MIGUEL ANGEL BUELTA MARTINEZ

Eng.Naval, Escola Politécnica da USP, 1974
Mestre em Engenharia, Escola Politécnica da USP, 1977

DESENVOLVIMENTO DE CRITÉRIOS PARA PROJETO E ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE SUBMERSÍVEIS

Tese apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para a Obtenção do Título de Doutor em Engenharia

Orientador: Prof.Dr.CÉLIO TANIGUCHI
Professor Adjunto do Departamento de Engenharia Naval da EPUSP

FT-18

São Paulo, 1984

A Lucia

Aos meus pais e sogros

AGRADECIMENTOS

À Marinha do Brasil (MB) e ao Banco Nacional de Desenvolvimento Econômico (BNDE), cujo apoio financeiro ao projeto "Submersíveis" possibilitou a realização deste trabalho.

Aos engenheiros, oficiais, monitores e técnicos da Escola Politécnica, do Escritório Técnico de Construção Naval em São Paulo, da Diretoria de Engenharia Naval da MB, do Arsenal de Marinha do Rio de Janeiro, da Força de Submarinos e da Divisão Naval do IPT, pela execução, apoio ou colaboração nos trabalhos analíticos e experimentais.

Ao Prof. Célio Taniguchi, meu orientador, pelas valiosas sugestões na execução deste trabalho.

Ao Prof. Almte. Elcio de Sá Freitas, pelos ensinamentos, apoio e entusiasmo, sem os quais o trabalho não se realizaria.

A minha esposa, pais e sogros pelo estímulo constante.

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo sobre os recursos de análise estrutural disponíveis para submersíveis, sugere um critério de projeto estrutural próprio e desenvolve critérios de análise estrutural de submersíveis, após a fase de construção.

No estudo dos recursos disponíveis é apresentado e analisado o atual nível de conhecimentos neste campo, a partir do levantamento de informações, muitas vezes restritas e confidenciais.

Um critério de projeto é desenvolvido a partir de dados dispersos na bibliografia consultada, aos quais foram adicionados itens resultantes da experiência do autor.

Os critérios de análise de submersíveis já construidos são desenvolvidos a partir de modelos analíticos ou de elementos finitos. Nestes, utiliza-se a vantagem da estrutura já estar fabricada, e portanto ser possível a obtenção de informações, que a nível de projeto necessitavam ser admitidas. São ainda desenvolvidos critérios para análise de resultados, com enfoque especial à avaliação de regiões estruturais que necessitem ser modificadas.

Ao final são apresentadas as principais conclusões do trabalho e ressaltada a necessidade da continuidade das pesquisas que aprofundem vários aspectos levantados ao longo do texto.

ABSTRACT

The aim of this thesis work is three fold: to present a comphreensive study on structural analysis tools for submersible vehicles; to introduce a design criteria for new vessels and to develop methods for structural checkings for operating submersibles. In the first part, several data available at present time are discussed and analysed, although many of them are still considered either restricted or even confidential. Based on those data and on author's experience a design criteria is developed. Finally, the methods for analysing operating vessels are obtained, starting from analytical models and also by using the finite element method approach. Those methods are more feasible from the stand point of final results, since all necessary data for the analysis are available. Within this context, the methods for analysing operating submersibles are also very useful to evaluate structural parts which need either repair work or even modifications to face any new operating condition.

ÍNDICE GERAL

DEDICATÓRIA. ii

AGRADECIMENTOS iii

RESUMO. iv

ABSTRACT. v

ÍNDICE GERAL vi

NOMENCLATURA ix

LISTA DE FIGURAS xii

LISTA DE TABELAS xvi

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

I.2 - EXPLANAÇÕES INICIAIS. 1.1
I.3 - OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS DO TRABALHO. 1.2
I.4 - CONDUÇÃO DO TRABALHO. 1.4

CAPÍTULO II - ESTRUTURA DO SUBMERSÍVEL E RECURSOS DE ANÁLISE

II.1 - ESTRUTURA TÍPICA DE UM SUBMERSÍVEL. 2.1
II.2 - TIPOS DE FALHAS ESTRUTURAIS 2.4

II.2.1 - Falhas do Casco Resistente 2.4
II.2.2 - Falhas das Cavernas. 2.5
II.2.3 - Falhas nas Descontinuidades. 2.8

II.3 - ESTUDO DOS RECURSOS DE ANÁLISE ESTRUTURAL DISPONÍVEIS. 2.8

II.3.1 - Análise Elástica de um Cilindro Reforçado 2.10
II.3.2 - Instabilidade do Casco Resistente, entre Cavernas 2.17
II.3.3 - Instabilidade das Cavernas 2.23

II.3.4 - Instabilidade Global. 2.26
II.3.5 - Efeitos das Imperfeições de Forma . . 2.34

II.3.5.1 - Efeitos da falta de circularidade do casco resistente entre anteparas 2.34
II.3.5.2 - Efeitos da falta de circularidade do casco resistente, entre cavernas 2.40
II.3.5.3 - Efeitos das imperfeições / laterais das cavernas. . . 2.42

CAPÍTULO III - ANÁLISE DE DESCONTINUIDADES ESTRUTURAIS DE SUBMERSÍVEIS

III.1 - INTRODUÇÃO. 3.1
III.2 - CALOTAS 3.3
III.3 - REGIÕES CÔNICAS 3.5
III.4 - PASSAGEM POR ANTEPARAS OU CAVERNAS GIGANTES. . 3.8
III.5 - EFEITO DAS HASTILHAS E CONVÉSES 3.9
III.6 - ABERTURAS NO CASCO RESISTENTE 3.9

CAPÍTULO IV - DESENVOLVIMENTO DE CRITÉRIO DE PROJETO ESTRUTURAL DE SUBMERSÍVEL

IV.1 - INTRODUÇÃO 4.1
IV.2 - HIERARQUIZAÇÃO DAS FALHAS ESTRUTURAIS. 4.1
IV.3 - ESCOLHA DOS ESCANTILHÕES 4.4
IV.4 - MODELO DE ANÁLISE ESTRUTURAL 4.8
IV.5 - OUTRAS PARTES ESTRUTURAIS. 4.13
IV.6 - OUTROS CRITÉRIOS DE PROJETO. 4.13

CAPÍTULO V - DESENVOLVIMENTO DE MODELOS E CRITÉRIOS PARA ANÁLISE ESTRUTURAL

V.1 - INTRODUÇÃO. 5.1
V.2 - INSPEÇÃO ESTRUTURAL 5.1

V.2.1 - Medição da Falta de Circularidade . .. 5.2

V.2.1.1 - Processos de medida 5.2
V.2.1.2 - Interpretação dos resultados 5.4

V.3 - MODELO ANALÍTICO PARA ANÁLISE DOS EFEITOS DA FALTA DE CIRCULARIDADE. 5.9

V.3.1 - Formulação Analítica. 5.9
V.3.2 - O Programa NETUNO 5.12
V.3.3 - Inclusão da Falta de Circularidade entre Cavernas. 5.15
V.3.4 - Aplicação do Modelo Analítico 5.17

V.3.4.1 - Apresentação do problema. .. 5.17
V.3.4.2 - Modelo físico 5.23
V.3.4.3 - Resultados. 5.24
V.3.4.4 - Análise de resultados 5.28

V.3.5 - Verificação Experimental do Modelo Analítico. 5.29

V.4 - MODELO DE ELEMENTOS FINITOS 5.36

V.4.1 - Introdução. 5.36
V.4.2 - Modelo Físico 5.36

V.4.2.1 - Efeito da diminuição do diâmetro 5.36
V.4.2.2 - Extensão do modelo. 5.40
V.4.2.3 - Carregamento e condições de contorno. 5.42
V.4.2.4 - Tipo de elementos e malha . . 5.44
V.4.2.5 - Resolução do modelo 5.44

V.4.3 - Aplicação do Modelo de Elementos Finitos ao Sub.B. 5.49

V.4.3.1 - Apresentação do problema. . . 5.49
V.4.3.2 - Particularidades desta aplicação 5.50
V.4.3.3 - Resultados. 5.52
V.4.3.4 - Análise de resultados 5.60

V.4.4 - Aplicação do Modelo de Elementos Finitos ao Sub.C. 5.62

V.4.4.1 - Apresentação do problema. . . 5.62
V.4.4.2 - Particularidades desta aplicação 5.65
V.4.4.3 - Resultados da estrutura original 5.67
V.4.4.4 - Análise de resultados da estrutura original. 5.71
V.4.4.5 - Critério para avaliação das regiões estruturais a serem / modificadas 5.72
V.4.4.6 - Reforços estruturais propostos 5.74
V.4.4.7 - Resultados da estrutura reforçada. 5.77
V.4.4.8 - Análise de resultados da estrutura reforçada 5.80

V.5 - COMENTÁRIOS SOBRE OS MODELOS DESENVOLVIDOS. . . 5.83

CAPÍTULO VI - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

VI.1 - COMENTÁRIOS FINAIS. 6.1
VI.2 - CONCLUSÕES PRINCIPAIS 6.5
VI.3 - SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS. 6.6

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

NOMENCLATURA

A	área da caverna
b	comprimento da porção da caverna em contato com o casco resistente. Para perfis T é igual à espessura da alma. Para perfis H é igual à largura do flange
b_c	largura da chapa colaborante à compressão da caverna
b_f	largura da chapa colaborante à flexão da caverna
B_o	valor da falta de circularidade máxima
c	distância do ponto mais afastado do flange livre das cavernas à linha neutra à flexão do perfil formado pela caverna e a chapa colaborante
c'	idem a c, para um ponto do casco resistente
D	$= \dfrac{E\,t^3}{12(1-\nu^2)}$ Rigidez à flexão
E	módulo de elasticidade do material
H_{col}	"profundidade de colapso" do submersível
H_{op}	profundidade máxima de operação do submersível
I	momento de inércia de um perfil
L	vão livre do casco resistente, sem cavernas
L_c	distância entre cavernas
L_a	distância entre anteparas estruturais de um compartimento do submersível
m	número de semi-ondas longitudinais do casco resistente, entre secções perfeitamente circulares, relativas a uma falta de circularidade ou modo de flambagem
MB	Marinha do Brasil
n	número de ondas circunferenciais de uma secção transversal, relativas a uma falta de circularidade ou modo de flambagem

p	pressão externa
p_{col}	pressão à profundidade H_{col}
p_{op}	pressão à profundidade H_{op}
p_{cr}	pressão de flambagem elástica
$p_{cr_{m,n}}$	pressão de flambagem elástica correspondente a m semi ondas longitudinais e n ondas circunferenciais
R	raio da superfície média do casco resistente
R_c	raio da linha neutra à flexão do perfil formado pela caverna e a chapa colaborante
RN	Marinha da Inglaterra
t	espessura do casco resistente
USN	Marinha dos Estados Unidos
w	Deslocamento radial de um ponto da estrutura
w_θ	derivada primeira de w em relação a θ
$w_{\theta\theta}$	derivada segunda de w em relação a θ
x	coordenada longitudinal
θ	coordenada angular circunferencial. Exceto nas equações de Von Sanden e Gunther, nas quais possui um significado distinto
ν	coeficiente de Poisson
σ	tensão normal
σ_c	tensão normal de compressão nas cavernas, constante, advinda das equações de Von Sanden e Gunther
σ_f	tensão normal de flexão nas cavernas devido à falta de circularidade do casco resistente
σ_t	tensão normal total nas cavernas
σ_θ	tensão normal circunferencial, no casco resistente
σ_r	tensão normal radial
σ_x	tensão normal longitudinal, no casco resistente

σ_{t_θ} tensão normal circunferencial total, no casco resistente

σ_{t_x} tensão normal longitudinal total, no casco resistente

σ_{M_θ} tensão normal circunferencial de membrana, no casco resistente

σ_{F_θ} tensão normal circunferencial de flexão, no casco resistente

σ_{M_x} tensão normal longitudinal de membrana, no casco resistente

σ_{F_x} tensão normal longitudinal de flexão, no casco resistente

σ_{f_c} tensão normal circunferencial, no casco resistente, devido à falta de circularidade global

σ_{θ_f} tensão normal circunferencial de flexão, no casco resistente, devido à falta de circularidade entre cavernas

σ_y tensão de escoamento do material

σ_{eq} tensão equivalente segundo o critério da Máxima Energia de Distorção ($\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2+\sigma_2^2-\sigma_1\sigma_2}$, para estado duplo de tensão)

LISTA DE FIGURAS

FIGURA PÁGINA

2.1 Estrutura típica de um submarino. 2.2
2.2 Distribuição de pressões nos cascos 2.2
2.3 Falhas do casco resistente entre cavernas 2.6
2.4 Flambagem do casco resistente entre anteparas . . 2.6
2.5 Flambagem das cavernas. 2.7
2.6 Escoamento de pontos do flange livre das cavernas (tensão total = $\sigma_c + \sigma_f$). 2.7
2.7 Esforços de compatibilidade na intersecção. . . . 2.9
2.8 Espaçamento típico entre cavernas 2.9
2.9 Carregamento sobre o cilindro 2.11
2.10 Componente radial de N_x devido a sua inclinação pela flexão do casco. 2.11
2.11 Secção da caverna 2.11
2.12 Distribuição de tensões no casco resistente . . . 2.14
2.13 P_{cr} de flambagem elástica do casco entre cavernas, como função de n. 2.14
2.14 Curvas de projeto para cálculo de instabilidade do casco resistente entre cavernas. 2.21
2.15 Parâmetros da equação simplificada para cálculo da pressão de instabilidade para fora do plano da caverna ("tripping") - Equação (2.16). 2.25
2.16 Formas adotadas para a flambagem elástica global. 2.25
2.17 Condições de vínculo dos compartimentos, à flambagem elástica. 2.28
2.18 Convenção de deslocamento u, w e v da forma flambada. 2.28
2.19 Estrutura cuja flambagem elástica foi calculada por Kendrick. 2.30
2.20 Falta de circularidade do casco resistente. . . . 2.30
2.21 Geometria da caverna. 2.30

FIGURA PÁGINA

2.22 Deformação do eixo do submarino. 2.39
2.23 Falta de circularidade do casco entre cavernas . . 2.39
2.24 Imperfeições da alma das cavernas. 2.39
3.1 Estrutura analisada pelo programa AQUILES. 3.2
3.2 Forma qualitativa da curva de pressão de colapso para calotas (ref. 21). 3.2
3.3 Região cônica.. . . . . 3.6
3.4 Elemento de transição cone-cilindro. 3.6
3.5 Intersecção com antepara. 3.10
3.6 Abertura de escotilha. 3.10
3.7 Reforços na abertura do casco resistente 3.10
4.1 Hierarquização das falhas estruturais 4.3
4.2 Esquema do procedimento de escolha do espaçamento e escantilhão das cavernas. 4.5
4.3 Fluxograma do procedimento geral para cálculo da estrutura do casco resistente cilíndrico e cavernas. 4.6
5.1 Anel rígido para medição da falta de circularidade 5.3
5.2 Máxima falta de circularidade ($e^+ = e^-$). 5.3
5.3 Régua para medição da falta de circularidade . . . 5.5
5.4 Deformação dos raios do casco, sem perda de circularidade das secções 5.5
5.5 Efeito de N_x sobre a imperfeição inicial do casco. 5.8
5.6 Falta de circularidade entre cavernas. Falta de circularidade nula nas cavernas. 5.8
5.7 Artifício para incluir falta de circularidade da antepara. 5.13
5.8 Cômputo das amplitudes $B_{o_{mn}}$ e $D_{o_{mn}}$ 5.16
5.9 Cavernas do Sub.A 5.16
5.10 Numeração de caverna no maior compartimentos (531,1") do Sub.A. 5.18
5.11 Arranjo típico das cavernas de secção variável (H).5.18
5.12 Falta de circularidade da caverna 10 (em escala aumentada para melhor visualização) 5.20
5.13 Enfoque A-1 da análise estrutural 5.20

FIGURA PÁGINA

5.14 Distribuição de tensões no flange livre da caverna nº 12. Falta de circularidade real (A-2) 5.26
5.15 Tensões no flange da caverna 4, para uma profundidade de 230 pés. 5.31
5.16 Tensões no flange da caverna 5, para uma profundidade de 230 pés. 5.32
5.17 Tensões na face externa do casco resistente, ao pé da caverna 4 e no meio vão, para uma profundidade de 230 pés. 5.35
5.18 Arranjo estrutural de compartimento, na região de popa do Sub.B. 5.37
5.19 Intersecção cilindro-cone. 5.39
5.20 Planos de simetria da caverna C. 5.39
5.21 Carregamento e tipos de elementos. 5.43
5.22 Malha da alma da caverna, com numeração dos elementos finitos. 5.45
5.23 Malha dos cascos 5.46
5.24 Comparação qualitativa entre os resultados não-linear e linear, para as tensões de flexão 5.48
5.25 Falta de circularidade da caverna 4 do Sub.B . . . 5.48
5.26 Tensões equivalentes na caverna. 5.53
5.27 Tensões normais na caverna, na circunferência de contato com o flange livre ou casco não resistente 5.54
5.28 Tensões normais circunferenciais, na geratriz / $\theta = 95,6^{o}$ do casco não resistente. 5.56
5.29 Tensões normais circunferenciais de membrana, na geratriz $\theta = 43,1^{o}$ do casco resistente 5.56
5.30 Tensão normal de flexão longitudinal, no casco resistente, ao longo da geratriz $\theta = 0^{o}$. 5.58
5.31 Arranjo estrutural das cavernas do Sub.C, na região de popa. 5.58
5.32 Falta de circularidade da caverna 3 do Sub.C. . . 5.63
5.33 Giro da falta de circularidade $w_o = 2,2''.\cos 4\theta$ . . 5.66
5.34 Relação entre faltas de circularidade 5.66

FIGURA PÁGINA

5.35 Tensões equivalentes na caverna. 5.69
5.36 Tensões normais circunferenciais máximas no casco não resistente. 5.70
5.37 Tensão x profundidade, em um ponto qualquer da estrutura. 5.70
5.38 Tensões longitudinais no casco resistente, ao pé da caverna, na estrutura original. 5.76
5.39 Reforço estrutural pela inclusão de semi-cavernas. 5.78
5.40 Tensões equivalentes na estrutura reforçada, para falta de circularidade real 5.79
5.41 Tensões normais circunferenciais, no casco não resistente ao pé da caverna. Estrutura modificada - caso C3. . . . . 5.79
5.42 Reforços estruturais a serem executados 5.82

LISTA DE TABELAS

TABELA		PÁGINA
2.1	Pressões de flambagem elástica usando os termos A_1 B_1, C_1, B_2 e C_2 para a forma flambada (psi). . ..	2.31
2.2	Pressão de flambagem elástica usando somente os termos A_1, B_1 e C_1 para a forma flambada (psi). .	2.31
2.3	Relação entre o deslocamento do casco, entre cavernas, e o deslocamento das cavernas (C_2/C_1). . .	2.31
2.4	Pressões críticas mínimas de flambagem elástica global (psi).	2.32
2.5	Pressões de flambagem elástica global usando a equação de Bryant (psi).	2.33
3.1	Resultados dos programas PEGASUS e AQUILES. . . .	3.3
5.1	Dados físicos e geométricos do Sub.A.	5.19
5.2	Máximas faltas de circularidade	5.19
5.3	Decomposição em série de Fourier simples da falta de circularidade da caverna 10, até n = 10. . . .	5.21
5.4	Resultados do projeto estrutural do Sub.A	5.22
5.5	Resultados dos modelos A.1 e A.2 do compartimento do Sub.A.	5.25
5.6	Fatores de contribuição de alguns termos m,n no valor final das tensões, para o caso A.2 (pol). .	5.27
5.7	Pressão de flambagem global (Bryant) para o compartimento da figura 5.18, supondo cavernas de secção constante equivalentes à região da coroa .	5.41
5.8	Condições de contorno do modelo (figura 5.21) . .	5.42
5.9	Máximas faltas de circularidade (t/2=.438") . . .	5.49
5.10	Decomposição em série simples de Fourier da falta de circularidade da caverna 4, até n = 10. . . .	5.50
5.11	Tensões normais máximas no casco resistente (psi). Pressão = 273 psi.	5.59
5.12	Máximas faltas de circularidade (t/2=.438"). . ..	5.62

TABELA PÁGINA

5.13 Decomposição em série simples de Fourier da falta de circularidade da caverna 3, até n = 10. . . . . 5.64

5.14 Máximas tensões longitudinais, no pé da caverna, no casco resistente (psi). 5.71

5.15 Tensões admissíveis, sob falta de circularidade real, para a estrutura a ser modificada, para H_o = 614 pés (psi). 5.74

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

I.1 EXPLANAÇÕES INICIAIS

A estrutura de um submersível possui características próprias, que muito a distinguem, tanto da estrutura tipicamente naval, como dos vasos de pressão convencionais. São veículos que devem trabalhar a grandes profundidades, submetidos a altas pressões externas e tendo a necessidade de apresentarem um peso relativamente baixo. Deste modo, sua estrutura é constituida de uma casca fina, e por conseguinte, fenômenos como a flambagem elástica ou plástica e as imperfeições geométricas em sua forma estrutural passam a ter grande significado.

Historicamente, como a maioria dos submersíveis são de utilização militar, os critérios de projeto e análise estrutural tem permanecido de conhecimento restrito às marinhas de guerra e seus respectivos centros de pesquisa, nos países tecnologicamente mais avançados. A maioria das informações nesse campo são confidenciais. Quando liberadas, isto é feito, ou porque novos avanços foram conseguidos, tornando essas informações ultrapassadas, ou de forma insuficiente para que, usadas por outras instituições, estas venham a desenvolver seus próprios projetos e análises.

Os submarinos que operam neste país são de projeto e fabricação estrangeiros. Alguns foram adquiridos imediatamente após sua fabricação, outros já com alguns anos de uso em outras nações. De qualquer forma, não houve nessas aquisições, transferência de conhecimento ou informações, e não foram dadas condições para que se pudesse avançar nesta área de conhecimento.

No final de 1977, tornou-se público, que a Marinha do Brasil (MB) contemplava a possibilidade de vir a construir submarinos no país, em continuação ao esforço de nacionalizar seu material flutuante. Nesta época, então, deu-se início, no Depar

tamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (DEN-EPUSP) e Escritório Técnico de Construção Naval em São Paulo (ETCN-SP), ao projeto de pesquisa sob o título "Pesquisa Teórica e Experimental sobre Especificação, Construção, Reparação e Instrumentação de Estruturas de Submersíveis". Sua principal finalidade era a de contribuir para que, agora sim, a "transferência de tecnologia", na ciência de submarinos, pudesse vir a ocorrer de uma forma ativa, não se limitando à simples compilação de informações. Desejava-se que fosse feito um questionamento global do projeto e um completo entendimento dos recursos de análise, modelos de cálculo e critérios de projeto. Por outro lado, forneceria meios para que se aproveitasse a fase de reparos dos submarinos, a fim de fazer uma avaliação estrutural. Seriam definidas, quando fosse o caso, modificações a serem executadas na estrutura e suas novas condições de operação. Um passo à frente e levaria à capacidade de modificar projetos de submarinos adquiridos, adaptando-os às reais necessidades do país e mesmo efetuar projetos inteiramente novos.

O presente trabalho originou-se desse projeto de pesquisa e engloba uma grande parte de seus desenvolvimentos.

I.2 OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS DO TRABALHO

O trabalho tem como principais objetivos:

- Relatar e analisar os recursos de análise estrutural disponíveis para projeto. Este levantamento advém de um amplo estudo de trabalhos publicados em congressos e conferências, ou a nível interno, das instituições que se dedicam a este ramo. Sempre que não se consegue um conhecimento considerado satisfatório, em uma determinada área, tem-se partido para o desenvolvimento próprio.

- Explicitar um critério de projeto estrutural, dado que esta informação não foi obtida nas fontes pesquisadas, de uma forma clara.

- Desenvolver e implantar modelos e critérios de análise estrutural de submersíveis já construidos, estejam ou não em operação. Para a análise após fabricação, ao contrário da fase de projeto, quase nada foi conseguido na bibliografia disponível. É evidente, que estando a estrutura fisicamente disponível, pode-se tirar proveito deste fato, obtendo-se informações que a nível de projeto necessitavam ser admitidas.

- Servir como fonte de consultas a nível de ensino ou profissional e abordar questões que levem a futuras pesquisas, mais específicas.

O trabalho é amplamente justificado pelo atual estado da arte, a nível nacional, no campo de projeto e análise da estrutura de submersíveis. A verdade é que, antes do início desta pesquisa, muito pouco se conhecia, sendo insuficiente para dar sustento e segurança à realização de trabalhos nesta área. Não existe uma fonte de referência que aborde todas as etapas de um critério de projeto: apresentação clara do problema, modelos físicos e matemáticos aplicáveis, com seu campo de validade; análise de resultados e tensões admissíveis. Os trabalhos publicados que se conhecem abordam, quase sempre de forma restrita, um dos aspectos do problema, sem interrelacioná-los. A tentativa de obtenção de maior conhecimento através de entidades estrangeiras tem tido, como norma, resultados insatisfatórios.

Em decorrência do Plano de Reaparelhamento de Meios Flutuantes (PRM) da Marinha do Brasil (MB), tornou-se imprescindível o desenvolvimento de procedimentos que, consubstanciados nos conhecimentos já adquiridos, pudessem ser aplicados na solução de problemas que envolvessem o projeto ou análise estrutural de submarinos. A par disto, criar-se-ia um respaldo tecnológico para uma eficaz e criativa transferência de conhecimento sobre o assunto, em contato com fontes estrangeiras que venham a prover serviços especializados à MB.

Os principais utilizadores no âmbito da Marinha serão a diretoria-Geral do Material da Marinha (DGMM), através da Di-

retoria de Engenharia Naval (DEN), à ESQUADRA, pela Força de Submarinos e o ETCN-SP. Fora do âmbito militar, o material apresentado pode ser de interesse para empresas que prestam serviços submarinos em instalações de prospecção de petróleo no mar, projeto de mini-submarinos de apoio e pesquisa geológicas e cursos de graduação e pós-graduação em estruturas de submersíveis.

I.4 CONDUÇÃO DO TRABALHO

De acordo com a apresentação dos objetivos deste trabalho, ele possui um enfoque geral no campo de projeto e análise estrutural de submersíveis. No entanto, alguns aspectos específicos foram também abordados, quando a falta de informações exigia um maior desenvolvimento próprio.

No capítulo II é mostrado o que se convencionou chamar de estrutura típica de um submersível e os principais tipos de falhas estruturais a que ela estará sujeita. Isto visa motivar o estudo dos recursos de análise estrutural disponíveis, que vem em seguida. Nele é apresentado e analisado o que se dispõe de conhecimento, para ser utilizado em projeto. São estudados os modelos físicos e matemáticos para análise elástica de um cilindro reforçado, instabilidade local e global do casco resistente e cavernas e efeitos das imperfeições geométricas de forma da estrutura. Quando existe mais de uma fonte para um mesmo assunto, é adotada a mais confiável, segundo um critério que engloba o autor, clareza da exposição, aceitabilidade no meio técnico ao longo do tempo e a própria análise do trabalho. Como poderá ser notado pelas referências bibliográficas, este capítulo baseia-se nas escolas Americana, Inglesa e Alemã.

No capítulo III é feita uma análise das descontinuidades estruturais: calotas de proa e popa, regiões cônicas, anteparas ou cavernas gigantes, bastilhas e conveses e aberturas no casco resistente. Este capítulo baseia-se nas conclusões tiradas a partir de desenvolvimentos próprios, já que a bibliografia disponível não fornece as informações suficientes para projeto e análise. Nisto se inclui o programa de computador AQUILES, que é desenvolvido para este tipo de análise.

No capítulo IV é sugerido um critério para projeto estrutural de submersível. Este advém da reunião de uma série de informações dispersas, que foram sendo coletadas ao longo do tempo. Sobre elas foram adicionados alguns tópicos pessoais, advindos das pesquisas realizadas na área. Sobre os critérios de projeto utilizados pelas Marinhas dos países tecnologicamente / mais avançados, não se possuem informações claras eseguras. Entretanto, alguns itens puderam ser levantados e usados neste trabalho.

No capítulo V são desenvolvidos modelos e critérios / para análise estrutural, focalizando um assunto que tem a maior falta de informações nas fontes pesquisadas: como analisar um submersível já construído e, portanto, em disponibilidade para levantamento de suas reais imperfeições estruturais. Inicialmente é mostrado, de modo geral, como é executada a inspeção estrutural. A seguir é desenvolvido um modelo matemático analítico, para análise dos efeitos da falta de circularidade do casco resistente, quando esta já é conhecida em sua forma real. Este modelo é colocado na forma do programa de computador NETUNO. Ele é aplicado a uma estrutura típica de submersível, definindo-se critérios para análise de resultados. A seguir é feita uma verificação experimental do modelo analítico, através da apresentação dos resultados de ensaio com extensômetros elétricos, da estrutura do submersível. No mesmo capítulo é desenvolvido um modelo de elementos finitos a ser utilizado onde a geometria da estrutura faça com que o modelo analítico não se aplique. Ele é utilizado em dois exemplos de submersíveis, que se supõe possuam uma grande falta de circularidade na região da popa. São definidos critérios para análise de resultados, principalmente na avaliação de regiões estruturais a serem modificadas, visando um aumento da profundidade máxima de operação. O modelo de elementos finitos pode ainda ser usado nas fases de projeto do submersível.

No capítulo VI são feitos os comentários finais sobre o trabalho, resaltando-se seus aspectos principais e os tópi-

cos que necessitariam um maior aprofundamento, para obtenção de maior confiabilidade nos resultados. Finalizando, são apresentadas as principais conclusões e sugestões para futuros trabalhos, mais específicos.

CAPÍTULO II

ESTRUTURA DO SUBMERSÍVEL E RECURSOS DE ANÁLISE

II.1 ESTRUTURA TÍPICA DE UM SUBMERSÍVEL

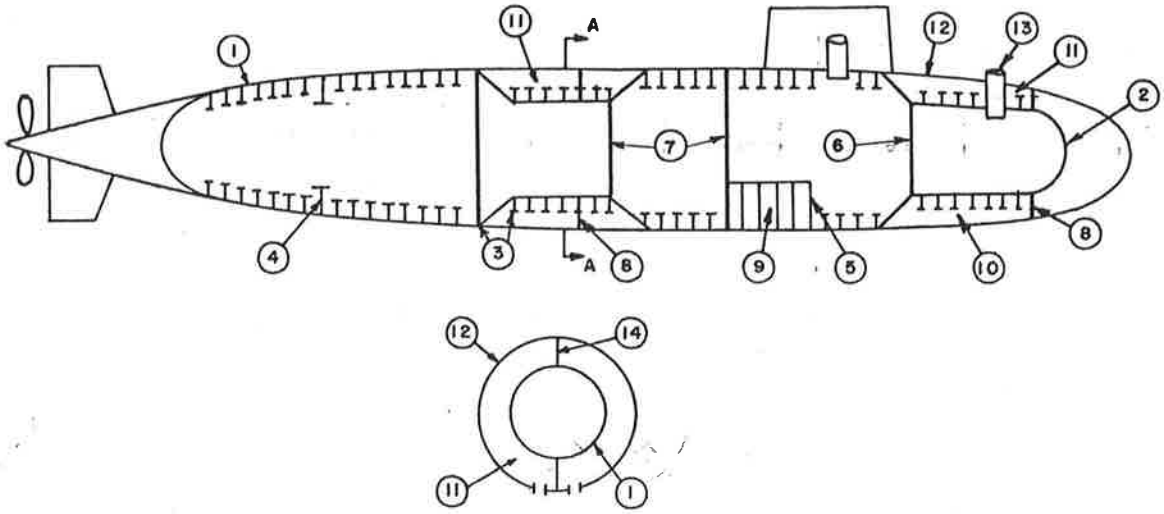
A estrutura típica de um submersível é constituída de um casco resistente, cilíndrico, reforçado interna ou externamente por cavernas, e completada através das anteparas, troncos cônicos e calotas de proa e popa, conforme a figura 2.1 |1|*. Deve, fundamentalmente, resistir à pressão hidrostática à qual estará submetida durante a operação em imersão.

O chapeamento pode constituir o casco resistente ou o casco não resistente. O casco resistente é projetado para resistir à pressão externa. No casco não resistente, a pressão externa d'água equilibra-se com a interna (lastro, ar ou óleo), conforme mostra a figura 2.2. A única função estrutural do casco não resistente aparece quando este está soldado às anteparas de tanque ou hastilhas, exercendo a função de flange da viga assim formada.

A espessura do casco resistente é função do diâmetro do cilindro, espaçamento de cavernas, profundidade máxima de operação e propriedades do material. Ele é ainda reforçado pelas cavernas simples e gigantes, hastilhas e anteparas.

Os perfis mais comuns utilizados em cavernas são do tipo T e I, seguidas com menos frequência pelo tipo bulbo. Podem ser internas ou externas ao casco resistente, e apresentam diferentes vantagens e desvantagens de um tipo para outro. As

(*) Os números entre barras correspondem às referências bibliográficas relacionadas no fim do trabalho.



1. CASCO RESISTENTE E CAVERNAS
2. CALOTA DE PROA
3. INTERSECÇÃO CONE-CILINDRO
4. ANEL GIGANTE
5. ANTEPARA ESTANQUE
6. ANTEPARA DE SEGURANÇA
7. ANTEPARA DE SUBDIVISÃO
8. HASTILHAS
9. TANQUE DE LASTRO INTERNO
10. TANQUE DE LASTRO EXTERNO
11. TANQUE DE LASTRO PRINCIPAL
12. CASCO NÃO RESISTENTE
13. ESCOTILHA
14. DIVISÃO DE TANQUE

FIGURA 2.1 - ESTRUTURA TÍPICA DE UM SUBMARINO

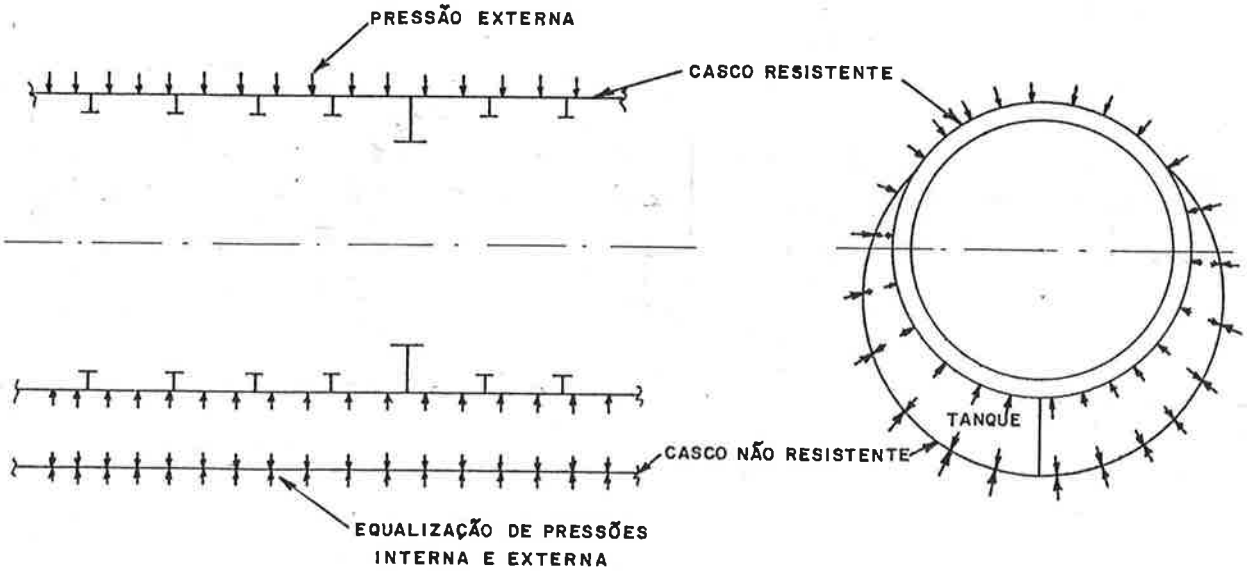


FIGURA 2.2 - DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÕES NOS CASCOS

cavernas externas têm a vantagem de possuirem maior resistência à flambagem lateral ("tripping"), maior reserva ao colapso, caso uma de suas secções atinja o escoamento, e provêm maior espaço interno, facilitando o seu reparo estrutural. Já as cavernas internas não são submetidas à ação direta da água do mar e contam com vantagens sobre o aspecto de corrosão. São necessariamente utilizadas nas regiões onde não existe o casco não resistente, de modo a não aumentar a resistência à propulsão. As vantagens estruturais das cavernas externas, já citadas, serão melhor compreendidas no decorrer deste trabalho (ver item II.3.3).

As anteparas possuem importância fundamental no que tange à resistência transversal da estrutura. Existem três tipos principais:

- Anteparas de Subdivisão: servem para limitar os vários compartimentos do submersível. Devem ter capacidade de resistir, sem ruptura, a um alagamento do compartimento, mesmo que apresentem escoamento em algumas de suas partes.
- Anteparas de Segurança: estão normalmente localizadas nas extremidades do submersível, separando os compartimentos de proa e popa, conhecidos como "compartimentos de escape de emergência". Seu critério de projeto especifica que, sob um alagamento, não devem apresentar pontos de escoamento.
- Anteparas Estanques: correspondem às divisões de tanques internos ou externos, neste caso também chamadas de hastilhas estanques. Estão sujeitas às pressões de operação do submersível e devem ser projetadas para suportá-las.

As hastilhas vazadas tem a mesma configuração das anteparas estanques, mas sem estarem sujeitas a um diferencial de pressão.

A distância entre anteparas é um fator fundamental na determinação da pressão máxima de operação do submersível, pois provê apoio transversal ao casco resistente.

O fechamento de proa e popa é feito por calotas hemisféricas, elípticas, torisférica, etc. normalmente sem reforços, por possuirem uma resistência própria já compatível com as condições máximas de operação.

No caso de necessidade de mudança de diâmetro do casco resistente, isto é feito através de troncos de cone, reforçados por cavernas.

O arranjo estrutural acima descrito é o mais comumente utilizado. No estágio atual de desenvolvimento, tudo leva a crer que outros tipos só venham a ser adotados em larga escala quando houver um maior avanço nas pesquisas sobre este assunto.

II.2 TIPOS DE FALHAS ESTRUTURAIS

Os principais tipos de falhas, com menor ou maior comprometimento estrutural, que devem ser alvo de análise pelo engenheiro, são apenas descritos a seguir. O cálculo do esforço que as ocasiona será apresentado em outros itens do trabalho.

II.2.1 Falhas do Casco Resistente

As falhas que ocorrem nesta porção estrutural são classificadas em função da extensão do submersível que abrangem:

- Falha do casco entre cavernas: esta falha pode ser por flambagem elástica, flambagem inelástica ou escoamento. Dependem 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, de forma análoga como ocorre em uma viga sob carga de compressão.

  A flambagem é caracterizada pela formação de ondulações ao longo da circunferência (figura 2.3.a) e o escoamento por uma ondulação longitudinal entre caver-

nas (figura 2.3.b), após a formação de rótulas plásticas ao pé das cavernas e meio do vão.

- Flambagem global: ocorre com a formação de ondulações circunferenciais e longitudinais entre anteparas, no casco, vindo a "carregar" também as cavernas (figura 2.4).

II.2.2 Falhas das Cavernas

Dois são os tipos de falhas apresentados por estes elementos estruturais:

- Flambagem: esta pode ocorrer de forma elástica ou inelástica no próprio plano da caverna (figura 2.5.a) ou fora de seu plano (figura 2.5.b). Em ambos os casos ocorre com a formação de lóbulos circunferenciais.
- Escoamento: se o casco fosse perfeitamento circular, esta falha seria alcançada quando a tensão normal uniforme de compressão, agente na secção da caverna e ao longo de toda a circunferência, atingisse a tensão de escoamento. Porém, esta falha seria antecedida pela falha do casco resistente através de uma de suas formas. Ocorre que, os processos de fabricação tendem a induzir distorções que afastam o casco resistente de sua forma perfeitamente circular. Nestas condições, à tensão de compressão constante, agente na caverna, vai-se superpor a flexão dessa caverna, sob a pressão externa, que faz com que se atinja o escoamento em pontos isolados de seu flange livre (figura 2.6). O aumento posterior da pressão levaria à formação de rótulas plásticas e ao colapso.

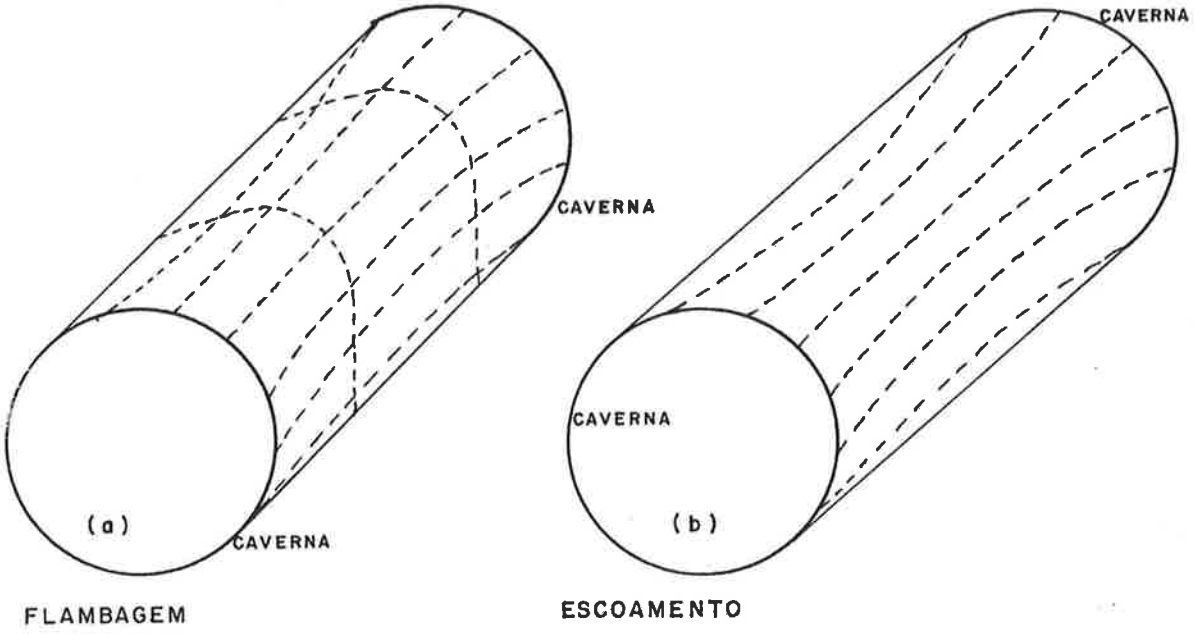


FIGURA 2.3 - FALHAS DO CASCO RESISTENTE ENTRE CAVERNAS

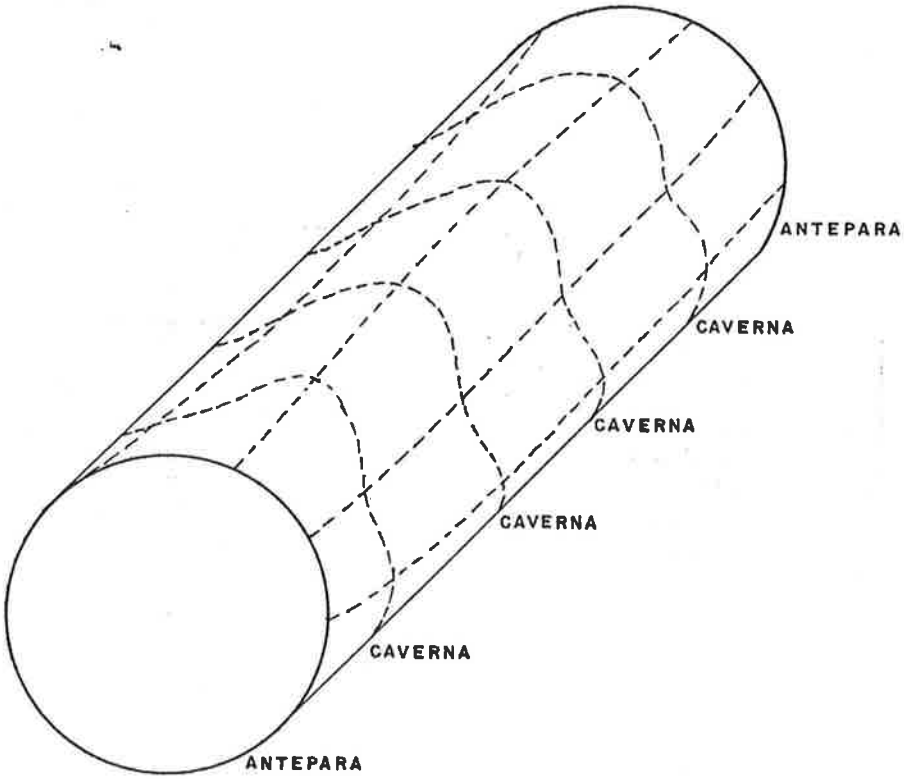


FIGURA 2.4 - FLAMBAGEM DO CASCO RESISTENTE ENTRE ANTEPARAS

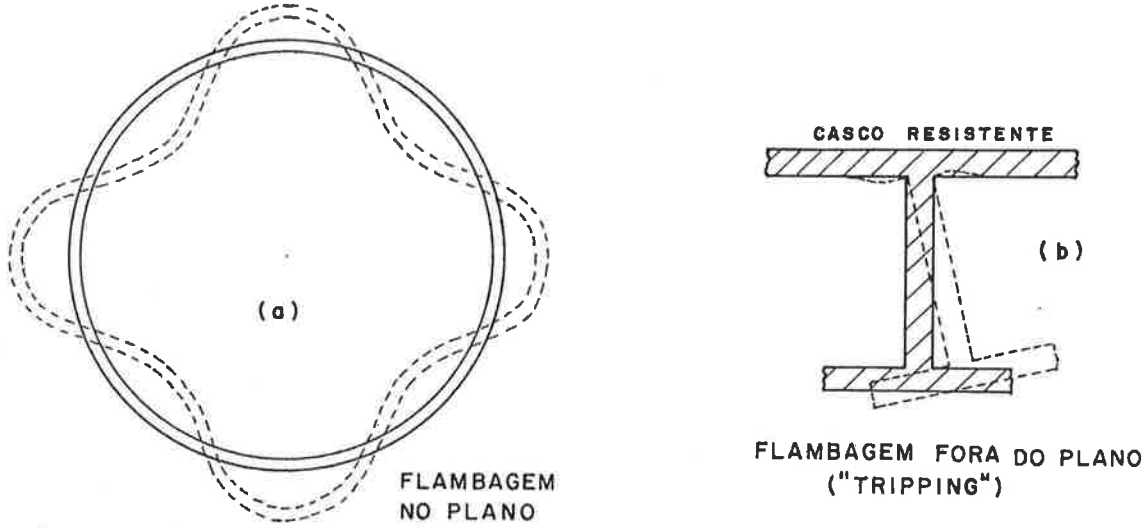


FIGURA 2.5 - FLAMBAGEM DAS CAVERNAS

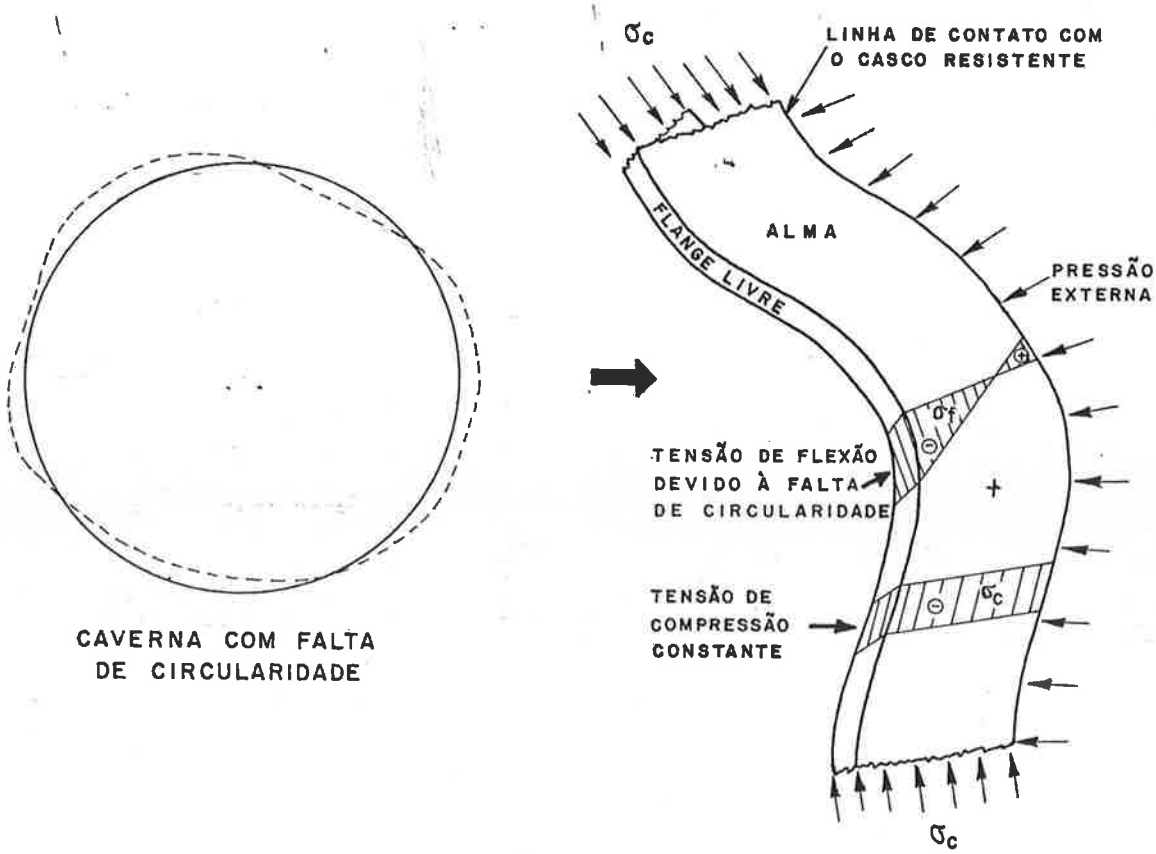


FIGURA 2.6 - ESCOAMENTO DE PONTOS DO FLANGE LIVRE DAS CAVERNAS (TENSÃO TOTAL = $\sigma_c + \sigma_f$)

II.2.3 Falhas nas Descontinuidades

Ocorre uma descontinuidade estrutural quando o arranjo uniforme do cilindro reforçado é, de alguma forma, alterado. Calotas, troncos cônicos, anteparas, hastilhas ou cavernas gigantes, aberturas no casco resistente são responsáveis por estes tipos de descontinuidades.

As respectivas falhas, que devem ser alvo de maior atenção, são:

- Nas calotas: para geometrias típicas, ocorre, preferencialmente, a flambagem elástica ou inelástica. O escoamento puro é mais raro.
- Na intersecção Cone-Cilindro: nessa intersecção aparecem altos esforços de compatibilidade que podem levar a tensões próximas ao escoamento, principalmente na intersecção com a face maior do tronco cônico (figura 2.7.a).
- Na intersecção Cilindro-Antepara: nessa intersecção, a presença da antepara, pela sua alta rigidez no próprio plano em relação às cavernas comuns, impõe um esforço cortante de compatibilidade que eleva as tensões no casco resistente nessa região (figura 2.7.b). O mesmo vale para intersecção do casco resistente com hastilhas e cavernas gigantes.
- Nas aberturas no Casco: as aberturas efetuadas no casco resistente implicam numa concentração de tensão, elevando o seu nível nessa região.

II.3 ESTUDO DOS RECURSOS DE ANÁLISE ESTRUTURAL DISPONÍVEIS

Neste item do trabalho é feita uma apresentação dos recursos disponíveis para efetuar a análise estrutural de um submersível, na sua região cilíndrica, levantados através da pesquisa bibliográfica efetuada.

Também é mostrado até que ponto são conhecidos os mo-

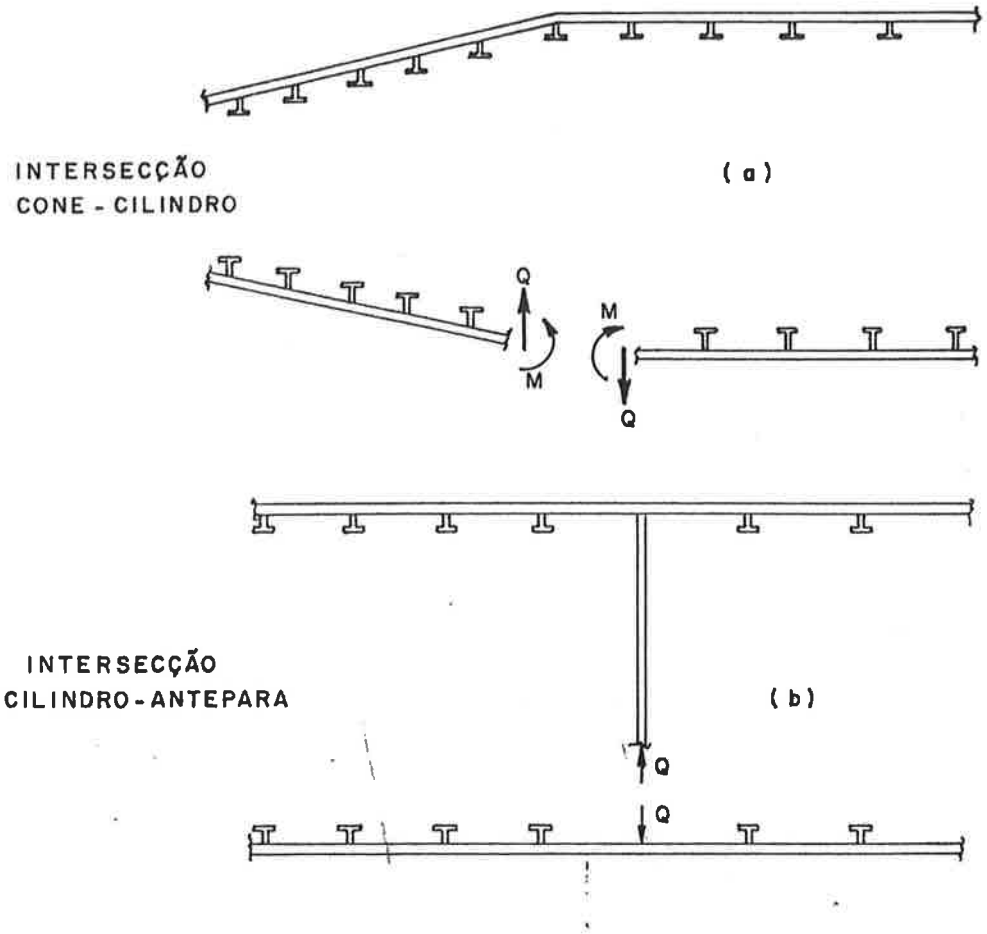


FIGURA 2.7 - ESFORÇOS DE COMPATIBILIDADE NA INTERSECÇÃO

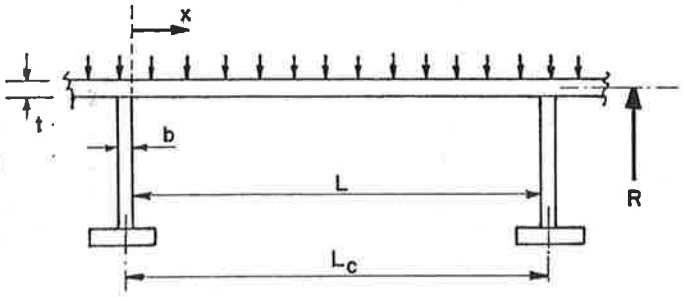


FIGURA 2.8 - ESPAÇAMENTO TÍPICO ENTRE CAVERNAS

delos físicos e matemáticos aplicados, as formulações e as curvas experimentais existentes, bem como o campo de aplicação de cada um.

Devido ao caráter, muitas vezes, confidencial das informações coletadas, necessitava-se de alta dose de atenção, poder de análise e reunião de informações dispersas, para a obtenção e apresentação de conclusões. Tanto é assim, que ao longo deste texto, muitas observações e deduções colocadas, provém de estudos e interpretações, pois não estavam explicitadas na fonte referida.

II.3.1 Análise Elástica de um Cilindro Reforçado

O estudo da região cilíndrica uniformente reforçada de um submarino (figura 2.8) foi realizado de forma completa por Von Sanden e Gunther |2|. Neste trabalho são encontradas as expressões para cômputo de tensões circunferenciais e longitudinais no casco resistente e tensões nas cavernas, para um cilindro uniformemente reforçado por cavernas.

A pressão externa e força axial são constantes no casco (figura 2.9). O valor axial advem da pressão agente sobre as calotas.

As principais hipóteses simplificadoras, que estão implícitas na teoria de Von Sanden e Gunther são:

- Cilindro perfeitamente circular. Não cômputa efeitos de imperfeições na forma.
- Material permanece elástico. A formulação não se aplica ao regime não linear.
- Admitem-se pequenas deflexões por flexão, ou seja, utiliza-se a Teoria de 1ª ordem.
- Despreza-se o efeito da carga axial na flexão do casco. O equilíbrio é encontrado na posição não deformada do casco, ignorando-se a componente radial que a força axial N_x possui, quando o casco está

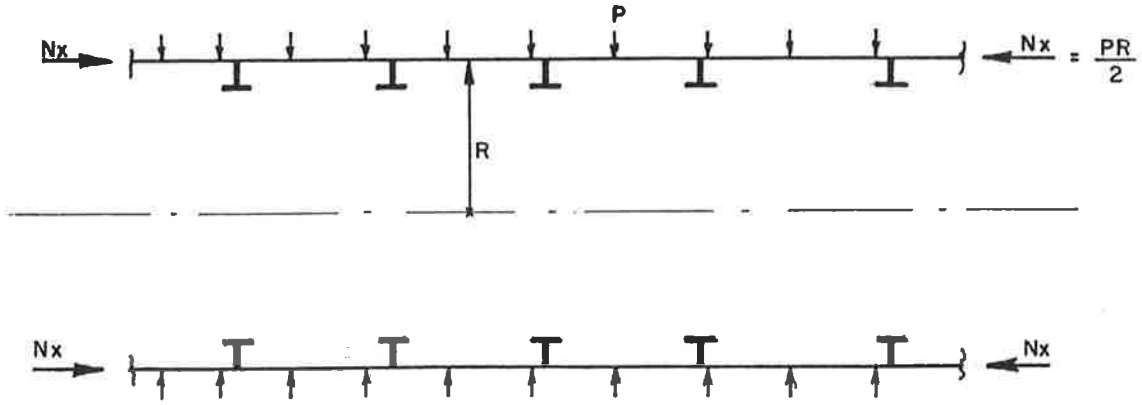


FIGURA 2.9 - CARREGAMENTO SOBRE O CILINDRO

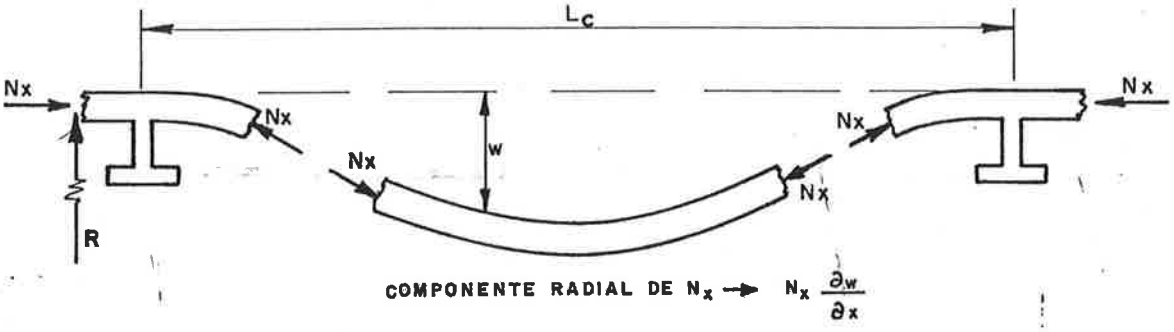


FIGURA 2.10- COMPONENTE RADIAL DE N_x DEVIDO À SUA INCLINAÇÃO PELA FLEXÃO DO CASCO

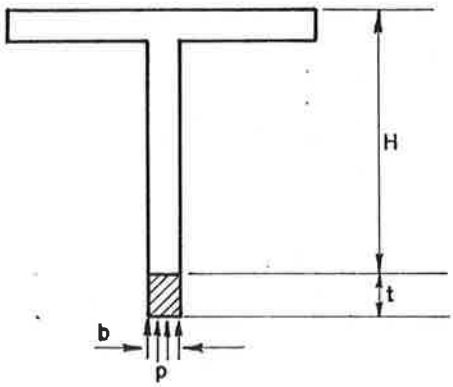


FIGURA 2.11 - SECÇÃO DA CAVERNA

deformado (figura 2.10). Este efeito é considerado por Pulos e Salerno |3| e leva a um decréscimo da ordem de 6% nas tensões nas cavernas e acréscimo de 10% nas tensões longitudinais do casco resistente, para geometrias usuais |4| de submersíveis. A diferença entre as duas teorias passa a ser mais pronunciada com a utilização de aços de alta resistência (HY-80, HY-130, etc.), pois a possível utilização de espessuras menores leva à ocorrência de maiores deflexões.

Von Sanden e Gunther apresentam a equação (II.1) abaixo para a deflexão do casco:

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{4\theta^4 w}{L^4} = \frac{p}{D}\left(1 - \frac{\nu}{2}\right) \qquad \text{(II.1)}$$

onde:

$$\theta^4 = \frac{3(1-\nu^2)}{R^2 t^2} \cdot L^4$$

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

$w \rightarrow$ deslocamento radial de um ponto do plano médio do casco resistente

$x \rightarrow$ ordenada longitudinal com origem no pé da alma da caverna (figura 2.8)

$p \rightarrow$ pressão externa

$\nu \rightarrow$ coeficiente de Poisson

$E \rightarrow$ módulo de Elasticidade

$R \rightarrow$ raio da superfície média do casco resistente

$t \rightarrow$ espessura do casco resistente

$L \rightarrow$ vão livre do casco (figura 2.8)

Na solução da equação (II.1) aplicam-se as seguintes condições de contorno (figura 2.8):

$$\frac{dw}{dx} = 0, \text{ em } x = 0 \text{ e } x = L$$

$$w_{casco} = w_{caverna}, \text{ em } x = 0 \text{ e } x = L$$

Na expressão de $w_{caverna}$ são adotadas as seguintes hipóteses simplificadoras:

a) A pressão externa diretamente agente sobre a caverna é suposta aplicada no raio de meia espessura do casco.

b) A tensão de compressão circunferencial σ_c na caverna é constante sobre toda a sua secção reta.

c) A tensão radial σ_r, bem como a longitudinal σ_x, na caverna, pode ser desprezada face ao valor de σ_θ.

As hipóteses a e b serão tanto mais precisas, quanto menor for a altura da alma da caverna em relação ao raio do casco. Quanto à hipótese c, ela não é válida na porção do casco associada à caverna (b.t, na figura 2.11). Encontrada a expressão de w(x), Von Sanden e Gunther determinam os valores das tensões circunferenciais (σ_θ) e longitudinais (σ_x) no casco, em qualquer posição (ver figura 2.12), bem como o valor da tensão de compressão (σ_c) constante na caverna. Os valores máximos e mínimos são dados pelas expressões (II.2.a-e), abaixo.

- Tensões no Casco, no meio do vão:

$$\sigma_\theta = \frac{-pR}{t}\left[1 + \Gamma(H_M \pm \nu\ H_E)\right] \qquad \text{(II.2.a)}$$

$$\sigma_x = \frac{-pR}{t}\left[1/2 \pm \Gamma\ H_E\right] \qquad \text{(II.2.b)}$$

- Tensões no Casco, no pé da caverna:

$$\sigma_\theta = \frac{-pR}{t}\left\{1 - \Gamma\left[1 \pm \nu\left(\frac{3}{1-\nu^2}\right)^{1/2} K\right]\right\} \qquad \text{(II.2.c)}$$

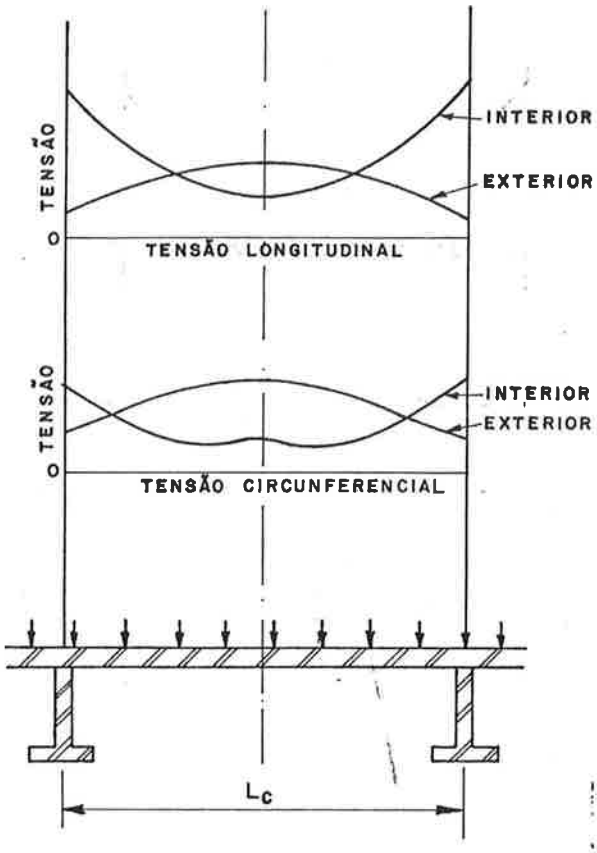


FIGURA 2.12 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NO CASCO RESISTENTE

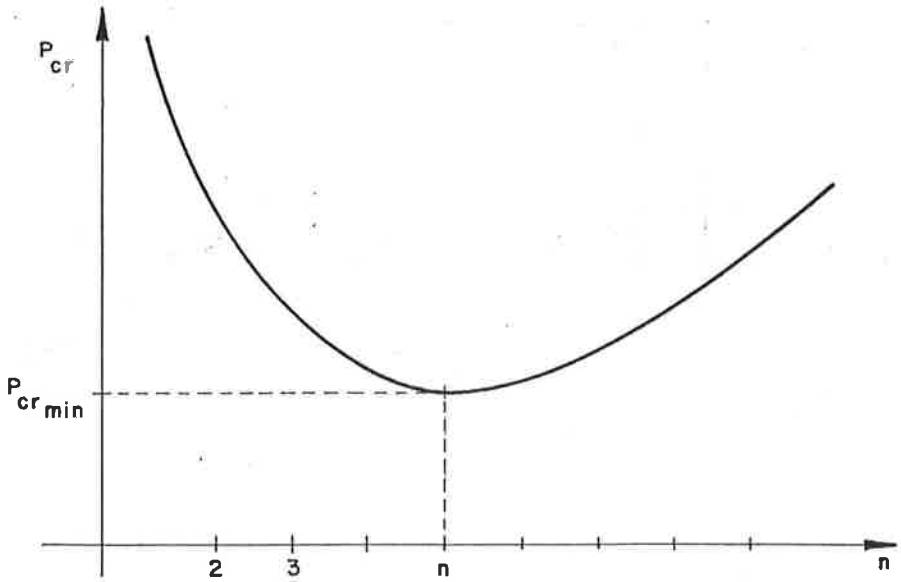


FIGURA 2.13 - P_{cr} DE FLAMBAGEM ELÁSTICA DO CASCO ENTRE CAVERNAS, COMO FUNÇÃO DE n.

$$\sigma_x = \frac{-pR}{t} \left| 1/2 \pm \Gamma \left(\frac{3}{1-\nu^2} \right)^{1/2} K \right| \qquad (II.2.d)$$

- Tensão de compressão na caverna:

$$\sigma_c = \frac{Q\ p\ R}{A+bt} \qquad (II.2.e)$$

onde:

± → sinal superior corresponde à face externa do cilindro. Sinal inferior, face interna.

$$\Gamma = \frac{(1-\frac{\nu}{2})-B}{1+\beta} = \frac{.85-B}{1+\beta} \quad \text{para } \nu = .3$$

$$B = \frac{bt}{A+bt}$$

A → área da caverna isolada

b → porção da caverna em contato com o casco resistente (figura 2.11)

$$\beta = \frac{2N}{A+bt} \left(\frac{1}{3(1-\nu^2)} \right)^{1/4} (Rt^3)^{1/2} = \frac{1,555N(Rt^3)^{1/2}}{A+bt} \quad \text{para } \nu=.3$$

$$N = \frac{\cosh\theta - \cos\theta}{\operatorname{senh}\theta + \operatorname{sen}\theta}$$

$$\theta = L \left[\frac{3(1-\nu^2)}{R^2t^2} \right]^{1/4} = \frac{1,285\ .\ L}{(Rt)^{1/2}} \quad \text{para } \nu = .3$$

$$H_M = -2\ \frac{\operatorname{senh}\theta/2 \cos\theta/2 + \cosh\theta/2 \operatorname{sen}\theta/2}{\operatorname{senh}\theta + \operatorname{sen}\theta}$$

$$H_E = -2 \left(\frac{3}{1-\nu^2} \right) \left[\frac{\operatorname{senh}\theta/2 \cos\theta/2 - \cosh\theta/2 \operatorname{sen}\theta/2}{\operatorname{senh}\theta + \operatorname{sen}\theta} \right]$$

$$H = H_M + \nu H_E$$

$$K = \frac{\text{senh}\ \theta - \text{sen}\ \theta}{\text{senh}\ \theta + \text{sen}\ \theta}$$

$$Q = b \left[\frac{1 + (1 - \frac{\nu}{2})\ \beta/B}{1+\beta} \right] = b \frac{\left[1+.85\ \beta/B\right]}{1+\beta} \quad \text{para } \nu=.3$$

Usando as equações (II.2) chega-se à conclusão que a máxima tensão no casco é longitudinal, ocorrendo na face interna, ao pé da caverna. O próximo valor de tensão é circunferencial, ocorrendo na face externa, no meio do vão. Resolvendo as equações (II.2) para a pressão que causaria escoamento nas correspondentes regiões, tem-se (para $\nu=.3$):

Equação 92:

$$p = \frac{\frac{\sigma_y t}{R}}{.5+1,815K\left(\frac{.85-B}{1+\beta}\right)}$$ (tensão igual ao escoamento, face interna, pé da caverna). (II.3)

Equação 92a:

$$p = \frac{\frac{\sigma_y t}{R}}{1+H\left(\frac{.85-B}{1+\beta}\right)}$$ (tensão igual ao escoamento, face externa, meio do vão) (II.4)

Os números de equações 92 e 92a correspondem ao trabalho original de Von Sanden e Ghunther. A equação 92, como norma, fornece uma pressão menor que a da equação 92a, esperando-se portanto que o escoamento no casco resistente ocorra primeiro no pé da caverna. No entanto, por se tratar de um estado triplo de tensão esta conclusão não pode ser tirada simplesmente / desta forma. Experiências realizadas mostraram, inclusive, que o escoamento ocorre primeiro no meio do vão, obtendo-se resultados de pressão próximos à equação 92a, enquanto que a equação 92 não apresentou bons resultados. Observe-se ainda que o numerador comum a 92 e 92a corresponde à pressão em que ocorreria escoamento caso o cilindro não fosse reforçado. Os denominadores podem ser maiores que a unidade, dependendo da geometria do sub

mersível, o que significa que a existência de cavernas pode antecipar ou retardar o início do escoamento. Ocorre que sem existência de cavernas isto já caracterizaria o colapso, enquanto que com elas ainda existe uma reserva. O colapso só ocorrerá com a formação de rótulas plásticas ao longo das circunferências correspondentes ao pé das cavernas adjacentes e ao meio vão.

As equações apresentadas servem para cálculo de tensões no casco e cavernas, dentro das hipóteses admitidas e antes da ocorrência de qualquer tipo de instabilidade. Estas tensões serão adicionadas àquelas advindas dos efeitos a serem estudados nos próximos itens.

II.3.2 Instabilidade do Casco Resistente, entre Cavernas

Como já foi visto, à falha do casco resistente, entre cavernas, pode ocorrer, dependendo do arranjo estrutural, de três formas distintas: flambagem elástica, flambagem inelástica ou escoamento.

O valor da pressão que causa flambagem elástica terá grande importância no estudo das imperfeições de forma e seus efeitos sobre o casco.

Entre os vários autores que se dedicaram ao cálculo desta pressão, a formulação geral de Von Mises |5| é a que tem apresentado maior proximidade com os resultados experimentais / |6|, valendo em toda a gama de geometrias e número de ondas circunferenciais de flambagem.

Sua expressão para a pressão crítica de flambagem elástica é:

$$p_{cr} = \left[\frac{1}{3} \left\{ \left[n^2 + \left(\frac{\pi R}{L} \right)^2 \right]^2 - 2\mu_1 n^2 + \mu_2 \right\} \frac{2E}{1-\nu^2} \left(\frac{t}{2R} \right)^3 + \frac{2E(t/2R)}{\left[n^2 \left(\frac{L}{\pi R} \right)^2 + 1 \right]^2} \right] \frac{1}{n^2 - 1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\pi R}{L} \right)^2} \qquad (II.5)$$

onde:

$$2\mu_1 = \left[1 + (1+\nu)\rho\right].\left[2+(1-\nu)\rho\right]$$

$$\mu_2 = (1-\rho\nu)\left[1+(1+2\nu)\rho-(1-\nu^2)(1+\frac{1+\nu}{1-\nu}\rho)\rho^2\right]$$

$$\rho = \frac{1}{n^2(\frac{L}{\pi R})^2+1}$$

p_{cr} → pressão que causa flambagem elástica com n ondas circunferenciais do casco resistente

O valor de p_{cr} como função de n, dado pela equação / (II.5), tem o aspecto da figura 2.13. A pressão crítica apresenta um mínimo ($p_{cr_{min}}$), cujo correspondente n, é, como norma, elevado (10, 11, ...,). Von Mises percebeu que os termos em μ_1 e μ_2 poderiam ser desprezados, incorrendo em uma diferença extremamente pequena para casos práticos, chegando à fórmula simplificada:

$$p_{cr} = \left\{ \frac{1}{3}\left[n^2+(\frac{\pi R}{L})^2\right]^2 \frac{2E}{1-\nu^2}(t/2R)^3 + \frac{2E\,(t/2R)}{\left[n^2(\frac{L}{\pi R})^2+1\right]^2} \right\} \frac{1}{n^2+\frac{1}{2}(\frac{\pi R}{L})^2} \qquad \text{(II.6)}$$

onde é feito $n^2-1 \cong n^2$.

Se for considerado ainda que $(\frac{t}{R})^3$ é normalmente pequeno, para valores pequenos de n (voltando portanto a usar o valor n^2-1) resulta:

$$p_{cr} = \frac{2E\,(t/2R)}{\left[n^2(\frac{L}{\pi R})^2+1\right]^2} \cdot \frac{1}{\left[n^2-1+\frac{1}{2}(\frac{\pi R}{L})^2\right]} \qquad \text{(II.7)}$$

A equação (II.7) será mais tarde utilizada quando do estudo dos efeitos da falta de circularidade sobre as tensões nas cavernas.

Analisando o trabalho de Von Mises |5| e Winderburg |6|, já citados, conclui-se que para valores pequenos de n pode-se usar (II.7). Para valores elevados utiliza-se (II.6) ou (II.5), esta ligeiramente mais trabalhosa.

Tomando-se a equação (II.6) e derivando p_{cr} em relação a n pode-se calcular o valor de n correspondente a $p_{cr_{min}}$, resultando |7|:

$$n = \{\alpha\left[\frac{\theta}{x}(1-\nu^2)\right]^{1/4} - \alpha^2\}^{1/2} \qquad \text{(II.8)}$$

onde:

$$\alpha = \frac{\pi R}{L}$$

$$x = \frac{1}{3}(t/2R)^2$$

$$\theta = 3 + 2\frac{\alpha^2}{n^2}$$

Na equação (II.8), n deve ser calculado por tentativas. Uma primeira estima, bem próxima ao valor correto, é dada por |7|:

$$n = \left[\alpha^2(K - 1)\right]^{1/2} \qquad \text{(II.9)}$$

onde:

$$K = \left[\frac{3(1-\nu^2)}{\alpha^4 x}\right]^{1/4}$$

Com o valor de n dado em (II.8), ou seus dois inteiros mais próximos, pode-se calcular o valor de $p_{cr_{min}}$ utilizando (II.6), ou mais precisamente (II.5). Procedendo-se desta forma, e substituindo o valor de n dado por (II.8) na equação (II.6) vem:

$$p_{cr_{min}} = \frac{\dfrac{\pi(1+\theta)E}{\left[3\theta(1-\nu^2)\right]^{3/4}}(t/2R)^{5/2}}{\dfrac{L}{2R} - \dfrac{\pi(t/2R)^{1/2}}{4\left[3\theta(1-\nu^2)\right]^{1/4}}}$$

Na maioria dos casos práticos α/n está ente 1/3 e 2/3. O valor de $p_{cr_{min}}$ é pouco influenciado pela variação de α/n nessa faixa. Tomando o valor médio $\alpha/n = 1/2$, isto é, $\theta=3,5$ e substituindo acima tem-se:

$$p_{cr_{min}} = \frac{\dfrac{4,5\pi}{(10,5)^{3/4}} \cdot \dfrac{E}{(1-\nu^2)^{3/4}}(t/2R)^{5/2}}{\dfrac{L}{2R} - \dfrac{\pi(t/2R)^{1/2}}{4\left[10,5(1-\nu^2)\right]^{1/4}}}$$

Usando o valor $\nu=.3$ chega-se a:

$$p_{cr_{min}} = \frac{2,6 \cdot E \cdot (t/2R)^{5/2}}{\dfrac{L}{2R} - 0,45\,(t/2R)^{1/2}} \qquad \text{(II.10)}$$

A expressão acima é conhecida como sendo do U.S.Experimental Model Basin. Esta pode ser colocada em gráfico, na forma da curva A da figura 2.14 onde:

$$\psi = \frac{p_{cr_{min}} \cdot R}{\sigma_y \cdot t} = \frac{1,3}{\lambda^2 - \varepsilon}$$

$$\lambda^2 = \frac{\sigma_y}{E} \cdot \frac{L}{2R} \cdot \left(\frac{2R}{t}\right)^{3/2} \qquad \text{(II.11)}$$

$$\varepsilon = \frac{0,45\,\sigma_y}{E}\,\frac{2R}{t}$$

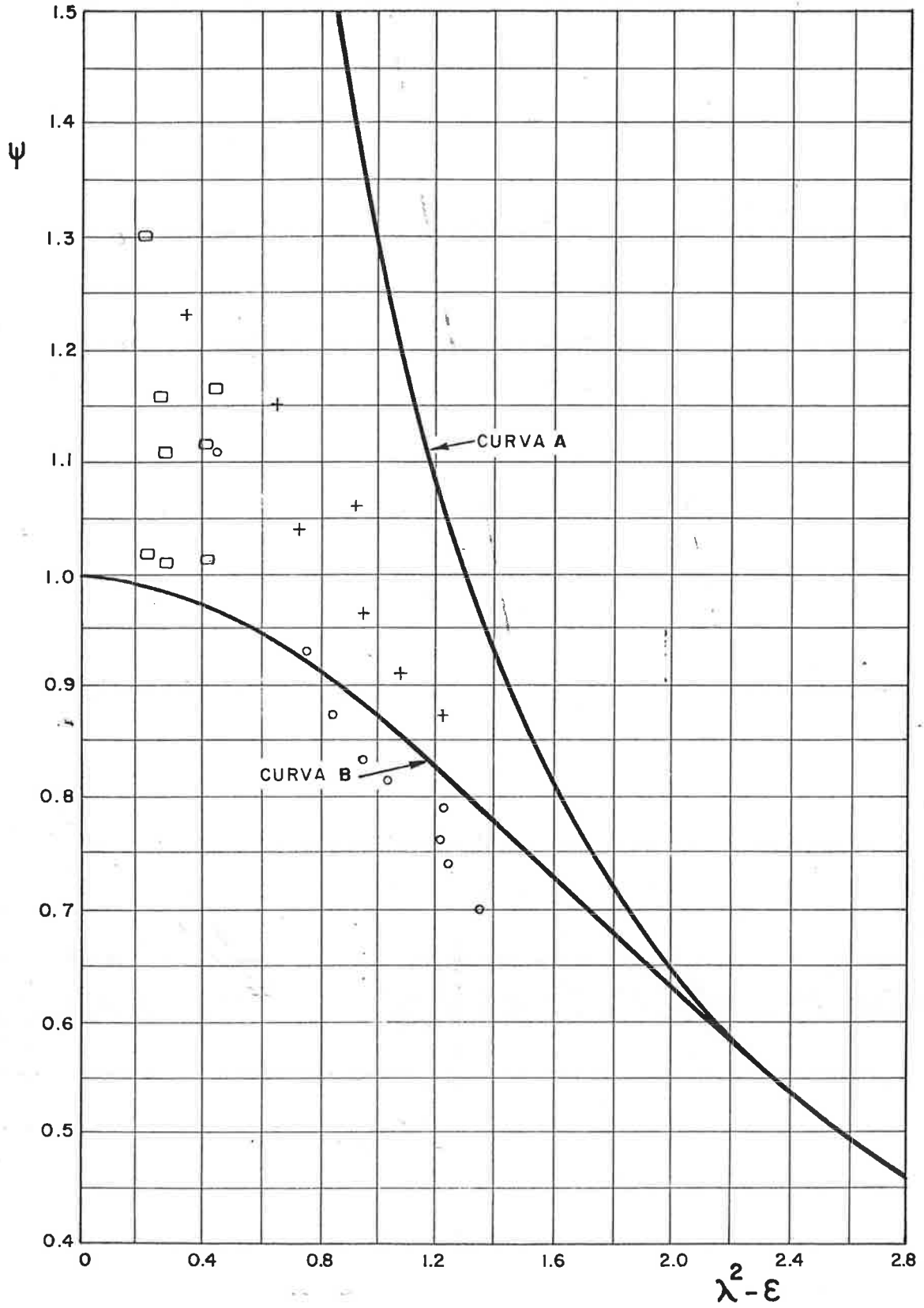


FIGURA 2.14 - CURVAS DE PROJETO PARA CÁLCULO DE INSTABILIDADE DO CASCO RESISTE ENTRE CAVERNAS.

onde:

σ_y → tensão de escoamento do material

Convém salientar que a formulação geral de Von Mises (equação II.5), da qual as outras são decorrentes, subentende / que os bordos são simplesmente apoiados. Ela é portanto conservadora, dada à rigidez própria à torção das cavernas limítrofes, que no entanto não é grande para casos práticos. Para fins de projeto, no entanto, esta hipótese é a utilizada.

A flambagem elástica só ocorrerá se até este instante não se deu o início do escoamento em nenhum ponto do chapeamento. Quanto mais rígido o chapeamento (maior a relação t/R ou R/L) será mais provável que a falha só ocorra com escoamento. Para tanto o USEMB realizou experimentos tendo chegado à curva B da figura 2.14. Nota-se que o valor teórico da flambagem elástica (curva A) só coincide com a curva B experimental para cascos esbeltos.

A curva B é representada pela equação:

$$\psi = \frac{1}{1+0,148(\lambda^2-\varepsilon)^2} \qquad \text{(II.12)}$$

Para projeto a equação (II.12) é a normalmente utilizada no cômputo da instabilidade do casco entre cavernas. A partir dos experimentos que originaram a curva B, decidiu-se dividir esta falha em três faixas distintas:

$\lambda>1,1$, diz-se que a instabilidade corresponde à flambagem elástica

$0,8<\lambda<1,1$, instabilidade corresponde à flambagem inelástica, onde já ocorreu o início do escoamento

$\lambda<0,8$, falha por escoamento puro, após formação de rótulas plásticas ao pé das cavernas e meio do vão.

II.3.3 Instabilidade das Cavernas

Neste capítulo é analisado somente o caso de flambagem elástica, já que o início do escoamento estará associado às imperfeições de forma que serão vistas mais tarde.

A flambagem elástica da caverna no plano de sua própria alma (figura 2.5.a) envolve não apenas o chapeamento de largura b junto ao contato com a alma (figura 2.11) mas uma parcela maior do casco, a ela associada, e que formará um de seus flanges durante esta falha. Tal tipo de instabilidade de cavernas desenvolveria instabilidade global de todo o cilindro encavernado, entre duas anteparas estruturais. A julgar por Kendrick |8| este tipo específico de falha não é considerado no projeto, incluindo-o na falha global da estrutura. Ainda assim, a formulação mais utilizada para análise desta falha corresponde à equação de Föppl:

$$p_{cr} = \frac{(n^2-1)EI}{R_c^3 \; L_c} \qquad \text{(II.13)}$$

onde:

- p_{cr} → pressão externa que causa flambagem elástica da caverna em seu próprio plano
- L_c → distância entre cavernas
- R_c → raio da linha neutra à flexão do perfil formado pela caverna e chapa colaborante
- I → momento de inércia à flexão do perfil formado pela caverna mais chapa colaborante
- n → número de ondas circunferenciais da flambagem

Para n = 2 tem-se:

$$p_{cr_{min}} = \frac{3\,EI}{R_c^3 \; L_c} \qquad \text{(II.14)}$$

Para chapa colaborante, correspondente ao casco resistente associado, é normalmente utilizada a largura igual ao espaçamento de cavernas (L_c). No entanto, quando o espaçamento é

relativamente grande, esta hipótese acarreta erros que passam a ser relevantes |9|.

Nestas condições recomenda-se |10| utilizar a largura de chapa colaborante dada por:

$$L_e = \frac{2L_c}{\beta} \left(\frac{\cosh \beta - \cos \beta}{\operatorname{senh} \beta + \operatorname{sen} \beta} \right)$$

$$\beta = \sqrt[4]{3(1-\nu^2)}\, L_c/\sqrt{Rt} \qquad \text{(II.15)}$$

A expressão acima é obtida de forma idêntica à do cômputo de largura de chapa colaborante de chapeamentos planos reforçados, usando a Teoria de Schade. Admite-se a distribuição de tensões circunferenciais no casco, antes da flambagem, dada pela teoria de Von Sanden e Gunther (figura 2.12). Através da integração dessas tensões no espaçamento L_c calcula-se a chapa colaborante.

A flambagem elástica da caverna para fora do seu plano (flambagem lateral) foi estudada por Kendrick |8|, Kennard |9| e Vaughan |10| que desenvolvem teorias para este caso, chegando a modelos matemáticos extremamente trabalhosos. Kendrick também apresenta uma formulação simplificada, que para efeitos práticos fornece bons resultados:

$$p_{cr_{min}} = \frac{EI_z}{QRr_1 z_1} \left(1 + \frac{bt}{A}\right) \qquad \text{(II.16)}$$

onde:

$p_{cr_{min}}$ → pressão externa que causa flambagem lateral da caverna

Q → advém da formulação de Von Sanden e Ghunther (equação II.2.e)

I_z → momento de inércia da caverna em relação ao eixo z-z (figura 2.15)

r_1, z_1 → dados na figura 2.15

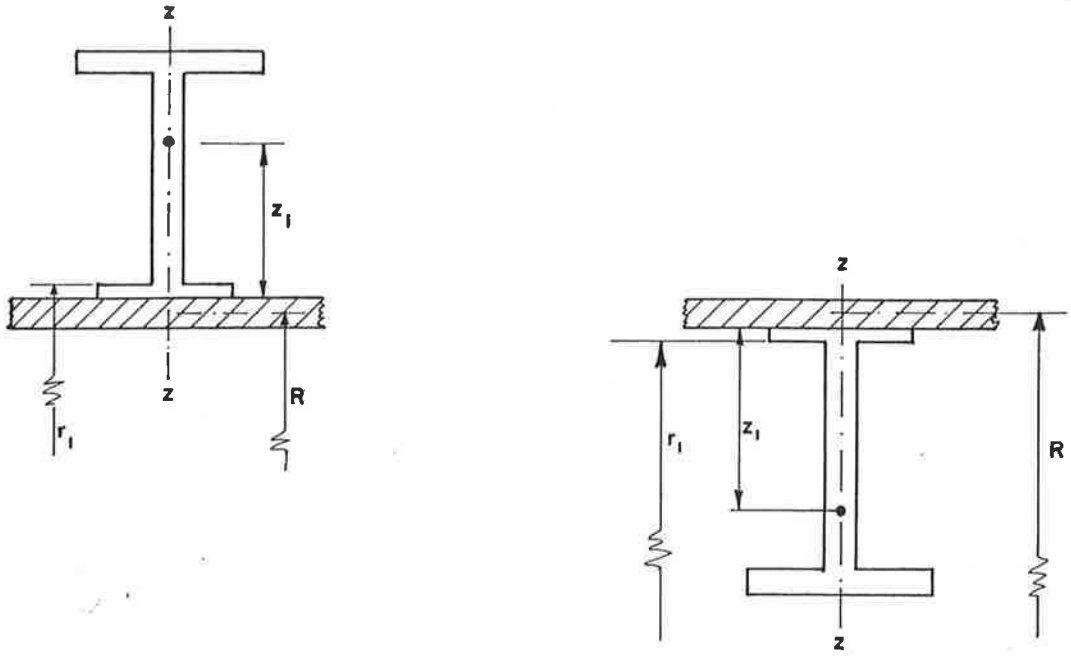


FIGURA 2.15 - PARÂMETROS DA EQUAÇÃO SIMPLIFICADA PARA CÁLCULO DA PRESSÃO DE INSTABILIDADE PARA FORA DO PLANO DA CAVERNA ("TRIPPING") . - Equação (2.16).

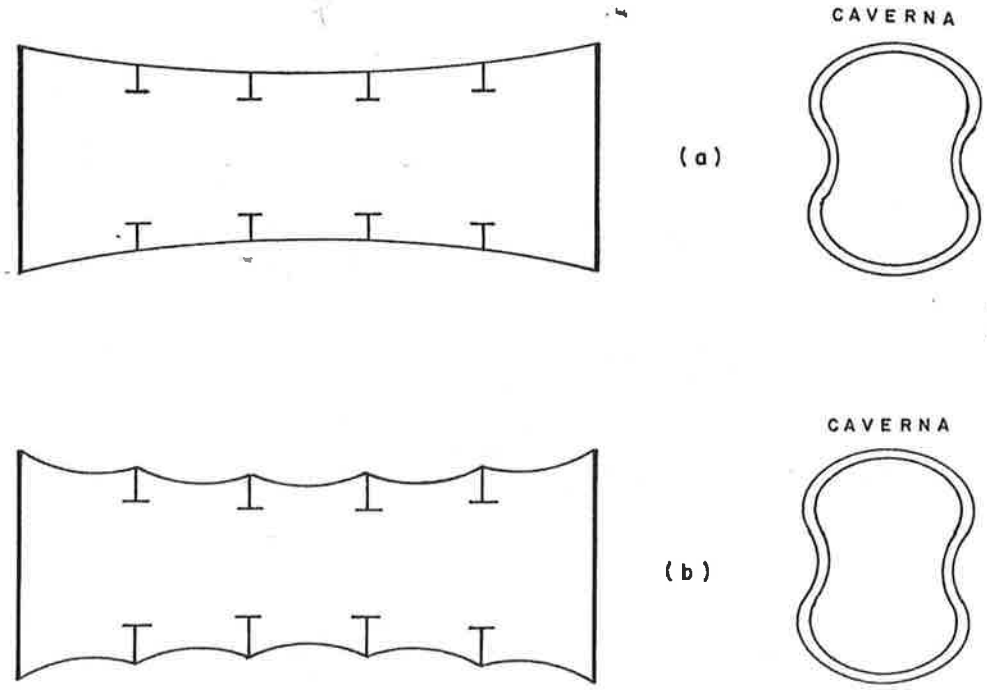


FIGURA 2.16 - FORMAS ADOTADAS PARA A FLAMBAGEM ELÁSTICA GLOBAL

O valor real de p_{cr} depende do número de ondas transversais n do modo correspondente de flambagem. A expressão (II.16) já corresponde ao valor da menor pressão de flambagem de forma aproximada. Para cavernas internas o valor de $p_{cr_{min}}$ corresponde a um valor pequeno de n (0,1,2) e para cavernas externas a um valor alto (6,7,8).

Pode-se aqui justificar o exposto no item II.1: "As cavernas externas têm a vantagem de possuir maior resistência à flambagem lateral, maior reserva ao colapso caso uma das secções atinja o escoamento ...".

Quanto à maior resistência à flambagem lateral, apesar da formulação simplificada (II.16) levar a praticamente o mesmo resultado, sejam internas ou externas, deve-se considerar que nas cavernas externas temos, na alma, tensões circunferenciais de compressão, mas tensões radiais de tração que elevam sua resistência. Nas cavernas internas ambas são de compressão.

Já para as cavernas internas, caso uma secção atinja o escoamento, esta estará muito mais próxima ao colapso, pois ficam praticamente instáveis à flambagem lateral, não ocorrendo este fato nas cavernas externas.

II.3.4 Instabilidade Global

Da mesma forma que no caso anterior, trata-se neste item apenas da flambagem elástica, dado que os outros casos de instabilidade estarão associados à falta de circularidade do casco resistente. A determinação da carga de flambagem elástica para estruturas complexas, como a de um cilindro encavernado, normalmente só é possível usando-se a abordagem da energia potencial total. Nesse método, porém, deve-se inicialmente arbitrar uma forma como sendo a da flambagem. A seguir, usam-se as expressões para a correspondente energia de deformação dos vários componentes da estrutura, assim como para o trabalho realizado pelas cargas externas. Chega-se daí ao valor da carga crí-

tica. A correção do resultado estará condicionada ao acerto na forma tomada como a de flambagem, à correção das expressões usadas para a energia de deformação e às condições de contorno arbitradas, as quais correspondem à definição, nas extremidades, da forma selecionada para a flambagem. Supondo-se corretas as hipóteses admitidas, a verdadeira forma de flambagem será aquela que levará à menor carga de instabilidade.

Nas figuras 2.16 cogitam-se de duas formas de flambagem. Correspondem a simples apoio nas extremidades, admitindo-se porém, na forma (II.16.b), que o chapeamento também possa flambar entre cavernas.

A adoção de extremidades simplesmente apoiadas estará próxima à realidade se admitirmos compartimentos de mesmo comprimento, mas fugirá cada vez mais desta condição quanto mais diferentes forem seus comprimentos (figura 2.17).

Entre os vários autores dedicados ao assunto escolheu-se os trabalhos de Kendrick |8,11|, para apresentação, por sua maior consistência e precisão de resultados, em confronto com resultados experimentais obtidos. Utilizando o procedimento acima descrito, Kendrick propõe as seguintes expressões para os deslocamentos do cilindro reforçado na flambagem elástica (correspondentes à figura 2.16.b e mostrados na figura 2.18):

$$
\begin{aligned}
u &= A_1 \cos n\theta \cos \frac{\pi x}{L_a} \\
v &= B_1 \cos n\theta \operatorname{sen} \frac{\pi x}{L_a} + B_2 \operatorname{sen} n\theta \left[1-\cos \frac{2\pi x}{L_c}\right] \qquad \text{(II.17)} \\
w &= C_1 \cos n\theta \operatorname{sen} \frac{\pi x}{L_a} + C_2 \cos n\theta \left[1-\cos \frac{2\pi x}{L_c}\right]
\end{aligned}
$$

Onde L_a é a distância entre anteparas estruturais, tomadas como apoios do cilindro. Observe-se que a forma da figura 2.16.a corresponde à equação (II.17), com $B_2=C_2=0$.

As relações (II.17) são substituídas nas expressões /

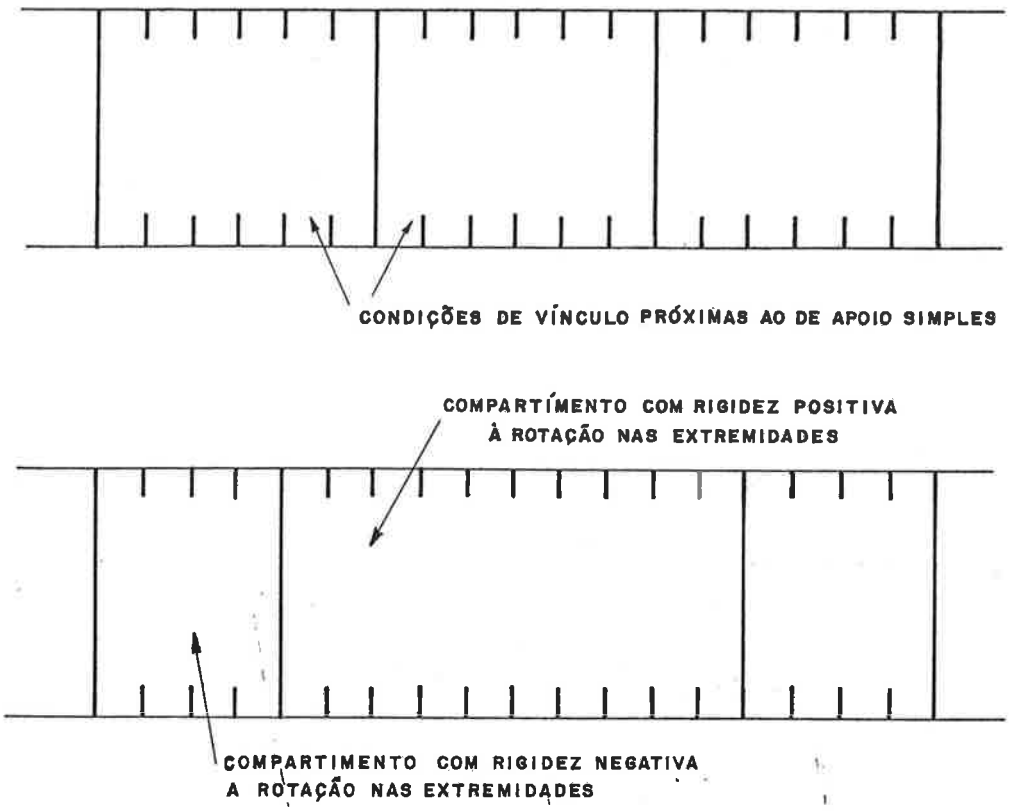


FIGURA 2.17 - CONDIÇÕES DE VÍNCULO DOS COMPARTIMENTOS, À FLAMBAGEM ELÁSTICA.

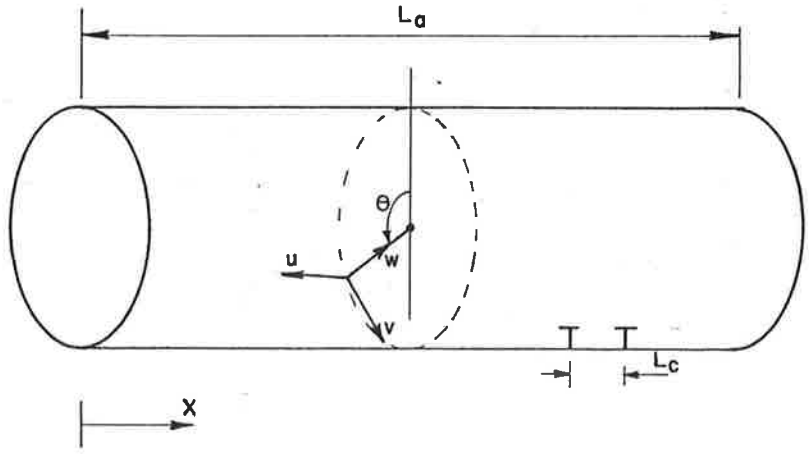


FIGURA 2.18 - CONVENÇÃO DE DESLOCAMENTO u, w e v DA FORMA FLAMBADA.

que entram na energia potencial total e, por minimização desta, obtém-se a expressão para a pressão crítica. Kendrick obtém esta expressão na forma:

$$(|a| - |b|\ \phi_1) \cdot |A| = 0 \qquad \text{(II.18)}$$

onde:

$$|A|^T = |A_1, B_1, C_1, B_2, C_2|$$

$$\phi_1 = \frac{pR}{Et(1-\nu^2)}$$

$|a|$ e $|b|$ são matrizes que envolvem a geometria, propriedades físicas do material e a suposta forma flambada.

A flambagem corresponde à solução de (II.18) em que $|A| \neq 0$. Portanto:

$$\theta_{1\,\text{flambagem}} = |b|^{-1} \cdot |a| \qquad \text{(II.19)}$$

A equação (II.19) tem uma solução para cada n. Aquele que corresponde ao menor valor de θ_1 leva à menor pressão crítica de flambagem global:

$$p_{cr} = \frac{Et(1-\nu^2)}{R} (\theta_{1\,\text{flambagem}})_{min} \qquad \text{(II.20)}$$

Kendrick |8| aplica sua formulação para a estrutura da figura 2.19. Os resultados encontram-se nas tabelas 2.1, 2.2 e 2.3 e seu comportamento pode ser extrapolado para outras estruturas de submersíveis, uma vez que as relações dos escantilhões deste exemplo tem valores próximos aos usualmente utilizados. Da observação das tabelas conclui-se:

- Da tabela 2.1 depreende-se que, para pequenos valores de n, a pressão de flambagem elástica é sensível ao aumento do comprimento do compartimento. O inverso se verifica para valores elevados de n.

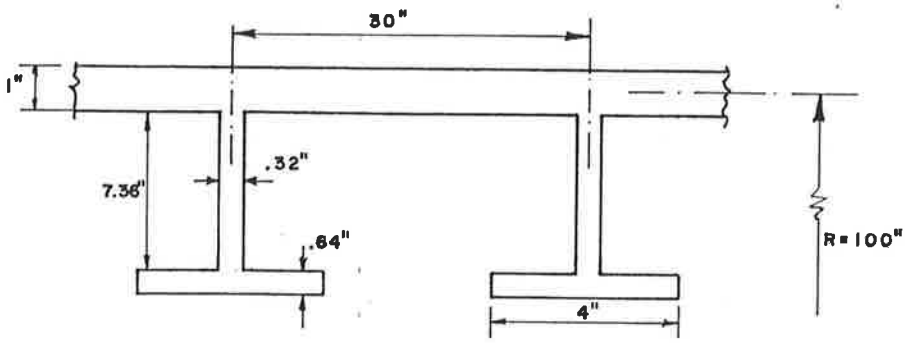


FIGURA 2.19 - ESTRUTURA CUJA FLAMBAGEM ELÁSTICA FOI CALCULADA POR KENDRICK

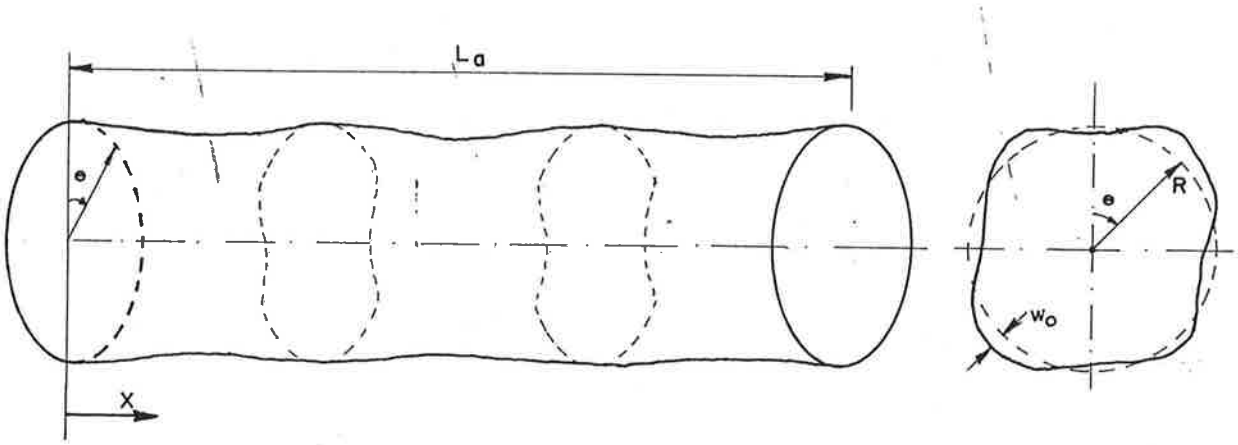


FIGURA 2.20 - FALTA DE CIRCULARIDADE DO CASCO RESISTENTE

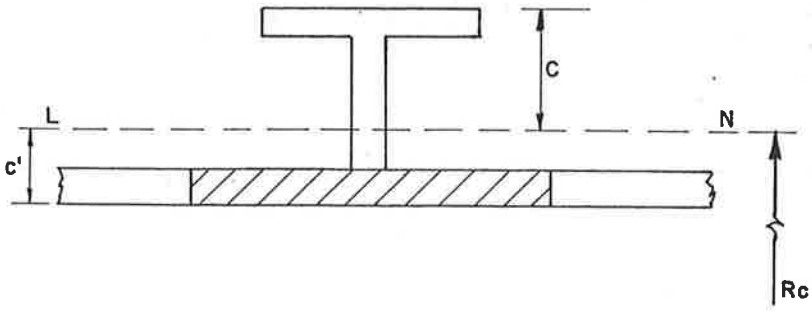


FIGURA 2.21 - GEOMETRIA DA CAVERNA

Tabela 2.1 - Pressões de flambagem elástica usando os termos A_1, B_1, C_1, B_2 e C_2 para a forma flambada (psi)

Número de ondas circunferenciais n	Número de espaçamento de cavernas no compartimento					
	5	10	15	20	25	100
2	4596	4104	1675	1002	777	580
3	3996	1948	1669	1607	1587	1567
4	3401	2996	2965	2960	2960	2960
5	3518	3499	3501	3502	3503	2504
6	3214	3214	3216	3216	3217	3217
7	2924	2928	2930	2930	2930	2931
8	2676	2681	2682	2683	2683	2684

Tabela 2.2 - Pressão de flambagem elástica usando somente os termos A_1, B_1 e C_1 para a forma flambada (psi)

Número de ondas circunferenciais n	Número de espaçamento de cavernas no compartimento					
	5	10	15	20	25	100
2	15334	4373	1718	1034	807	606
3	4241	1995	1712	1649	1629	1608
4	3449	3048	3018	3013	3012	3013
5	4734	4779	4800	4809	4813	4821
6	6774	6960	6999	7013	7020	7031
7	9311	9557	9604	9621	9629	9642
8	12281	12560	12613	12632	12641	12655

Tabela 2.3 - Relação entre o deslocamento do casco, entre cavernas, e o deslocamento das cavernas (C_2/C_1)

Número de ondas circunferenciais n	Número de espaçamento de cavernas no compartimento					
	5	10	15	20	25	100
2	-0,765	-0,0860	-0,0138	-0,0107	-0,0098	-0,0088
3	-0,148	-0,0217	-0,0187	-0,0181	-0,0179	-0,0175
4	-0,0223	+0,0163	+0,0159	-0,0158	-0,0158	+0,0157
5	+1,12	+1,11	+1,13	+1,13	+1,14	+1,15
6	+3,59	+3,79	+3,85	+3,87	+3,88	+3,39
7	+7,51	+7,92	+7,80	+8,02	+8,04	+8,06
8	+13,2	+13,8	+13,9	+13,9	+13,9	+13,9

- Ainda da tabela 2.1 nota-se que, quando o comprimento do compartimento diminui, o valor de n, correspondente a menor pressão de flambagem aumenta.

- Os resultados da tabela 2.2, onde não se considera a parcela de flambagem do casco entre cavernas, estão sempre acima dos valores da tabela 2.1. Isto já era esperado porque a inclusão de B_2 e C_2 leva a uma forma mais real de flambagem.

- Da tabela 2.3 nota-se que, para valores elevados de n, passa a predominar a deformação do casco entre cavernas. Portanto, nesses casos, o valor indicado na tabela 2.1 corresponde, muito mais, a uma flambagem do casco entre cavernas. Daí as diferenças entre as tabelas 2.1 e 2.2 pois, enquanto a primeira considera os dois tipos de flambagem, entre cavernas e global, indicando aquele valor que corresponda à menor pressão, a segunda só considera a flambagem global.

- A rigor, caso se aumente ainda mais o valor de n, na tabela 2.1, o valor de carga crítica tenderia à carga de Von Mises correspondente à flambagem elástica do casco, entre cavernas.

Se os valores de n elevados são ignorados e toma-se o valor mínimo da carga crítica que realmente corresponde à flambagem elástica global tem-se:

Tabela 2.4 - Pressões críticas mínimas de flambagem elástica global (psi)

Pressões Críticas Mínimas (psi)	Número de espaçamentos de cavernas no compartimento					
	5	10	15	20	25	100
Tab.2.1-Usando A_1, B_1, C_1, B_2 e C_2	3401	1948	1669	1002	777	580
Tab.2.2-Fazendo $B_2 = C_2 = 0$	3449	1995	1712	1034	807	606

Portanto, a exclusão de B_2 e C_2 aumenta a pressão crítica mínima de flambagem elástica em cerca de 3%, no exemplo

analisado.

Bryant |13| desenvolveu uma expressão extremamente simples para cálculo da pressão de flambagem elástica global, desprezando a deformação do casco entre cavernas (figura 2.16.b; B =C =0), pela adição da pressão de flambagem do casco entre anteparas com a pressão de flambagem das cavernas:

$$p_{cr} = \frac{2E(t/2R)}{\left[n^2\left(\frac{L_a}{\pi R}\right)^2+1\right]^2} \cdot \frac{1}{\left[n^2-1+\frac{1}{2}\left(\frac{\pi R}{L_a}\right)\right]^2} + \frac{(n^2-1)EI}{R_c^3\ L_c} \qquad \text{(II.21)}$$

onde a primeira parcela corresponde à contribuição do casco entre anteparas (equação II.7) e a segunda à contribuição das cavernas (equação de Föppl, II.13).

Aplicando a expressão (II.21) ao exemplo em questão temos os resultados da tabela 2.5 que podem ser diretamente confrontados com a tabela 2.2, mostrando uma concordância razoável de resultados. Recomenda-se, portanto, esta expressão para cômputo da pressão crítica mínima de flambagem elástica global.

Tabela 2.5 - Pressões de flambagem elástica global usando a equação de Bryant (psi)

Número de ondas circunferenciais n	Número de espaçamento de cavernas no compartimento					
	5	10	15	20	25	100
2	16399	4510	1686	989	767	596
3	4748	2002	1684	1620	1602	1588
4	3785	3057	2995	2983	2980	2977
5	5019	4785	4768	4765	4765	4764
6	7043	6955	6949	6948	6948	6947
7	9568	9531	9528	9528	9528	9528
8	12524	12507	12505	12505	12505	12505

Deve-se notar que o valor da pressão de flambagem global é, como norma, sempre maior que a pressão de flambagem do casco entre cavernas ou das próprias cavernas. Estas duas últimas falhas devem também ser evitadas e sob este ponto de vista, para projeto, o conhecimento exato da pressão de flambagem glo-

bal passa a ter importância secundária. No entanto, será visto no item II.3.5 a importância do valor da pressão de flambagem global, pois vai comandar os efetios de tensões nas cavernas, devido à falta de circularidade do casco resistente.

Kendrick |8| recomenda ainda que, para cálculo da pressão de flambagem global de cilindros limitados por antepara estrutural numa extremidade e calota na outra, seja utilizado um comprimento fictício do compartimento igual à duas vezes o real.

II.3.5 Efeitos das Imperfeições de Forma

A forma ideal de um submersível será aquela em que todas as secções fossem circunferencias perfeitas, de mesmo raio, e que o eixo do submarino fosse perfeitamente perpendicular ao plano das anteparas e cavernas. Pode-se cogitar, entre outras, das seguintes imperfeições, como resultado da construção ou reparos:

a - deformação do casco resistente, entre anteparas, envolvendo deformação das cavernas;
b - desalinhamento do eixo do submarino;
c - deformação do casco resistente, entre cavernas, mantendo-se as cavernas inalteradas;
d - deformações das cavernas para fora de seu plano.

II.3.5.1 Efeitos da falta de circularidade do casco resistente entre anteparas

Será analisado, primeiramente, os efeitos da imperfeição (a) acima. Isto corresponde a um casco com formato cilíndrico não pefeito, como o esquematizado na figura 2.16.b.

A falta de circularidade inicial do chapeamento, entre anteparas, pode ser expressa, no caso geral, por uma série de Fourier (figura 2.20):

$$w_o = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} E_{o_{mn}} \cos n\theta \ \text{sen}\,(m\pi x/L_a) + \tag{II.22}$$

$$+ D_{o_{mn}} \ \text{sen}\ n\theta \ \text{sen}(m\pi x/L_a)$$

onde w_o corresponde ao desvio da superfície média do cilindro, em relação à circunferência de raio R de projeto ("falta de circularidade").

Kendrick |14| realizou o desenvolvimento teórico para computar como o valor da falta de circularidade inicial W_o é alterado sob a ação de uma pressão externa. Admitindo para falta de circularidade inicial apenas um dos termos da equação(II.22):

$$w_o = B_o \cos n\theta \sin\left(\frac{\pi x}{L_a}\right) \tag{II.23}$$

Kendrick obtém o valor de w sob pressão externa, apresentando uma solução extremamente trabalhosa. No entanto, através de exemplos numéricos, mostra que bons resultados também podem ser obtidos se for utilizada a expressão:

$$w_1 = w_o \frac{p}{p_{cr_n} - p} \tag{II.24}$$

onde:

w_1 → acréscimo à falta de circularidade inicial

w_o → falta de circularidade inicial (equação II.23)

p → pressão externa

p_{cr_n} → pressão global de flambagem elástica, do cilindro, corresponde ao modo n de W_o.

Sabe-se, que a mudança de curvatura na direção circunferencial pode ser expressa por:

$$\Delta R = \pm\left[(w_1 + w_{1_{\theta\theta}})/a^2\right] \tag{II.25}$$

onde a é o raio da circunferência.

Considerando-se a circunferência de raio R_c do perfil formado pela caverna mais chapa colaborante, a tensão no flange deste perfil, imposta pela mudança de curvatura ΔR vale:

$$\sigma_f = E\ c\ \Delta R \qquad \text{(II.26)}$$

onde c é a distância do flange à linha neutra do perfil acima definido (figura 2.21).

Combinando (II.23, ..., (II.26) resulta:

$$\sigma_f = \frac{(n^2-1)E\ c\ B_o}{R_c^2} \cdot \frac{p}{p_{cr_n} - p} \cdot \qquad \text{(II.27.a)}$$

$$\cdot\ \cos n\theta\ \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L_a}\right)$$

onde:

σ_f → tensão de flexão no flange da caverna devido à falta de circularidade W_o, sob pressão p.

B_o → máxima falta de circularidade inicial.

Como o casco resistente entra como flange da viga analisada, nele também existirão tensões, que podem ser calculadas por:

$$\sigma_{f_c} = \sigma_f \frac{c'}{c} \qquad \text{(II.27.b)}$$

onde:

σ_{f_c} → tensão de flexão, transversal, no casco resistente

c' → distância do ponto considerado no casco, à linha neutra do perfil (figura 2.21).

Note-se que a tensão ao longo da circunferência varia com a mesma forma de W_o e é comandada pelo valor de p_{cr_n}. Tanto (II.24) como (II.27) seguem a norma que comanda os efeitos de imperfeições de forma em qualquer estrutura. Sempre encontra-se o fator $p/(p_{cr}-p)$ de ampliação da imperfeição inicial (vigas, a-

néis, etc.). Neste caso, apesar de não existir uma prova formal da relação (II.24), os exemplos já calculados mostram boa concordância com a "solução exata" apresentada por Kendrick |12|, para pressões de até 60% de p_{cr_n}, o que é usual em submersíveis.

Ao valor σ_f de (II.27) deve-se somar a tensão de compressão σ_c dada por Von Sanden e Ghunter, obtendo-se o valor final de tensão.

A generalização de (II.27) para uma falta de circularidade geral, do tipo de (II.22), será estudada no item V.3 do texto.

Surge aqui a verdadeira importância do valor de p_{cr_n}, pois é ele que comanda a tensão σ_f na caverna. Para cálculo de p_{cr_n} utiliza-se usualmente a equação Bryant (II.21) ao invés da solução geral de Kendrick (II.19). As razões que permitem esta simplificação são:

a) A equação (II.24) foi comprovada numericamente por Kendrick, para alguns casos e pequenos valores de n, sempre utilizando a pressão de flambagem global. É para esta, que os valores da equação de Bryant e a solução de Kendrick, sem considerar flambagem entre cavernas ($B_2=C_2=0$), muito se aproximam. Mesmo que se admita, ser necessário utilizar a solução mais geral de Kendrick (com flambagem entre cavernas e global), isto não precisaria ser feito pelas outras razões que se seguem.

b) Como é constatado na prática, imperfeições relevantes ocorrem sempre sob um número de ondas transversais n pequeno. Não se admite que alta falta de circularidade ocorra com muitas ondas transversais, pois isto caracterizaria um péssimo processo de construção. Ora, é para valores pequenos de n, que a equação de Bryant (tabela 2.5) e a solução geral (tabela 2.1) apresentam valores semelhantes, justificando a utilização da primeira.

c) Durante o projeto, não sendo conhecida a real falta de circularidade, admite-se um valor máximo para B_o (amplitu

de) e calcula-se a tensão de flexão nas cavernas, supondo que a falta de circularidade venha a ocorrer naquela forma que maximize σ_f, o que é equivalente a maximizar $(n^2-1)\, p/(p_{cr_n}-p)$. Tem-se constatado numericamente que, utilizando Bryant, o valor de p_{cr_n} correspondente ao n que maximiza a expressão acima, praticamente coincide com o valor de p_{cr_n} dado pela solução geral. Portanto, no que tange a projeto, o uso de Bryant é amplamente coerente.

d) A semelhança entre Bryant e Kendrick, descrita em b) acima, não ocorre para cilindros muitos curtos e n da ordem de 2 ou 3. Podemos ignorar este fato por duas razões: - o projeto da estrutura sempre é feito para o maior compartimento, uniformizando-se os escantilhões em todo o submersível; - mesmo para o compartimento curto, a maximização de σ_f não ocorre nestes valores de n = 2 ou 3.

Compartimentos longos estarão sempre mais sujeitos aos efeitos da falta de circularidade, uma vez que a maximização de σ_f ocorre para n = 2 ou 3, sob os quais há mais probabilidade de ocorrência de grandes amplitudes para a imperfeição inicial. Já em compartimentos curtos a maximização ocorre para n = 4 ou 5, sob as quais, provavelmente, as amplitudes são menores.

A imperfeição b citada ("desalinhamento do eixo do submarino", figura 2.22), com todas as secções transversais perfeitamente circulares, pode ser englobada neste caso associando-se a um valor de W_o (equação II.23) onde n = 1. Nestas condições teremos $\sigma_f = 0$ (equação II.27). Portanto, quanto às cavernas, esta imperfeição não é considerada, logicamente dentro de valores razoáveis, onde se possam eliminar efeitos que são considerados de ordem inferior.

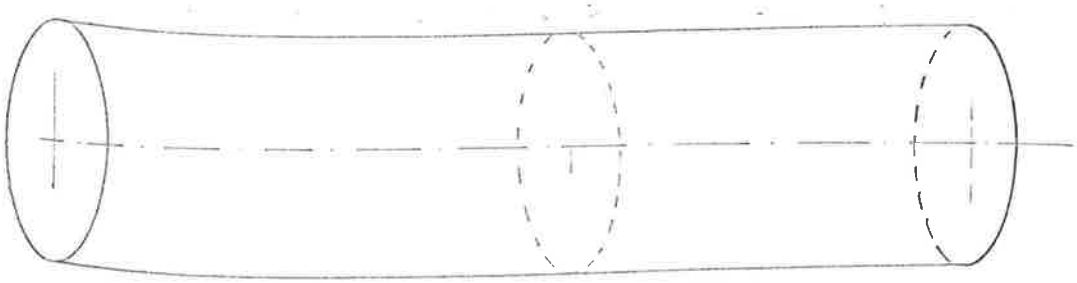


FIGURA 2.22 - DEFORMAÇÃO DO EIXO DO SUBMARINO

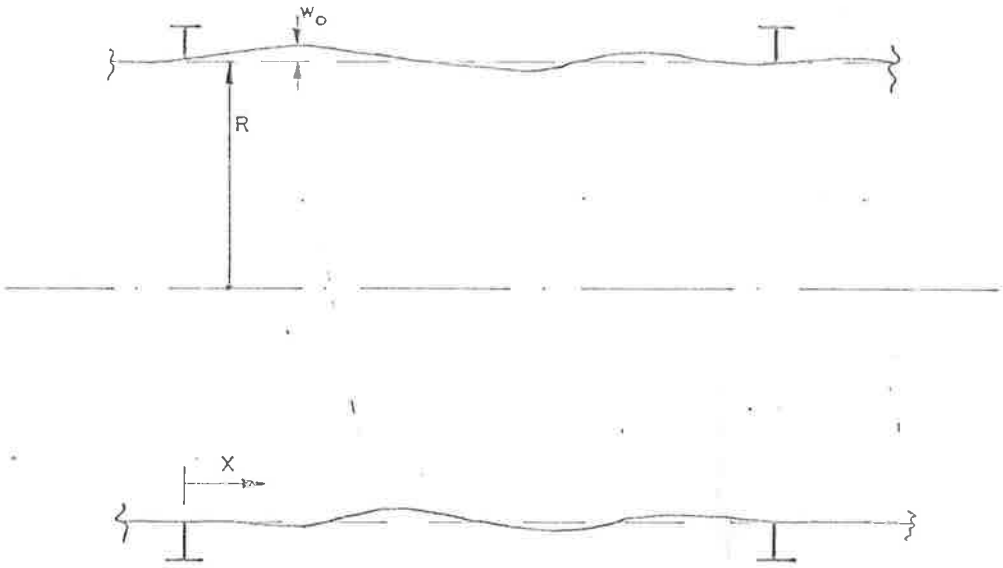


FIGURA 2.23 - FALTA DE CIRCULARIDADE DO CASCO ENTRE CAVERNAS.

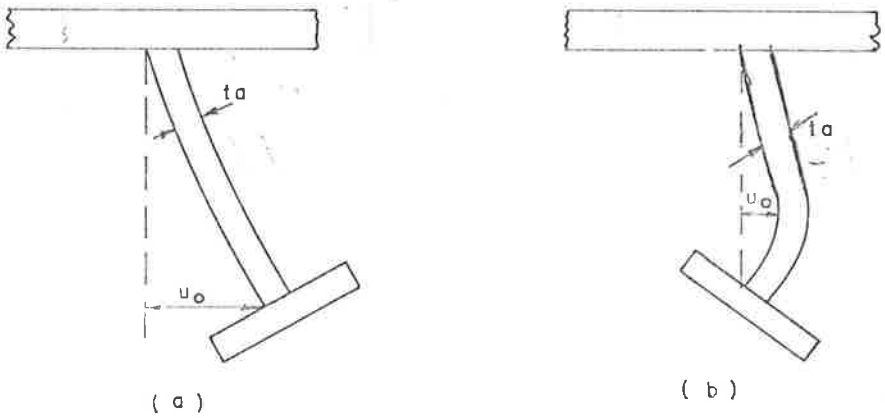


FIGURA 2.24 - IMPERFEIÇÕES DA ALMA DAS CAVERNAS

II.3.5.2 Efeitos da falta de circularidade do casco resistente, entre cavernas

Considerando somente a parcela da falta de circularidade do casco resistente entre duas cavernas adjacentes (figura 2.23), podemos expressá-la na forma:

$$w_o = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} B_{o_{mn}} \cos n\theta \ \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L}\right) + D_{o_{mn}} \text{sen}\ n\theta \ \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \qquad \text{(II.28)}$$

onde faz-se a troca de L_a por L na equação (II.22).

A parcela da falta de circularidade entre cavernas, pode ser obtida, em cada geratriz, tomando-se como referência a linha longitudinal que une o pé das cavernas (figura 2.23) adjacentes. Desta forma elimina-se a falta de circularidade própria de cada caverna.

Kendrick |14|, de forma análoga ao caso anterior, adota uma falta de circularidade inicial, entre cavernas, do tipo:

$$w_o = B_o \cos n\theta \ \text{sen} \frac{\pi x}{L} \qquad \text{(II.29)}$$

Para a variação da falta de circularidade vem:

$$w_1 = w_o \frac{p}{p_{cr_n} - p} \qquad \text{(II.30)}$$

onde p_{cr_n} corresponde à pressão de flambagem elástica do casco entre cavernas para n ondas transversais. Para seu cômputo utiliza-se a equação (II.5) do item II.3.2, ou, para efeitos práticos, a equação (II.6) menos trabalhosa.

Para as tensões circunferenciais no casco, devido unicamente a este efeito tem-se:

$$\sigma_{\theta_f} = \pm \frac{E.t.\left[n^2-1+\nu\,(\pi R/L)^2\right]}{2R^2(1-\nu^2)} \cdot B_o \cdot \frac{p}{p_{cr_n} - p} \cos n\theta \ \text{sen}\ \frac{m\pi x}{L} \qquad \text{(II.31)}$$

em que; $\begin{cases} + & \text{face externa} \\ - & \text{face interna} \end{cases}$

O valor de σ_{θ_f} deve ser adicionado à tensão circunferencial σ_θ dada por Von Sanden e Gunther (equações II.2) e devido à falta de circularidade das cavernas (equação II.27.b).

Para as tensões longitudinais no casco, devido unicamente ao efeito da falta de circularidade, não existem estudos. Sua determinação é muito mais complexa pois tratar-se-á de analisar uma casca não cilíndrica onde o raio local de curvatura afeta significativamente o resultado. Tal tipo de enfoque não foi ainda tentado, apesar da existência de algumas pesquisas teóricas iniciais |15|, ainda não conclusivas. Elas levam a admitir que, dentro de valores usuais da falta de circularidade do casco, sua influência na tensão longitudinal é pequena.

A generalização da formulação das tensões de flexão no casco devido à falta de circularidade entre cavernas, como em (II.28), será estudada no item V.3 do texto.

Este tipo de efeito, que aparece fundamentalmente pela corrugação do casco durante o processo de soldagem, não tem sido alvo de investigações profundas, por parte dos pesquisadores envolvidos com o assunto. Inclusive, não é usual durante a inspeção estrutural medir falta de circularidade em secções que não correspondam a cavernas. Aparentemente, duas são as razões para que assim fosse feito ao longo do tempo:

- A constatação experimental de que, como norma, a falta de circularidade entre cavernas não atinge valores que chegam a comprometer a estrutura.

- O fato da tensão total no casco $(\sigma_f+\sigma_c)$ ser uma ten

são de ponto. O escoamento é atingido em uma porção bem limitada, tornando esta falha de menor gravidade que a do caso anterior, quando o escoamento de porções da caverna pode rapidamente levar ao colapso.

Nos critérios de projeto normalmente utilizados, fica implícito que ao limitar a falta de circularidade global para que não ocorra escoamento das cavernas, também este efeito estará limitado.

II.3.5.3 Efeitos das imperfeições laterais das cavernas

Os efeitos, advindos da existência de imperfeição inicial lateral da alma da caverna, são estudados em relação à pressão crítica de flambagem lateral, da mesma forma que as conseqüências da imperfeições do casco tem relação com a pressão de flambagem global.

As tensões de flexão causadas por esta imperfeição também dependerão do fator $p/p_{cr}-p$, onde p_{cr} corresponde à pressão de flambagem lateral.

Kennard |9| e Vaughn|10| desenvolvem modelos matemáticos que calculam tensões de flexão na alma das cavernas, quando estas apresentam tal imperfeição.

Os autores analisam as duas possibilidades de deformação da alma mostradas à figura 2.24, para um número de ondas circunferenciais n entre 1 e 8 e para cavernas de dimensões típicas, internas e externas. Da análise desses trabalhos tiram-se as seguintes conclusões:

- As tensões de flexão impostas na alma das cavernas, por esta imperfeição, são tanto radiais como circunferenciais, sendo as primeiras de três a quatro vezes maiores. Isto se torna a primeira evidência de que esta imperfeição não tem importância fundamental, pois as tensões até agora estudadas são essencialmente circunferenciais.

- As tensões de flexão nas cavernas externas são meno

res que as das cavernas internas de mesma dimensão, para formas realistas desta imperfeição.

- Adicionando-se este efeito às tensões para a caverna perfeita, a máxima tensão ainda é circunferencial. Para valores da imperfeição μ_o (figura 2.24) iguais a t_a no caso (a) e iguais a $t_a/2$ no caso (b), onde t_a é a espessura de alma, a tensão circunferencial máxima é da ordem de 10% superior ao valor da tensão na caverna perfeita, advinda de Von Sanden e Ghunther (equação II.2.e). Portanto, para tais valores da imperfeição inicial, pouca relevância tem o seu efeito sobre as tensões máximas nas cavernas. Principalmente se for lembrado, que ainda resta adicionar as tensões na caverna devido à falta de circularidade . Sobre este valor final, que comandará a profundidade de operação do submersível, o seu efeito é menos importante ainda.

CAPÍTULO III

ANÁLISE DE DESCONTINUIDADES ESTRUTURAIS DE SUBMERSÍVEIS

III.1 INTRODUÇÃO

A análise da bibliografia disponível para análise de descontinuidades estruturais, além de restrita, não forneceu resultados satisfatórios e de imediata aplicação em projeto. Partiu-se, portanto, para o desenvolvimento e implantação de meios próprios de análise.

Para o cômputo de tensões nas intersecções com calotas hemisféricas ou elipisoidais, intersecção com troncos cônicos e passagem por anteparas ou anéis gigantes foram desenvolvidos modelos matemáticos analíticos, posteriormente consubstanciados no programa de computador AQUILES |16|. O programa baseia-se na imposição da compatibilidade de deslocamentos das partes estruturais que compõe uma dada descontinuidade. A confiabilidade dos resultados do programa foi verificada analisando-se a estrutura da figura 3.1. Esta mesma estrutura já havia sido analisada por outros autores |8| utilizando o programa PEGASUS |17|, desenvolvido no NCRE.

Na tabela a seguir são mostrados os resultados para o programa AQUILES e PEGASUS. O valor de FCT (fator de concentração de tensões) corresponde ao acréscimo de tensão em relação à formulação de Von Sanden e Gunther para a região cilíndrica reforçada.

Como pode ser visto, os resultados são bem próximos. A aplicação do programa AQUILES a estas descontinuidades em submersíveis, serve como ferramenta de análise, dentro das limitações de sua teoria, como mostrado na referência original |16|. As conclusões de sua aplicação |18| estarão mostradas nos itens a seguir.

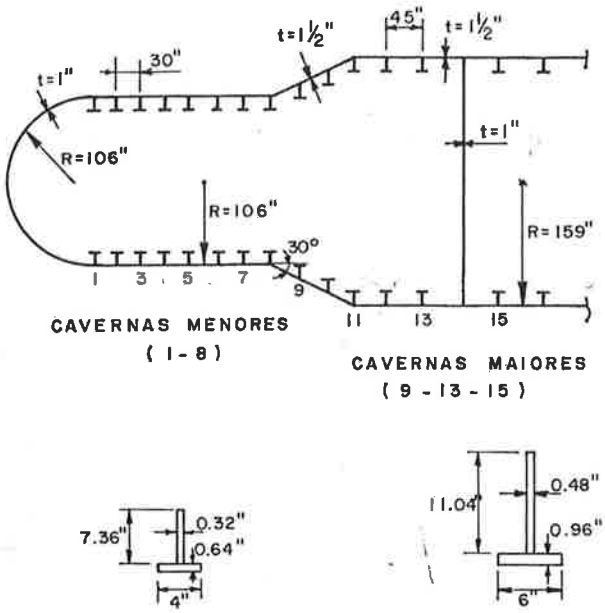


FIGURA 3.1 - ESTRUTURA ANALISADA PELO PROGRAMA AQUILES

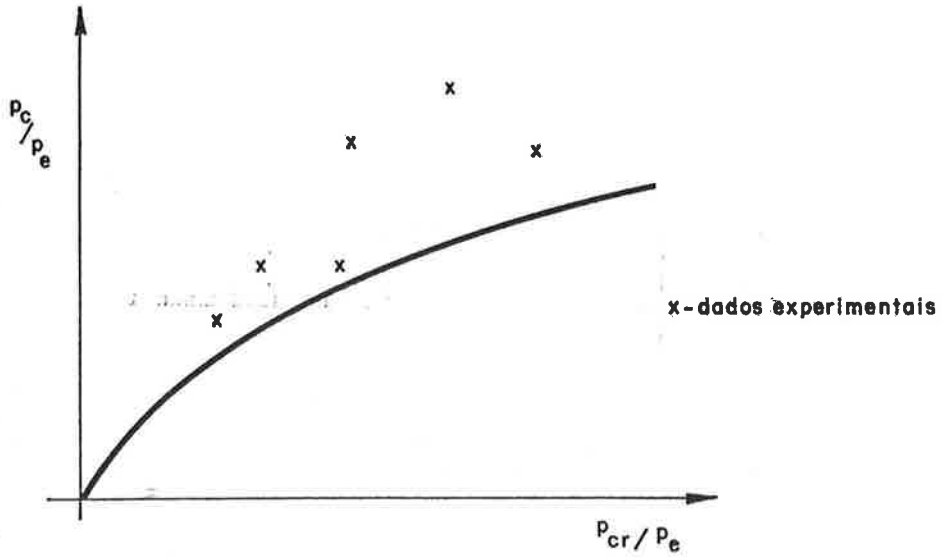


FIGURA 3.2 - FORMA QUALITATIVA DA CURVA DE PRESSÃO DE COLAPSO PARA CALOTAS (ref. 21)

Tabela 3.1 - Resultados dos programas PEGASUS E AQUILES

POSIÇÃO	FCT		DIREÇÃO E LOCALIZAÇÃO(*)
	PROGRAMA PEGASUS	PROGRAMA AQUILES	
caverna 5-6	1.0	1.0	circunferencial, superfície externa, meio-vão
caverna 1-2	1.03	1.03	idem
caverna 8	2.71	2.76	longitudinal, superfície externa, na posição da caverna
caverna 11	3.49	3.38	longitudinal, superfície interna, na posição da caverna
antepara 14	1.85	1.83	longitudinal, superfície interna, na posição da caverna

(*) A direção e localização coincidem exatamente nos dois programas.

Quanto aos efeitos de hastilhas e conveses, sobre as tensões no casco e cavernas, estes foram estudados |19| utilizando-se um modelo físico de elementos finitos dessa região, para um submersível, e será melhor explicitado no item III.5.

A bibliografia disponível sobre aberturas no casco resistente, para a passagem de escotilhas de acesso, foi exaustivamente verificada |20|, servindo suas conclusões como guia de projeto.

III.2 CALOTAS

A aplicação do programa AQUILES a calotas hemisféricas |18| resultou nas seguintes colocações, em termos de valores de tensão:

- Caverna da Intersecção (caverna 1, figura 3.1): a tensão é menor que as tensões nas cavernas comuns. Portanto, o

escantilhão desta caverna é, como norma, mantido inalterado.

- Casco Resistente: a ligeira elevação de tensão que ocorre não é suficiente para exigir reforços locais, pois não será esta a tensão limitante para a pressão de operação do submersível.

- Casco da Calota: para mesma espessura do casco resistente a tensão é menor. Isto levaria a admitir a utilização de calota com menor espessura. No entanto, como norma, a mesma espessura do casco resistente é utilizada nas calotas. Isto é feito pelas seguintes razões:

  - Existência dos tubos lança torpedos na proa;
  - Efeitos da falta de esfericidade das calotas, impondo tensões de flexão, importantes |8| e que não estão aqui computadas. Aliam-se a isto outros defeitos de construção, que podem acelerar o colapso da colata.

Foram realizados experimentos |21| em calotas, construídas de tal forma que apresentassem imperfeições normais de fabricação. Através do levantamento desses resultados foi proposta uma curva de projeto conservadora que fornece a pressão de colapso. Esta curva, com a forma dada na figura 3.2, pode ser aproximada pela relação abaixo:

$$\frac{p_c}{p_e} = 0{,}01556 \left[15{,}235 \cdot \left(\frac{p_{cr}}{p_e} \right)^{0{,}85} - \left(\frac{p_{cr}}{p_e} \right)^{1{,}85} \right] \qquad \text{(III.1)}$$

onde:

$p_c \rightarrow$ pressão externa que causa colapso

$p_e \rightarrow$ pressão de escoamento de uma esfera perfeita

$$p_e = \frac{2t}{R} \cdot \sigma_y$$

$p_{cr} \rightarrow$ pressão de flambagem elástica de uma esfera perfeita

$$p_{cr} = \frac{2Et^2}{R^2\sqrt{3(1-\nu^2)}}$$

Portanto, para análise de calotas, utilize-se o programa AQUILES para cômputo de tensões e a equação (III.1) para cálculo da pressão de colapso.

III.3 REGIÕES CÔNICAS

Como já foi alertado no item II.2.3, a intersecção cone-cilindro impõe à estrutura elevação nas tensões, principalmente na face maior do tronco cônico (figura 3.3). A necessidade de troncos cônicos do submersível é ditada por questões de arranjo físico tais como:

- Tanque de lastro, fazendo com que o casco resistente diminua seu diâmetro nessa região (figura 2.1).
- Turbinas de propulsão em submarinos nucleares, fazendo com que o casco resistente aumente seu diâmetro nesse compartimento.
- Diminuição do diâmetro do casco na proa e popa, para utilização de calotas menores.

Em um ou outro caso, os escantilhões (espessuras, cavernas) não são mantidos iguais para o diâmetro maior e menor do casco.

O programa AQUILES foi aplicado a região cônica típica |18| tendo-se obtido as conclusões abaixo.

a) Intersecção Cilindro-Face Menor

- Caverna da Intersecção: para minimizar as tensões nos cascos adjacentes esta caverna deve possuir um tamanho ótimo, que é diferente das cavernas comuns do cilindro adjacente. Ao utilizar caverna, nessa intersecção, maior ou menor do que este valor ótimo, as tensões nos cascos adjacentes aumentam.
- Casco Resistente: com utilização da caverna acima a espessura do casco nesta região não precisa ser alterada.
- Casco do Tronco Cônico: o casco do tronco cônico deve ter sua espessura aumentada, em relação ao cilindro, no espaçamento de caverna vizinho à intersecção. O restante dessa vizinhança pode ter a mesma espessura e cavernas do casco cilíndrico.

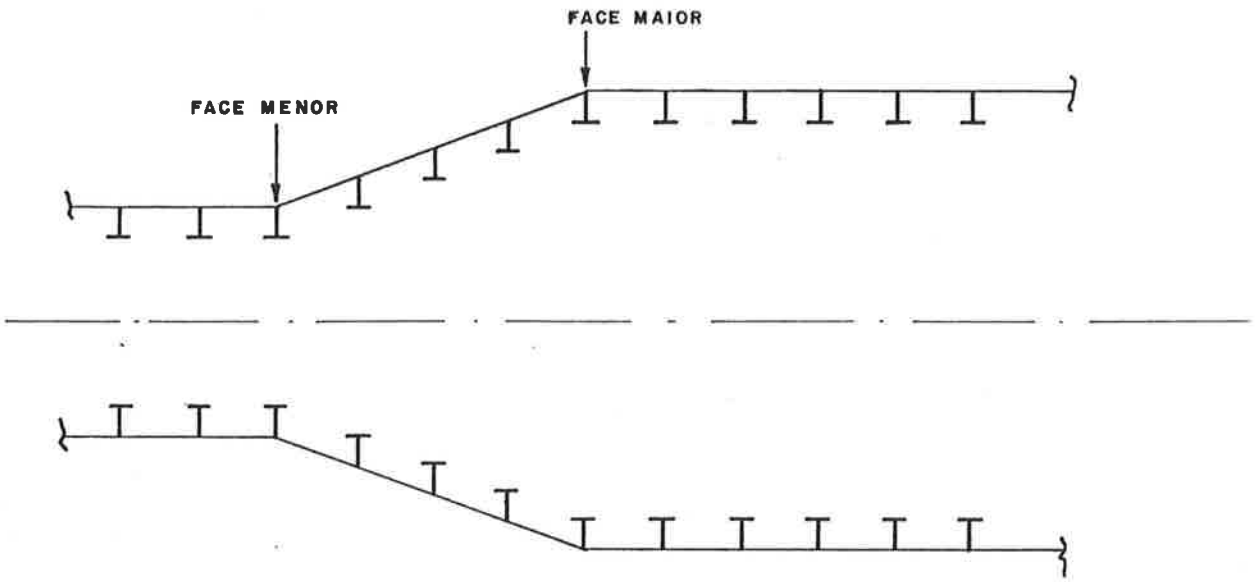


FIGURA 3.3 - REGIÃO CÔNICA

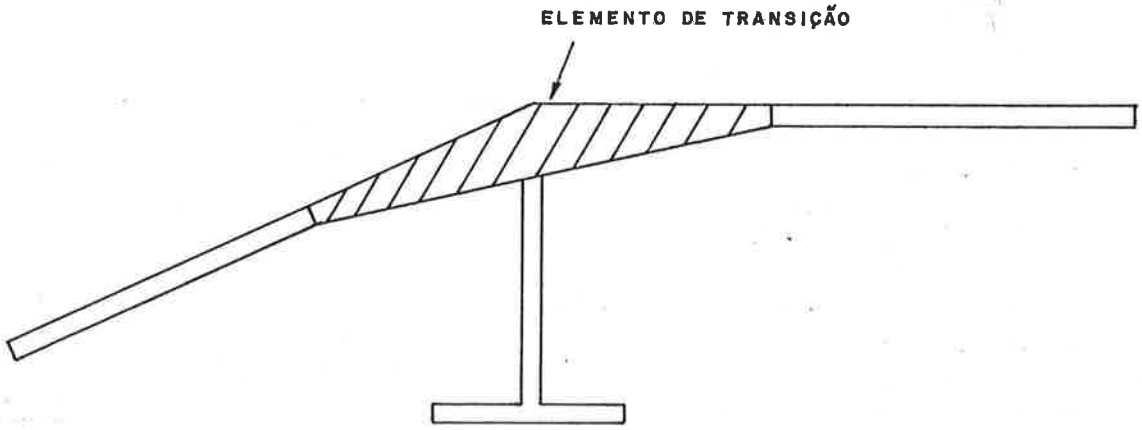


FIGURA 3.4 - ELEMENTO DE TRANSIÇÃO CONE-CILINDRO

b) Intersecção Cilindro-Face Maior

- Caverna da Intersecção: esta caverna pode ser igual às cavernas comuns do cilindro maior. Seu tamanho não interfere no valor das tensões nos cascos. Interessante notar que ela fica submetida a tração, pela tendência que o casco tem de aumentar seu diâmetro nesta face maior, sob a pressão externa.

- Casco Resistente: deve-se aumentar sua espessura dentro de uma faixa da ordem de meio espaçamento de caverna.

- Casco do Tronco Cônico: sua espessura deve ser bem aumentada, em relação ao cilindro, por um espaçamento de caverna. O restante dessa vizinhança pode ter a mesma espessura e cavernas do casco cilíndrico maior.

As recomendações acima são fruto da análise estrutural realizada. No entanto, aspectos de ordem construtiva podem impor outra solução, mas que cubra com vantagens o acima exposto. A cada caso específico, deve ser aplicado o programa AQUILES, para determinação dos escantilhões mais convenientes.

Existe uma forma estruturalmente mais conveniente de minimizar os efeitos dessa descontinuidade. Trata-se da inserção de um elemento de transição entre o cone e o cilindro (figura 3.4). Ao programa AQUILES não está incorporado este elemento. Para elementos de transição de espessura constante foi desenvolvido o programa TRIDENTE |22| que pode ser utilizado nas fases iniciais do projeto estrutural. No entanto, como é mais comum a utilização de elemento de espessura variável (figura 3.4), o problema deve ser resolvido com um modelo de elementos finitos axissimétricos para essa região.

Wilson |23| e Raetz |24| estudaram e desenvolveram modelos matemáticos para este tipo de intersecção. A análise desdes trabalhos leva às seguintes conclusões:

- para ângulos de abertura do cone maiores que 25°, as tensões na face maior passam a exigir grandes reforços estruturais nessa região;

- a colocação do elemento de transição na face menor praticamente elimina o problema de elevação de tensões nessa re

gião;

- para a face maior ele não é tão efetivo. As altas tensões longitudinais máximas são reduzidas da ordem de 30%, para arranjos típicos.

No tocante a pressões de flambagem e efeitos de imperfeições de forma, para as regiões cônicas, muito pouco tem sido divulgada a respeito. Kendrick |8|, em primeira aproximação, propõe que para o cômputo da flambagem global seja considerado um cilindro equivalente, com raio igual ao raio médio do tronco cônico e comprimento igual à geratriz e já para o estudo de uma caverna, seja considerado o raio local da mesma.

III.4 PASSAGEM POR ANTEPARAS OU CAVERNAS GIGANTES

A alta rigidez de anteparas e anéis gigantes em seu próprio plano impõe ao casco um esforço cortante, que eleva as suas tensões longitudinais. Shart e Bart |25| desenvolveram um modelo matemático para cômputo de tensões nessa região. A análise desse trabalho e a aplicação do programa AQUILES a estruturas típicas levaram às seguintes conclusões:

- O aumento da tensão longitudinal no casco, pela presença de cavernas gigantes, não é suficiente para alterar a profundidade de operação do submersível. Como norma, essa região não necessita ser reforçada.

- Em alguns casos as anteparas estão localizadas exatamente na posição de caverna comum. Nestas condições, se os vãos livres do casco, ao lado da antepara, forem iguais aos vãos entre cavernas comuns (figura 3.5.a), as tensões longitudinais no casco resistente poderão chegar ao escoamento. Será necessário então reforçá-lo, com a colocação de um anel, que eleve sua espessura com uma pequena faixa (da ordem de 1/5 do vão de caverna para cada lado da antepara).

- Uma forma de eliminar o reforço do casco, é posicionar a antepara entre cavernas comuns, diminuindo o seu vão. Neste caso as tensões longitudinais não atingem altos valores (fi-

gura 3.5.b).

A aplicação do programa AQUILES a cada caso específico, dará as informações necessárias.

III.5 EFEITO DAS HASTILHAS E CONVESES

Para um submersível típico, foi analisado |19| um compartimento utilizando-se um modelo de elementos finitos. O casco resistente foi modelado por elementos de placa, as hastilhas e convêses por elementos de membrana e as cavernas por vigas excêntricas. Foi ainda admitido que o casco tivesse alguns valores de falta de circularidade. As principais conclusões do estudo foram:

- A presença de hastilhas e convêses pouca influência tem em relação às tensões máximas no casco resistente, quando comparadas com aquelas em que não se consideram a existência desses elementos;
- As tensões máximas nas hastilhas são baixas e da ordem da tensão de compressão simples σ_c nas cavernas;
- As tensões no convés são pequenas;
- A tensão total máxima no flange da caverna, que, como será visto mais tarde, é a limitante da profundiade de operação de um submersível, pouco acréscimo tem nessas regiões. Seu valor é alterado da ordem de + 20% (no caso de falta de circularidade nula) e - 14% (para alguns valores específicos de falta de circularidade). Para a falta de circularidade admissível por projeto, a tensão máxima é apenas 6% superior.

A exposição acima explicaria o fato de hastilhas e conveses não serem considerados no cálculo de cavernas e chapeamento. No entanto, não se justifica que na literatura sobre o assunto haja uma simples omissão sobre suas influências.

III.6 ABERTURAS NO CASCO RESISTENTE

A bibliografia disponível para projeto de aberturas no

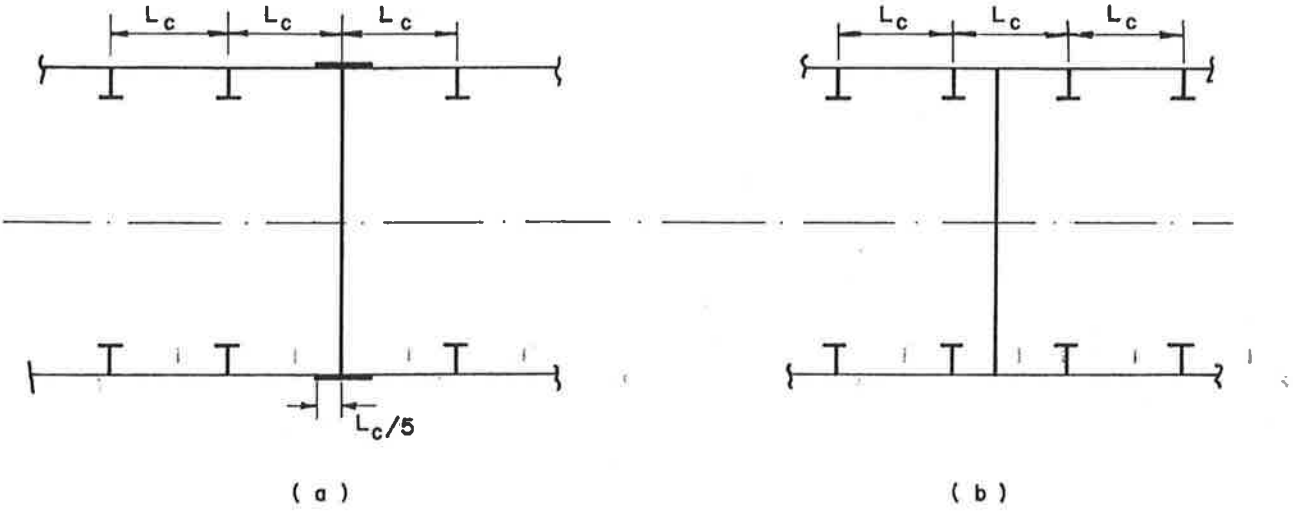


FIGURA 3.5 - INTERSECÇÃO COM ANTEPARA

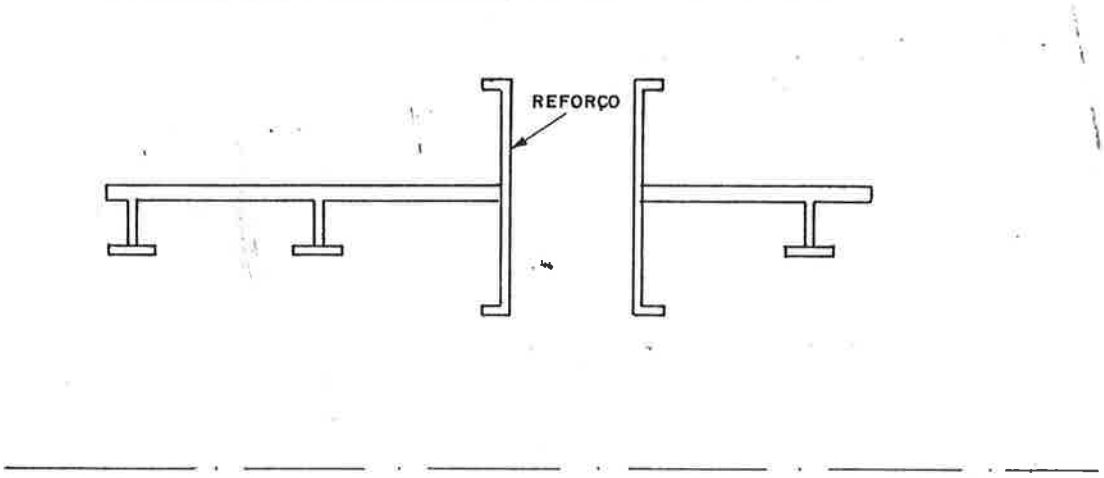


FIGURA 3.6 - ABERTURA DE ESCOTILHA

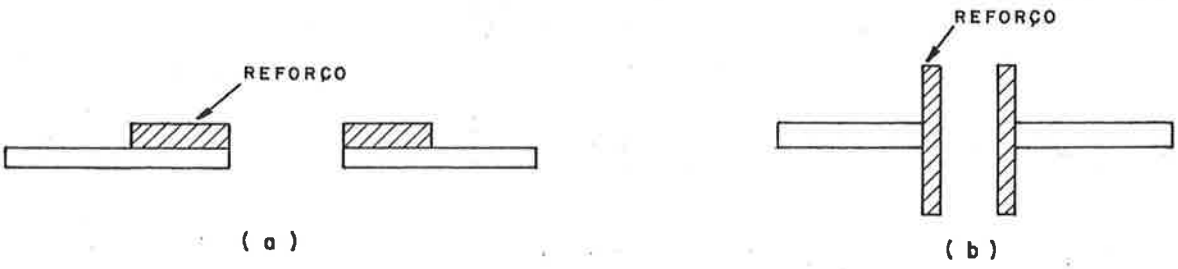


FIGURA 3.7 - REFORÇOS NA ABERTURA DO CASCO RESISTENTE

casco resistente (figura 3.6) foi levantada |20| e pode ser utilizada nas fases iniciais de projeto. Para cálculo de tensões, foi ainda desenvolvido um modelo de elementos finitos de uma abertura de escotilha |20|, tendo-se obtido várias recomendações no tocante à modelagem. Esta ferramenta, em fases adiantadas do projeto, é a que deverá ser utilizada, de forma a computar-se a concentração de tensões nesta região.

No tocante ao reforço a ser colocado na abertura (figura 3.7), algumas recomendações foram obtidas da análise da bibliografia consultada:

- O reforço deve-se concentrar o mais perto da abertura. Nesse particular é melhor a utilização do cilindro (figura 3.7.b) do que o anel de reforço (figura 3.7.a);
- O reforço deve ter um tamanho apropriado. Um reforço excessivo aumenta o nível de tensões;
- O nível de tensões é mais função da distribuição do material, do que da área total do reforço, como levam a crer as formulações de projeto disponíveis.

CAPÍTULO IV

DESENVOLVIMENTO DE CRITÉRIO DE PROJETO ESTRUTURAL DE SUBMERSÍVEL

IV.1 INTRODUÇÃO

Os problemas inerentes ao projeto estrutural de submersíveis são únicos, porque, dificilmente, serão encontrados outros tipos de estruturas em que o casco tenha uma relação espessura/diâmetro que poderá ser menor que .005 (t/D < .005) e esteja sujeita a altas pressões externas. Outros vasos de pressão estão sob pressão interna e possuem generosos fatores de segurança estrutural. O mesmo não pode ser feito para o submersível, pois o requisito de mínimo peso é fundamental.

Neste capítulo apresenta-se um critério de projeto estrutural, que não pode ser chamado de estritamente pessoal, pois advém em parte da consulta à bibliografia disponível. Estas fontes, muitas vezes restritas e confidenciais, foram analisadas, procurando-se deduzir e explicitar tudo aquilo que era apresentado, propositadamente, de uma forma vaga, implícita ou omitida.

Tratar-se-á, principalmente, do projeto do casco resistente cilíndrico e cavernas, pois sua contribuição no peso total é decisiva. As outras regiões ou partes estruturais são projetadas a partir do momento em que casco e cavernas estão definidas.

IV.2 HIERARQUIZAÇÃO DAS FALHAS ESTRUTURAIS

A estrutura formada pelo casco resistente e cavernas deve ser projetada de tal forma a submergir até a profundidade máxima de operação, sem apresentar as falhas estruturais que foram descritas ao longo do texto. Deve-se prever ainda um aceitável fator de segurança estrutural.

As principais falhas, alvo de atenção, quando se projeta a estrutura típica do submersível são: falha do casco entre cavernas, flambagem global do casco, flambagem lateral das cavernas e início de escoamento. Entende-se que o menor peso seria obtido se a estrutura apresentasse todas estas falhas à mesma profundidade. Ora, o arranjo físico de submersível torna impossível esta possibilidade. Além do mais, estas falhas apresentam diferentes graus de gravidade, não devendo possuir os mesmos fatores de segurança.

A consulta à bibliografia disponível, levou a optar pelo critério de projeto estrutural, baseado na hierarquização das falhas na forma da figura 4.1. Esta ordem é, aparentemente, usada pela Marinha Americana.

A primeira falha a ocorrer corresponde ao escoamento das cavernas, no flange, em pontos isolados, devido aos efeitos conjuntos de compressão uniforme e flexão por falta de circularidade do casco. Inclui-se aqui também o escoamento de pontos isolados do casco, devido ao acréscimo das tensões advindas de sua falta de circularidade entre cavernas. O ordenamento desta falha em primeiro lugar se deve à sua menor gravidade. A profundidade associada é por convenção chamada de profundidade de colápso (H_{col}) e a pressão correspondente de pressão de colapso.

A seguir vem a falha do casco entre cavernas, podendo ser de diferentes tipos: flambagem elástica, inelástica ou escoamento generalizado. Weink |26| recomenda que esta falha ocorra a uma profundidade entre 30 a 75% superior à profundiade de colapso.

Posteriormente, aparece a flambagem lateral das cavernas. Após a leitura e análise do trabalho de Faulkner |32|, assume-se que esta falha ocorra para além de duas vezes o H_{col}. Finalmente, vem a flambagem global. No entanto, a hierarquização / destas últimas duas falhas pode ser invertida, principalmente com a utilização de cavernas de baixa altura.

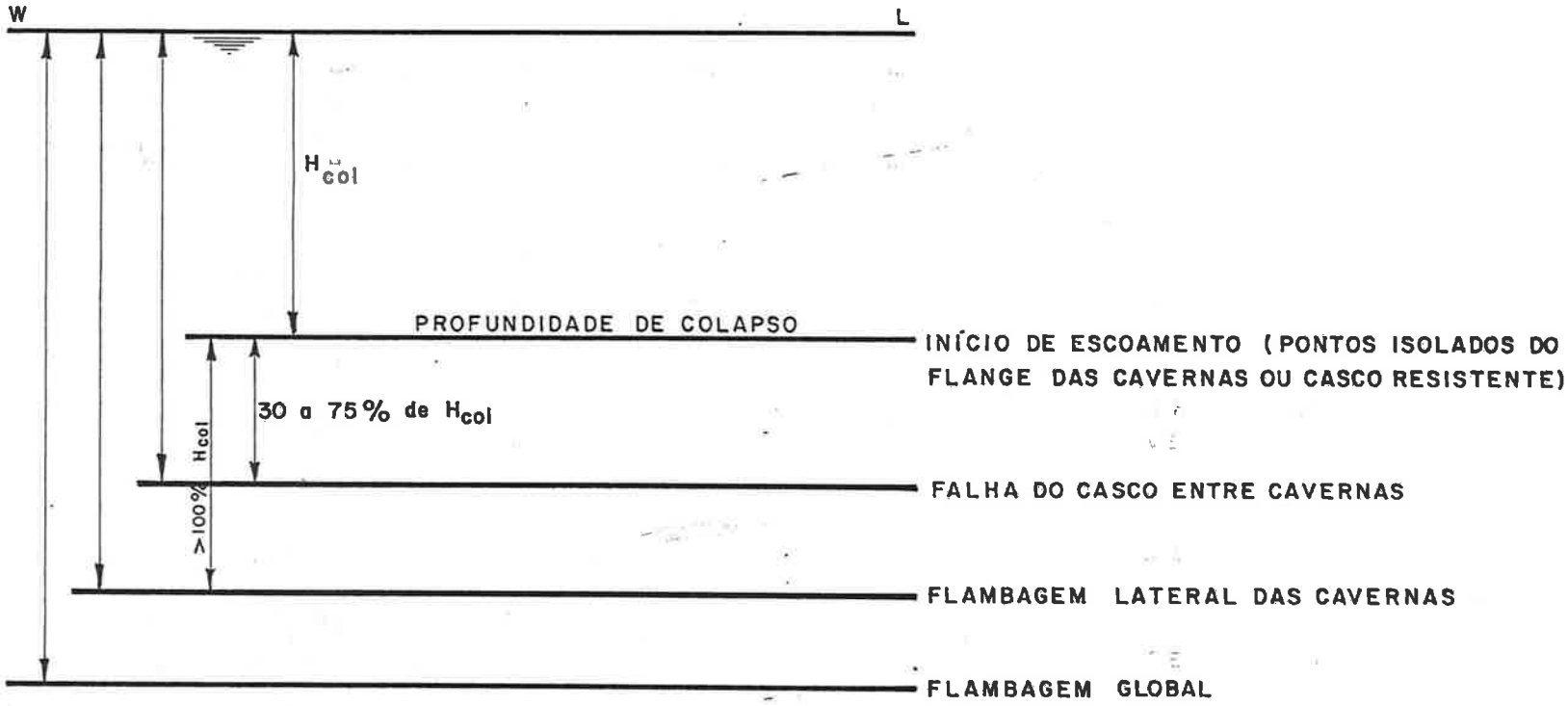


FIGURA 4.1 - HIERARQUIZAÇÃO DAS FALHAS ESTRUTURAIS

IV.3 ESCOLHA DOS ESCANTILHÕES

Limitando-se, por ora, ao casco resistente e cavernas, sabe-se que o projetista estrutural recebe, praticamente pronto, o arranjo físico do submersível. Estão definidos os posicionamentos de tanques, anteparas, conveses, etc. Sabe-se ainda a profundidade máxima de operação requerida e, portanto, qual a profundidade de colapso. A lâmina d'água de segurança entre a profundidade máxima de operação e profundidade de colàpso será estudada no próximo capítulo. De posse desses dados, três grandezas devem ser definidas:

- espessura do casco resistente (t),
- espaçamento das cavernas (L_c);
- escantilhão das cavernas (E_c).

O mínimo peso é o requisito principal desta estrutura. Portanto, a espessura é o primeiro item a ser selecionado, pois responderá por 70 a 90% do peso total do conjunto. A primeira estima de seu valor é feita a partir de submersíveis semelhantes e da experiência acumulada pelo projetista. A partir daí, o espaçamento e escantilhão das cavernas devem ser escolhidos conjuntamente, lançado-se mão do procedimento esquematizado à figura 4.2. Este pode ser resumido pelas fases que seguem (ver fluxograma da figura 4.3):

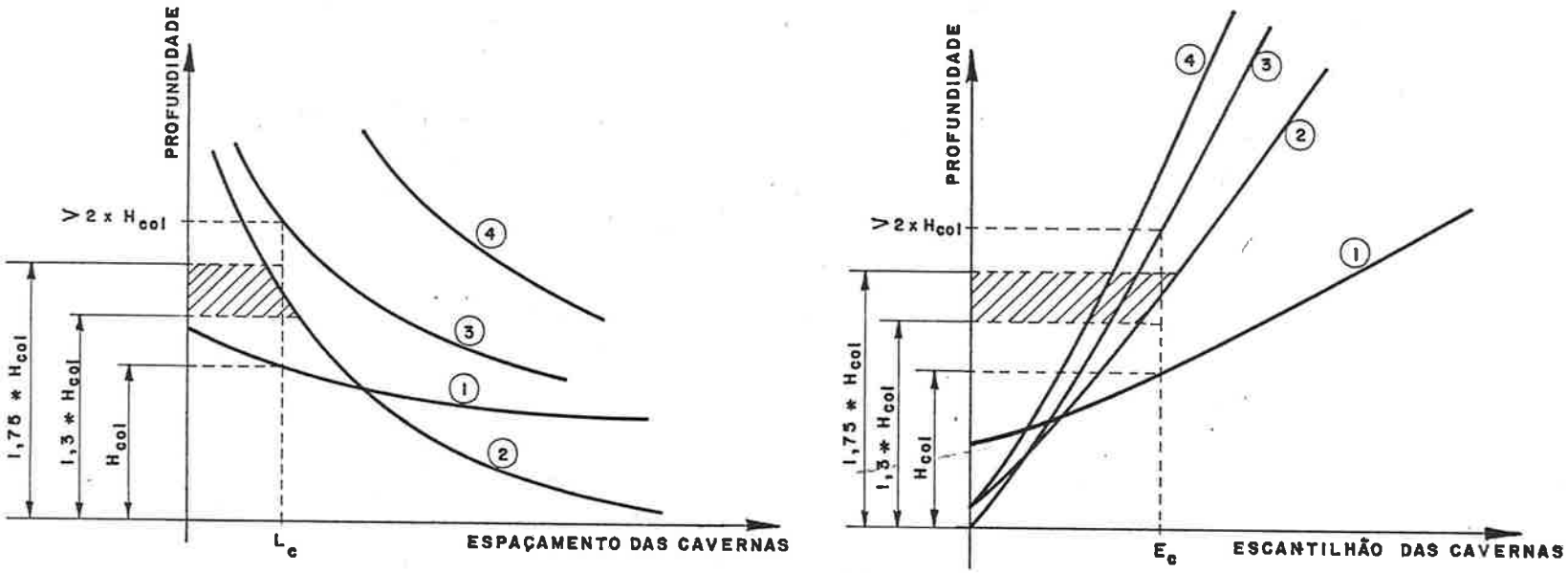
a) Escolha de uma caverna, com respectivo escantilhão (E_c).

b) Levantamento dos gráficos de profundidade x espaçamento dessas cavernas, para as quatro falhas estruturais (figura 4.2.a), onde t e E_c são constantes.

c) Com a profundidade de colapso (H_{col}), determinação do espaçamento de cavernas (L_c).

d) Com o espaçamento L_c a falha do casco entre cavernas deve ocorrer entre 1,3 a 1,75 do H_{col} (figura 4.2.a). A seguir deve vir a flambagem lateral das cavernas (profundidade maior que 2 * H_{col}) e flambagem global.

Neste ponto temos duas alternativas:



(a) t e escantilhão de cavernas constantes

(b) t e espaçamento das cavernas constantes

1. INÍCIO DO ESCOAMENTO (CAVERNAS OU CASCO)
2. FALHA DO CASCO ENTRE CAVERNAS
3. FLAMBAGEM LATERAL DAS CAVERNAS
4. FLAMBAGEM GLOBAL

FIGURA 4.2 - ESQUEMA DO PROCEDIMENTO DE ESCOLHA DO ESPAÇAMENTO E ESCANTILHÃO DAS CAVERNAS

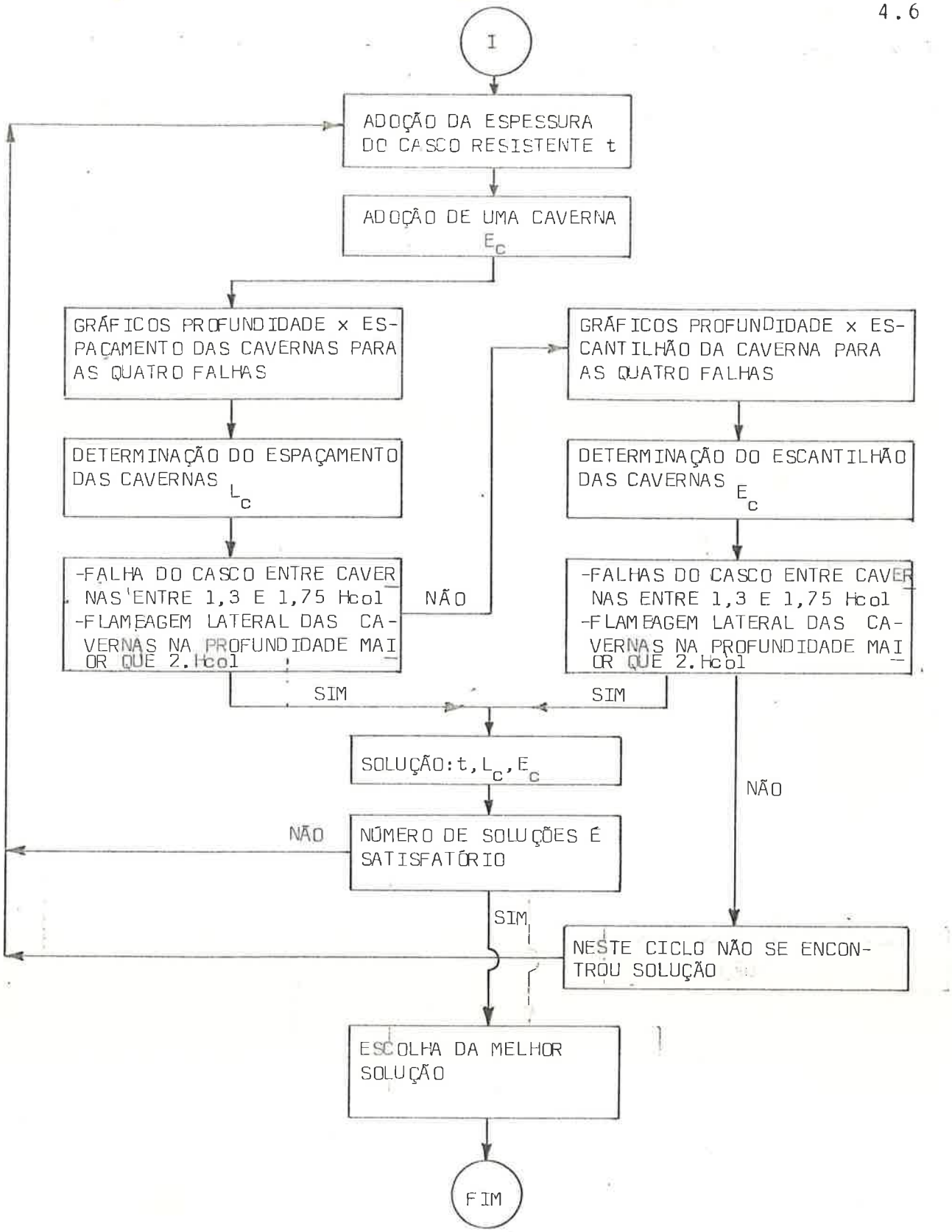


FIGURA 4.3 - FLUXOGRAMA DO PROCEDIMENTO GERAL PARA CÁLCULO DA ESTRUTURA DO CASCO RESISTENTE CILÍNDRICO E CAVERNAS.

- cumprindo-se este requisito já se possui uma solução. Outras soluções devem ser obtidas para outras cavernas e espessuras do casco, retornando ao item a acima:
- não se cumprindo este requisito, a caverna não é apropriada para esta espessura, devendo-se ir para as fases e e f subsequentes;

e) Montam-se a seguir, para outro espaçamento L_c, os gráficos de profundidade x escantilhão da caverna (figura 4.2.b), para as quatro falhas, podendo determinar a nova caverna E_c, correspondente ao início do escoamento para H_{col}.

f) Com o escantilhão E_c, devem-se cumprir os mesmos limites de falhas do item d acima.

Cumprindo-se este requisito possui-se uma solução. Não se cumprindo o requisito, os valores adotados neste ciclo não são apropriados.

Nos dois casos, outras soluções devem ser obtidas para outras cavernas e espessuras, retornando ao item a acima.

Executado o processo, para algumas soluções, deve-se escolher aquela que tenha o menor peso, ressalvando-se o seguinte:

- O espaçamento não deve ser menor do que um valor mínimo, ditado pela experiência de construção, principalmente no item soldagem, que faça com que as deformações da estrutura e seu custo não sejam convenientes.
- Para cavernas internas, a sua altura deve ser menor do que um valor máximo ditado pelo arranjo físico.

Algumas faixas típicas de t, L_c e R são:

$$L_c \quad - \quad 27'' \text{ a } 38''$$
$$L_c/R \quad - \quad 0{,}175 \text{ a } 0{,}440 \qquad \text{(IV.1)}$$
$$R/t \quad - \quad 80 \text{ a } 140$$

Estes valores vão depender, principalmente, da qualida-

de estrutural do aço utilizado. Resta, portanto, definir os modelos de análise estrutural, para o cálculo das profundidades que levam às falhas alvo de atenção. Isto é feito no item a seguir.

IV.4 MODELO DE ANÁLISE ESTRUTURAL

O modelo de análise pode ser dividido em três itens principais: cargas, modelo físico e matemático, fator de segurança.

A) Cargas: para as falhas que estamos estudando a carga corresponde à pressão d'água uniformente distribuida no casco resistente.

B) Modelo Físico e Matemático: o ferramental disponível para cálculo já foi exposto no item II.3. Tratar-se á aqui de aplicar aquele formulário na sua forma própria para projeto, para cada falha específica.

B.1) Início do Escoamento (Cavernas ou Casco Resistente)

- Escoamento do Flange das Cavernas. A tensão total máxima no flange das cavernas é dada por:

$$\sigma_t = \sigma_c + \sigma_f \qquad \text{(IV.2)}$$

onde:

σ_c → tensão de compressão nas cavernas. Dada por Von Sanden e Gunther (equação II.2.e)

$$\sigma_c = \frac{Q\ p\ R}{A + bt} \qquad \text{(II.2.e)}$$

σ_f → tensão de flexão nas cavernas devido à falta de circularidade do casco resistente. Considerando o valor máximo da equação (II.27.a) vem:

$$\sigma_f = \frac{(n^2-1)E\ c\ B_o}{R_c^2} \frac{p}{p_{cr_n} - p} \qquad \text{(IV.3)}$$

O início do escoamento ocorre quando $\sigma_t = \sigma_y$. Portando:

$$\frac{Q\, p_{col}\, R}{A + bt} + \frac{(n^2-1)\, E\, c\, E_o}{R_c^2} \; \frac{p_{col}}{p_{cr_n} - p_{col}} = \sigma_y \qquad \text{(IV.4)}$$

onde:

p_{col} → pressão que dá início ao escoamento (pressão de colapso)

Na expressão (IV.4), admite-se que a máxima falta de circularidade B_o ocorra com um número n de ondas circunferenciais que maximize a tensão de flexão σ_f, através da maximização da expressão $(n^2-1)\, p_{col}/p_{cr_n} - p_{col}$. Desta forma, pode-se utilizar a expressão de Bryant (equação II.21), para o cômputo da pressão de flambagem global (p_{cr_n}), pois para este n, o valor de p_{cr_n} praticamente coincide com a expressão geral de Kendrick (equação II.19).

De acordo com as fontes pesquisadas (USN e Marinha Italiana |27|) admite-se, em projeto, que o casco possa ter uma falta de circularidade máxima dada por:

$$\begin{aligned} B_o &= t/2 \quad \text{para} \quad t \leq 1" \\ B_o &= 0{,}5" \quad \text{para} \quad t > 1" \end{aligned} \qquad \text{(IV.5)}$$

A expressão (IV.4) pode ser explicitada para p_{col}, gerando uma equação do 2º grau, que deverá ser aplicada para alguns valores de n até encontrar aquele que dê a mínima pressão de início de escoamento. Fazendo isto, para cada arranjo, (t, L_c, E_c), podem-se levantar as curvas respectivas da figura 4.2.

Não é usual computar os efeitos de imperfeições laterais das cavernas, pelas razões já expostas no item II.3.5.3. Deverão ser incluídos no fator de segurança.

- Escoamento em Pontos Isolados do Casco Resistente. A tensão total máxima no casco resistente é dada por:

Longitudinal $\sigma_{t_x} = \sigma_x$ (IV.6)

Circunferencial $\sigma_{t\theta} = \sigma_\theta + \sigma_{\theta_f} + \sigma_{f_c}$ (IV.7)

onde:

σ_x e σ_θ → tensões dadas por Von Sanden e Günther (equação II.2)

σ_{θ_f} → tensões de flexão no casco resistente, devido à falta de circularidade entre cavernas. Considerando o valor máximo da equação (II.31) , esta ocorre no meio do vão, e vem:

$$\sigma_{\theta_f} = \pm \frac{E.t\left[n^2-1+\nu\ (\pi R/L)^2\right]}{2R^2(1-\nu^2)} \cdot B_o \cdot \frac{p}{p_{cr_n}-p} \qquad \text{(IV.8)}$$

σ_{f_c} → tensão de flexão no casco devido à falta de circularidade global (equação II.27.b), com σ_f máximo dada na equação IV.3).

$$\sigma_{f_c} = \sigma_f \frac{c'}{c} \qquad \text{(II.27.b)}$$

Admite-se que o início do escoamento ocorra quando:

$$\sigma_{tx} = \sigma_y \quad \text{ou} \quad \sigma_{t\theta} = \sigma_y \qquad \text{(IV.9)}$$

A tensão σ_y vai corresponder um valor de p_{col}. Ao invés da expressão (IV.9), dever-se-ia usar um critério de resistência ao escoamento mais apropriado (Máxima Energia de Distorção, por exemplo), que considerasse o estado de tensões que está agindo. Este aprimoramento não será aqui utilizado, pelas incertezas e grande dose de conservadorismo que já se esta impondo, como está descrito a seguir.

Na expressão (IV.7) supõe-se que coincidam, no mesmo ponto do casco, as máximas faltas de circularidades glo

bal e entre cavernas.

Na expressão (IV.8), a máxima falta de circularidade B_o, também será admitida como ocorrendo na forma n que maximize $\sigma_{\theta f}$. Nela p_{cr_n} pode ser calculado pela expressão (II.6), pois esta maximização sempre ocorre para altos valores de n.

Nenhuma das fontes pesquisadas se dedica à determinação de valores admissíveis para a falta de circularidade máxima entre cavernas B_o. A maioria, inclusive, ignora este efeito sobre as tensões no casco. As razões já foram expostas ao fim do item II.3.5.2. Estudo neste sentido realizado para um submersível |28| revelou que este admitia um valor de até $B_o \doteq 0,09t$. Este mesmo valor é dado por Kendrick |8|, mas de uma forma muito vaga, dizendo que " ... altas tensões residuais estão presentes com uma corrugação da ordem de 0,1 vezes a espessura ...".

A adoção de $B_o = 0,09t$ pode ser, por ora, recomendado. Na figura 4.2 constará o valor do p_{col} aqui encontrado, desde que seja menor que o respectivo para o escoamento do flange das cavernas (equação IV.4).

B.2) Falha do Casco Entre Cavernas

Para cômputo da profundidade em que isto ocorre deve-se utilizar diretamente a curva B da figura 2.14.

B.3) Flambagem Lateral das Cavernas

Usar a equação (II.16) de Kendrick.

B.4) Flambagem Global

A flambagem global, de modo preciso, só pode ser calculada utilizando, por exemplo, os trabalhos de Kendrick |8,11| (como no item II.3.4). No entanto, este valor sempre estará bem acima das falhas B.1 e B.2 e não deve causar preocupação. Pelo menos, para modos de pequeno valor de n, a equação (II.21) de Bryant pode, aproximadamente, ser usada. Caso se obtenham valores inaceitáveis, aí sim convém o cálculo pela solução mais precisa.

C) Fator de Segurança: o submersível possui como requisito de projeto uma profundidade máxima de operação (H_{op}). Tem-se até agora encontrado o que se chama profundidade de colapso (H_{col}). Define-se fator de segurança (F.S.) como:

$$F.S. = \frac{H_{col}}{H_{op}} \qquad (IV.10)$$

Os principais aspectos a serem considerados na determinação do F.S. a ser utilizado são:

- Precisão dos modelos físicos e matemáticos aplicados. As várias hipóteses simplificadoras foram expostas ao longo do texto.

- Imperfeições dos processos de construção. Tem-se com isto, o aparecimento inevitável de tensões residuais na estrutura. Também o efeito da imperfeição das cavernas para fora de seu plano deve aqui ser incluido.

- Fadiga do material. Principalmente a fadiga de baixo ciclo, que impede que o submersível possa operar regularmente a tensões próximas ao escoamento, num meio que é altamente corrosivo. A USN estipula uma vida útil de 20 anos para seus submersíveis, sendo adotados neste caso um número de mergulhos entre um mínimo de 10.000 e um máximo de 30.000 |29|.

- Corrosão do material. Este fator, a rigor, deve ser eliminado pela adição, aos escantilhões, de uma margem de corrosão. Heller |29| fornece para o HTS uma corrosão de 5 a 6 mils/ano, o que daria 1/10" em 20 anos. Evans |30| recomenda, nesse tempo, 0,11" e Host |30| 0,13". A margem de corrosão, portanto, deve estar nesses valores, restrita às faixas de espessura de chapa que existam no mercado.

- Cargas dinâmicas e explosões. Para submersíveis de aplicação militar este fator é importante, devendo ser definido, em projeto, até que nível de ataque a estrutura deve suportar.

- Precisão de manobra. Neste item deve entrar a confiabilidade do equipamento de manobra e a velocidade do submersível. McKee |31| observa que, com o tempo, a profundidade

de operação requerida tem crescido mais rápido que as velocidades dos submersíveis. Isto faz com que, adotando-se um mesmo F.S. = H_{col}/H_{op}, a margem de segurança de lâmina d'água tenha crescido proporcionalmente. Poder-se-ia eliminar este fator, simplesmente determinando a margem de lâmina d'água necessária. Subtraindo-a da H_{col}, teríamos uma nova profundidade sobre a qual seria aplicado o fator de segurança. Os valores de F.S., que foram encontrados nas fontes consultadas, não levam a crer que este procedimento seja, por ora, seguido.

As informações coletadas descrevem que para submersíveis convencionais da década de 1950 a RN utilizava F.S. = 1,75, mas sem outros dados. Já a USN |26,31| utilizava F.S.=1,5, com a falta de circularidade máxima dada nas igualdades (IV.5).

Neste critério será adotado, incluindo todos os fatores acima, exceto a corrosão do material:

$$F.S. = 1,5 \qquad \text{(IV.11)}$$

IV.5 OUTRAS PARTES ESTRUTURAIS

Definida a estrutura principal do submersível, deve-se passar ao projeto das outras regiões.

No tocante às descontinuidades estruturais, o capítulo III do texto, quando não fornece o ferramental de análise diretamente, mostra onde ele pode ser encontrado.

As outras regiões (anteparas, conveses, ...) tem o seu projeto elaborado de modo análogo aos navios de superfície, sendo utilizadas as mesmas ferramentas de análise.

IV.6 OUTROS CRITÉRIOS DE PROJETO

O critério apresentado se assemelha em algumas partes ao que, se supõe, seja o utilizado pela Marinha Americana.

Um outro critério, do qual se obteve maiores informa-

ções, é apresentado por Faulkner |32|, e, deve ser, o utilizado pela Marinha Inglesa. Neste, ao contrário daquele que foi aqui desenvolvido, a primeira falha a ocorrer é a do casco entre cavernas. Para seu cômputo, no entanto, utiliza-se um gráfico mais conservador que o da figura 2.14. A seguir é também adotado um F.S. = 1,5, em relação à profundidade máxima de operação. A próxima falha, sim, corresponde ao escoamento do flange da caverna, sendo, segundo o autor |32|, usado um F.S. de 1,8 a 2,0 para esta falha. Este critério de projeto, em relação ao anterior, leva a cavernas mais rígidas.

Faulkner |32| fornece, ainda, valores iniciais a serem utilizados na primeira estima da estrutura, para posterior entrada nos processos de verificação estrutural e otimização de peso. São eles:

$$t \cong 1,5 \frac{R \cdot p_{op}}{\sigma_y} \qquad \text{(IV.12)}$$

$$L_c \cong 1,85 \sqrt{R \cdot t} \qquad \text{(IV.13)}$$

$$I_c \cong \frac{p_{op} R^3 L_c}{E} \qquad \text{(IV.14)}$$

Para que a flambagem lateral da caverna só ocorra para altas profundidades recomenda que se use:

$$\frac{dw}{tw} \leqslant 20 * \sqrt{\frac{414}{\sigma_y}} \qquad \text{(IV.15)}$$

onde:

dw, tw → altura e espessura da alma, respectivamente

σ_y → em N/mm^2

Estes valores, convenientemente interpretados, podem servir como guia para utilização mesmo no critério de projeto usado neste texto.

CAPÍTULO V

DESENVOLVIMENTO DE MODELOS E CRITÉRIOS PARA ANÁLISE ESTRUTURAL

V.1 INTRODUÇÃO

Nos capítulos anteriores foram abordados vários critérios que permitem projetar uma nova estrutura. É evidente, que as ferramentas de análise estrutural podem ser também aplicadas a submersíveis já em operação. Ocorre que, existindo fisicamente esta estrutura, muitas informações podem ser obtidas sobre seu estado atual, as quais foram admitidas nas fases de projeto. Enquanto para este existem critérios aceitos e relativamente explicitados, pouco esforço tem sido feito no tocante à avaliação estrutural de submersíveis já construidos: ainda na carreira, já operando, após determinados reparos estruturais, ao fim de sua vida útil de projeto e mesmo além desse tempo.

Neste momento as condições estruturais podem ser conhecidas: estado de corrosão, valor e forma real da falta de circularidade, empenamento da alma das cavernas, número de mergulhos realizados, etc. As ferramentas de análise podem ser aplicadas levando-se em conta esta realidade e com isso obter, com maior confiabilidade, os fatores de segurança que a estrutura possui. Isto pode, por outro lado, levar à redução na profundidade máxima de operação, caso as imperfeições estruturais detectadas assim o exijam.

Sente-se, portanto, a necessidade de elaborar critérios de análise estrutural de submersíveis já em operação.

V.2 INSPEÇÃO ESTRUTURAL

A inspeção estrutural, principalmente quando o submersível está docado, segue normas |27,33,34| ditadas pelos esta-

leiros que o construiram e, no caso militar, das respectivas marinhas.

Esta inspeção atem-se, principalmente, a três fatores: corrosão, trincas e imperfeições.

No tocante à corrosão, são medidas as espessuras reais de chapa e escantilhões. Caso tenha sido ultrapassada a margem de corrosão admitida em projeto, a troca das respectivas regiões deve ser providenciada.

O aparecimento ou não de trincas é também pesquisado, com a utilização de ultra-som ou raio X.

No tocante a imperfeições, verificam-se o empenamento de cavernas e falta de circularidade do casco resistente. O empenamento, quando detectado, normalmente está associado a um mau processo de construção que implica também em outras imperfeições. Quando isto ocorre, recomenda-se a troca da caverna.

V.2.1 Medição da Falta de Circularidade

V.2.1.1 Processos de medida

A medição de falta de circularidade é normalmente exigida imediatamente após a construção ou quando há substituição de cavernas e chapas do casco resistente. Isto pode ter sido feito pelas razões acima expostas ou para retirada de grandes equipamentos de dentro do submersível. Entende-se que esta obra possa alterar a circularidade do casco. Nada impede, no entanto, que estas medidas sejam feitas a qualquer momento, principalmente durante a fase de parada e docagem por qualquer razão, seja estrutural ou não. Para tal, existem dois processos semelhantes de medição: anel rígido e régua em arco.

O primeiro |35| consiste na construção de um anel rígido, com um círculo de referência R_o nele marcado. Este anel é montado, por secções, em torno do casco, tangenciando-o em um ponto previamente escolhido (figura 5.1). O raio interno do a-

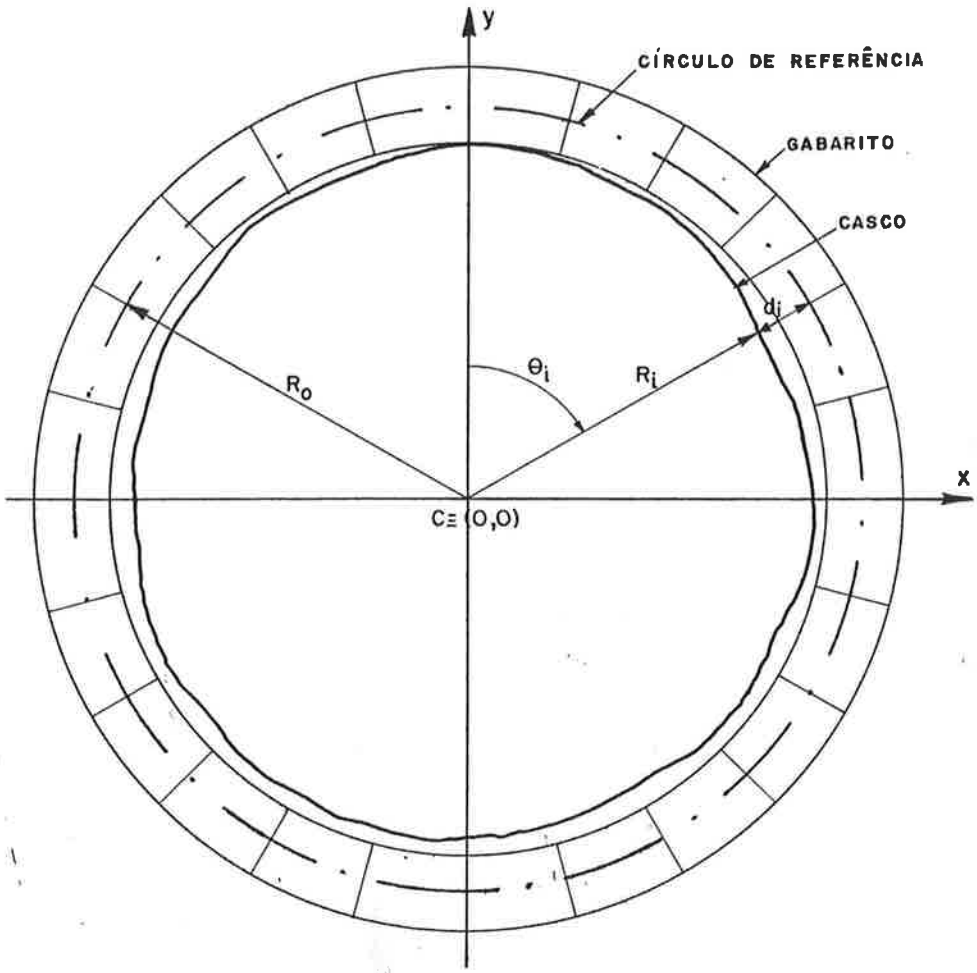


FIGURA 5.1 - ANEL RÍGIDO PARA MEDIÇÃO DA FALTA DE CIRCULARIDADE

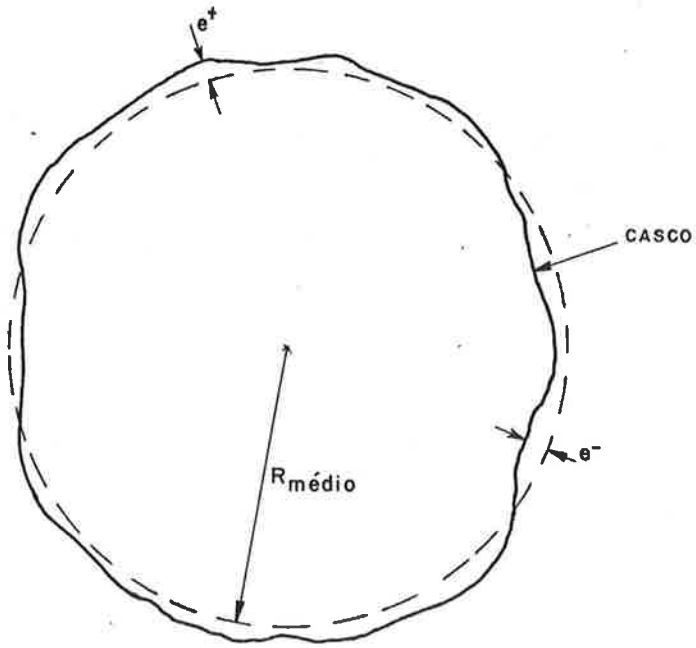


FIGURA 5.2 - MÁXIMA FALTA DE CIRCULARIDADE ($e^+ = e^-$).

nel rígido é ligeiramente maior que o raio externo da caverna, de modo que a operação descrita acima torna-se possível. Em cada secção, em que é feita a medição, são levantados os valores d_i da figura 5.1. Convencionou-se tomar essas medidas a cada 15 graus. A partir daí é aplicado um procedimento geométrico que calcula o raio médio da secção e a posiciona de tal forma a minimizar a máxima distância de qualquer ponto dessa secção à circunferência de raio médio (figura 5.2). Este valor é chamado de "máxima falta de circularidade", sendo obtido quando a distância máxima para fora do círculo médio é igual à máxima para dentro ($e^+ = e^-$).

O segundo método |27,33| consiste em posicionar, sequencialmente, em todo o contorno do casco, uma régua em arco, especialmente construída para o raio externo do casco (figura 5.3). Marca-se a posição da origem 1, posiciona-se a régua, marca-se a posição do ponto 2, e com auxílio de um calibre telescópico, verifica-se, na região do ponto 3, qual a distância do casco ao círculo de referência (d_i, na figura 5.3). Avança-se a régua para o ponto 2 e toma-se a distância no ponto 4 e assim, sucessivamente, até completar a circunferência. Os valores são tomados a cada 10 graus, agindo-se a partir daí de forma análoga ao processo anterior, para cômputo da máxima falta de circularidade. Este segundo método tem sido preferido pela maior simplicidade do instrumento de medida.

V.2.1.2 Interpretação dos resultados

Os dois processos definem "limites de aceitação" para os valores encontrados:

- Regra 1: o valor da "máxima falta de circularidade" não deve ser maior do que meia espessura do casco, para t<1", ou 1/2", para t>1".

Estes valores correspondem exatamente aos de projeto (igualdades IV.5). No entanto, durante o projeto, a forma real dessa falta de circularidade não é ainda conhecida e hipóte

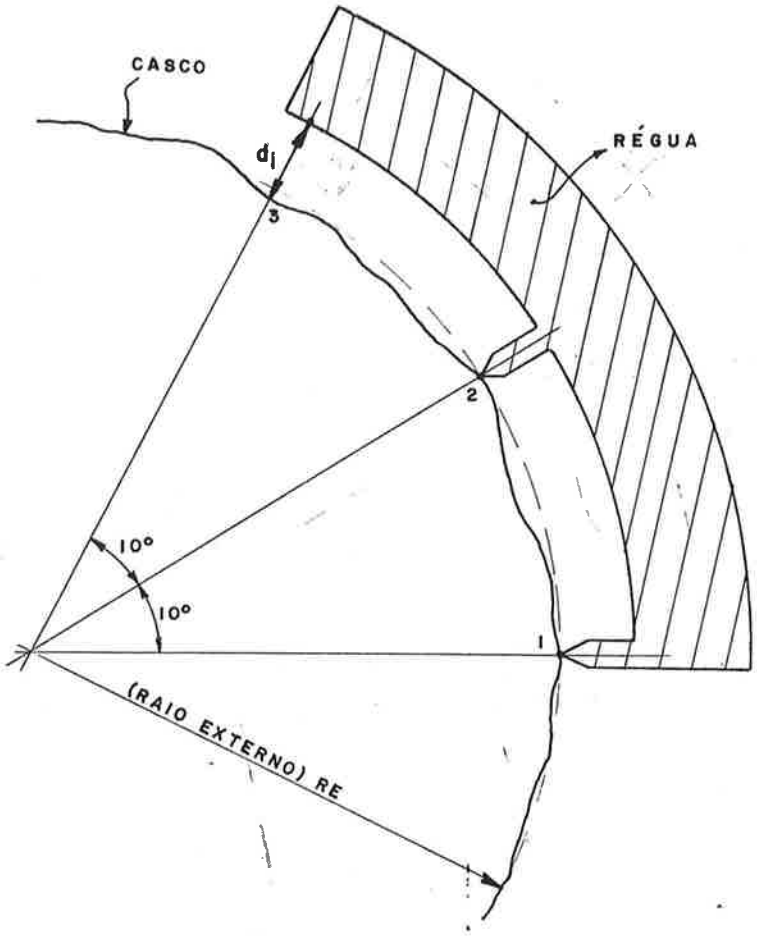


FIGURA 5.3 - RÉGUA PARA MEDIÇÃO DA FALTA DE CIRCULARIDADE

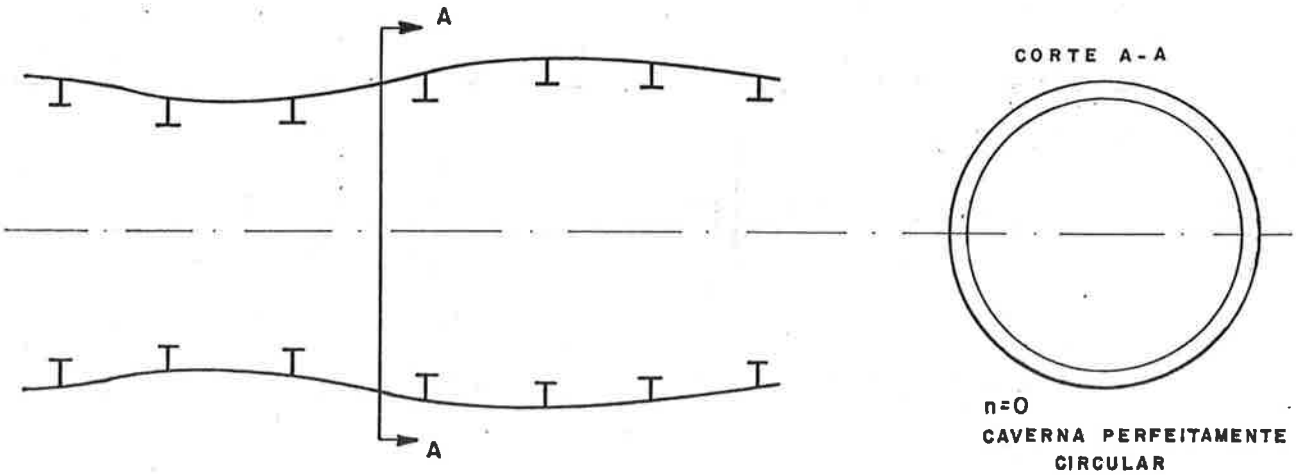


FIGURA 5.4 - DEFORMAÇÃO DOS RAIOS DO CASCO, SEM PERDA DE CIRCULARIDADE DAS SECÇÕES

ses conservadoras são admitidas. Parece muito rigoroso ter de diminuir a profundidade máxima de operação, apenas baseando-se na "máxima falta de circularidade", caso não tenha cumprido esta regra. Dever-se-ia considerar também, qual a forma desta falta de circularidade, pois não necessariamente possuirá o número de ondas transversais mais desfavorável para a estrutura, em termos de tensões (ver equação IV.3). Além do mais, outros fatores, que mostrem o estado real de conservação da estrutura, deveriam ser considerados. Novamente, evidencia-se a necessidade de um ferramental de análise estrutural, que considere todos estes fatos e não somente a forma simplista desta regra.

- Regra 2: o raio médio não deve desviar-se do raio de projeto mais do que meia eepessura do casco para t<1", ou 1/2", para t>1".

Esta regra, no caso do segundo processo (régua em arco), poderia ser interpretada como uma consequência do processo de medida, uma vez que esta régua é construída para o raio de projeto. O método geométrico de geração da falta de circularidade induziria a erros, se o raio médio real do casco fosse muito diferente do previsto. Isto explicaria, só em parte, esta regra, já que ela se mantém para o primeiro processo (anel rígido), onde não afeta os resultados obtidos.

No tocante às tensões de flexão nas cavernas, o fato de existirem raios médios reais diferentes ao longo do comprimento, não deve influir em seus níveis. Esta imperfeição (figura 5.4) representaria as componentes de n=0 (zero ondas transversais) na decomposição da falta de circularidade, por uma série de Fourier (equação II.22). Tal componente, não origina tensões de flexão. Logicamente, está se tratando de diferenças de raio que não sejam exageradas, não modificando as próprias tensões de compressão (σ_c) ou, mesmo, as de flexão por grandes alterações na forma da chapa colaborante das cavernas.

Quanto ao efeito do não cumprimento desta regra, sobre as tensões de flexão no casco devido à falta de circularidade entre cavernas ($\sigma_{\theta f}$, equação II.31), algo semelhante pode

ser dito. Interessaria muito mais saber como varia o raio, de uma secção para outra, dentro de um espaçamento de cavernas. Desta forma, uma deformação inicial relevante, levaria a alteração de resultados, pelo efeito da carga axial existente no casco (ver figura 5.5). Pode-se deduzir, que esta regra está estipulada de uma forma não muito cuidadosa e, possivelmente, procurando detectar indiretamente grandes defeitos de construção.

O processo que utiliza a régua em arco exige ainda que o desvio entre dois raios consecutivos, na mesma circunferência, não seja maior que t/2, para t<1", ou 1/2", para t>1". Como esta regra só ocorre neste processo e, conhecendo-se o método geométrico que leva à determinação dos raios de cada ponto, pode-se deduzir que está ligada à própria limitação do instrumento de medida. Claro está, no entanto, que a informação pode convenientemente ser usada. Grandes valores deste desvio caracteriza uma imperfeição localizada, provavelmente advinda de um processo inconveniente de construção ou choques contra a estrutura.

Deve-se ainda ressaltar, que nenhum dos processos é capaz de detectar deformações do eixo do submersível. Ao executar medidas secção após secção, não é tomado qualquer referencial que forneça esta informação. Isto não é relevante pois, como já citado ao fim do item II.3.5.1 do texto, esta imperfeição corresponde à componente n=1 da falta de circularidade. Ela não causa tensões de flexão nas cavernas e, por analogia, no casco.

As instruções de utilização dos processos de medição recomendam que sejam escolhidas, por amostragem, secções de cavernas que tenham mais tendência de apresentar esta falha, tais como: execução de aberturas para retirada de equipamentos; cavernas que visualmente apresentem imperfeições, etc. Como norma, escolhe-se uma caverna por compartimento, procurando ser aquela mais central, em relação às anteparas. A partir do momento que alguma delas apresente uma imperfeição indesejável, deve-se efetuar medições em toda a região. Isto não significa, que só secções na posição de cavernas devam ser medidas. Caso se

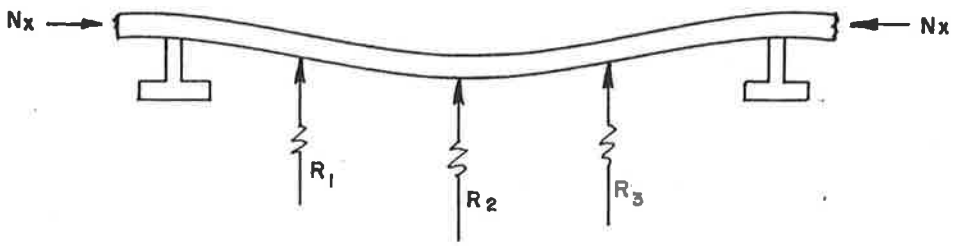


FIGURA 5.5 - EFEITO DE Nx SOBRE A IMPERFEIÇÃO INICIAL DO CASCO.

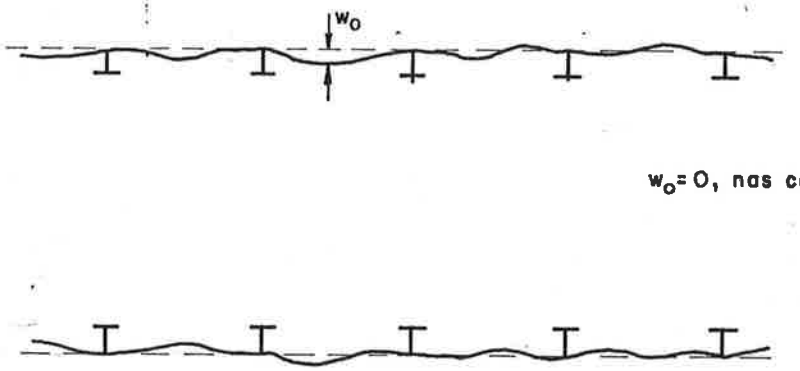


FIGURA 5.6 - FALTA DE CIRCULARIDADE ENTRE CAVERNAS. FALTA DE CIRCULARIDADE NULA NAS CAVERNAS.

$$w_o = \sum_{r=1}^{\infty} A_r F_r (x,\theta) \qquad (V.1)$$

$$w_1 = \sum_{r=1}^{\infty} A_r \frac{p}{p_{cr_r} - p} F_r (x,\theta) \qquad (V.2)$$

onde:

A_r → amplitude de r-ésimo modo da decomposição da falta de circularidade real.

$F_r(x,\theta)$ → forma do r-ésimo modo

p_{cr_r} → pressão crítica de flambagem global elástica correspondente ao r-ésimo modo

p → pressão externa

Admitindo que as anteparas, pela grande rigidez no seu próprio plano, sejam perfeitamente circulares, pode-se utilizar a decomposição da falta de circularidade inicial, em série Fourier, para todo o compartimento de comprimento L_a (figura 2.20 e equação II.22 do item II.3.5.1 do texto), dada por:

$$w_o = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} B_{o_{mn}} \cos n\theta \operatorname{sen} \left(\frac{m\pi x}{L_a}\right) + D_{o_{mn}} \operatorname{sen} n\theta \operatorname{sen} \left(\frac{m\pi x}{L_a}\right) \qquad (II.22)$$

A partir das equações (V.1), (V.2) e (II.22), usando o mesmo procedimento do item II.3.5.1 para cômputo da tensão de flexão no flange das cavernas, vem:

$$\sigma_f = \frac{E \cdot c}{R_c^2} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=2}^{\infty} (n^2-1) \cdot \frac{p}{p_{cr_{mn}} - p} \cdot \left[B_{o_{mn}} \cos n\theta + D_{o_{mn}} \operatorname{sen} n\theta \right] \cdot \operatorname{sen} \left(\frac{m\pi x}{L_a}\right) \qquad (V.3)$$

onde:

$B_{o_{mn}}$, $D_{o_{mn}}$ → amplitudes das componentes m,n da série de Fourier

L_a → distância entre anteparas

Notar que em (V.3) não aparecem os termos em $n=0$ e $n=1$, pois não implicam no aparecimento de tensões de flexão. O valor de σ_f é variável, de acordo com (V.3), tanto circunferencial como longitudinalmente.

O casco resistente, como parte da chapa colaborante das cavernas, terá uma tensão de flexão dada por (II.27.b).

$$\sigma_{fc} = \sigma_f \frac{c'}{c} \qquad \text{(II.27.b)}$$

Tendo o levantamento da falta de circularidade global $w_o(x,\theta)$ as amplitudes $B_{o_{mm}}$ e $D_{o_{mn}}$ das componentes da série de Fourier são dadas por:

$$B_{o_{mn}} = \frac{2.\lambda}{\pi L_a} \int_0^{L_a} \int_0^{2\pi} w_o(x,\theta)\, \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L_a}\right) \cos n\theta \; dx \; d\theta \qquad \text{(V.4)}$$

$$D_{o_{mn}} = \frac{2.\lambda}{\pi L_a} \int_0^{L_a} \int_0^{2\pi} w_o(x,\theta)\, \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L_a}\right) \text{sen}\, n\theta \; dx \; d\theta \qquad \text{(V.5)}$$

onde:

$$\lambda = \begin{cases} 1/4 & \text{para } m=0 \text{ e } n=0 \\ 1/2 & \text{para } n=0 \text{ e } m>0 \\ 1 & \text{para } m>0 \text{ e } n>0 \end{cases}$$

Como visto nos processos de medida da falta de circularidade, ela é tomada por pontos discretos, não se conhecendo sua expressão analítica. Portanto, as integrais (V.4) e (V.5) devem ser executadas numericamente.

Se for constatado que, na realidade, as anteparas tem também uma ligeira falta de circularidade, a série dada por (II.22), que tem valor nulo em toda a secção das anteparas, não seria apropriada. Poder-se-ia utilizar a forma mais geral da série de Fourier, onde entrassem as componentes em $\cos\left(\frac{m\pi x}{L_a}\right)$. Procedendo desta forma, chegar-se-ia a um impasse, pois essas componentes correspondem a formas flambadas com deformação das anteparas em seu próprio plano.

Ora, estas possuem alta rigidez a tal deformação, implicando em que as respectivas pressões críticas ($p_{cr_{mn}}$) sejam muito grandes e analiticamente desconhecidas. Isto faz com que as correspondentes tensões de flexão (equação V.3) sejam desprezíveis, podendo-se desconsiderar tais componentes.

Para contornar este problema, recomenda-se a utilização de um artifício (figura 5.7):

- Ignorar a falta de circularidade das anteparas, fazendo-a nula.
- Supor, que a uma distância suficientemente pequena das mesmas, a falta de circularidade é igual à das anteparas.

Desta forma, está se "cortando" uma porção do casco, isto é, admitindo que os bordos do compartimento são livres à rotação, só considerando a região entre as duas anteparas do compartimento. Esta hipótese já vem sendo utilizada, mesmo com falta de circularidade nula das anteparas, ao calcularmos os valores de $p_{cr_{mn}}$. Não se introduz qualquer nova limitação e pode-se considerar a série dada em (II.22). As amplitudes correspondentes a n=0 e n=1, que não causam tensão, se encarregarão de "descontar" a parcela de falta de circularidade devida às anteparas.

V.3.2 O Programa NETUNO

A partir da formulação apresentada foi elaborado um programa de computador, em FORTRAN, que determina o campo de tensões na estrutura típica do submersível, nas fases de projeto ou já após o levantamento da falta de circularidade.

O programa, para a região típica (casco resistente e cavernas) calcula os seguintes valores:

- Tensões de compressão e flexão nas cavernas e casco resistente, segundo a formulação de Von Sanden e Gunther (equações II.2), para várias profundidades.
- Pressão que causa instabilidade do casco resistente, entre cavernas (equação II.12).

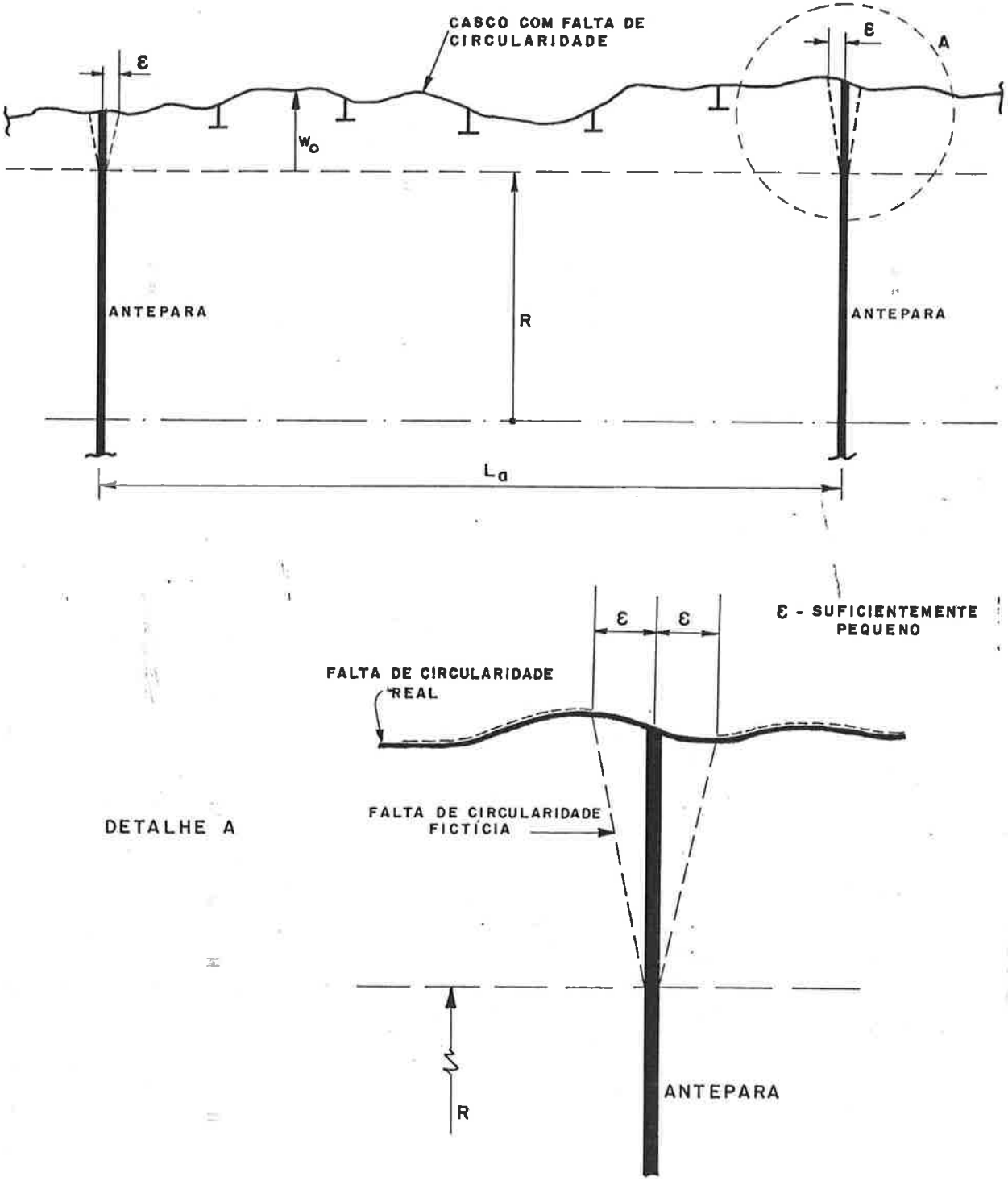


FIGURA 5.7 - ARTIFÍCIO PARA INCLUIR FALTA DE CIRCULARIDADE DA ANTEPARA.

- Pressão que causa flambagem elástica das cavernas (equação II.14) e flambagem elástica global (Bryant, equação II.21), para vários termos m,n.

- Tensões de flexão no flange das cavernas e casco resistente devido à falta de circularidade, para várias profundidades (equações II.27).

- Tensões totais nas cavernas e casco resistente, e pressão que dá início ao escoamento (pressão de colapso) em algum ponto da estrutura.

As tensões de flexão, devido à falta de circularidade, podem ser calculados de três formas distintas:

- A partir de uma falta de circularidade máxima fornecida, o programa adota uma forma que maximize as tensões (equação IV.4). Este procedimento é usado em projeto.

- A partir de uma falta de circularidade máxima e valores fixos para número de ondas circunferenciais e longitudinais.

- A partir do fornecimento dos valores reais medidos da falta de circularidade. Neste caso o programa segue todo o procedimento descrito no item anterior, V.3.1, através da decomposição da superfície em série de Fourier e cálculo de tensões.

Nesta última forma o programa imprime:

- A diferença máxima entre a superfície real e a que vai sendo calculada, a cada termo m,n. A série termina em um valor m,n, de tal modo que esta diferença seja menor que um valor previamente especificado (erro). A equação (V.3), para cálculo de tensões é aplicada até estes valores máximos de m e n.

- Todos os termos $B_{o_{mn}}$ e $D_{o_{mn}}$ da série.

- Valor da superfície, em todos os pontos medidos, fornecido e resultante da série.

- "Fator de contribuição" de cada termo da série, sobre o valor final das tensões (ver equação V.3):

$$K_B = (n^2-1)\frac{p}{p_{cr_{mn}}-p} B_{o_{mn}} \quad e \quad K_D = (n^2-1)\frac{p}{p_{cr_{mn}}-p} D_{o_{mn}} \qquad (V.6)$$

Para cômputo das amplitudes $B_{o_{mn}}$ e $D_{o_{mn}}$ da série, as integrais duplas (V.4) e (V.5) são executadas por trechos, conforme figura 5.8:

- Para cada secção circunferencial, a partir do ponto medido 1, os pontos 1, 2, 3 e 4 são aproximados por um polinômio do 3º grau (figura 5.8.a).
- Executam-se as integrais em $d\theta$ para o trecho entre os pontos 2 e 3.
- Avança-se um ponto e, consecutivamente, cobre-se toda a circunferência, encontrando a integral total s_i dessa secção.
- Com todos os valores de s_i, procede-se, analogamente, para o sentido longitudinal (figura 5.8.b), novamente aproximando a curva de s_i por um polinômio do 3º grau, a cada quatro pontos.
- Percorrendo todo o comprimento L_a encontram-se os valores $B_{o_{mn}}$ e $D_{o_{mn}}$. O processo é repetido para cada par m,n.

V.3.3 Inclusão da Falta de Circularidade entre Cavernas

O cálculo de tensões no casco resistente, devido a uma falta de circularidade geral entre cavernas, pode ser feito de modo análogo ao caso anterior.

Para uma falta de circularidade na forma da equação II.28 (item II.3.5.2 do texto), as tensões de flexão transversais no casco são dadas pela equação (V.7).

$$w_o = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} B_{o_{mn}} \cos n\theta \, \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L}\right) + D_{o_{mn}} \, \text{sen}\, n\theta \, \text{sen}\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \qquad \text{(II.28)}$$

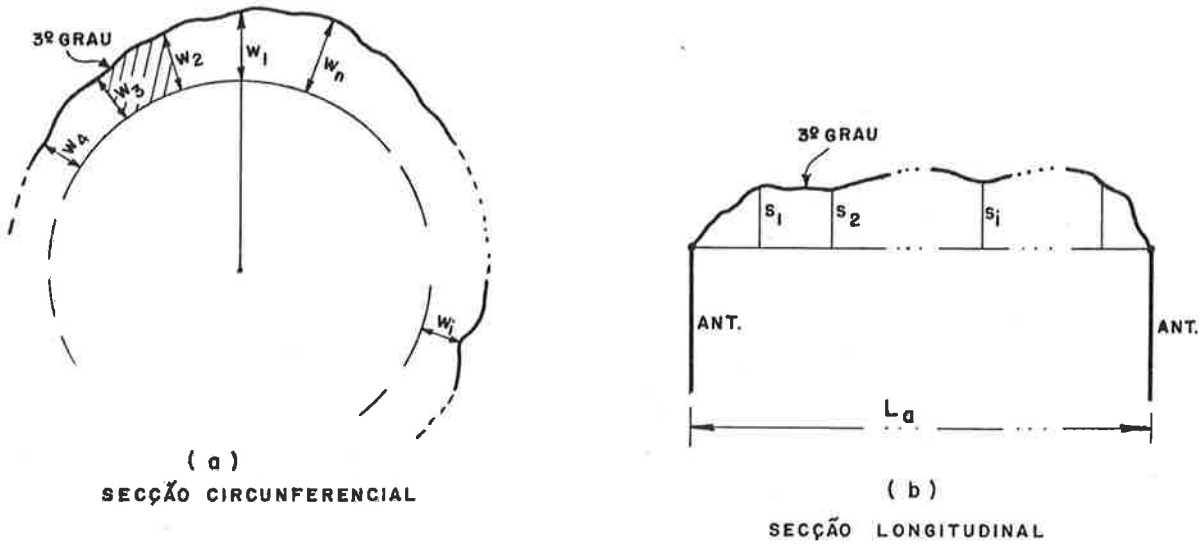


FIGURA 5.8 - CÔMPUTO DAS AMPLITUDES BOMN E DOMN

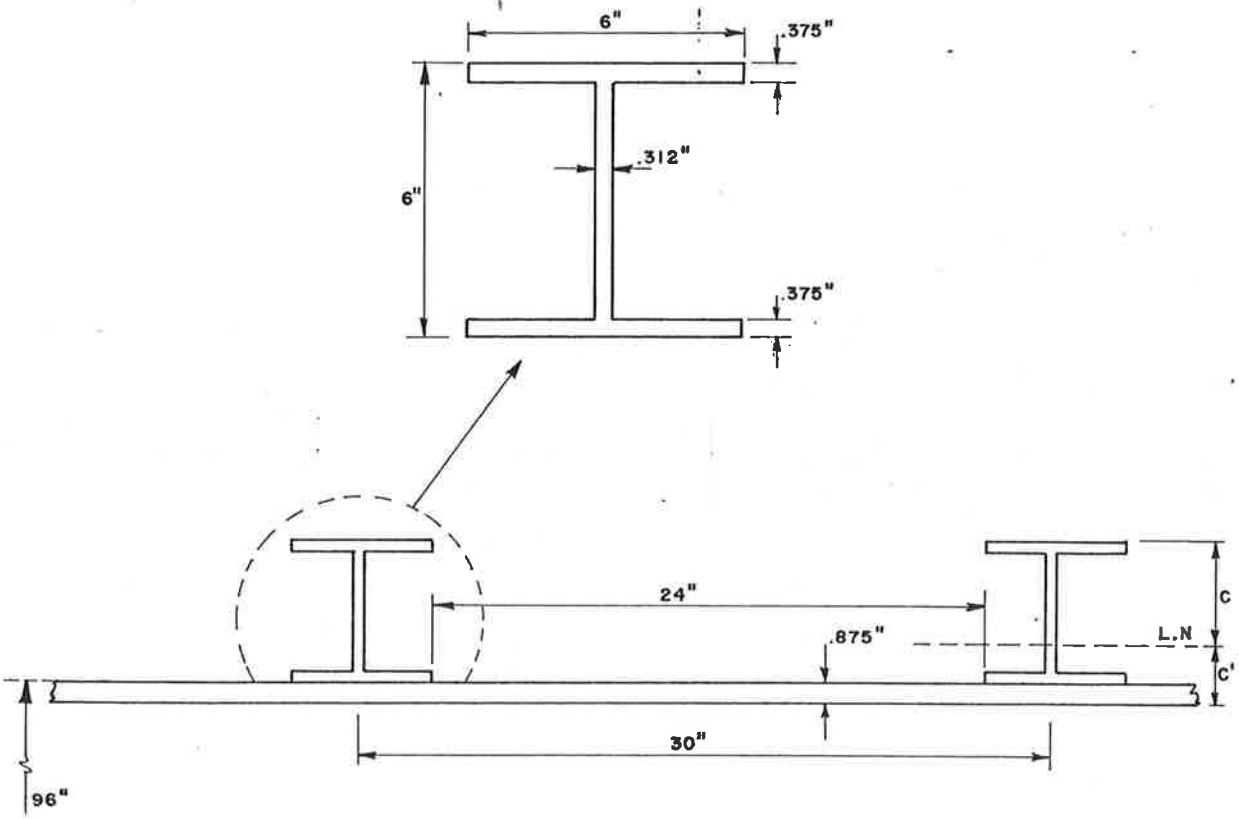


FIGURA 5.9 - CAVERNAS DO SUB. A.

$$\sigma_{\theta_f} = \pm \frac{Et}{2R^2(1-\nu^2)} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} \left[\eta^2 - 1 + \nu\left(\frac{m\pi R}{L}\right)^2\right] \tag{V.7}$$

$$\cdot \frac{p}{p_{cr_{mn}} - p} \left[B_{o_{mn}} \cos n\theta + D_{o_{mn}} \operatorname{sen} n\theta\right] \operatorname{sen}\left(\frac{m\pi x}{L}\right)$$

$$\left| \begin{array}{l} + \text{ face externa} \\ - \text{ face interna} \end{array} \right.$$

onde L corresponde ao vão livre, do casco resistente, entre cavernas. O cômputo dos termos $B_{o_{mn}}$ e $D_{o_{mn}}$ da série é feito da mesma forma do caso anterior.

V.3.4 Aplicação do Modelo Analítico

O modelo desenvolvido no item anterior será aplicado em um submersível, que será designado Sub.A. Dele se conhece o arranjo estrutural, tendo sido efetuadas medidas de falta de circularidade pelo processo do anel rígido.

V.3.4.1 Apresentação do problema

A) Arranjo Estrutural

O Sub.A é constituído de cavernas externas (figura 5.9), com espaçamentos dados na figura 5.10 para o compartimento mais longo do submersível, que é aquele que define a profundidade máxima de operação. Outros dados, físicos e geométricos, constam da tabela 5.1. Optou-se em utilizar o sistema inglês de unidades, que é original dos planos estruturais dos submersíveis a serem analisados.

Na figura 5.10 nota-se que as cavernas possuem dois espaçamentos diferentes entre elas, bem como a presença de cavernas de secção variável em várias posições. Estas, são constituídas de chapas unindo o casco resistente ao não resistente (figura 5.11). Sua rigidez é superior às cavernas comuns, elevando a rigidez do compartimento como um todo.

H - POSIÇÃO DE CAVERNAS DE SECÇÃO VARIAVEL (FIG. 5.11)

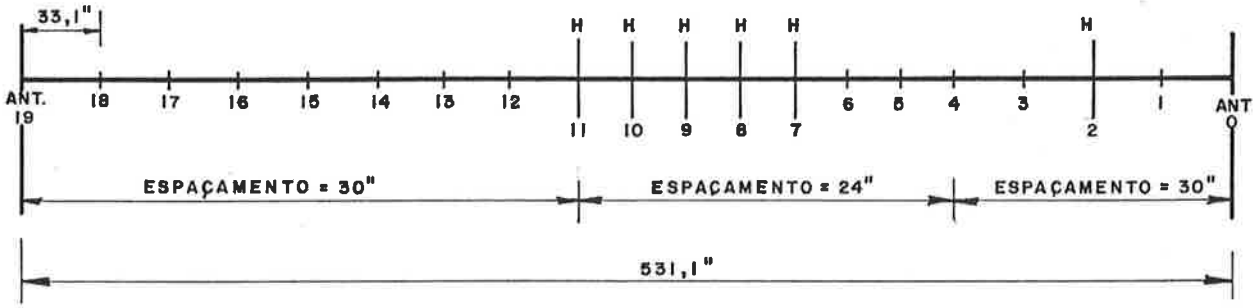


FIGURA 5.10 - NUMERAÇÃO DE CAVERNAS NO MAIOR COMPARTIMENTO (531,1") DO SUB. A.

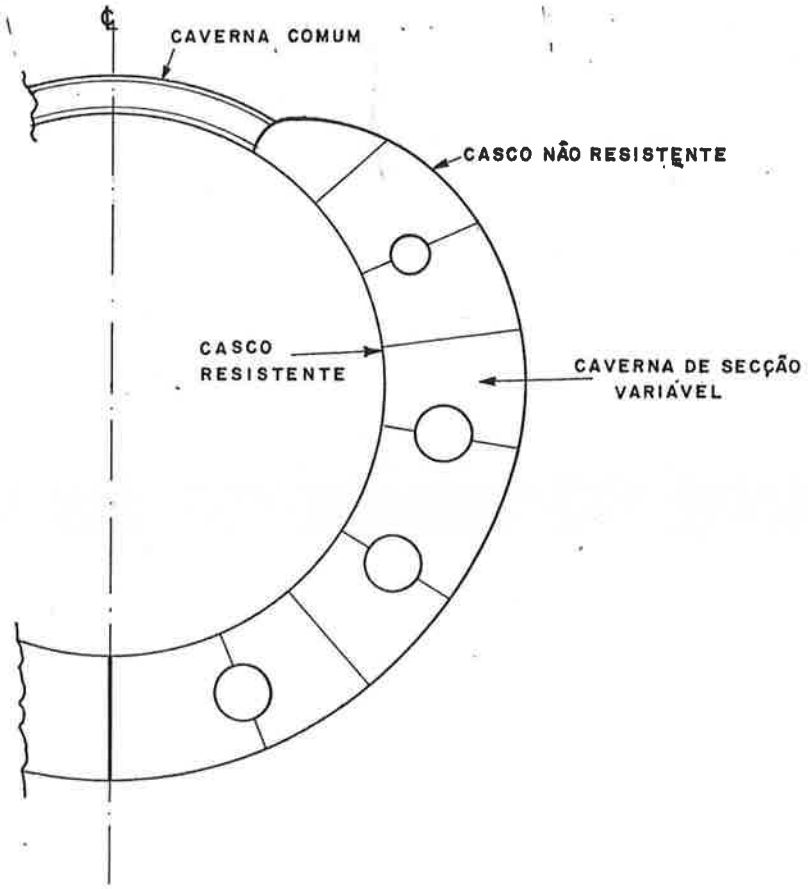


FIGURA 5.11 - ARRANJO TÍPICO DAS CAVERNAS DE SECÇÃO VARIAVEL (H)

Tabela 5.1 - Dados físicos e geométricos do Sub.A

GRANDEZA	VALOR	GRANDEZA	VALOR
R	95,563"	L_a	531,1"
t	.875"	I_c (*)	99,87 pol^4
A	6,14 pol^2	c	5,786"
L_c	24" ou 30"	c'	1,089
L	18" ou 24"	R_c	96,214
E	$30x10^6$ psi	σ_y	46780 psi

(*) I_c com chapa colaborante de 30".

B) Falta de Circularidade

Os resultados das medições de falta de circularidade mostraram que, no compartimento em estudo, o casco resistente apresentava uma grande imperfeição na região da coroa. Na figura 5.12 está esquematizada a falta de circularidade do casco resistente na secção da caverna 10, em escala aumentada para melhor visualização. Esta caverna é a que apresenta o máximo valor (.829"). Na tabela 5.2 são apresentadas as máximas faltas de circularidade das cavernas que foram medidas.

Tabela 5.2 - Máximas faltas de circularidade

CAVERNA	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
B_o (pol)	.542	.525	.338	.406	.561	.520	.714	.791	.829	.402	.430

Verifica-se que somente as cavernas 4, 5, 11 e 12 tem falta de circularidade menor do que a máxima admitida em projeto (t/2 = .438"). Apesar de estar mostrada somente a forma da falta de circularidade da caverna 10 (figura 5.12), todas as outras tem o mesmo aspecto. A decomposição em série de Fourier simples, somente da falta de circularidade da caverna 10, pelo programa NETUNO, levou aos valores da tabela 5.3, até n=10.

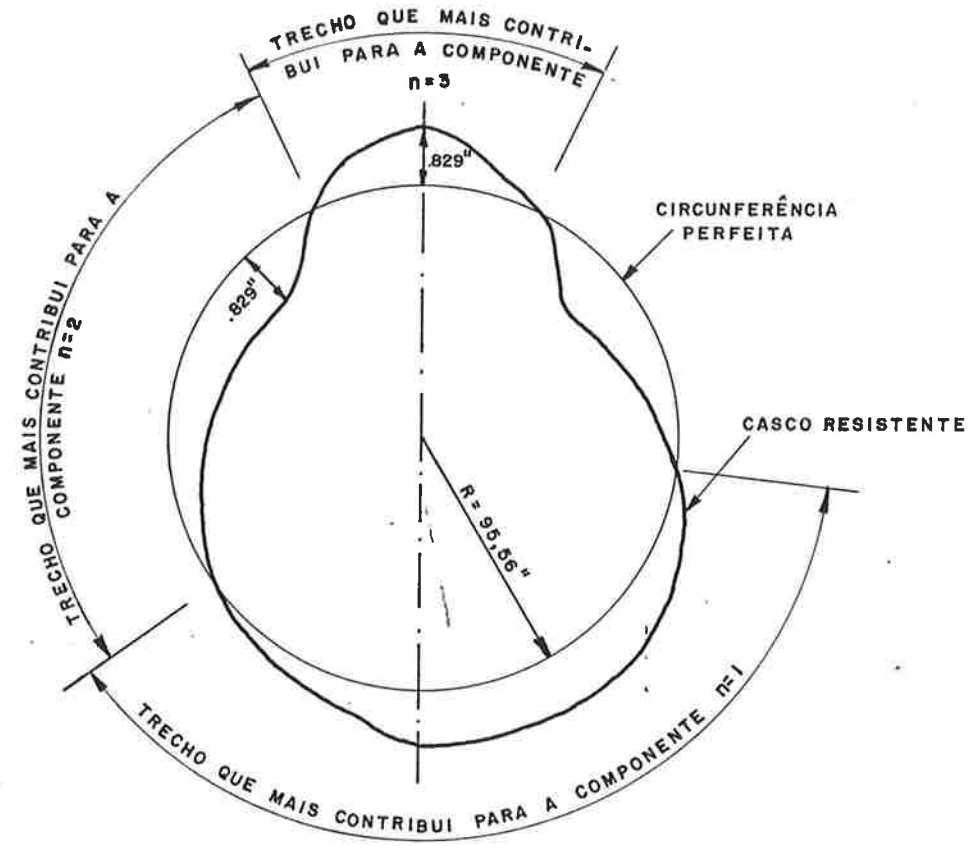


FIGURA 5.12 - FALTA DE CIRCULARIDADE DA CAVERNA 10.
(Em escala aumentada para melhor visualização)

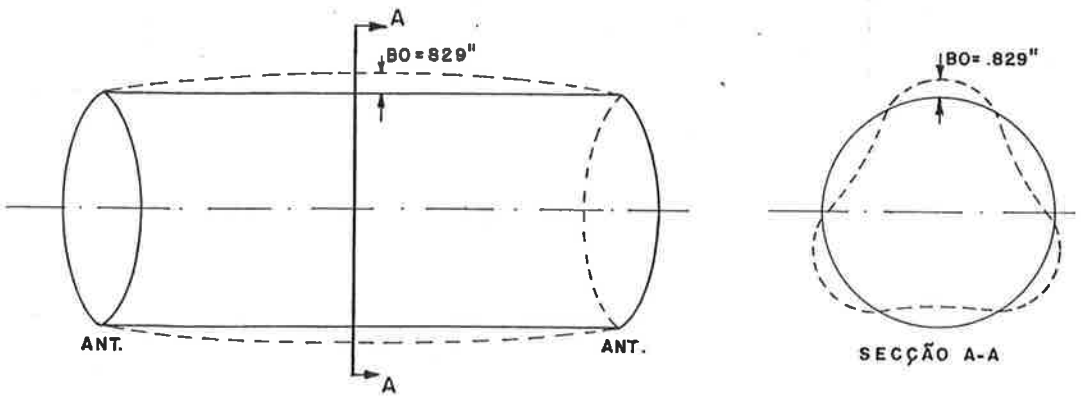


FIGURA 5.13- ENFOQUE A-I DA ANÁLISE ESTRUTURAL

Tabela 5.3 - Decomposição em série de Fourier simples da falta de circularidade da caverna 10, até n=10

$$w_o = \sum_{n=0}^{\infty} (B_{o_n} \cos n\theta + D_{o_n} \operatorname{sen} n\theta)$$

n	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
B_{o_n} (pol)	.006	.246	.334	.275	.092	.060	.026	.008	.004	.000	-.006
D_{o_n} (pol)	-	.256	-.340	-.249	-.142	-.085	-.019	.014	.033	-.000	.010

Da tabela acima pode-se ressaltar:

- O pequeno valor de B_{o_n}, para n=0, caracteriza que foi fielmente seguida a norma de calcular o raio médio da secção e posicioná-lo de tal forma a minimizar a falta de circularidade.

- Como pode ser também verificado pela observação e análise da figura 5.12, são realmente as componentes de n = 1, 2 e 3 que possuem a maior contribuição na composição da falta de circularidade.

- Como já citado anteriormente, a falta de circularidade, como norma, é fundamentalmente dada por componentes com baixo número de ondas transversais. Isto pode ser visto pelos pequenos valores das componentes com n acima de 5, neste exemplo.

Não foi medida a falta de circularidade do casco, entre cavernas e nem das anteparas (posição 0 e 19, figura 5.10). Na formulação do modelo físico estes fatos deverão ser considerados.

C) Dados de Projeto

Aplicando os recursos de análise estrutural apresentados no item II.3 do texto, sob o critério de projeto do capítulo IV, chega-se, para esta estrutura, aos resultados da tabela 5.4.

Para tal, foi considerado o compartimento em estudo, com máxima falta de circularidade global igual a t/2=.438"

Tabela 5.4 - Resultados do projeto estrutural do Sub.A

GRANDEZA	RECURSO DE ANÁLISE	VALOR
Falha do caso entre cavernas	figura 2.14 curva B	439 psi-987 pés ($1,6\ H_{col}$)
Flambagem da caverna para fora do plano	equação II.16	1735 psi-3902 pés ($6,4\ H_{col}$)
Flambagem global	equação II.21	834 psi-1895 pés ($3,1\ H_{col}$)
Pressão de colápso	equação IV.4	273 psi-614 pés (H_{col})
Pressão máxima de operação	equação IV.10	182 psi-409 pés ($H_{col}/1.5$)
Tensão de compressão na caverna para H_{col}	equação II.2.e	-20038 psi
Tensão de flexão no flange livre da caverna para H_{col} ($B_o=t/2$)	equação IV.3 (para n=3)	±26889 psi
Tensão total no flange livre da caverna para H_{col}	equação IV.2	-46927 psi (σ_y)
Tensão de compressão circunferencial no casco para H_{col} (meio do vão;interior)	equação II.2.a + equação II.27.b	-31806 psi
Tensão de flexão circunferencial no casco para H_{col} ($B_o=0,09t$)	equação IV.8 (η alto)	±14953 psi
Tensão circunferencial total no casco para H_{col} (meio do vão;interior)	equação IV.7	-46759 psi (σ_y)

e entre cavernas igual a 0,09t=.079". As propriedades físicas e geométricas correspondem às da tabela 5.1.

Como se verifica na tabela 5.4, o H_{col} é determinado, quase que simultaneamente, pelo início de escoamento no flange das cavernas e no meio do vão do casco, dentro da precisão destes cálculos. Isto ocorre para 614 pés de profundidade, gerando uma profundidade máxima de operação de 409 pés. Estes valores coincidem com aqueles fornecidos pelo fabricante, para submersíveis da mesma classe, levando a crer que o critério de projeto seja o mesmo que o aqui empregado.

V.3.4.2 Modelo físico

De posse da falta de circularidade real aplica-se o modelo analítico desenvolvido no item V.2. As principais hipóteses na formulação do modelo físico estão a seguir:

- A estrutura é suposta uniforme e constituída somente de cavernas comuns igualmente espaçadas de 30". Tanto a presença de cavernas mais rígidas no compartimento (figura 5.11), como o espaçamento de 24" para algumas cavernas, enrijecem a estrutura, fazendo com que os valores das pressões críticas globais ($p_{cr_{mn}}$) sejam, na realidade, maiores que aqueles que vierem a ser calculadas. Esta hipótese é conservadora, pois leva a tensões maiores de flexão, devido à falta de circularidade (equação V.3).

- A largura de chapa colaborante das cavernas é considerada igual ao espaçamento (30"). Apesar de poder-se refinar este procedimento, optou-se em manter a consistência com o provável critério de projeto original (item V.3.4.1-c), pois levou à profundidade de colapso coincidente com os dados do fabricante. Esta hipótese não influi, relevantemente, nos resultados.

- O vão livre do casco foi tomado igual a 24" (figura 5.9) e não 30". Esta dúvida surge do fato de ser a caverna duplamente flangeada. Através de uma análise por elementos finitos, confrontando-se os resultados com os valores dados por Von

Sanden e Gunther, verificou-se que esta hipótese levava a resultados mais precisos para as tensões no casco resistente, apesar de ligeiramente maiores na caverna.

- Não se dispondo da falta de circularidade das anteparas, estas foram admitidas como perfeitamente circulares.

- Não tendo sido medida a falta de circularidade do casco, entre cavernas, foi adotada aquela de projeto, ou seja, 0,09t.

- Para cálculo de $p_{cr_{mn}}$ usou-se a equação (II.21) de Bryant para todos os m,n.

Apesar das hipóteses formuladas, este modelo é o mais viável de utilização. Uma opção, mais elaborada, seria a montagem de um modelo de elementos finitos do compartimento, onde poder-se-ia tomar a geometria e arranjos reais da estrutura. No entanto, o modelo físico, neste caso, deveria compreender todo compartimento (casco e cavernas) e ser analisado dentro do regime não linear, de forma a levar em conta os efeitos da falta de circularidade. Ora, tal modelo, pela sua extensão e custo, não é viável.

O problema será estudado com dois enfoques distintos:

A.1 - Supondo que a falta de circularidade máxima / (.829") estivesse ocorrendo no meio do compartimento e na sua forma mais desfavorável, isto é: uma semi-onda longitudinal(m=1) e um número de ondas circunferenciais que maximize as tensõesde flexão (neste caso n=3). Ver figura 5.13.

A.2 - Considerando a forma real da falta de circularidade.

Em ambos os casos admite-se o valor de 0,09t para a máxima falta de circularidade entre cavernas.

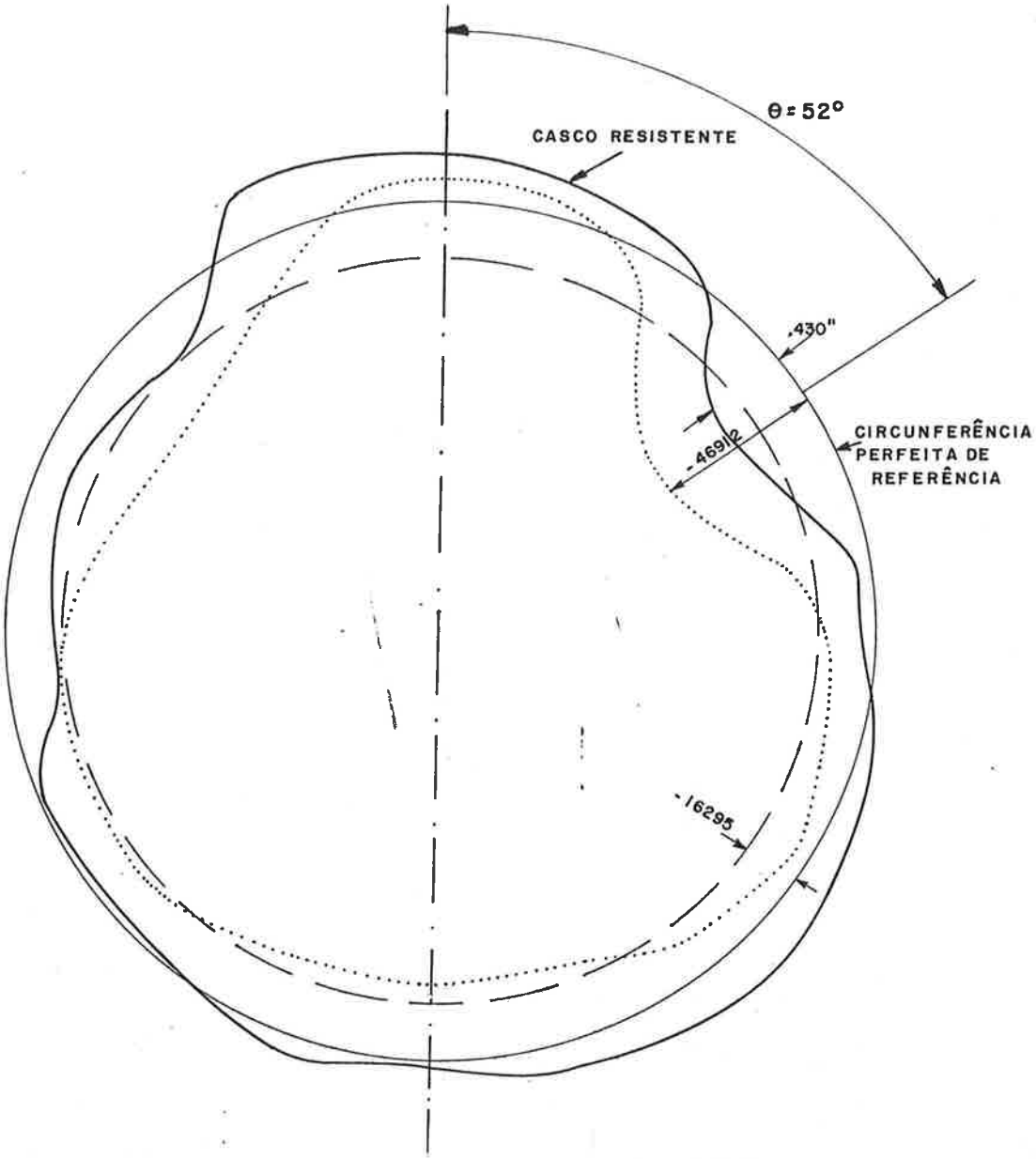
V.3.4.3 Resultados

Na tabela 5.5 estão mostrados os resultados obtidos, pela utilização do programa NETUNO. Na figura 5.14 mostra-se a

Tabela 5.5 - Resultados dos modelos A.1 e A.2 do compartimento do Sub.A

GRANDEZA	A.1 B_o=.829"	A.2 Falta de Circularidade Real
Pressão de colapso	195 psi-438 pés	222 psi-499 pés
Local de início de escoamento	Flange da caverna central idealizada	Flange da caverna nº 12 $\theta = 52^o$
Tensão de compressão na caverna, para H_{col}	-14313 psi	-16295 psi
Tensão de flexão no flange livre da caverna, para H_{col}	-32543 psi	-30617 psi
Tensão total no flange livre da caverna, para H_{col}	-46856 psi (σ_y)	-46912 psi (σ_y)
Local da máxima tensão no casco resistente	meio do vão; interior; direção circunferencial	meio do vão; interior; direção circunferencial
Tensão de compressão circunferencial no casco (Von Sanden+falta de circularidade glogal), para H_{col}	-25228 psi	-26006 psi
Tensão de flexão circunferencial no casco (B_o=0,09t), para H_{col}	±14953 psi	±14953 psi
Tensão circunferencial total no casco, para H_{col}	-40181 psi	-40958 psi
Tensão total longitudinal no casco, ao pé da caverna, interior, para H_{col}	-17749 psi	-20206 psi

CAVERNA 12



PRESSÃO : 273 psi
TENSÃO : psi

——— FALTA DE CIRCULARIDADE DA CAVERNA Nº12
— — — TENSÃO DE COMPRESSÃO CONSTANTE σ_c (VON SANDEN)
····· TENSÃO TOTAL ($\sigma_t = \sigma_c + \sigma_f$)

FIGURA 5.14 – DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NO FLANGE LIVRE DA CAVERNA Nº 12. FALTA DE CIRCULARIDADE REAL (A-2)

distribuição de tensões no flange livre da caverna mais solicitada (nº 12), para o caso A.2.

Enquanto no caso A.1 obtém-se uma profundidade de colápso de 438 pés, no caso A.2 alcança-se 499 pés. Em ambos os casos a limitante corresponde à tensão no flange livre da caverna.

No caso A.2, as principais componentes no cômputo final das tensões corresponderam a n=2, 3, 4 e 5. Na tabela 5.6 exemplificam-se estas contribuições para alguns valores de m e n (ver equações V.3 e V.6).

Tabela 5.6 -"Fatores de Contribuição" de alguns termos m,n no valor final das tensões, para o caso A.2 (pol)

$$K_B = B_{o_{mn}} \frac{(n^2-1) \cdot p_{col}}{p_{cr_{mn}} - p_{col}}$$

$$K_D = D_{o_{mn}} \frac{(n^2-1) \cdot p_{col}}{p_{cr_{mn}} - p_{col}}$$

m=1							
n	2	3	4	5	6	7	8
K_B	.370	.590	.075	-.008	-.023	.087	.014
K_D	-.003	-.624	-.518	-.201	-.062	.016	.096

m=2							
n	2	3	4	5	6	7	8
K_B	-.030	-.104	-.099	.186	.070	-.114	-.034
K_D	-.050	.103	.294	.046	.112	.043	-.066

Deve-se, ainda, notar, que a máxima tensão não ocorre na caverna que apresentava a máxima falta de circularidade (nº10)

e sim naquela que, inclusive, tinha uma falta de circularidade menor que a de projeto (nº12). Tudo depende de quais componentes da falta de circularidade real influem decisivamente nas tensões de cada secção transversal. Neste caso, para a caverna 12, devem existir componentes da falta de circularidade, que atingem altos valores nessa secção e possuem altos "fatores de contribuição". Superam, inclusive, a própria caverna 10, quando é feita a somatória total das tensões.

V.3.4.4 Análise de resultados

De posse dos dois resultados para a profundidade de colapso, obtidos segundo os dois diferentes enfoques, deve-se decidir qual a máxima profundidade de operação do submersível, perante suas reais condições de falta de circularidade.

Se adotado o mesmo fator de segurança de projeto (F.S= 1.5), como se tem uma diminuição da profundidade de colapso, ter-se-á uma menor lâmina d'água de segurança que aquela de projeto. Exemplificando para o caso A.1 vem:

- Lâmina d'água de segurança de projeto:

$$H_{col} = 614 \text{ pés} \qquad LS^{(*)} = 205 \text{ pés} \qquad (V.8)$$
$$H_{op} = H_{col}/1.5 = 409 \text{ pés}$$

- Lâmina d'água de segurança atual, para F.S.=1.5:

$$H_{col} = 438 \text{ pés} \qquad LS = 146 \text{ pés} \qquad (V.9)$$
$$H_{op} = H_{col}/1.5 = 292 \text{ pés}$$

(*) LS = lâmina d'água de segurança= $(H_{col} - H_{op})$

Ora, não parece aconselhável que para um submersível já operando se diminua a lâmina d'água de segurança de projeto, principalmente se já ultrapassou uma grande parte de sua vida útil total. Devem ter-se agravado os problemas de fadiga do material e corrosão, além do desgaste do equipamento de manobra. Desta forma, para submersíveis já operando, propõe-se que, quan

do haja diminuição da profundidade de colapso, mantenha-se a lâmina d'água de segurança de projeto.

Para os resultados de A.1 e A.2 vem (LS = 205 pés):

- A.1 (B_o=.829"): H_{col}=438 pés; H_{op}=233 pés

(V.10)

- A.2 (Falta de Circularidade Real): H_{col}=499 pés ; H_{op}=294 pés

Basta, agora, escolher um dos valores de (V.10), sabendo que correspondem a dois enfoques, completamente diferentes, de solução do problema. O primeiro (A.1) mais conservador que o segundo. Neste instante, deve-se analisar outros parâmetros, que até agora não apareceram.

Se existir um completo conhecimento do real estado da estrutura em termos de corrosão; histórico de mergulhos do submersível e condições do equipamento de manobra, fica mais fácil tomar essa decisão. Se estes fatores forem favoráveis, a escolha do maior resultado (A.2: H_{op}=294 pés) pode ser feita. Caso contrário, deve-se manter, ainda, o enfoque conservador.

Toda a decisão vai depender, fundamentalmente, da segurança que o analista tenha sobre os dados disponíveis. O enfoque de considerar a forma real da falta de circularidade propicia vantagens, ao se poderem obter, nestes casos críticos, maiores valores para a profundidade máxima de operação.

V.3.5 Verificação Experimental do Modelo Analítico

Tendo em mãos os resultados do modelo analítico, seria conveniente que fosse possível efetuar comparações com valores obtidos de medidas realizadas na prática.

Esta oportunidade surgiu durante o desenvolvimento da pesquisa, quando foi realizado um ensaio em verdadeira grandeza, no Sub.A. Este constou na medida das deformações na região

das cavernas 4 e 5 (ver figura 5.10), fornecidas por extensômetros elétricos, uni-axiais e bi-axiais, previamente colados nos flanges das cavernas e casco resistente. Após os mergulhos para medição e análise dos resultados experimentais, verificou-se / que 37 canais apresentaram valores que puderam ser considerados confiáveis, de um total inicial de 52 canais de medida. Os motivos para perda dos outros canais vão desde a não operacionalidade durante o ensaio até o comportamento irregular de seus resultados. As cavernas 4e 5 foram escolhidas pois, entre aquelas nas quais foram medidas a falta de circularidade, são as que tem melhor acesso para colagem dos extensômetros. Além do mais, seu posicionamento no centro do tanque de lastro, faz com que estejam mais afastadas das cavernas de secção variável, que correspondem ao limite desses tanques. As demais cavernas, ou correspondiam a cavernas de secção variável, ou eram vizinhas. Isto poderia afetar os resultados, inviabilizando a comparação com os valores teóricos que, como sabido, supõe o compartimento uniforme e constituido somente de cavernas comuns.

A finalidade deste item não é o de apresentar todo o procedimento de ensaio, levantamento e análise de resultados experimentais mas tão somente de mostrar os valores obtidos para a profundidade de 230 pés.

Nas figuras 5.15 e 5.16 apresentam-se as tensões totais (σ_t), tensões de compressão (σ_c) e tensões de flexão devido à falta de circularidade (σ_f), agentes no flange das cavernas.

Quanto às tensões totais mostradas na parte (a) das figuras, apesar de existir uma discrepância nos valores absolutos, nota-se que a tendência das curvas é semelhante entre o cálculo teórico e o levantamento experimental. A única diferença maior de comportamento ocorre na região indicada por A nas figuras. Nesta, a variação brusca no valor da tensão experimental, não é acompanhada pela tensão teórica e, principalmente, pela forma de falta de circularidade. Possivelmente, a falta de circularidade neste ponto não corresponda exatamente ao valor

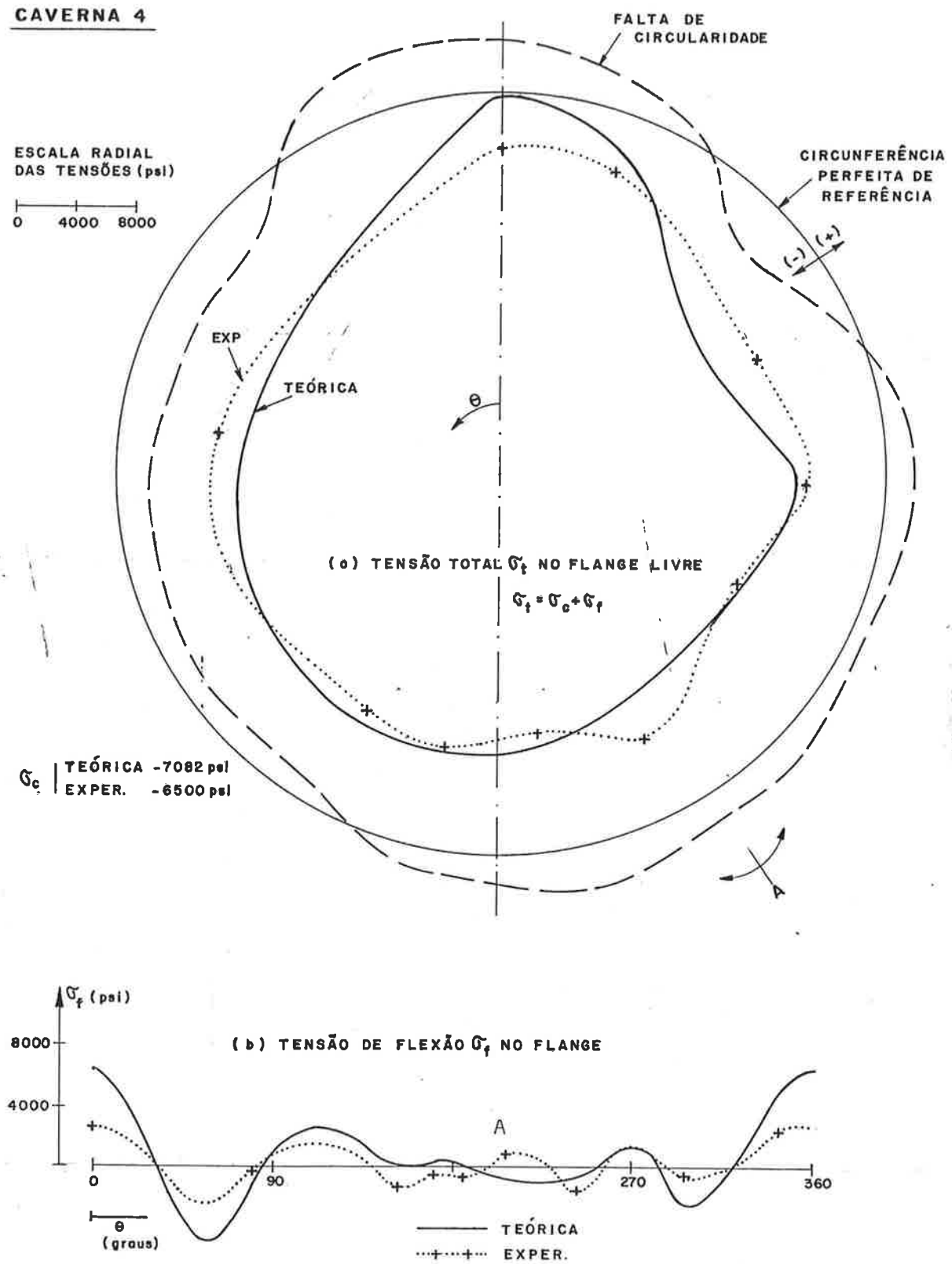


FIGURA 5.15 - TENSÕES NO FLANGE DA CAVERNA 4, PARA UMA PROFUNDIDADE DE 230 PÉS.

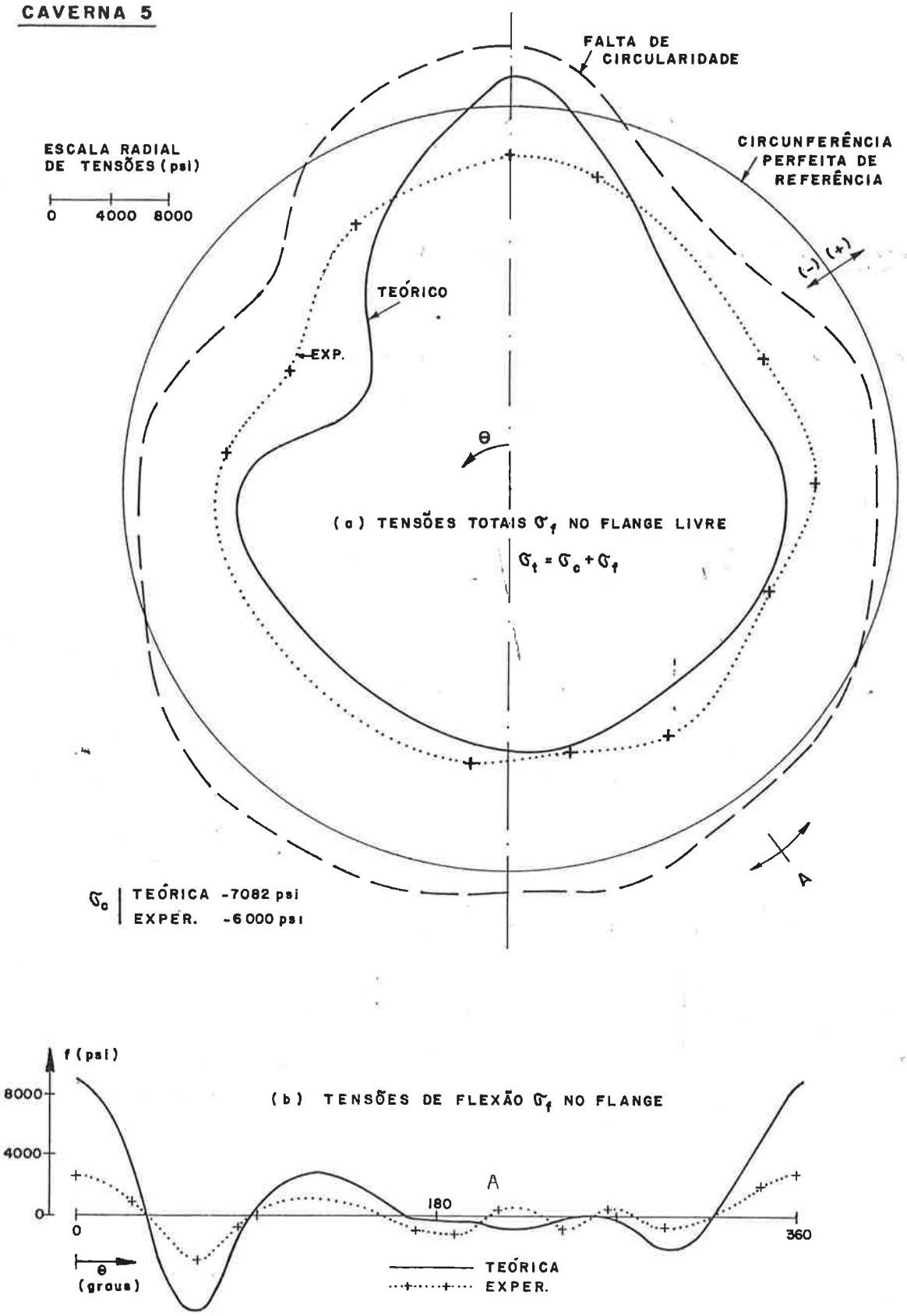


FIGURA 5.16 - TENSÕES NO FLANGE DA CAVERNA 5, PARA UMA PROFUNDIDADE DE 230 PÉS

medido e indicado, ou seja, deve existir uma imperfeição maior neste ponto, que explicaria a variação encontrada nas tensões.

Com a distribuição das tensões experimentais pode-se graficamente, encontrar o valor médio, que vai corresponder à tensão de compressão (σ_c). Teoricamente este valor já é conhecido. Tem-se:

- teórico σ_c=-7082 psi
- experimental cav.4 σ_c=-6500 psi (92% do teórico)
  cav.5 σ =-6000 psi (85% do teórico)

Como se nota, o valor experimental é menor que aquele obtido teoricamente, através da formulação de Von Sanden e Gunther. Este fato já havia sido notado em outros estudos, isto é, o ligeiro conservadorismo da formulação teórica, para este tipo de cavernas externas, com duplo flange.

A partir de σ_t e σ_c pode-se levantar a distribuição de tensões de flexão devido à falta de circularidade σ_f, o que é mostrado na parte (b) das figuras. Importante ressaltar que a tendência das curvas teóricas e experimentais é praticamente a mesma, exceto na região A pelas razões já apontadas. Isto mostra que a resolução do problema, nos moldes propostos neste trabalho, é boa. Isto é, decompor a falta de circularidade real, em série de Fourier, considerando após a contribuição de cada componente, na forma da equação (V.3), leva a uma distribuição de tensões razoável. Portanto, há indicios que levam a acreditar que o modelo analítico é aceitável.

As diferenças em valor absoluto das tensões não tem como causa o enfoque que se dá ao problema, isto é, o modelo analítico. Elas são devidas, isto sim, à modelagem física que carrega consigo hipóteses conservadoras, as quais, até o momento, não se podiam quantificar. Algumas delas, já amplamente discutidas, são novamente apresentadas:

- Ignora a presença das cavernas de secção variável, mais rígidas, o que leva a pressões críticas de flambagem global menores do que as reais. Isto acarreta, tensões σ_f teóricas

maiores que as experimentais.

- As anteparas são supostas perfeitamente circulares. Os valores da falta de circularidade obtidos levam a crer que também a antepara vizinha às cavernas 4 e 5 tenha esta imperfeição. A rigor, ao considerar este fato, o valor da falta de circularidade em relação à antepara seria menor, podendo com isto acarretar valores de tensões σ_f experimentais igualmente menores.

Evidentemente, à luz deste único ensaio, não se pode ser conclusivo. Devem-se realizar outros, em modelos reduzidos da estrutura de um submersível, que tenham uma constituição física idêntica àquele que o modelo analítico analisa. Somente assim ele será aferido. Os ensaios em verdadeira grandeza seriam reservados para verificar, também, as hipóteses, não só do modelo analítico, mas também aquelas assumidas na formulação do modelo físico, tais como, ignorar a presença das cavernas de secção variável, admitir espaçamentos constantes entre cavernas, etc.

Na figura 5.17 apresentam-se as tensões circunferenciais (σ_θ) e longitudinais (σ_x) na face externa do casco resistente, ao longo das secções circunferenciais correspondentes ao pé da caverna 4 e ao meio do vão entre cavernas.

Para os valores teóricos de σ_θ, não está considerado o efeito da falta de circularidade entre cavernas (σ_{θ_f}), pois esta não é conhecida.

Dado que a falta de circularidade global entre anteparas não tem grande efeito sobre as tensões no casco resistente, as razões que levaram às diferenças nas tensões das cavernas, não justificariam diferenças neste caso. A rigor, os valores teóricos e experimentais são muito próximos e satisfatórios, dentro da precisão que um ensaio deste tipo proporciona.

Detecta-se uma maior variação nas tensões experimentais, circunferenciais, no meio do vão. Isto, provavelmente, é devido à falta de circularidade entre cavernas, que não está considerada no resultado teórico aqui apresentado.

Concluindo, pode-se afirmar, que existem indicios que levam à aceitabilidade do modelo analítico proposto.

Quanto aos valores das tensões obtidas experimentalmente, só por serem menores que as teóricas, não se pode afirmar que o submersível possa operar a maiores profundidades, dado que as cavernas instrumentadas não correspondem aquelas mais solicitadas. Tudo leva a crer que isto seja possível, pelo conservadorismo do modelo físico, mas só uma instrumentação daquelas ca

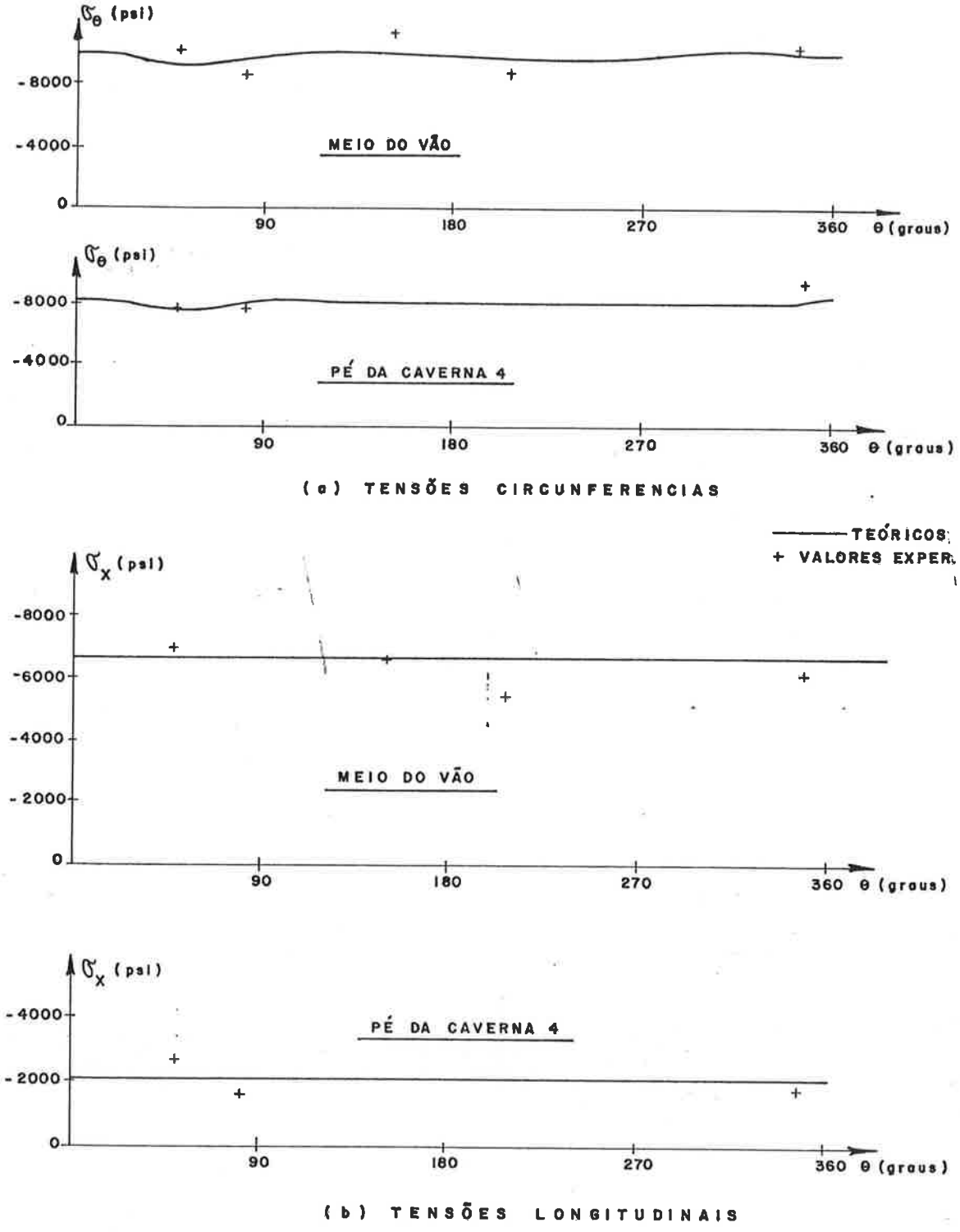


FIGURA 5.17 - TENSÕES NA FACE EXTERNA DO CASCO RESISTENTE, AO PÉ DA CAVERNA 4 E NO MEIO VÃO, PARA UMA PROFUNDIDADE DE 230 PÉS.

vernas poderá indicar, com maior certeza, se esta profundidade pode ser aumentada. A decisão deverá sempre ser tomada à luz das informações disponíveis sobre a estrutura e do grau de certeza e confiabilidade dos resultados.

V.4 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

V.4.1 Introdução

O modelo analítico do item V.3 é aplicável, dentro das hipóteses alí estipuladas, em regiões do submersível onde pelo menos predomine a estrutura típica, ou seja, casco resistente reforçado por cavernas comuns. É o caso do compartimento analisado naquele item, apesar de existirem também algumas cavernas de secção variável. No entanto, em algumas regiões do submersível, todas as cavernas possuem secção variável (figura 5.11), como nas regiões de proa e popa. Nestas situações, os modelos analíticos disponíveis não se aplicam.

A fim de analisar essas regiões desenvolve-se e aplica-se, neste item, um modelo de elementos finitos, que seja ainda capaz de detectar os efeitos da falta de circularidade do casco resistente. Ele poderá ser utilizado nas fases de projeto ou análise de submersíveis já em operação.

V.4.2 Modelo Físico

Para o desenvolvimento do modelo de elementos finitos tomar-se-á como base um compartimento típico, localizado na região de popa do Sub.A, como mostrado na figura 5.18. Para diferenciá-lo daquele submersível, este será aqui chamado de Sub.B.

O compartimento possui somente cavernas de secção variável (figura 5.18-b) e uma diminuição de diâmetro do casco resistente, para ré da caverna 4 (figura 5.18-a), na região da quilha. Todas as secções transversais permanecem circunferenciais, correspondendo essa região, a um tronco de cone oblíquo.

V.4.2.1 Efeito da diminuição do diâmetro

Nos compartimentos de popa, é comum um arranjo estrutural, em que o diâmetro do casco resistente diminui, pois a

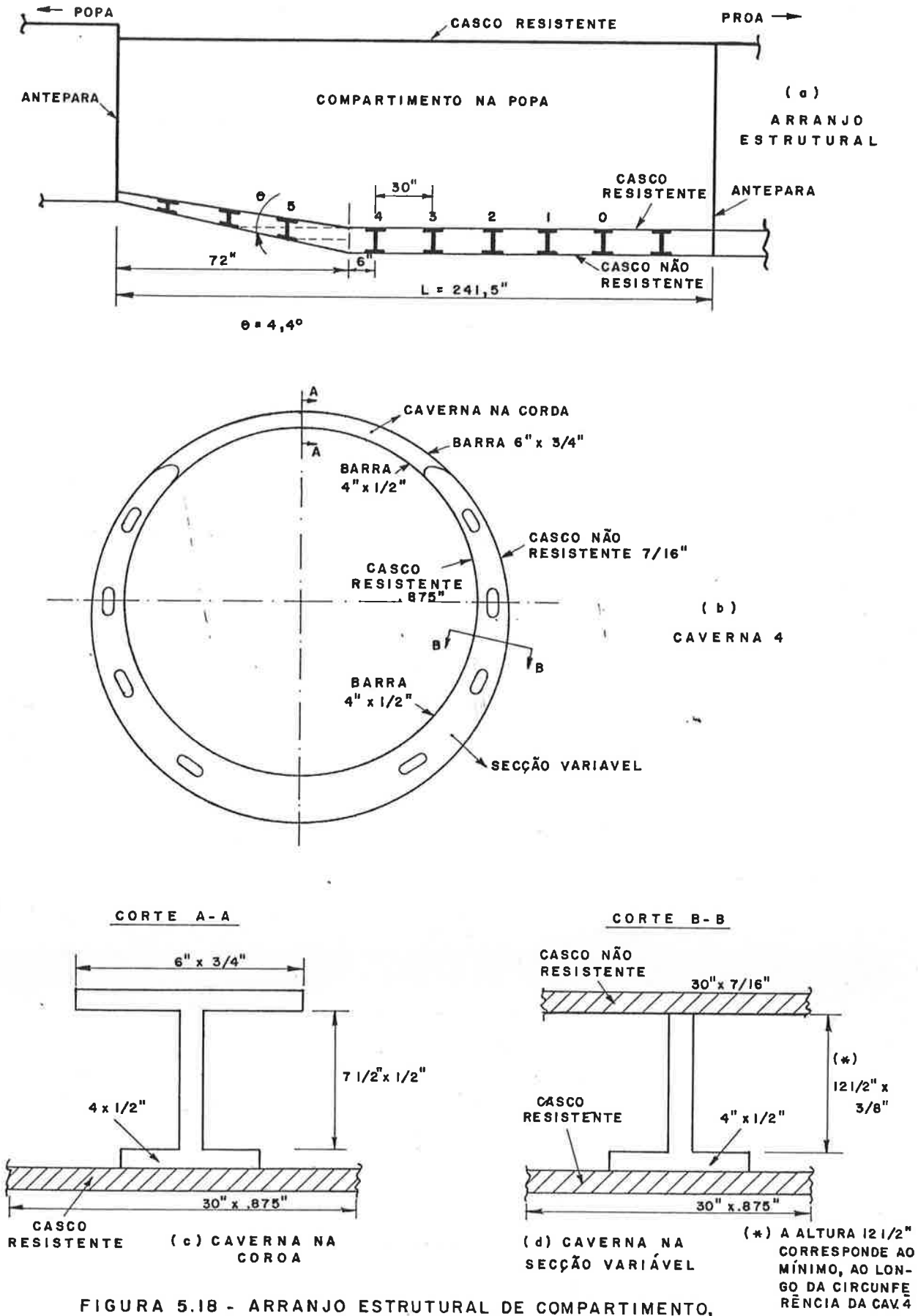


FIGURA 5.18 - ARRANJO ESTRUTURAL DE COMPARTIMENTO, NA REGIÃO DE POPA DO SUB. B

quilha muda de direção de um certo ângulo (figura 5.18-a). O estudo dos efeitos dessa geometria, sobre as tensões nessa região é difícil e exigiria um modelo de elementos finitos de todo o compartimento. A estrutura deixa de ser axissimétrica,transformando-se num tronco de cone oblíquo, praticamente impossibilitando seu estudo analítico de forma viável.

Algumas características, entretanto, nos indicam a melhor forma de analisar o problema:

- O ângulo de mudança de direção é normalmente pequeno, de tal forma que os efeitos desta descontinuidade não levam a alterações de grande monta. No exemplo indicado $\theta=4,4^{o}$ (figura 5.18-a).

- A variação de diâmetro se dá pela região da quilha, onde a caverna tem sua maior secção. Inicialmente, as tensões nessa porção da caverna já são menores. O efeito da descontinuidade cilindro-tronco de cone (figura 5.19) é fazer com que se imponha, às cavernas próximas, uma tensão adicional de tração. Como a tensão inicial nas caverna é de compressão haverá então uma tendência dos níveis de tensão atuantes serem atenuados.Portanto, no que tange às cavernas, o fato de ignorar esta descontinuidade de forma é uma hipótese a favor da segurança.

- No que diz respeito ao casco resistente, dois casos devem ser analisados, quais sejam, a não existência de caverna na circunferência de intersecção (figura 5.19-a) e a presença de caverna na intersecção (figura 5.19-b). Para estudá-los, foi utilizado o programa AQUILES |16|, supondo:

  - que fosse uma intersecção cone-cilindro perfeita, com semi-ângulo de abertura $\theta=4,4^{o}$;
  - com caverna constante em toda a volta, de secção igual à média da caverna na região da quilha.

Apesar destas hipóteses, os resultados podem servir como guia para avaliar os efeitos procurados. As conclusões deste estudo foram:

- no caso de não existir cavernas na intersecção, as tensões no casco resistente são menores que aquelas agentes em

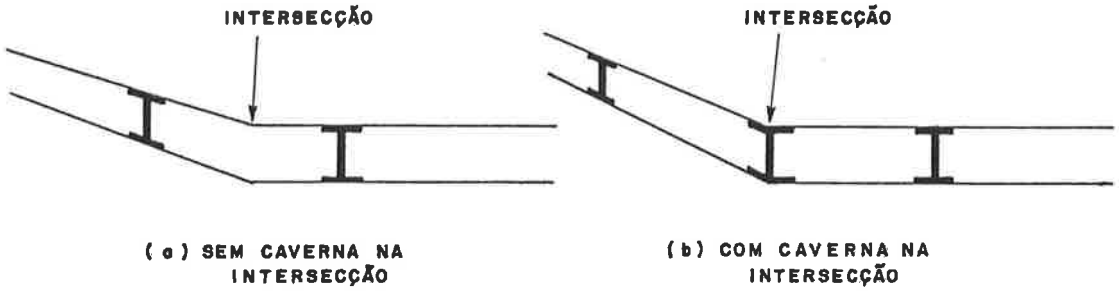


FIGURA 5.19 - INTERSECÇÃO CILINDRO - CONE

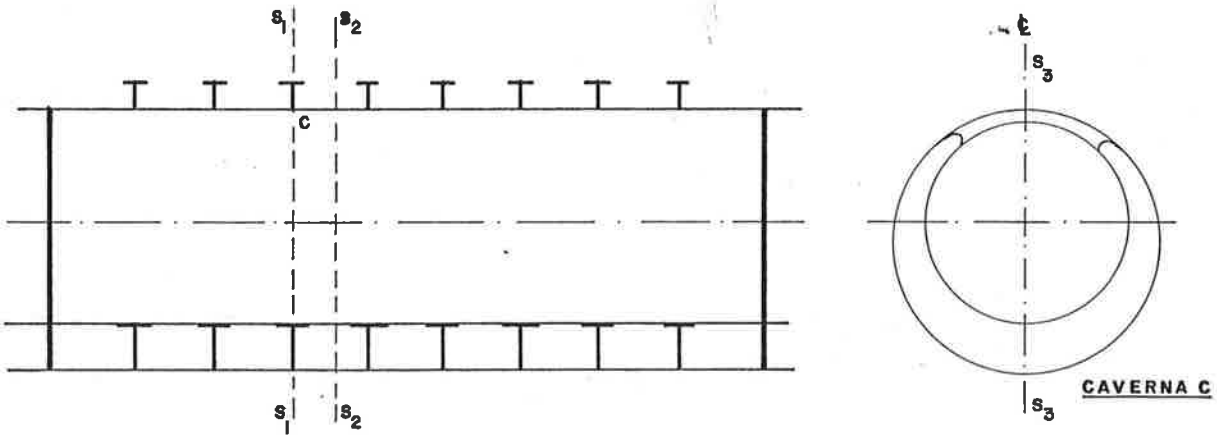


FIGURA 5.20 - PLANOS DE SIMETRIA DA CAVERNA C

um vão comum do casco, longe dessa região. Neste aspecto, a simples ignorância desta descontinuidade trabalha a favor da segurança. Este caso de arranjo é o mais comum.

- no caso de existir caverna na intersecção, as tensões longitudinais no casco resistente, no pé da caverna, aumentam. Isto deve ser considerado, através de um conveniente acréscimo, nas tensões que resultem de um modelo em que esta descontinuidade seja ignorada.

Face aos resultados, conclui-se, em princípio, que ao analisar cavernas próximas à intersecção, pode-se simplesmente desconsiderar essa descontinuidade, uma vez que se estará a favor da segurança, com a conveniência de simplificar o modelo físico de análise. A exceção será para as cavernas localizadas exatamente na seção da intersecção, onde deverá ser adicionado um valor às tensões longitudinais no casco resistente, no pé da caverna.

V.4.2.2 Extensão do modelo

O modelo de elementos finitos será viável se possuir uma pequena extensão. A modelagem de todo o compartimento por elementos finitos envolveria um alto custo. Ignorando a existência da região cônica, como mostrado no item anterior, o tamanho do modelo pode ser muito reduzido, a partir da utilização dos planos de simetria. Ao analisar, por exemplo, a caverna C, mostrada à figura 5.20, pode-se admitir os seguintes planos de simetria:

S_1 - passando pelo centro da alma da caverna e dividindo-a ao meio. Esta hipótese é válida para cavernas afastadas das anteparas, que normalmente serão objeto da análise, pois apresentarão maior falta de circularidade.

S_2 - idem para um plano passando pelo centro do vão entre duas cavernas.

S_3 - plano longitudinal que contém a linha de centro. Este plano pode ser empregado no caso de falta de circularidade nula ou simétrica. Pode também ser usado, se a falta de cir-

cularidade real da caverna for quase simétrica ou puder ser considerada como tal.

O modelo de elementos finitos, portanto, abrangerá somente o tamanho de meio espaçamento de caverna. Este modelo poderá ter uma pressão de flambagem global diferente daquela do compartimento real. Esta pressão, ainda, influi nas tensões de flexão devido a falta de circularidade. Portanto, poder-se-ia esperar, que estas tensões, resultantes da análise do modelo, apresentassem valores diferentes daquelas realmente atuantes. Ocorre que, nestes compartimentos, a grande rigidez das cavernas, faz com que, praticamente, só elas contribuiam para o valor da pressão de flambagem global, ficando a contribuição do casco resistente em segundo plano. No exemplo da figura 5.18, mesmo supondo a caverna com secção constante ao longo de toda a circunferência, e igual ao menor valor (caverna da coroa), tem-se os resultados dados na tabela 5.7.

Tabela 5.7 - Pressão de flambagem global (Bryant) para o compartimento da figura 5.18, supondo cavernas de secção constante equivalente à região da coroa.

n	$P_{cr_{global}}$ (psi)	CONTRIBUIÇÃO DA CAVERNA ($P_{cr_{cav}}$)	CONTRIBUIÇÃO DO CASCO ($P_{cr_{casco}}$)
2	6826	1171	5655
3	3796	3124	672
4	5992	5857	135
5	9408	9371	38
6	13679	13666	13
7	18747	18741	5
8	24600	24598	2

Como se nota, exceto para n=2 e, em menor grau, para n=3, é praticamente a caverna que determina o valor da pressão crítica global. No caso do projeto estrutural, tem-se constatado que, para compartimentos curtos, do tipo que está sendo analizado, a maximização das tensões de flexão ocorre para n=4 ou 5. Nestas formas, a contribuição da caverna prepondera, como pode ser visto na tabela 5.7. Daí, o fato do casco resistente

abranger um menor ou maior comprimento é irrelevante, pois nos dois casos sua contribuição é desprezível.

No caso de ter-se uma falta de circularidade real, a adoção deste modelo, com uma só caverna, incindirá em erros para as componentes de ordem n=2 e 3. No entanto, estes serão a favor da segurança por se estar obtendo, com o modelo, pressões de flambagem menores.

Concluindo, o modelo para análise pode ter seu tamanho reduzido a meio espaçamento de caverna, que este fato, ou não alterará os resultados procurados, ou o fará conservadoramente.

V.4.2.3 Carregamento e condições de contorno

O modelo será submetido à presão externa agente perpendicularmente nos elementos do casco resistente e ao carregamento de contorno distribuido longitudinal ($\frac{pR}{2}$), ao longo das circunferências dos planos transversais de simetria (figura 5.21). O valor da pressão dependerá da profundidade a ser pesquisada, sendo a componente de força longitudinal proveniente da pressão agente nas extremidades do submersível.

As condições de contorno advém das propriedades dos deslocamentos da estrutura nos planos de simetria, conforme tabela 5.8.

Tabela 5.8 - Condições de contorno do modelo (figura 5.21).

PLANOS	GRAUS DE LIBERDADE RESTRITOS
S_1	x, yy, zz
S_2	yy, zz
S_3	z, xx, yy

(*) xx → rotação em torno do eixo x. Idem para yy e zz.

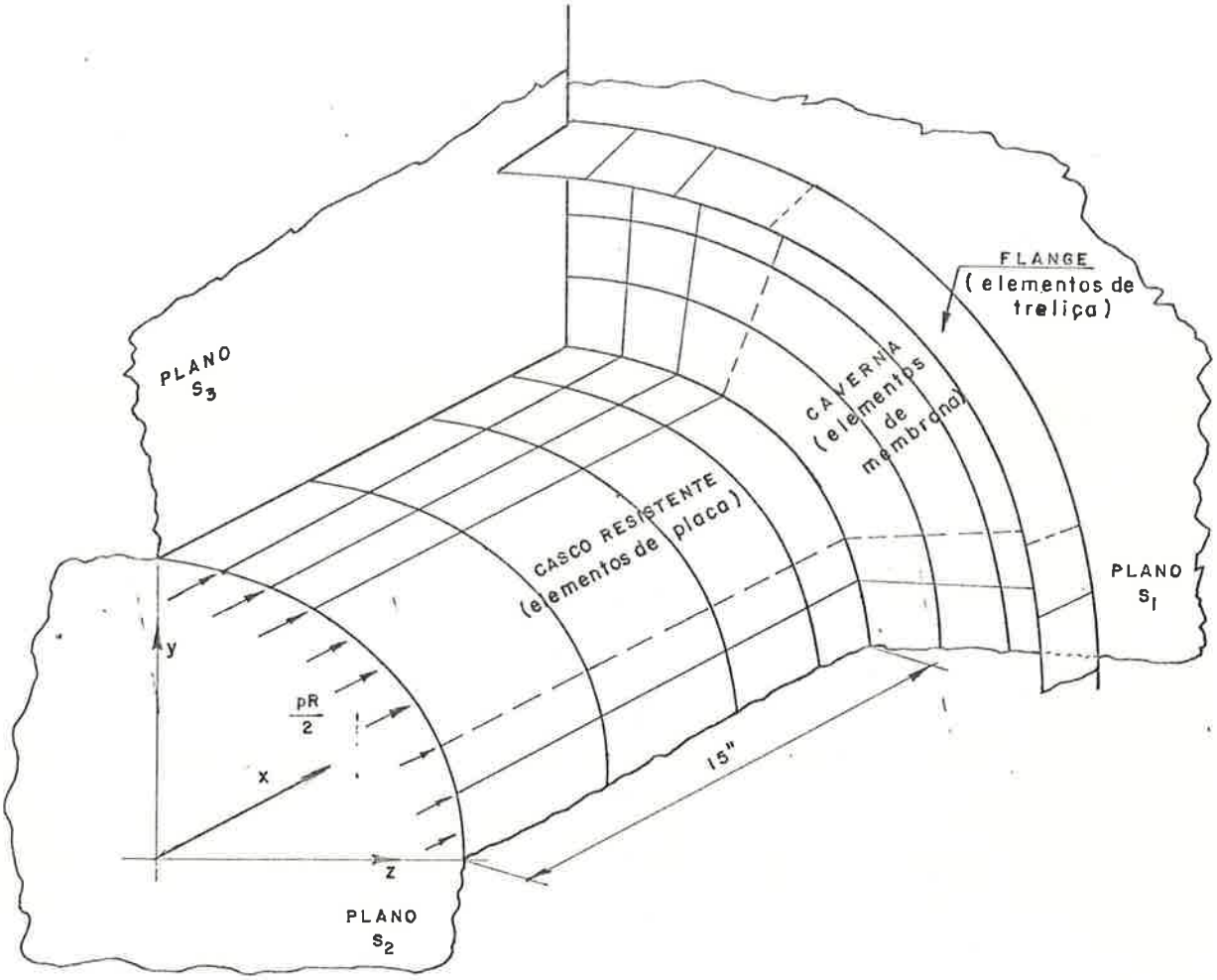


FIGURA 5.21 - CARREGAMENTO E TIPOS DE ELEMENTOS

V.4.2.4 Tipo de Elementos e malha

Os tipos de elementos finitos a serem utilizados estão condicionados ao comportamento de cada porção estrutural. / Neste caso tem-se:

- Caverna: elementos finitos em estado plano de tensão (membrana) para a alma. Elementos de treliça para o flange na região da coroa.
- Casco Resistente: elementos de placa.
- Casco não Resistente: elementos de membrana.

O refinamento da malha de elementos finitos vai depender da precisão requerida para os resultados, custo máximo admissível e prévio conhecimento do comportamento da estrutura. Como exemplo, o casco resistente possui um grande gradiente nas tensões próximas à caverna. Os furos de alívio existentes na caverna não necessitam, nesta macro-análise, serem modelados de forma precisa, de modo a acompanhar sua real geometria. Isto encarece o modelo, podendo posteriormente ser realizada uma análise da região localizada do furo de alívio, para melhor levantamento de tensões nesses pontos. Na figura 5.22 apresenta-se, para este caso, a malha da alma da caverna e na figura 5.23 a malha dos cascos.

V.4.2.5 Resolução do modelo

Como os efeitos da falta de circularidade são de natureza não linear, este tratamento deveria, em princípio, ser utilizado. No entanto, surge aqui a grande vantagem desde modelo.

A pressão externa a ser aplicada é muito menor que a pressão de flambagem global, o que leva o problema para o início da curva tensão de flexão x profundidade, podendo ser analisado linearmente em um único passo.

Ainda neste caso, exemplificando, tem-se:

- P_{col} (tabela III.4): 273 psi
- $P_{cr\ global}$ para n=4 (tabela III.7 ; máx. σ_f):5992 psi.

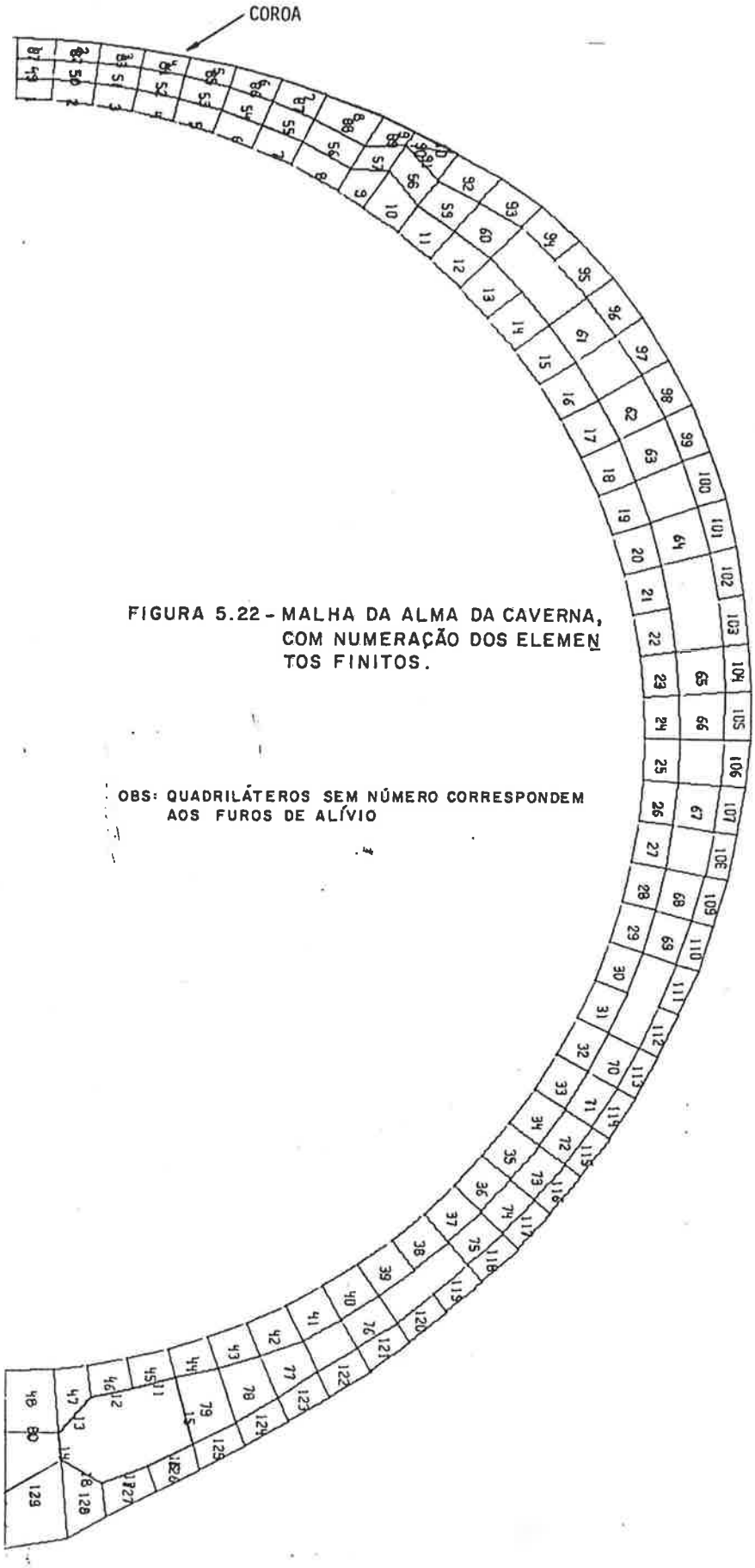


FIGURA 5.22 - MALHA DA ALMA DA CAVERNA, COM NUMERAÇÃO DOS ELEMENTOS FINITOS.

OBS: QUADRILÁTEROS SEM NÚMERO CORRESPONDEM AOS FUROS DE ALÍVIO

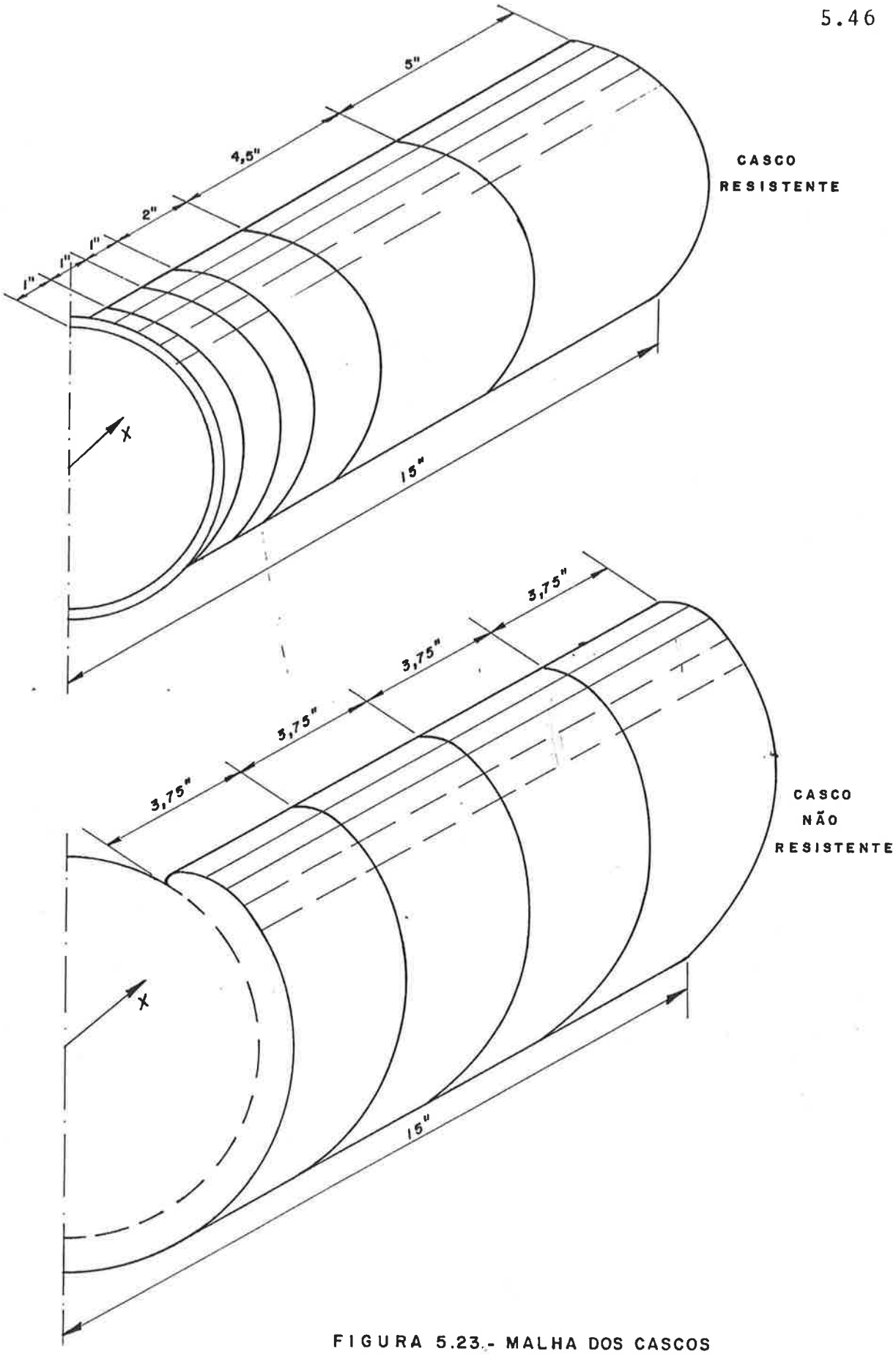


FIGURA 5.23.- MALHA DOS CASCOS

Usando a equação (IV.3) que calcula as tensões de flexão nas cavernas devido à falta de circularidade (σ_f) e fazendo $k = \frac{E.c.B_o}{R_c^2}$ vem:

$$\sigma_f = k * .716 \quad (\text{psi; } n=4; \ p=273 \text{ psi}) \qquad (V.11)$$

Ao analisar dentro do regime linear (figura 5.24) a equação (IV.3) fica:

$$\sigma_{f_{linear}} = \left.\frac{d\,\sigma_f}{dp}\right|_{p=0} * p \qquad (V.12)$$

$\therefore$

$$\sigma_{f_{linear}} = (n^2-1)\,\frac{E.c.B_o}{R_c^2}\,\frac{p}{p_{cr}} \qquad (V.13)$$

Usando p_{cr} = 5857 psi, equivalente a uma caverna, vem:

$$\sigma_{f_{linear}} = k * .699 \ (\text{psi; } n=4; \ p=273 \text{ psi}) \qquad (V.14)$$

Portando, nota-se, que ao se considerar uma única caverna, sob comportamento linear, o erro cometido para as tensões de flexão, devido à falta de circularidade, é da ordem da diferença entre os resultados das equações (V.11) e (V.14), ou seja, cerca de 2,5%. Um erro maior, como já descrito no item V.4.2.2, ocorrerá para os componentes n=2 e 3, mas ele estará a favor da segurança.

A solução do modelo pode ser feita por um programa próprio de elementos finitos. Neste caso será utilizado o programa SAPIV |36|.

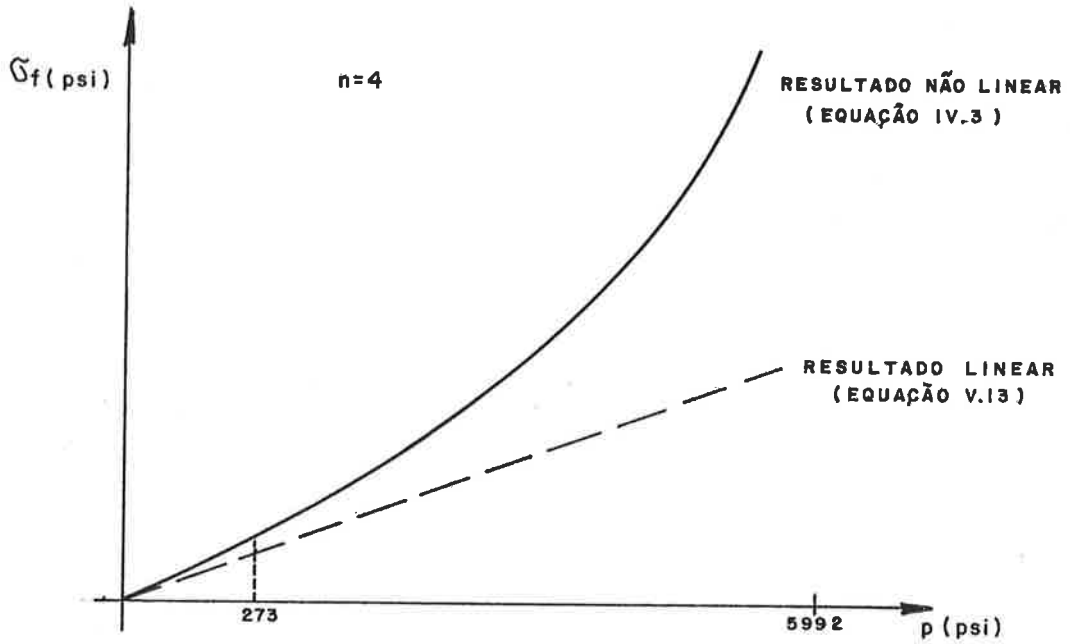


FIGURA 5.24 - COMPARAÇÃO QUALITATIVA ENTRE OS RESULTADOS NÃO-LINEAR E LINEAR, PARA AS TENSÕES DE FLEXÃO.

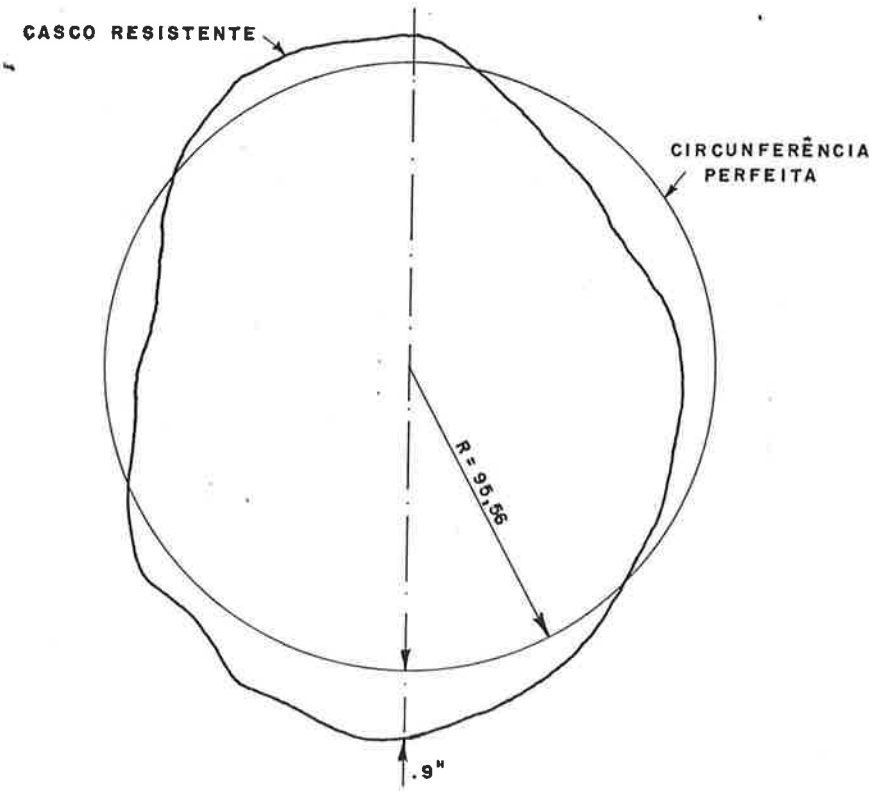


FIGURA 5.25 - FALTA DE CIRCULARIDADE DA CAVERNA 4 DO SUB. B.

V.4.3 Aplicação do Modelo de Elementos Finitos ao Sub.B

V.4.3.1 Apresentação do problema

A) Arranjo Estrutural

O Sub.B é suposto idêntico ao Sub.A nas regiões do corpo médio, possuindo o mesmo compartimento já estudado no item V.3.4. .O compartimento da região de popa já foi mostrado na figura 5.18. O aço é o mesmo do caso anterior, com tensão de escoamento σ_y = 46780 spi.

B) Falta de Circularidade

Supõe-se que o casco resistente tenha uma falta de circularidade semelhante a uma ovalização das secções. A caverna 4 (figura 5.18-a), que apresentara a máxima falta de circularidade (.90") está mostrada à figura 5.25. Esse tipo de imperfeição pode ocorrer, por exemplo, na execução de um remendo para vedar uma passagem aberta para retirada de equipamentos, sendo a má qualidade desse reparo sua causadora. Na tabela 5.9 apresentam-se os valores máximos admitidos da falta de circularidade das cavernas (ver figura 5.18-a).

Tabela 5.9 - Máximas faltas de circularidade
(t/2 = .438")

CAVERNA	1	2	3	4
B_o (pol)	.29	.34	.60	.90

Portanto, as cavernas 3 e 4 apresentam falta de circularidade maior que aquela de projeto.

A decomposição em série simples de Fourier, da falta de circularidade suposta para a caverna 4, pelo programa NETUNO, levou aos valores da tabela 5.10, até n=10.

Tabela 5.10 - Decomposição em série simples de Fourier da falta de circularidade da caverna 4, até n=10

$$w_o = \sum_{n=o}^{\infty} (B_{o_n} \cos n\theta + D_{o_n} \operatorname{sen} n\theta)$$

n	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
B_{o_n} (pol)	-.004	-.341	.512	.050	.042	-.016	.017	.001	.022	.006	.001
D_{o_n} (pol)	-	.254	.096	.205	.066	-.035	-.009	-.002	-.003	-.007	-.013

Nota-se serem as influencias das componentes de n=1,2 e 3 que preponderam na falta de circularidade real.

C) Dados de Projeto

A tabela 5.4 do Sub.A continua valendo neste caso.

No modelo de elementos finitos não será incluida a falta de circularidade entre cavernas. No entanto, será adotado, em paralelo, um valor máximo de 0,09t = .079" para esta imperfeição. Isto implica, por si só, numa tensão de flexão circunferencial agente no casco resistente, no meio do vão, de 14953 psi, correspondente à pressão p = 273 psi, conforme tabela 5.4. Esta tensão deverá ser, portanto, adicionada à tensão circunferencial, no meio do vão, resultante do modelo de elementos finitos, e proveniente dos efeitos que estão lá sendo considerados, entre os quais este não se inclui.

V.4.3.2 Particularidades desta aplicação

O modelo físico e as principais hipóteses de sua formulação já foram apresentadas no item V.4.2. Trata-se aqui de chamar a atenção para algumas particularidades desta aplicação.

A) Tamanho do Modelo e Custos de Processamento

Número de Equações: 2562
Número de Elementos de Treliça: 18
Número de Elementos de Membrana: 299
Número de Elementos de Placa: 288
Tempo de Processamento e Entrada e Saída: 860 segundos
(Sistema B6900 - CCE da USP)
Valor do Job : ≃ 80 uu

B) Hipóteses Conservadoras

- O modelo será inicialmente analisado sem falta de circularidade e, posteriormente, impondo-se uma forma de falta de circularidade do casco resistente dada por:

$$w_o = -.9'' \cos 4\theta \qquad (V.15)$$

Isto é feito através da descrição conveniente das coordenadas dos nós do modelo. Evidentemente, este enfoque é conservador, pois já foi visto serem as componentes n=2 e 3 as de maior contribuição na decomposição em série de Fourier. A componente n=4 produz maiores tensões e será posicionada, ao longo da circunferência, de tal forma que seus picos ocorram em partes da caverna, onde já ocorram as máximas tensões sem falta de circularidade.

A descrição da forma real da falta de circularidade poderá ser feita numa segunda etapa, caso este enfoque não seja suficiente para a obtenção das conclusões sobre mudanças, ou não, na profundidade máxima de operação.

- A modelagem dos furos de alívio é relativamente grosseira. São utilizados elementos quadriláteros, conforme a figura 5.22, sem os raios de "concordância", que estes realmente possuem a fim de minimizar a concentração de tensões. Desta forma, serão obtidas tensões na alma das cavernas, acima dos va

lores reais.

- Estando a caverna 4 fora da intersecção, os resultados estarão a favor da segurança, ao ignorar a região cônica (Item V.4.2.1).

V.4.3.3 Resultados

Os resultados a seguir originam-se do processamento do modelo para a pressão de colapso original de 273 psi (614 pés).

A) Tensões na Caverna

Na figura 5.26 apresentam-se os valores das tensões equivalentes σ_{eq} obtidas através do Critério da Máxima Energia de Distorção, em vários pontos de alma e flanges livres da caverna, para os dois casos: sem falta de circularidade (valores entre parênteses), com falta de circularidade. As maiores tensões obtidas são, essencialmente, devidas à concentração de tensões nos furos de alívio.

Máximas Tensões Equivalentes:

- sem falta de circularidade: 34420 psi
- w_o = -.9" . cos 4θ: 53257 psi (acima do escoamento σ_y = 46780 psi)

Na figura 5.27 apresentam-se as tensões normais agentes na caverna, na circunferência de contato entre a alma e flange ou casco não resistente, dependendo da região. A grande variação obtida, mesmo no caso de falta de circularidade nula, é muito mais devida à presença dos furos de alívio, do que o fato da caverna ser variável. No caso de falta de circularidade, percebe-se nitidamente a variação das tensões normais na forma cos 4θ, igual aquela da falta de circularidade. Notar que a máxima tensão normal, devida unicamente a este efeito vale σ_f = 23952 psi (43681 - 19729).

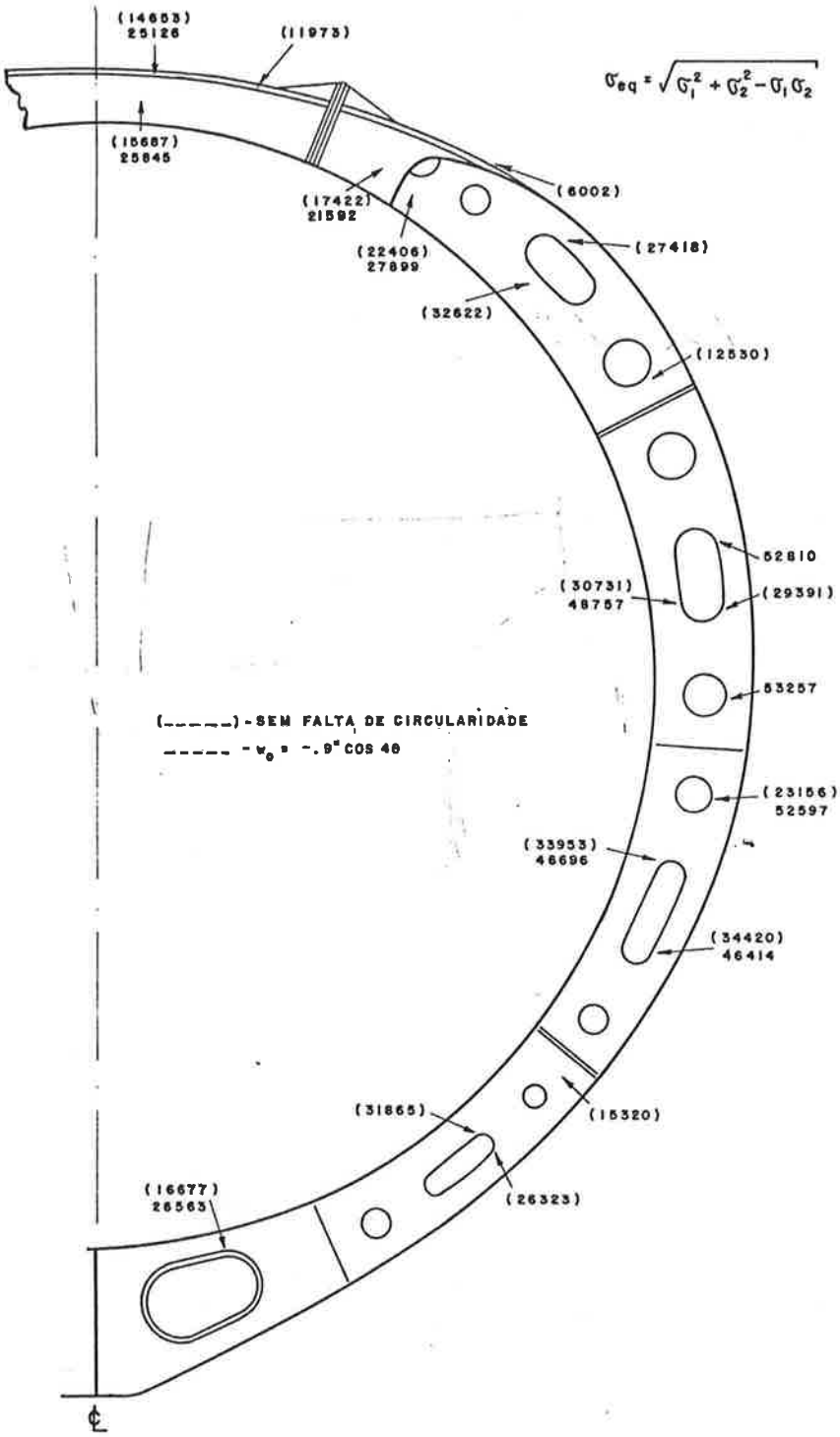


FIGURA 5.26 - TENSÕES EQUIVALENTES NA CAVERNA

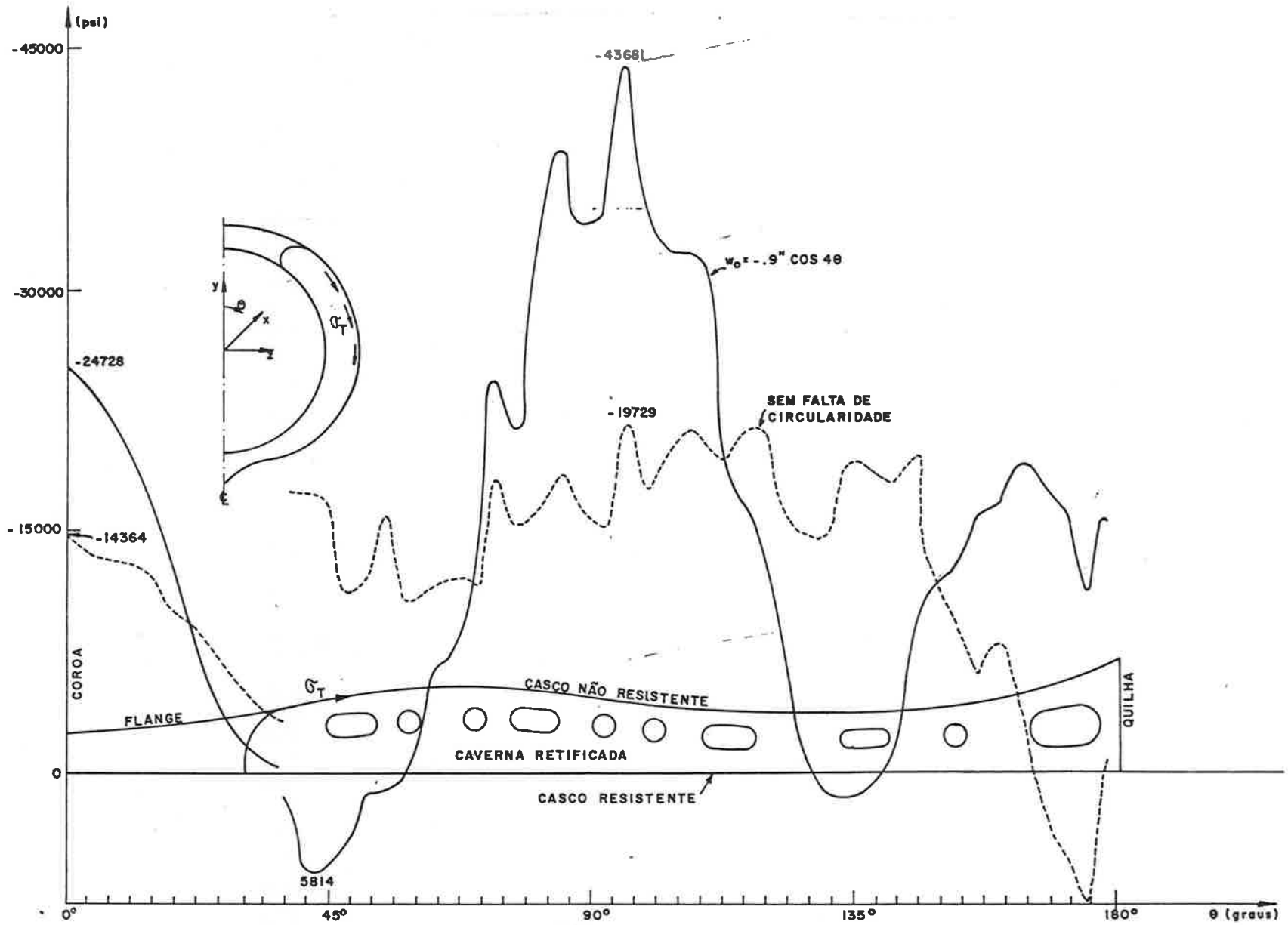


FIGURA 5.27 - TENSÕES NORMAIS NA CAVERNA, NA CIRCUNFERÊNCIA DE CONTATO COM O FLANGE LIVRE OU CASCO NÃO RESISTENTE

B) Tensões no Casco não Resistente

Na figura 5.28 apresenta-se a distribuição de tensões normais circunferenciais atuantes na geratriz onde este valor é máximo ($\theta = 95,6^{o}$). A distribuição linear advém das características do elemento finito de membrana utilizado. Nota-se, nos dois casos, uma grande variação dessa tensão ao longo da geratriz. Tomando-se o caso em que não há falta de circularidade e utilizando o conceito de largura de chapa colaborante para a caverna, vem:

$$\sigma_{max} \cdot b_c = \int \sigma_T \, d_x \qquad (V.16)$$

onde:

σ_{max} → valor máximo da tensão transversal, ocorrendo ao pé da caverna.

b_c → largura da chapa colaborante à compressão.

$\int \sigma_T d_x$ → área sob a curva de tensões. Neste caso, podendo ser calculada graficamente.

Aplicando a equação (V.16) no gráfico da figura 5.28, para o caso em que não há falta de circularidade, obtem-se:

$$b_c \cong 7\% * L_c \qquad (V.17)$$

A diferença entre os gráficos da figura 5.28 corresponde à tensão de flexão devido à falta de circularidade. Usando o mesmo conceito contido na equação (V.16), apenas para os valores resultantes dessa diferença, obtém-se a largura da chapa colaborante à flexão (b_f):

$$b_f \cong 7,5\% * L_c \qquad (V.18)$$

Nota-se, daí, a pequena contribuição do casco não resistente na rigidez, tanto em compressão como flexão desta caverna de secção variável.

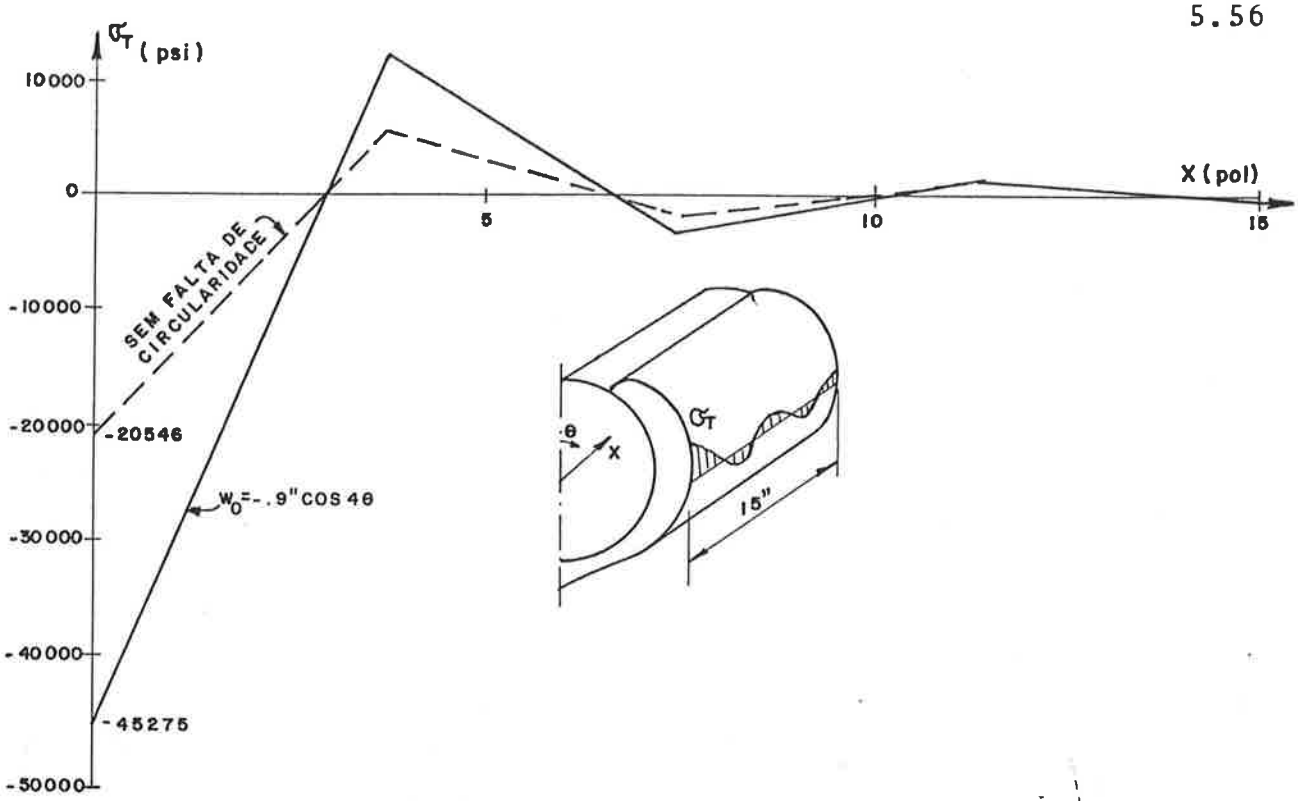


FIGURA 5.28 - TENSÕES NORMAIS CIRCUNFERENCIAIS, NA GERATRIZ θ=95,6° DO CASCO NÃO RESISTENTE.

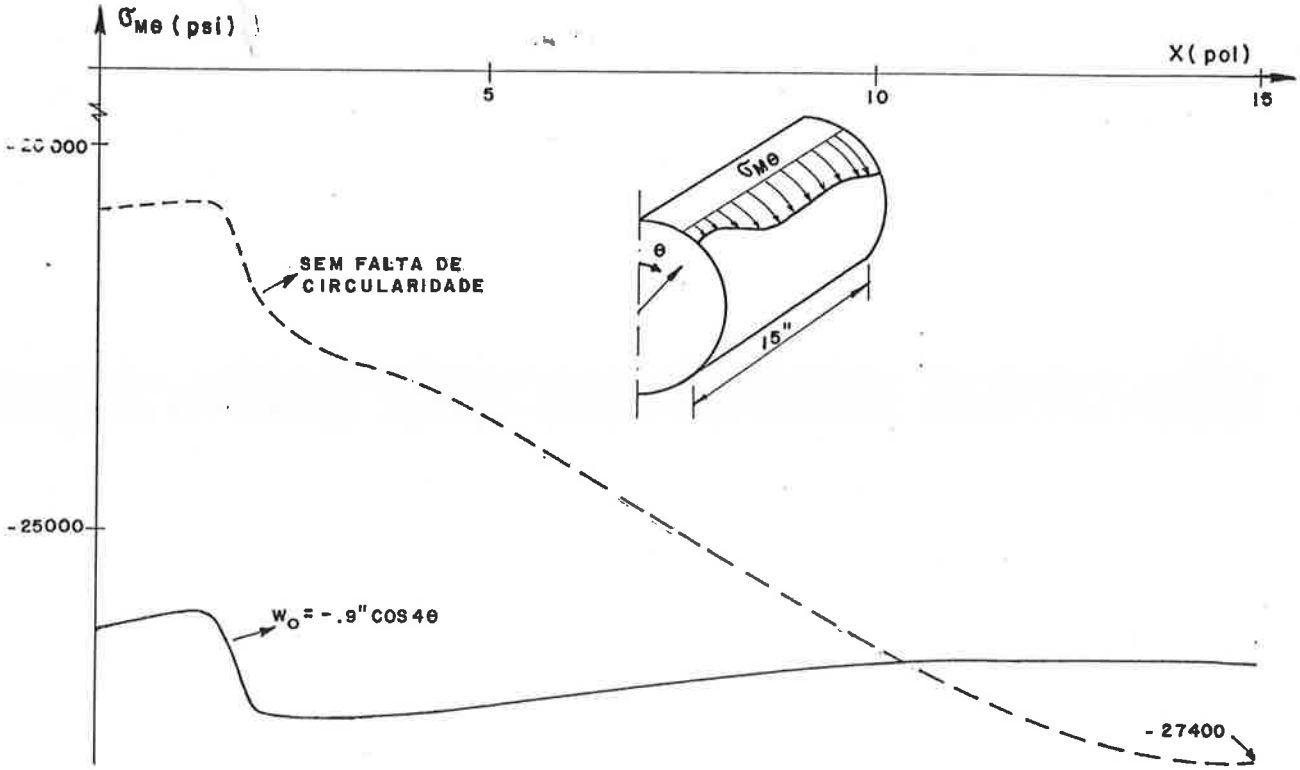


FIGURA 5.29 - TENSÕES NORMAIS CIRCUNFERENCIAIS DE MEMBRANA, NA GERATRIZ θ = 43,1° DO CASCO RESISTENTE.

Deve-se lembrar, ainda, que, pelas características de trabalho do casco não resistente, a tensão longitudinal é praticamente nula.

Máximas Tensões Normais:

- sem falta de circularidade: -20543 psi
- w_o = -.9" cos 4θ : -45275 psi

C) Tensões no Casco Resistente

Na figura 5.29 apresentam-se as tensões normais circunferenciais atuantes no plano médio do casco resistente (tensões de membrana). Não estão incluidas as parcelas do comportamento de flexão dos elementos de placa e nem as tensões advindas da falta de circularidade entre cavernas, que não compõe o modelo analisado. O gráfico está traçado para a geratriz $\theta=43,1^o$, que corresponde à máxima tensão total circunferencial no casco, no ponto de contato com a caverna.

Procedendo de modo análogo ao caso anterior, para cômputo da largura de chapa colaborante à flexão, resulta:

$$b_f \cong 36\% * L_c \qquad (V.19)$$

Apesar de não ser tão pequena como no caso do casco não resistente, ainda tem-se uma largura de chapa colaborante à flexão, por parte do casco resistente, que é pequena. A rigidez da viga equivalente, caverna mais chapa colaborante, é portanto diminuida.

Na figura 5.30 apresenta-se a distribuição da parcela de flexão das tensões normais longitudinais ao longo da geratriz do plano de simetria. Deve-se ressaltar a grande diferença entre os dois casos. Os resultados mostraram ainda que, para o caso de inclusão da falta de circularidade, estas tensões variam, ao longo de uma circunferência, exatamente da mesma forma que esta falta de circularidade (cos 4θ). A influência desta imperfeição de forma nas tensões longitudinais do casco resisten-

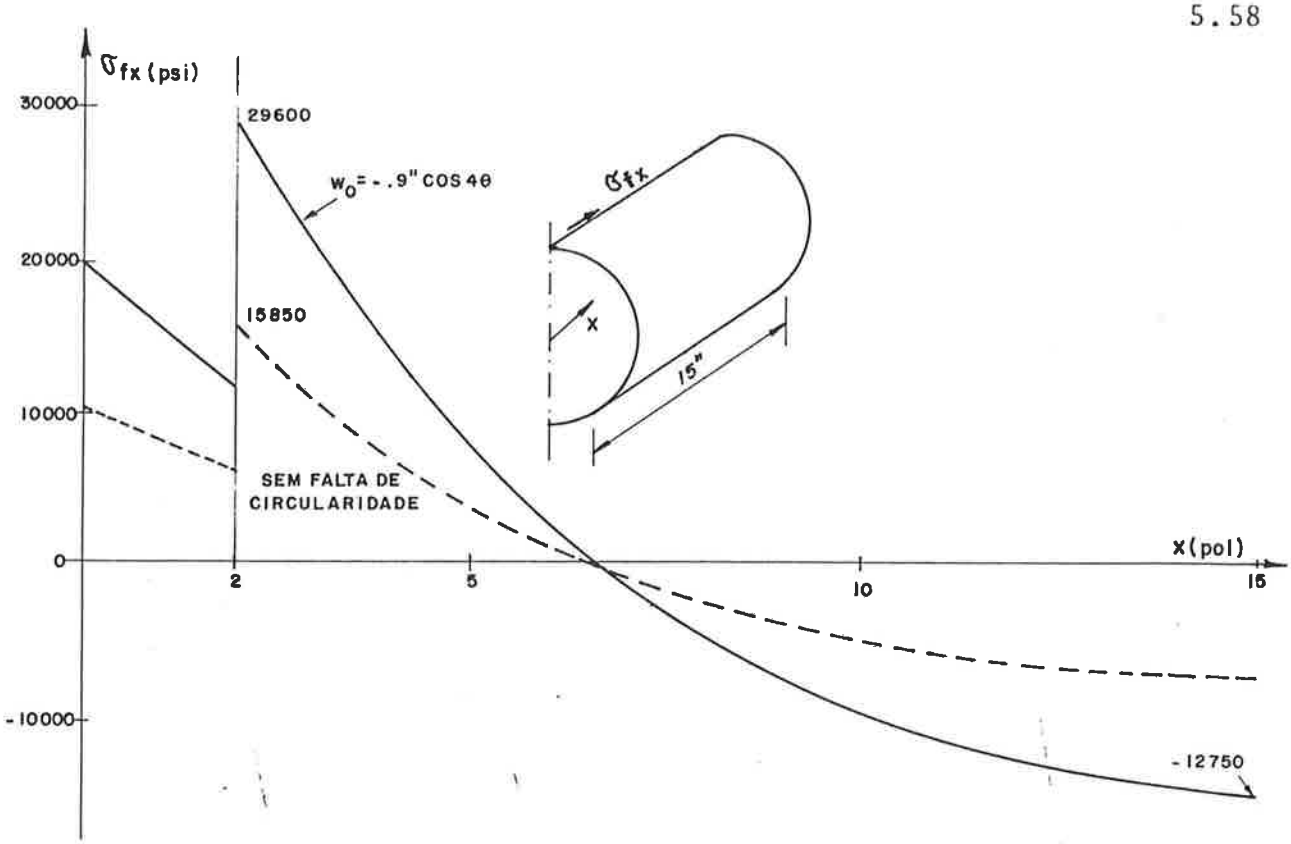


FIGURA 5.30 - TENSÃO NORMAL DE FLEXÃO LONGITUDINAL, NO CASCO RESISTENTE, AO LONGO DA GERATRIZ θ = 0°.

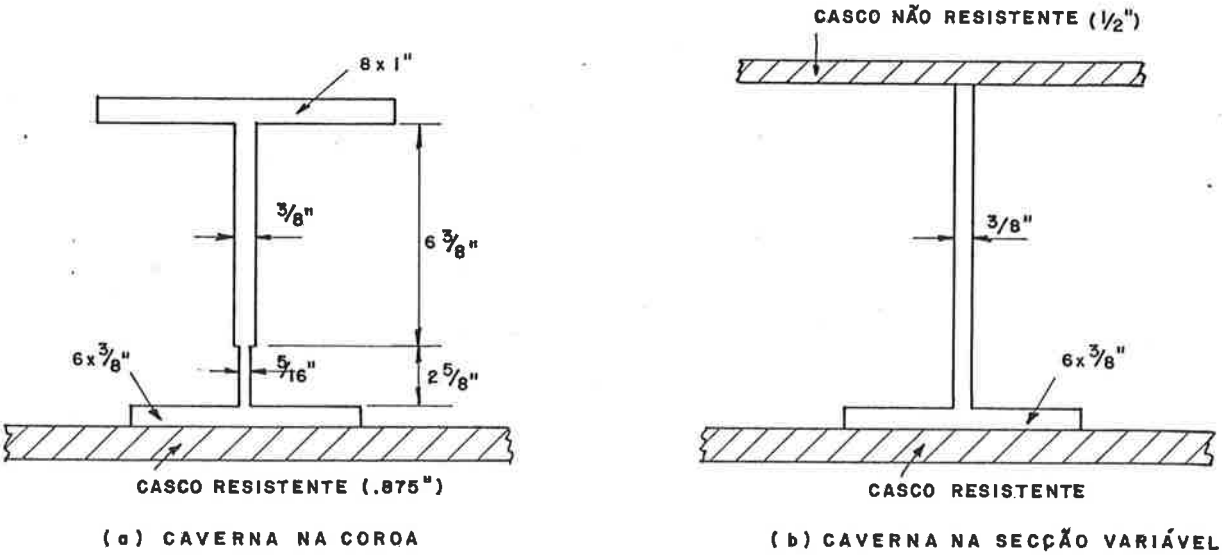
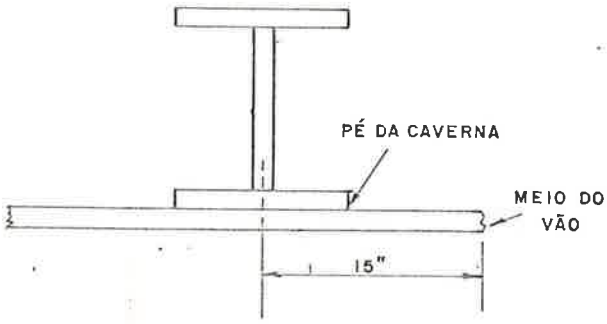


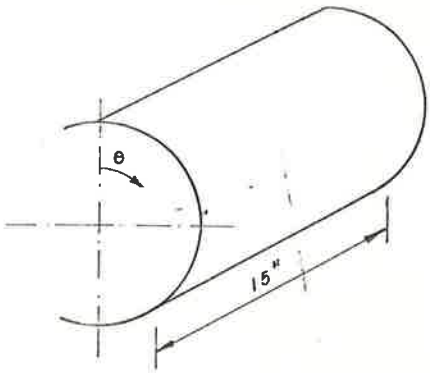
FIGURA 5.31 - ARRANJO ESTRUTURAL DAS CAVERNAS DO SUB. C, NA REGIÃO DE POPA.

te, que havia sido desprezada ao longo de todo o texto deste trabalho, neste caso passa a ser importante.

Os valores das tensões totais máximas, obtidas em outras direções e locais do casco resistente, estão mostradas na tabela 5.11. Notar que somente a tensão circunferencial, no meio do vão ($\sigma_{t\theta}$ = -49753 psi) ultrapassa a tensão de escoamento (σ_y = 46780 psi).

Tabela 5.11 - Tensões normais máximas no casco resistente (psi). Pressão = 273 psi





psi		SEM FALTA DE CIRCULARIDADE		w_o = -.90". cos 4θ	
		PÉ DA CAVERNA	MEIO DO VÃO	PÉ DA CAVERNA	MEIO DO VÃO
LONGITUDINAIS σ_x	σ_{M_x}	-14940	-14910	-15170	-15040
	σ_{F_x}	±15850	± 7050	±29600	±12750
	(*) σ_{t_x}	-30790 (coroa)	-21960 (coroa)	-44770 (coroa)	-27790 (coroa)
CIRCUNFERENCIAIS σ_θ	σ_{M_θ}	-21950	-28100	-27200	-28700
	σ_{F_θ}	± 2650	± 2250	± 1500	±21053 (**)
	σ_{t_θ}	-24600 (θ=110,6°)	-30350 (θ=110,6°)	-28700 (θ=43,1°)	-49753 (θ=110,6°)

(*) σ_t : tensões totais; (**) Incluida a parcela de 14953 psi devida à falta de circularidade adotada do casco resistente entre cavernas(0,09 t)

V.4.3.4 Análise de resultados

As principais conclusões da análise de resultados, que podem ser extraidas desta parte do trabalho, são apresentadas a seguir:

- O fato de ser a caverna de secção variável, de per si, não impõe tensões de flexão relevantes nesta caverna. Não se pode dizer que esta geometria seja equivalente a uma falta de circularidade do casco resistente.

- Os furos de alívio na caverna são responsáveis pelo aparecimento de altas tensões, seja por que implicam numa concentração de tensões no seu entorno, seja porque diminuem, localmente, a rigidez da caverna.

- A largura de chapa colaborante do casco não resistente, para a caverna, é muito pequena (7% e 7,5% do espaçamento de cavernas, respectivamente, para a compressão e flexão). Já o casco resistente apresenta um valor de 36% do espaçamento de cavernas, para a flexão. Estes valores são responsáveis pelo aparecimento de tensões acima do previsto, principalmente para o caso com falta de circularidade. Estas informações poderão ser usadas em futuros trabalhos, semelhantes, onde uma estima de tensões seja desejável, utilizando modelos analíticos simples.

- Para alta falta de circularidade, como é o caso em foco, detectou-se uma grande influência dessa imperfeição sobre as tensões longitudinais do casco resistente, principalmente no pé da caverna. Apesar de não se conhecerem estudos analíticos conclusivos sobre isto, pode-se admitir que a mudança local do raio de curvatura do casco é a causadora desta variação. Este fato só poderia ser detectado através de um modelo de elementos finitos.

Esta observação alerta, ainda, sobre os valores obtidos na aplicação do modelo analítico (item V.3.4). Ali, a falta de circularidade era da ordem da que aqui está sendo usada. No entanto, as menores pressões de operação que lá se obtiveram e uma observação dos valores das respectivas tensões longitudi-

nais, levam a concluir que este fenômeno não imporá tensões maiores que o escoamento, não alterando as conclusões obtidas (ver tabela 5.5, item V.3.4).

Quanto às tensões máximas obtidas, o escoamento foi ultrapassado em dois locais distintos, ambos para o caso com falta de circularidade:

- Na alma da caverna, nas regiões dos furos de alívio para $\theta \cong 90^0$ (ver figura 5.26). O máximo valor, de 53257 psi é 14% superior ao escoamento e ocorre na fronteira com um furo de alívio. Ora, estes foram modelados de forma grosseira, por quadriláteros, quando a rigor possuem generosos raios de concordância. Um refinamento dessa região, evidentemente, levará a resultados abaixo do escoamento nesses pontos.

- No casco resistente, no meio do vão, na direção circunferencial, onde o valor de -49753 psi é 6% superior ao escoamento, já incluidos todos os efeitos possíveis. Ora, este valor ligeiramente superior, será coberto pelas hipóteses conservadoras que foram utilizadas no modelo. Além do mais, ao calcular a tensão equivalente neste ponto, foi obtido um valor inferior ao escoamento.

Concluindo, mesmo com a adoção da hipótese mais pessimista, isto é, falta de circularidade na forma $w_0 = -.9".\cos 4\theta$, a profundidade de colapso do submersível não foi alterada (614 pés). O fato de poder-se trabalhar com falta de circularidade maior que a de projeto (t/2) nestas regiões, advém de suas próprias características estruturais, ou seja, compartimentos menores e mais reforçados.

Com a adoção do mesmo fator de segurança de projeto, chegar-se-á à mesma profundidade máxima de operação.

V.4.4 Aplicação do Modelo de Elementos Finitos ao Sub.C

Neste item, o modelo de elementos finitos é aplicado a outro submersível, designado de Sub.C, do qual se conhecem os dados necessários para análise.

V.4.4.1 Apresentação do problema

A) Arranjo Estrutural

O Sub.C é idêntico aos Sub.A e B, já estudados, nas regiões do corpo médio. A região de popa tem o mesmo arranjo estrutural do Sub.B, a menos de duas diferenças (ver figura 5.18):

- O casco não resistente é constituido de aço de menor resistência (σ_y = 33000 psi, contra σ_y = 46780 psi do casco anterior), e tem espessura de 1/2" (contra 7/16" do caso anterior).
- As cavernas têm escantilhões diferentes, estando de acordo com a figura 5.31.

B) Falta de Circularidade

Na tabela 5.12 estão listadas as máximas faltas de circularidade admitidas para este caso.

Tabela 5.12 - Máximas faltas de circularidade (t/2 = .438")

CAVERNAS	0	1	3	4
B_o (pol)	.43	1,48	2,20	1,13

Para ré da caverna 1, inclusive, é tomada uma elevada falta de circularidade. Assim, a caverna 3, apresentando B_o = 2,2", está esquematizada na figura 5.32. O valor máximo é da ordem de cinco vezes o valor admissível no projeto (t/2=.438"). Além disso, esta caverna, não deve obedecer também às outras re-

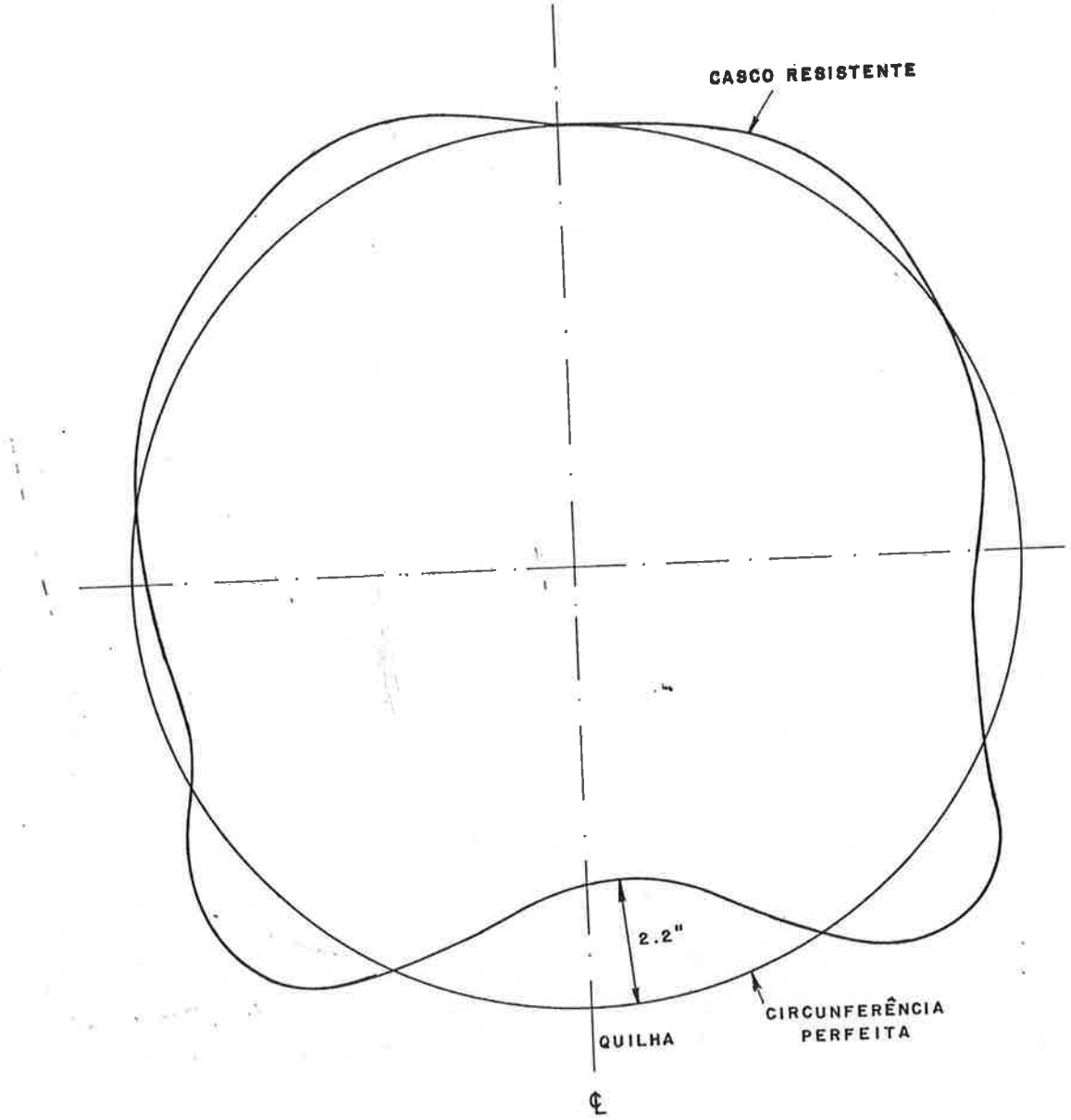


FIGURA 5.32 - FALTA DE CIRCULARIDADE DA CAVERNA 3 DO SUB.C .

gras dos"limites de aceitação", explicitadas no item V.2.1.2, ou seja, diferença entre raio médio e raio de projeto e diferença entre raios consecutivos, maiores que t/2. Isto faz com que a imperfeição seja realmente severa.

As prováveis razões para os altos valores admitidos seriam:

- Afundamento do casco, na região da quilha, devido a choques, possivelmente com obstáculos no fundo da zona de navegação, como visto na figura 5.32.

- Existência de tampões na região da coroa, executados para retirada de equipamentos. A má qualidade destes reparos pode vir a ser um agravante.

A decomposição em série simples de Fourier, da falta de circularidade da caverna 3, pelo programa NETUNO, levou aos valores da tabela 5.13, até n = 10.

Tabela 5.13 - Decomposição em série simples de Fourier da falta de circularidade da caverna 3, até n = 10

$$w_o = \sum_{n=0}^{\infty} (B_{o_n} \cos n\theta + D_{o_n} \operatorname{sen} n\theta)$$

n	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
B_{o_n} (pol)	.003	.482	-.178	.562	-.833	.365	-.106	-.180	.062	-.060	-.009
D_{o_n} (pol)	-	-.164	-.058	-.122	.146	-.203	.023	.059	-.060	.007	.001

Nota-se serem as componentes de n = 1, 3, 4 e 5 as que preponderam na falta de circularidade real. Percebe-se ainda, serem os valores de D_{o_n} pequenos, o que caracteriza que a falta de circularidade real é quase simétrica em relação à linha de centro. Estes fatos podem ser constatados, também, a partir da observação da figura 5.32

C) Dados de Projeto

A tabela 5.4 do Sub.A continua valendo neste caso. Ressalta-se a lâmina d'água de segurança de projeto (LS) de 205 pés.

V.4.4.2 Particularidades desta aplicação

As hipóteses gerais desta aplicação são iguais ao caso anterior, sendo aqui usado o mesmo modelo físico. A análise será feita para três casos distintos:

C_1 - Caverna sem falta de circularidade

C_2 - Caverna com falta de circularidade $w_o = -2,2".\cos 4\theta$

C_3 - Caverna com falta de circularidade real.

Mesmo para o caso C3 será utilizado, por simplificação, o plano S_3 de simetria, que contém a linha de centro (ver fig. 5.20). Isto é possível, graças à quase simetria da falta de circularidade real e tomando-se em cada ângulo θ o maior valor entre bombordo e boreste. Portanto, em relação ao estudo do Sub.E, a malha adotada e o tempo de processamento ficam inalterados.

O fato da falta de circularidade não estar respeitando nenhum dos "limites de aceitação", caracterizando, inclusive, altas deformações locais do casco, leva a admitir que o estado da estrutura não é bom. Portanto, sente-se a necessidade de adotar um critério mais conservador para estudar os efeitos da falta de circularidade e que suplante o fato deste desconhecimento da real situação da estrutura. Isto é feito usando os resultados / das tensões advindas do enfoque C_2 ($w_o = -2,2".\cos 4\theta$).

Além do mais, pode-se fazer esta falta de circularidade caminhar ao longo da circunferência, de tal modo, que os máximos e mínimos passem a ocupar os mais diferentes ângulos / θ_1 (figura 5.33). Evidentemente, não seria razoável realizar várias análises do modelo, sendo uma para cada posição da falta de circularidade. Pode-se utilizar o procedimento abaixo esquematizado, que se baseia em tomar a tensão devido à falta de cir

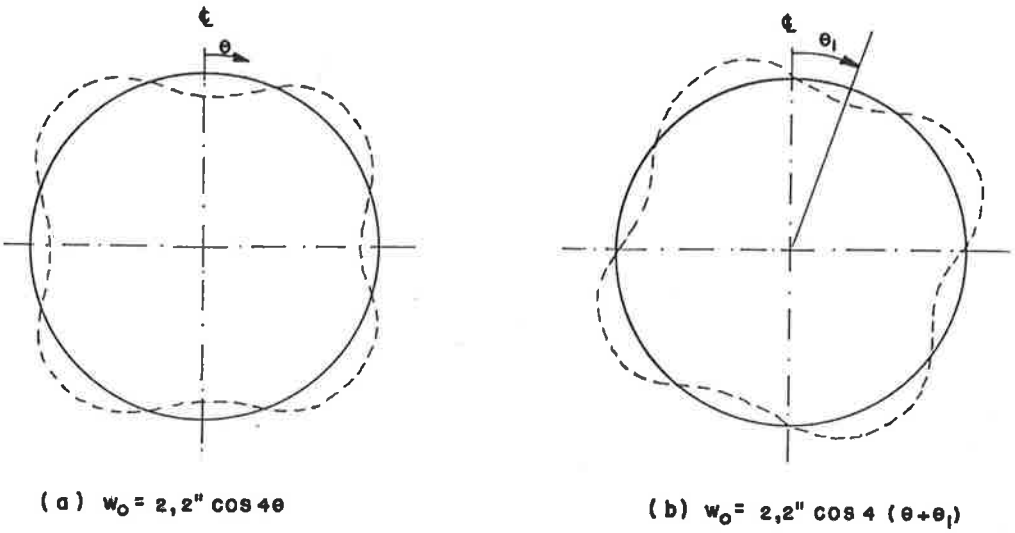


FIGURA 5.33 - GIRO DA FALTA DE CIRCULARIDADE
$w_o = 2,2''\cos 4\theta$

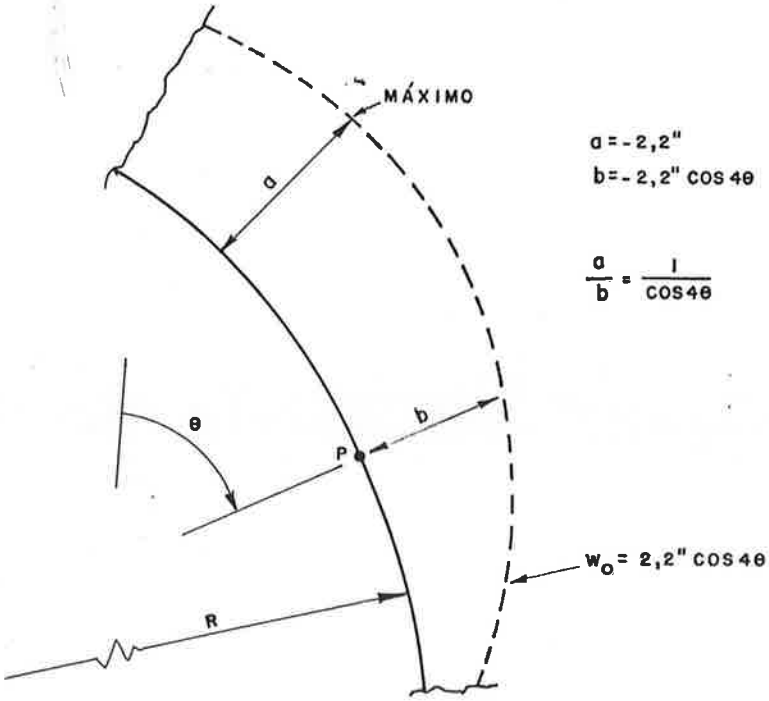


FIGURA 5.34 - RELAÇÃO ENTRE FALTAS DE CIRCULARIDADES.

cularidade (σ_f) como proporcional ao valor desta falta de circularidade, no ponto analisado. Seja (ver figura 5.34):

$\sigma_{T_{C_1}}$ - tensão, em um dado ponto, para o enfoque C_1 (sem falta de circularidade)

$\sigma_{T_{C_2}}$ - tensão, no mesmo ponto, para o enfoque C_2 (w_o = - 2,2" . cos 4θ)

Portanto:

$$\sigma_f = \sigma_{T_{C_2}} - \sigma_{T_{C_1}} \qquad (V.20)$$

onde:

σ_f → tensão, no ponto, devido à falta de circularidade

Para uma situação da falta de circularidade, em que seu valor seja máximo no ponto estudado, pode-se admitir:

$$\sigma'_{T_{C_2}} = \sigma_{T_{C_1}} + \sigma_f \frac{1}{\cos 4\theta} \qquad (V.21)$$

onde:

$\sigma'_{T_{C_2}}$ → tensão, no ponto, para o enfoque C_2, quando a falta de circularidade é máxima neste ponto

θ → posição do ponto estudado

Os resultados do enfoque C_3 (falta de circularidade real) serão tomados apenas como guia, nos moldes que serão vistos a seguir.

V.4.4.3 Resultados da estrutura original

O modelo da caverna 3 foi analisado, nos três casos, para a pressão de colapso original: 273 psi (614 pés). O comportamento dos resultados das tensões agentes é análogo ao do caso anterior, no que tange à influência dos furos de alívio, variações ao longo da circunferência e geratrizes, larguras de chapa colaborante, influência da falta de circularidade nas tensões longitudinais do casco resistente, etc. Evidentemente, todos es

tes valores são agravados pela alta falta de circularidade deste caso.

A) Tensões na Caverna

Na figura 5.35 apresentam-se os valores das tensões equivalentes máximas obtidas na alma da caverna. Para o caso C_2, já corresponde a uma rotação da falta de circularidade admitida, tomando-se os valores máximos, como expresso pelas equações (V.20) e (V.21). Os furos de alívio localizados entre 60° e 90° são responsáveis pela obtenção de tensões acima do escoamento.

Máximas Tensões Equivalentes:

- sem falta de circularidade: 32847 psi
- w_o = -2,2" . cos 4θ : 89490 psi (acima do escoamento; σ_y = 46780 psi)
- falta de circularidade real: 51562 psi (acima do escoamento).

B) Tensões no Casco não Resistente

Na figura 5.36 apresentam-se os valores das tensões normais circunferenciais máximas na circunferência de contato com a caverna. Nota-se o escoamento (σ_y=33000 psi) ultrapassado em vários pontos, na região ou próximo dos furos de alívio.

Tensões Máximas:

- sem falta de circularidade: -22096 psi
- w_o = -2,2" . cos 4θ : -68643 psi (acima do escoamento)
- falta de circularidade real: -37953 psi (acima do escoamento).

C) Tensões no Casco Resistente

Para o caso C_2, a máxima tensão é longitudinal, no pé da caverna, na região da coroa. Novamente, caracteriza-se a im-

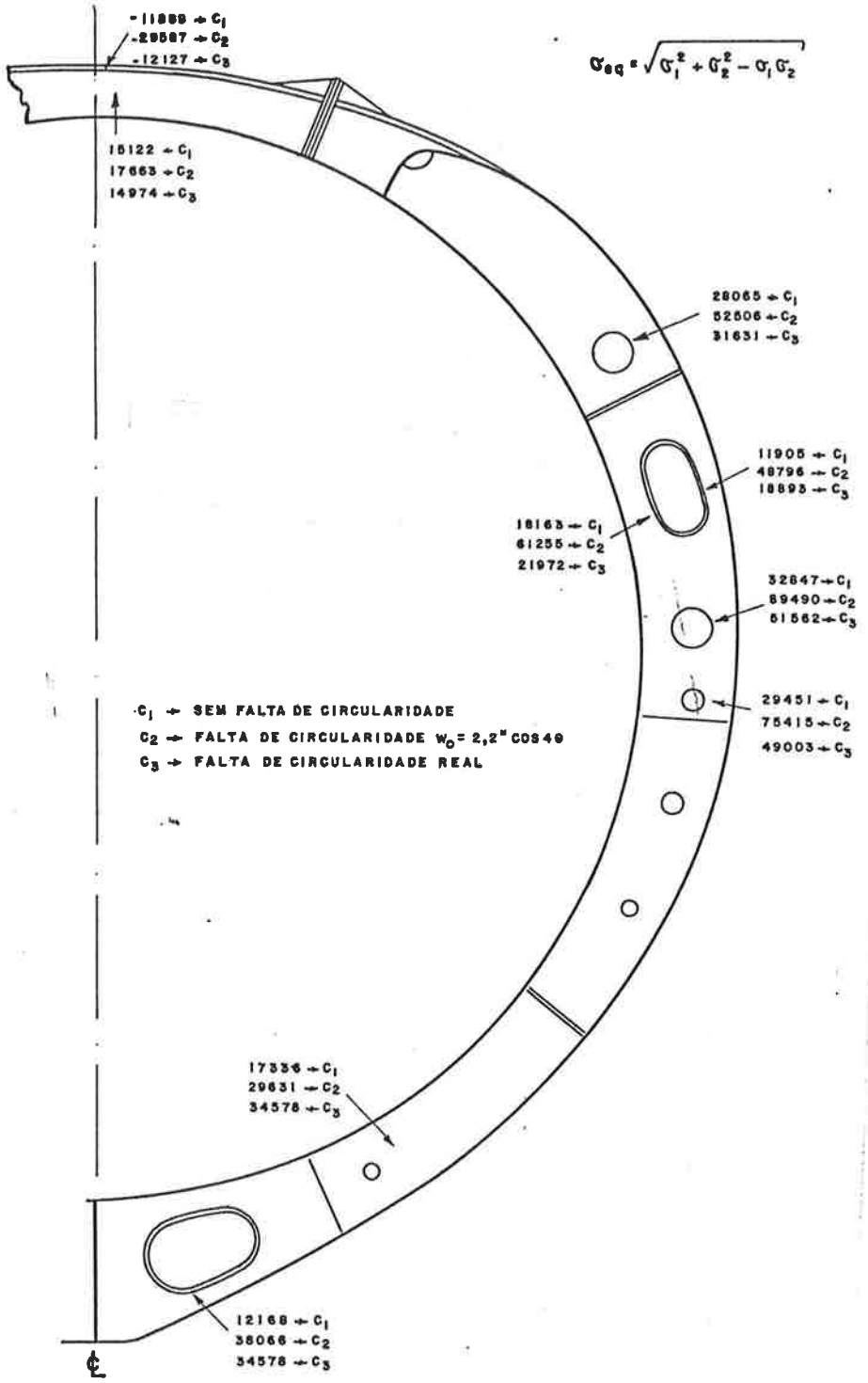


FIGURA 5.35 - TENSÕES EQUIVALENTES NA CAVERNA

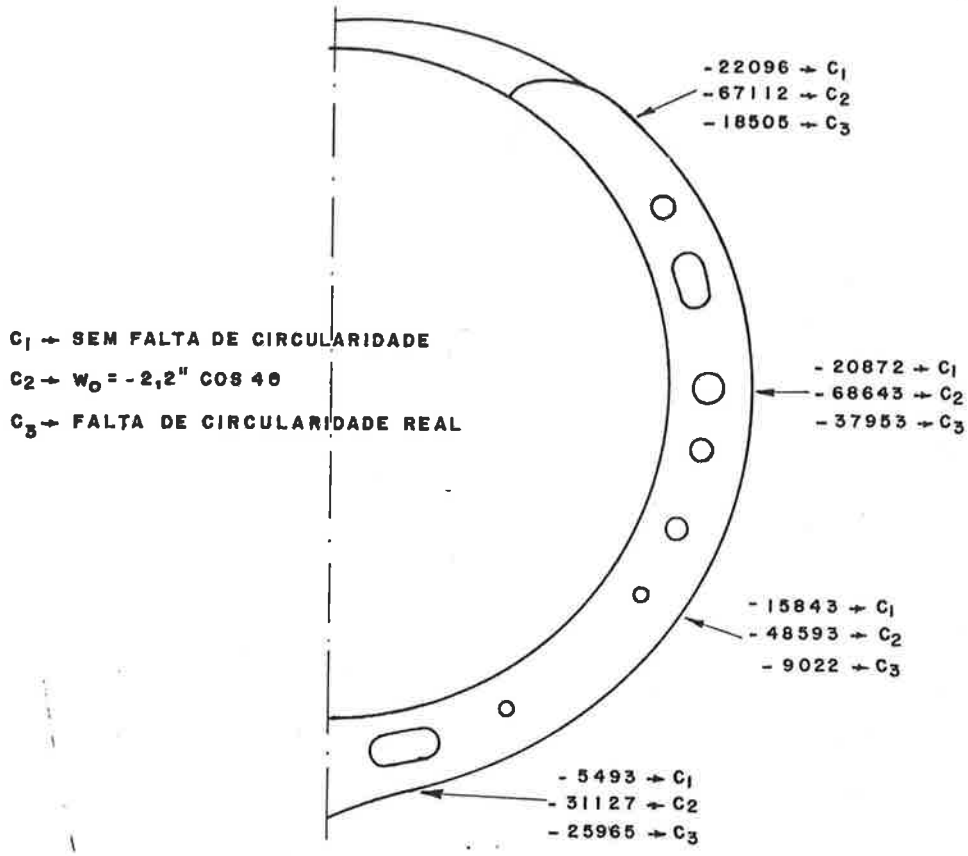


FIGURA 5.36 – TENSÕES NORMAIS CIRCUNFERENCIAIS MÁXIMAS NO CASCO NÃO RESISTENTE

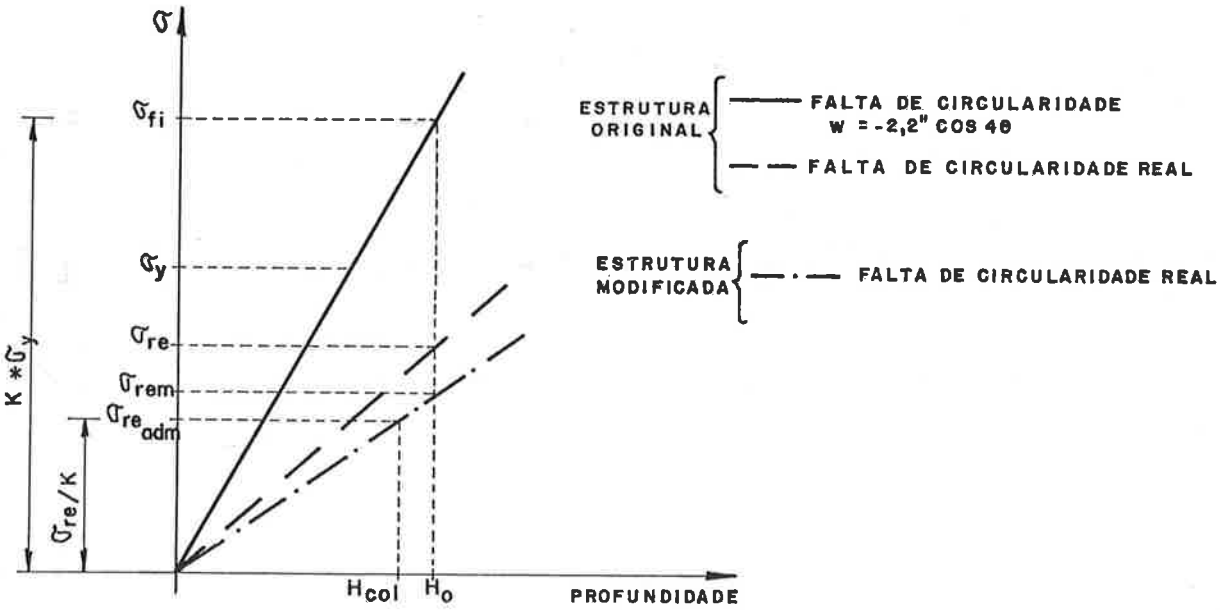


FIGURA 5.37 – TENSÃO x PROFUNDIDADE, EM UM PONTO QUALQUER DA ESTRUTURA

portância que uma elevada falta de circularidade tem sobre as tensões longitudinais. Na tabela 5.14 apresentam-se os valores máximos encontrados.

Tabela 5.14 - Máximas tensões longitudinais, no pé da caverna, no casco resistente (psi)

	C_1 : sem falta de circularidade	C_2 : w_o = -2,2".cos 4θ	C_3 : falta de circularidade real
σ_{Mx}	-10510	-11270	-15300
σ_{Fx}	-17200	-53400	-27200
σ_{tx}	-27710	-64670	-42500
localização	coroa	coroa	quilha
Observação	-	acima do escoamento (σ_y=46780)	-

V.4.4.4 Análise de resultados da estrutura original

Da observação dos resultados pode-se concluir:

- A elevada falta de circularidade deste caso faz com que os furos de alívio se tornem a causa de tensões exageradas nas cavernas. Qualquer melhora na estrutura deve prever o fechamento desses furos, independentemente do fato de serem modelados por quadriláteros, e portanto de forma grosseira.

- Os resultados impõe, que no casco não resistente, deve-se prever a mudança do aço para outro de maior resistência. Pode-se notar, que, atualmente, mesmo com a falta de circularidade real, o escoamento é atingido.

- Qualquer melhora no casco resistente, só será obtido com a diminuição das tensões de flexão (σ_{Fx}).

O valor que vai aqui definir a profundidade de colapso, corresponde à tensão máxima no casco não resistente, e tem o valor:

$$H_{col} = \frac{33000}{68643} * 614 \text{ pés}$$

$$H_{col} = 295 \text{ pés} \qquad (V.22)$$

Mantendo a lâmina d'água de segurança de projeto (205 pés), de forma análoga ao exposto quando da análise do Sub.A (item V.3.4.4) vem:

$$H_{op} = H_{col} - 205 \text{ pés}$$

$$\therefore \; H_{op} = 90 \text{ pés} \qquad (V.23)$$

O valor obtido é extremamente baixo. Passa-se nos próximos itens a definir e analisar a utilização de reforços estruturais que possibilitem aumentar este valor.

V.4.4.5 Critério para avaliação das regiões estruturais a serem modificadas

No item anterior foi usada uma falta de circularidade com distribuição fictícia, cuja única característica é a de possuir o mesmo valor máximo da falta de circularidade real. No momento em que se pretende, como é o caso, reforçar a estrutura, de forma a aumentar a profundidade máxima de operação, é para os resultados de tensões da falta de circularidade real que se devem voltar as atenções, pois não teria sentido reforçar determinadas posições da estrutura, cujos resultados tivessem sido insatisfatórios, a partir de uma falta de circularidade fictícia (w_o = -2,2" . cos 4θ).

Propõe-se, portanto, um critério de avaliação de resultados da estrutura modificada, que consistirá em diminuir as tensões que advém do modelo com falta de circularidade real, na mesma proporção que deveriam diminuir as tensões do modelo com falta de circularidade fictícia.

Definindo (figura 5.37):

σ_{fi} → tensão máxima em uma região da estrutural original, com falta de circularidade fictícia (caso C_2), para uma profundidade H_o.

σ_{re} →idem, para falta de circularidade real (caso C_3).

σ_{re_m} →idem, para a estrutura modificada (caso C_3).

$\sigma_{re_{adm}}$ → tensão admissível, nessa região, para a estrutura modificada, sob falta de circularidade real.

Seja:

$$K = \frac{\sigma_{fi}}{\sigma_y} \qquad (V.24)$$

onde K é a proporção em que as tensões devem diminuir para chegar ao limite de escoamento σ_y.

Faz-se:

$$\sigma_{re_{adm.}} = \frac{\sigma_{re}}{K} \qquad (V.25)$$

A nova profundidade de colapso será aquela que cause uma tensão máxima, nessa região, igual a $\sigma_{re_{adm}}$. Se a estrutura modificada for analisada para uma profundidade H_o, sob a qual ocorre uma tensão máxima na região igual a σ_{re_m}, vem:

$$H_{col} = \frac{\sigma_{re_{adm}}}{\sigma_{re_m}} \cdot H_o \qquad (v.26)$$

Usando a lâmina d'água de segurança de projeto (LS = 205 pés), vem:

$$H_{op} = H_{col} - 205' \qquad (V.27)$$

O enfoque indireto de avaliação, utilizado neste critério proposto, baseia-se em manter sempre uma posição conservadora em relação aos resultados.

A tensão admissível $\sigma_{re_{adm}}$ é menor que a tensão de es

coamento. As razões para este conservadorismo já foram expostas ao longo do texto e, em resumo, advêm do desconhecimento que se tem sobre a real situação da estrutura.

A circularidade real é tomada apenas como guia, para execução dos reparos estruturais necessários.

A apresentação de um exemplo, talvez elucide melhor o critério proposto. Na tabela 5.15 levanta-se, para este caso, a partir das equações (V.24) e (V.25), os valores das tensões admissíveis, na estrutura modificada, para as três porções estruturais: caverna, casco não resistente e casco resistente.

Tabela 5.15 - Tensões admissíveis, sob falta de circularidade real, para a estrutura a ser modificada, para H_o=614 pés

psi

REGIÃO	σ_{fi} (*)	σ_y	K	σ_{re} (*)	$\sigma_{re_{adm}}$
CAVERNA	89490	46780	1,91	51562	26955
CASCO NÃO RESISTENTE	-68643	-33000	2,08	-37953	-18246
		-46780 (**)	1,47		-25867
CASCO RESISTENTE	-64670	-46780	1,38	-42500	-30764

(*) σ_{fi}, σ_{re} obtidos no item V.4.4.3.

(**) Para regiões do casco não resistente, que forem modificadas para aço de maior resistência.

V.4.4.6 Reforços estruturais propostos

Os reforços a serem efetuados devem ser de tal forma a diminuir as tensões no modelo com falta de circularidade real (C_3).

A) Caverna

Como pode ser observado na figura 5.35, as maiores tensões para o caso C_3, ocorrem na região dos furos de alívio localizados no entorno de $\theta = 90^o$. Como primeira providência, estes furos deverão ser eliminados. Caso isto não for possível, por serem necessários para passagem de tubulação, deve-se prever um reforço equivalente, com a execução de flanges para os furos e colares de reforço para a alma da caverna.

B) Casco não Resistente

Também no casco não resistente, as tensões máximas, para o caso C_3, ocorrem na região de $\theta = 90^o$. Apesar do fechamento desses furos de alívio também diminuir as tensões no casco não resistente, será estudada a troca de certa porção, por aço de maior resistência. Esta será determinada, a partir dos resultados que forem obtidos na análise da estrutura modificada.

C) Casco Resistente

Em princípio, deve-se evitar alterações no casco resistente, através de modificações que impliquem em abertura e fechamento de determinadas porções. As implicações de um mau trabalho nessa região, já foram amplamente discutidas. Isto só deverá ser feito, se outras tentativas não surtirem efeito.

As máximas tensões, no casco resistente, para o caso C_3, são longitudinais, no pé da caverna. A figura 5.38, esquematiza esses valores, para a estrutura original, a partir da análise do modelo, na profundidade de 614 pés.

Notam-se três regiões do casco, onde a tensão é maior que o valor admissível para a estrutura a ser modificada.

- Pequena porção na coroa ($0^o < \theta < 4^o$)
- A meia altura ($95^o < \theta < 114^o$)
- Na quilha ($159^o < \theta < 180^o$)

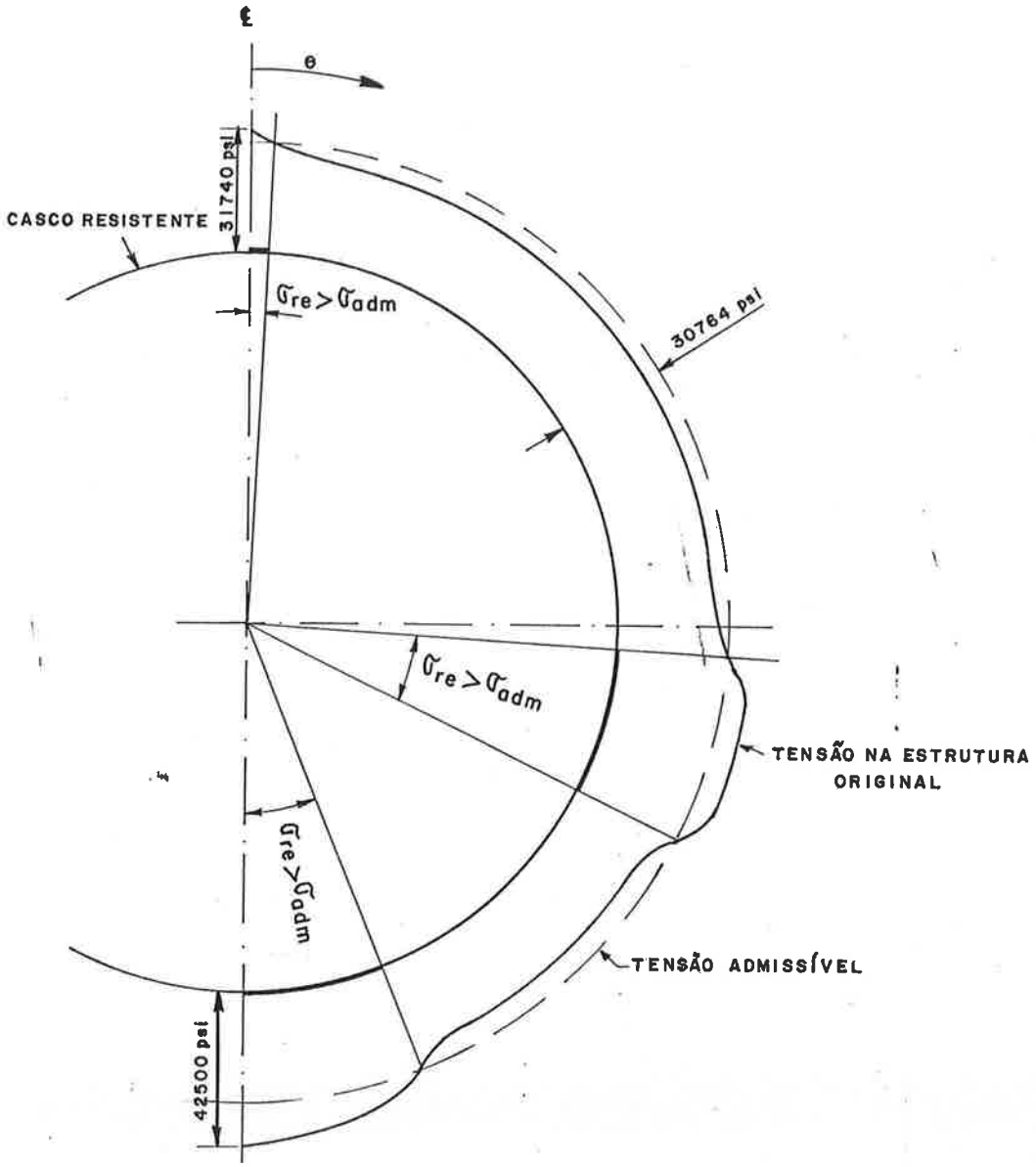


FIGURA 5.38 – TENSÕES LONGITUDINAIS NO CASCO RESISTENTE, AO PÉ DA CAVERNA, NA ESTRUTURA ORIGINAL.

Como já foi notado na tabela 5.14, é a componente de flexão que leva às altas tensões observadas. Para abaixar essa componente, propõe-se diminuir o vão livre do casco, pela introdução de uma semi-caverna a meio vão de cavernas, na região inferior ($90^o < \theta < 270^o$), como esquematizado na figura 5.39. A semi-caverna termina em duas longarinas laterais (bombordo e boreste), tendo esses elementos 1/2" de espessura.

A pequena porção, na coroa, que também ultrapassa a tensão admissível, não será, por ora, reforçada, pois sua tensão não é tão elevada e, provavelmente, não deverá ser a limitante da profundidade de colapso.

Evidentemente, estas modificações estruturais, implicarão em grande trabalho, mas no entanto são preferíveis, a executarem-se modificações no próprio casco resistente.

V.4.4.7 Resultados da estrutura reforçada

O modelo de elementos finitos foi alterado para incluir os reforços propostos, ou sejam, fechamento dos furos de alívio e colocação de semi-cavernas. Foi efetuada a análise, com falta de circularidade real, para a profundidade de 614 pés.

A) Tensões na Caverna

Na figura 5.40 apresenta-se os valores das tensões equivalentes obtidas para o caso C_3, em alguns pontos característicos. Nota-se a efetividade do fechamento dos furos de alívio, pois ocorre grande queda no nível das tensões nessas regiões.

Máximas Tensões Equivalentes:

- furo de alívio em $\theta \cong 60^o$: 38802 psi (acima da tensão admissível; $\sigma_{re_{adm}}$ = 26955 psi)
- furo de alívio em $\theta \cong 75^o$: 29693 psi (acima da tensão admissível).

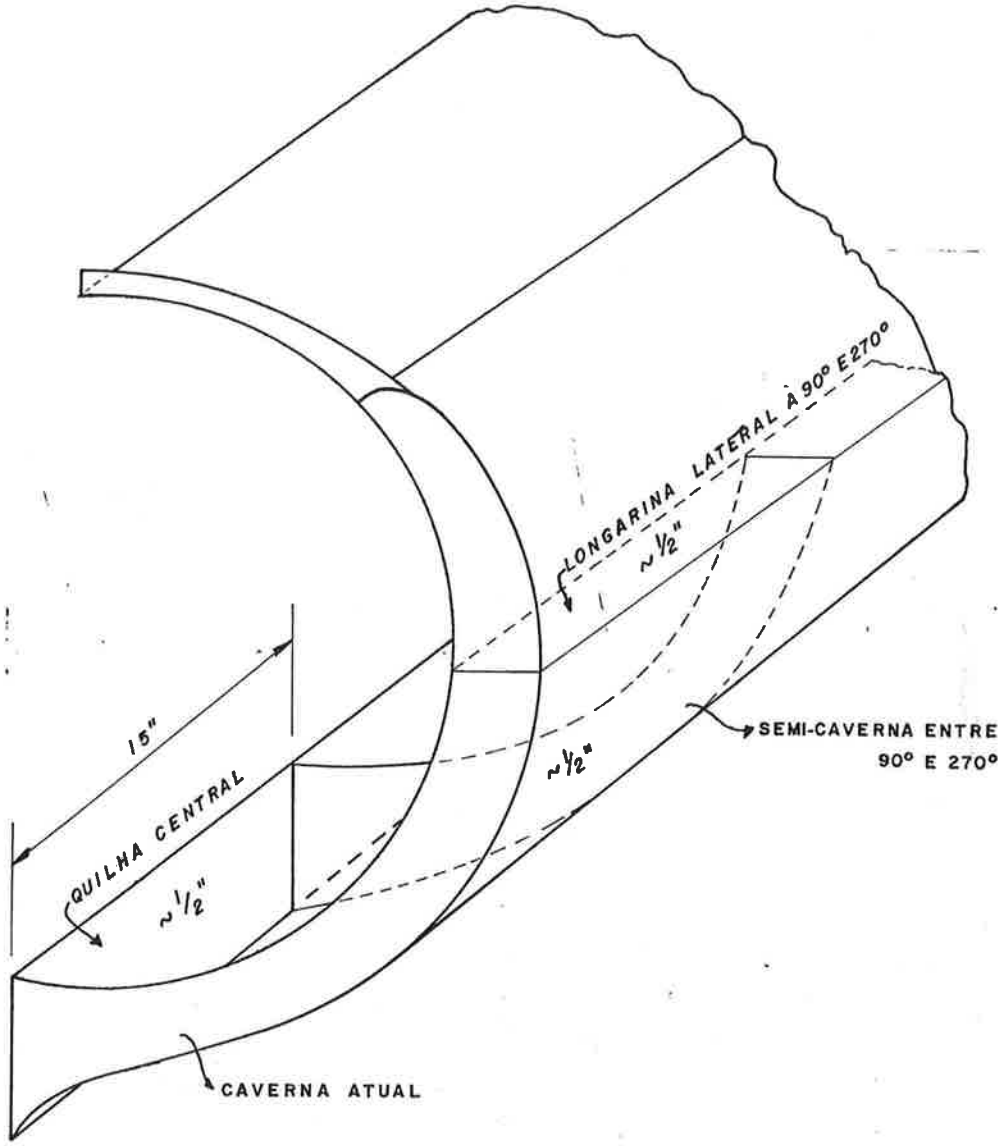


FIGURA 5.39 - REFORÇO ESTRUTURAL PELA INCLUSÃO DE SEMI-CAVERNAS

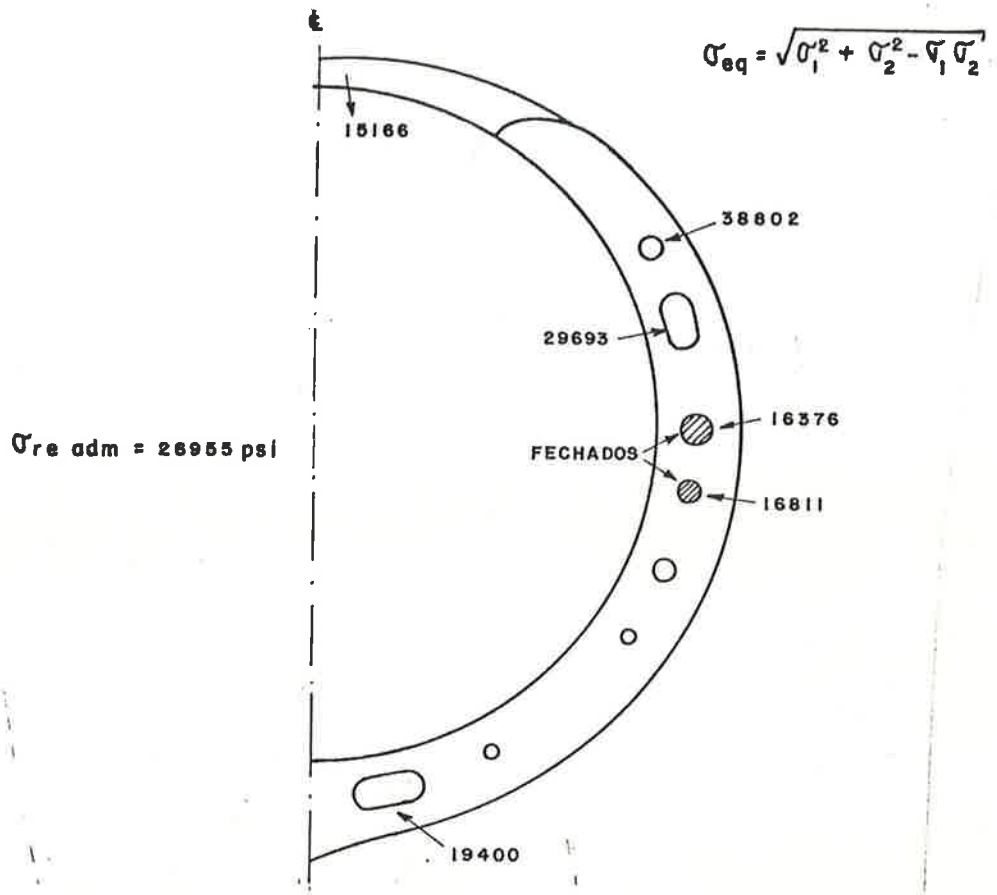


FIGURA 5.40 - TENSÕES EQUIVALENTES NA ESTRUTURA REFORÇADA, PARA FALTA DE CIRCULARIDADE REAL .

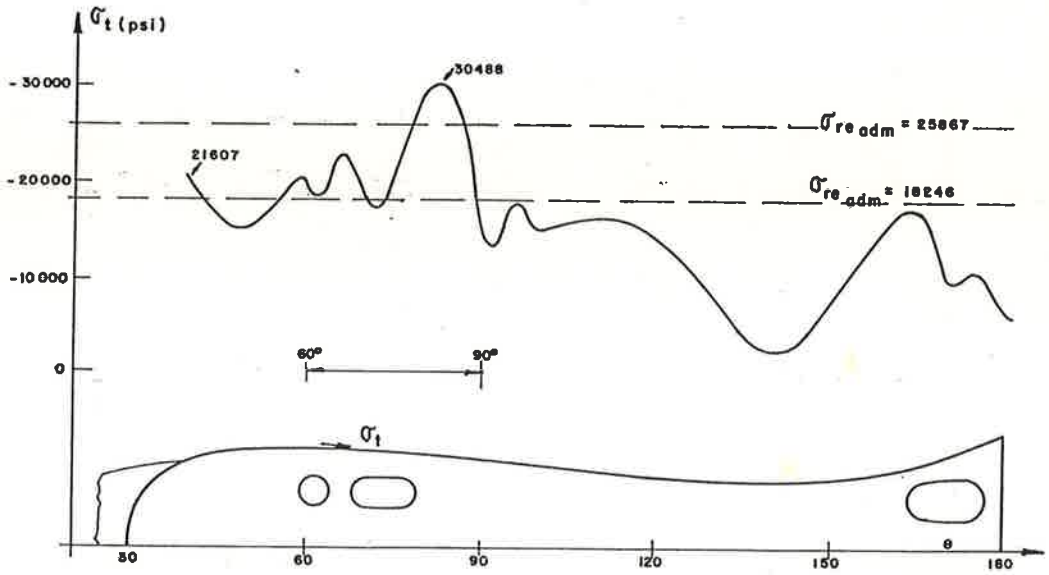


FIGURA 5.41 - TENSÕES NORMAIS CIRCUNFERENCIAIS, NO CASCO NÃO RESISTENTE AO PÉ DA CAVERNA. ESTRUTURA MODIFICADA - CASO C3.

B) Tensões no Casco não Resistente

Na figura 5.41 apresenta-se a distribuição de tensões circunferenciais, no pé da caverna. Indicam-se também os patamares das tensões admissíveis, para os dois tipos de aço, conforme a tabela 5.15. Nota-se que os dois valores foram ultrapassados em algumas regiões.

C) Tensões no Casco Resistente

Como se esperava, a tensão de flexão longitudinal diminui bastante, na região da quilha, graças à colocação das semi-cavernas.

Tensões Longitudinais Máximas:

- quilha: -17850 psi (contra 42500 psi, na estrutura original).
- coroa: -33040 psi (acima da tensão admissível; $\sigma_{re_{adm}}$ = -30764 psi).

V.4.4.8 Análise de resultados da estrutura reforçada

A partir dos resultados obtidos, pode-se definir a nova profundidade de colapso do submersível, caso sejam executados os reparos propostos.

- Caverna: a tensão obtida à altura do furo de alívio com $\theta \cong 60^{o}$ (figura 5.40), de valor 38802 psi, deve-se, em grande parte, à grosseira modelagem desse furo, sem os respectivos raios de curvatura. No entanto, grande diminuição pode ser ainda alcançada, se este for fechado ou mesmo flangeado. A maior tensão passará a ser aquela do furo com $\theta \cong 75^{o}$, de valor 29693 psi. Aplicando a equação (V.26), para este caso, vem:

$$H_{col} = \frac{26955}{29693} * 614' \rightarrow H_{col} = 557 \text{ pés} \qquad (V.28)$$

- Casco não Resistente: da figura 5.41, caso se mantenha o aço de σ_y = 33000 psi, em toda a extensão, tem-se:

$$H_{col} = \frac{18246}{30488} * 614' \rightarrow H_{col} = 367 \text{ pés} \qquad (V.29)$$

No entanto, se for alterada a fiada de chapa entre 60° e 90° (figura 5.41), para aço de maior resistência σ_y=46780psi), vem:

$$H_{col} = \frac{25867}{30488} * 614' \rightarrow H_{col} = 521 \text{ pés} \qquad (V.30)$$

Mantido o aço de σ_y = 33000 psi nas outras regiões, a limitante corresponderá à tensão de -21607 psi (figura 5.41) agente na cambota do casco não resistente ($\theta \cong 30^o$), e vem:

$$H_{col} = \frac{18246}{21607} * 614' \rightarrow H_{col} = 518 \text{ pés} \qquad (V.31)$$

- Casco Resistente: a tensão limitante corresponde ao valor de -33040 psi, obtido na coroa, e vem:

$$H_{col} = \frac{30764}{33040} * 614' \rightarrow H_{col} = 572 \text{ pés} \qquad (V.32)$$

A profundidade de colapso, portanto, deverá ser a menor entre os diversos valores obtidos. Para a modificação da fiada entre 60° e 90° do casco não resistente, esta corresponde a 518 pés (equação V.31).

Tem-se (equação V.27):

$$H_{op} = 518' - 205' \rightarrow H_{op} = 313 \text{ pés} \qquad (V.33)$$

O valor de H_{op} obtido está condicionado à execução dos reforços mostrados na figura 5.42. Estes reparos para serem efetivos, devem ser extendidos às cavernas vizinhas, onde inclusive admitiu-se existirem altas faltas de circularidade. Recomenda-se que isto seja feito entre as cavernas 0 e 5 (figura 5.18).

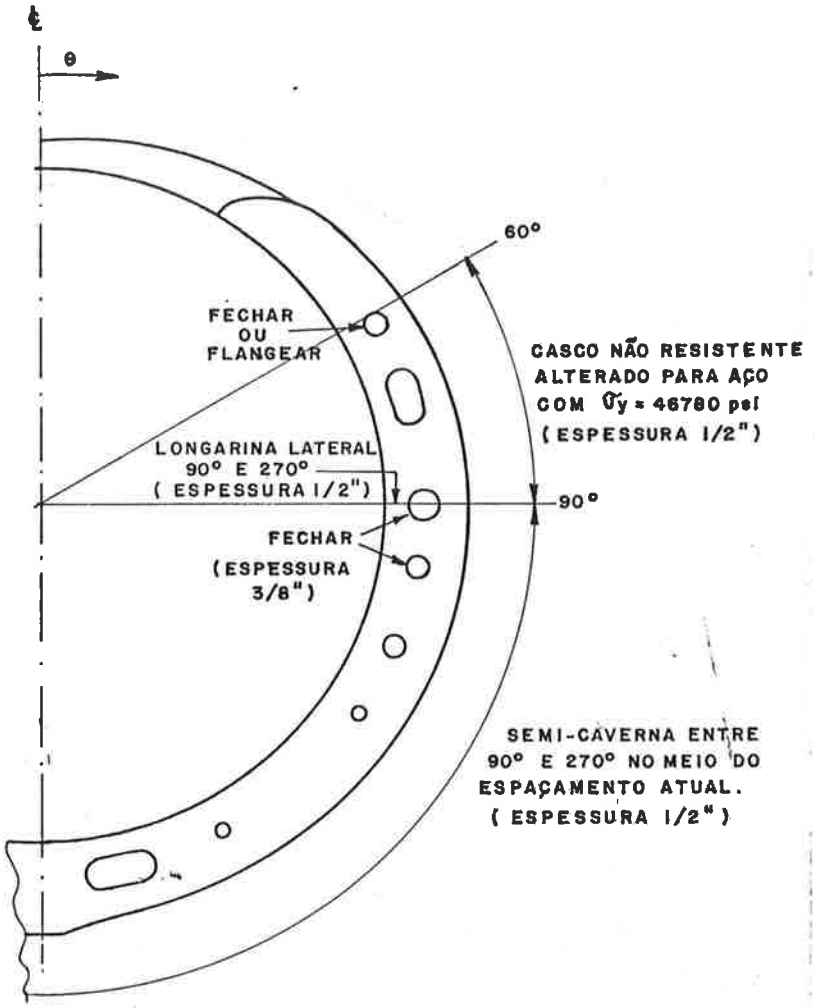


FIGURA 5.42 - REFORÇOS ESTRUTURAIS A SEREM EXECUTADOS.

Não estão descritos, e nem é intenção deste trabalho, os diversos processos que deverão ser seguidos para a real execução destas modificações. No entanto, ressalta-se que isto deverá ser feito tomando todos os cuidados, para não impor à estrutura imperfeições ou tensões residuais, que comprometam os resultados obtidos.

Evidentemente, outros reparos poderiam ser pesquisados, procurando-se melhorar ainda mais a profundidade máxima de operação obtida. Os princípios gerais de atuação seriam os mesmos.

V.5 COMENTÁRIOS SOBRE OS MODELOS DESENVOLVIDOS

Os modelos de análise estrutural apresentados neste capítulo tiveram de ser desenvolvidos, pois não se dispunha de recursos de análise, que estudassem os casos aqui abordados.

O modelo analítico tem aplicação nos casos em que a falta de circularidade de compartimentos é conhecida. É portanto um modelo a ser aplicado com o submersível já construido.

As principais hipóteses ou limitações de sua utilização são apresentadas ao longo do texto, dentre as quais podem-se ressaltar:

- Utilização de determinadas hipóteses, para também englobar a situação em que as anteparas tenham uma falta de circularidade, como mostrado na figura 5.7.

- Não se consideram os possíveis efeitos para as cavernas, que possam advir do não cumprimento de dois "limites de aceitação" dos processos de medida da falta de circularidade, / quais sejam, a diferença entre raio médio e raio de projeto e a diferença entre dois raios consecutivos de uma mesma circunferência. Como explicado em V.2.1.2, provavelmente estas regras procuram detectar grandes defeitos de fabricação. Caso isto ocorra, suas consequências são avaliadas indiretamente, através de um enfoque convenientemente mais conservador.

- Hipóteses próprias da geometria da estrutura, que a desvia do modelo de cilindro reforçado por cavernas comuns de mesmo espaçamento.

- O modelo não calcula o efeito que uma falta de circularidade tem sobre as tensões longitudinais do casco. Este comportamento, ao ser detectado, posteriormente, no modelo de elementos finitos, deveria ser incorporado também ao modelo analítico. No entanto, tem-se verificado, que nos compartimentos / de meia-nau, onde o modelo analítico é aplicável, a falta de circularidade necessária para que este efeito comece a ser relevante, faz com que as tensões transversais, que estão sendo calculadas, sejam maiores que as próprias tensões lontitudinais. Daí, mesmo desconhecidas, sabe-se que as tensões longitudinais, nestes casos, não serão as limitantes para a profundidade de operação e sim as transversais, estas sim sendo calculadas. Evidentemente, isto não elimina a necessidade futura de incorporar este fenômeno ao modelo analítico.

O modelo de elementos finitos tem a finalidade de estudar compartimentos localizados nas regiões de proa e popa. Poderá servir, ainda, durante o projeto, já que não se possuem recursos analíticos para o estudo dessas regiões. Este modelo não pretende ser genérico, mas facilmente adaptável a estruturas cuja geometria não seja exatamente igual àquela que foi aqui analisada. Alguns aspectos no entanto, são aplicáveis a todos os casos, dentre os quais podem-se destacar:

- A necessidade de simplificar o modelo, de forma a torná-lo viável. Não se admite um modelo de elementos finitos de todo o compartimento, pela sua impraticabilidade em termos de tempo e custos de processamento, a fim de se obter os resultados requeridos. Surgem daí as hipóteses para desconsiderar a região cônica da popa e analisar somente um espaçamento de cavernas.

- A análise pode ser feita dentro do regime linear, pois, normalmente, trabalha-se com pressões atuantes bem inferiores à pressão que causa a flambagem elástica do compartimento.

- Um estudo analítico preliminar dessa região deve considerar as pequenas larguras de chapa colaborante que possuem as cavernas.

No que tange à escolha da profundidade máxima de operação, em ambos os modelos, pode-se chegar a duas situações distintas:

- A falta de circularidade real é pequena e obtém-se profundidades de colapso acima daquela de projeto. Nesta situação, deve-se manter a profundidade original, por duas razões principais:

. Está-se tratando da falha correspondente ao início do escoamento de algum ponto da estrutura. Se for permitido, que a profundidade máxima de operação aumente, estar-se-á aproximando das outras falhas estruturais (ver figura 4.1). Desta forma, não se mantêm as respectivas diferenças entre a ocorrência das diferentes falhas, conforme recomendado em projeto.

. Outros compartimentos do submersível poderão limitar esta profundidade, a não ser que, através de um estudo exaustivo de todos os compartimentos, este fato não se confirme.

- A falta de circularidade real é de tal monta que implica numa diminuição da profundidade de colapso. Nesta situação, ao invés de utilizar um fator de segurança fixo, para obtenção da profundidade máxima de operação, optou-se em manter a lâmina d'água de segurança de projeto, pelas razões expostas no item V.3.4.4.

A utilização, para avaliação de resultados, da falta de circularidade real ou da falta de circularidade fictícia, onde somente o valor máximo seja equivalente ao real, mas possuindo uma forma mais desfavorável, vai depender de cada situação específica. O analista deve levantar todos os dados disponíveis, que propiciem um melhor conhecimento do estado real da estrutura, optando por um critério mais ou menos conservador. Mui

tas vezes, inclusive, como no caso do Sub.C, propõe-se um critério para avaliação das regiões reforçadas, onde ambos os enfoques são convenientemente usados, nos moldes explicitados no texto.

Torna-se importante ressaltar, que os modelos e critérios desenvolvidos propiciam ao analista aceitar um submersível, que tenha uma falta de circularidade maior que o valor máximo por projeto (t/2) e operando às mesmas profundidades. Isto não seria possível, se simplesmente se tomasse como válidos os "limites de aceitação" dos processos de medida da falta de circularidade.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

VI.1 COMENTÁRIOS FINAIS

Finalizando, pode-se dizer, que este trabalho pode também se constituir em uma fonte de consulta em nível didático ou profissional. O problema de projeto e análise estrutural de submersíveis foi atacada em seu todo e, evidentemente, ficaram abertas muitas portas para que outras pesquisas se aprofundem em tópicos mais específicos. O fato de se possuir um texto onde os principais aspectos do problema são abordados e relacionados, constitui um grande avanço em relação ao que se podia antes dispor, ou sejam, informações esparsas, inconsistentes e não relacionadas para alguns tópicos e inexistentes, ou não publicadas, para outros.

No entanto, convém ainda tecer comentários sobre alguns aspectos do problema, que foram sendo colocados ao longo do texto:

- Foi desenvolvido um critério próprio de projeto estrutural a partir de informações coletadas, agrupadas e interpretadas. Entende-se que os modelos físicos e matemáticos utilizados, principalmente na região cilíndrica reforçada, estão em acordo com o que é ainda hoje utilizado nos centros mais avançados. O que lá poderá existir é uma maior experiência na aplicação dos critérios de projeto e portanto, maior rapidez na obtenção da melhor solução estrutural. Tudo leva crer, no entanto, que se possa chegar a estruturas muito semelhantes. Este fato é corroborado pelo exemplo apresentado, no qual se obteve a mesma profundidade máxima de operação, que aquela especificada pelo fabricante do submersível. O passo a frente foi conseguido ao se desenvolver critérios para análise de submersíveis já

construidos, através de modelos físicos e matemáticos inteiramente novos, ao menos no âmbito das informações sobre as quais se tem conhecimento. É com eles que, submersíveis reprovados segundo o enfoque tradicional, podem vir a operar ainda por um longo tempo.

- No critério de projeto desenvolvido propõe-se uma certa hierarquização das diferentes falhas estruturais. Foi visto, inclusive, que o critério, aparentemente usado pela Marinha Inglesa, adota outra ordem: falha do casco resistente entre cavernas antes do início do escoamento do flange das cavernas. Entende-se que tal ordem não é, necessariamente, definitiva. É de se esperar que, ao se passar a utilizar aços de alta resistência (HY-80, HY-130, ...), a ordem proposta pela Marinha Inglesa seja mais conveniente, pois a flambagem do casco deverá começar a limitar a profundidade, ao invés do escoamento. Acrescente-se, ainda, que nessas situações será mais aconselhável a teoria de Pulos e Salerno |3| ao invés de Von Sanden e Gunther |2|, para cômputdo de tensões. Portanto, nesse momento deve ser feita uma avaliação sobre o melhor procedimento a seguir.

-O fator de segurança a ser utilizado em projeto é um item que deverá ser melhor estudado ao longo do tempo. Isto, / principalmente, a partir da utilização de submersíveis com grandes profundidades de operação. Ao manter-se o mesmo fator de segurança nesses casos, chega-se a uma lâmina d'água de segurança muito grande. É evidente, que alguns aspectos que entram na determinação do fator de segurança independem do fato do submersível operar a uma maior ou menor profundidade. Como exemplo, cite-se a precisão de manobra. É importante, que cada item que entra na composição do fator de segurança seja estudado de per si e a ele atribuido um dado valor, em função de suas características específicas. Isto levará a uma nova definição do fator de segurança, inclusive variável de caso a caso.

-Os modelos matemáticos de cálculo, seja para projeto, seja para análise de submersíveis já construidos, deverão, ao longo do tempo, ser aferidas contra resultados de experimentos

realizados em modelos reduzidos. Estes deverão ter a constituição física o mais próximo possível daquilo a que o modelo matemático se aplica, de forma que, aí sim, este seja verificado. Além disso, as implicações da modelagem física, poderão ser posteriormente analisadas somente com ensaios realizados em estruturas reais. Poderá ser avaliada a influência sobre os resultados das hipóteses simplificadoras usadas na modelagem física, tais como: admitir espaçamentos de cavernas constantes, quando isto não é verdade; ignorar as cavernas de secção variável; presença dos furos de alívio; regiões cônicas; compartimentos consecutivos de diferentes tamanhos, etc.

O ensaio realizado no Sub.A, apesar de dar indicios que levam à aceitabilidade do modelo analítico proposto para análise dos efeitos de falta de circularidade real, não pode, por si só, ser conclusivo.

Entre os modelos matemáticos a serem aferidos, ressalta-se o cálculo da tensão de flexão nas cavernas, devido à falta de circularidade, segundo a forma simplificada proposta por Kendrick (equação II.27), utilizando a equação de Bryant para cálculo do valor da pressão de flambagem global. Esta forma foi verificada, com sucesso, por Kendrick, mas para poucos casos. Devem-se experimentar modelos, que possuindo faltas de circularidades padronizadas ou gerais, propiciem o levantamento de informações, para uma maior confiabilidade de resultados. Aqui se inclui também a generalização do cálculo, para uma falta de circularidade geral (equação V.3). Valem, ainda, as mesmas observações para o cálculo das tensões no casco resistente.

Já para o caso do cálculo da falha do casco entre cavernas, as curvas de projeto disponíveis, principalmente àquela do critério da Marinha Inglesa |32|, são baseadas em centenas de experimentos já realizados. Portanto, a partir do momento que os estaleiros nacionais, que forem fabricar submersíveis, obtiverem a mesma qualidade construtiva que os centros mais avançados, estas mesmas curvas podem ser utilizadas. Experimentos com esta finalidade só se justificariam, a partir da constata -

ção de que esse grau de qualidade não é alcançado. Aí sim justificar-se-ia levar a efeito uma grande nova série de experimentos para levantamento das curvas de projeto próprias.

- A aferição dos modelos matemáticos seria muito mais rápida se, aos experimentos, fosse aliado o desenvolvimento de programas de computador, baseados na técnica de elementos finitos, que estudassem o problema de instabilidade e comportamento não-linear da estrutura. De posse deste outro recurso, as conclusões poderiam ser obtidas mais facilmente.

- A falta de circularidade do casco resistente entre cavernas, e seus efeitos, não tem merecido a atenção devida por parte dos pesquisadores. No critério de projeto desenvolvido / foi adotada uma falta de circularidade máxima de 0,09.t, a partir de cálculos efetuados em submersível já construido. Duas providências deverão ser, no futuro, tomadas a este respeito: efetuar cálculos para outras estruturas, verificando a validade deste valor adotado; efetuar medições de falta de circularidade, em submersíveis já construidos, para verificar se este valor é compatível com o admissível t/2 para a falta de circularidade global. Estes dois valores, inclusive, poderão ser mais tarde verificados, constatando-se sua adequabilidade aqueles que serão obtidos pelos fabricantes nacionais. No futuro, poder-se-á até modificar esses números.

- Os "limites de aceitação" dos processos de medida da falta de circularidade são colocados, pelos manuais dos fabricantes, de uma forma extremamente simplista. Subentendem que os construtores não tenham grande conhecimento sobre o assunto, definindo limites do tipo "passa não passa". Ficou evidente no texto, que uma análise crítica dos resultados das medições, pode levar a soluções bem mais favoráveis.

- A resposta da estrutura de um submersível, sob pressão externa, possui altos gradientes na distribuição de tensões. Isto faz com que seja necessária, quando de uma modelagem por elementos finitos, a montagem de um modelo de malha fina e, portanto, com grande número de graus de liberdade. Se a estrutu

ra não tem, ainda, axissimetria, como no caso de falta de circularidade, ou cavernas de secção variável, a necessidade de um modelo tri-dimensional inviabiliza, devido ao seu alto trabalho e custo, sua execução. Portanto, este modelo só é factível, quando é possível admitir hipóteses que reduzam o seu tamanho. É o caso estudado do compartimento na região de popa.

- A análise de submersíveis já construidos pode, algumas vezes, levar à necessidade de executar reforços estruturais. Nestes casos, o engenheiro deve escolher a metodologia com a qual deverá atacar o problema, baseado nas informações disponíveis. No exemplo estudado, foi proposto o critério mais conservador, pois o mau estado da estrutura exigia que assim fosse feito. No entanto, ressalte-se que é sobre a falta de circularidade real que deve ater-se a atenção, no tocante à execução dos reparos, evitando, ao máximo, mexer no casco resistente ou introduzir tensões residuais que piorem a situação.

VI.2 CONCLUSÕES PRINCIPAIS

Face aos comentários expostos é possível agora lançar as conclusões principais deste trabalho. Elas são apresentadas a seguir.

- Através deste trabalho foi possível dispor de um critério de projèto estrutural, tem como modelos para análise de submersíveis já construidos.

- O desenvolvimento do trabalho levou a decidir que na análise de submersíveis já construidos deve-se manter a lâmina d'água de segurança de projeto e nunca aumentar a profundidade máxima de operação original.

- Deve-se, por ora, aplicar a equação de Bryant para cálculo de pressão crítica de instabilidade global e utilizar este valor no cômputo das tensões de flexão devido à falta de circularidade.

- Verificou-se que as tensões máximas não ocorrem, necessariamente, naquela caverna que apresenta a máxima falta de

circularidade. O comportamento é muito mais complexo e depende da falta de circularidade de todo o casco. Isto implica em que, ao se executarem medições, detectando-se uma alta falta de circularidade, estas medidas sejam extendidas a todo o compartimento, no maior número possível de secções, não se excluindo anteparas e secções entre cavernas.

- Ficou evidente nos exemplos estudados, que a largura de chapa colaborante das cavernas é, como norma, menor que seu espaçamento. Evidentemente, a adoção ou não dessa informação, faz parte integrante do próprio critério de projeto e seu estudo deve merecer maior atenção no futuro.

- Os efeitos das imperfeições laterais da alma das cavernas foram desconsideradas, a partir das informações coletadas. Estas se baseavam em imperfeições que não ultrapassavam a ordem da espessura da alma. Constatados valores superiores, uma análise mais detalhada deve ser levada à cabo.

- O não cumprimento dos "limites de aceitação", dos processos de medida da falta de circularidade, não é condição suficiente para diminuir a profundidade máxima de operação ou mesmo dar baixa à embarcação. Um estudo mais elaborado, em cada caso específico, deve ser levado a efeito.

- Os furos de alívio, nas cavernas de secção variável, devem ser executados de uma forma racional, considerando seus efeitos sobre as tensões na alma e cascos.

VI.3 SUGESTÕES PARA FUTURAS PESQUISAS

A continuidade do trabalho, ora iniciado, poderá ser feito pelo encaminhamento de pesquisas mais específicas, tais como:

- Analisar os efeitos sobre os resultados, da mudança da hierarquização das falhas estruturais.

- Desmembrar os efeitos de cada item que entra no fator de segurança, atribuindo a cada um seu valor específico.

- Analisar outros submersíveis, verificando a propriedade da adoção de 0,09t para o valor da falta de circularidade entre cavernas.

- Efetuar medições de falta de circularidade, em submersíveis já construídos, verificando a compatibilização entre os valores 0,09t e t/2, das faltas de circularidades, respectivamente, entre cavernas e global.

- Conduzir um programa de experimentos em modelos reduzidos e verdadeira grandeza.

- Implantar um programa de elementos finitos para análise de instabilidade e comportamento não linear, aplicável à estrutura de um submersível.

- Desenvolver um modelo analítico para cálculo das tensões longitudinais no casco resistente, devido à falta de circularidade.

- Analisar formulações disponíveis e desenvolver novos recursos, para cálculo da largura de chapa colaborante de cavernas.

- Elaborar "limites de aceitação" mais racionais, para os processos de medição da falta de circularidade.

- Analisar pesquisas já executadas e desenvolver novos recursos, para medição e cálculo dos efeitos da deflexão lateral da alma das cavernas.

- Desenvolver recursos mais precisos, para análise de descontinuidades, tais como: cálculo de instabilidade, medição de falta de circularidade e seus efeitos, para regiões cônicas; falta de esfericidade, e seus efeitos, para calotas; projeto e cálculo de elementos de transição cone-cilindro; aberturas no casco resistente, etc.

- Conduzir um programa de projetos de submersíveis, a partir de requisitos específicos e próprios.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. PRINCIPLES of naval architecture. New York, SNAME, 1967.

2. VON SANDEN, K. & GUNTHER, K. The strength of cylindrical shells, stiffined by flames and bulkheads, under uniform external pressure on all sides. DTMB, Report T-38, March 1952.

3. SALERNO, V.L. & PULOS, S.C. Stress distribution in a circular cylindrical shell under hydrostatic pressure supported by equally spaced circular ring frames. Polytechnic Institute Brooklyn Aeronautical Laboratory, Report nº 171A, June 1951.

4. ROSS, C.T.F. The collapse of ring-reinforced cylinders under uniform external pressure. Transactions RINA, London, 1965.

5. VON MISES, R. Der kritesche aussendruck für allseits belastete zylindrische rohre. Fest. Zum 70. Geburstag von Prof. Dr. A. Stodola, Zurich, 1929, pp. 418-430.

6. WINDERBURG, D.F. Collapse by instability of thin cylindrical shells under external pressure. Transactions ASME, New York, vol. 53, 1931, paper APM 53-17a.

7. ALVES, J.S.R. & BUELTA, M.A.M. Notas sobre o cálculo da pressão de instabilidade entre cavernas do casco resistente de submersíveis. Estudo Técnico nº 0470/1983, ETCN-SP, fevereiro 1983.

8. KENDRICK, S. Externally pressurized vessels. In: The stress analysis of pressure vessels and pressure vessel components. New York, Pergamon Press Ltda, 1970, cap.9.

9. KENNARD, E.H. Tripping of T-shaped stiffening rings on cylinders under external pressure. DTMB, Report 1079, November 1959.

10. VAUGHAN, H. The stress distribution in ring frames with initial tilt. NCRE, Report nº R476, St Leonard Hill, Dunfermline, Fife, July 1963.

11. KENDRICK, S. The buckling under external pressure of circular cylindrical shells with evely spaced equal strength circular ring frames. Part I, Report nºR211; Part II, Report nº 243; Part III, Report nº 244; Part IV, Report nº 372, NCRE, St. Leonard Hill, Dunfermiline, File, 1953 a 1957.

12. REYNOLDS, T.E. & BLUMENBERG, W.F. General instability of ring-stiffened cylindrical shells subject to external hydrostatic pressure. DTMB, Report nº 1324, June 1959.

13. BRYANT, A.R. Hydrostatic pressure buckling of a ring-stiffened tube. NCRE, Report nºR306, October 1954.

14. KENDRICK, S. The deformation under external pressure of nearly circular cylindrical shells with evenly spaced equal strength nearly circular ring flames. NCRE, Report nºR259, St. Leonard Hill, Dunfermline, Fife, 1953.

15. DEIANA, F.R.P. & PAES LEME, E.B. Influência das imperfeições de forma do casco nas tensões longitudinais agentes em um submersível. Estudo Técnico nº 0555/1983, ETcn-SP, novembro 1983.

16. BUELTA, M.A.M. Cálculo de tensões nas calotas de submarinos, na região de anteparas e nas regiões cônicas. Estudos Técnicos nº 0273/1981, maio e nº 0313/1981, agosto, ETCN-SP, 1981.

17. KENDRICK, S. & McKEEMAN, J.L. Pegasus computer specifications-axisymmetric stress analysis. NCRE, Repor nºR452, St Leonard's Hill, Dunfermline, Fife, March 1961.

18. BUELTA, M.A.M. Guia para projeto estrutural de submersíveis nas regiões cônicas, extremidades e passagem por anteparas. Estudo Técnico nº 0322/1981, ETCN-SP, outubro 1981.

19. BUELTA, M.A.M. Investigação sobre o efeito de hastilhas e convéses nas tensões do corpo cilíndrico de submersíveis. Estudo Técnico nº 0258/1980, ETCN-SP, dezembro 1980.

20. LEITE, E. Análise de tensões nas regiões de aberturas em vasos de pressão cilíndricos - Aplicação ao caso de uma escoltilha de submarino. Dissertação de Mestrado, EPUSP 1983.

21. KENDRICK, S. The strength of domes under external pressure. NCRE, Report nº531, St Leonard's Hill, Dunfermline, Fife, March 1967.

22. BORBA, G.H.D. Um método para a análise de cascos resistentes de submarinos, utilizando a teoria de cascas finas (Programa TRIDENTE). Dissertação de Mestrado, EPUSP 1983.

23. WILSON, L.B. The stress and deflections at the intersection of circular cylindrical and conical shells. NCRE, Report nºR371, St. Leonard's Hill, Dunfermline, File, July 1957.

24. RAETS, R.V. Analysis of stresses at junctures of axisymmetric shells with flexible insert rings of linearly varying thickness, DTMB,Report nº1444,January 1961

25. SHART, R.D. & BART, R. Analysis for determining stresses in stiffened cylindrical shells near structural discontinuities. DTMB, Report nº1065, June 1959.

26. WENK, E.Jr. Pressure vessel analysis of submarine Hulls. Welding Journal, Miame, June 1961, pp. 2725-2885.

27. SOMMERGIBILI classe Sauro. Relazione sui calcoli strutturali. Trabalho existente no ETCN-SP.

28. ALVES, J.S.R. & BUELTA, M.A.M. Primeiro enfoque ao cálculo das tensões no casco resistente de submersíveis devido à falta de circularidade entre cavernas. Estuto Técnico nº 0481/1983, ETCN-SP, abril 1983.

29. COMMANDER S.R. HELLER, Jr. USN. A personal philosophy of structural design of submarine pressure hulls. Naval Engineers Journal, Washington, May 1962.

30. EVANS, J.H. A structural analysis and design integration ... with application to the mid-ship section characteristics of transversely framed ships. Transactions, SNAME, New York, vol.66, 1958, pp. 244-309.

31. McKEE, A.I. Recent submarine design practices and problems. Transactions SNAME, New York, vol. 67, 1959, pp. 623-652.

32. FAULKNER, D. The collapse strength and design of submarines. Symposium on Naval Submarines, London, May 1983

33. Q.C. PROCESS INST 4730.12 - Portsmonth Naval Shipyard General Especifications for Ships of the U.S.Navy. Bureau of Ships Instruction, 09110.3C.

34. BUSHIPS INSP 09110-3D, de 03.10.64 - Inspeção de submari - nos. Marinha do Brasil.

35. ERNESTO, O. & FREITAS, E.S. Cálculo de circularidade de submarinos incluindo otimização por busca automática. Estudo Técnico nº 0046/1977, ETCN-SP, 1977

36. WILSON, E.L. & BATHE, K.J. SAPIV - A structural analysis program for static and dynamic response of linear systems. College of Enginnering, University of California, Berkeley, 1974.