PÉ DA ALMA DE UMA CAVERNA EMPENADA

Cada Marinha utiliza um critério de projeto próprio que, ao longo do tempo, vem sendo desenvolvido e aperfeiçoado. Cada um deles é constituído de três fases:

- Hierarquia das falhas estruturais:

Cada critério considera algumas das falhas anteriormente citadas. Impõe que essas falhas ocorram numa certa ordem, conforme a pressão externa, sobre o casco resistente, vá aumentando. A primeira das falhas a ocorrer vai definir a profundidade de colapso.

- Modelo de análise estrutural:

Cada critério tem seus próprios modelos físicos e matemáticos, analítico-experimentais, para determinação das profundidades de ocorrências das falhas estruturais consideradas.

- Fator de segurança (FS)

O submarino tem como requisito operacional a pressão de operação PN. Faz parte integrante do critério de projeto estrutural um fator de segurança que busca cobrir as incertezas decorrentes da fabricação e operação do submarino, assim como as próprias limitações dos modelos de análise estrutural. A partir daí, a profundidade/pressão de cálculo da estrutura fica determinada por:

$$PC = FS * PN$$

(II.2)

Projetada a estrutura, a primeira falha ocorrerá à pressão p_{col} , impondo-se sempre que $p_{col} \geq PC$ e que portanto:

$$p_{col}/PN \geq FS \quad (II.3)$$

O conceito expresso no parágrafo anterior e na equação II.3 pode ser estendido para as demais falhas estruturais, lembrando que cada uma terá seus próprios valores de p_{col} e FS.

Evidentemente, as três fases citadas são inseparáveis. A hierarquia das falhas estruturais de um critério não pode ser utilizada com o modelo de análise estrutural de outro critério. Nem este com o fator de segurança de um terceiro.

No que se refere à previsão da profundidade/pressão de ocorrência das falhas citadas, existe uma maior confiabilidade na metodologia de cálculo do colapso do casco entre cavernas, para o qual existem recursos de análise bastante precisos, fortemente embasados em resultados experimentais, além do que, tal falha é menos sensível ao efeito de imperfeições de forma.

A maior atenção dos pesquisadores para com o colapso do casco entre cavernas, que levou à confiabilidade citada, derivou do maior impacto desta falha no peso da estrutura em projeto. Para as demais falhas, usam-se modelos de cálculo mais conservadores e grosseiros, devido à ausência de recursos de análise mais apurados.

A metodologia de cálculo do colapso do casco entre cavernas disponível atualmente, [2] e [3], no entanto, é restrita a regiões de geometria uniforme como cilindros, cones ou calotas de fechamento, sendo objetivo deste

trabalho estende-la para regiões de descontinuidade. Isto posto, o colapso do casco entre cavernas passará a ser chamado simplesmente de colapso, no restante do trabalho, com as respectivas profundidades/pressões de colapso (p_{col}).

A figura 2.6 ilustra o mecanismo de colapso de uma dada estrutura sujeita à compressão. Sem imperfeições, ela se deforma de maneira estável (linha OB) até um ponto onde fica em equilíbrio indiferente ("ponto de bifurcação do equilíbrio", B). A partir deste ponto a estrutura se apresenta num estado de equilíbrio instável, tanto podendo atingir uma carga limite (ponto A), quanto flambar segundo uma dada configuração (linha BD). Na realidade, a estrutura possui imperfeições advindas do processo de fabricação, seguindo um caminho OEF, difícil de ser calculado. Assim, o procedimento usado consiste em calcular a carga P_b , considerada como a carga de colapso da estrutura sem imperfeições, aplicando em seguida um fator de redução r ("knock down factor") que leva em conta os efeitos do processo de fabricação, obtendo a carga de colapso real:

$$P_e = r * P_b \quad \text{sendo } r \leq 1.0 \quad (\text{II.4})$$

Este trabalho apresenta um procedimento que permite o projeto das regiões de descontinuidade de modo a que sua existência não implique em uma redução da carga (pressão) de colapso do casco entre cavernas sem imperfeições (P_b). Via de regra, admite-se que o efeito das imperfeições de fabricação não é maior nas regiões de descontinuidade do que nas de geometria uniforme. Em alguns casos, inclusive, tal efeito tende a ser menor, como no caso da antepara, que, devido à sua grande rigidez no próprio plano, restringe de

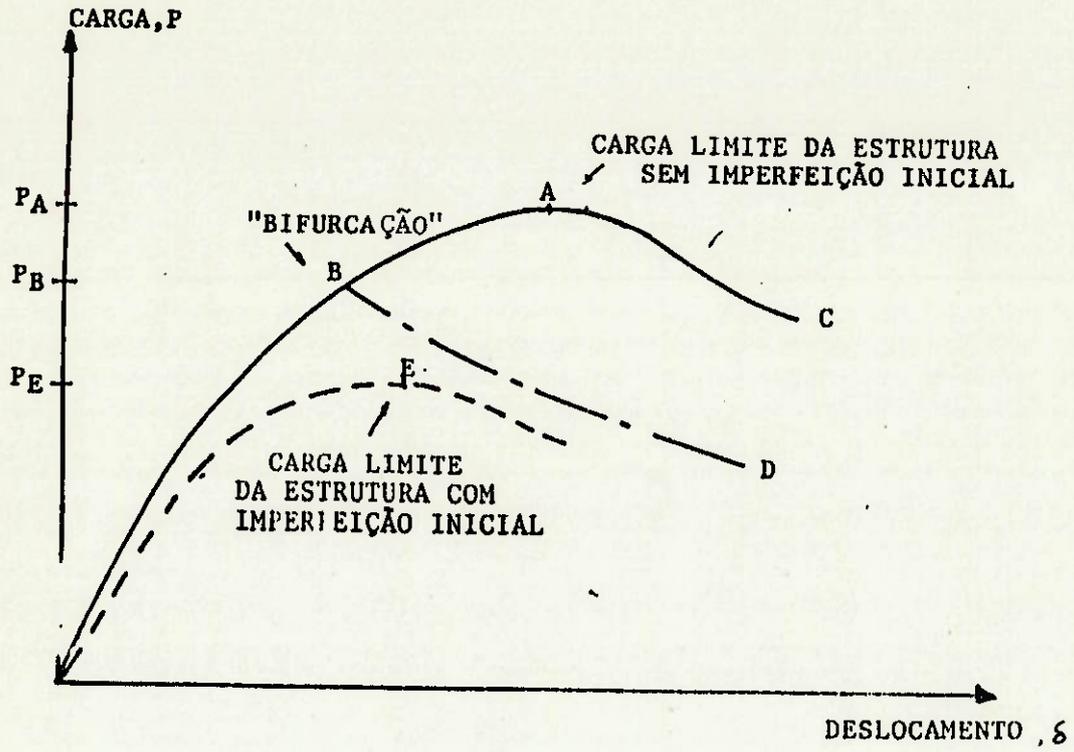


FIGURA 2.6 - DIAGRAMA CARGA-DESLOCAMENTO

2.11

maneira acentuada a falta de circularidade do casco ao seu redor.

A seguir serão descritos alguns recursos para o projeto estrutural de tais regiões.

2.2 ANÁLISE DE COLAPSO

Este é o tipo de análise que propicia melhores alternativas ao projetista, pois permite calcular diretamente a influência da descontinuidade estrutural na pressão de colapso do casco resistente. No entanto, tendo em vista que tal análise é não-linear, tanto em termos geométricos quanto em termos de material, sua aplicação em estruturas discretizadas implica no uso de métodos iterativos, ver referência [5], capítulo 15.

Esta característica impõe uma considerável limitação no campo de aplicação desta abordagem do problema, uma vez que na maioria das regiões de descontinuidade é necessária uma discretização bastante detalhada do modelo, afim de obter-se uma resposta adequada. Como, basicamente, em cada iteração do processo de cálculo não-linear é feita uma análise linear de tensões, em modelos com grande número de graus de liberdade, tal cálculo seria praticamente inviável. Como exemplo, em regiões de abertura do submarino SNAC-I, foram obtidos modelos com 2000, referência [6], 2600, referência [7] e até 4000, referência [8], graus de liberdade, demandando tempos da ordem de 1 a 2 horas de processamento, no computador UNISYS B6900, para uma análise linear. Numa análise não-linear este tempo cresceria, provavelmente de forma exponencial...

Assim, este tipo de análise, embora bastante desejável, se aplica em problemas que não demandem um excessivo número de graus de liberdade. Este é o caso das descontinuidades axissimétricas, mostradas nas figuras 2.7 a 2.9 .

Em tais casos, é possível obter bons resultados com o uso do programa BOSORS (Buckling Of Shells Of

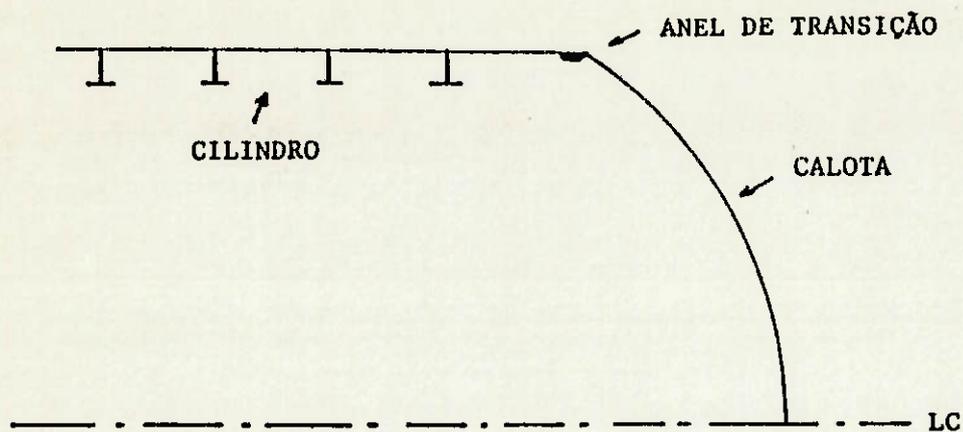


FIGURA 2.7 - TRANSIÇÃO CILINDRO-CALOTA

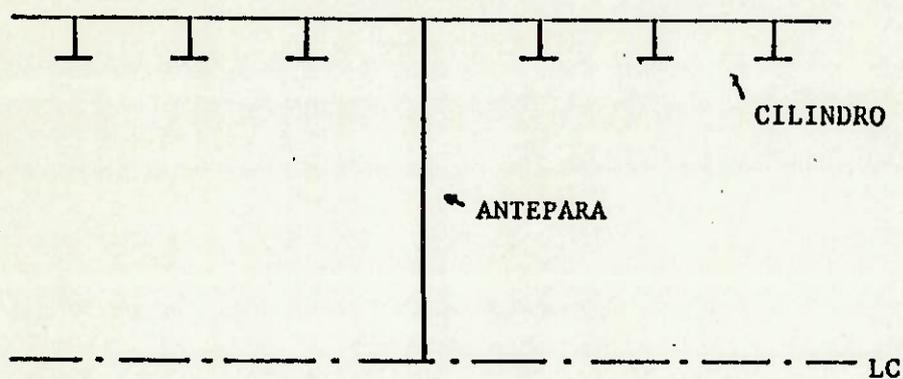


FIGURA 2.8 - CASCO CILÍNDRICO EM REGIÃO DE ANTEPARA

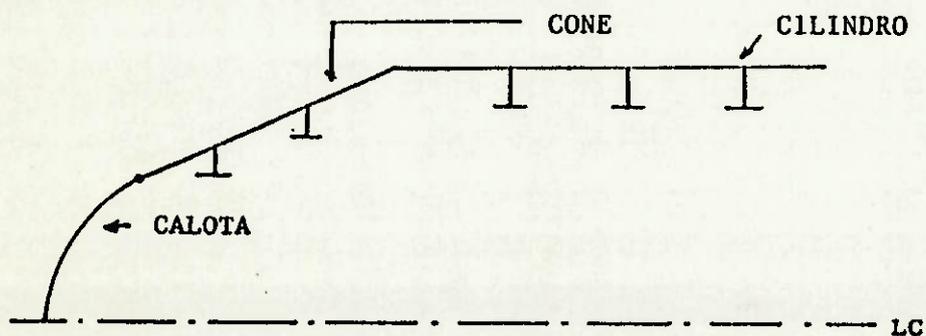


FIGURA 2.9 - TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE-CALOTA

Revolution), [9]. Uma descrição sucinta dos principais aspectos relacionados à sua aplicação em regiões de descontinuidade é dada no anexo 1.

A grosso modo, o citado programa utiliza o método das diferenças finitas para o cálculo do colapso de cascas axissimétricas, com anéis de reforço, levando em conta o comportamento elasto-plástico do material.

Lançando mão da axissimetria, os elementos são unidimensionais, sendo a casca modelada por seu meridiano (ver figura 2.10), viabilizando este tipo de análise. O usuário estabelece cargas ditas "passivas", que ficam fixas ao longo de análise e uma carga "ativa" que é variável passo a passo, e para a qual se deseja obter o valor que leva a estrutura ao colapso. O programa fornece, como saída, os modos e cargas críticas do colapso da estrutura (ver figura 2.11).

A partir de tais recursos, o seguinte procedimento pode ser usado para o projeto de região:

1) Analisar um modelo correspondente a uma geometria sem descontinuidade, obtendo um valor para a carga de colapso (p_{col})_{ref} que servirá de referência, figura 2.12.a.

2) Analisar um modelo com as mesmas características do anterior (extensão, condições de contorno, refinamento da malha, etc.) introduzindo agora a descontinuidade, figura 2.12.b e calculando-se uma pressão de colapso da estrutura com descontinuidade (p_{col})_{dsc}.

3) Caso seja verificado que a descontinuidade leva à antecipação do colapso, ou seja, (p_{col})_{dsc} < (p_{col})_{ref} (II.5), analisar sucessivos modelos, reforçando a estrutura

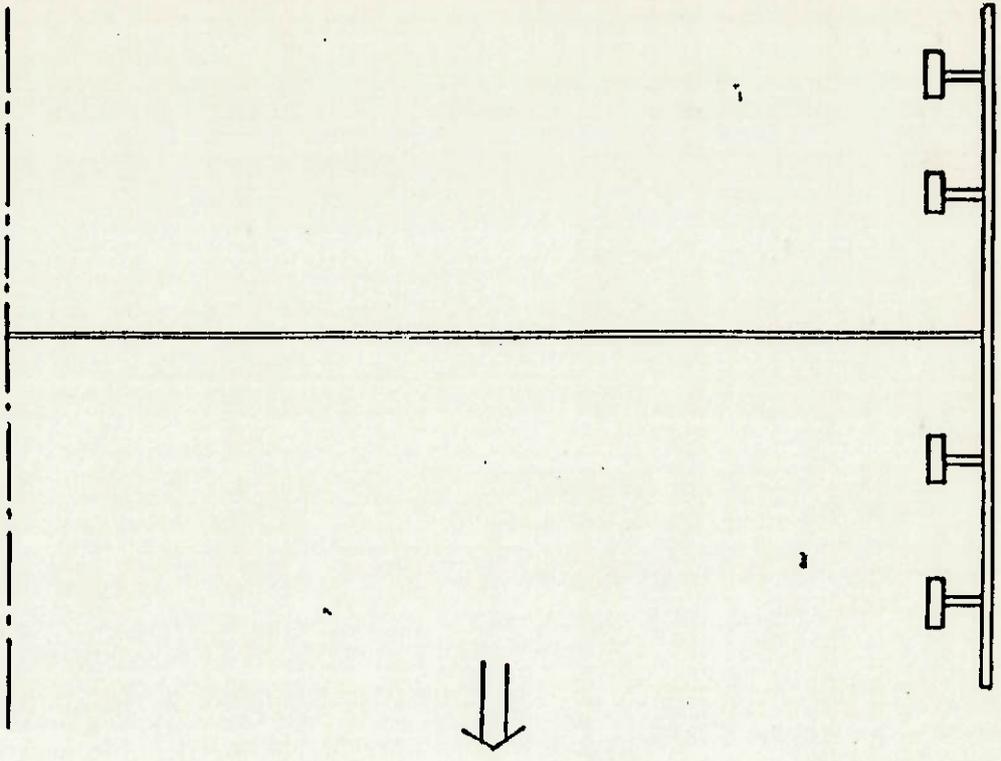
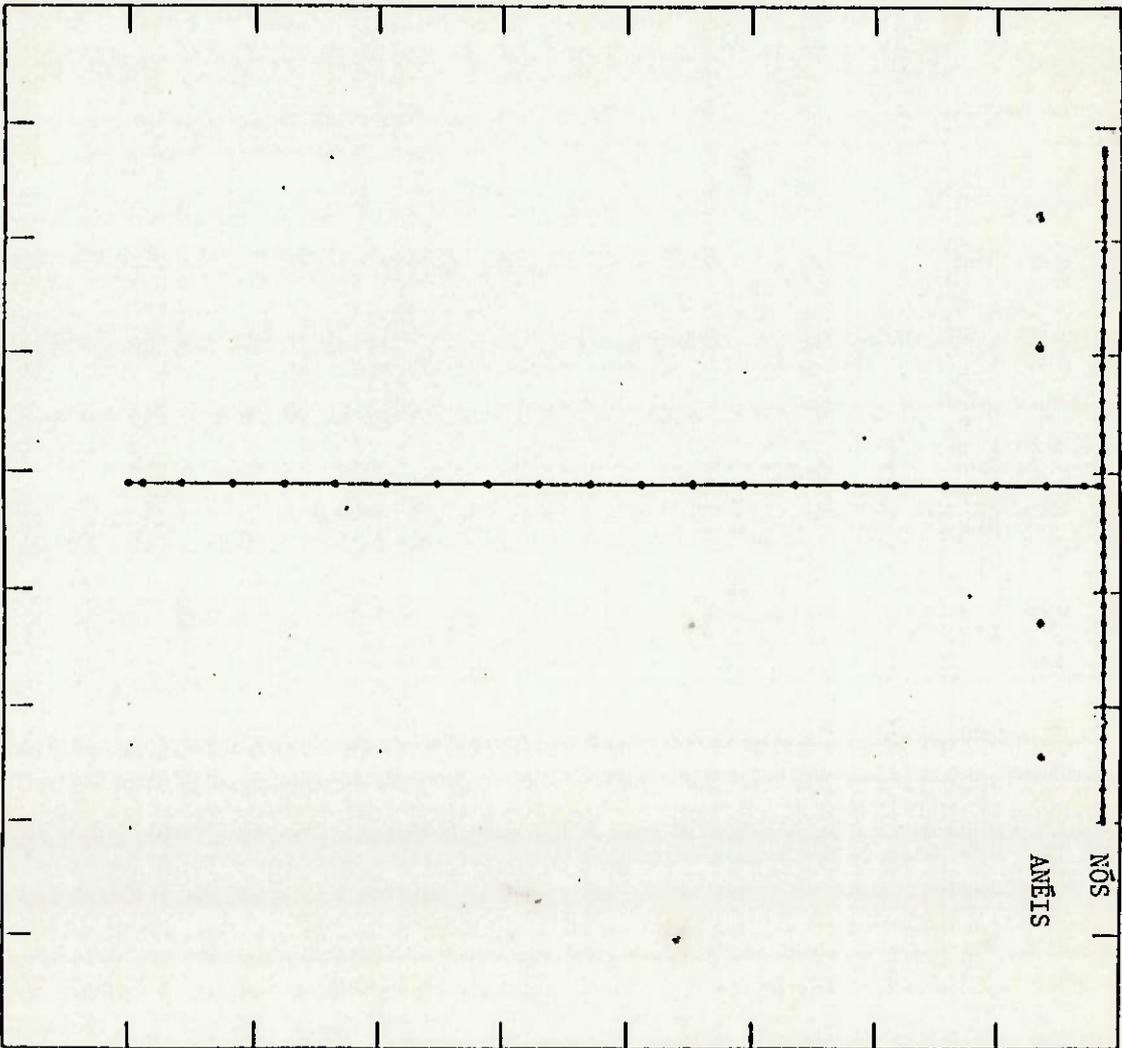


FIGURA 2.10- DISCRETIZAÇÃO DA ESTRUTURA PARA EN-
TRADA NO PROGRAMA BOSORS



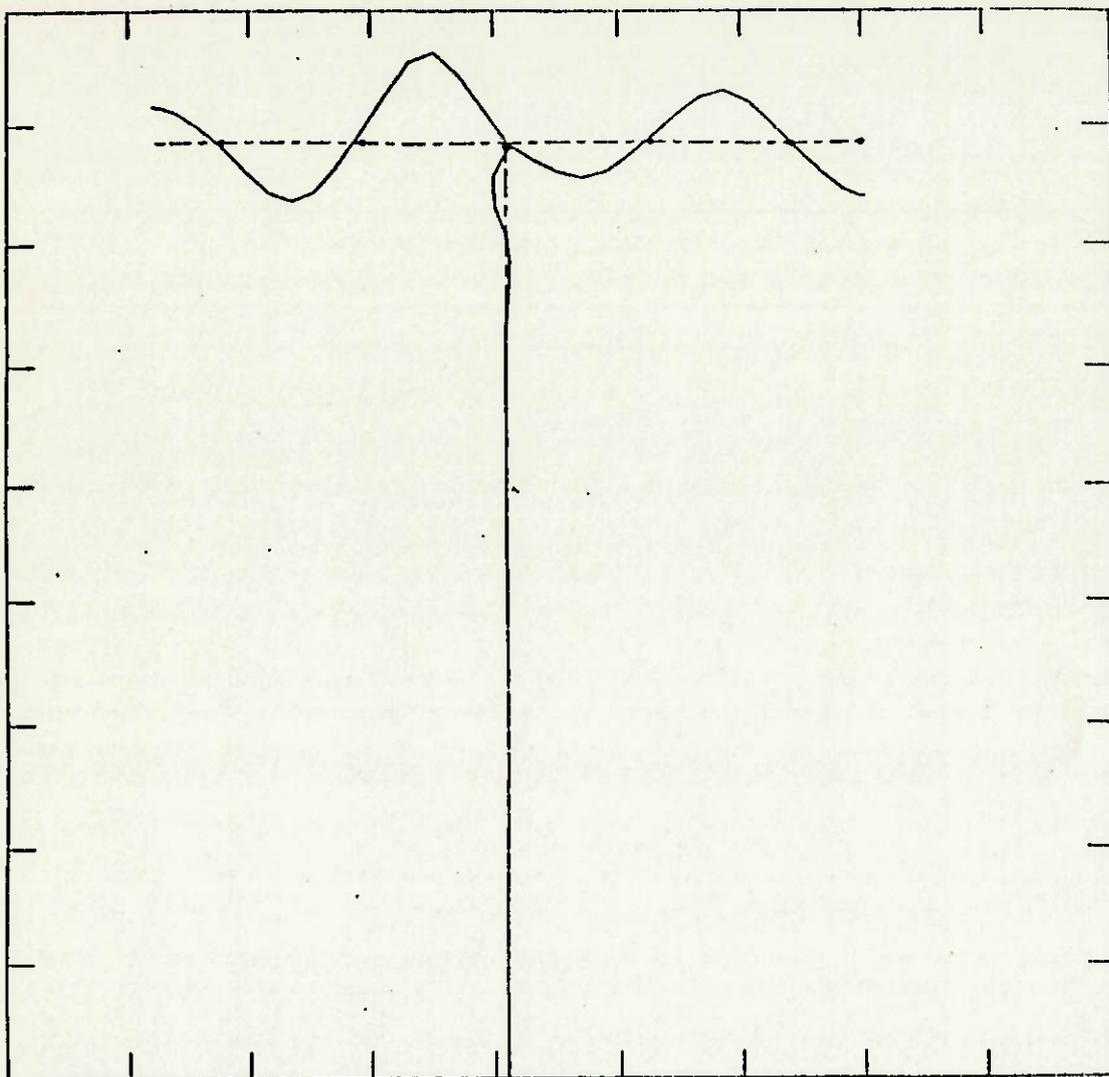


FIGURA 2.11-SAÍDA DO BOSOR5 - MODO DE FLAMBAGEM COM 5 SEMI-ONDAS CIRCUNFERENCIAIS

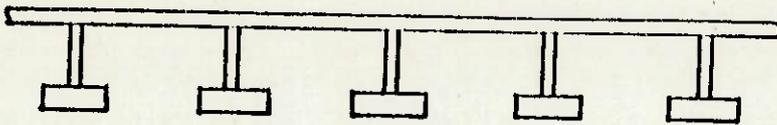


FIGURA 2.12a - GEOMETRIA DE REFERÊNCIA (SEM DESCONTINUIDADE)

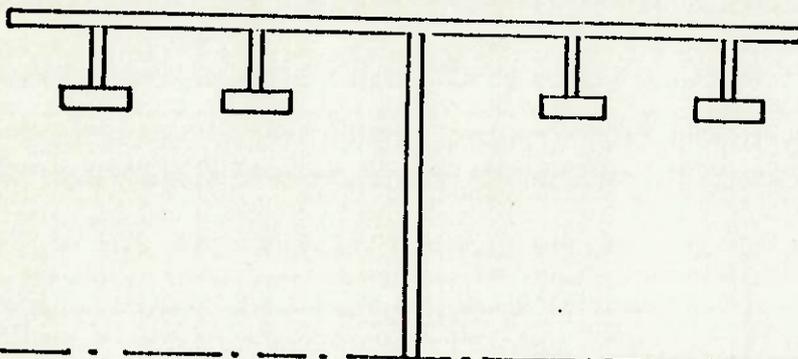


FIGURA 2.12b - GEOMETRIA INCLUINDO A DESCONTINUIDADE

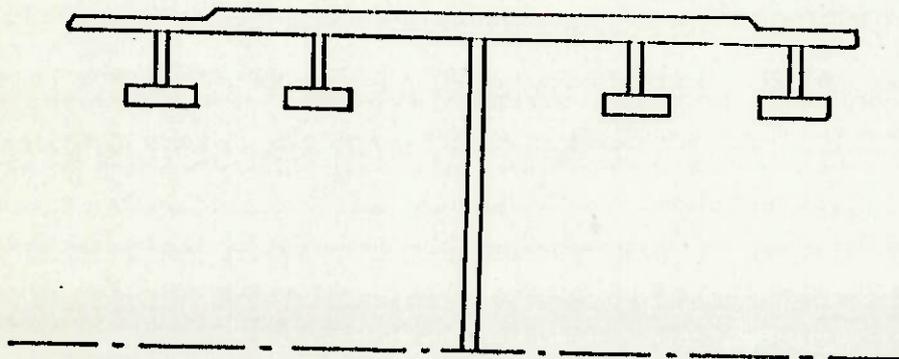


FIGURA 2.12c - ESTRUTURA DEVIDAMENTE REFORÇADA

FIGURA 2.12 - ANÁLISE DE COLAPSO

de modo que tal descontinuidade não mais precipite o colapso, obtendo-se:

$$(p_{col})_{dsc} \geq (p_{col})_{ref} \quad (II.6)$$

figura 2.12.c.

É importante lembrar que o procedimento usado não visa calcular o valor real da carga de colapso, uma vez que o programa não leva em conta efeitos do processo de fabricação, como tensões residuais, imperfeições geométricas, variação nas propriedades do material, etc. Assim, projeta-se a região de modo que a presença da descontinuidade não reduza a pressão de colapso da estrutura, sem os efeitos do processo de fabricação.

Procura-se desta maneira, assegurar que a própria existência de uma descontinuidade geométrica não consuma parte do fator de redução r , destinado a cobrir os efeitos do processo de fabricação. Em regiões onde tais efeitos tendem a ser menores, como no caso da antepara, pode-se até permitir que uma parcela de r seja consumida. FRANITZA [10] propõe que até metade da redução possa ser consumida, impondo-se:

$$(p_{col})_{dsc} * (r + 1)/2 \geq (p_{col})_{ref} * r \quad (II.7)$$

Onde r é o fator de redução correspondente à geometria uniforme, segundo a curva experimental de KRENZKE [11], dado pelo programa FLAMDTMB [12].

A utilização de tal proposta fica a critério do projetista, uma vez que não existem métodos muito precisos de avaliação do fator de redução r . Neste trabalho, porém, será sempre usada a inequação II.6.

2.3 ANÁLISE DE TENSÃO LINEAR-ELÁSTICA

Muitas das descontinuidades não possuem a axissimetria necessária à análise anterior. Em tais situações, o projeto quanto ao colapso só é viável a partir da fixação de limites para as tensões calculadas elasticamente. Além disto, mesmo em situações onde se verifique a axissimetria, tal processo pode ser conveniente para um cálculo preliminar, uma vez que nestes casos existem formulações analíticas para as tensões, facilmente implementáveis num microcomputador (programa AQUILES [13]).

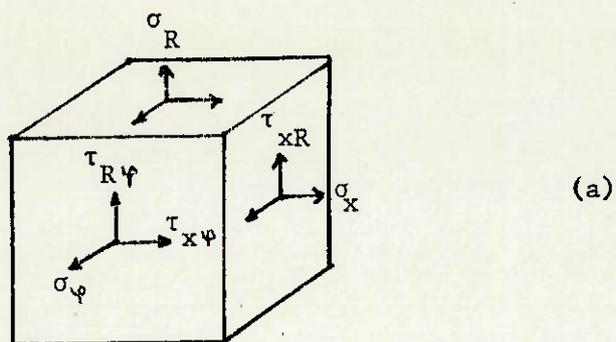
Finalmente, o projeto quanto à fadiga é feito tendo em vista manter as tensões atuantes convenientemente distantes do limite estabelecido na equação II.1, aplicando-se novamente este tipo de análise.

Básicamente temos os dois métodos de cálculo mostrados a seguir.

2.3.1) TEORIA DE CASCAS FINAS

Quando a espessura do casco for muito pequena em relação ao raio, como ocorre no submarino, pode-se lançar mão das simplificações da teoria de cascas finas, desprezando-se as tensões de cisalhamento e a tensão normal radial, tomando-se como relevantes apenas as tensões normais circunferencial e longitudinal, figura 2.13.a. Tais simplificações permitem que o modelo seja simples, figura 2.13.b., mas levam a resultados um pouco conservadores nas descontinuidades, pois não consideram o acabamento que se dá à estrutura para evitar concentração de tensões devido a "cantos vivos". Os programas AQUILES [13] e BOSOS [9] adotam tal simplificação.

ESTADO TRIPLO DE TENSÃO:



TEORIA DE CASCAS FINAS:

$$\sigma_R = \tau_{R\phi} = \tau_{\phi x} = \tau_{xR} = 0$$

$$\sigma_\phi, \sigma_x \neq 0$$

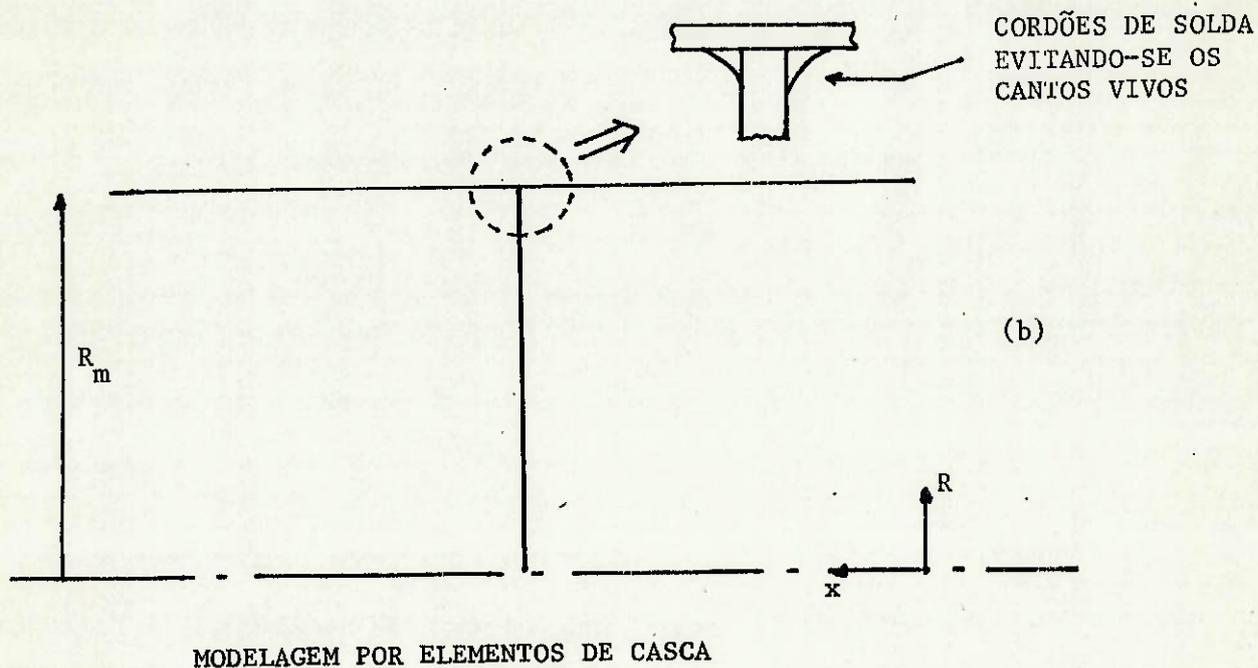


FIGURA 2.13 - MODELAGEM DE UMA CASCA SEGUNDO A TEORIA DE CASCAS FINAS

2.3.2) MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

O uso destes modelos vem se expandindo continuamente nos últimos vinte anos. Os conceitos teóricos envolvidos, assim como detalhes de modelagem formam um extenso conjunto de informações e não serão aqui abordados, pois variam muito em função do problema estudado e dos elementos usados. No entanto, o leitor não encontrará dificuldade no que se refere à bibliografia referente a este assunto. Podemos citar a referência [5], em seu capítulo 7, assim com as referências [14] e [15].

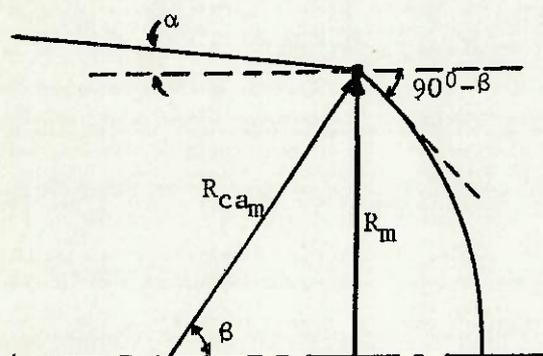
O anexo 2 comenta os modelos usados no presente trabalho, para cálculo de tensões em regiões de descontinuidade.

2.4 FORMULAÇÕES SIMPLIFICADAS

São formulações que a partir das características geométricas e físicas da região, permitem uma rápida estima de escantilhões, em fases iniciais do projeto. Devido ao seu caráter grosseiro, tais escantilhões devem ser verificados com maior rigor em fases mais adiantadas.

Para estima da area mínima do anel de transição, tem-se as formulações de FRANTZA [16], desenvolvidas a partir da compatibilidade dos esforços de compressão, na direção circunferencial, atuantes na descontinuidade.

CONE-CALOTA OU CILINDRO-CALOTA

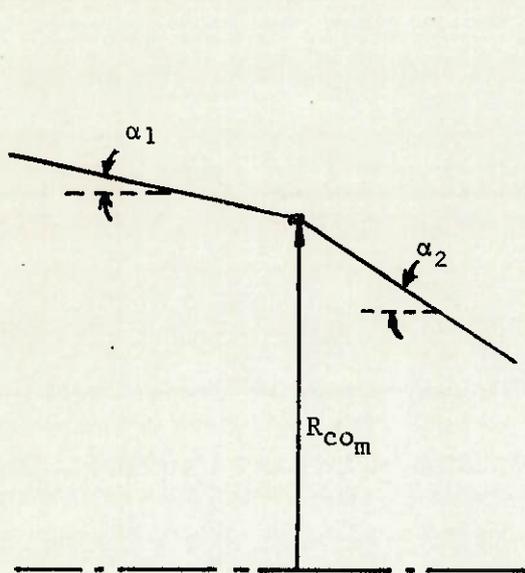


$$\alpha' = 90^\circ - \beta - \alpha \quad (\text{II.8.a})$$

$$A_r = \frac{PC \cdot R_m \cdot R_{ca_m} \cdot \sin \alpha'}{2 \cdot \sigma_{o.2} \cdot \cos \alpha} \quad (\text{II.8.b})$$

cilindro: $\alpha = 0$

Figura 2.14- Transição cone-calota ou cilindro-calota. Parâmetros geométricos.

CILINDRO-CONE OU CONE-CONE

$$A_r = \frac{PC * R_{co_m}^2 * (\operatorname{tg} \alpha_1 - \operatorname{tg} \alpha_2)}{2 * \sigma_{o.2}} \quad (\text{II.9})$$

cilindro: $\alpha_1 = 0$

Figura 2.15- Transição cilindro-cone ou cone-cone. Parâmetros geométricos.

Para estima dos reforços do chapeamento, propõe-se o uso de limites para as tensões lineares-elásticas calculadas pela teoria de cascas finas. Definem-se as seguintes tensões:

-Tensão equivalente de membrana.

$$\sigma_{eq}^m = \sqrt{(\sigma_{\varphi}^m)^2 + (\sigma_x^m)^2 - (\sigma_{\varphi}^m * \sigma_x^m)} \quad (\text{II.10.a})$$

-Tensão equivalente de flexão.

$$\sigma_{eq}^{fl} = \sqrt{(\sigma_{\varphi}^{fl})^2 + (\sigma_x^{fl})^2 - (\sigma_{\varphi}^{fl} * \sigma_x^{fl})} \quad \text{(II.10.b)}$$

-Tensão equivalente na face interna

$$\sigma_{eq}^{int} = \sqrt{(\sigma_{\varphi}^{int})^2 + (\sigma_x^{int})^2 - (\sigma_{\varphi}^{int} * \sigma_x^{int})} \quad \text{(II.10.c)}$$

-Tensão equivalente na face externa.

$$\sigma_{eq}^{ext} = \sqrt{(\sigma_{\varphi}^{ext})^2 + (\sigma_x^{ext})^2 - (\sigma_{\varphi}^{ext} * \sigma_x^{ext})} \quad \text{(II.10.d)}$$

Seu significado é mostrado na figura 2.16.

Os modos de colapso do casco entre cavernas são, como explicado em 2.1:

-Flambagem (inelástica ou elástica): está ligada basicamente ao valor da tensão de membrana atuante. Propõe-se o seguinte limite:

$$\sigma_{eq}^m \leq \sigma' \quad \text{(II.11)}$$

Onde:

σ_{eq}^m = Tensão equivalente de membrana, na estrutura com descontinuidade, calculada para PC, com a teoria de cascas finas (BOSOR5 [9] ou AQUILES [13]).

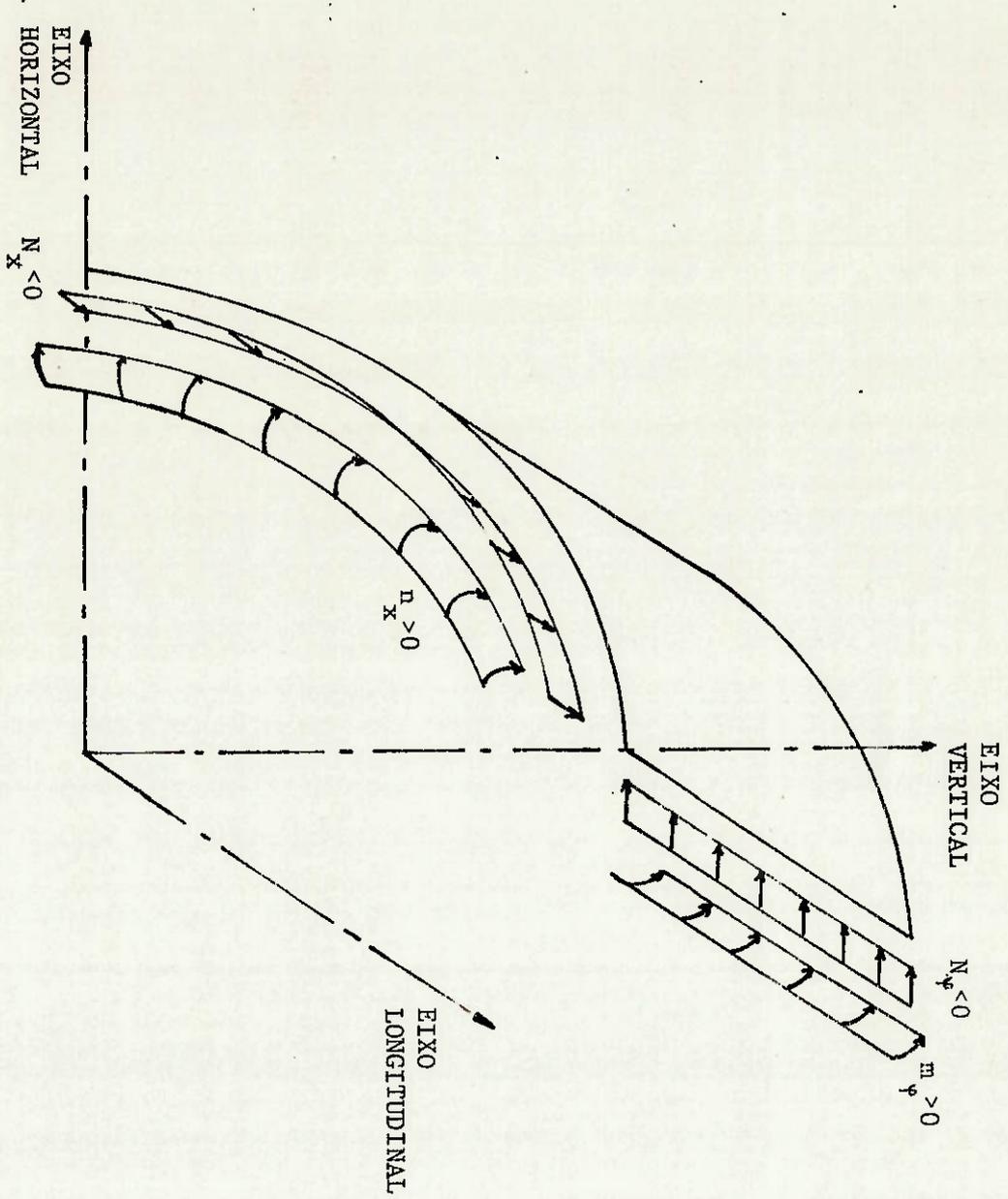


FIGURA 2.16 - TENSÕES CALCULADAS SEGUNDO A TEORIA DE CASCAS FINAS

$$\sigma_{\psi}^m = \frac{N_{\psi}}{t} \quad \sigma_x^m = \frac{N_x}{t}$$

$$\sigma_{f1}^{f1} = \frac{6 \cdot m_{\psi}}{t^2} \quad \sigma_{f1}^{f1} = \frac{6 \cdot m_x}{t^2}$$

$$\sigma_{\psi}^{ext} = \sigma_{\psi}^m - \sigma_{\psi}^{f1}$$

$$\sigma_x^{ext} = \sigma_x^m - \sigma_x^{f1}$$

$$\sigma_{\psi}^{int} = \sigma_{\psi}^m + \sigma_{\psi}^{f1}$$

$$\sigma_x^{int} = \sigma_x^m + \sigma_x^{f1}$$

σ' = Tensão equivalente de membrana, no meio do vão, na estrutura sem descontinuidade, calculada com o mesmo modelo de cascas finas.

-Escoamento: deriva da formação de rótulas plásticas e portanto depende tanto das tensões de membrana quanto das tensões de flexão. No entanto, os valores calculados pela teoria de cascas finas, para as tensões de flexão, junto à descontinuidade, via de regra ultrapassam o limite de escoamento do material, sendo portanto irrealis.

Na realidade, será formada uma rótula plástica nestes pontos e haverá uma consequente redistribuição das tensões. Não havendo flambagem, o colapso só ocorrerá quando outra rótula (ou rótulas) for formada.

Propõe-se então o seguinte limite de tensões, aplicado de modo a evitar a formação de uma rótula plástica em adição aquela que se formará na descontinuidade. Daí vem:

$$\sigma_{eq}^{fl} \leq k * \sigma'' \quad (II.12.a)$$

Onde:

$$\sigma'' = 1.5 * \sigma_{0.2} * [1 - (\sigma_{eq}^m / \sigma_{0.2})^2] \quad (II.12.b)$$

σ'' = Tensão de flexão correspondente à formação de uma rótula plástica numa placa, para uma dada tensão de membrana σ_{eq}^m , [10].

σ_{eq}^{fl} , σ_{eq}^m = Tensões equivalentes de flexão e membrana, nos meio-vãos adjacentes à descontinuidade calculadas para PC, com a teoria de cascas finas.

k = Fator de "calibração", a ser obtido das diversas análises de tensão do capítulo 3.

CAPÍTULO 3

APLICAÇÃO AO PROJETO DE UM SUBMARINO TÍPICO

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Neste capítulo, os recursos descritos no capítulo 2 foram empregados em um submarino típico. Como tratamos apenas de descontinuidades axissimétricas, o atendimento do requisito II (colapso) foi verificado diretamente por análises de colapso com o programa BOSOR5 [9], enquanto o atendimento do requisito I foi verificado com análises de tensão linear-elástica com o mesmo programa, mas impondo-se comportamento elástico ideal para o material. Quando necessário, lançou-se mão de modelos de elementos finitos, para uma avaliação mais precisa de tais tensões. A geometria adotada, típica de um submarino moderno, foi:

Raio interno: 4000mm

Cavernas internas, tipo T

Pressão de cálculo (PC): 6.0 N/mm^2

Aço HY-80

As dimensões, figura 3.1, obtidas para o casco cilíndrico, projetado com o programa FLAMDTMB [12], foram as seguintes:

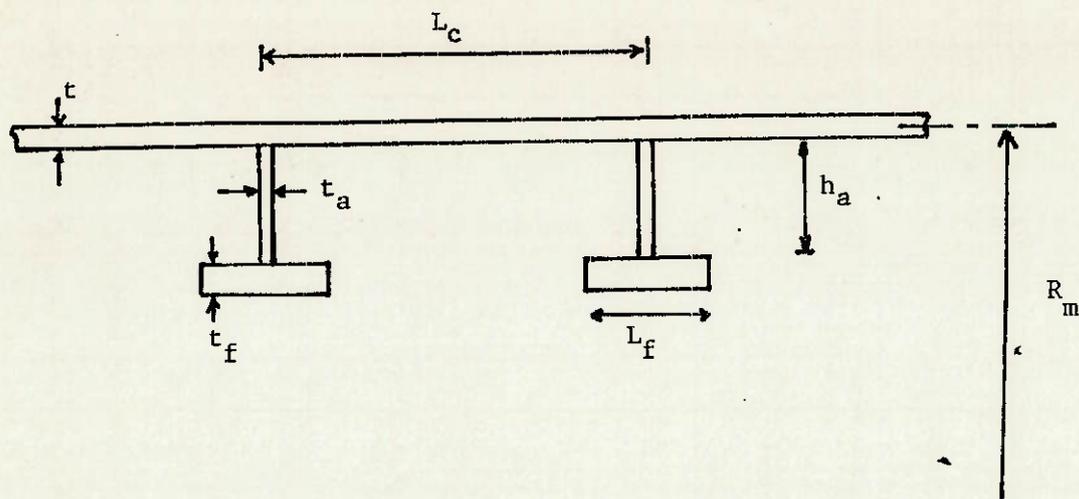


FIGURA 3.1 - DIMENSÕES TÍPICAS DO CASCO CILÍNDRICO

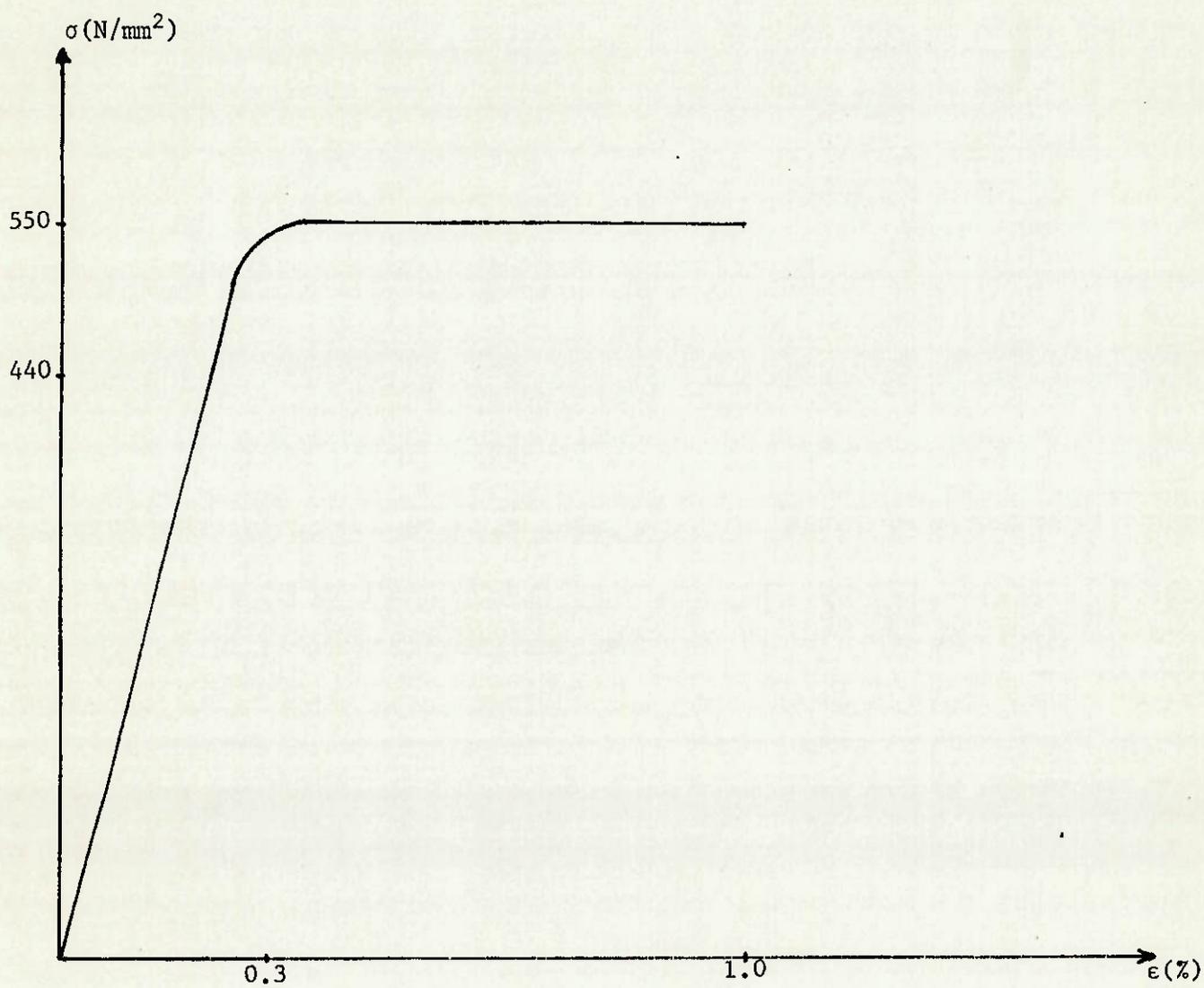


FIGURA 3.2 - CURVA $\sigma \times \epsilon$ DO HY-80

$$L_c = 560\text{mm}$$

$$t = 34\text{mm}$$

$$h_a = 190\text{mm}$$

$$t_a = 16\text{mm}$$

$$L_f = 150\text{mm}$$

$$t_f = 50\text{mm}$$

Também, para a obtenção das cavernas foram estipulados os seguintes requisitos:

Comprimento do compartimento: 13000mm

Distância entre anteparas: 13000mm

Falta de circularidade admissível: 12mm

Angulo de empenamento admissível: 4°

Como o presente trabalho trata apenas do colapso do casco entre cavernas, tais requisitos tem pouca influência nos resultados obtidos, tendo sido usados apenas para que as cavernas adotadas tivessem dimensões realísticas.

As seguintes propriedades foram admitidas para o HY-80:

$$\sigma_{0.2} = 551 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{prop} = 441 \text{ N/mm}^2$$

$$E = 206000 \text{ N/mm}^2$$

Para os cálculos com o BOSOR5 [9], a seguinte curva $\sigma \times \epsilon$ foi utilizada (figura 3.2):

TABELA 3.1 - CURVA $\sigma * \epsilon$ DO HY-80

PONTO	ϵ (%)	σ (N/mm ²)
0	0	0
1	0.214	440.8
2	0.232	476.6
3	0.256	513.1
4	0.300	542.5
5	0.350	551.0
6	1.000	552.0

Para uma análise de colapso, como proposta no item 2.2, calculou-se inicialmente o valor padrão $(p_{col})_{ref}$. Para tal, a geometria adotada foi analisada com o programa BOSOR5 [9]. O modelo é descrito na figura 3.3. Os seguintes resultados foram obtidos:

$$(p_{col})_{ref} = 7.09 \text{ N/mm}^2, \text{ flambagem para } n = 0, \text{ figura 3.4}$$

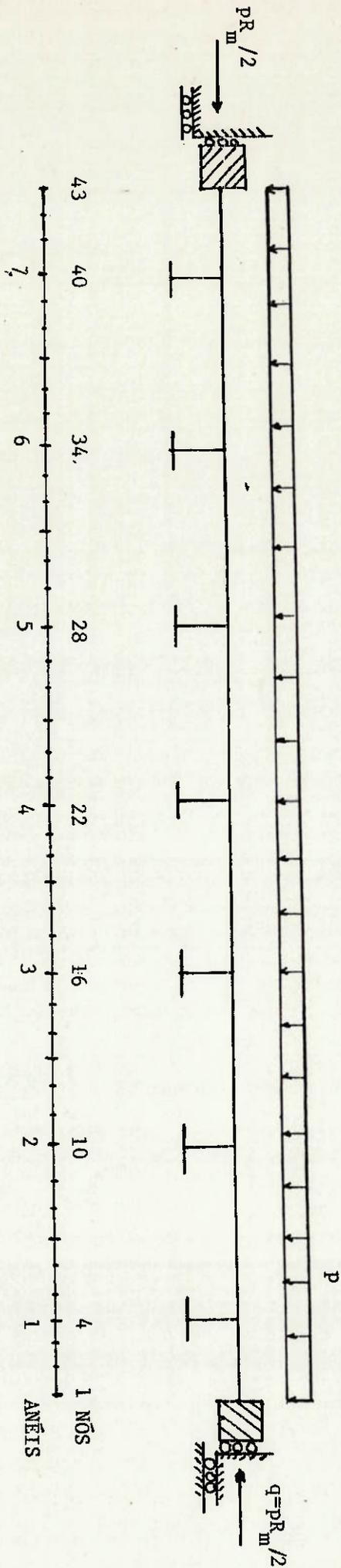


FIGURA 3.3 - GEOMETRIA PADRÃO (MODELO)

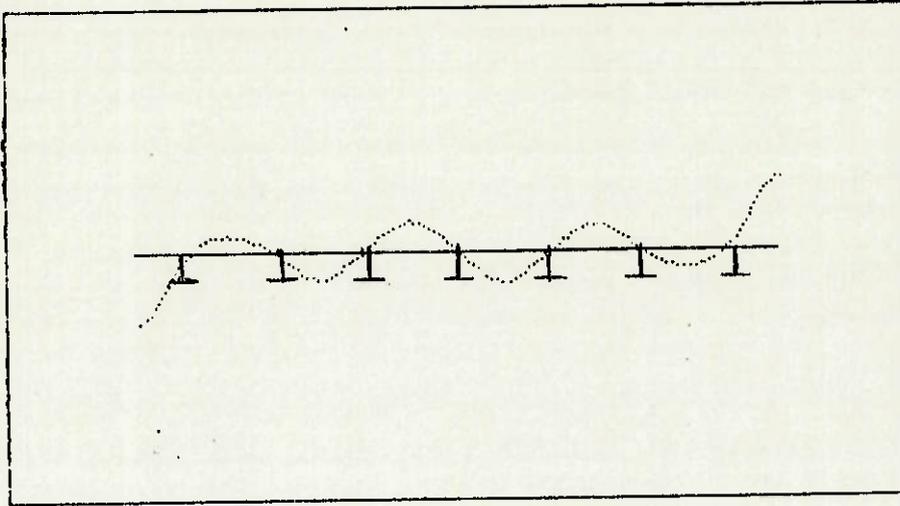


FIGURA 3.4 - GEOMETRIA PADRÃO, MODO $n=0$

Para efeito de comparação, a pressão crítica teórica de flambagem desta geometria, calculada pelo FLAMDTMB [12] é:

$$p_{cr} = 6.72 \text{ N/mm}^2, \text{ flambagem para } n = 0$$

$$r = 6.0/6.72 = 0.893$$

Indicando uma diferença relativa de apenas 5%, para dois modelos de cálculo totalmente distintos.

Cumpra lembrar que o programa FLAMDTMB [12] corresponde ao critério de projeto da referência [3] e que portanto, a geometria em questão atende a tal critério.

As tensões lineares-elásticas, correspondentes ao modelo da figura 3.3, calculadas com o BOSOR5 [9], para a pressão PC, são mostradas na figura 3.5. A tabela 3.2 mostra a comparação de tais tensões com as correspondentes calculadas segundo a teoria de PULOS e SALERNO [17], com o uso do programa FLAMDTMB [12], observando-se novamente pouca discrepância nos resultados, sendo 5% a máxima diferença relativa encontrada.

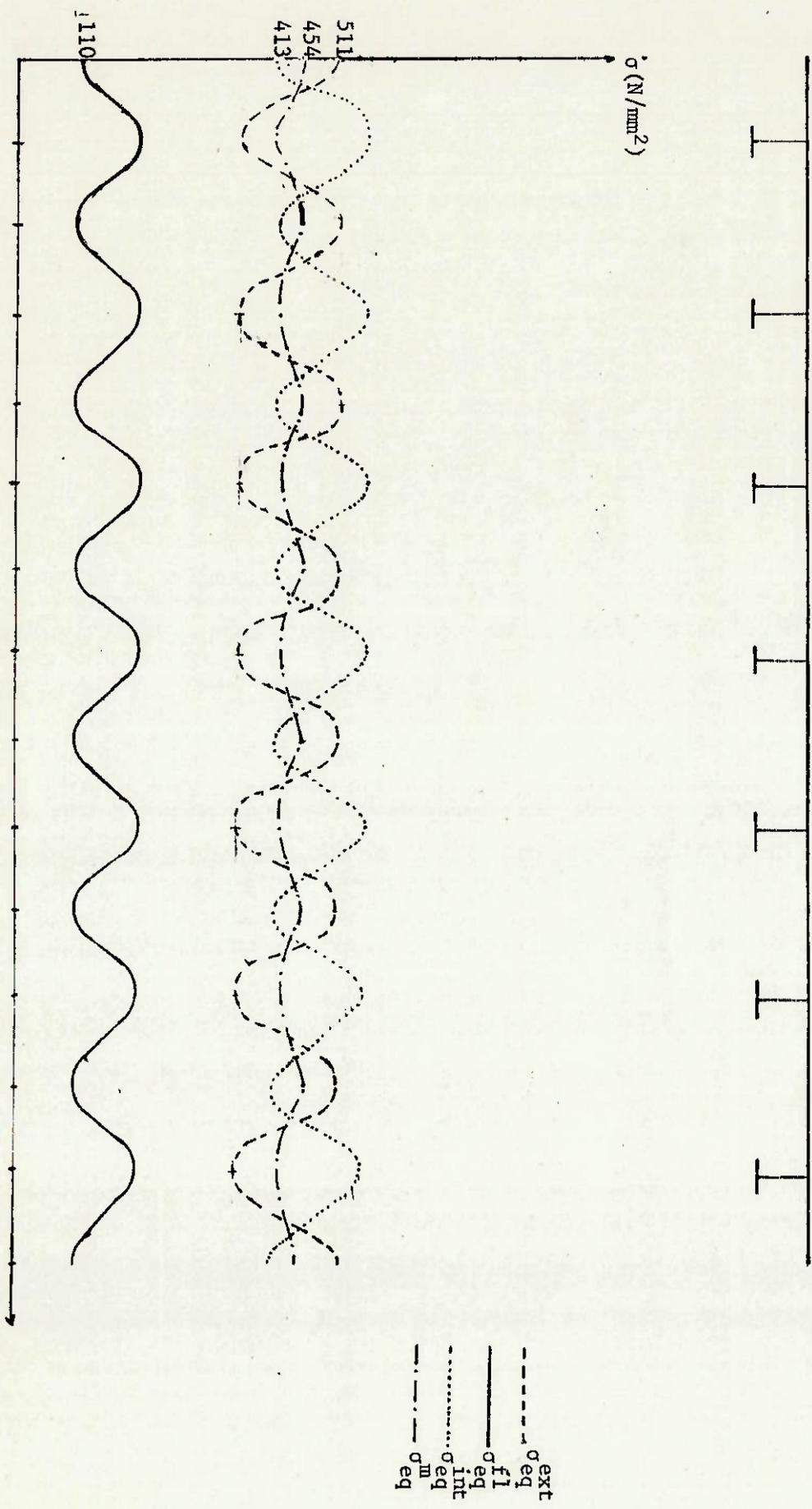


FIGURA 3.5 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, NO MODELO PADRÃO, CALCULADAS PARA $P_C=6.0 \text{ N/mm}^2$

TABELA 3.2 - COMPARAÇÃO DE TENSÕES

BOSOR5 [9] * FLAMDTMB [12], N/mm²

	MEIO-VÃO				PÉ DA CAVERNA			
	σ_{eq}^m	σ_{eq}^{fl}	σ_{eq}^{int}	σ_{eq}^{ext}	σ_{eq}^m	σ_{eq}^{fl}	σ_{eq}^{int}	σ_{eq}^{ext}
BOSOR5	454	110	413	511	427	207	566	359
FLAMDTMB	452	115	407	519	429	220	579	361
DIF. (%)	0.5	4.5	1.5	1.5	0.5	6.0	2.0	0.6

Como as tensões aqui e no restante do trabalho foram calculadas para a pressão de cálculo PC, no lugar de PN, o limite para a fadiga dado em II.1 passa a ser:

$$\sigma_{eq}^{pc} \leq 0.8 * (PC/PN) * \sigma_{0.2}$$

Portanto:

$$\sigma_{eq}^{pc} \leq 0.8 * 2 * \sigma_{0.2}$$

ou

$$\sigma_{eq}^{pc} \leq 1.6 * \sigma_{0.2} = 881 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{III.1})$$

Para utilização da inequação II.11, da tabela 3.2, tem-se:

$$\sigma' = 454 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{III.2})$$

3.2 CASCO CILÍNDRICO EM REGIÃO DE ANTEPARA

Seguindo a metodologia do item 2.2, rodou-se um modelo incluindo a descontinuidade, caracterizada pela presença de uma antepara, figura 3.6.

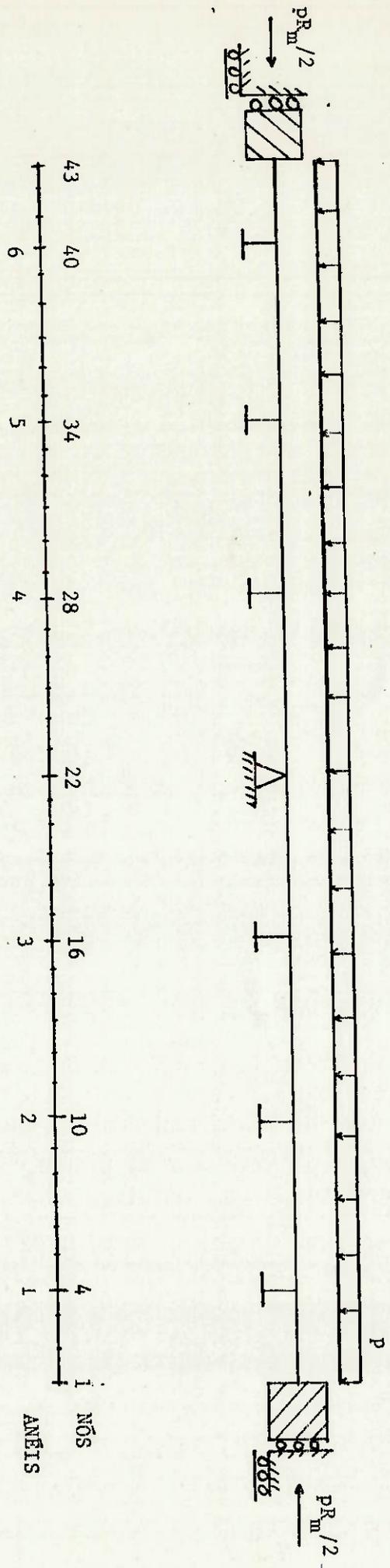
Destaca-se o fato da antepara, por possuir elevada rigidez a deslocamentos em seu próprio plano, ter sido modelada através de uma restrição total do deslocamento radial do casco, maximizando o efeito desta descontinuidade e cobrindo qualquer possível espessura de antepara. Os resultados obtidos foram:

$(p_{col})_{dsc} = 6.82 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.7.

Como houve antecipação do colapso em relação ao valor de referência 7.09 N/mm^2 , foram tentados modelos com reforços de modo a eliminar a influência da descontinuidade. A primeira tentativa consistiu em aumentar de 34mm para 37mm a espessura do casco na região próxima à antepara, numa extensão de 1 e 1/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da antepara, numa extensão total de 1493mm (figura 3.8). O modelo foi basicamente o mesmo da figura 3.6, apenas introduzindo-se o aumento de espessura. Os resultados obtidos foram:

$(p_{col})_{dsc} = 6.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 3$, figura 3.9

Como o reforço local foi totalmente inefetivo, ele foi estendido para 2 e 1/3 espaçamentos de caverna para cada



SEGMENTO 1

FIGURA 3.6 - CILINDRO-ANTEPARA, SEM REFORÇO (MODELO)

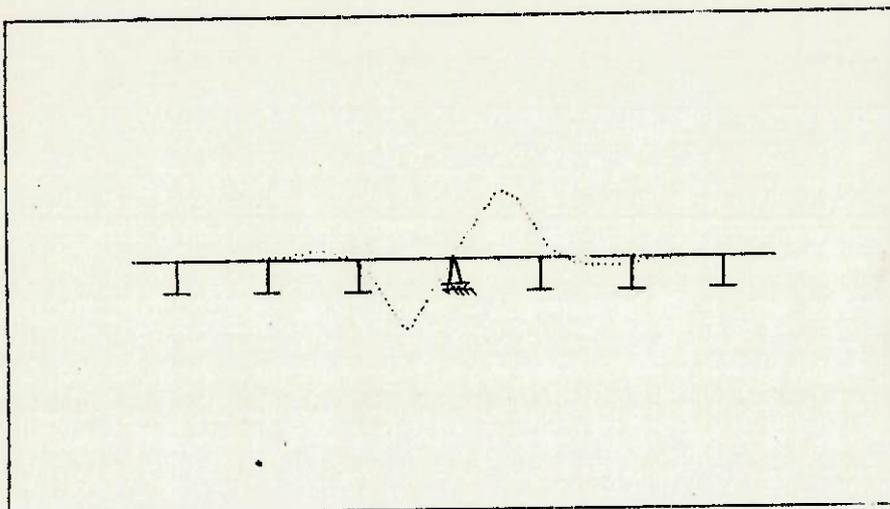


FIGURA 3.7 - ANTEPARA, SEM REFORÇO, MODO $n=0$

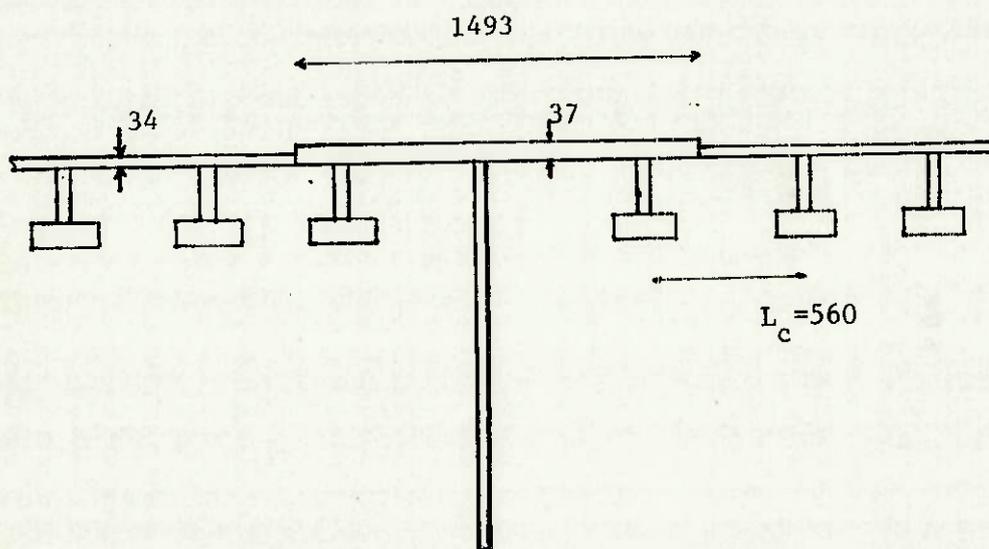


FIGURA 3.8 - REFORÇO DO CILINDRO, NA REGIÃO DA ANTEPARA, ATÉ 1 E 1/3 DE L_c

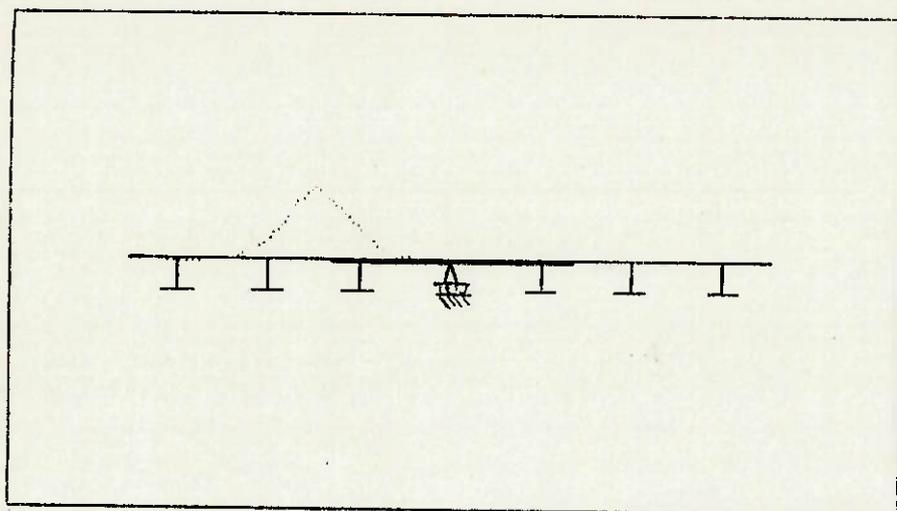


FIGURA 3.9 - CILINDRO COM REFORÇO ATÉ 1 E 1/3 DE L_c , MODO $n=3$

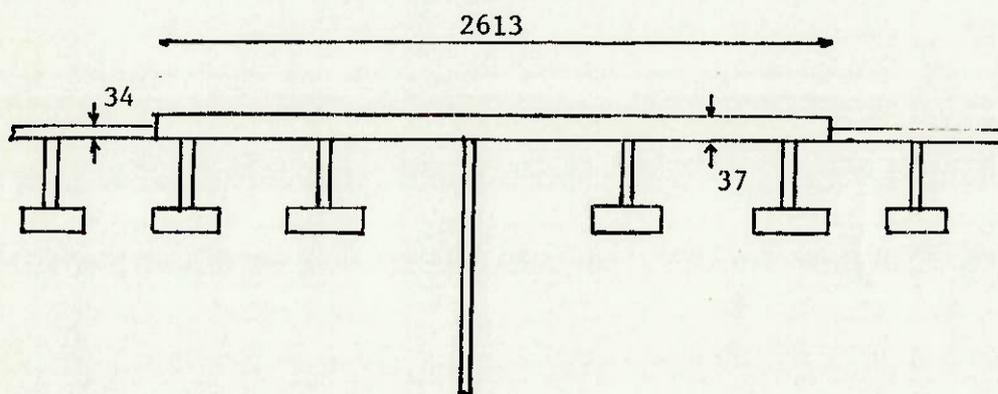


FIGURA 3.10 - REFORÇO DO CILINDRO, NA REGIÃO DA ANTEPARA, ATÉ 2 E 1/3 DE L_c

lado da antepara. Aumentou-se um espaçamento de cavernas na extensão do modelo de modo a que a influência da descontinuidade já estivesse amortecida na extremidade deste (figura 3.11). Os resultados obtidos foram:

$(p_{col})_{dsc} = 7.07 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$, figura 3.12.

Pode-se reparar que esta solução praticamente repõe o valor de 7.09 N/mm^2 . Para fins de otimização, foram analisados mais dois modelos semelhantes ao anterior, variando-se apenas a espessura na região reforçada:

Para 36mm, $(p_{col})_{dsc} = 7.07 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.13.

Para 35mm, $(p_{col})_{dsc} = 7.07 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.14.

Finalmente, foi tentado um modelo com espessura de 35mm estendida até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas, numa extensão de 1867mm para cada lado da antepara, figura 3.15. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.07 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.16, tendo sido esta a solução escolhida, do ponto de vista do requisito II e por ser a mais leve.

A título de observação, adotando a proposta de FRANITZA [10], equação II.7, teríamos o seguinte requisito:

$$(p_{col})_{dsc} = 7.09 * 0.893 * 2/1.893 = 6.69 \text{ N/mm}^2$$

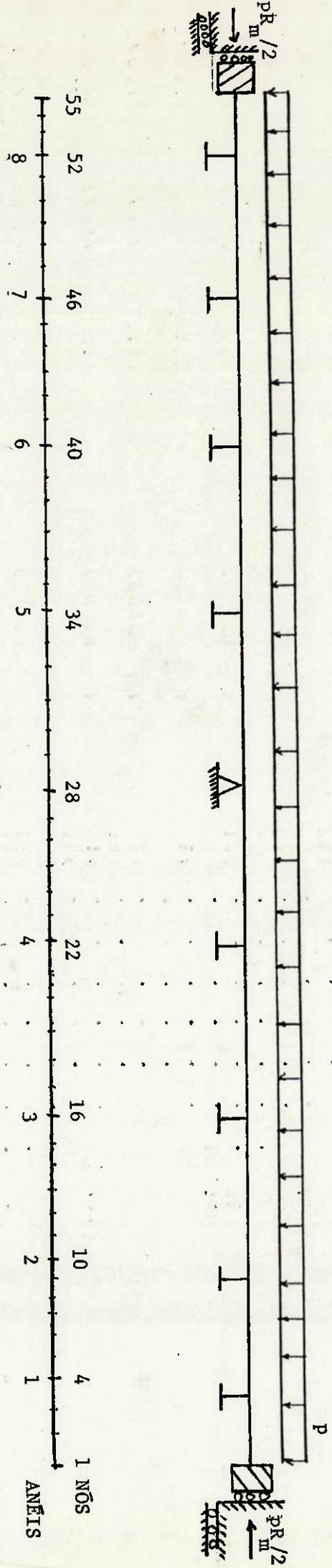


FIGURA 3.11 - CILINDRO COM REFORÇO ATÉ 2 E 1/3 DE L_c (MODELO)

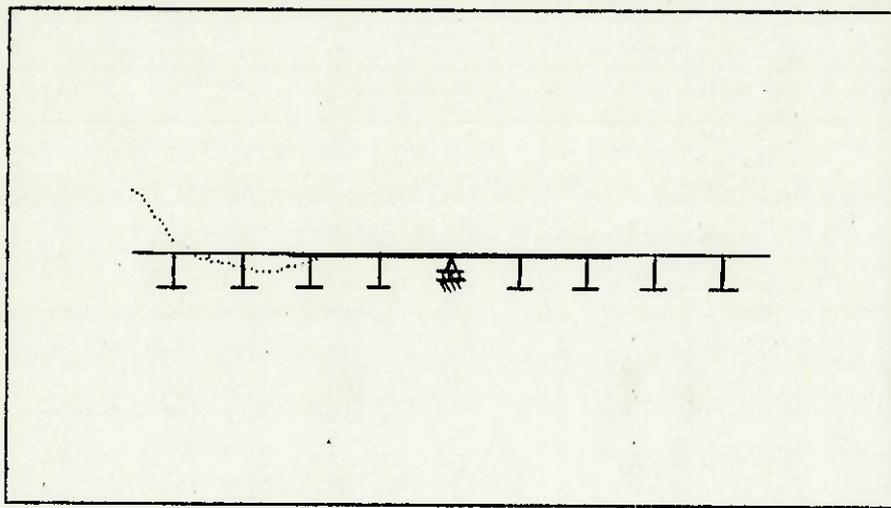


FIGURA 3.12 - CILINDRO COM REFORÇO ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , MODO $n=4$ ($t = 37\text{mm}$)

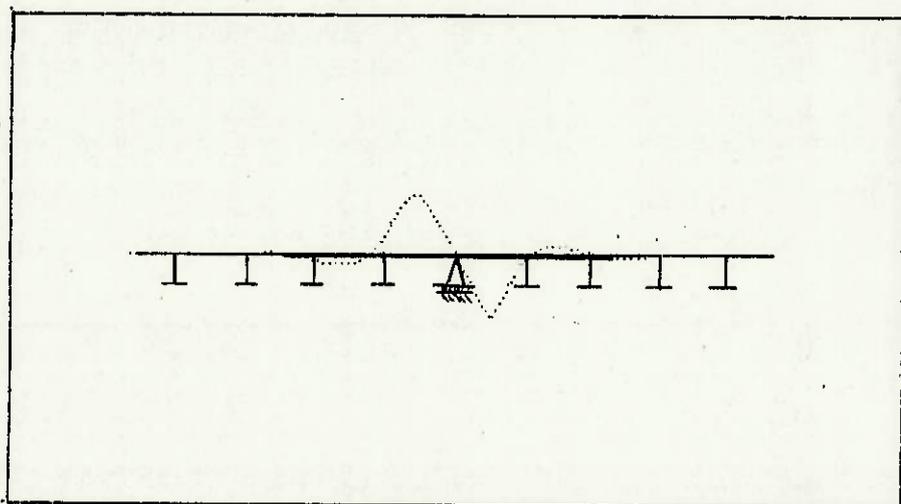


FIGURA 3.13 - CILINDRO COM REFORÇO ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , MODO $n=0$ ($t = 36\text{mm}$)

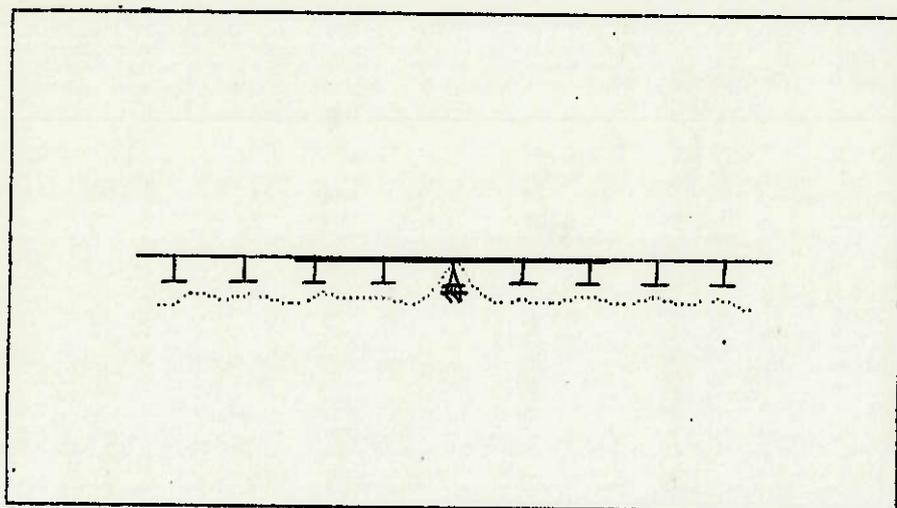


FIGURA 3.14 - CILINDRO COM REFORÇO ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , ES
TRUTURA DEFORMADA PARA $p=7.07 \text{ N/mm}^2$

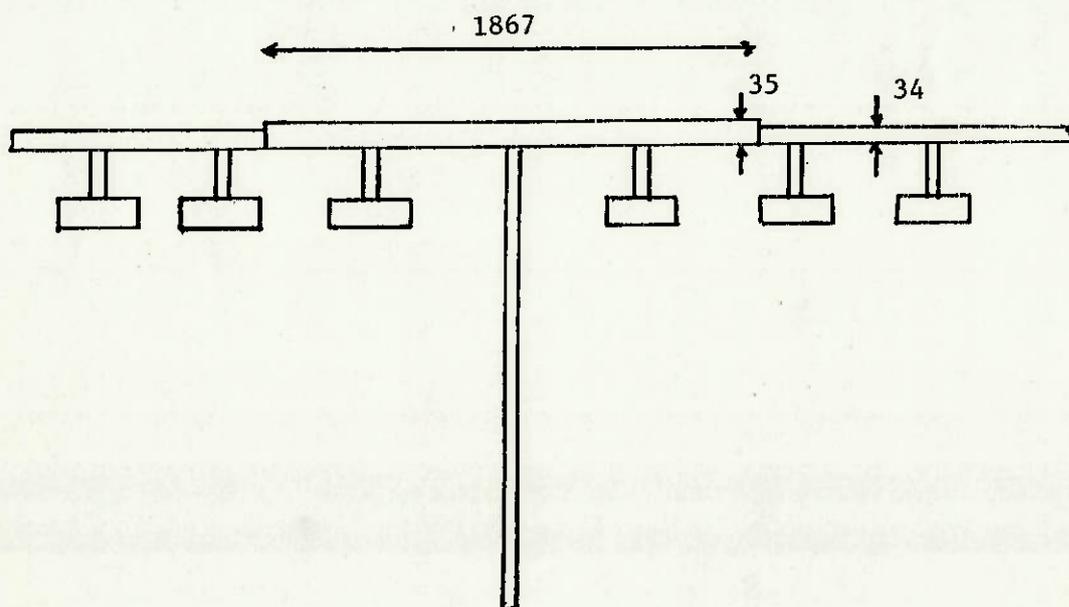


FIGURA 3.15 - REFORÇO DO CILINDRO, NA REGIÃO DA ANTEPARA, ATÉ 1 E 2/3 DE L_c

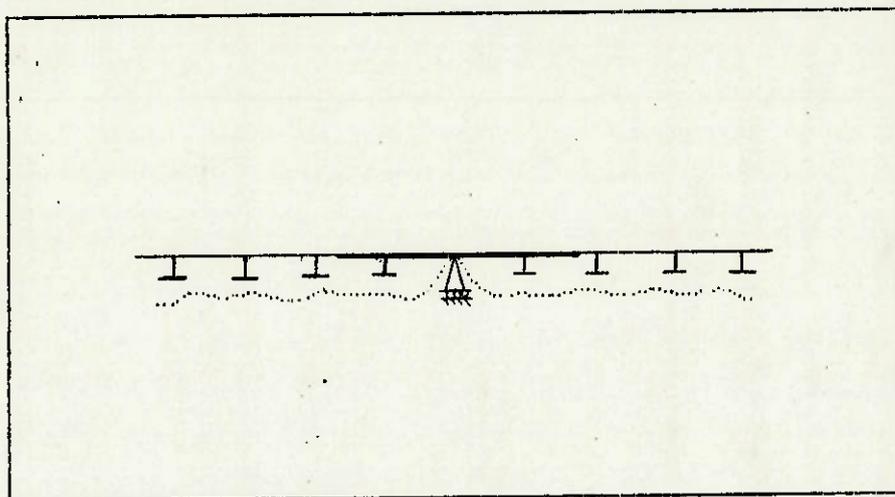


FIGURA 3.16 - CILINDRO REFORÇADO ATÉ 1 E 2/3 DE L_c , ESTRUTURA DEFORMADA PARA $p=7.07 \text{ N/mm}^2$

E nenhum reforço seria necessário, pois o próprio resultado da figura 3.7 já fornece $(p_{col})_{dsc} = 6.82 \text{ N/mm}^2$.

Devido ao requisito I, foram calculadas as tensões lineares-elásticas de modo a cumprir a inequação III.1. A figura 3.17 mostra tais tensões, calculadas com o BOSOR5 [9], para a geometria sem reforço. O mesmo ocorre na figura 3.18, para o modelo com reforço extendido até 1 e 1/3 do espaçamento de cavernas e na figura 3.19 para a espessura de 37mm extendida até 2 e 1/3 espaçamentos de caverna.

A tabela 3.3 mostra as tensões, para as demais alternativas analisadas, para os seguintes pontos:

A- Intersecção casco-antepara

B- Meio-vão adjacente à antepara

C- Meio do segundo vão adjacente à antepara

TABELA 3.3 - TENSÕES NA INTERSECÇÃO CILINDRO-ANTEPARA

	36mm até 2 e 1/3			35mm até 2 e 1/3			35mm até 1 e 2/3		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C
σ_{eq}^m	298	322	443	306	332	415	306	332	414
σ_{eq}^{fl}	687	194	178	731	182	195	730	182	196
σ_{eq}^{ext}	389	501	590	424	494	350	423	494	394
σ_{eq}^{int}	985	178	329	1037	206	546	1035	206	546

Pode-se observar que o critério de fadiga não é

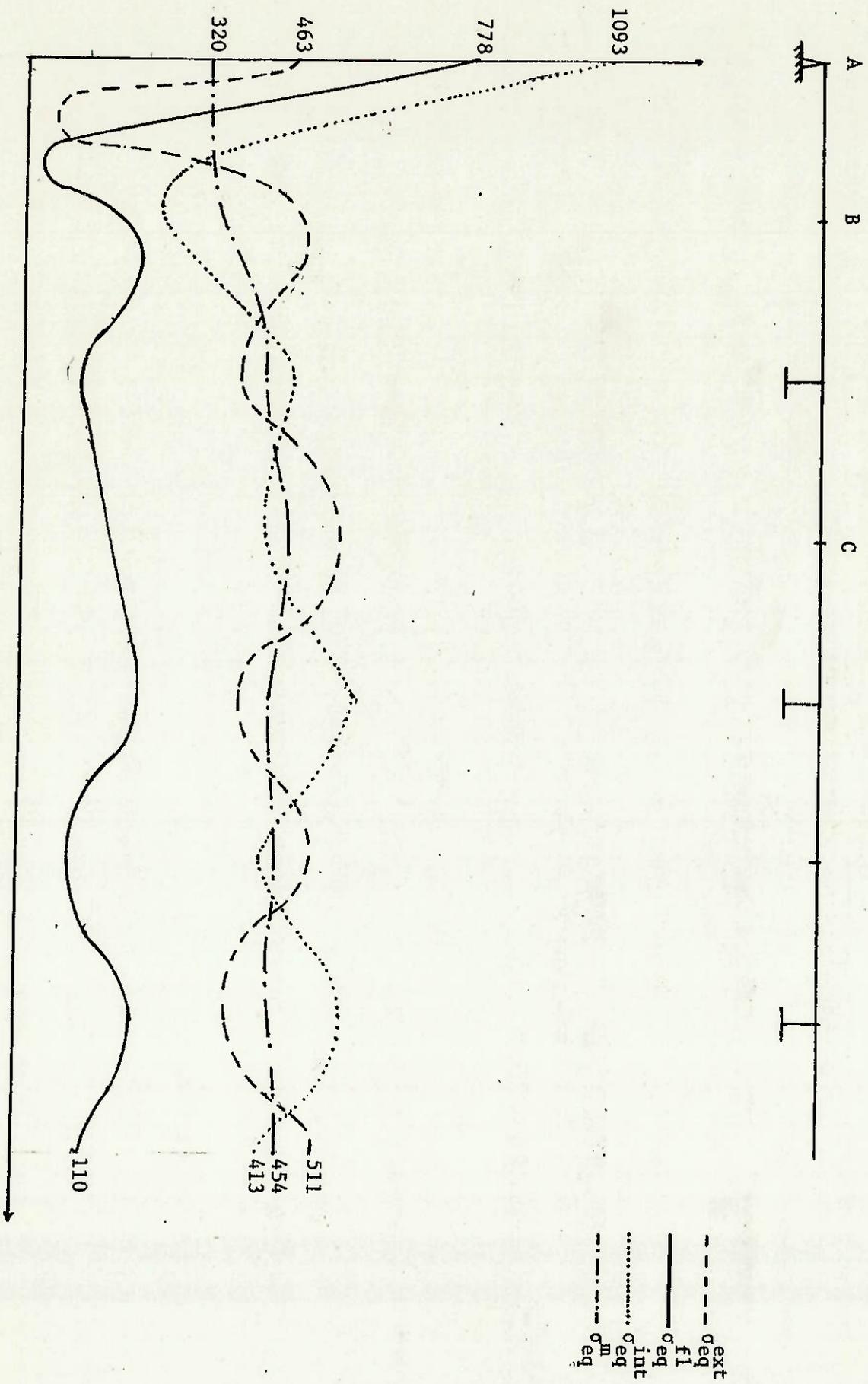


FIGURA 3.17 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, CILINDRO-ANTEPARA, SEM REFORÇO, CALCULADAS PARA $P_C=6,0 \text{ N/mm}^2$

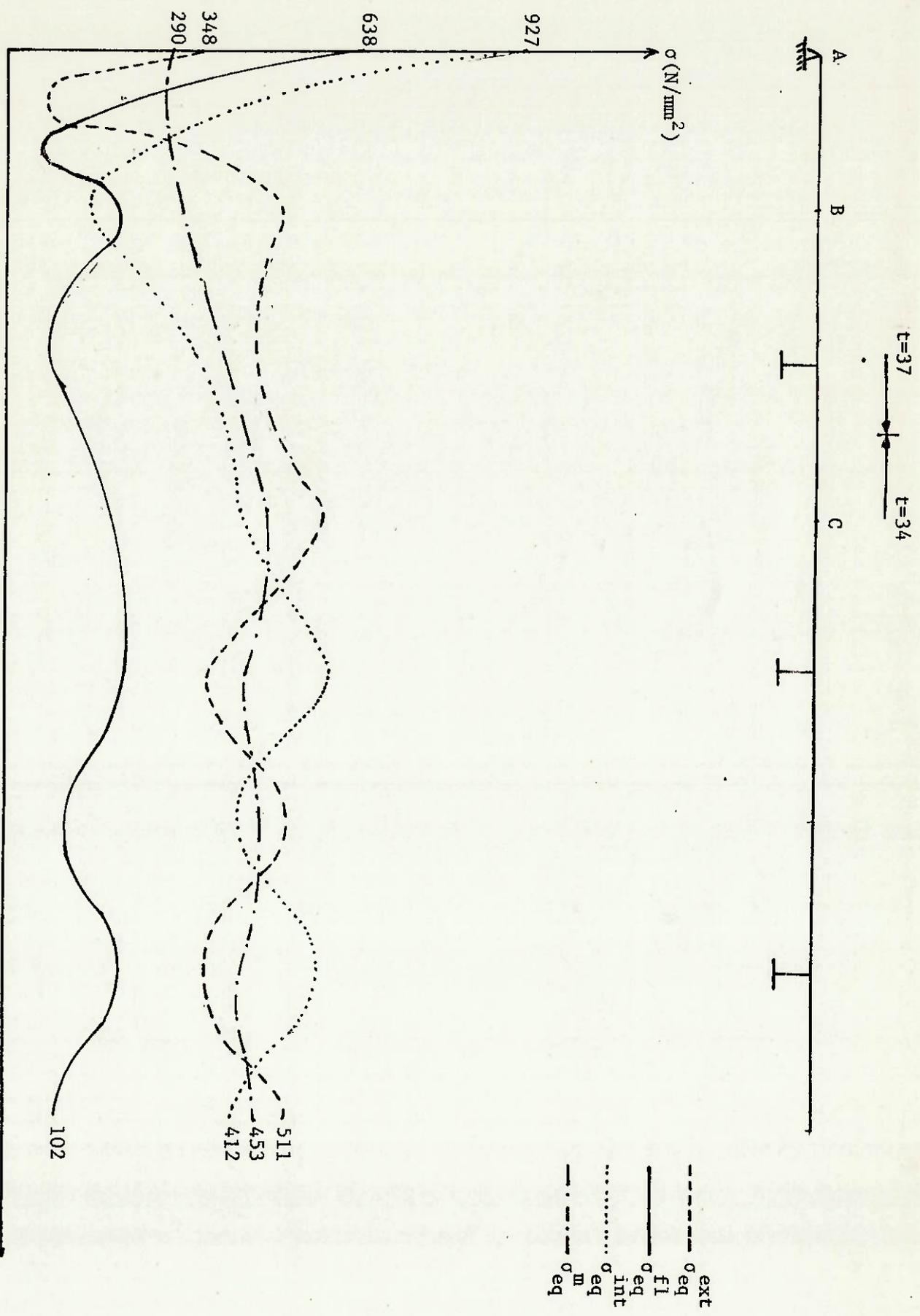


FIGURA 3.18 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, CILINDRO-ANTEPARA, REFORÇO ATÉ 1 F 1/3 DE L_c , CALCULADAS PARA $PC=6,0 \text{ N/mm}^2$



- - - - - ext
 σ_{eq}
 ———— fl
 σ_{eq}
 ······ int
 σ_{eq}
 - · - · - σ_m
 σ_{eq}

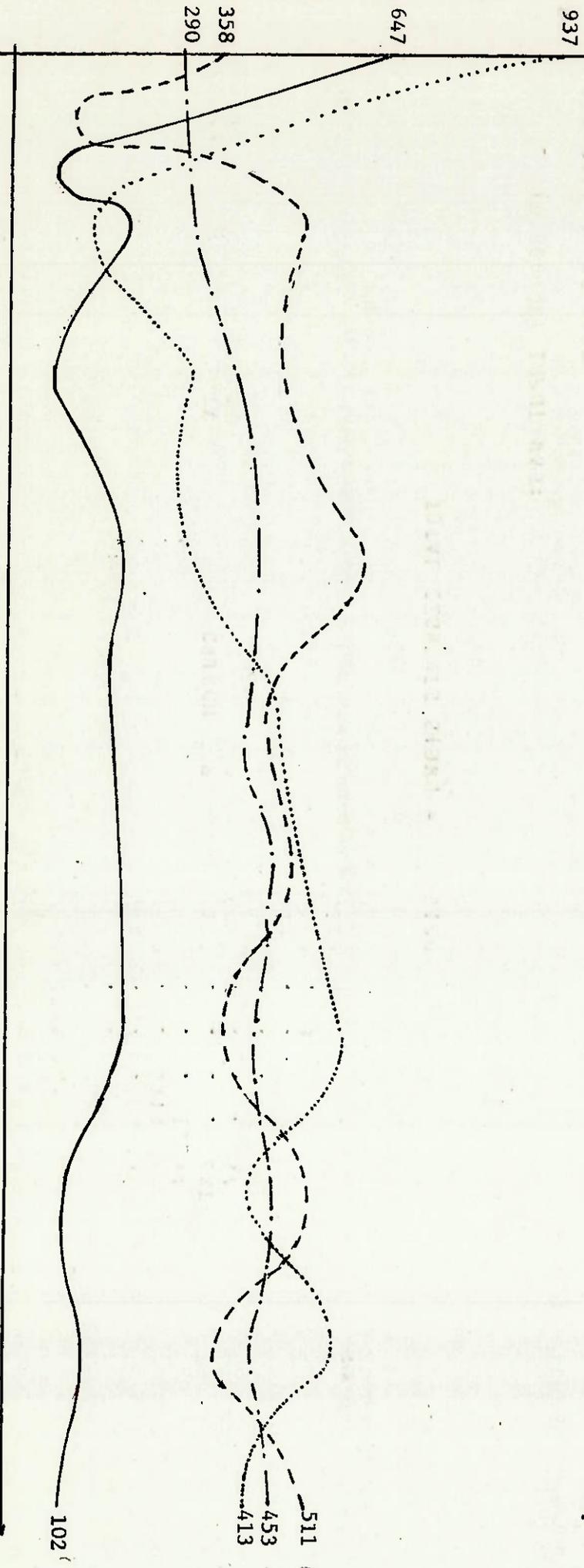


FIGURA 3.19 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, CILINDRO-ANTEPARA, REFORÇO ATÉ 2 E 1/3 DE t_c , PARA PC-6,0 N/mm².

cumprido no ponto A, nas várias alternativas. No entanto, tendo em vista o já mencionado conservadorismo da modelagem, uma análise com modelos de elementos finitos foi feita para verificar com maior precisão tais resultados. Foi modelada a geometria sem reforço, sendo que, visando a obtenção de resultados coerentes, foram tentadas diferentes malhas, figuras 3.20 e 3.21, buscando obter a convergência dos resultados. A tensão equivalente na face interna do casco, ponto crítico em termos de tensão, é apresentada na figura 3.22.

Foi adotada uma antepara bastante rígida, com 50mm de espessura, de modo a cobrir os casos normalmente encontrados. Na figura 3.22, pode-se observar que o valor da tensão junto à antepara cresce continuamente a medida que refinamos a malha, nos modelos 1 a 4. Assim, no modelo 5, foi incluído um cordão de solda mostrando que tal problema é um efeito local proveniente do "canto vivo" representado pela intersecção. Mesmo modelada de maneira grosseira, a presença do cordão foi suficiente para que se cumprisse o requisito I sem necessidade de reforço do casco.

Concluindo, o casco cilíndrico na região de antepara, necessita apenas ter sua espessura aumentada para 35mm até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da antepara, para satisfazer ao requisito II. Não há necessidade de reforço devido ao requisito I. Adicionalmente, lembra-se que se o projetista decidir adotar a proposta de FRANITZA [10], inequação II.7, não há necessidade de reforço algum nesta região.

Finalmente, da análise da tabela 3.3 e das figuras 3.17 a 3.19, o valor do fator k na inequação II.12.a é de 1.7, neste caso. Um valor maior aprovaria alternativas

inadequadas enquanto um valor menor reprovaria alternativas adequadas. O mesmo pode-se dizer sobre a aplicabilidade da inequação II.11, num pré-dimensionamento.

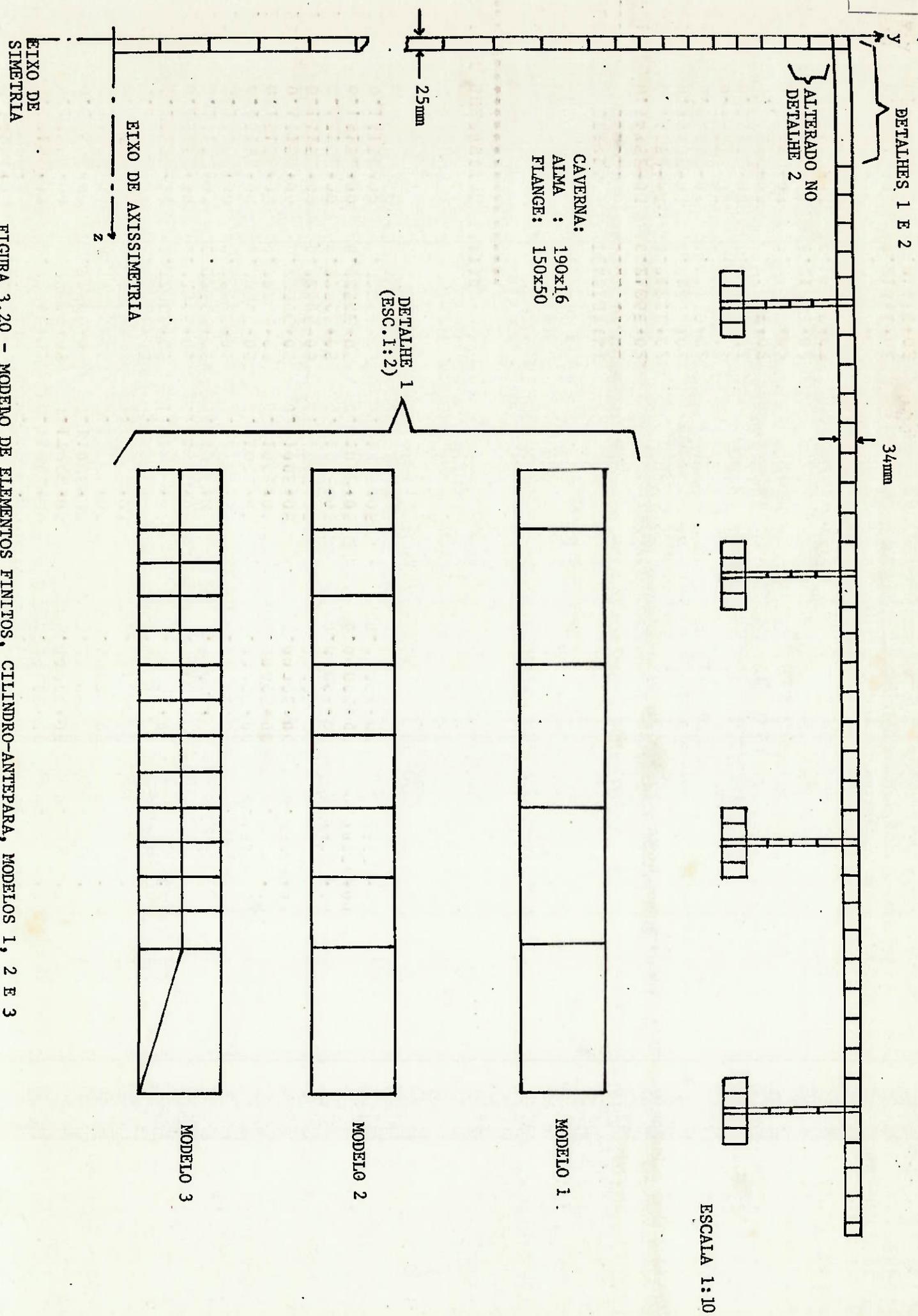


FIGURA 3.20 - MODELO DE ELEMENTOS FINITOS, CILINDRO-ANTEPARA, MODELOS 1, 2 E 3

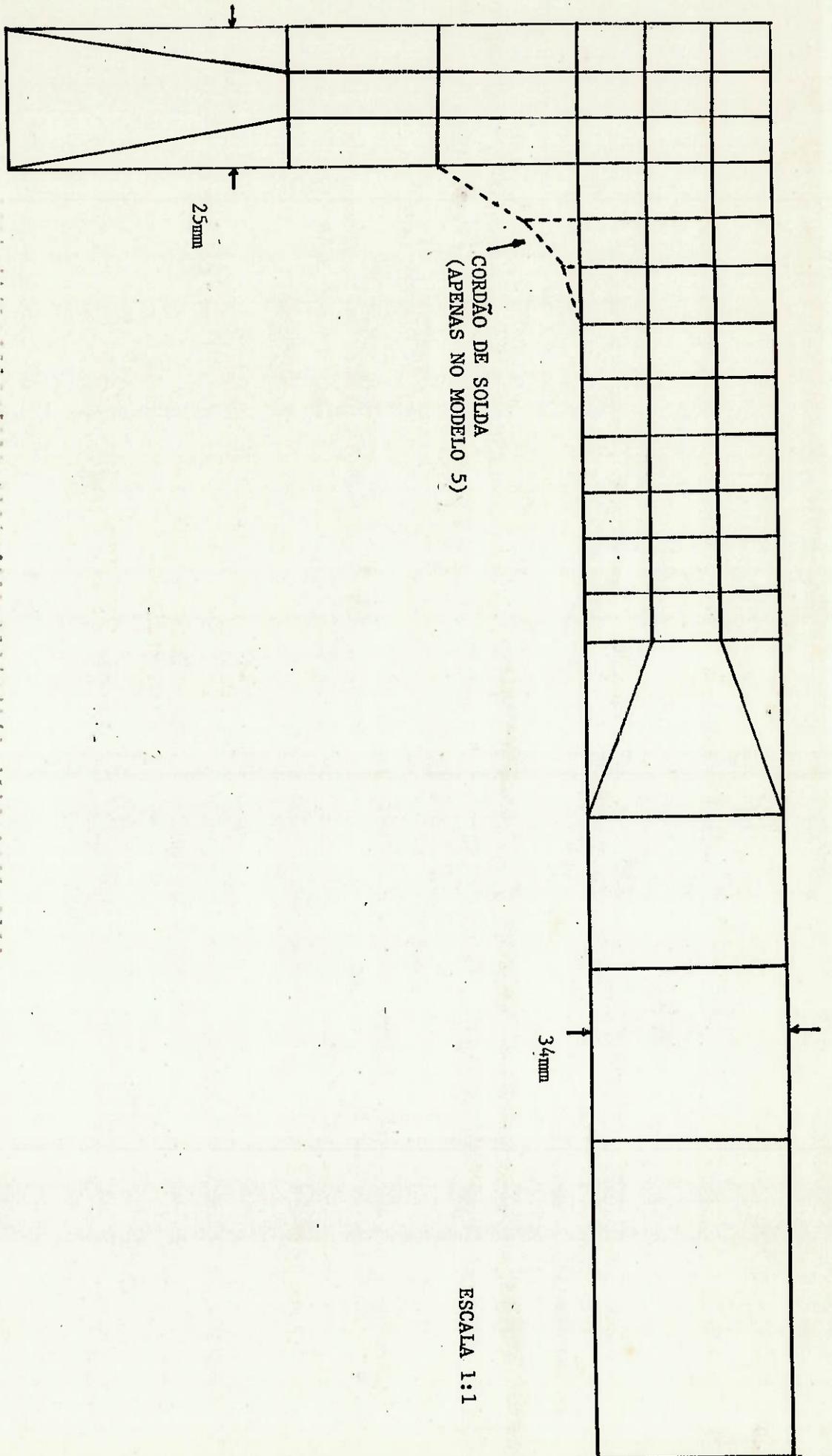


FIGURA 3.21 - MODELO DE ELEMENTOS FINITOS, CILINDRO-ANTEPARA DETALHE 2 (MODELOS 4 E 5)

3.3 TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE

Para estudo desta transição, o cone foi considerado ligado ao cilindro de um lado e a uma calota de fechamento, do outro, figura 3.23. Como não se está interessado em estudar a transição cone-calota, o semi-ângulo de abertura da calota β foi mantido num valor próximo a 85° , ou seja, uma calota quase hemisférica, suavizando essa transição.

As cavernas do cone tem as mesmas dimensões das do cilindro, a menos da altura da alma, que foi sendo reduzida ao longo do cone, proporcionalmente ao raio, figura 3.23. Cumpre lembrar novamente que tais dimensões foram adotadas de modo a estar o modelo o mais próximo possível da realidade.

A espessura da calota, nos diversos casos, foi calculada com a formulação de NISHIDA [18], impondo-se um valor mínimo de 40mm.

Foram estudados quatro diferentes valores do semi-ângulo de abertura do cone, $\alpha = 5^\circ, 7.5^\circ, 10^\circ$ e 20° , figura 3.24.

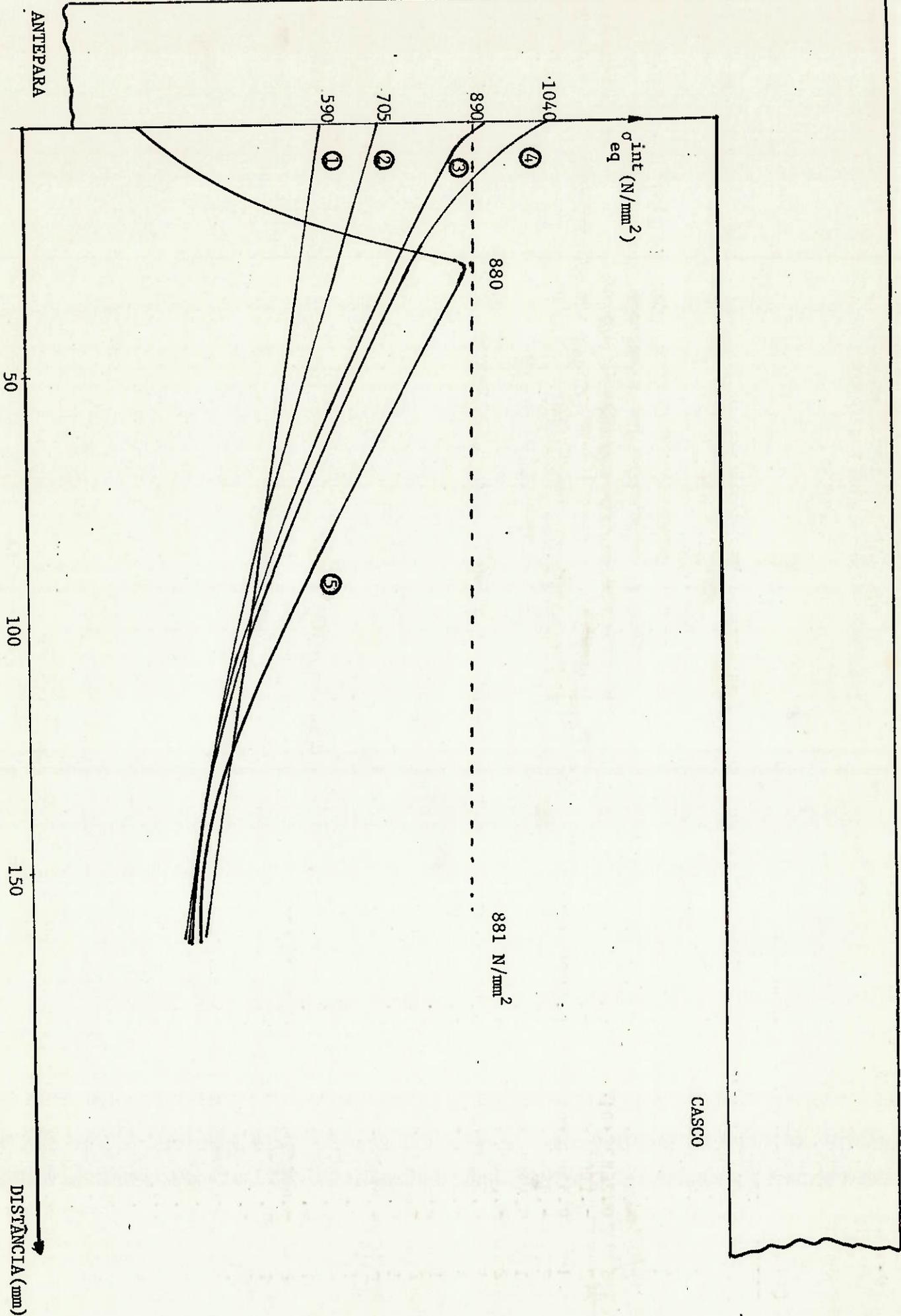


FIGURA 3.22 - TENSÃO EQUIVALENTE NA FACE INTERNA DO CASCO (5 MODELOS)

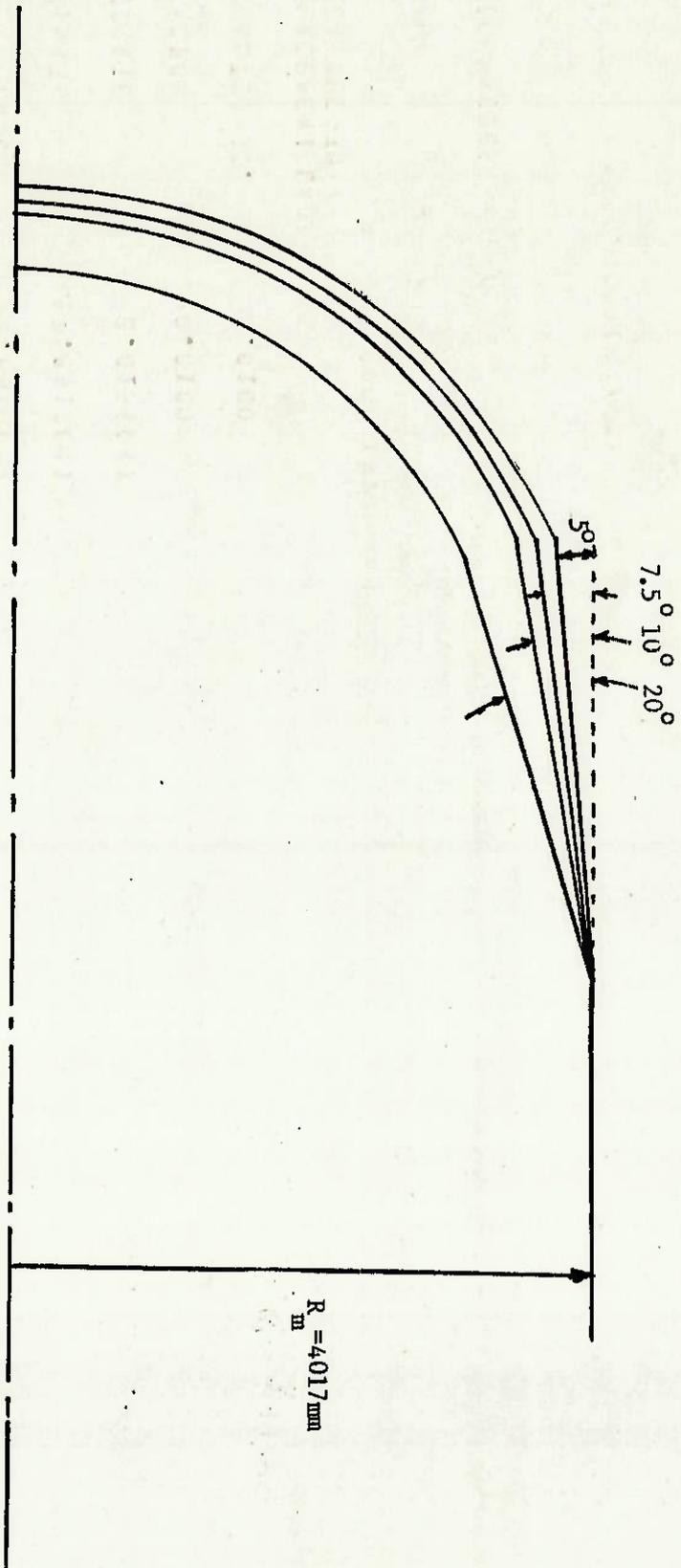


FIGURA 3.23 - SEMI-ÂNGULOS DE ABERTURA ESTUDADOS ($\alpha=5^\circ, 7.5^\circ, 10^\circ$ E 20°)

3.3.A TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE 5°

A geometria inicial deste caso é mostrada na figura 3.23 e o modelo correspondente na 3.25. Os resultados obtidos foram:

$(p_{col})_{dsc} = 6.70 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.26.

Como foi verificada uma antecipação do colapso, tentou-se inicialmente alterar o espaçamento de cavernas. Foi analisado um modelo onde o comprimento do vão cilíndrico adjacente a transição, L_2 na figura 3.24, foi reduzido para 200mm. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.46 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.27.

Como tal redução mostrou-se prejudicial, tentou-se um aumento para $L_2 = 560\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.28.

Tentou-se então o aumento de espaçamento tanto no cone quanto no cilindro fazendo $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.08 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 17$, figura 3.29.

OBS.:

1. MEDIDAS EM mm
2. DIMENSÕES DAS CAVERNAS:
 - ESPESSURA DA LAMA: 16mm
 - ESPESSURA DO FLANGE: 50mm
 - LARGURA DO FLANGE: 150mm
3. ESPESSURA DO CILINDRO E DO CONE: 34mm
4. ESPESSURA DA CALOTA: 45mm
5. SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA DA CALOTA: $\beta = 84.78^\circ$
6. RAIOS:
 - $R_{Ca_m} = 3708.69mm$
 - $R_{Co_m} = 3693.29mm$
 - $R_m = 4017mm$

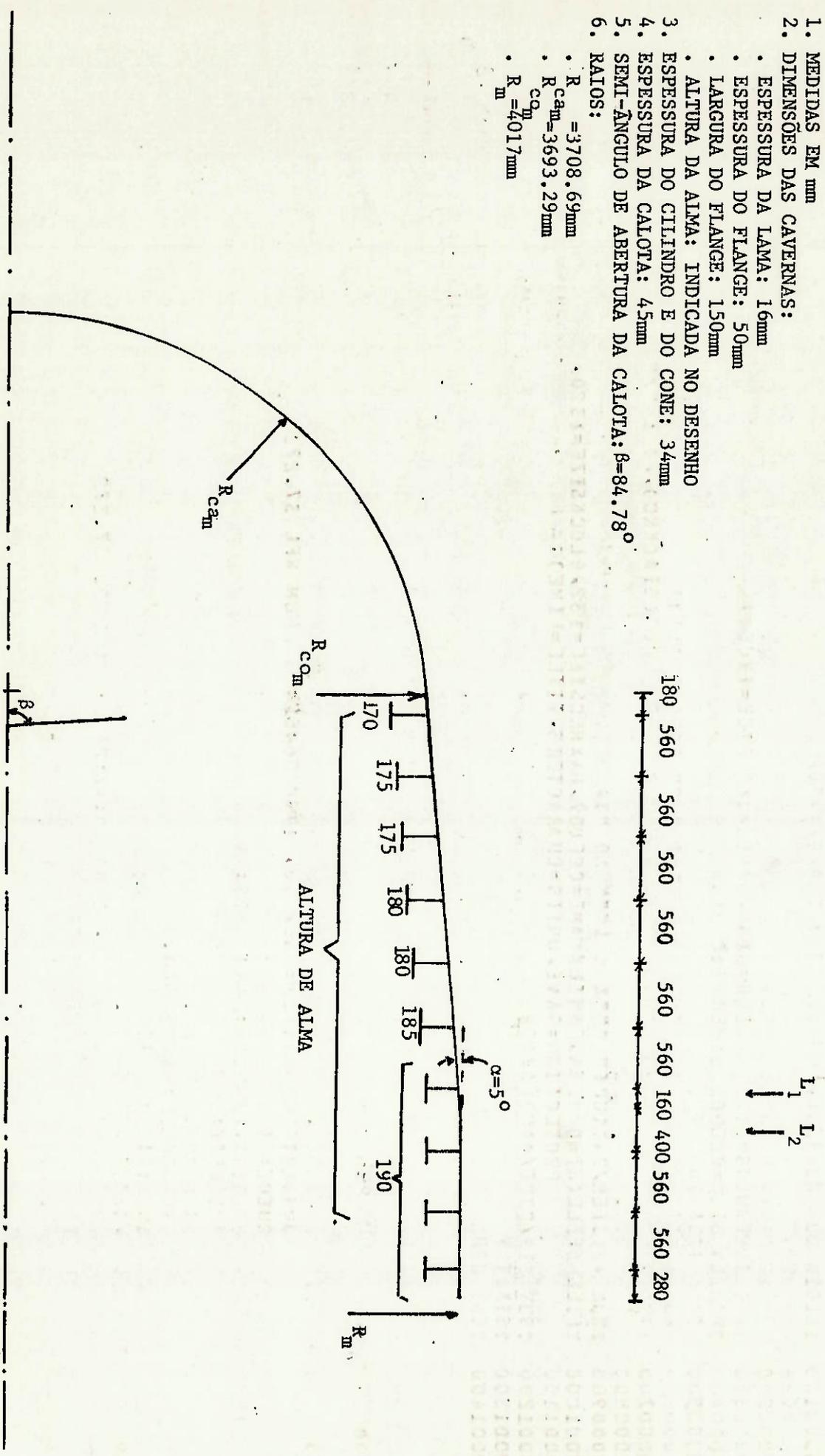
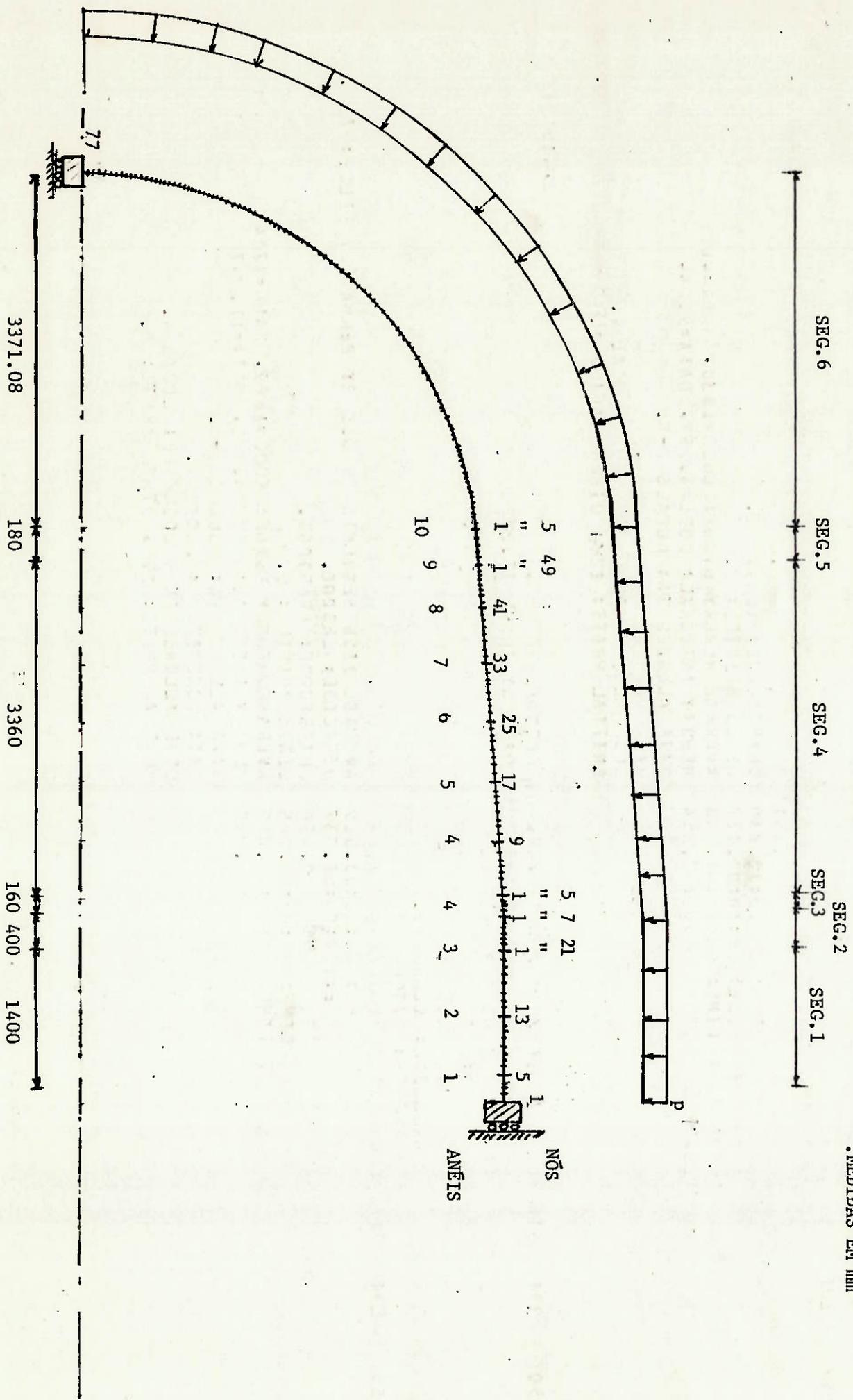


FIGURA 3.24 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=5^\circ$

337.611



OBS.:
MEDIDAS EM mm

FIGURA 3.25 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=5^\circ$ (MODELO)

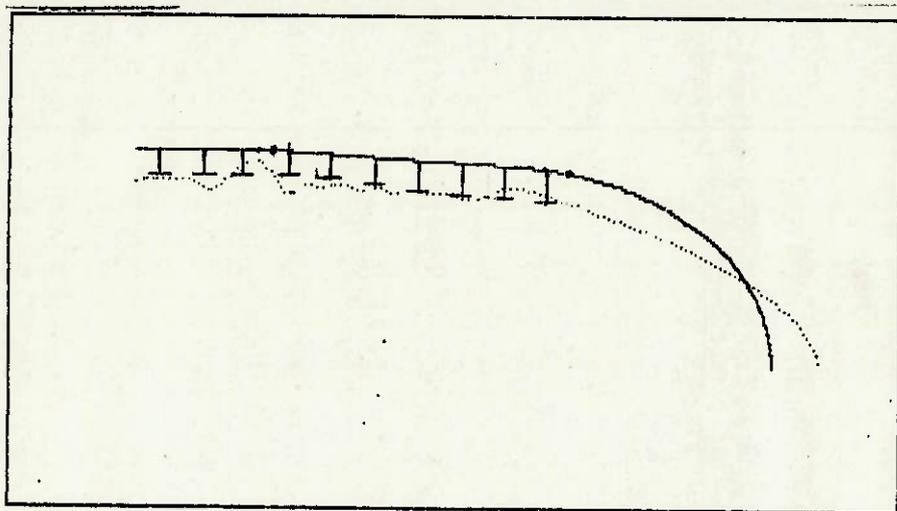


FIGURA 3.26 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=5^\circ$,
ESTRUTURA DEFORMADA PARA $p=6.70 \text{ N/mm}^2$

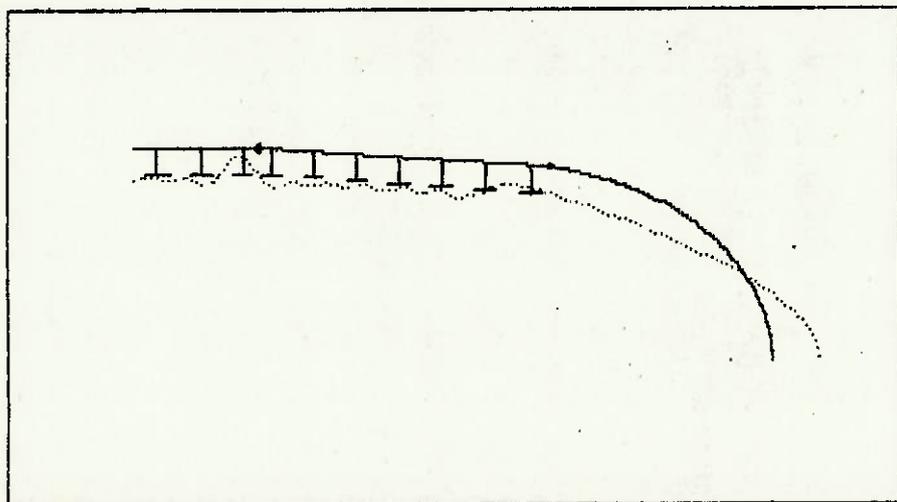


FIGURA 3.27 - CILINDRO-CONE, $\alpha=5^\circ$, $L_2=200\text{mm}$, ESTRUTURA DE-
FORMADA PARA $p=6.46 \text{ N/mm}^2$

Com esta solução, foi possível recuperar o valor de $(p_{col})_{ref}$ apenas com uma variação nos espaçamentos das cavernas adjacentes à transição. Notar que, um aumento da distância entre a intersecção e a caverna vizinha, tanto no cone quanto no cilindro, favoreceu o resultado, neste caso.

A figura 3.30 mostra as tensões lineares-elásticas, para PC, calculadas com o BOSOR5 [9], para a geometria inicial, tendo em vista o requisito I. A tabela 3.4 mostra tais tensões para as demais alternativas analisadas nos pontos:

- A- Intersecção cone-cilindro
- B- Meio-vão adjacente a transição, no casco cilíndrico
- C- Meio do segundo vão adjacente a transição, no cone
- D- Meio do segundo vão adjacente a transição, no cilindro.
- E- Meio do terceiro vão adjacente a transição, no cone.

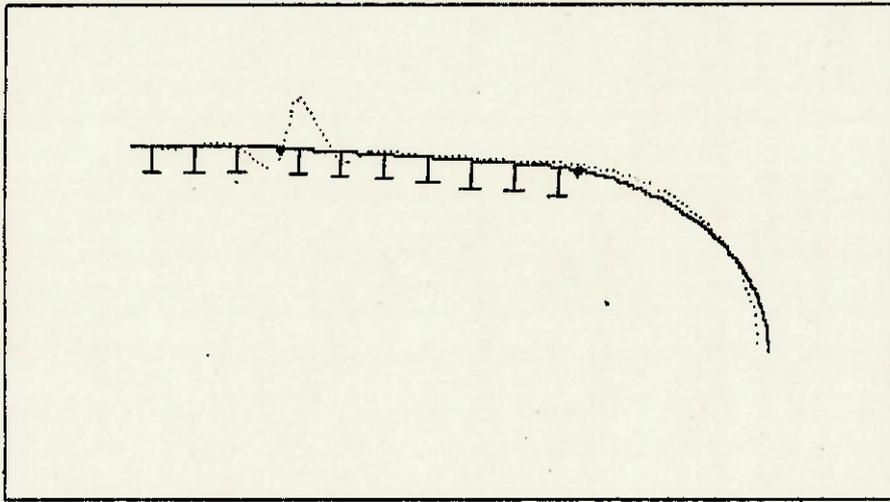


FIGURA 3.28 - CILINDRO-CONE, $\alpha=5^\circ$, $L = 560\text{mm}$, MODO $n=0$

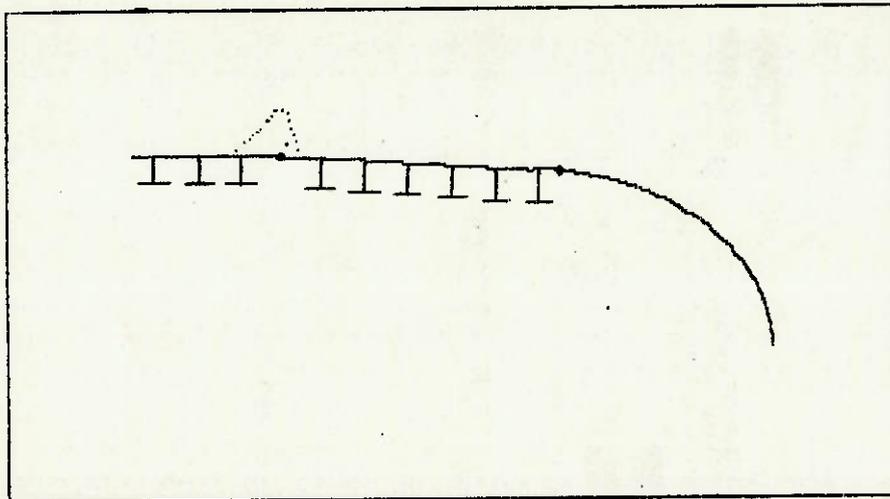


FIGURA 3.29 - CILINDRO-CONE, $\alpha=5^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, MODO $n=17$

TABELA 3.4 - TENSÕES NA TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, $\alpha = 5^\circ$

		A	B	C	D	E
$L_2 = 200\text{mm}$	σ_{eq}^m	328	445	451	438	335
	σ_{eq}^{fl}	344	188	109	190	165
	σ_{eq}^{ext}	196	564	512	561	226
	σ_{eq}^{int}	643	385	409	376	478
$L_2 = 560\text{mm}$	σ_{eq}^m	359	426	436	456	450
	σ_{eq}^{fl}	297	149	159	114	109
	σ_{eq}^{ext}	253	523	536	521	512
	σ_{eq}^{int}	608	367	377	412	408
$L_1 = L_2 =$ $= 560\text{mm}$	σ_{eq}^m	419	454	449	454	445
	σ_{eq}^{fl}	239	120	112	111	109
	σ_{eq}^{ext}	342	525	515	520	508
	σ_{eq}^{int}	589	407	405	410	402

Verifica-se que nenhum ponto ultrapassou o limite de 881 N/mm^2 decorrente do requisito I e nenhum reforço é necessário, por esse aspecto.

Concluindo, o simples ajuste dos espaçamentos das cavernas adjacentes à transição, para o valor de 560mm , atende tanto ao requisito I quanto ao II.

Da análise da tabela 3.4 e da figura 3.30 recomenda-se um valor de 1.5 para o fator k, na inequação

II.12.a. Tal valor é aproximado, já que, neste caso, não foi possível encontrar um valor nitidamente aplicável tanto às soluções aprovadas quanto às não aprovadas.

Notar, também, que a solução encontrada satisfaz a inequação II.11. As soluções em que tal inequação não foi satisfeita foram reprovadas.

3.3.B TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, 7.5°

A geometria inicial é mostrada na figura 3.31 e o modelo correspondente na 3.32. Os resultados obtidos foram:

$(p_{col})_{dsc} = 6.13 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.33.

Inicialmente foi tentado um ajuste nos espaçamentos de caverna, fazendo $L_2 = 200\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 5.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.34

Novamente esta solução mostrou-se inadequada. Tentou-se então $L_2 = 500\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.21 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.35.

Como ainda não foi suficiente, partiu-se para $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.68 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.36.

Finalmente, partiu-se para $L_2 = 600\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.13 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.37.

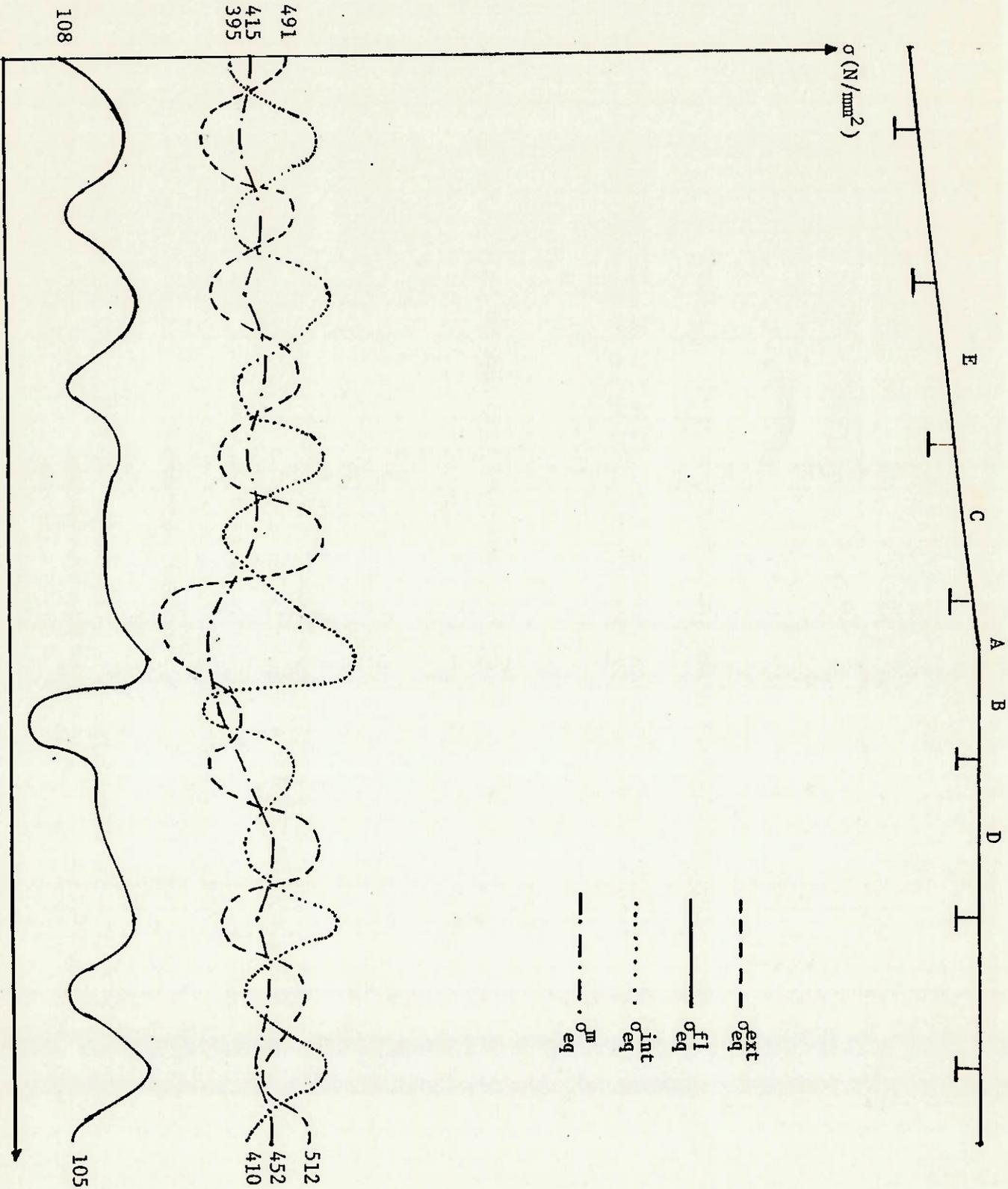


FIGURA 3.30 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, CILINDRO-CONE COM $\alpha = 5^\circ$, GEOMETRIA INICIAL, CALCULADAS PARA $PC=6.0 \text{ N/mm}^2$

OBS.:

1. MEDIDAS EM mm
2. DIMENSÕES DAS CAVERNAS:
 - ESPESURA DA ALMA: 16mm
 - ESPESURA DO FLANGE: 50mm
 - LARGURA DO FLANGE: 150mm
3. ALTURA DA ALMA: INDICADA NO DESENHO
4. ESPESURA DO CILINDRO E DO CONE: 34mm
5. SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA DA CALOTA: $\beta = 84,78^\circ$
6. RAIOS:
 - $R_{c_{2m}} = 3544,603mm$
 - $R_{c_{3m}} = 3529,886mm$
 - $R_m = 4017mm$

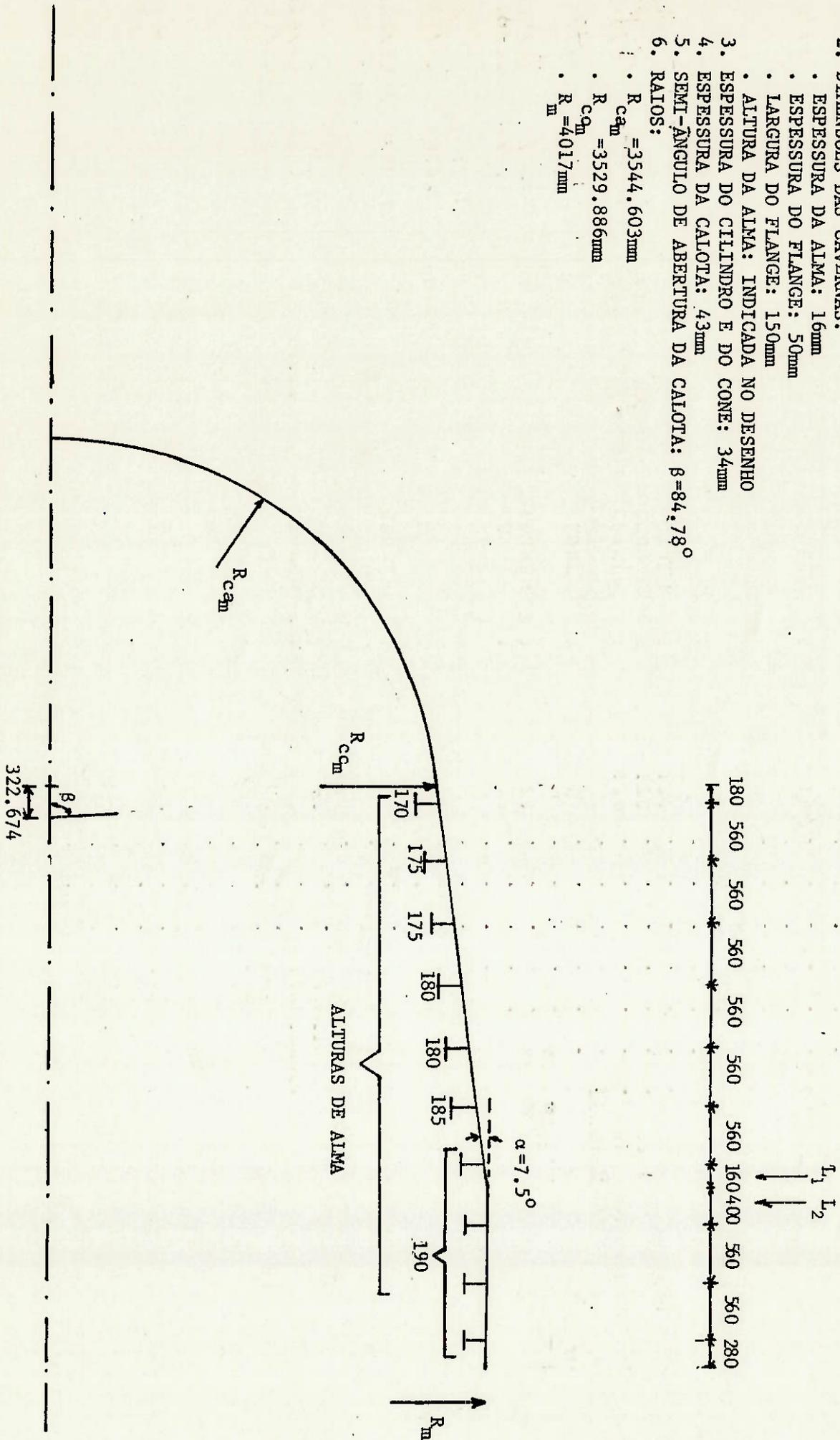


FIGURA 3.31 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=7,5^\circ$

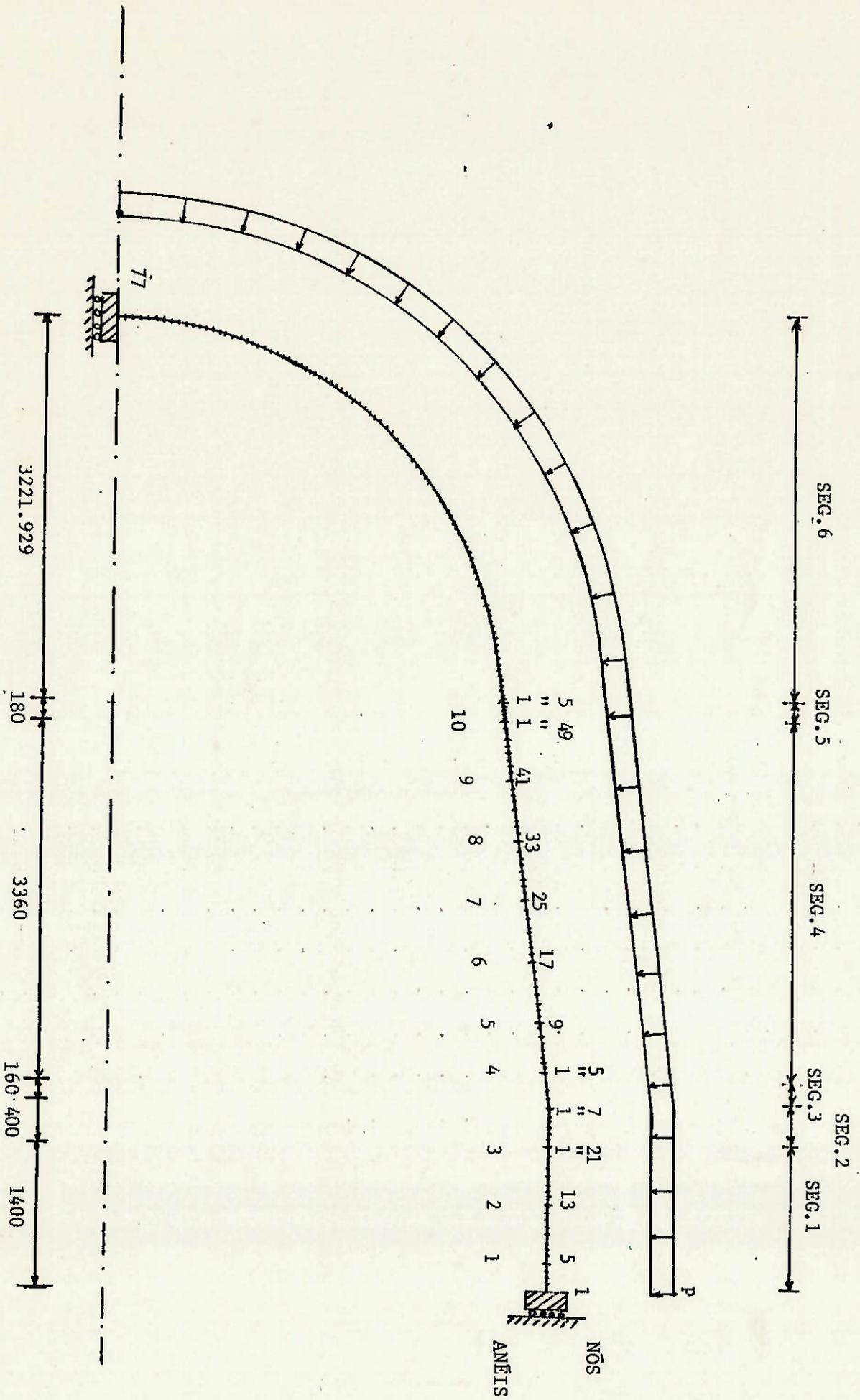


FIGURA 3.32 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=7.5^\circ$ (MODELO)

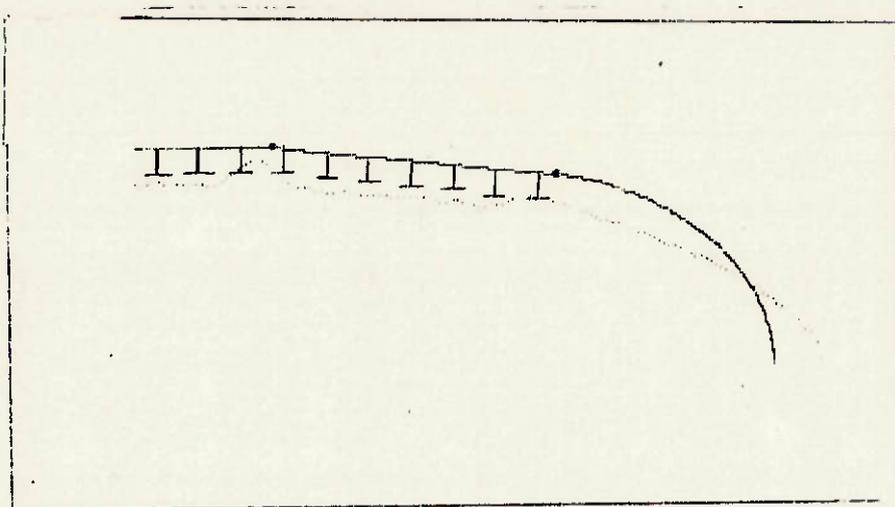


FIGURA 3.33 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=7.5^{\circ}$,
ESTRUTURA DEFORMADA PARA $p=6.13 \text{ N/mm}^2$

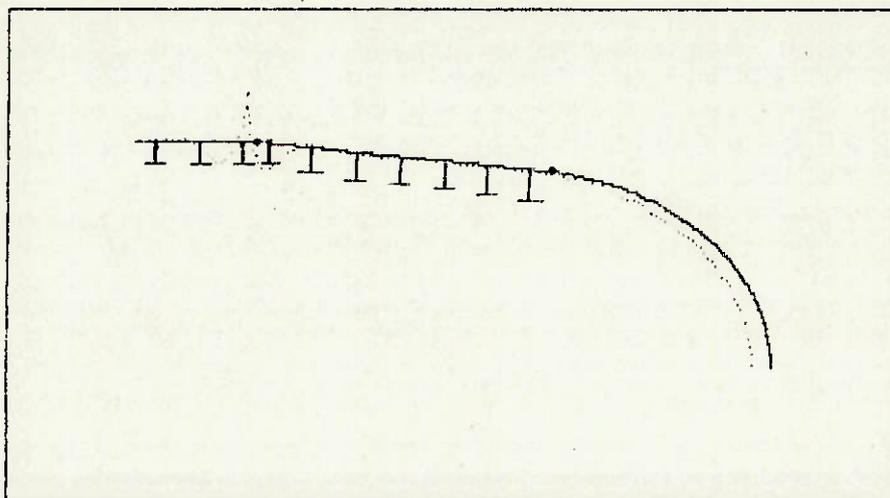


FIGURA 3.34 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^{\circ}$, $L_2=200\text{mm}$, MODO $n=0$

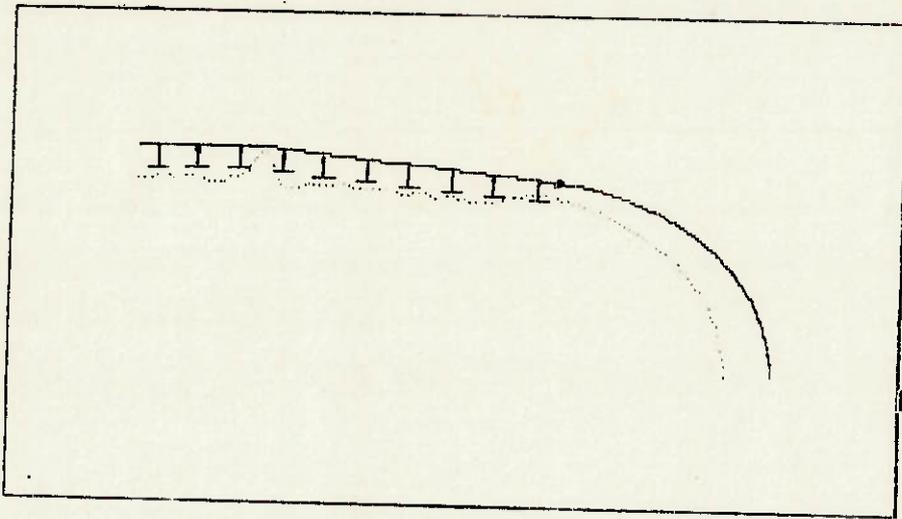


FIGURA 3.35 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_2=500\text{mm}$, ESTRUTURA DEFORMADA PARA $p=6.21\text{ N/mm}^2$

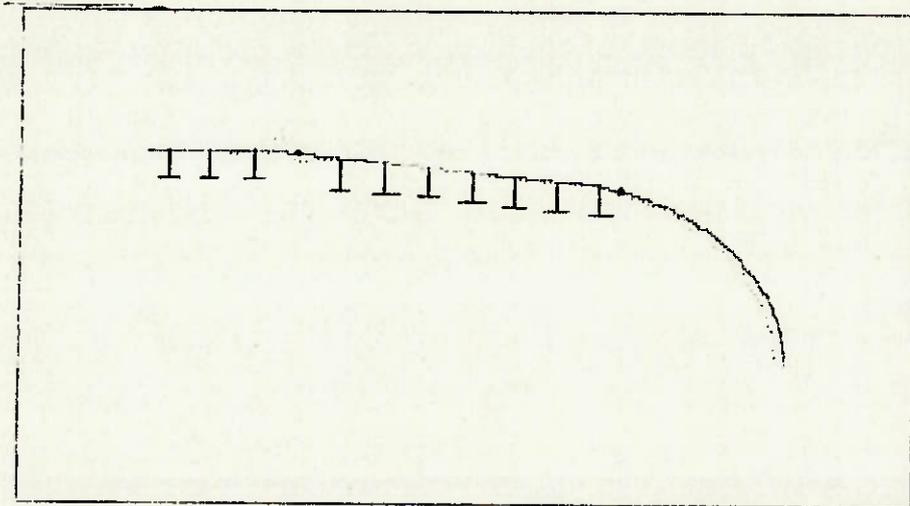


FIGURA 3.36 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, MODO $n=0$

Pode-se observar que o aumento do espaçamento de cavernas para além do valor padrão de 560mm torna-se prejudicial. Assim, apenas o ajuste dos espaçamentos não foi suficiente, sendo necessário reforçar a região.

Numa primeira tentativa, com $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$ a espessura foi aumentada para 40mm nos vãos adjacentes a transição, figura 3.38. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$,
figura 3.39.

O reforço foi extendido então até 1 e 2/3 do espaçamento de caverna, com relação a transição, figura 3.40. Aumentou-se o modelo usado em um espaçamento de cavernas, figura 3.41, para assegurar o amortecimento dos efeitos da descontinuidade na extremidade do modelo. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.09 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$,
figura 3.42.

Para efeito de otimização, a espessura foi reduzida para 36mm. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.17 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$,
figura 3.43.

Tentou-se finalmente, uma espessura de 35mm, obtendo-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.00 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento,
figura 3.44.

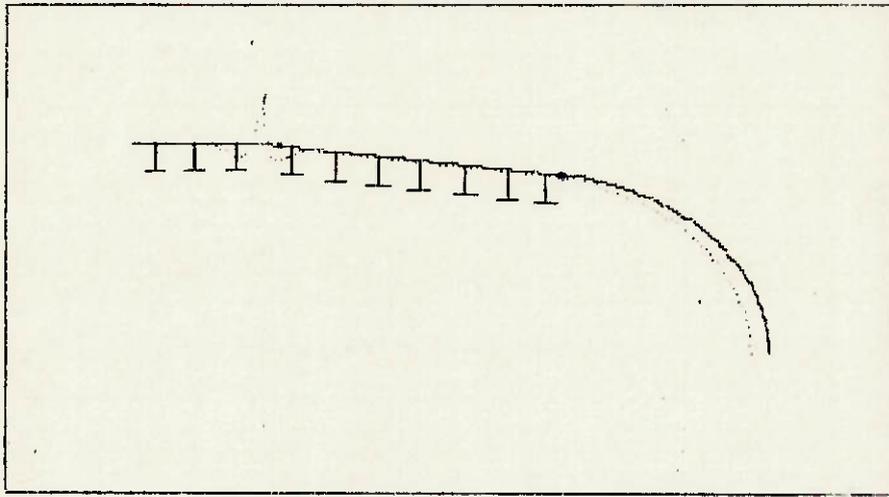


FIGURA 3.37 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_2=600\text{mm}$, MODO $n=0$

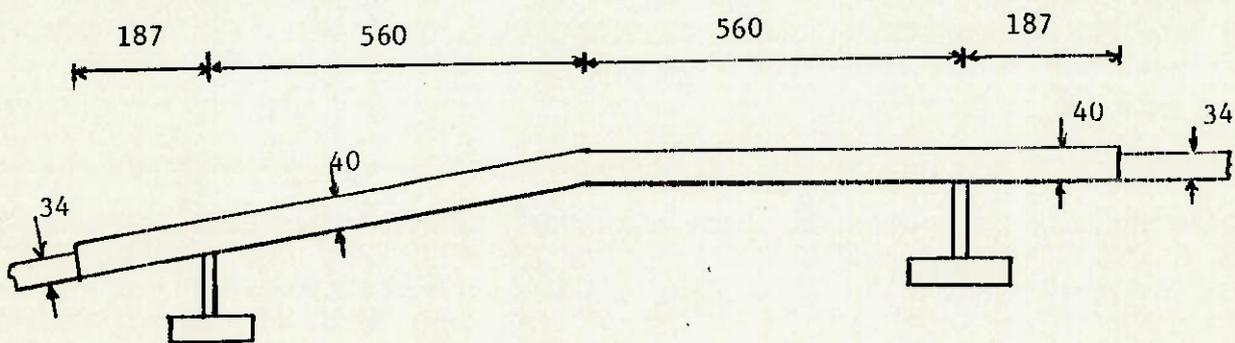


FIGURA 3.38 - REFORÇO DOS VÃOS ADJACENTES À TRANSIÇÃO

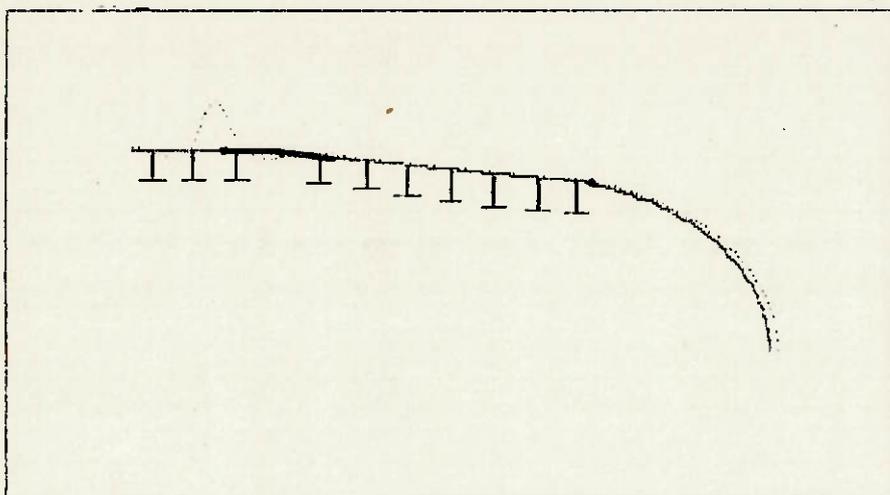


FIGURA 3.39 - CILINDRO-CONE, $\alpha = 7.5^\circ$, $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$, $t = 40\text{mm}$
NOS VÃOS ADJACENTES, MODO $n=0$

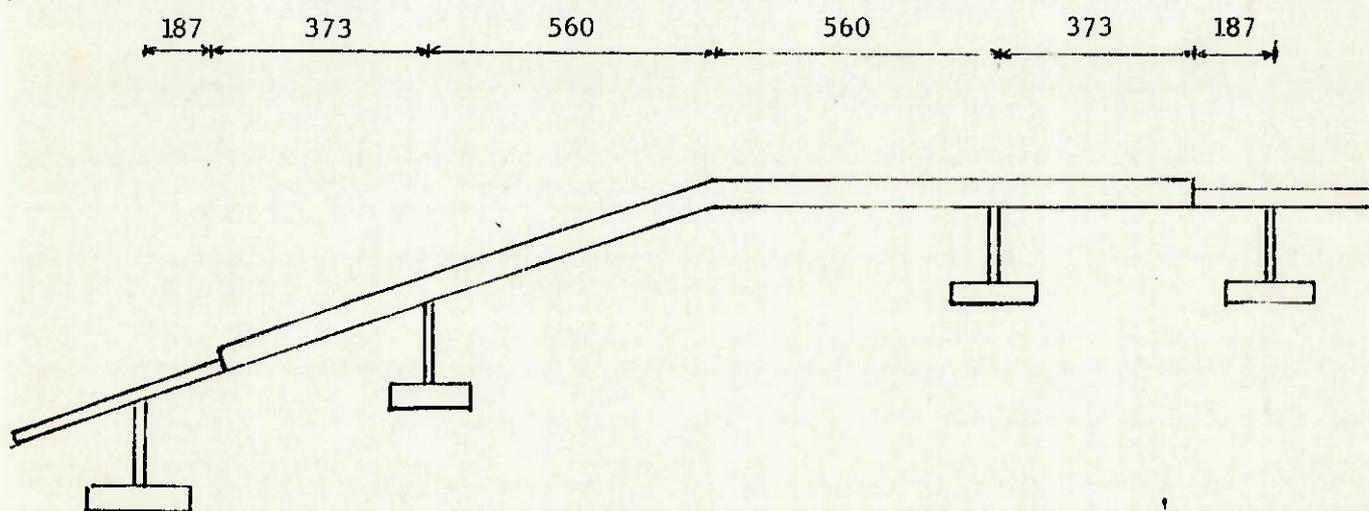


FIGURA 3.40 - REFORÇO ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO

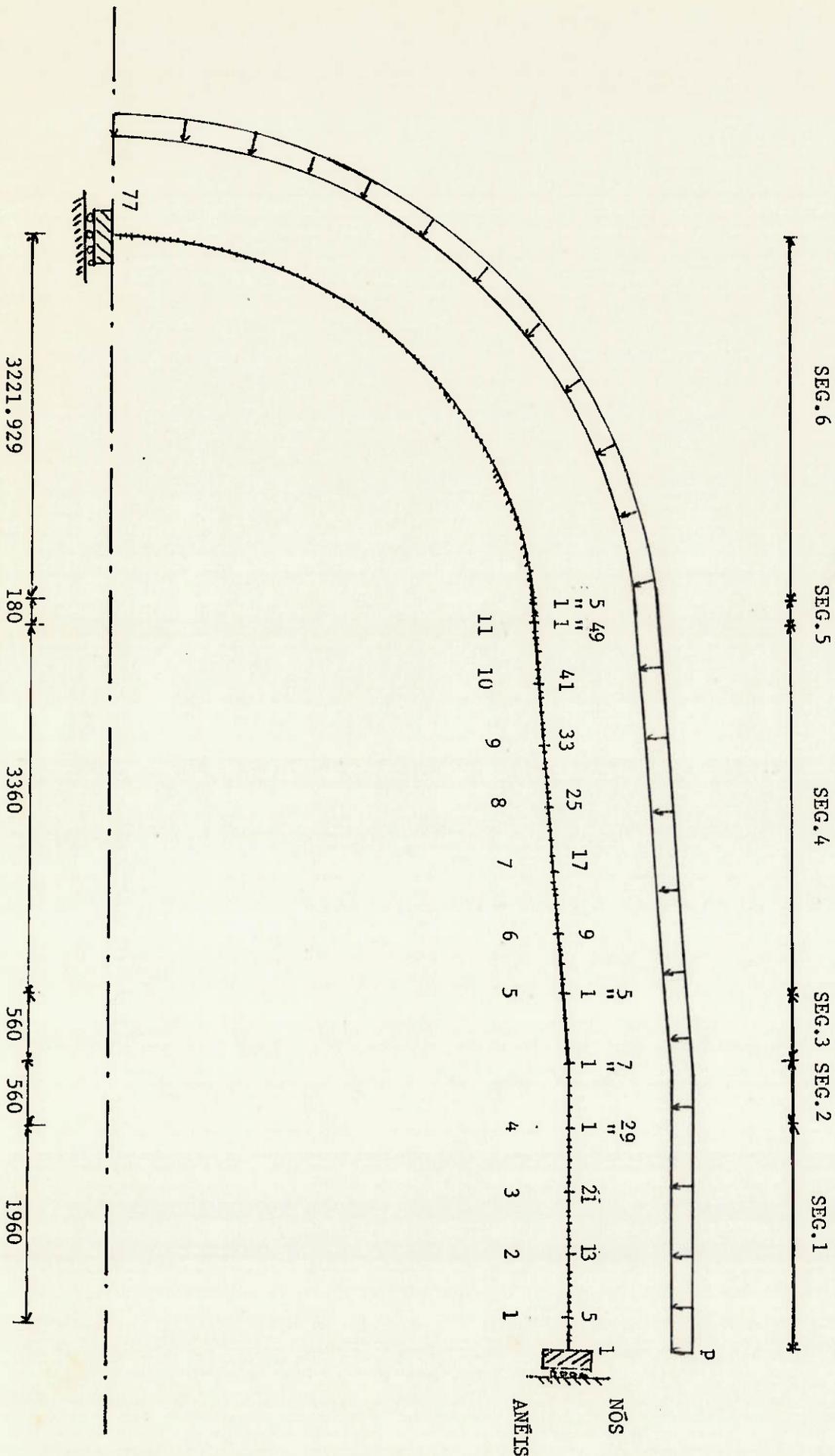


FIGURA 3.41 - ESTRUTURA COM O REFORÇO ATÉ 1-E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO (MODELO)

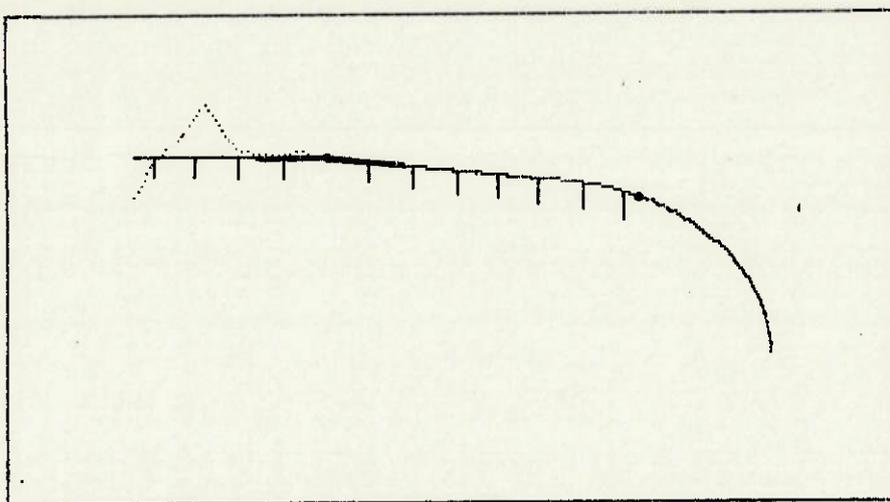


FIGURA 3.42 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, $t=40\text{mm}$
 ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO,
 MODO $n=4$

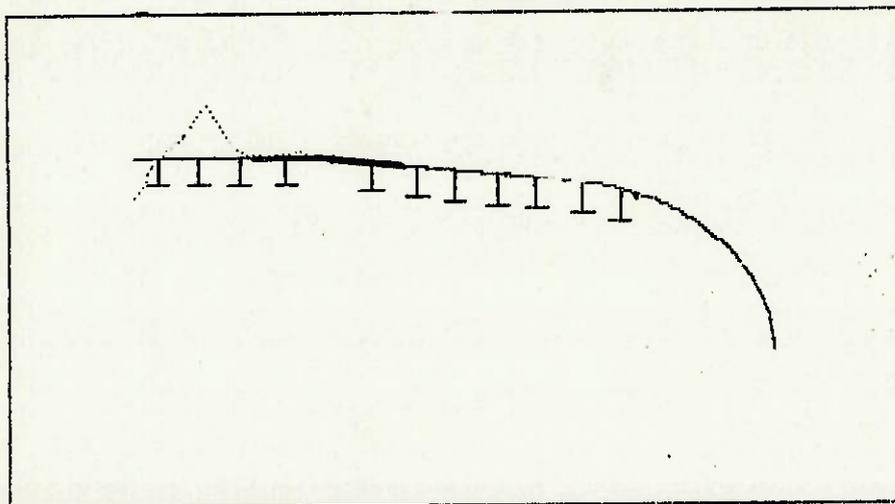


FIGURA 3.43 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, $t=36\text{mm}$
 ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO,
 MODO $n=4$

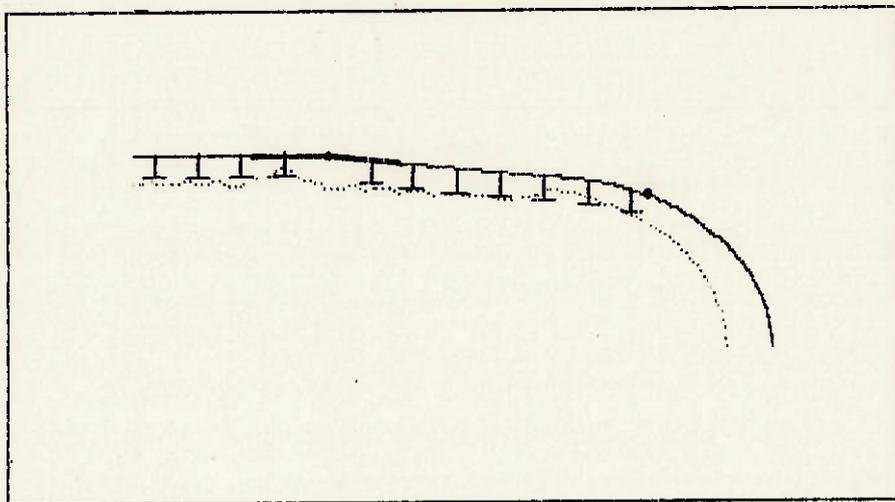


FIGURA 3.44 - CILINDRO-CONE, $\alpha=7.5^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, $t=35\text{mm}$
ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO,
ESTRUTURA DEFORMADA PARA $p=7.00\text{ N/mm}^2$

A figura 3.45 mostra as tensões lineares-elásticas, para PC, calculadas com o BOSOR5 [9], para a geometria inicial. A tabela 3.5 mostra tais tensões para os demais casos analisados nos pontos:

- A- Intersecção cone-cilindro
- B- Meio-vão adjacente a transição, no cilindro.
- C- Meio-vão adjacente a transição, no cone.
- D- Meio do segundo vão adjacente a transição, no cone.
- E- Meio do segundo vão adjacente a transição, no cilindro.

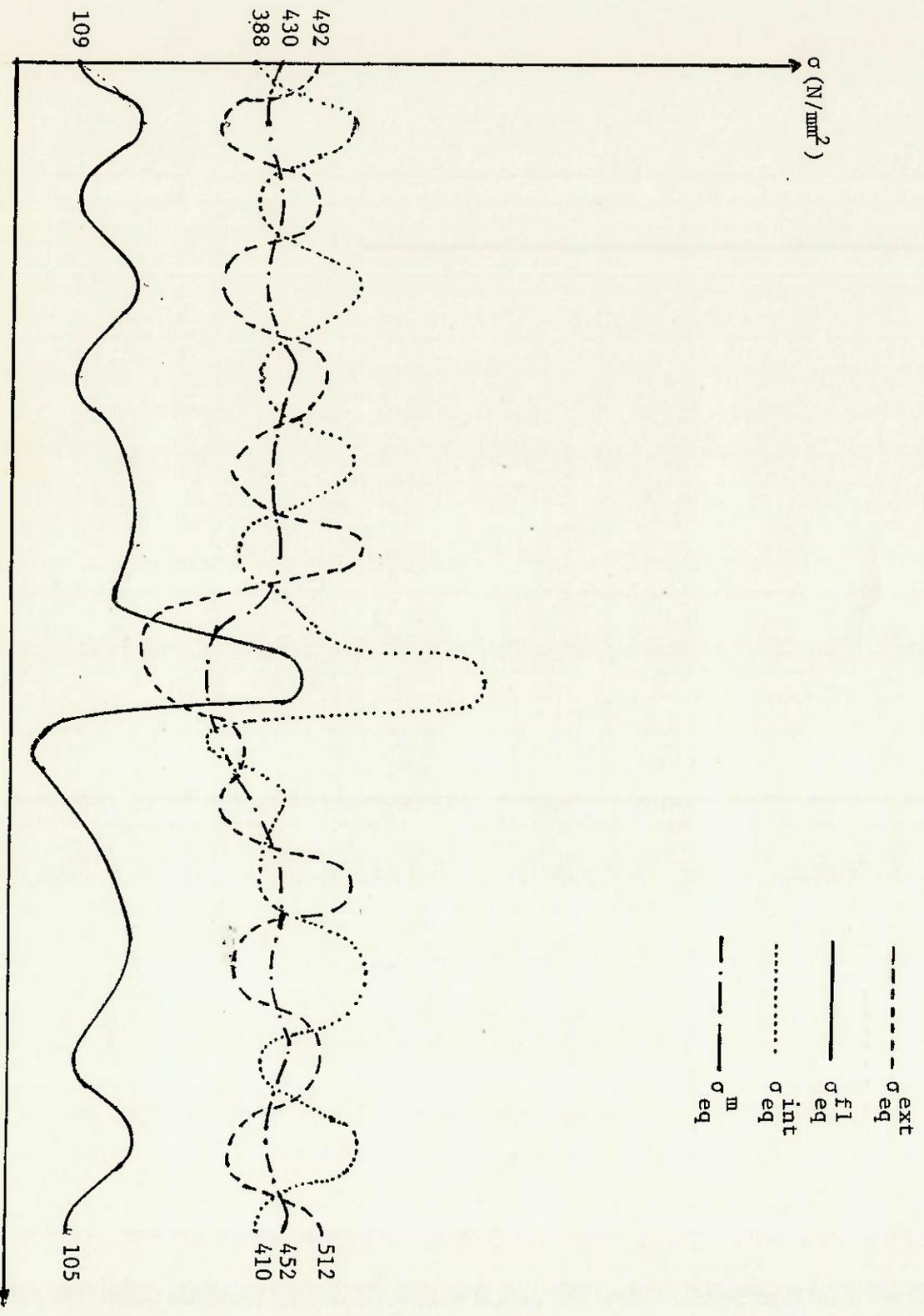
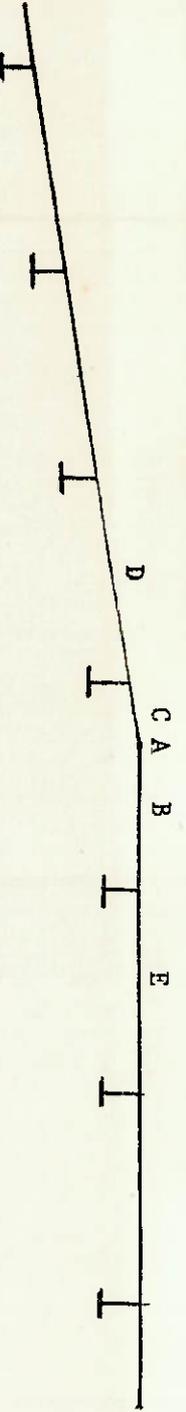


FIGURA 3.45 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=7.5^\circ$, CALCULADAS PARA $PC=6.0 \text{ N/mm}^2$

TABELA 3.5 - TENSÕES NA TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, $\alpha = 7.5^\circ$

		A	B	C	D	E
$L_2 =$ 200mm	σ_{eq}^m	310	316	315	432	441
	σ_{eq}^{fl}	677	227	275	219	214
	σ_{eq}^{ext}	539	152	137	579	581
	σ_{eq}^{int}	904	528	575	367	378
$L_2 =$ 500mm	σ_{eq}^m	362	372	323	433	462
	σ_{eq}^{fl}	600	119	270	202	141
	σ_{eq}^{ext}	333	461	168	566	543
	σ_{eq}^{int}	933	305	572	368	413
$L_2 =$ 600mm	σ_{eq}^m	324	411	411	431	459
	σ_{eq}^{fl}	480	181	181	197	119
	σ_{eq}^{ext}	263	536	536	561	526
	σ_{eq}^{int}	775	341	341	366	414
$L_1 = L_2 =$ 560mm	σ_{eq}^m	352	411	416	451	457
	σ_{eq}^{fl}	414	134	142	123	122
	σ_{eq}^{ext}	282	500	511	521	528
	σ_{eq}^{int}	715	352	356	406	412

TABELA 3.5 (continuação).

		A	B	C	D	E
$L_1 = L_2 =$ 560mm t = 40mm vãos adjac.	σ_{eq}^m	298	342	346	460	467
	σ_{eq}^{fl}	244	194	203	150	151
	σ_{eq}^{ext}	290	533	544	547	554
	σ_{eq}^{int}	461	160	159	412	418
$L_1 = L_2 =$ 560mm t = 40mm em 1 2/3	σ_{eq}^m	308	352	355	385	391
	σ_{eq}^{fl}	242	222	229	220	222
	σ_{eq}^{ext}	318	567	376	598	606
	σ_{eq}^{int}	455	161	162	188	191
$L_1 = L_2 =$ 560mm t = 36mm em 1 2/3	σ_{eq}^m	335	388	393	429	440
	σ_{eq}^{fl}	337	162	171	140	137
	σ_{eq}^{ext}	283	528	539	550	559
	σ_{eq}^{int}	611	274	276	324	335
$L_1 = L_2 =$ 560mm t = 35mm em 1 2/3	σ_{eq}^m	343	399	404	440	448
	σ_{eq}^{fl}	373	147	156	129	126
	σ_{eq}^{ext}	280	515	526	536	544
	σ_{eq}^{int}	660	311	314	363	371

Novamente, não foi atingido em nenhum ponto o limite de 881 N/mm^2 . Concluiu-se que a solução com $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$ e espessura de 36mm até $1 \text{ e } 2/3$ do espaçamento de cavernas para cada lado da transição cumpre os requisitos I e II da maneira mais adequada.

Da análise da tabela 3.5 e da figura 3.45 concluiu-se que o valor de 1.55 é o mais adequado para k neste caso, na inequação II.12.a. Como no caso de $\alpha = 5^\circ$, o valor encontrado para k é apenas aproximado. Por outro lado, a inequação II.11 mostrou-se, também neste caso, bastante precisa, ou seja, as alternativas aprovadas atenderam-na, enquanto aquelas que não a atenderam foram reprovadas.

3.3.C TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, 10°

A geometria inicial é mostrada na figura 3.46 e o modelo correspondente na figura 3.47. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 5.54 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.48.

Foi tentada inicialmente apenas a alteração do espaçamento de cavernas, fazendo $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 5.90 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.49.

Como ainda não foi suficiente, aumentou-se a espessura do casco para 38mm, numa extensão de 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da transição. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.00 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.50.

Finalmente, foi tentada uma espessura de 39mm nesta região, obtendo-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.17 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$, figura 3.51.

A figura 3.52 mostra as tensões lineares-elásticas, para PC, calculadas com BOSOR5 [9], para a geometria inicial. A tabela 3.6 mostra tais tensões para os demais casos analisados, nos mesmos pontos do caso $\alpha = 7.5^\circ$.

OBS.:

1. MEDIDAS EM mm
2. DIMENSÕES DAS CAVERNAS:
 - ESPESSURA DA ALMA: 16mm
 - ESPESSURA DO FLANGE: 50mm
 - LARGURA DO FLANGE: 150mm
3. ALTURA DA ALMA: INDICADA NO DESENHO
4. ESPESSURA DO CILINDRO E DO CONE: 34mm
5. SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA DA CALOTA: $\beta = 84.78^\circ$
6. RAIOS:
 - $R_{ca_m} = 3378.62mm$
 - $R_{co_m} = 3364.59mm$
 - $R_m = 4017mm$

180 560 560 560 560 560 560 560 560 560 160 400 560 560 560 260

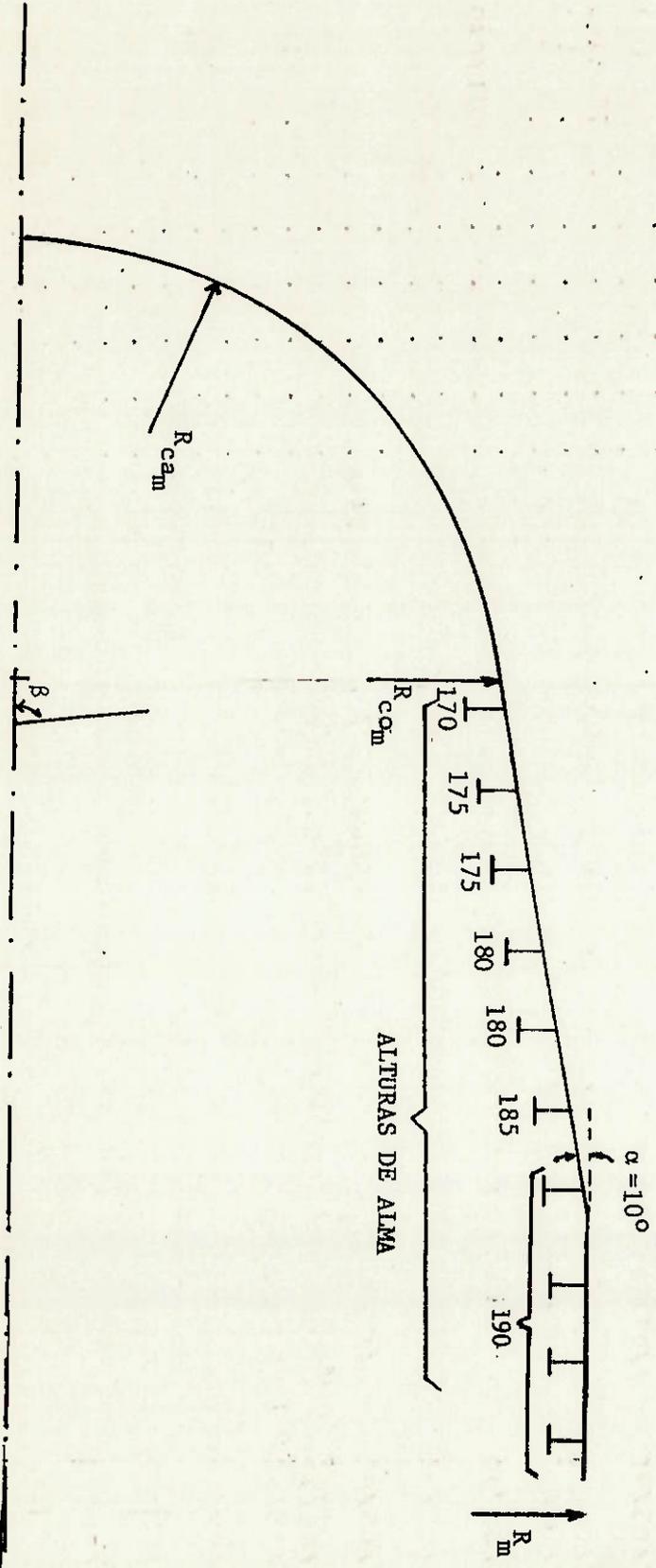


FIGURA 3.46 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha = 10^\circ$

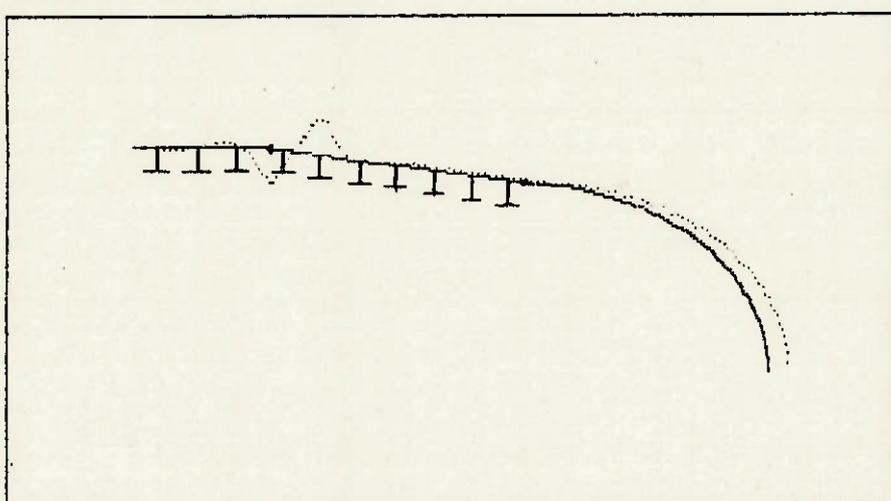


FIGURA 3.48 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=10^\circ$,
MODO $n=0$

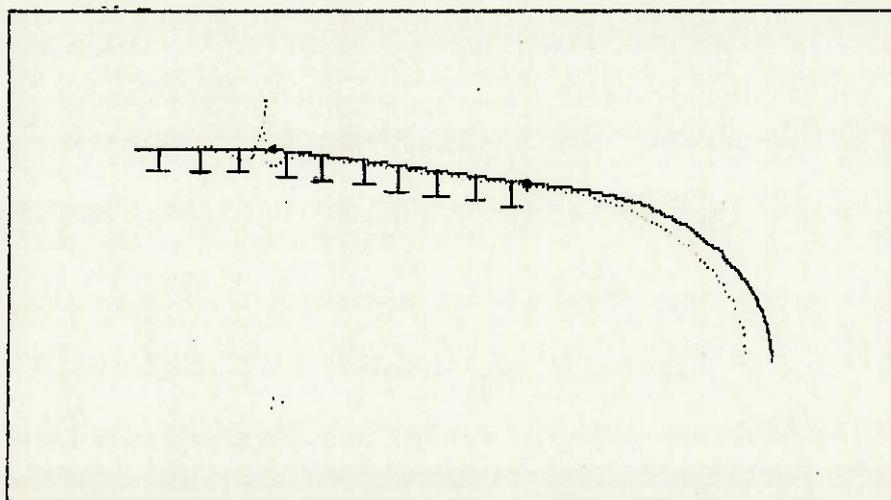


FIGURA 3.49 - CILINDRO-CONE COM $\alpha=10^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, MODO $n=0$

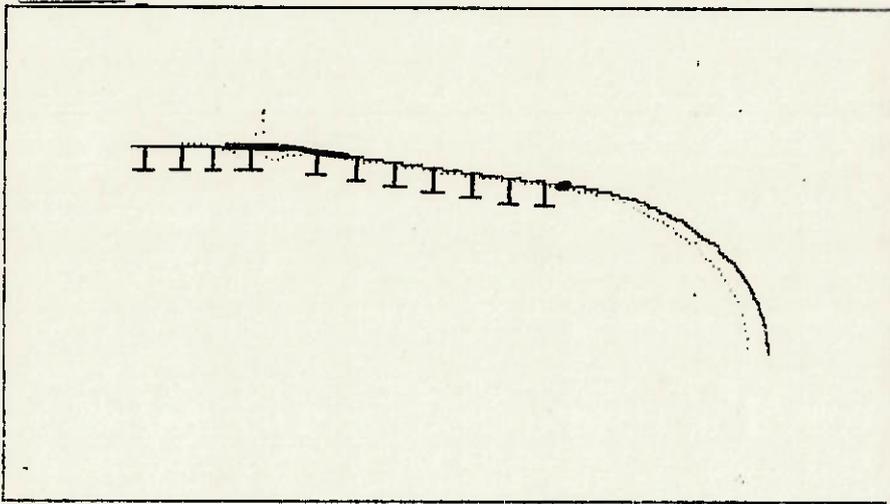


FIGURA 3.50 - CILINDRO-CONE COM $\alpha=10^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, $t=38\text{mm}$
 ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO,
 MODO $n=0$

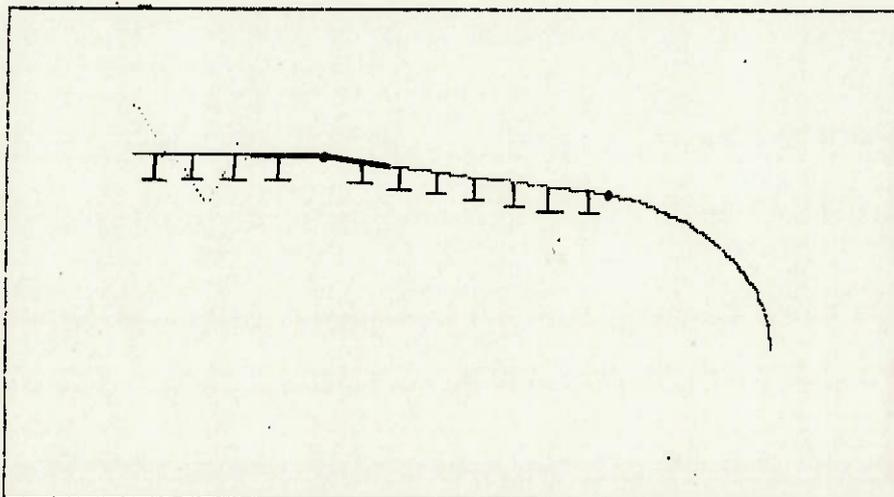


FIGURA 3.51 - CILINDRO-CONE COM $\alpha=10^\circ$, $L_1=L_2=560\text{mm}$, $t=39\text{mm}$
 ATÉ 1 E 2/3 DE L_c EM RELAÇÃO À TRANSIÇÃO,
 MODO $n=4$

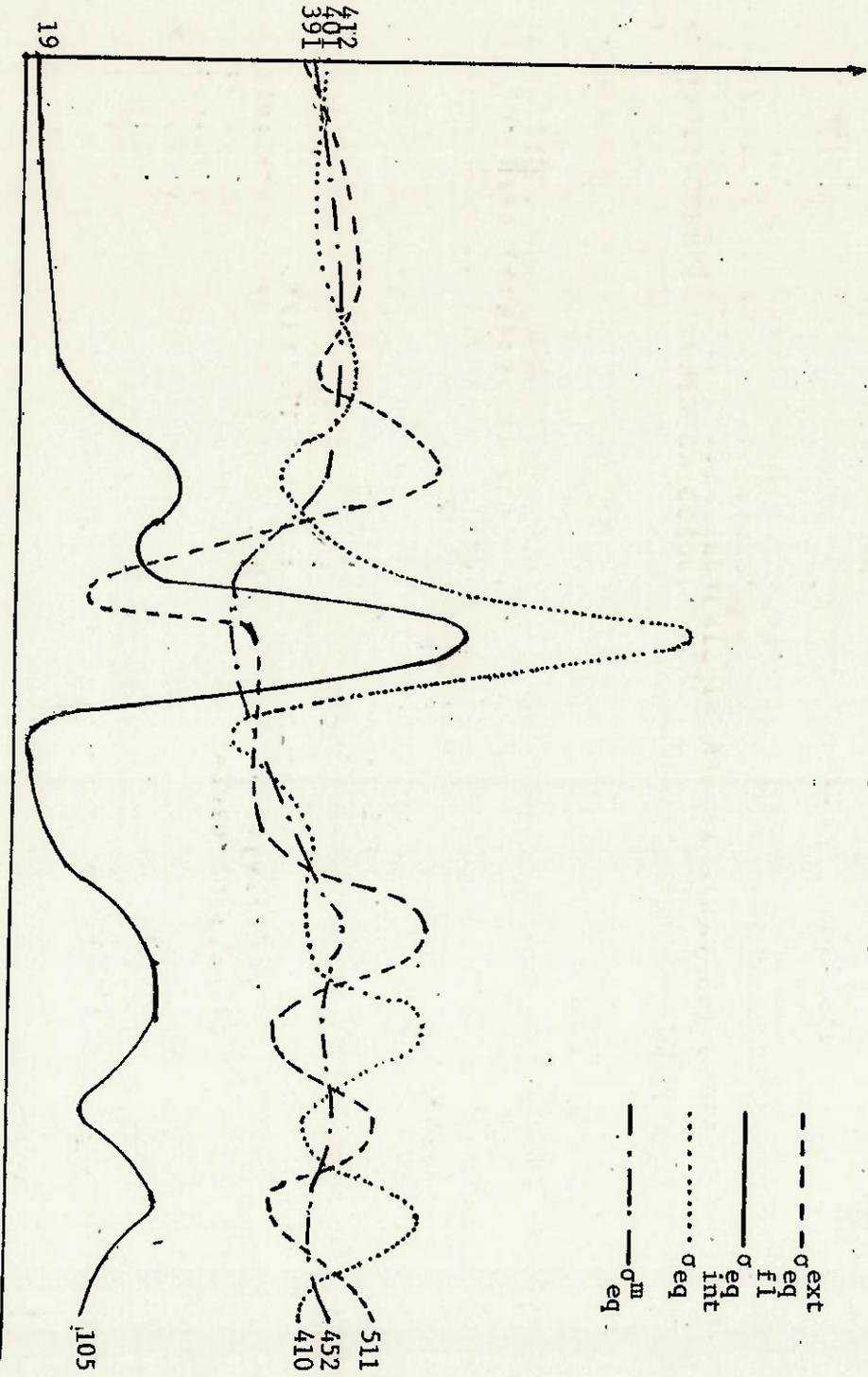
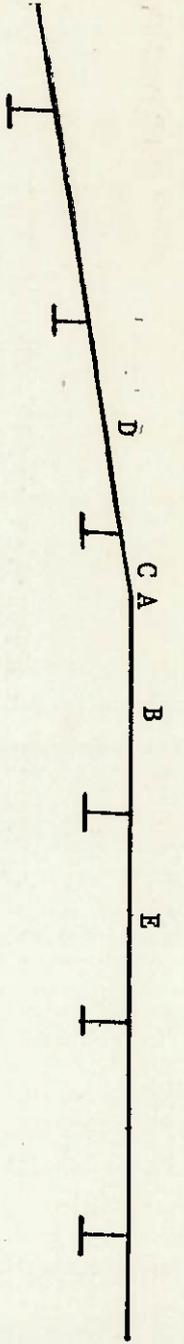


FIGURA 3.52-TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=10^\circ$, CAL
 CULADAS PARA $PC=6.0 \text{ N/mm}^2$

TABELA 3.6 - TENSÕES NA TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, $\alpha = 10^\circ$

		A	B	C	D	E
$L_1 = L_2 =$ 560mm	σ_{eq}^m	312	376	384	455	462
	σ_{eq}^{fl}	597	153	167	133	134
	σ_{eq}^{ext}	335	491	508	531	539
	σ_{eq}^{int}	892	298	303	409	415
$L_1 = L_2 =$ 560mm 38mm até 1 2/3	σ_{eq}^m	283	336	343	414	428
	σ_{eq}^{fl}	421	199	214	179	175
	σ_{eq}^{ext}	239	524	543	584	596
	σ_{eq}^{int}	677	177	179	257	270
$L_1 = L_2 =$ 560mm 39mm até 1 2/3	σ_{eq}^m	277	328	334	405	421
	σ_{eq}^{fl}	387	209	225	193	190
	σ_{eq}^{ext}	227	528	548	593	608
	σ_{eq}^{int}	634	153	156	227	241

Verifica-se novamente que o limite de 881 N/mm^2 não foi excedido em nenhum ponto, concluindo-se que a solução

com 39mm até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas foi a escolhida, atendendo aos requisitos I e II.

Da análise dos resultados da tabela 3.6 e da figura 3.52 chegou-se ao valor 1.55 para o fator k, na inequação II.12.a. Valem as mesmas observações do caso $\alpha = 7.5^\circ$, no que se refere ao caráter aproximado do fator k e na aplicabilidade da equação II.11.

3.3.D TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, 20°

Com base nos resultados anteriores, a geometria inicial já apresentou $L_1 = L_2 = 560\text{mm}$ e uma espessura de 40mm estendida até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da transição, figura 3.53, sendo o modelo utilizado mostrado na figura 3.54. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.00 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$, figura 3.55.

Tentou-se então um anel de transição cuja área inicial foi estimada por II.9:

$$A_r = 6.0 * (4017)^2 * \text{tg } 20^\circ / (2 * 551) = 31977 \text{ mm}^2$$

A geometria proposta para o anel é mostrada na figura 3.56. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$, figura 3.57.

Aumentou-se a espessura para 42mm e obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.60 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.58.

Voltou-se a espessura para 40mm e aumentou-se a extensão do reforço para 2 e 1/3 espaçamentos de cavernas para cada lado da transição. Obteve-se:

- OBS.:
1. MEDIDAS EM mm
 2. DIMENSÕES DAS CAVERNAS:
 - . ESPESSURA DA ALMA: 16mm
 - . ESPESSURA DO FLANGE: 50mm
 - . LARGURA DO FLANGE: 150mm
 3. ESPESSURA DO CILINDRO E DO CONE:
 - . 34mm, REGIÃO NORMAL
 - . 40mm, REGIÃO REFORÇADA
 4. ESPESSURA DA CALOTA: 34mm
 5. SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA DA CALOTA: $\beta = 84,78^\circ$
 6. RAIOS:
 - . $R_{ca_m} = 2535,24mm$
 - . $R_{ca_m} = 2524,72mm$
 - . $R_m = 9017mm$

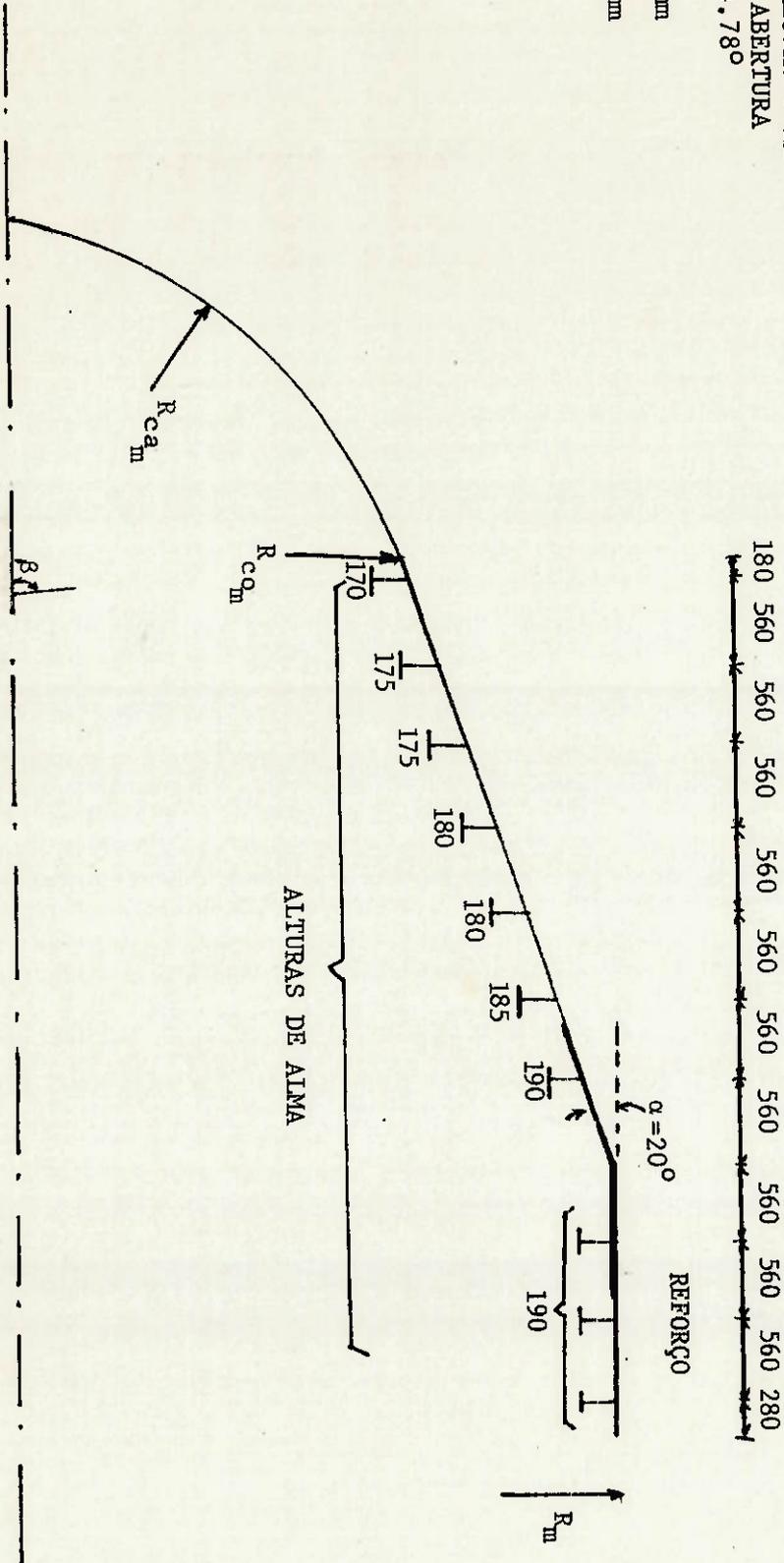


FIGURA 3.53 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=20^\circ$

230.66

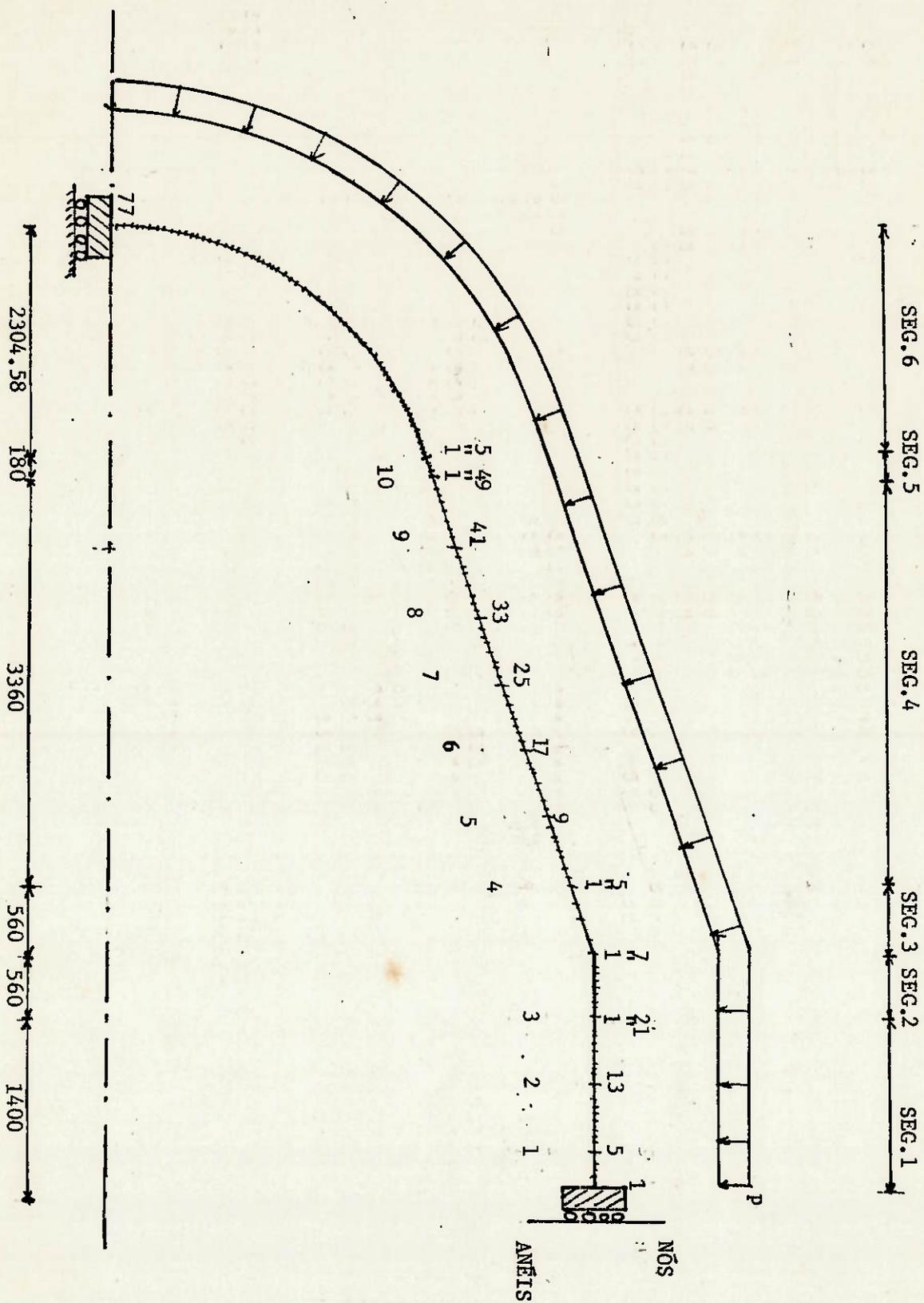


FIGURA 3.54 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=20^\circ$ (MODELO)

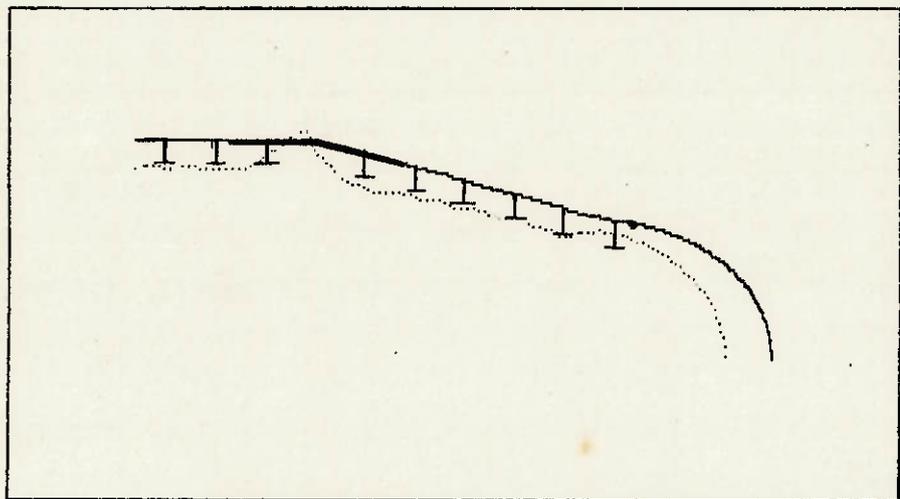


FIGURA 3.55 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=20^\circ$,
MODO $n=0$

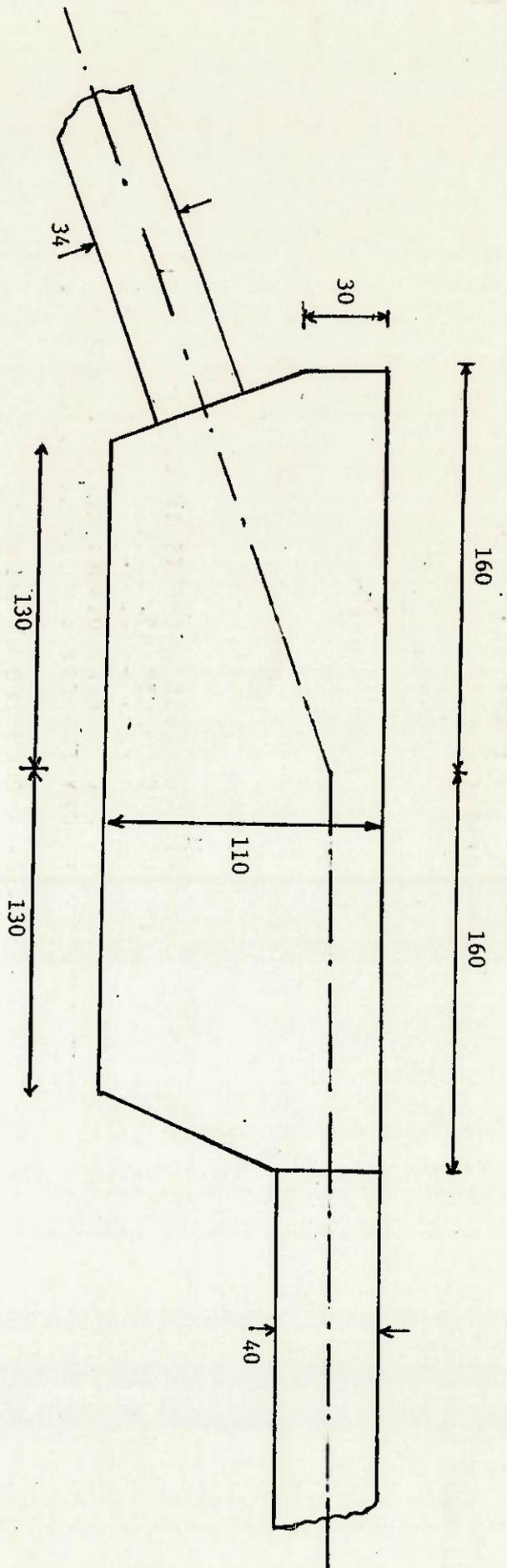


FIGURA 3.56 - ANEL DE TRANSIÇÃO, PARA O CILINDRO-CONE COM $\alpha=20^\circ$

OBS.:

1. MEDIDAS EM mm
2. ESC. 1:25
3. AREA=32950mm²

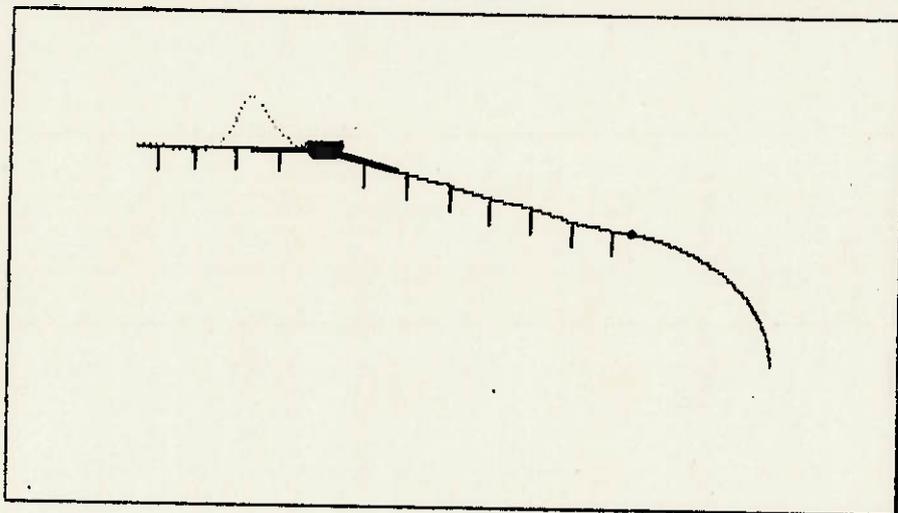


FIGURA 3.57 - CILINDRO-CONE, $\alpha=20^\circ$, COM ANEL DE TRANSIÇÃO
E $t=40\text{mm}$ ATÉ 1 E 2/3 DE L_c , MODO $n=4$

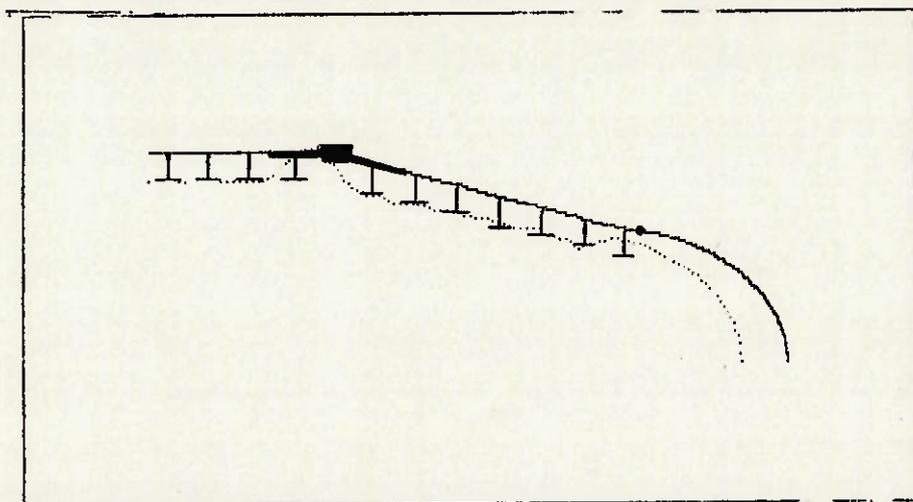


FIGURA 3.58 - CILINDRO-CONE, $\alpha=20^\circ$, COM ANEL DE TRANSIÇÃO
E $t=42\text{mm}$ ATÉ 1 E 2/3 DE L_c , ESTRUTURA DEFOR
MADA PARA $p=6.60\text{ N/mm}^2$

$(p_{col})_{dsc} = 7.15 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$,
figura 3.59.

Sendo esta a opção escolhida devido ao requisito II.

A figura 3.60 mostra as tensões lineares-elásticas, para PC, calculadas com o BOSOR5 [9], para a geometria inicial. A tabela 3.7 mostra tais tensões para as demais alternativas analisadas, para os pontos:

- A- Intersecção cilindro-anel
- B- Intersecção cone-anel
- C- Meio-vão adjacente ao anel, no cilindro
- D- Meio-vão adjacente ao anel, no cone

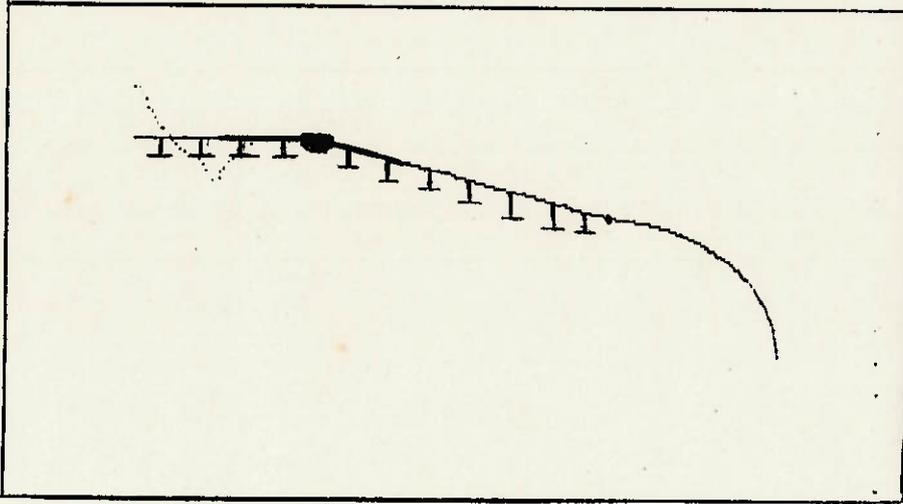


FIGURA 3.59 - CILINDRO-CONE, $\alpha=20^\circ$, COM ANEL DE TRANSIÇÃO
E $t=40\text{mm}$ ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , MODO $n=4$

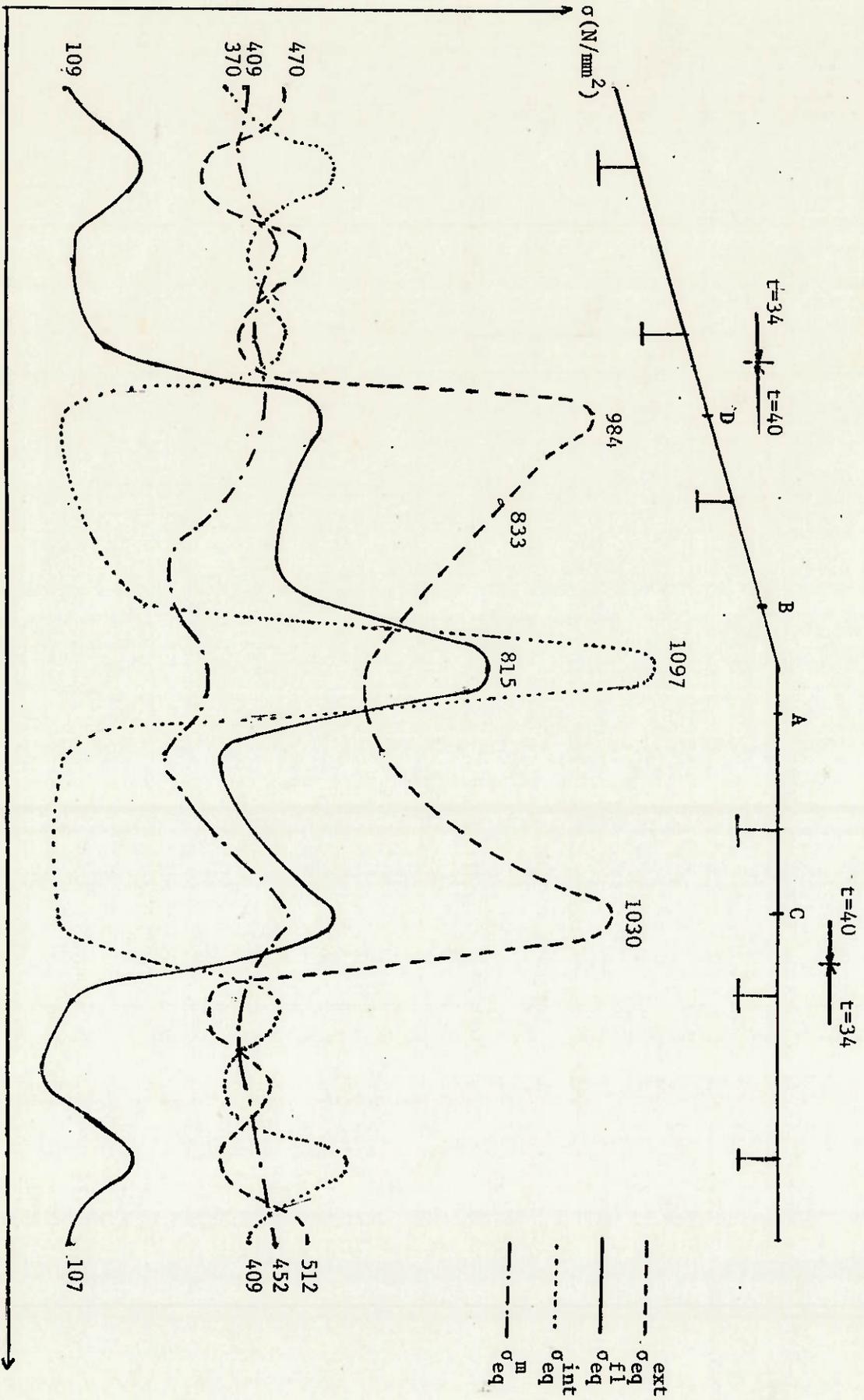


FIGURA 3.60 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CONE COM $\alpha=20^\circ$, CALCULADAS PARA $PC=6.0 \text{ N/mm}^2$

TABELA 3.7 - TENSÕES NA TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE, $\alpha = 20^\circ$

		A (anel, trans)	B	C	D
$L_1 = L_2 =$ 560mm, anel $t=40\text{mm}$ até $1 \frac{2}{3}$	σ_{eq}^m	271	264	417	408
	σ_{eq}^{fl}	314	657	244	251
	σ_{eq}^{ext}	46	532	652	647
	σ_{eq}^{int}	584	848	207	201
$L_1 = L_2 =$ 560mm $t=42\text{mm}$ até $1 \frac{2}{3}$	σ_{eq}^m	257	251	404	391
	σ_{eq}^{fl}	260	579	266	272
	σ_{eq}^{ext}	11	462	666	657
	σ_{eq}^{int}	516	763	157	150
$L_1 = L_2 =$ 560mm $t=40\text{mm}$ até $1 \frac{2}{3}$	σ_{eq}^m	263	258	385	390
	σ_{eq}^{fl}	302	651	268	271
	σ_{eq}^{ext}	41	540	635	641
	σ_{eq}^{int}	565	831	195	200

Pode-se verificar que em nenhuma das alternativas com anel de transição foi excedido o limite de 881 N/mm^2 . Concluindo, a alternativa com 40mm extendidos até 2 e $1/3$ espaçamentos de cavernas para cada lado da transição foi a escolhida atendendo aos requisitos I e II.

Da análise da tabela 3.7 e da figura 3.60, chegou-se ao valor de 1.65 para o fator k, na inequação II.12.a. Valem os mesmos comentários do caso $\alpha = 7.5^\circ$, quanto ao caráter aproximado do fator k e quanto à aplicabilidade da equação II.11.

3.4 TRANSIÇÃO CILINDRO-CALOTA

A geometria inicial é mostrada na figura 3.61. O semi-ângulo de abertura da calota β foi tomado próximo a 65° , por ser este normalmente o menor valor encontrado num submarino de tal diâmetro, buscando-se assim maximizar o efeito da descontinuidade. A espessura da calota foi calculada pela formulação de NISHIDA [18], obtendo-se o valor de 53mm. O modelo correspondente a geometria inicial é mostrado na figura 3.62. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 3.00 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 0$,
figura 3.63.

Dada a grande redução na pressão de colapso e tendo em vista os resultados anteriormente obtidos partiu-se para um anel de transição, cuja area foi estimada por II.8:

$$A_r = 6.0 * 4017 * 4441.5 * \text{sen } 25.25^\circ / (2 * 551) = 41443 \text{ mm}^2$$

A geometria adotada é mostrada na figura 3.64. Obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 6.80 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$,
figura 3.65.

Verificando-se que o colapso ocorreu a uma distância de 1 e 1/2 do espaçamento de cavernas com relação a transição, foi tentado um aumento na espessura para 37mm até uma extensão de 2 e 1/3 espaçamentos de cavernas em

- OBS.:
1. MEDIDAS EM mm
 2. DIMENSÕES DAS CAVERNAS:
 - ALTURA DA ALMA: 190mm
 - ESPESSURA DA ALMA: 16mm
 - LARGURA DO FLANGE: 150mm
 - ESPESSURA DO FLANGE: 50mm
 3. ESPESSURA DO CILINDRO: 34mm
 4. ESPESSURA DA CALOTA: 53mm
 5. SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA DA CALOTA: $\beta = 64,75^\circ$
 6. RAIOS:
 - $R_{ca} = 4441,5\text{mm}$
 - $R_{ca} = 4017\text{mm}$

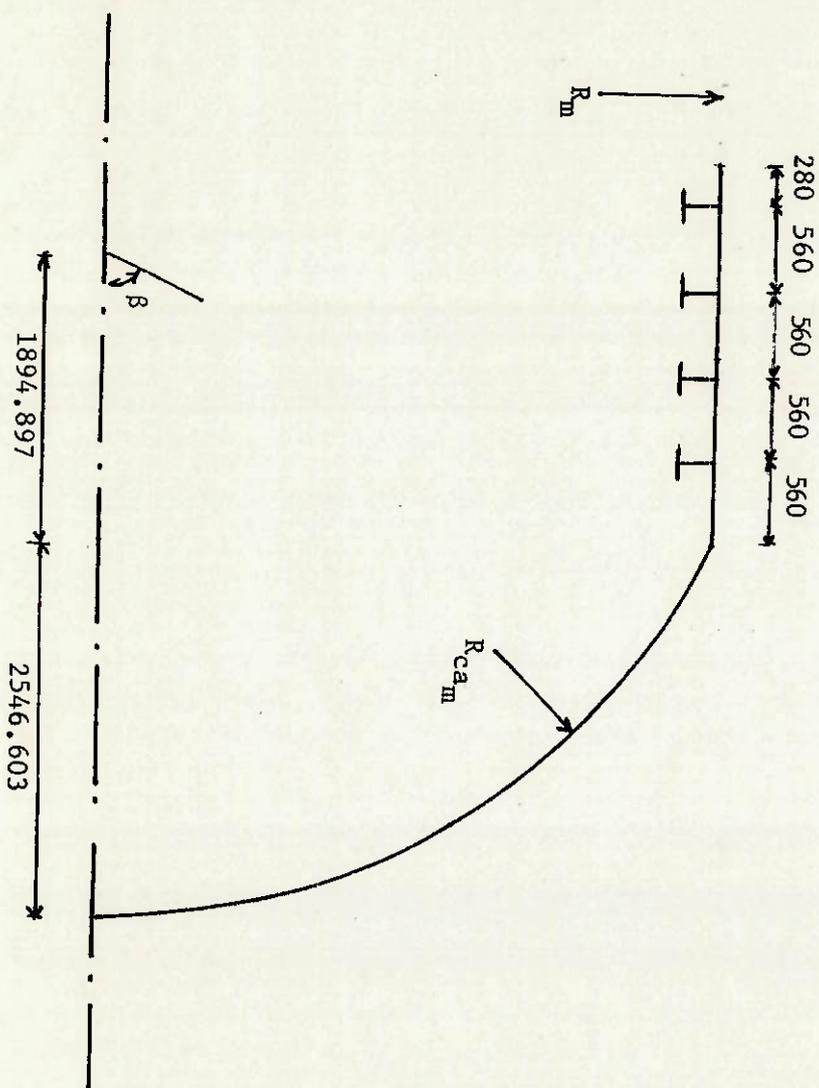


FIGURA 3.61 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CALOTA

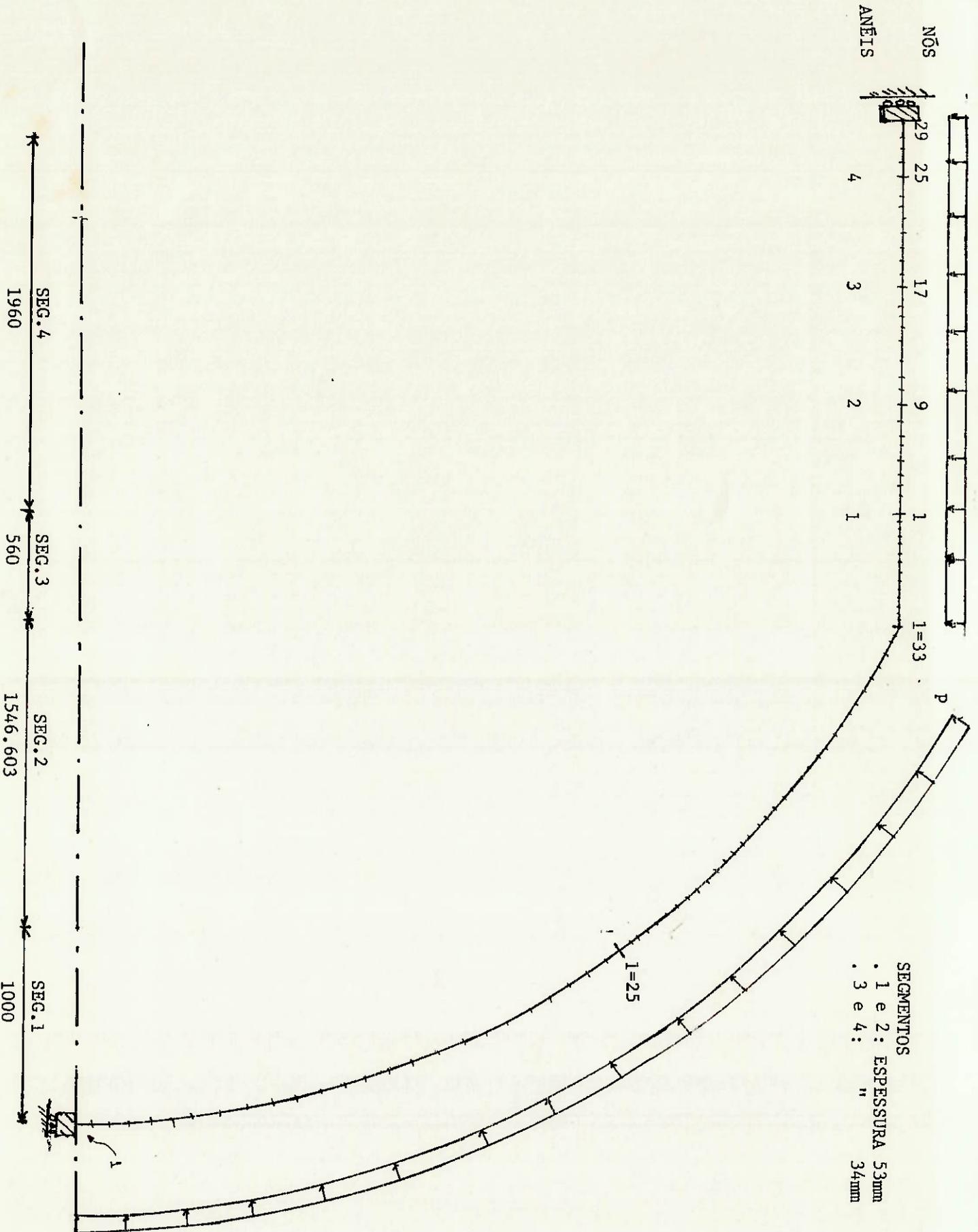


FIGURA 3.62 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CALOTA (MODELO)

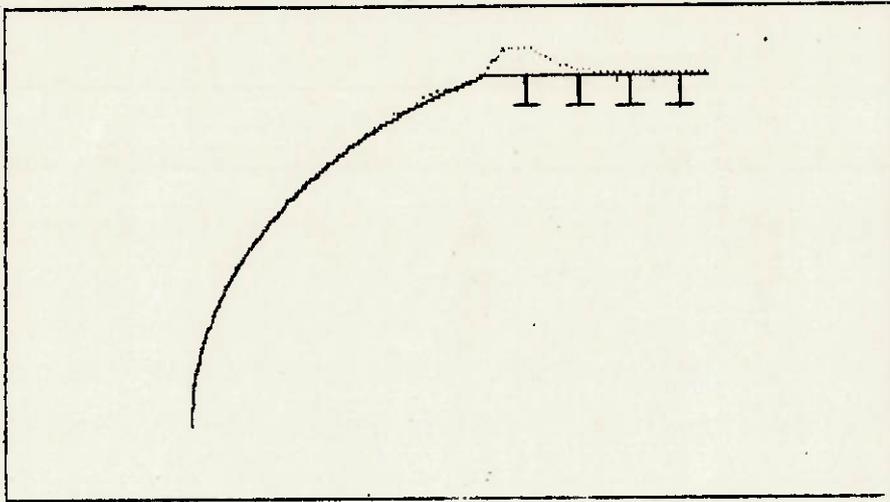


FIGURA 3.63 - GEOMETRIA INICIAL, CILINDRO-CALOTA, MODO $n=0$

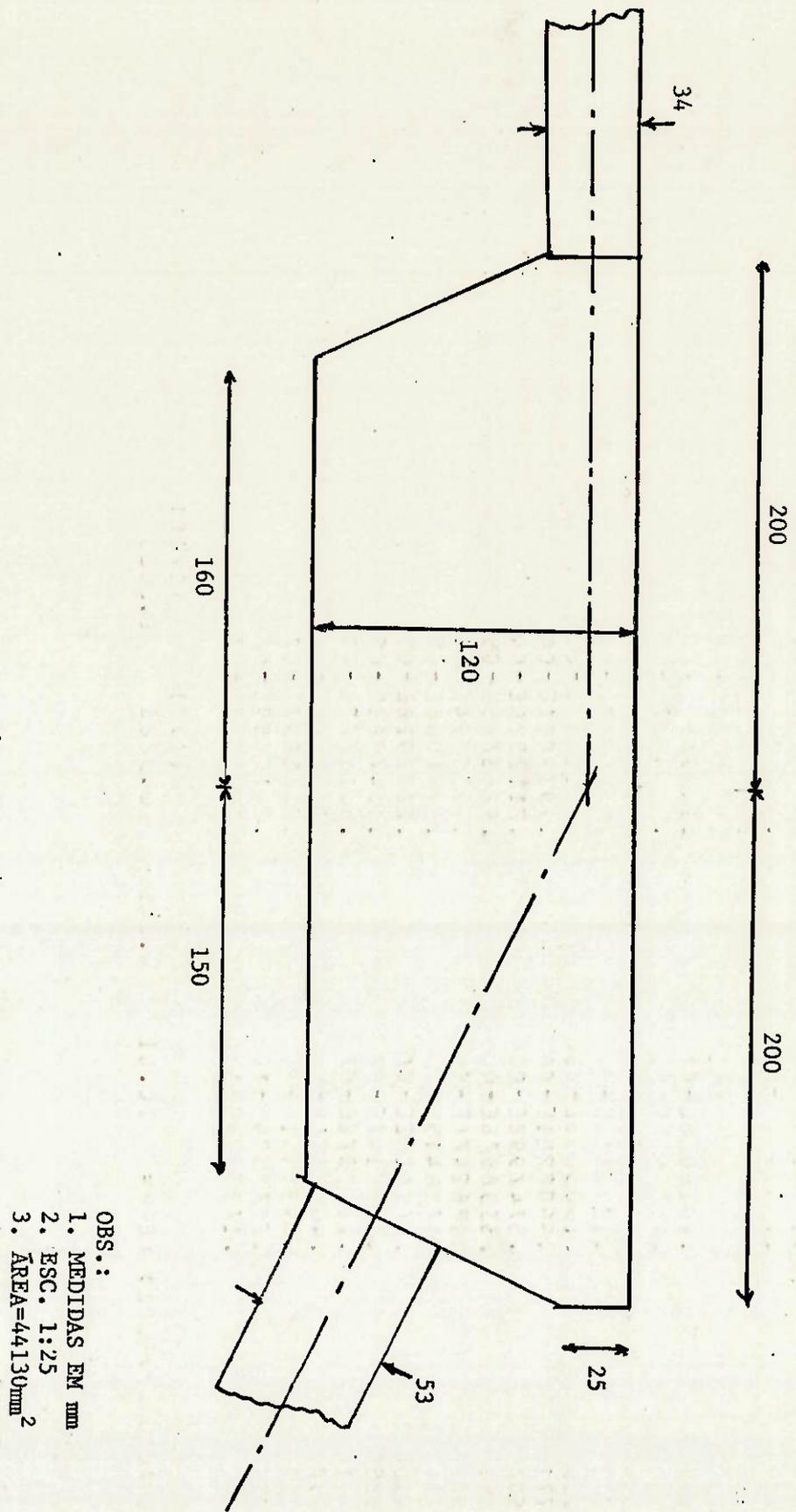


FIGURA 3.64 - ANEL DE TRANSIÇÃO, PARA CILINDRO-CALOTA

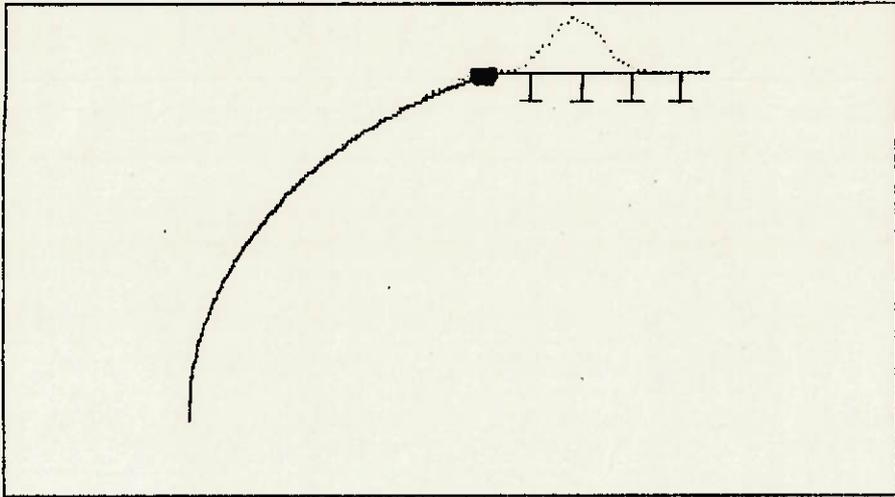


FIGURA 3.65 - CILINDRO-CALOTA, COM ANEL DE TRANSIÇÃO, MODO $n=4$

relação a transição, figura 3.66. Usou-se um modelo com um espaçamento de cavernas a mais que os anteriores, obtendo-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.04 \text{ N/mm}^2$, falha por escoamento, figura 3.67.

Aumentou-se a espessura para 38mm e obteve-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.10 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$, figura 3.68.

Para fins de otimização foi tentado um modelo com 38mm extendidos até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas em relação a transição, obtendo-se:

$(p_{col})_{dsc} = 7.04 \text{ N/mm}^2$, flambagem para $n = 4$, figura 3.69.

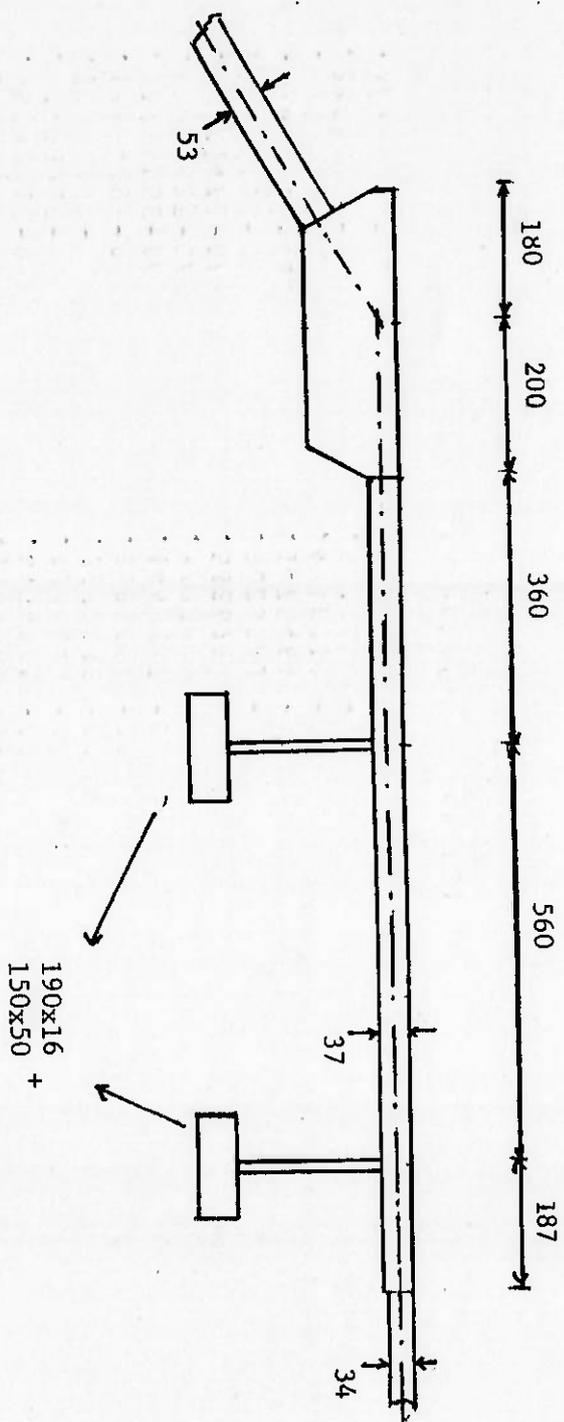
Assim, a solução escolhida, tendo em vista o requisito II, foi aquela com anel de transição e 38mm extendidos até 2 e 1/3 espaçamentos de cavernas em relação a transição.

A figura 3.70 apresenta as tensões lineares-elásticas, para PC, calculadas com o BOSOR5 [9] para a estrutura da figura 3.66. A tabela 3.8 mostra tais tensões para as demais alternativas analisadas nos pontos:

A- Intersecção cilindro-anel

B,C,D,E- Meio dos vãos adjacentes ao anel, no cilindro

F- Intersecção anel-calota



OBS.:
1. MEDIDAS EM mm
2. ESC. 1:10

FIGURA 3.66 - REFORÇO DO CILINDRO JUNTO AO ANEL DE TRANSIÇÃO

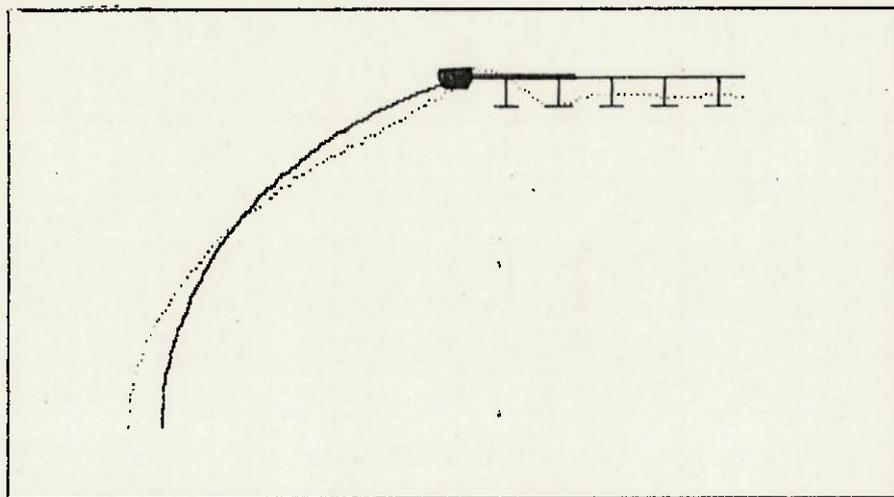


FIGURA 3.67 - CILINDRO-CALOTA, COM ANEL DE TRANSIÇÃO, $t=37\text{mm}$
 ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , ESTRUTURA DEFORMADA PARA
 $p=7.04 \text{ N/mm}^2$

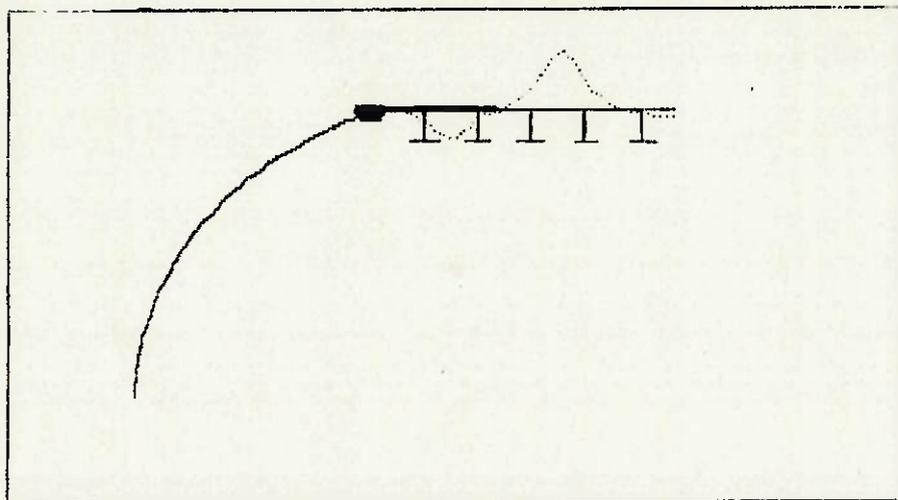


FIGURA 3.68 - CILINDRO-CALOTA, COM ANEL DE TRANSIÇÃO, $t=38\text{mm}$
 ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , MODO $n=4$

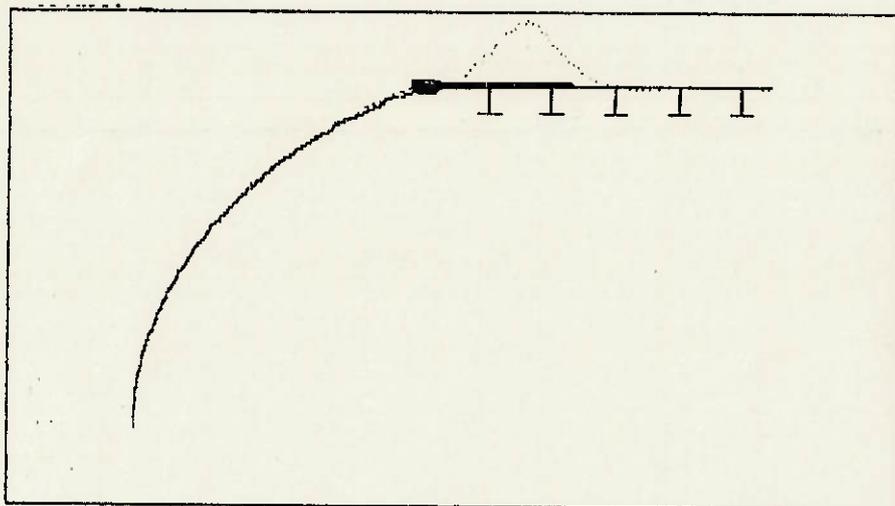


FIGURA 3.69 - CILINDRO-CALOTA, COM ANEL DE TRANSIÇÃO, $t=38\text{mm}$
ATÉ 1 E 2/3 DE L_c , MODO $n=4$

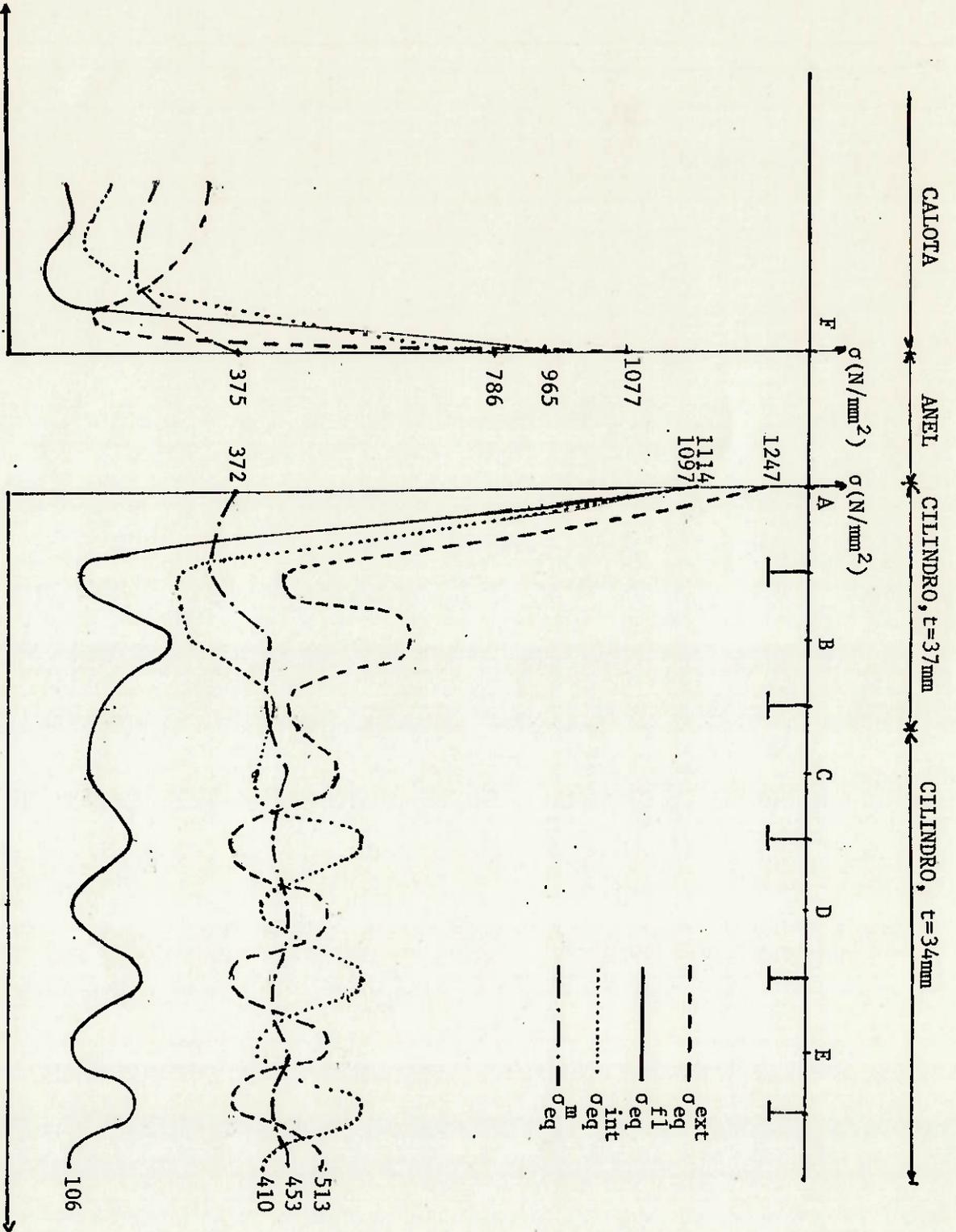


FIGURA 3.70 - TENSÕES LINEARES-ELÁSTICAS, CILINDRO-CALOTA, COM ANEL DE TRANSIÇÃO E $t=37\text{mm}$ ATÉ 2 E 1/3 DE L_c , CALCULADAS PARA $P_c=6.0 \text{ N/mm}^2$

TABELA 3.8 - TENSÕES NA TRANSIÇÃO CILINDRO-CALOTA

		A	B	C	D	E	F
reforço 38mm até 2 1/3	σ_{eq}^m	361	417	450	454	453	374
	σ_{eq}^{fl}	1036	283	145	109	110	861
	σ_{eq}^{ext}	1166	663	537	517	516	1071
	σ_{eq}^{int}	1023	258	398	411	410	784
reforço 38mm até 1 2/3	σ_{eq}^m	364	422	461	461	428	374
	σ_{eq}^{fl}	1195	253	107	107	220	858
	σ_{eq}^{ext}	1451	646	521	521	360	1071
	σ_{eq}^{int}	1009	258	420	420	578	783

Com base em tais tensões recomenda-se o valor de 1.8 para o fator k, na inequação II.12.a. Valem aqui os mesmos comentários dos casos da transição cilindro-cone quanto ao caráter aproximado do fator k quanto à aplicabilidade da equação II.11.

Como a tensão equivalente na face interna superou sistematicamente o valor de 881 N/mm^2 nos pontos A e F, foi feita uma análise de elementos finitos da região. Outra vez

diferentes malhas foram tentadas para a obtenção de resultados coerentes, figuras 3.71 a 3.73. A tensão equivalente na face interna, mostrou-se crítica sendo mostrada na figura 3.74. Análogamente ao caso da antepara, a tensão na descontinuidade cresce a medida em que refina-se a malha sendo este novamente um efeito proveniente do "canto vivo" representado pela intersecção, que na verdade será suavizado pela presença ou de um cordão de solda ou de uma extensão do anel, figura 3.75. O modelo 3 mostra que tal detalhe, mesmo modelado grosseiramente já reduz as tensões a um nível aceitável, dispensando um aumento de espessura na região. Os três modelos incluem uma pequena sobresspessura da calota em sua borda, decorrente do processo de fabricação, que já é suficiente para reduzir as tensões nesta região, como mostrado na figura 3.73.

Concluindo, a solução com anel de transição e 38mm estendidos até 2 e 1/3 espaçamentos de caverna em relação a transição foi a escolhida atendendo aos requisitos I e II.

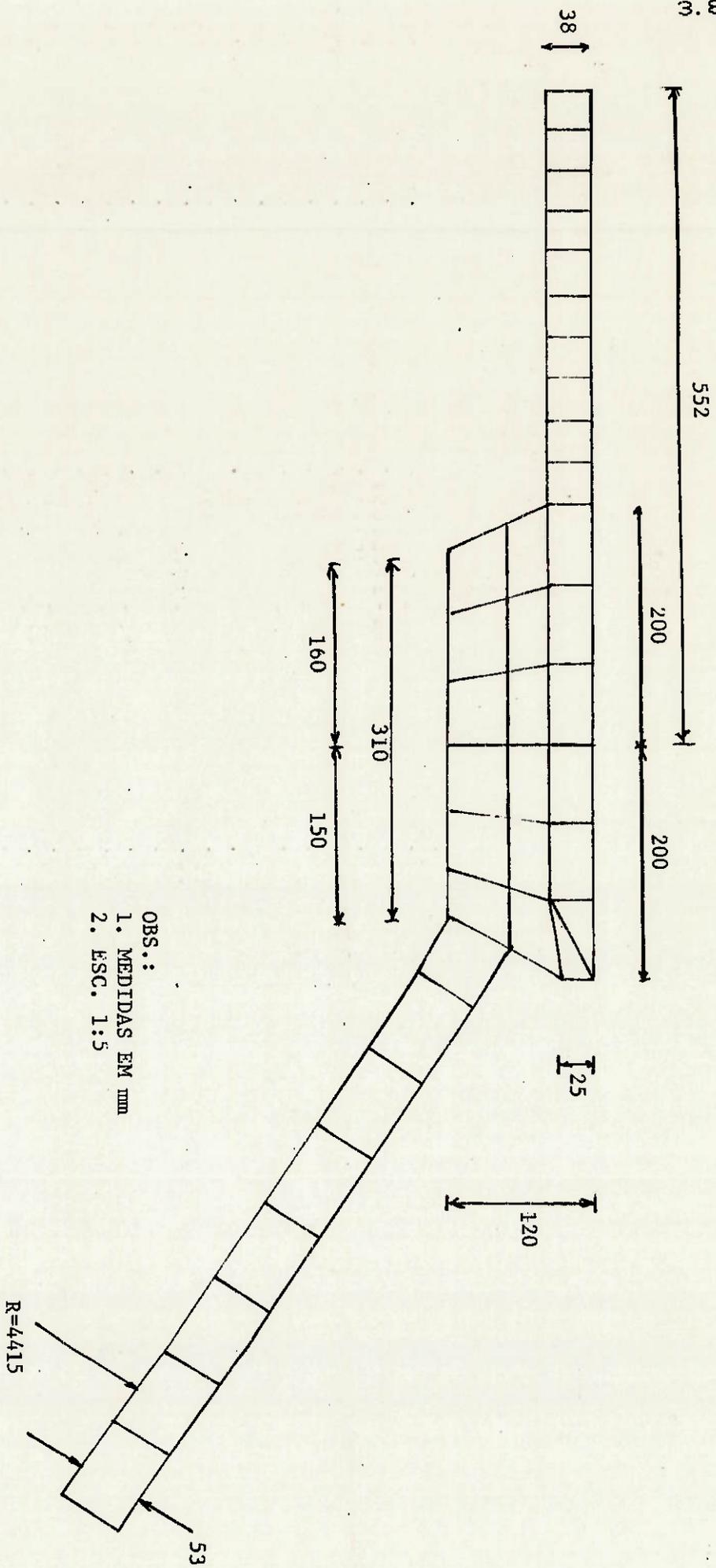


FIGURA 3.72 - DETALHE 2, MODELO 1

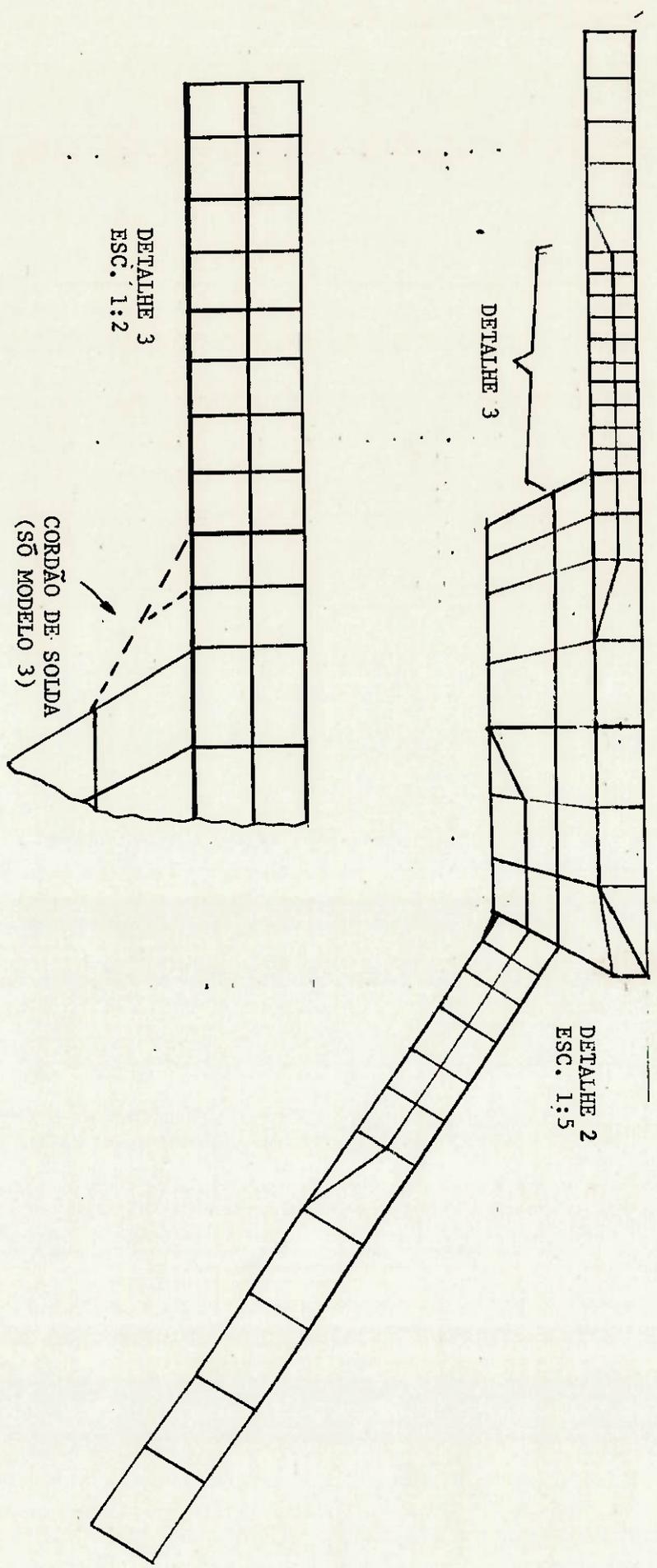


FIGURA 3.73 - DETALHE 2, MODELOS 2 E 3

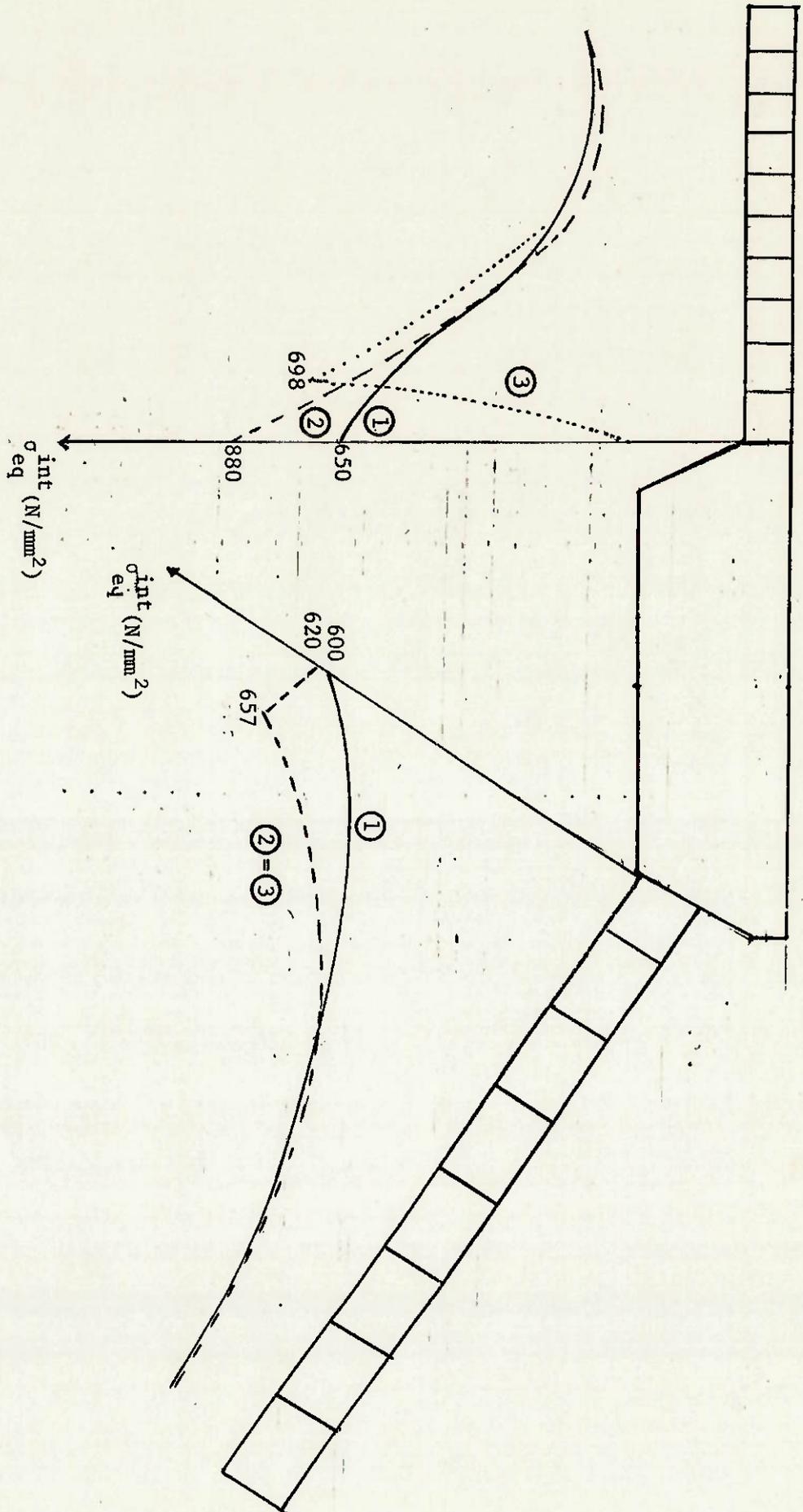


FIGURA 3.74 - TENSÕES EQUIVALENTES NAS FACES INTERNAS DO CILINDRO E DA CALOTA

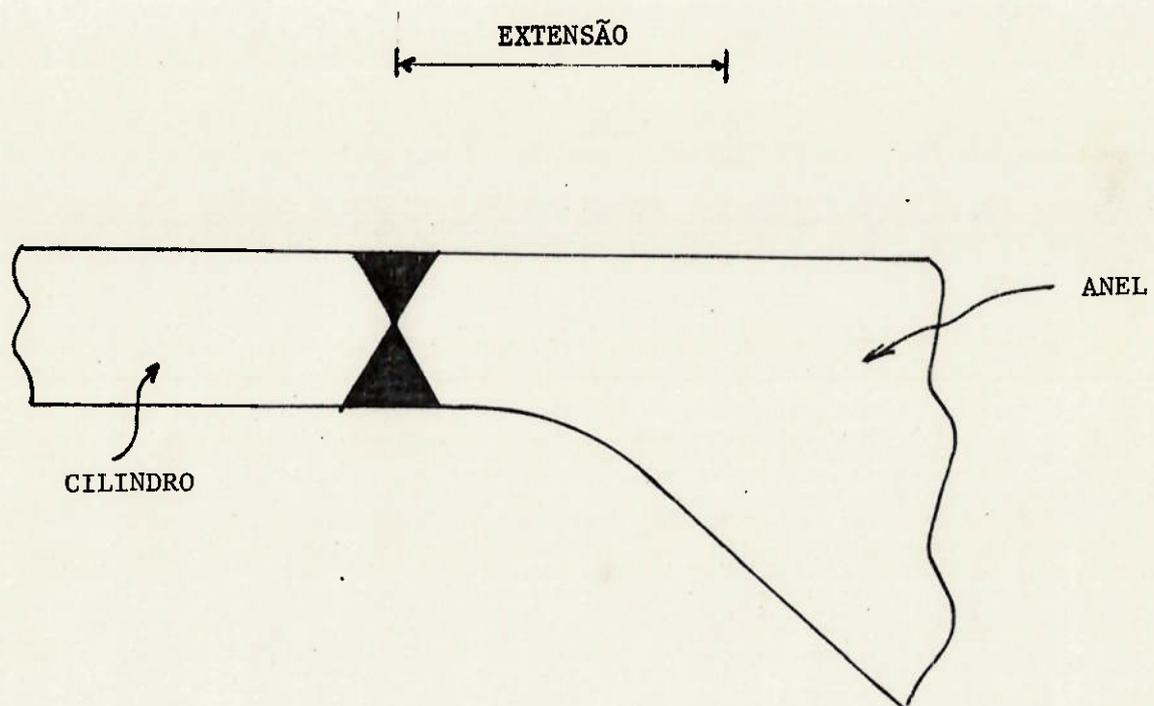


FIGURA 3.75 - EXTENSÃO DO ANEL DE TRANSIÇÃO JUNTO AO CILINDRO

CAPÍTULO 4

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

4.1 RESUMO DOS RESULTADOS OBTIDOS

São apresentadas a seguir as soluções mais leves que restituem totalmente o valor $(p_{col})_{ref}$, equação II.6.

Casco cilíndrico em região de antepara

Foi obtida a solução com uma espessura de 35mm, correspondendo a apenas 1mm de acréscimo em relação ao restante do casco, estendida até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da antepara (1867mm), como mostrado na figura 4.1.

Transição cilindro-cone, semi-ângulo de abertura 5°

Foi obtida a solução com o espaçamento de cavernas nos vãos adjacentes a transição fixo em 560mm. Não foi necessário reforço do chapeamento, como mostrado na figura 4.2.

Transição cilindro-cone, semi-ângulo de abertura 7.5°

Foi obtida a solução com o espaçamento de cavernas nos vãos adjacentes à transição fixo em 560mm. Foi necessária uma espessura de 36mm, correspondendo ao

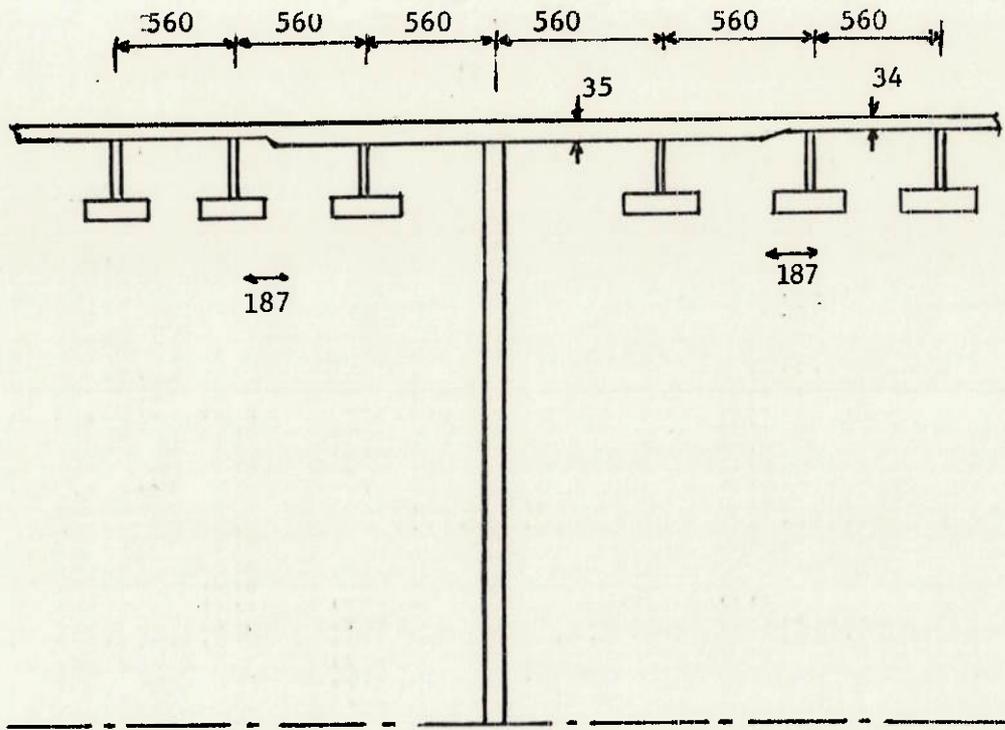


FIGURA 4.1 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA O CASCO EM REGIÃO DE ANTEPARA

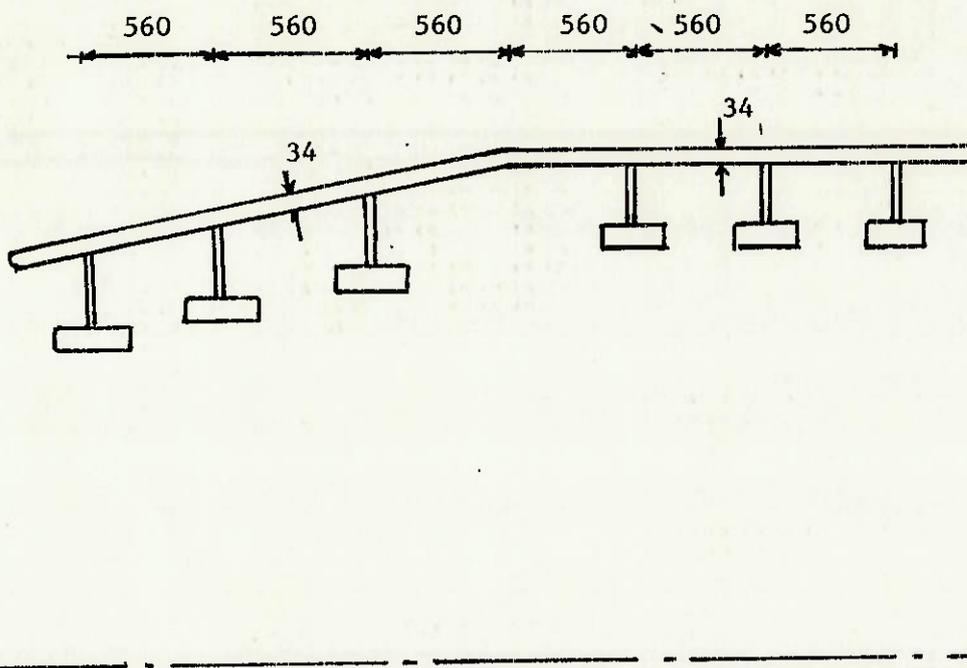


FIGURA 4.2 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA A TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE COM SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA $\alpha=5^\circ$

acrécimo de 2mm, até 1 e 2/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da transição (1867mm), como mostrada na figura 4.3.

Transição cilindro-cone, semi-ângulo de abertura 10°

Foi obtida solução semelhante a anterior, mas com espessura de 39mm, como mostrado na figura 4.4.

Transição cilindro-cone, semi-ângulo de abertura 20°

Foi obtida a solução com o espaçamento de cavernas nos vãos adjacentes a transição fixo em 560mm, um reforço de 40mm extendido até 2 e 1/3 do espaçamento de cavernas para cada lado da intersecção (2613mm) e um anel de transição, como mostrado na figura 4.5.

Transição cilindro-calota

Foi obtida a solução com o espaçamento de cavernas nos vãos adjacentes a transição fixo em 560mm, um reforço de 38mm extendido até 2 e 1/3 do espaçamento de cavernas em relação à intersecção (2613mm) e um anel de transição, como mostrado na figura 4.6. Não fez parte do estudo a análise da necessidade, ou não, de reforçar a calota.

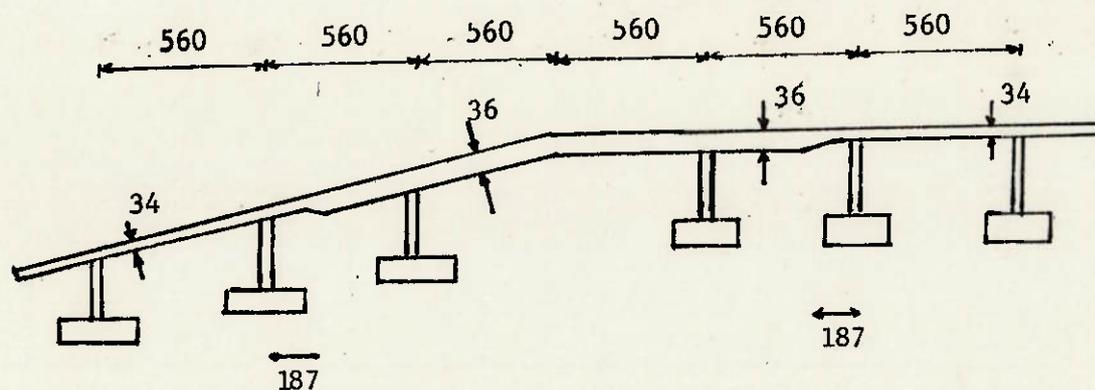


FIGURA 4.3 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA A TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE COM SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA $\alpha=7.5^\circ$

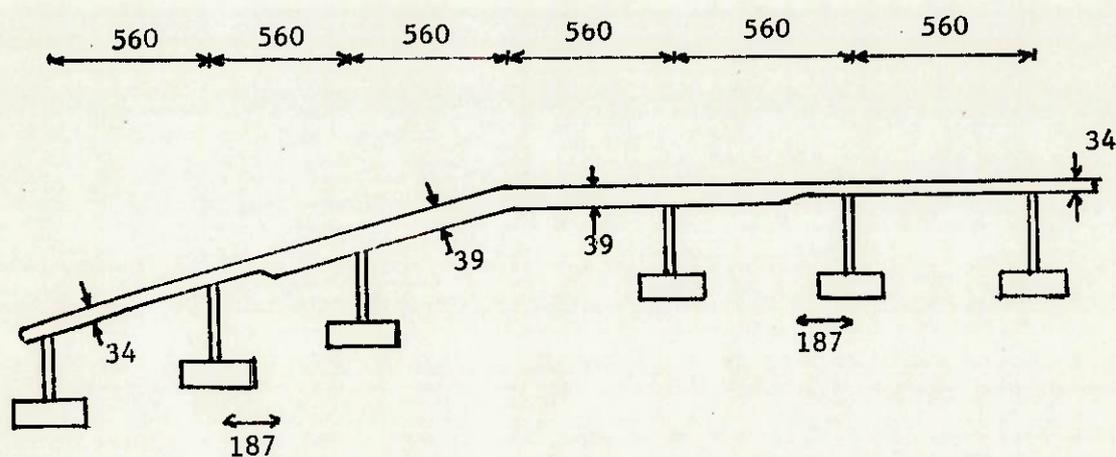


FIGURA 4.4 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA A TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE COM SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA $\alpha=10^\circ$

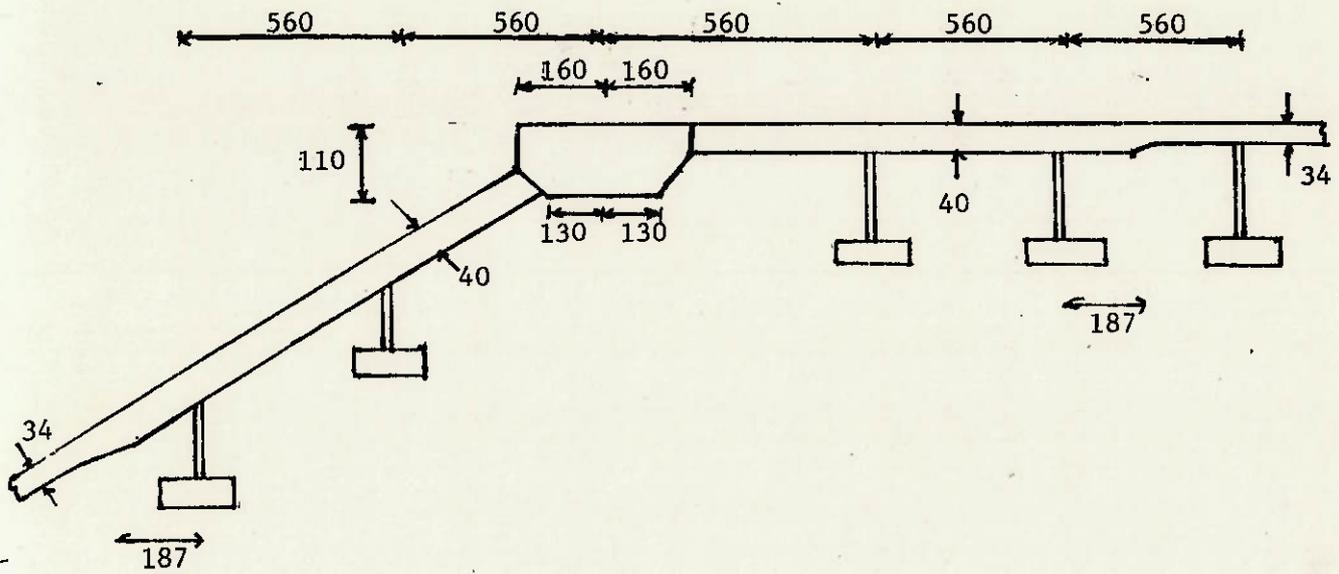


FIGURA 4.5 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA A TRANSIÇÃO CILINDRO-CONE COM SEMI-ÂNGULO DE ABERTURA $\alpha = 20^\circ$

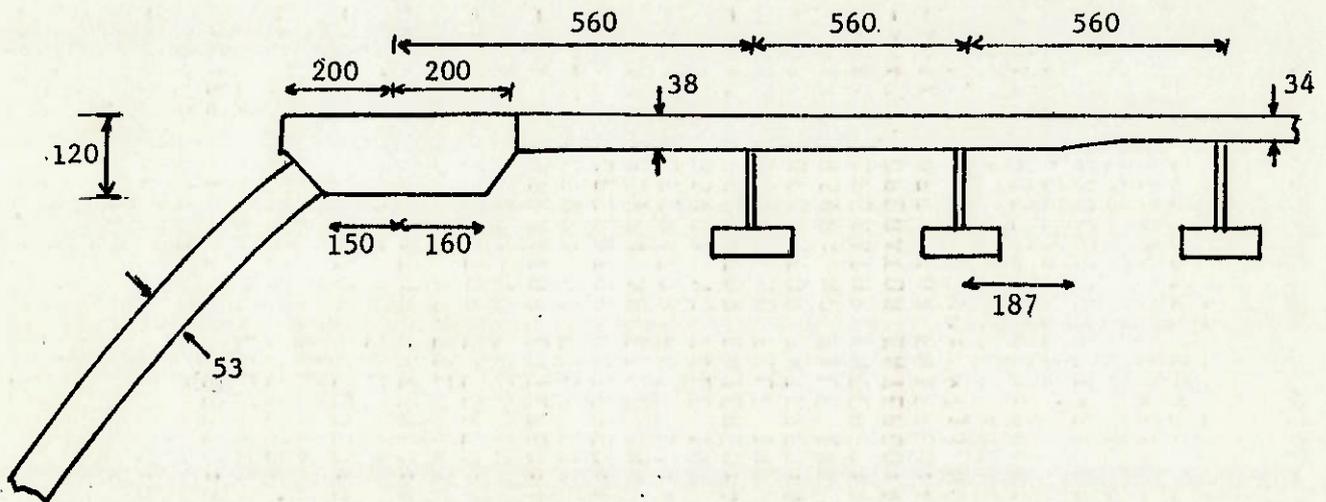


FIGURA 4.6 - SOLUÇÃO OBTIDA PARA A TRANSIÇÃO CILINDRO-CALOTA

4.2 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

As conclusões obtidas deste trabalho foram elaboradas a partir do único submarino analisado. No entanto, dado ter ele um arranjo típico, estas conclusões podem ser, em primeira aproximação, utilizadas no projeto de outros submarinos. São elas:

- As altas tensões indicadas nas regiões de descontinuidade, quando se faz o cálculo com elementos de casca fina com espessura constante, devem-se ao fato desta modelagem não levar em conta os ajustes locais que se fazem, na fase de detalhamento, para evitar "cantos vivos". Os modelos de elementos finitos mais detalhados, incluindo cordões de solda e arredondamentos, corroboraram tal conclusão, de modo que não foram necessários reforços adicionais para evitar problemas de fadiga.

- Pela mesma razão, os resultados obtidos podem ser considerados conservadores. Para melhorar o cálculo do colapso, uma alternativa seria o uso de um modelo mixto nas regiões de transição, ao invés de somente elementos de casca fina como os usados no BOSOR5 [9]. BUSHNELL [19] propõe a estratégia mostrada na figura 4.7.

- Os pontos críticos, nas várias regiões estudadas foram:

1) - O próprio ponto de intersecção (cilindro-antepara, cilindro-cone, etc.), onde as tensões de membrana são mais baixas, mas as tensões de flexão são máximas (ponto A, figura 4.8).

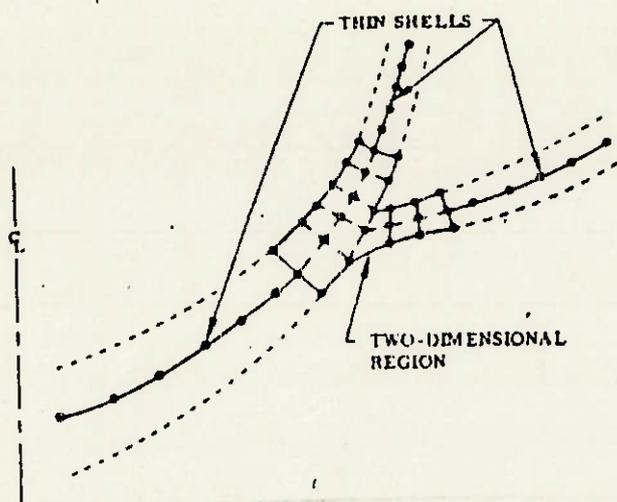


FIGURA 4.7a - SÓLIDO DE REVOLUÇÃO COM DISCRETIZAÇÃO MIXTA EM UMA E DUAS DIMENSÕES

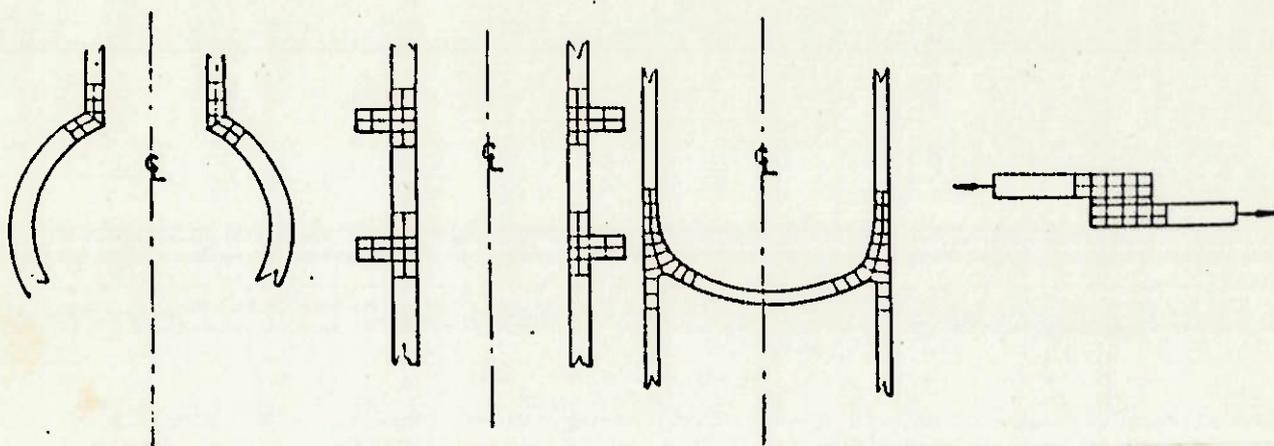


FIGURA 4.7b - POSSÍVEIS APLICAÇÕES DA MODELAGEM MIXTA

FIGURA 4.7 - PROPOSTA DE BUSHNELL [19] PARA MODELAGEM DE REGIÃO DE DESCONTINUIDADE

ii) - Os pontos correspondentes ao meio do segundo e do terceiro vão adjacentes a descontinuidade, onde as tensões de membrana são máximas, a não ser que se coloque um reforço (pontos B e C, figura 4.8).

- Pode-se observar que em muitas das soluções encontradas, apesar da reposição do valor de $(p_{col})_{ref}$, os modos de flambagem correspondentes apontam componentes de deslocamentos preponderantes na região da descontinuidade. Embora a situação ideal fosse que tanto a citada reposição quanto uma baixa participação das descontinuidades nos modos fossem encontrados, cumpre lembrar que o fato de existirem modos com tal participação, mas cargas críticas elevadas é perfeitamente aceitável.

- Para obter a condição ideal acima citada, isto é, que o colapso não ocorresse na região da descontinuidade, pelo que podemos inferir das diversas tentativas, seria necessário estender ainda mais os reforços e ao mesmo tempo diminuir seu tamanho, formando uma "escadinha", figura 4.9. Um cone isoladamente apresentaria, sob pressão, um deslocamento (ponto A, figura 4.10.a) diferente daquele que apresentaria um cilindro, também isolado e sob pressão (ponto B, figura 4.10.a). O conjunto cilindro-cone, terá então um deslocamento intermediário, que será atingido pelo surgimento de esforços de compatibilidade, Q_0 e M_0 , figura 4.10.a. Como tais esforços incrementarão as tensões, reforça-se a região próxima a eles, de modo a reduzi-las. No entanto, o mesmo processo se repetirá na ponta do reforço, surgindo Q_0' e M_0' , figura 4.10.b, embora a intensidade destes seja menor que a dos anteriores. Novo reforço será necessário, menor que o anterior e Q_0'' e M_0'' surgirão,

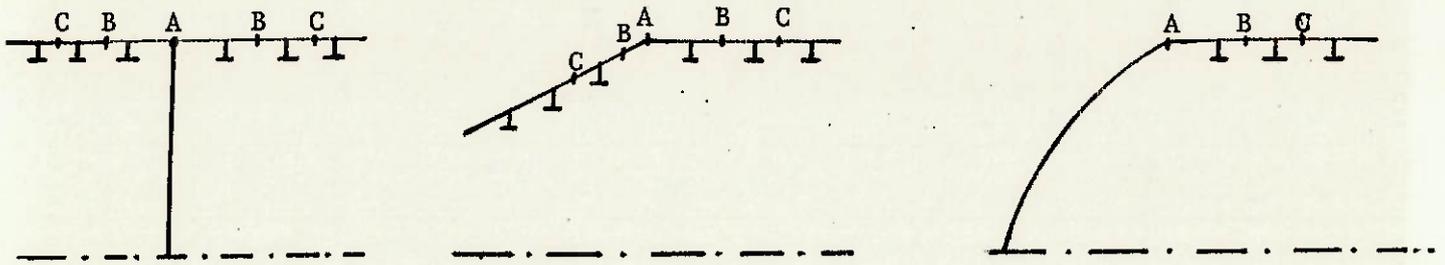


FIGURA 4.8 - PONTOS CRÍTICOS EM TERMOS DE TENSÃO

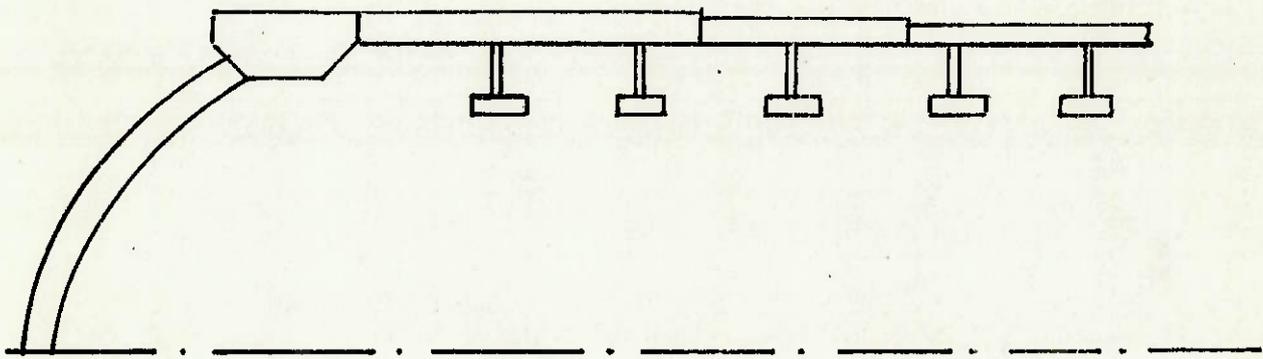


FIGURA 4.9 - SOLUÇÃO EM "ESCADINHA"

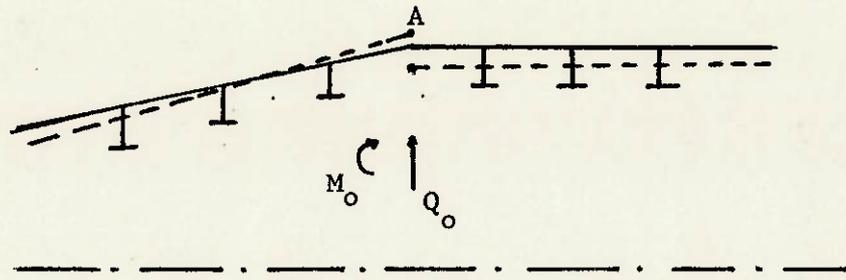


FIGURA 4.10a - COMPATIBILIDADE CILINDRO-CONE

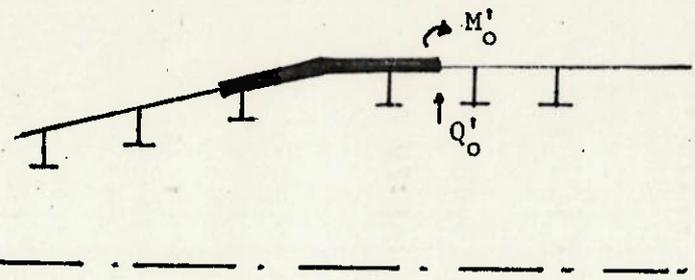


FIGURA 4.10b - ESFORÇOS Q'_0 E M'_0 NA PONTA DO REFORÇO

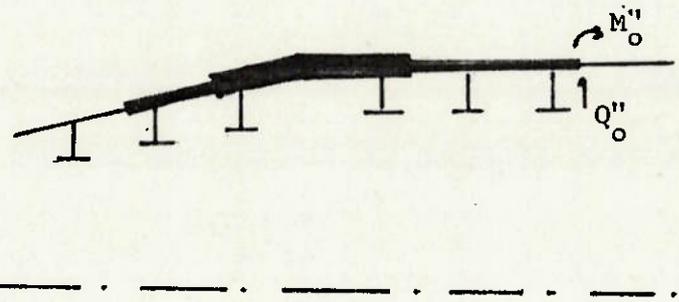


FIGURA 4.10c - ESFORÇOS Q''_0 E M''_0 NA PONTA DO SEGUNDO REFORÇO

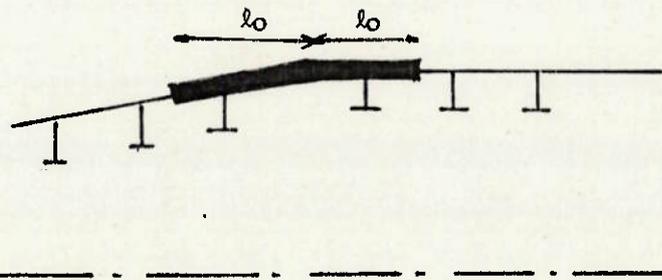


FIGURA 4.10d - EXTENSÃO DO REFORÇO ÚNICO

FIGURA 4.10 - ESFORÇOS DE COMPATIBILIDADE

figura 4.10.c, até que se verifique um amortecimento. Tal solução não é a mais adequada nem do ponto de vista de peso adicionado e nem do ponto de vista construtivo, não tendo sido utilizada neste trabalho. Os resultados mostraram que há uma extensão l_0 , figura 4.10.d, para a qual repõe-se adequadamente o valor de $(p_{col})_{ref}$, embora os modos apresentem componentes de deslocamentos elevados na região da descontinuidade.

- As alternativas de reforço disponíveis para as transições são o ajuste dos espaçamentos de caverna, o aumento da espessura na região da transição e o anel de transição (quando aplicável). Seu uso deve ser cumulativo, de acordo com o tipo de descontinuidade:

A)-Descontinuidades suaves (por exemplo, cone com $\alpha = 5^\circ$): apenas ajuste do espaçamento de cavernas.

B)-Descontinuidades médias (por exemplo, cone com $\alpha = 10^\circ$, antepara): ajuste do espaçamento de caverna + aumento de espessura.

C)-Descontinuidades acentuadas (por exemplo, cone com $\alpha = 20^\circ$, cone-calota): ajuste do espaçamento de cavernas + aumento de espessura + anel de transição.

- Nos diversos modelos analisados verificou-se que o melhor valor para o espaçamento de cavernas na região adjacente a transição foi o próprio valor de padrão 560mm.

- Com base nos resultados obtidos, os seguintes limites de tensão são propostos, para uma estima inicial de

escantilhões, a partir do cálculo de tensões lineares-elásticas, dentro das hipóteses da teoria de cascas finas, antes mesmo da utilização do programa BOSOR5 [9] para cálculo do colapso:

i) - Para estima do anel de transição, as formulações de FRANITZA [16], equações II.8 e II.9.

ii) - Para a estima dos reforços do chapeamento, as equações II.11 e a equação II.12.a com um fator de "calibração" k conveniente. Verificou-se que o fator k dependeu da "intensidade" da descontinuidade. A tabela 4.1 sumariza os resultados obtidos.

TABELA 4.1 - RESULTADOS OBTIDOS PARA O FATOR k

Tensão equiv. max. (N/mm^2)	Caso analisado	Fator k recomendado
550-650	cilindro (padrão) cone, $\alpha = 5^\circ$	1.5
650-750	cone, $\alpha = 7.5^\circ$ cone, $\alpha = 10^\circ$	1.55
750-1000	cone, $\alpha = 20^\circ$	1.65
1000-1200	antepara	1.70
> 1200	calota	1.80

4.3 CRITÉRIO DE PROJETO E FORMULAÇÕES SIMPLIFICADAS

Em função do estudo realizado é apresentada a seguir uma proposta para o critério de projeto das regiões de descontinuidade, assim como formulações para estima de escantilhões.

i)-Tendo em vista o colapso (requisito II)

$$\text{Impor: } (p_{\text{col}})_{\text{dsc}} \geq (p_{\text{col}})_{\text{ref}} \quad (\text{II.6})$$

Onde:

$(p_{\text{col}})_{\text{dsc}}$ = pressão de colapso da estrutura com descontinuidade calculada com o BOSORS [9].

$(p_{\text{col}})_{\text{ref}}$ = pressão de colapso, calculada com o BOSORS [9], para uma geometria padrão projetada pelo FLAMDTMB [12].

Em fases iniciais do projeto, onde ainda não se tenha a necessária definição da estrutura para os cálculos acima, estimam-se os escantilhões com as equações II.8 a II.12, sendo o fator k dado na tabela 4.1 e as tensões calculadas dentro das hipóteses da teoria de cascas finas, por exemplo, com o programa AQUILES [13]. Destaca-se que é admissível a formação de uma rótula plástica, aplicando-se a inequação II.12.a de modo a evitar a formação de uma segunda rótula.

ii)-Tendo em vista a fadiga (requisito I)

$$\text{Impor: } \sigma_{eq}^{pn} \leq 0.8 * \sigma_{0.2} \quad (\text{II.1})$$

Onde:

σ_{eq}^{pn} = tensão equivalente, na face interna ou externa, para PN, calculada por um modelo de elementos finitos suficientemente detalhado, de modo a evitar "cantos vivos".

Tendo sido verificado que a questão da fadiga é local, a estima de escantilhões feita segundo o item i pode ser considerada também adequada do ponto de vista de fadiga.

4.4 SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

A continuidade deste trabalho, pode-se dar com a execução de pesquisas específicas, a saber:

- Análise de diferentes geometrias, de modo a obter o grau de informação necessária para a consolidação do critério e das formulações de estima propostas.
- Incluir o assunto descontinuidades num programa de testes com modelos de modo a verificar experimentalmente as propostas deste trabalho, e, se possível, verificar a possibilidade do uso de soluções menos conservadoras.
- Aprofundar o estudo sobre o BOSOR5 [9] e demais programas de cálculo não-linear, tendo em vista a quantidade de subsídios que tal recurso dá ao projetista estrutural.
- Desenvolver o conceito de modelos mixtos, para análise tanto linear quanto não-linear de regiões de descontinuidade.
- Investigar, mais detalhadamente, a questão da fadiga nas regiões de descontinuidade.
- Estudar o efeito de imperfeições de forma nas regiões de descontinuidades, especialmente onde verificam-se tensões mais elevadas nas cavernas.
- O estudo aqui realizado baseou-se na reposição do valor de $(p_{col})_{dsc}$ do cilindro. Recomenda-se, no caso da

transição cilindro-calota, estudar também a reposição do valor de $(p_{col})_{dsc}$ para a calota, seguindo a metodologia proposta por BUELTA [20].

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1]- DDS 9110-8. Submarine structural design. Department of the Navy, bureau of ships, Washington D.C., march 1965.
- [2]- BS 5500. Specification for unfired fusion welded pressure vessels. British standards institution, capítulo 3.6, London 1982.
- [3]- BV 1041-part 2-submarines. Construction regulation for ships of the German Navy. 1975.
- [4]- BUELTA, M.A.M. O projeto do casco cilíndrico resistente de submersíveis. Tese de livre-docência apresentada à EPUSP, julho 1987.
- [5]- HUGHES, O.F. Ship structural design- A rationally based, computer-aided optimization approach. John Willey and sons, 1983.
- [6]- NETO, A.V., LUBACHESKI, M.M., MORAIS, C.H.B., RASETTI, C., MORANDI, A.C., CAMARGO, A.S., FERES, A.N., AUGUSTO, O.B., BUELTA, M.A.M. Projeto estrutural da escotilha de baterias à vante do submarino SNAC-I, revisão A. CENO-USP, RT 48/406, janeiro 1989.
- [7]- RASETTI, C., SOUZA, A.C.F., MORANDI, A.C., FERES, A.N., AUGUSTO, O.B., BUELTA, M.A.M. Projeto estrutural da escotilha de salvamento do submarino SNAC-I. CENO-USP, RT 57/406, outubro 1989.

- [8]- CARDOSO, A. A. , FINARDI, P. M. , CLEMENTINO, G. B. , MORANDI, A. C. , FERES, A. N. , BUELTA, M. A. M. Projeto da região de passagem dos tubos lança-torpedo pela calota de vante do submarino SNAC-I. CENO-USP, RT 81/406, junho 1990.
- [9]- BOSORS. A computer program for buckling of elastic plastic complex shells of revolution including large deflections and creep, Vol.1: user's manual. David Bushnell, december 1984.
- [10]- MORANDI, A. C. , FERES, A. N. , BUELTA, M. A. M. Relatório das reuniões técnicas com o Dr. Franitza (IKL) realizadas no período de 29/05/89 a 02/06/89. CENO-USP, RT 54/406, junho 1989.
- [11]- KRENZKE, M. H. , PROFFITT, J. Potential hull structures for rescue and search vehicles of the deep submergence systems projects. D.T.M.B. report 1985, march 1965.
- [12]- RASETTI, C. , BUELTA, M. A. M. Manual de engenharia do programa FLAMBIMP (segunda versão). CEPEN-USP, RT 38/406, outubro 1988.
- [13]- MORAIS, C. H. B. , FINARDI, P. , MORANDI, A. C. , FERES, A. N. , BUELTA, M. A. M. Manual de engenharia do programa AQUILES. CENO-USP, RT 106/406, abril 1991.
- [14]- BATHE, K. J. Finite element procedures in engineering analysis. Prentice-Hall inc., 1982.

- [15]- ZIENKIEWICZ, O.C. The finite element method.
Mc Graw-Hill, terceira edição
- [16]- FRANIȚZA, S. Optmeirung von Üboots endboden-teil A
IKL, 104-308/1041-00-00, otimização de calotas de
submarino- parte A. Tradução do CEPEN-USP, maio
1986.
- [17]- PULOS, J.G., SALERNO, V.L. Axisymmetric elastic
deformation and stresses in a ring-stiffened,
perfectly circular cylindrical shell under external
hydrostatic pressure. D.T.M.B. report 1497,
september 1961.
- [18]- KIERNAN, T.J., NISHIDA, K. The buckling strength of
fabricated HY-80 steel spherical shells. D.T.M.B.
report 1721, 1960.
- [19]- BUSHNELL, D. Computerized analysis of shells-
Governing equations. Computers and structures,
Vol.18, 1984.
- [20]- BUELTA, M.A.M., Relatório de atividades do curso
realizado na IKL em março de 1990, projeto SNAC-I,
DEN/MB.
- [21]- Manual de usuário do programa NAVSAP, DEN/EPUSP
- [22]- SAP IV. A structural analysis program for static
and dynamic response of linear systems. BATHE, K.J.,
WILSON, E.L., PETERSON, F.E., april 1974.

- [23]- BUSHNELL,D. A strategy for the solution of problems involving large deflections, plasticity and creep. International journal for numerical methods in engineering, Vol.11, 1977.
- [24]- GALLETLY,G.D. , BUSHNELL,D. Stress and buckling of internally pressurized, elastic-plastic torispherical vessel heads- Comparisons of test and theory. Journal of pressure vessel technology, february 1977.
- [25]- BUSHNELL,D. Bifurcation buckling of shells of revolution including large deflections, plasticity and creep. International journal of solids and structures, Vol.10, 1974.
- [26]- BUSHNELL,D. Buckling of shells - Pitfall for designers. A.I.A.A. Journal, Vol.19, september 1981.
- [27]- BUSHNELL,D. Buckling of elastic-plastic shells of revolution with discrete elastic-plastic ring stiffeners. International journal of solids and structures, Vol.12, 1976.
- [28]- BUSHNELL,D. , GALLETLY,G.D. Comparisons of test and theory for nonsymmetric elastic-plastic buckling of shells of revolution. International journal of solids and structures, Vol.10, 1974.

ANEXO 1

ANÁLISE DE REGIÕES DE DESCONTINUIDADE COM O USO
DO PROGRAMA BOSOR5

O programa BOSOR5 [9] possibilita tanto o cálculo de tensões, quanto o cálculo de flambagem de estruturas axissimétricas, levando em conta tanto a não-linearidade geométrica quanto a não-linearidade de material (material elasto-plástico). Permite a análise de estruturas axissimétricas com trechos de diferentes geometrias (cilindros, cones, calotas hemisféricas, calotas elípticas, etc.), chapeamento composto de camadas de diferentes materiais e a inclusão de anéis de seção qualquer, modelados por elementos de forma retangular. Os princípios teóricos, a estratégia de programação e a confrontação de seus resultados com resultados de testes são expostos nas referências [23] a [28]. Como a discussão detalhada de tais itens foge ao escopo do presente trabalho, serão a seguir sumarizadas apenas as principais características.

Básicamente, o usuário fornece cargas ditas passivas, que não sofrem alteração ao longo da análise e uma carga dita ativa, para a qual busca-se o valor crítico. A carga ativa vai tendo seu valor progressivamente incrementado, calculando-se em cada passo, os deslocamentos e as matrizes de rigidez K e de rigidez geométrica K_g da estrutura, para um número inicial n_0 de semi-ondas circunferenciais. O valor crítico da carga ativa estará contido no intervalo definido pelos passos entre os quais o determinante da matriz $K^* = K - K_g$ troca de sinal. Constatada

a troca de sinal, o programa passa para uma segunda fase, resolvendo o problema de auto-valor:

$$[K + \lambda * K_g] * Q = 0 \quad (A I.1)$$

O valor de n agora varia dentro de uma faixa estabelecida pelo usuário, de modo a encontrar-se o n que minimiza a carga crítica ativa. É importante lembrar que os passos de carga citados devem ser bastante próximos de modo a viabilizar a aproximação acima. A geometria da casca é descrita pelo seu meridiano, discretizado por nós onde ligam-se os anéis, conectam-se outros trechos de casca, aplicam-se cargas e impõe-se condições de contorno, figura 2.10.

O programa citado deve ser usado com extremo cuidado, pois seus resultados são sensíveis a modelagem adotada. Destacam-se a seguir alguns pontos relevantes no que se refere a modelagem e uso do programa.

AJ-Distribuição dos nós.

A casca é modelada pelo seu meridiano, através de nós, como mostrado na figura 2.10. Na escolha da sua distribuição o projetista deve adotar uma solução de compromisso, uma vez que uma malha bastante refinada possibilita uma melhor avaliação das tensões e conseqüentemente um melhor resultado, mas leva a maiores tempos de processamento. Em análises paramétricas, como a do presente trabalho, recomenda-se fazer uma análise de sensibilidade dos resultados com relação a distribuição dos nós, para um dado modelo padrão. Tal análise foi feita, em nosso caso a partir do modelo da figura 3.3, obtendo-se:

Vão entre cavernas dividido em quatro partes:

$$P_{col} = 7.10 \text{ N/mm}^2$$

Em seis partes:

$$P_{col} = 7.09 \text{ N/mm}^2$$

Em oito partes:

$$P_{col} = 7.11 \text{ N/mm}^2$$

Verificando-se a baixa sensibilidade dos resultados com relação a densidade nodal, nesta faixa de valores.

B)-Escolha da posição do meridiano.

O meridiano da casca passará a ser a superfície de referência, em relação a qual o programa fará os cálculos. Recomenda-se, referência [9], que se posicione o meridiano na meia espessura da casca.

C)-Curva tensão-deformação ($\sigma * \epsilon$) do material.

Caso o projetista esteja interessado apenas no cálculo das tensões lineares-elásticas, basta definir o módulo de elasticidade do material. Caso deseje o cálculo da flambagem elasto-plástica, o projetista deve definir a curva do material, como na tabela 3.1.

DD-Aplicação do carregamento

Os carregamentos em questão são a pressão hidrostática p e a carga longitudinal q correspondente a própria pressão p atuando nas calotas de fechamento.

Embora, a princípio, a inclusão de tais carregamentos seja simples, verificou-se que modos aparentemente semelhantes para tal inclusão levam a resultados diferentes.

A figura A1.1, mostra duas alternativas aparentemente semelhantes e os resultados obtidos. Percebe-se uma diferença, assim como uma tendência de queda no valor da pressão de colapso com o aumento na extensão do modelo. Escolheu-se a alternativa 1 devido à menor variação de seus resultados, com relação à extensão do modelo.

EJ-Modelagem dos reforços.

O usuário associa um valor de espessura para cada nó do modelo, sendo os eventuais reforços modelados como aumentos de espessura, inclusive os anéis de transição, figura A1.2. No caso do anel, seria desejável o modelo mixto citado em 4.2, mas a modelagem aqui utilizada também fornece bons resultados, desde que seja tomado um número adequado de nós.

FJ-Condições de contorno

Este é o principal conjunto de decisões que o projetista deve tomar, pois tem grande influência sobre os resultados. Como explicado, o programa trabalha em duas fases: cálculo de tensões e cálculo de modos e cargas

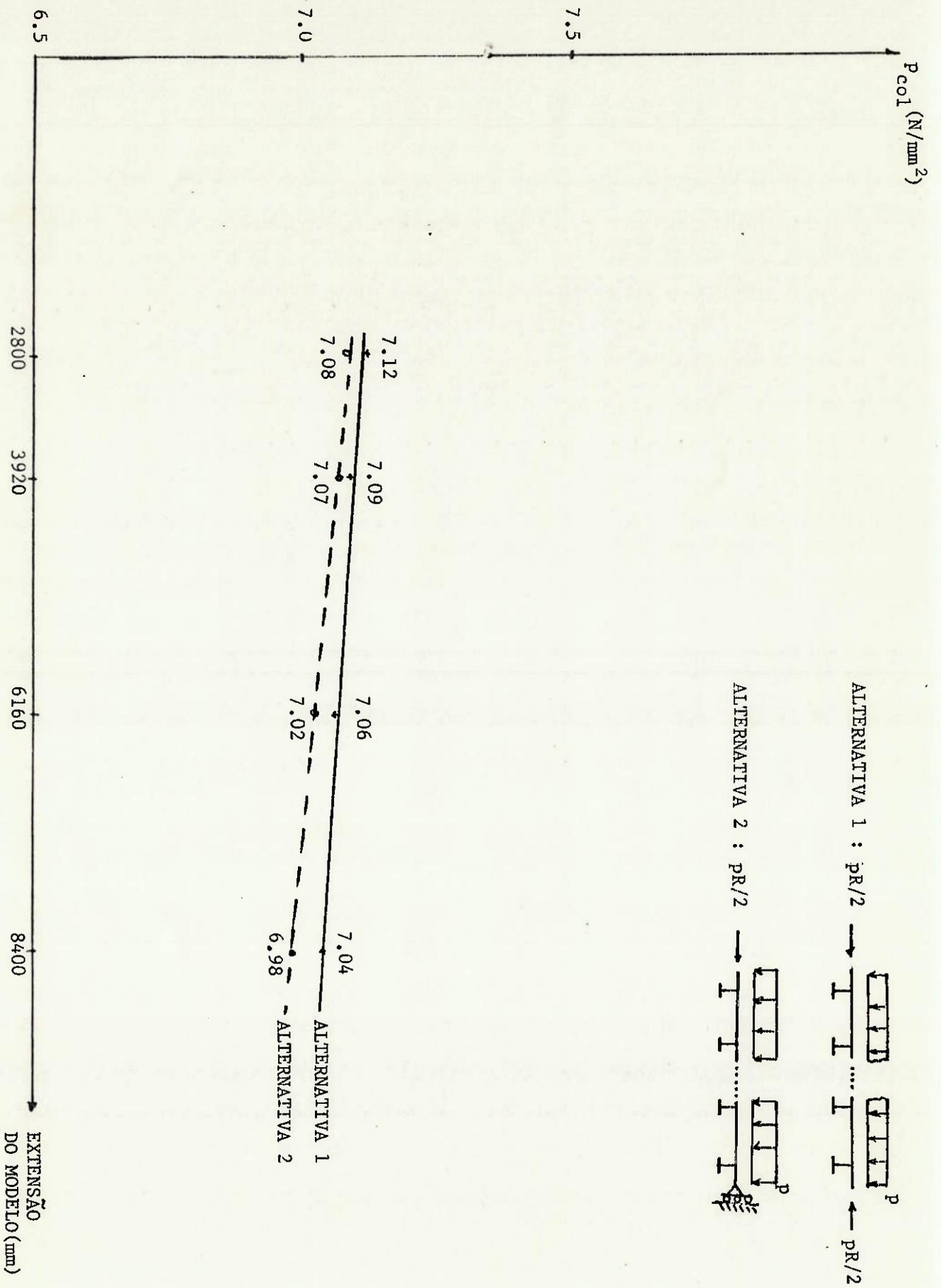


FIGURA A1.1 - ALTERNATIVAS DE INCLUSÃO DO CARREGAMENTO

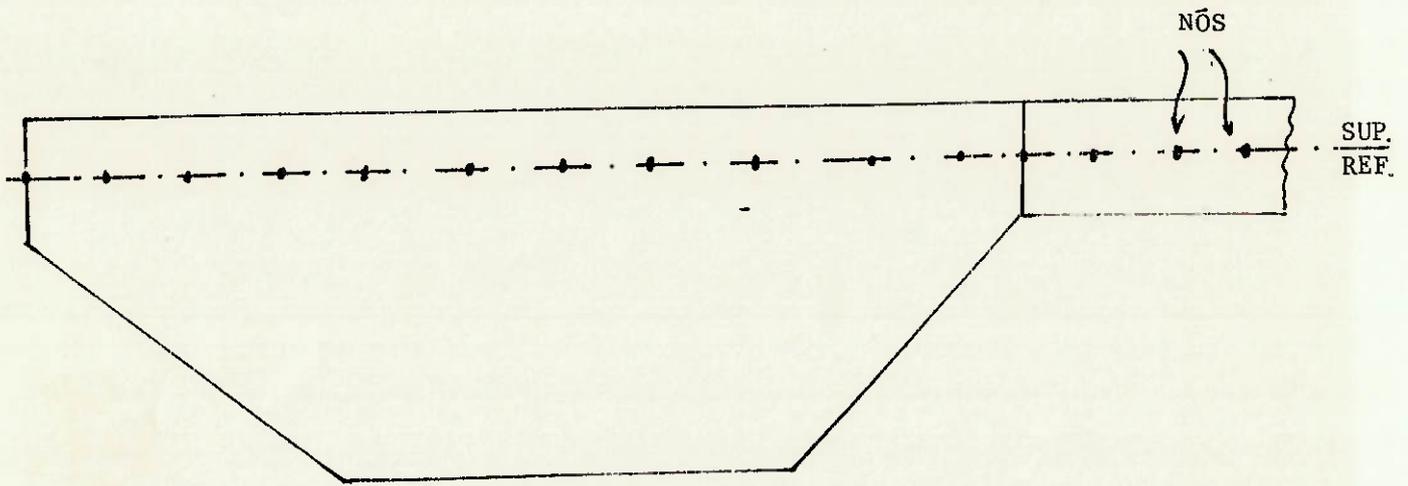


FIGURA A1.2a - ANEL DE TRANSIÇÃO

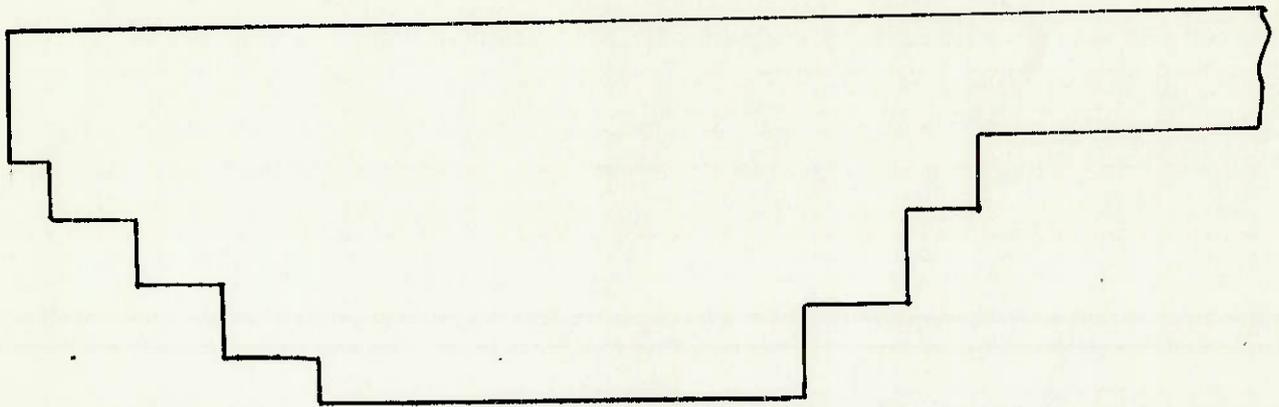


FIGURA A1.2b - DISCRETIZAÇÃO DO ANEL DE TRANSIÇÃO

FIGURA A1.2 - MODELAGEM TÍPICA DO ANEL DE TRANSIÇÃO PARA O BOSOR5 |9|

críticas de flambagem. Cumpre ressaltar que muitas vezes as condições de contorno adequadas a primeira fase são diferentes das adequadas a segunda fase.

Graus de liberdade livres na primeira fase, podem ser restritos na segunda fase, sem prejuízo dos resultados. Recomenda-se, finalmente, sempre vincular a estrutura de modo a evitar modos de corpo rígido que podem levar a deterioração dos resultados.

G)-Opções de processamento.

São as seguintes:

INDIC = 0, análise de tensão apenas, figura A1.3.a

INDIC = - 2, análise de tensão, cálculo de K^* e dos modos e cargas críticas de flambagem, figura A1.3.b.

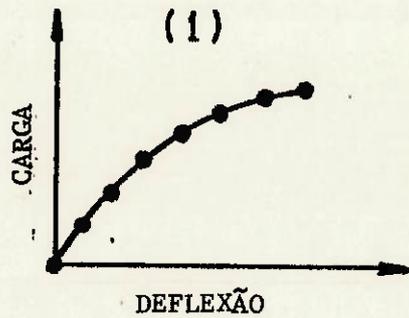
INDIC = - 3, apenas cálculo de K^* e dos modos e cargas críticas de flambagem, figura A.1.3.c.

Como comentado, os passos de carga devem ser bastante próximos, sugerindo-se o seguinte procedimento:

-Rodar, inicialmente, com um passo relativamente grande, 1 N/mm^2 neste caso, determinando o intervalo inicial para a carga crítica.

-A partir do intervalo anterior, rodar com passos menores, 0.1 N/mm^2 por exemplo, definindo novo intervalo. Repete-se esta etapa quantas vezes necessário.

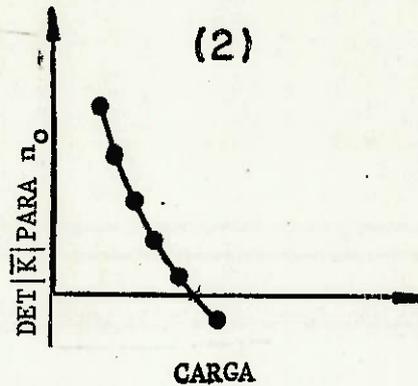
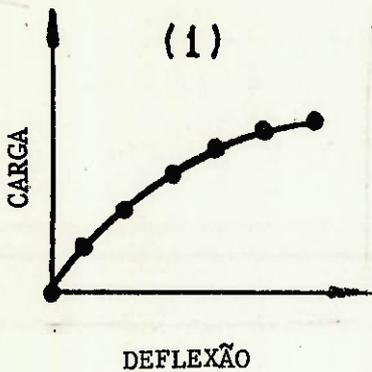
INDIC = 0



- (1) ANÁLISE NÃO-LINEAR DE TENSÕES APENAS

FIGURA A1.3a - OPÇÃO INDIC=0

INDIC = -2



- (1) ANÁLISE NÃO-LINEAR DE TENSÕES
- (2) CÁLCULO DE $\frac{E}{E}$ DET(K*)
- (3) CARGA CRÍTICA x n

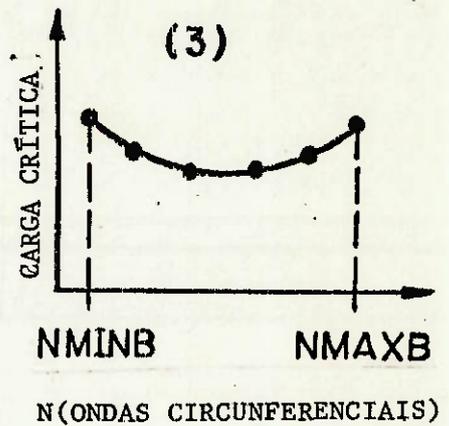
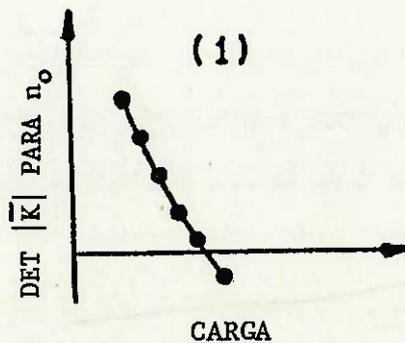


FIGURA A1.3b - OPÇÃO INDIC= -2

INDIC = -3



- (2) CÁLCULO DE $\frac{E}{E}$ DET(K*)
- (3) CARGA CRÍTICA x n

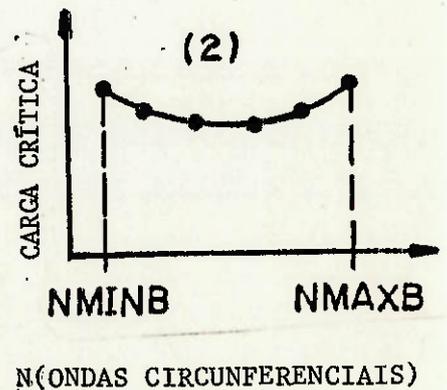


FIGURA A1.3c - OPÇÃO INDIC= -3

ANEXO 2

ANÁLISE DE ESTRUTURAS AXISSIMÉTRICAS, COM O USO DE
MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

São comentados a seguir os principais aspectos dos modelos de elementos finitos empregados neste trabalho para análise de tensões nas regiões de transição. Tal análise foi empregada em dois casos:

-Intersecção cilindro-antepara (item 3.2 figuras 3.20 a 3.22).

-Intersecção cilindro-calota (item 3.4 figuras 3.71 a 3.74)

Cumprido destacar que o método dos elementos finitos é de grande utilidade pelo fato de possibilitar o cálculo de tensões em estruturas de geometria complexa, mas que seus resultados, em alguns casos, podem ser muito influenciados pela discretização utilizada. Assim é que, para assegurar a confiabilidade dos resultados obtidos, o projetista deve, na medida do possível, testar diferentes malhas. Recomenda-se um refinamento contínuo, de modo a verificar a convergência dos resultados. Nos modelos utilizados, destacam-se :

AD-Programa utilizado: NAVSAP [21], desenvolvido no Departamento de Engenharia Naval da EPUSP, a partir do programa SAP IV [22].

B)-Tipo de elemento: foram utilizados elementos axissimétricos, sem modos incompatíveis. Tais modos são alterações na formulação padrão do elemento de modo a melhorar os resultados. Se a malha for bastante regular, com os elementos de forma próxima a um quadrado, seu uso é recomendável, pois os resultados convergem muito mais rápido. No entanto, se a malha possuir irregularidades surgem graves perturbações nos resultados, razão pela qual optou-se pela não utilização de tais modos.

C)-Condições de contorno e extensão do modelo.

Os modelos foram estendidos até pelo menos 4 e 1/2 espaçamentos de cavernas com relação a descontinuidade, assegurando o amortecimento de seus efeitos na extremidade do modelo.

No modelo com antepara, uma das extremidades corresponde ao meio da antepara, onde serão restritas as translações na direção Z, devido a simetria. A outra extremidade será um meio-vão, onde também deveriam ser aplicadas condições de contorno simulando uma simetria, o que não é possível devido a necessidade da aplicação da carga longitudinal no casco. Para tal será usado o procedimento descrito no item D.

No modelo com calota, as extremidades correspondem ao meio de um vão, no cilindro e a própria extremidade da calota. Aplicam-se condições de contorno representando a simetria, nos dois casos, figura A2.2.

D)-Inclusão do carregamento no modelo.

Básicamente temos que incluir a pressão

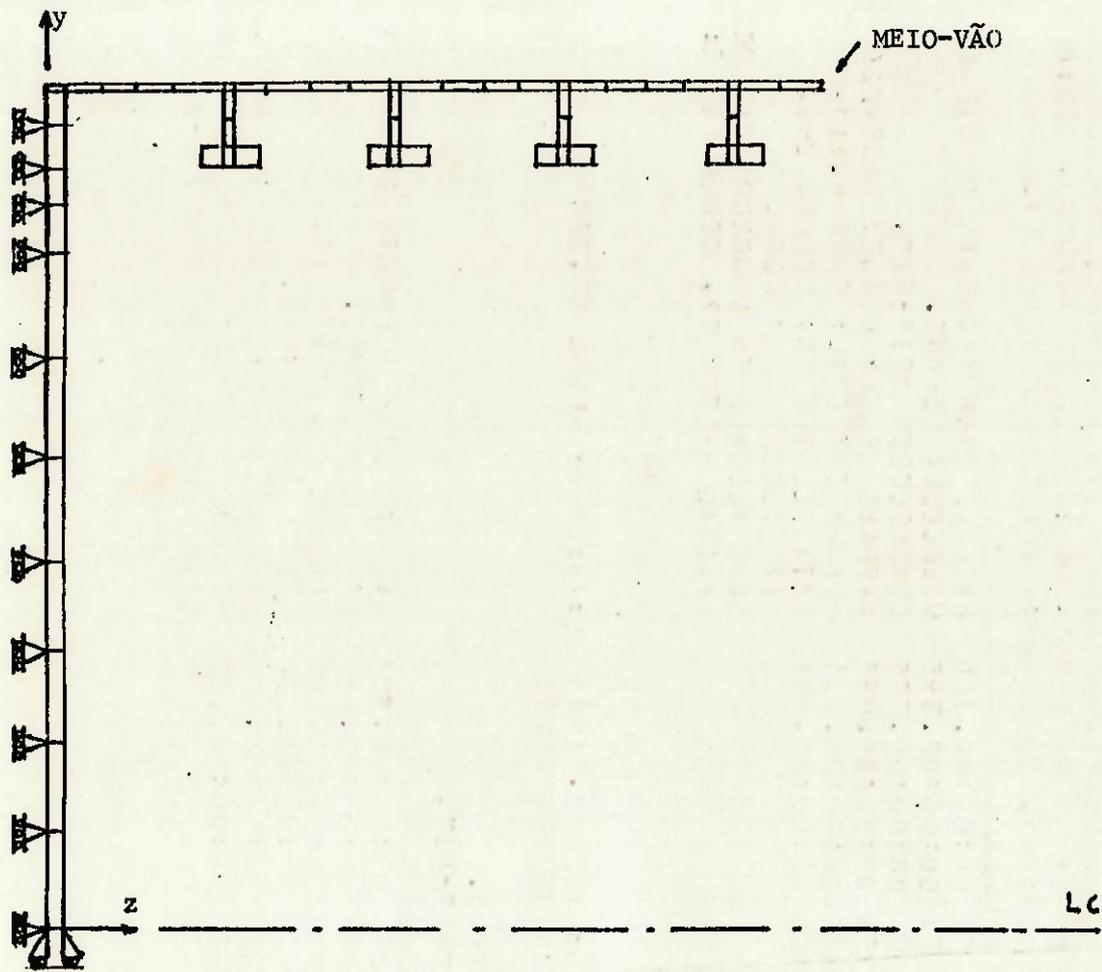


FIGURA A2.1 - CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO COM ANTEPARA

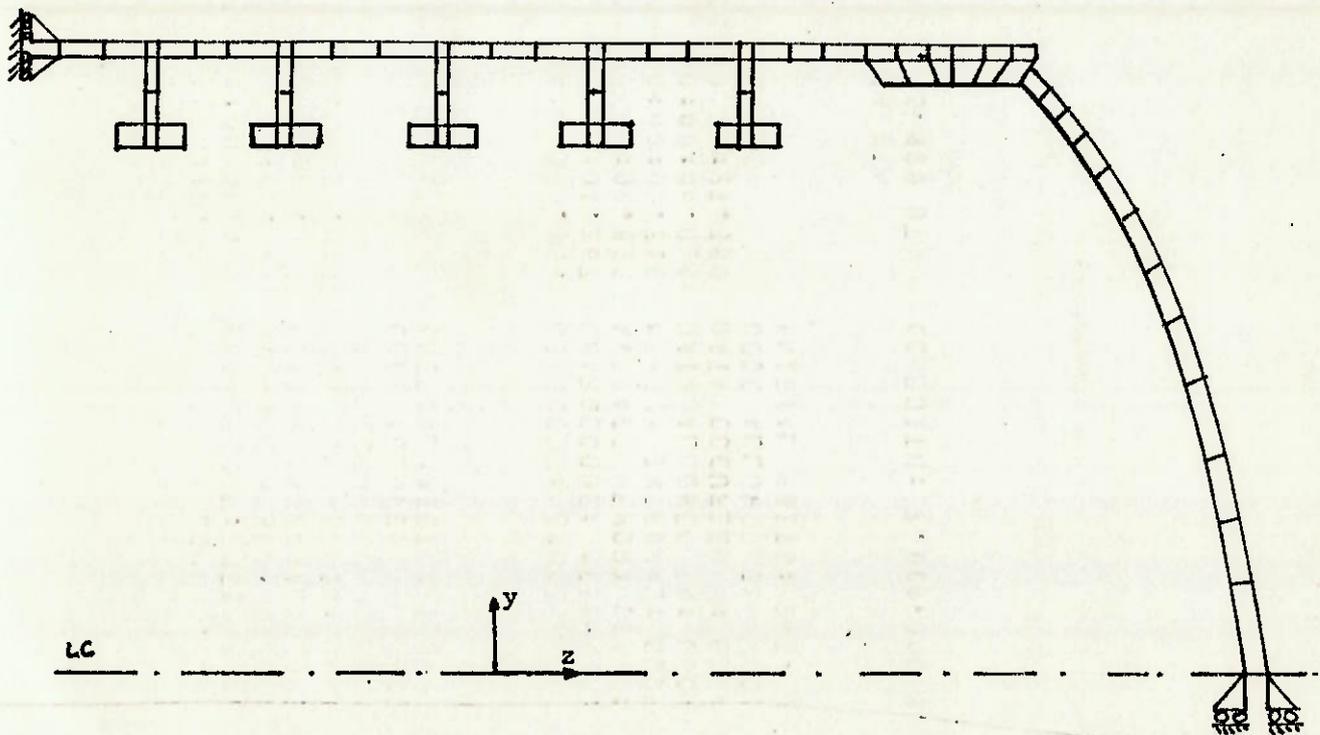


FIGURA A2.2 - CONDIÇÕES DE CONTORNO DO MODELO COM CALOTA

a2.4

hidrostática PC, assim como a componente longitudinal PC * $R_m / 2$ devido a pressão atuante nas calotas de fechamento. No modelo com antepara, além da pressão atuante nos elementos, deverão ser aplicadas forças na extremidade livre de modo a reproduzir a componente longitudinal, assim como a condição de rotação zero, figura A2.3.

Temos:

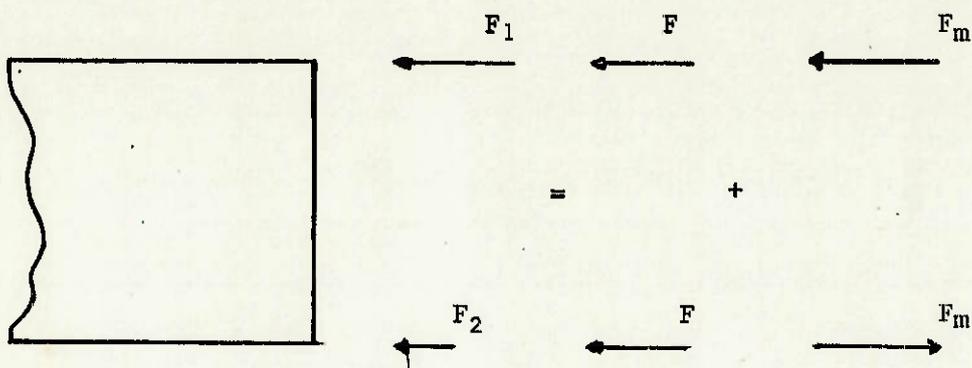


Figura A2.5 - Esforços aplicados na extremidade do modelo com antepara.

$$F = 1/2 * p * R_m / 2 = p * R_m / 4$$

$$F_m = M'_x / t$$

$$F_1 = F + F_m$$

$$F_2 = F - F_m$$

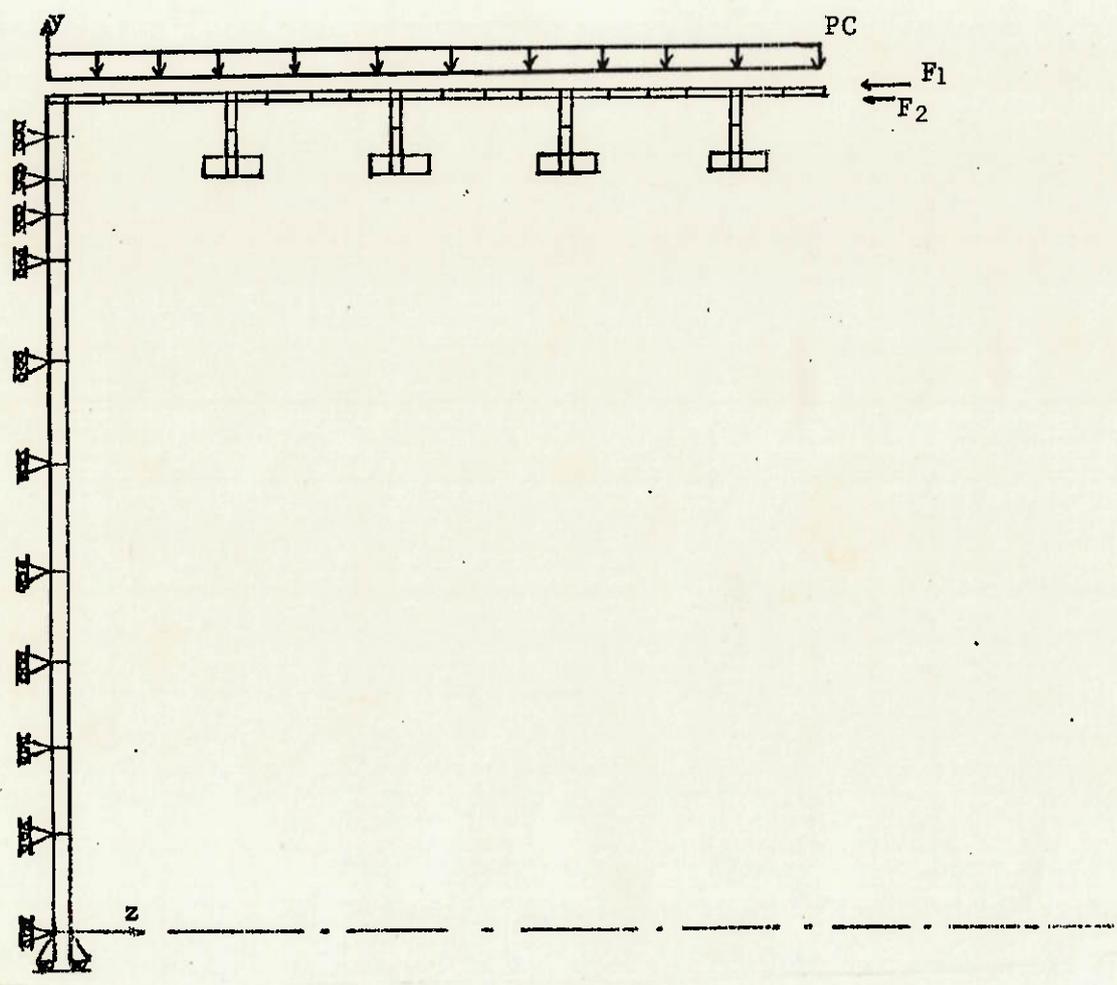


FIGURA A2.3 - APLICAÇÃO DA CARGA NO MODELO COM ANTEPARA

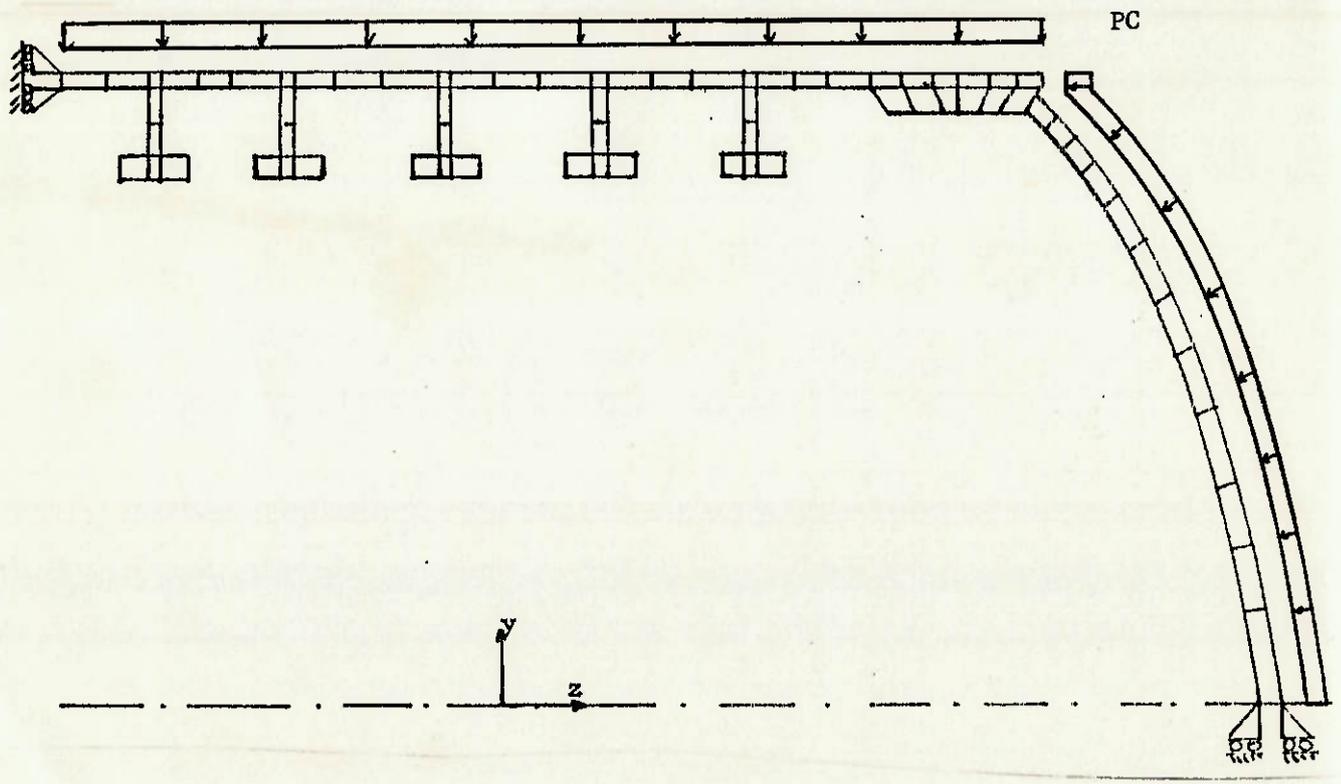


FIGURA A2.4 - APLICAÇÃO DA CARGA NO MODELO COM CALOTA

Sendo M'_x calculado pela teoria de PULOS e SALERNO [17], com o programa FLAMDTMB [12], para uma geometria não perturbada. Finalmente lembra-se que o programa pede o valor da força atuante num arco de comprimento equivalente a um radiano. Serão dados:

$$F'_1 = F_1 * 1 \text{ rad} * R_m = F_1 * R_m$$

$$F'_2 = F_2 * 1 \text{ rad} * R_m = F_2 * R_m$$

No modelo com calotas, basta aplicar sómente a pressão PC diretamente nos elementos, figura A2.4.

ED-Extrapolação de tensões

Como o elemento axissimétrico apresenta tensões apenas no seu centro geométrico e no centro de seus lados, foram feitas nas figuras 3.22 e 3.70 extrapolações gráficas do valor da tensão, como ilustrado na figura A2.6.

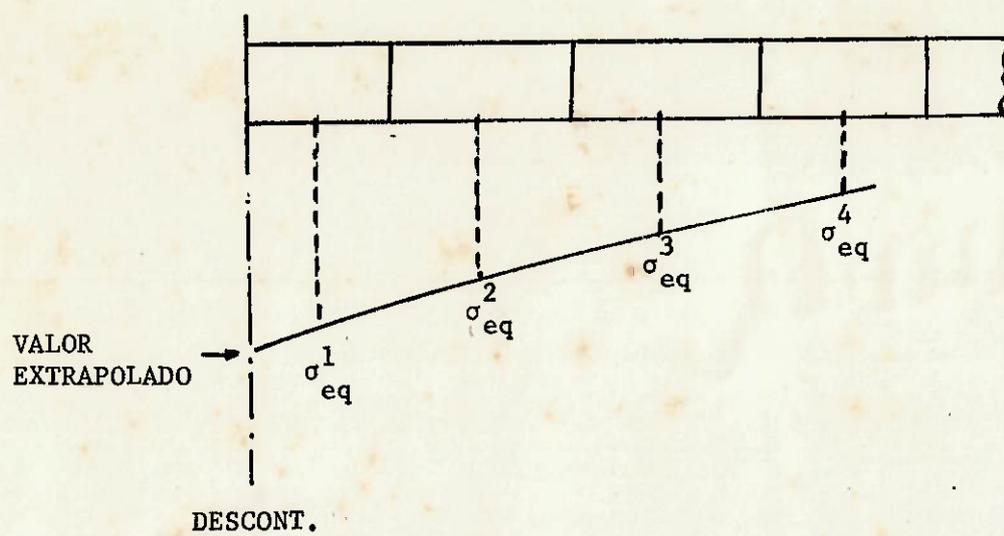


FIGURA A2.6 - EXTRAPOLAÇÃO GRÁFICA DE TENSÕES