



**AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO**

AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE ESTRUTURAL DE CONTENÇÕES METÁLICAS DE CENTRAIS NUCLEARES

RENATO CAMPOS DA SILVEIRA

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

**Orientador:
Prof. Dr. Miguel Mattar Neto**

**São Paulo
2000**

AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE ESTRUTURAL DE CONTENÇÕES METÁLICAS DE CENTRAIS NUCLEARES

Renato Campos da Silveira

RESUMO

As estruturas que atuam como barreira de proteção contra a liberação de radiação em instalações nucleares são importantes, porque estão relacionadas com a segurança do público, do meio ambiente e dos trabalhadores da instalação. Os sistemas de contenção de reatores PWR, particularmente no Brasil, utilizam vasos metálicos como uma dessas barreiras. Esses vasos são compostos estruturalmente por trechos de casca bastante esbeltos. Por causa dessa esbelteza e dos diversos tipos de carregamentos que provocam tensões de compressão, a verificação da estabilidade estrutural dos vasos metálicos de contenção é uma das tarefas mais importantes no seu dimensionamento. Pesquisando a bibliografia disponível, observa-se que há carência de procedimentos adequados relacionados ao tema. A ferramenta considerada mais adequada na realização dessa tarefa é o *Code Case N-284-1*, do Código ASME. Neste trabalho o *Code Case N-284-1* é analisado, é apresentado um roteiro de sua utilização, em que são esclarecidas as principais dúvidas e pontos onde sua aplicação não é direta, e são aplicados os seus procedimentos a configurações estruturais dimensionadas de acordo com outros critérios de projeto. Numa primeira etapa de capacitação, são reproduzidos e discutidos os resultados de um exemplo da literatura, em que são aplicados os procedimentos do *Code Case N-284-1* à estrutura de um tanque de armazenamento de gasolina sob carregamentos de peso próprio, de pressão hidrostática interna e de vento. Posteriormente, são aplicados os procedimentos do *Code Case N-284-1* às estruturas: a) cascos resistentes de submarinos sob pressão externa, e b) vaso metálico de contenção das centrais nucleares de Angra 2 e 3, sujeito a algumas combinações de carregamento de peso próprio, sísmico (SBO e SDS) e de pressão externa de acidente de perda de refrigerante. Para o caso do casco resistente dos submarinos, chega-se a fatores de segurança que indicam que as estruturas teriam que ser reforçadas para atender aos requisitos. Para os casos do vaso metálico de contenção de Angra 2 e 3, chega-se a fatores de segurança que indicam que a estrutura atende aos requisitos para as combinações consideradas.

STRUCTURAL STABILITY ASSESSMENT OF NUCLEAR POWER PLANTS METALLIC CONTAINMENTS

Renato Campos da Silveira

ABSTRACT

The nuclear plant structures that act as pressure boundary to prevent radiation release are important because they are related to safety of public, environment and workers. Mainly in Brazil, metallic vessels are utilized in PWR containment systems as one of these boundaries. These vessels are normally built with very slender shell segments. Because of this slenderness and several loading types that cause compression stresses, the structural stability assessment of the metallic vessels is one of the most important tasks of the structural design. In the available literature there is a lack of proper proceedings related to the subject. The tool considered the most suitable to perform this task is the ASME Code Case N-284-1. In this work, the Code Case N-284-1 is analysed, a guide of its utilization is presented, in which the main doubts and points where its application is not straightforward are clarified, and its proceedings are applied to structures designed according to different criteria. To get the necessary skill, an example taken from the literature is verified, in which Code Case N-284-1 proceedings are applied to the structure of a gasoline storage tank under dead weight, hydrostatic internal loads, and wind loads. Then, Code Case N-284-1 proceedings are applied to the following structures: a) submarine pressure hulls under external pressure, and b) the metallic containment vessel of Angra 2 and 3 power plants under the combination of the loadings: dead weight, seismic (OBE and SSE), and accident subpressure from LOCA. The safety factors found in the case of the submarine hulls indicate that the structures should be reinforced to fulfill Code Case N-284-1 requirements. The safety factors found in the case of Angra 2 and 3 indicate that the structure fulfills the requirements for the loading combination considered.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Posicionamento do Tema	1
1.2	Histórico sobre Contenções Nucleares	1
1.2.1	Apresentação	1
1.2.2	Vaso de Contenção de Concreto	3
1.2.3	Vaso Metálico de Contenção	3
1.3	Objetivos	5
2	ASPECTOS DE PROJETO E O <i>CODE CASE</i> N-284-1	6
2.1	Introdução	6
2.2	Cascas – Comportamento de Membrana e de Flexão	7
2.3	Análise de Instabilidade	8
2.4	O Porquê da Utilização do <i>Code Case</i> N-284-1	11
3	APLICAÇÃO DO <i>CODE CASE</i> N-284-1	15
3.1	Bases Teóricas	15
3.2	Roteiro para a Utilização do <i>Code Case</i> N-284-1	18
4	CAPACITAÇÃO NA UTILIZAÇÃO DO <i>CODE CASE</i> N-284-1	30
4.1	Introdução	30
4.2	Geometria e Características do Material	32
4.3	Carregamento	34
4.3.1	Caso de Carregamento 1 (CC1)	34
4.3.1.1	Peso Próprio	34
4.3.1.2	Carregamento Hidrostático	35
4.3.2	Caso de Carregamento 2 (CC2)	37
4.3.2.1	Carregamento devido ao Vento	37
4.4	Verificação dos Resultados	38
4.5	Extração dos Resultados de Interesse	38
4.6	Avaliação dos Resultados de acordo com o <i>Code Case</i> N-284-1	40
4.6.1	(Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão	40
4.6.2	(Passo 2) Determinação do Fator de Segurança	40
4.6.3	(Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij}	41
4.6.4	(Passo 5) Avaliação de Flambagem	42
4.6.4.1	(Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem	42
4.6.4.2	(Passo 5b) Equações de Interação	43
5	ANÁLISES EFETUADAS COM A UTILIZAÇÃO DO <i>CODE CASE</i> N-284-1	46
5.1	Introdução	46
5.2	Aplicação do <i>Code Case</i> N-284-1 ao Casco Resistente de Submarinos	46
5.2.1	Introdução	46
5.2.2	O Critério de Dimensionamento da Marinha Alemã	48
5.2.3	Casco de Raio 3250 mm	49
5.2.3.1	(Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão	51
5.2.3.2	(Passo 2) Determinação do Fator de Segurança	51
5.2.3.3	(Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij}	52
5.2.3.3.1	Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Local	52

5.2.3.3.2	Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Global.....	52
5.2.3.4	(Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica.....	53
5.2.3.4.1	(Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem.....	53
5.2.3.4.1.1	Flambagem Local.....	53
5.2.3.4.1.2	Flambagem Global.....	54
5.2.3.4.2	(Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local.....	56
5.2.3.4.2.1	Flambagem Elástica.....	56
5.2.3.4.3	(Passo 5c) Equações de Interação para Flambagem Global.....	58
5.2.3.4.3.1	Flambagem Elástica.....	58
5.2.3.5	(Passo 4) Determinação dos Fatores de Abatimento de Plasticidade η_j	58
5.2.3.5.1	Flambagem Local.....	59
5.2.3.5.2	Flambagem Global.....	59
5.2.3.6	(Passo 5d) Avaliação de Flambagem Inelástica.....	60
5.2.3.6.1	Flambagem Local.....	60
5.2.3.6.2	Flambagem Global.....	60
5.2.3.7	Pressão de Falha.....	61
5.2.4	Casco de Raio 5000 mm.....	61
5.2.4.1	(Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão.....	63
5.2.4.2	(Passo 2) Determinação do Fator de Segurança.....	64
5.2.4.3	(Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij}	64
5.2.4.3.1	Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Local.....	64
5.2.4.3.2	Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Global.....	65
5.2.4.4	(Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica.....	65
5.2.4.4.1	(Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem.....	65
5.2.4.4.1.1	Flambagem Local.....	65
5.2.4.4.1.2	Flambagem Global.....	66
5.2.4.4.2	(Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local.....	67
5.2.4.4.2.1	Flambagem Elástica.....	67
5.2.4.4.3	(Passo 5c) Equações de Interação para Flambagem Global.....	68
5.2.4.4.3.1	Flambagem Elástica.....	68
5.2.4.5	(Passo 4) Determinação dos Fatores de Abatimento de Plasticidade η_j	68
5.2.4.5.1	Flambagem Local.....	68
5.2.4.5.2	Flambagem Global.....	69
5.2.4.6	(Passo 5d) Avaliação de Flambagem Inelástica.....	70
5.2.4.6.1	Flambagem Local.....	70
5.2.4.6.2	Flambagem Global.....	70
5.2.4.7	Pressão de Falha.....	71
5.3	Verificação da Contenção Metálica do Tipo de Angra 2 e 3.....	71
5.3.1	Introdução.....	71
5.3.2	Geometria e Características do Material.....	73
5.3.3	Carregamento.....	75
5.3.3.1	Peso Próprio.....	75
5.3.3.2	Subpressão.....	75
5.3.3.3	Sismo.....	75
5.3.4	Verificação dos Dados de Entrada.....	76
5.3.4.1	Reação Total devido ao Peso Próprio.....	76
5.3.4.2	Tensões Causadas pela Subpressão.....	77
5.3.5	Aplicação do <i>Code Case</i> N-284-1.....	78
5.3.5.1	(Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão.....	78

5.3.5.2	(Passo 2) Determinação do Fator de Segurança.....	79
5.3.5.3	(Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij}	79
5.3.5.4	(Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica	79
5.3.5.4.1	(Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem	79
5.3.5.4.2	(Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local	80
5.3.5.4.3	Caso de Carregamento 4 (CC4)	81
5.3.5.4.3.1	Avaliação Fora de Descontinuidades	81
5.3.5.4.3.2	Avaliação na Região de Descontinuidade	82
5.3.5.4.4	Caso de Carregamento 5 (CC5)	83
5.3.5.4.4.1	Avaliação Fora de Descontinuidades	83
5.3.5.4.4.2	Avaliação na Região de Descontinuidade	83
5.3.6	Valores Admissíveis para o Carregamento Sísmico	84
6	COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES	85
6.1	Capacitação	85
6.2	Casco Resistente de Submarinos	88
6.3	Contenção Metálica de Angra 2 e 3.....	89
6.4	Comentários sobre a Utilização do <i>Code Case</i> N-284-1	92
APÊNDICE 1	Resultados Intermediários Relativos ao Tanque de Gasolina	93
APÊNDICE 2	Obtenção de Tensões e Áreas dos Elementos	
	Armazenamento em Planilha do MSEXcel	101
APÊNDICE 3	Tensões Médias a partir da Saída do Programa ANSYS.....	104
APÊNDICE 4	Obtenção das Tensões Principais (Nós)	
	Verificação para a Contenção de Angra 2 e 3.....	108
APÊNDICE 5	Obtenção das Tensões Principais (Elementos)	
	Verificação para a Contenção de Angra 2 e 3.....	109
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	110

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Curvas carga-deflexão com carga limite e de bifurcação	9
Figura 3.1 – Casca cilíndrica comprimida nas direções axial e circunferencial	
Curva de interação teórica e resultados experimentais.....	16
Figura 3.2 – Análise aproximada da ação simultânea	
de compressão axial e circunferencial.....	17
Figura 4.1 – Modelo completo do tanque de armazenamento de gasolina.....	32
Figura 4.2 – Modelo com fiadas de espessuras e elementos	33
Figura 4.3 – Teto com elementos e nós da borda.....	35
Figura 4.4 – Carregamento hidrostático	36
Figura 4.5 – Carregamento devido ao vento.....	37
Figura 5.1 – Arranjo estrutural do casco resistente de um submarino	47
Figura 5.2 – Arranjo da contenção de Angra 2 e 3	72
Figura 5.3 – Modelo completo da contenção metálica de Angra 2 e 3	74
Figura 5.4 – Modelo – detalhe da parte superior	74

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 – Valores Admissíveis para o Carregamento Sísmico (em Termos de Aceleração de Período Nulo do Espectro de Resposta).....	84
Tabela 6.1 – Acelerações Atuantes e Admissíveis para SBO.....	91
Tabela 6.2 – Acelerações Atuantes e Admissíveis para SDS.....	91
Tabela A1.1 – Tensões verticais calculadas analiticamente.....	98
Tabela A3.1 – Resultados das Médias de Tensões para as Regiões Seleccionadas.....	105

LISTA DE SÍMBOLOS

E	módulo de elasticidade
FS	fator de segurança
R	raio da casca
t	espessura da casca
α, α_{ij}	fator de abatimento de capacidade
γ	peso específico
η, η_j	fator de abatimento de plasticidade
ν	coeficiente de Poisson
σ_a	tensão de falha prevista
σ_e, σ_{iej}	tensão de flambagem elástica teórica ou clássica
σ_j	componente de tensão atuante
σ_y	tensão de escoamento do material
σ_1, σ_2	tensões principais
σ_{xa}	tensão admissível de flambagem elástica para compressão axial, apenas
σ_{ha}	tensão admissível de flambagem elástica para pressão hidrostática, apenas
σ_{ra}	tensão admissível de flambagem elástica para compressão radial, apenas
σ_{ta}	tensão admissível de flambagem elástica para cisalhamento, apenas

LISTA DE ABREVIATURAS

ACI	<i>The American Concrete Institute</i>
ASME	<i>The American Society of Mechanical Engineers</i>
BWR	<i>Boiling Water Reactor</i>
CNEN	Comissão Nacional de Energia Nuclear
LOCA	<i>Loss-of-Coolant Accident</i>
PWR	<i>Pressurized Water Reactor</i>
SBO	Sismo Básico de Operação
SDS	Sismo de Desligamento Seguro
SRP	<i>Standard Review Plan</i>
10CFR50	<i>Code of Federal Regulations, Title 10, Part 50</i>

1 INTRODUÇÃO

1.1 Posicionamento do Tema

Uma tarefa importante com a qual se depara o projetista estrutural de uma instalação nuclear é, sem dúvida, o dimensionamento das estruturas que atuarão como barreira de proteção contra a liberação de radiação. É importante porque está relacionada com a segurança do público, do meio ambiente e dos trabalhadores da instalação.

Incluído entre essas estruturas está o vaso metálico de contenção, que é normalmente composto de trechos de casca bastante esbeltos.

Este trabalho está inserido nos estudos relacionados com a verificação da estabilidade dessas estruturas.

1.2 Histórico sobre Contenções Nucleares

1.2.1 Apresentação

A função de toda contenção nuclear e seus sistemas associados é prevenir a exposição da população em geral, do meio ambiente e dos trabalhadores contra radiações que podem ser liberadas pelo reator. Os primeiros reatores empregados em testes e pesquisas nucleares foram construídos muito distantes de áreas populosas, com potência pequena e não providos de contenção. A partir de meados dos anos 50, contudo, quando reatores de potência começaram a ser construídos mais próximos de centros populacionais, a utilização de sistemas de contenção tornou-se um requisito. Inicialmente,

o sistema de contenção era composto apenas de uma casca de aço em torno do reator e de parte ou de todo o sistema primário. Essa casca atuava como recipiente para conter os produtos que eventualmente fossem liberados e era projetada para resistir à pressão interna produzida por uma liberação postulada de vapor do sistema primário, a uma pequena pressão externa, a cargas de vento e a um carregamento de terremoto. A regulamentação sobre esse tipo de empreendimento, contudo, aumentou consideravelmente [1], [2], o que tornou o projeto bastante complexo.

Atualmente, o sistema de contenção é mais do que simplesmente as barreiras (os vasos de contenção) em torno do reator; ele engloba outros sistemas de segurança sem os quais os requisitos funcionais do sistema de contenção não poderiam ser cumpridos. As opções relativas ao vaso de contenção e subsistemas associados são numerosas, sendo os seguintes os sistemas de contenção utilizados com maior frequência: os típicos de reatores PWR (*Pressurized Water Reactor*), os típicos de reatores BWR (*Boiling Water Reactor*) e os do tipo Dual ou Anular [3]. No sistema típico de contenção dos reatores PWR, onde é utilizada água pressurizada como refrigerante, o envelope primário de contenção é uma casca de aço ou uma edificação de concreto com um revestimento de aço (*liner*) que abriga o sistema de suprimento de vapor nuclear. No conceito dos sistemas típicos de reatores BWR, que utilizam água fervente como refrigerante, o sistema de contenção é composto por dois compartimentos principais: um compartimento seco, que abriga o sistema de resfriamento do reator, e um outro parcialmente cheio de água, cuja função é condensar o vapor no caso de um Acidente de Perda de Refrigerante, ou LOCA (*Loss-of-Coolant Accident*). O envelope de contenção, que abriga todo o conjunto, pode consistir de uma estrutura de concreto com um revestimento de aço (*liner*) ou de uma casca de aço. Nas contenções onde é utilizado o conceito Dual são empregadas duas barreiras. A primeira, metálica, é responsável por resistir às condições de acidente e reter os radionuclídeos e a segunda, em concreto, garante a estanqueidade do sistema (vácuo é mantido no espaço entre as duas barreiras) e protege a barreira metálica de carregamentos externos (vento, impacto de aviões, etc.) [4].

A seleção final de um sistema de contenção é baseada na avaliação econômica das várias opções para uma dada localização e um dado sistema de reator. Qualquer que seja a escolha feita, os vasos de contenção e os sistemas de segurança a ele associados devem ser projetados para todas as condições de carregamento julgadas possíveis, incluindo cargas de construção e teste, cargas de operação normal, cargas ambientais severas e extremas e um

conjunto de cargas anormais e até mesmo cargas causadas por acidentes postulados, como pode ser visto, por exemplo, no item 3.8.2 do SRP (*Standard Review Plan*) [2]. No caso de um reator nuclear do tipo PWR, a pressão induzida pelo pior acidente postulado de perda de refrigerante determina o volume da contenção. Sua forma é determinada por outras considerações, além da pressão. Redundância e separação física, por exemplo, são duas considerações de segurança importantes na disposição do sistema de geração de vapor e sistemas auxiliares e têm influência direta no arranjo das estruturas internas e das penetrações da contenção. Estruturalmente, os vasos de contenção podem ser construídos em aço, em concreto ou pode haver uma combinação desses dois tipos de material [5].

1.2.2 Vaso de Contenção de Concreto

Um vaso de contenção de concreto, armado ou protendido, age como uma estrutura que suporta cargas internas (pressão) e externas (vento) e tem, em geral, um revestimento de aço fixado ao concreto em toda sua superfície interna, que trabalha como membrana de retenção para garantir a estanqueidade.

A primeira contenção de concreto construída nos Estados Unidos da América para um reator de potência comercial foi na instalação nuclear de *Haddam Neck*, em *Haddam Neck, Connecticut*, que começou a gerar energia em 04 de janeiro de 1968 [5]. O projeto das primeiras contenções de concreto foram feitos sem qualquer código específico. As regras para contenção de concreto desenvolveram-se a partir do Código de Construção do ACI (*The American Concrete Institute*) [6], comumente utilizado em aplicações não nucleares. O Código para Vasos de Reator e Contenção de Concreto do ASME (*The American Society of Mechanical Engineers*) apareceu em 1º de janeiro de 1975 [7].

1.2.3 Vaso Metálico de Contenção

Vasos metálicos de contenção têm sido construídos desde 1953 nos Estados Unidos da América em instalações nucleares de teste e pesquisa e em centrais nucleares de

potência. Os primeiros vasos de pressão foram projetados de acordo com o Código ASME, Seção VIII, Divisão 1 [8], (embora só existisse essa Divisão naquela época).

Em abril de 1959 o Comitê do Código ASME aprovou os *Code Cases* 1270N a 1274N, o que, de acordo com [5], representa o primeiro reconhecimento oficial pelo Código ASME de requisitos especiais para vasos nucleares, apesar de não afetar os procedimentos de projeto utilizados até então.

Ainda segundo [5], em 1963 o ASME publicou a Seção III do Código para Caldeiras e Vasos de Pressão, Regras para Construção de Vasos de Pressão. Os requisitos para projeto e construção para vasos metálicos de contenção, contudo, permaneceram essencialmente aqueles da Seção VIII até a publicação da Subseção NE, Componentes Classe MC, adicionada à Seção III na Adenda do verão de 1972. No artigo NE-3300, essa nova Subseção manteve o “Projeto por Fórmula” na determinação das espessuras requeridas para pressão interna. Também os métodos de projeto para pressão externa da Seção VIII anterior foram mantidos no NE-3133. Uma adição às regras de projeto de contenção foi o NE-3200 que, pela primeira vez, fornece critérios de “Projeto por Análise” detalhados. Revisões posteriores do NE-3300 expandiram as regras de projeto de vasos de contenção para fornecer critérios de aceitação para várias categorias de projeto e carregamentos de serviço que são agora considerados em instalações nucleares.

O Código para Caldeiras e Vasos de Pressão do ASME [8], ou simplesmente o Código ASME, fornece atualmente um conjunto racional de regras para projeto de vasos de pressão para carregamentos que produzem tensões de tração na barreira de pressão. Esse não é o caso, no entanto, para carregamentos que produzem tensões de compressão. No caso das regras de projeto para pressão externa, o Código ASME não avançou muito além do que existia nos anos 50 e 60, exceto por um parágrafo do NE-3222 que permite análise de flambagem teórica no lugar do método por fórmula contido no NE-3133. Uma vantagem da adição do NE-3222 é que o Código ASME reconhece que há carregamentos nos vasos de contenção que não recebem tratamento adequado quando são utilizadas as regras formais [5].

1.3 Objetivos

Os sistemas de contenção dos reatores PWR, particularmente no Brasil, utilizam vasos metálicos como uma das barreiras à liberação de radioatividade. Esses vasos são compostos estruturalmente por cascas bastante esbeltas, onde as relações entre seus raios de curvatura e suas espessuras situam-se entre 420 e 930 [9],[10]. (Como indicação para comparação, as relações entre raios de curvatura e espessuras são da ordem de 260 nas latas de cerveja ou refrigerante [9].) Por causa dessa esbeltez e dos diversos tipos de carregamentos que provocam tensões de compressão, a verificação da estabilidade estrutural de vasos metálicos de contenção é uma tarefa das mais importantes no seu dimensionamento.

Pesquisando a bibliografia disponível observa-se que existe carência de procedimentos adequados no que se refere ao tema.

Assim, os objetivos deste trabalho são:

- a) analisar os métodos disponíveis para análise de instabilidade estrutural de vasos metálicos de contenção de reatores nucleares PWR;
- b) investigar detalhadamente os critérios e os passos necessários para aplicação da metodologia que se mostrou como ferramenta mais adequada, que é o *Code Case N-284-1* do Código ASME [11];
- c) estudar o comportamento de estruturas dimensionadas de acordo com outros critérios quando aplicados a elas os procedimentos do *Code Case N-284-1*.

2 ASPECTOS DE PROJETO E O *CODE CASE N-284-1*

2.1 Introdução

A primeira referência que ocorre quando se pretende iniciar algum estudo sobre o projeto de sistemas de contenção de reatores PWR é o texto legal que regulamenta esse tipo de empreendimento. No Brasil ainda não existe uma publicação que possa servir de roteiro para isso. Os empreendimentos de porte realizados no Brasil até agora são as usinas nucleares PWR de Angra dos Reis. A CNEN (Comissão Nacional de Energia Nuclear), não tendo requisitos próprios, utiliza, preferencialmente, a linha norte-americana de licenciamento. No processo de licenciamento de Angra 1 foram seguidos integralmente os critérios norte-americanos. No processo de Angra 2 foram utilizados critérios alemães, mas com alterações nas especificações naqueles pontos onde os critérios norte-americanos não estavam sendo seguidos. O texto legal norte-americano que regulamenta o licenciamento de reatores nucleares é o 10CFR50 (*Code of Federal Regulations, Title 10, Part 50*) [1].

O 10CFR50 [1], em seu apêndice A – Critérios de Projeto Gerais para Instalações Nucleares de Potência, estabelece que a contenção de reatores nucleares PWR deverá ser projetada de tal forma que a estrutura de contenção e seus compartimentos internos possam acomodar as condições de pressão e temperatura resultantes de qualquer acidente de perda de refrigerante, sem exceder a taxa de vazamento de projeto e com margem suficiente. Esta margem deve refletir as considerações sobre: (1) efeitos de fontes potenciais de energia que não tenham sido incluídos na determinação das condições de pico, (2) limitações da experiência e dos dados experimentais disponíveis na definição dos fenômenos de acidente e respostas da contenção e (3) conservadorismo do modelo de cálculo e dos parâmetros de entrada das análises. A barreira de pressão da contenção deverá ser projetada com margem

suficiente para garantir em operação, manutenção, testes e condições postuladas de acidente que: (1) o material ferrítico se comporta de forma não frágil e (2) é minimizada a probabilidade de propagação rápida de fratura. O projeto da barreira de pressão deve refletir considerações sobre temperaturas de serviço e outras condições do material da barreira de pressão durante operação, manutenção, testes e condições de acidente postuladas e as incertezas na determinação de: (1) propriedades de material, (2) tensões residuais, tensões transientes e tensões em regime permanente e (3) tamanho de trincas ou defeitos. Ainda no mesmo apêndice do 10CFR50 [1] há uma série de recomendações relacionadas com testes de vazamento, inspeção e penetrações da contenção.

Como pode ser observado no parágrafo anterior, seguir somente o texto legal para fazer o dimensionamento não é um procedimento direto. Nem é essa, inclusive, a proposição daquele texto, que se preocupa muito mais com recomendações e exigências que, de maneira geral, têm que ser seguidas.

Para atender às recomendações genéricas contidas no 10CFR50 [1] a indústria passou a desenvolver os seus próprios códigos. No que se refere ao projeto de vasos metálicos de contenção, a referência utilizada é o Código ASME, Divisão 1 – Subseção NE, Componentes Classe MC, que está tão incorporado à maneira norte-americana de desenvolver projetos nucleares que já é referenciado no próprio texto legal.

2.2 Cascas – Comportamento de Membrana e de Flexão

Como já foi mencionado, os vasos metálicos de contenção são compostos por trechos de casca. Uma casca estrutural pode ser definida como um corpo no qual a distância de qualquer ponto interno do corpo a uma superfície de referência (normalmente a superfície média da casca) é pequena quando comparada com qualquer dimensão típica da superfície de referência (tal como o raio de curvatura). A teoria de cascas é uma tentativa de usar o fato de ser pequena a dimensão normal à superfície da casca para aproximar o problema tridimensional de deformação do corpo por um problema

bidimensional. A essência da teoria é que o deslocamento de qualquer ponto dentro da parede da casca é expresso em termos dos componentes de deslocamento de um ponto correspondente na superfície de referência [12]. Apesar de não ser único o procedimento para a redução do problema para o caso bidimensional e existirem várias publicações sobre o tema, a teoria de cascas mais frequentemente utilizada é a apresentada por Love [13].

Uma casca elástica fina de geometria qualquer suporta um carregamento externo arbitrário através de resultantes de tensão normais e de flexão. Sob condições especiais de geometria, de carregamento e de condições de contorno, contudo, os momentos de flexão resultantes são nulos ou tão pequenos que podem ser desprezados. Tal estado de tensão é chamado de estado de tensão de membrana, pela analogia com membranas, que não podem suportar esforços de flexão. No estado de tensão de membrana, as cargas externas são suportadas por forças internas que agem somente na superfície média da casca. Nesse caso, diferentemente do caso mais geral, as chamadas forças de membrana podem ser determinadas diretamente através das condições de equilíbrio do corpo, sem que haja a necessidade de levar em conta os deslocamentos [14].

No caso geral, não é possível descrever o comportamento da casca de forma razoável somente com os esforços de membrana. Nesse caso, além dos esforços que atuam na superfície média da casca, devem ser levados em conta, também, os momentos que agem fora do seu plano e que provocam tensões de flexão, o que caracteriza o chamado comportamento de flexão das cascas.

2.3 Análise de Instabilidade

A terminologia e a conceituação aqui apresentadas estão baseadas principalmente no que é indicado na referência [15].

A resistência de membrana de uma casca fina é, em geral, várias ordens de magnitude maior que a de flexão. Uma casca fina pode absorver uma quantidade grande de energia de deformação de membrana sem se deformar demais. Ela tem que se deformar muito mais para absorver uma quantidade equivalente de energia de deformação por flexão. Se está submetida a um carregamento em que a maior parte da energia de deformação se encontra na forma de compressão de membrana e se existe uma maneira

através da qual essa energia de membrana armazenada pode converter-se em energia de flexão, a casca pode falhar por instabilidade, quando há a troca da energia de membrana em energia de flexão. São normalmente requeridas deflexões muito grandes para converter uma certa quantidade de energia de membrana em energia de flexão.

A forma como a falha ocorre depende de como a casca é carregada e das propriedades geométricas da estrutura e mecânicas do material.

Os tipos de falha por instabilidade de interesse para este trabalho podem ser entendidos seguindo a ilustração da Figura 2.1(a), onde está mostrado o comportamento de uma estrutura de casca quando submetida a um carregamento de compressão. Quando sujeita a um carregamento crescente de compressão, a estrutura perfeita pode se deformar de forma axissimétrica, percorrer o caminho OAC e atingir a carga limite λ_L , no ponto A. Ou pode percorrer o caminho em que, inicialmente, ocorrem deformações axissimétricas de O a B e, então, deformar-se não axissimetricamente de B até D. Neste caso diz-se que ocorre bifurcação do equilíbrio e o ponto B é chamado de ponto de bifurcação. A carga λ_C é denominada carga de flambagem

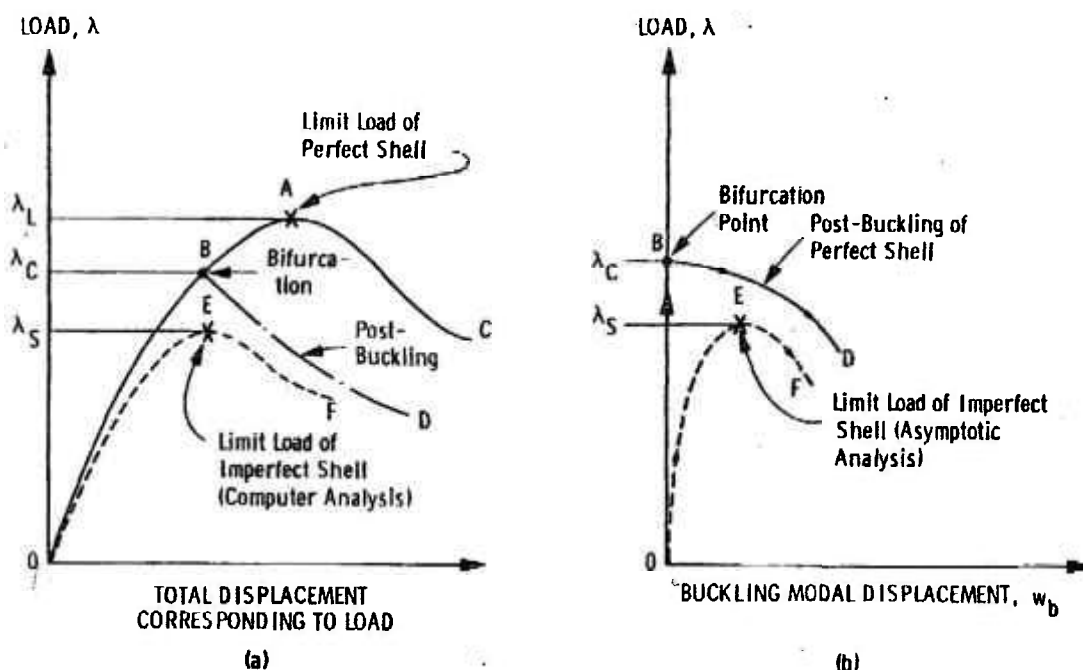


Figura 2.1 – Curvas carga-deflexão com carga limite e de bifurcação [15]

No caso de estruturas reais, em que a ocorrência de imperfeições é inevitável, na verdade não ocorre a flambagem. A estrutura real segue o caminho OEF, com a falha correspondendo ao ponto limite no ponto E, para a carga λ_s .

Embora a flambagem seja fictícia, o modelo analítico de flambagem é utilizado na avaliação da carga de instabilidade porque é o único de que se dispõe. A alternativa encontrada pelo projetista estrutural para utilizar os resultados é corrigi-los com a utilização de fatores de abatimento obtidos experimentalmente.

Na Figura 2.1(b) a carga está traçada como função da amplitude do modo de flambagem. Como o modo de flambagem é ortogonal ao modelo de deslocamento de pré-flambagem da casca perfeita, sua amplitude permanece igual a zero até que o ponto de bifurcação B é alcançado. A curva BD na figura 2.1(b) indica que o estado pós-flambagem é instável: a carga λ diminui com o aumento da amplitude do modo de flambagem.

Como mencionado acima, todas as estruturas reais contêm imperfeições. A forma da imperfeição, em geral, não é ortogonal ao modo de flambagem. Se a deformação da estrutura imperfeita for expressa como a soma de dois componentes, o estado de equilíbrio fundamental de pré-flambagem da estrutura perfeita mais o modo de bifurcação de flambagem da estrutura perfeita (presumindo que seja único), então será obtida a curva OEF da Figura 2.1(b), quando traçada a carga da estrutura imperfeita *versus* a amplitude do componente modal de bifurcação. A amplitude do componente modal de bifurcação aumentaria numa taxa crescente até que ocorresse instabilidade para a carga reduzida λ_s . A diferença entre a carga crítica de bifurcação λ_c da estrutura perfeita e a carga reduzida λ_s da estrutura imperfeita depende da amplitude da imperfeição inicial w_{b0} . Um gráfico λ_s/λ_c *versus* w_{b0} caracterizaria a sensibilidade da máxima carga λ_s às imperfeições geométricas iniciais. De acordo com o jargão normalmente aceito, a estrutura à qual as curvas da Figura 2.1(b) correspondem é chamada “sensível a imperfeições”, porque imperfeições reduzem sua capacidade máxima de carregamento. (Certamente não é a estrutura que é sujeita a imperfeições, mas sim a máxima carga que ela pode suportar com segurança é que é sujeita às imperfeições da estrutura.)

2.4 O Porquê da Utilização do *Code Case* N-284-1

O *Code Case* N-284-1, Métodos de Projeto para Flambagem de Cascas Metálicas de Contenção [11], foi aprovado em agosto de 1980 como um método alternativo para projeto. Seu propósito é fornecer critérios de verificação de estabilidade para cascas de contenção com geometria e condições de carregamento mais complexos que aqueles normalmente cobertos pelo Código ASME [8]. São considerados na avaliação da estabilidade os efeitos de condições simétricas ou não simétricas, carregamentos dinâmicos, reforçamento circunferencial e meridional em tampos e cilindros, campos de tensão combinados, tensões em descontinuidades e outras tensões secundárias.

Os critérios de estabilidade do *Code Case* N-284-1 são baseados na teoria linear clássica, cujos resultados são reduzidos por fatores de abatimento que levam em conta os efeitos de imperfeições, condições de contorno, não linearidade nas propriedades do material e tensões residuais. Os fatores de abatimento foram determinados a partir da curva dos valores limites inferiores (*lower bound*) de testes de cascas com imperfeições iniciais que, de acordo com a referência [16], são representativas dos limites de tolerância do ASME [8].

O Código ASME [8] fornece regras de projeto específicas para algumas configurações de vasos metálicos de contenção : cascas cilíndricas não reforçadas ou reforçadas por anéis, cascas esféricas e tampos, sujeitas a pressão externa e também para cilindros não reforçados sob pressão axial de compressão. Somente linhas gerais são dadas para cascas com outra geometria e outras condições de carregamento. Por causa dessas limitações não foram utilizados critérios de projeto uniformes para a maioria das cascas de contenção construídas até agora [16].

Para a avaliação da instabilidade estrutural, o Código ASME [8] estabelece, no parágrafo NE-3222-1, que as tensões de flambagem podem ser determinadas por um dos seguintes métodos:

- (1) análise não linear rigorosa, onde são considerados os efeitos de flambagem local e global, imperfeições geométricas, não linearidades, grandes deformações e forças de inércia (quando houver cargas dinâmicas);

- (2) análise clássica (linear) de flambagem, reduzida por margens ou fatores de redução que reflitam a diferença entre as capacidades de resistência teórica e real;
- (3) testes de modelos físicos que simulem as mesmas condições de vinculação, de geometria e de carregamento da configuração real.

O último método é muito difícil de ser empregado. Estruturas de cascas têm características tais que a correlação entre cargas de flambagem de modelos e protótipos é extremamente difícil de se conseguir. Na realidade, é difícil conseguir até mesmo a correlação entre cargas de flambagem para diferentes modelos de uma mesma casca (protótipo). Mais do que isso, a dificuldade em modelar os transientes de pressão requeridos para a avaliação de flambagem de vasos de contenção torna o método de modelos físicos impraticável, se não impossível [17].

Se a casca fosse investigada para uma carga estática única, a utilização de uma análise não linear rigorosa poderia ser um método razoável. Esta análise requer que seja computada a curva carga *versus* deslocamento completa para a estrutura. Têm que ser consideradas as não linearidades geométricas e de comportamento dos materiais e as equações de equilíbrio têm que ser formuladas para a posição deformada da casca. Para se obter a solução, portanto, é necessário aplicar a carga em incrementos, atualizar a matriz de rigidez da estrutura para cada incremento de carga e resolver, por iteração, as equações não lineares de movimento para cada incremento de carga.

O procedimento descrito acima requer um tempo grande de computador para um caso de carregamento, mas essa não é a maior dificuldade de uma análise não linear. Para dar uma idéia das dificuldades envolvidas, a referência [16] discute um caso simples, que é a análise de uma casca esférica sob carga simétrica. Para este caso, a resposta esperada seria simétrica, o que pode acontecer. Mas existem carregamentos para os quais o comportamento da casca pode bifurcar para uma forma não simétrica. A carga para a qual ocorre bifurcação depende da solução não linear para aquele nível de carga. Um novo problema de autovalor, portanto, tem que ser formulado e resolvido para cada nível de carga. Isso leva a um custo computacional muito maior do que o requerido para uma análise simétrica não linear [17].

Se as imperfeições assimétricas são incluídas na análise não linear, a situação é muito pior, porque a resposta não linear é não simétrica desde o princípio. Uma vez que a

simetria não pode ser empregada, é requerida a análise tridimensional não linear da estrutura completa, aumentando ainda mais o custo computacional [17].

As cargas dinâmicas também podem causar flambagem no vaso de contenção e as investigações de flambagem dinâmica são muito mais complexas que as descritas acima.

Para obter a carga de flambagem dinâmica para uma casca sob carga de pressão transiente deve ser efetuada uma análise dinâmica não linear. A flambagem dinâmica é caracterizada por um crescimento não linear rápido e significativo de alguns parâmetros de resposta. Uma única análise dinâmica não linear para um único caso de carregamento seria, em princípio, suficiente para garantir a estabilidade dinâmica para aquela carga. A aplicação desse método, entretanto, esbarra na quantidade de carregamentos (e combinações de carregamento) a que está sujeito o vaso de contenção. Normalmente é possível efetuar análises isoladas para cada um dos carregamentos de peso próprio, pressão externa, acidente básico de projeto e cargas sísmicas e posteriormente combinar os resultados por superposição. Existe um problema, contudo, no que se refere à essa combinação em análises de estabilidade. A flambagem é basicamente um fenômeno não linear, o que impossibilita a superposição de casos de carregamento.

A razão custo-benefício das análises não lineares em geral é alta, razão pela qual somente têm sido empregadas em situações em que outras alternativas viáveis de cálculo não estão disponíveis. A maioria das cascas é sensível a imperfeições, ou seja, sua carga de instabilidade é fortemente influenciada pela existência de pequenas imperfeições na geometria da casca. Para esses casos, a menos que se tenha um conhecimento muito preciso dessas imperfeições, uma análise não linear também não trará resultados precisos. Até agora, infelizmente, tal conhecimento de imperfeições não existe. Essa dificuldade é superada na prática com a ajuda de fatores de abatimento, que são aplicados às cargas de flambagem para fazer os resultados da análise coincidirem com cargas de flambagem determinadas experimentalmente.

Poderiam ser questionadas algumas afirmações da referência [17], tendo em vista a evolução ocorrida desde sua publicação (1983). Mesmo levando em consideração essa evolução, principalmente no que se refere aos recursos computacionais, não parece adequado efetuar análises não lineares rigorosas na fase de projeto, quando ainda não é possível conhecer as imperfeições que aparecerão ao final da construção. Principalmente nas fases iniciais do projeto são ideais as abordagens mais rápidas, quando é normalmente

necessária a investigação de várias tentativas antes que se chegue à configuração satisfatória da casca de contenção. As informações de que o projetista estrutural dispõe nessa fase não são normalmente maiores do que a configuração de uma estrutura que foi dimensionada para pressão interna de acidente. Análises refinadas podem ser úteis para a verificação da estrutura já concebida, quando se tem de modo preciso a configuração final da casca de contenção e todos os casos de carregamento.

Considerando que análises não lineares rigorosas e testes de modelos físicos não são métodos práticos na abordagem da análise de estabilidade estrutural, resta somente um método dentre aqueles estabelecidos pelo ASME [8]: análise linear de bifurcação, tratada conjuntamente com fatores de abatimento, que é o escopo *do Code Case N-284-1*.

Sabe-se que as cargas de instabilidade de uma determinada casca são normalmente menores que a carga de flambagem calculada [17]. A razão para essa discrepância é a existência de imperfeições iniciais, além de imprecisões no tratamento de condições de contorno e tensões residuais. Fatores de abatimento são empregados na tentativa de trazer as cargas para mais perto da realidade. Esses fatores de abatimento são obtidos experimentalmente [16] e, no estado da arte atual, os fatores de abatimento apresentados no *Code Case N-284-1* são, provavelmente, suficientemente conservadores para serem utilizados na análise de vasos metálicos de contenção [17].

3 APLICAÇÃO DO *CODE CASE* N-284-1

3.1 Bases Teóricas

Os critérios de estabilidade para cascas, fornecidos pelo *Code Case* N-284-1, podem ser resumidos através da utilização da seguinte equação:

$$\sigma_a = \frac{\alpha * \sigma_e * \eta}{FS}, \text{ onde} \quad (3.1)$$

σ_a = tensão de falha prevista

α = fator de abatimento de capacidade

σ_e = tensão de flambagem elástica teórica

η = fator de abatimento de plasticidade

FS = fator de segurança

Como já foi mencionado, os critérios de estabilidade do *Code Case* N-284-1 baseiam-se na teoria linear clássica, cujos resultados são reduzidos por fatores de abatimento, que levam em conta os efeitos de imperfeições, condições de contorno, não linearidade nas propriedades do material e tensões residuais.

De acordo com a referência [9], o *Code Case* N-284-1 baseia-se principalmente no trabalho desenvolvido por C. D. Miller, que fez um apanhado de resultados experimentais anteriores de outros autores, no qual a comparação entre dados de um grande número de testes estáticos de flambagem leva à previsão teórica do comportamento de cascas reforçadas e não reforçadas.

A referência [16], então, do próprio C. D. Miller, nos dá informações seguras sobre as bases nas quais se apoia o *Code Case* N-284-1. De acordo com [16], as equações fornecidas pelo *Code Case* N-284-1 para a determinação de α e η são baseadas em

limites inferiores (*lower bound*) de testes disponíveis até 1979. (A aprovação do *Code Case N-284-1* ocorreu em 1980 e a referência [16] é de 1984.)

Merece ser destacada também a maneira como é tratada a combinação de tensões. Para levar em conta o efeito simultâneo das tensões quando atuam em direções diferentes, o *Code Case N-284-1* lança mão de equações de interação que interpolam linearmente os resultados isolados das tensões para obter a tensão combinada.

De acordo com a referência [18], investigações detalhadas com base na teoria linear mostram que o diagrama que representa a interação simultânea de compressão axial e circunferencial em cascas cilíndricas é representado por uma linha quebrada, composta de seções retas, côncava quando vista da origem. Essa linha pode ser aproximada por uma curva achatada, não diferindo muito de uma linha reta. A Figura 3.1 mostra a curva teórica de interação, juntamente com resultados experimentais.

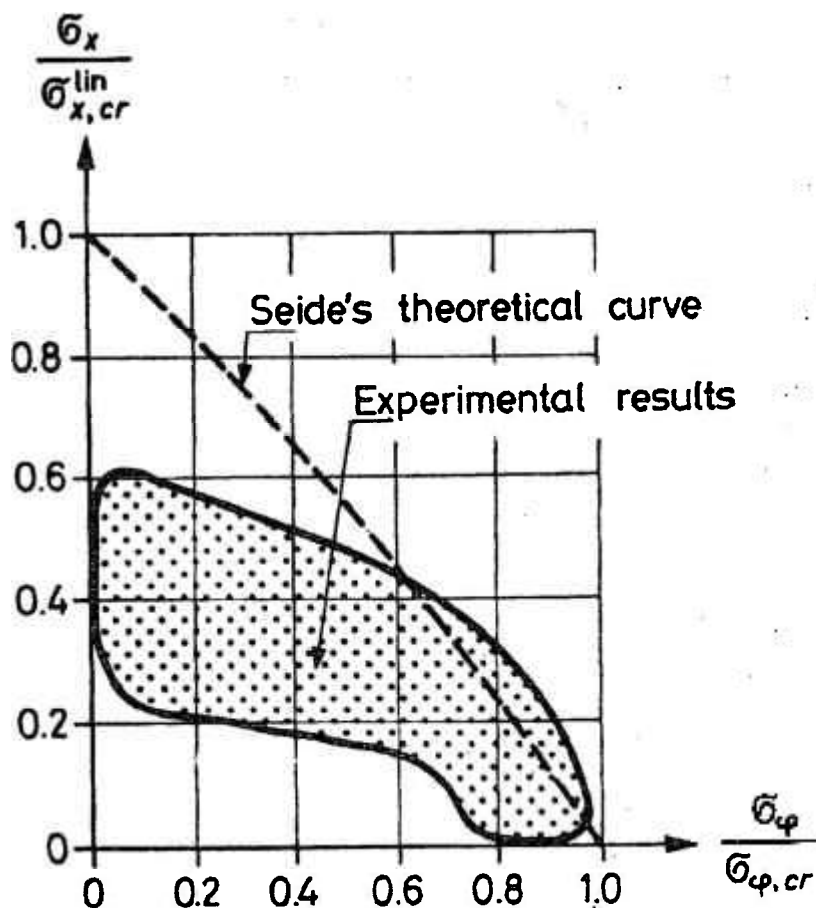


Figura 3.1 – Casca cilíndrica comprimida nas direções axial e circunferencial
Curva de interação teórica e resultados experimentais [18]

A referência [19] propõe a aproximação dessa curva achatada pela linha reta mostrada a seguir, em forma de equação e também na Figura 3.2.

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_{x,cr}} + \frac{\sigma_\varphi}{\sigma_{\varphi,cr}} = 1 \quad (3.2)$$

onde, adotando a notação da referência [18], que é diferente da adotada no restante deste texto, x e φ representam as direções ortogonais e nos denominadores estão as tensões de flambagem elástica teóricas.

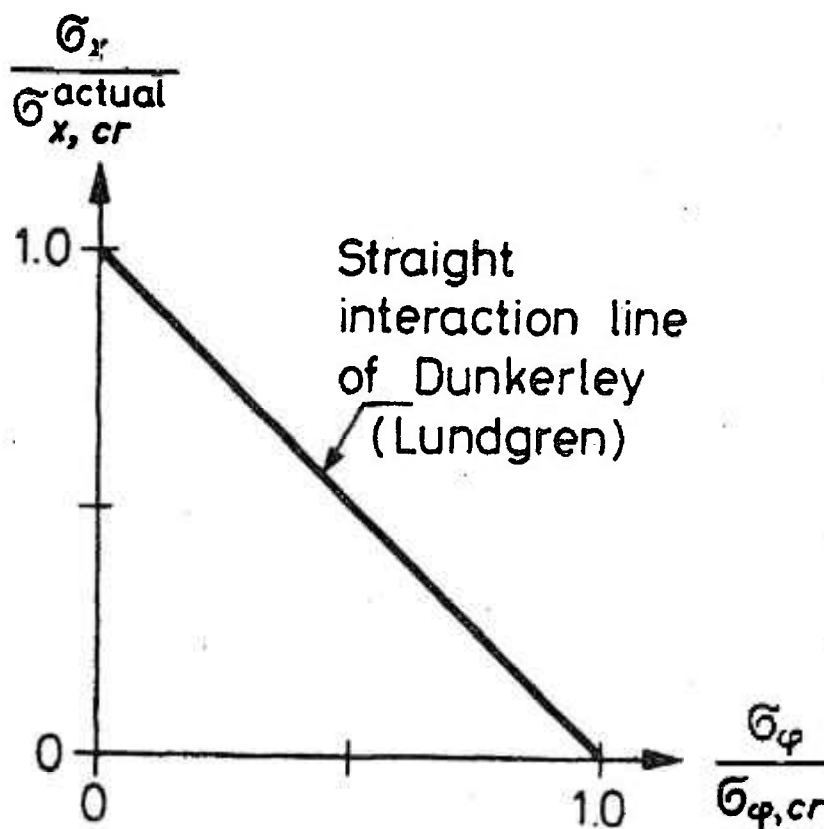


Figura 3.2 – Análise aproximada da ação simultânea de compressão axial e circunferencial [18]

3.2 Roteiro para a Utilização do *Code Case N-284-1*

Neste item será detalhado um roteiro para a utilização do *Code Case N-284-1* [11]. Essa é uma providência importante por facilitar a sua aplicação. O texto, como várias outras normas, não é claro em muitos pontos. Foram encontradas dificuldades de interpretação, problemas com a nomenclatura e até mesmo com algumas definições. Algumas outras referências foram usadas como auxílio no seu entendimento. A mais importante delas foi a referência [20], que será discutida detalhadamente mais adiante.

A referência [20] descreve uma estrutura real e através dela pôde ser acompanhada a aplicação do *Code Case N-284-1* em todas as suas etapas. Várias dificuldades foram encontradas e superadas e a documentação aqui apresentada procura representar o resultado desse aprendizado.

Visando facilitar o acompanhamento e a aplicação dos procedimentos, serão mantidos aqui os mesmos números dos itens empregados no próprio *Code Case N-284-1*.

-1110 Escopo

De acordo com o Código ASME, o projeto contra flambagem de um vaso metálico de contenção da classe MC deve ser baseado nos requisitos de sua Subseção NE. O parágrafo NE-3133 fornece regras específicas de projeto para cascas cilíndricas, cascas esféricas e tampos, reforçados ou sem reforços, sob pressão externa e para cilindros sem reforços sob compressão axial. NE-3222.1(a) e (c) fornecem linhas gerais para outras geometrias de cascas e condições de carregamento. O propósito do *Code Case N-284-1* é fornecer critérios de estabilidade para determinar a adequação estrutural contra flambagem de cascas de contenção com geometrias e condições de carregamento mais complexas do que aquelas cobertas pelo NE-3133, que é o que normalmente ocorre na prática. São considerados na avaliação da estabilidade os efeitos de condições de carregamento dinâmico simétrico ou não simétrico, reforçamento na direção circunferencial e/ou meridional de tampos e cascas cilíndricas, campos de tensão combinados, tensões em descontinuidades e tensões secundárias.

São fornecidos procedimentos aceitáveis de análise de tensões e métodos de determinação de componentes de tensão para serem usados na avaliação de estabilidade. A resistência à flambagem da casca é baseada em análises de bifurcação linear (clássica),

reduzida por fatores de abatimento de capacidade, que levam em conta os efeitos de imperfeições e não linearidade na geometria e nas condições de contorno e por fatores de abatimento de plasticidade, que levam em conta a não linearidade nas propriedades dos materiais.

-1111 Limitações

Os procedimentos de -1710 e -1720 descritos abaixo assumem uma estrutura axissimétrica e podem ser usados mesmo para as regiões de penetrações, onde não é observada essa axissimetria, desde que adequadamente reforçadas de acordo com o Código ASME e que tenham diâmetro interno não maior que 10% do diâmetro do vaso. As regras do *Code Case* N-284-1 são aplicáveis a cascas com razão raio-espessura até 1000 e espessura maior que ou igual a 6,35 milímetros.

-1120 Valores Básicos de Projeto contra Flambagem

Os valores admissíveis básicos de tensão de flambagem permitidos pelo Código ASME estão especificados no NE-3131(b), NE-3133 e NE-3222.

As regras básicas de flambagem do Código ASME e também as do *Code Case* N-284-1 são baseadas nos requisitos de fabricação do NE-4222.

A avaliação de flambagem pode ser feita por um dos dois métodos estabelecidos em -1700. O primeiro deles está contido em -1710 e utiliza fórmulas e equações de interação que têm que ser satisfeitas. O método alternativo envolve a verificação contra flambagem quando calculada através de códigos computacionais de acordo com -1720 ou -1730. Os procedimentos para esses métodos são descritos abaixo.

Apesar de dar maior ênfase ao método que faz uso de fórmulas e equações de interação, como pode ser visto no decorrer deste roteiro, o *Code Case* N-284-1 também prevê a possibilidade de fazer a verificação de instabilidade através de códigos computacionais que efetuem a análise de flambagem diretamente. O que deu origem à emissão do *Code Case* N-284-1 foi um questionamento (*inquiry*) sobre alternativas ao NE-3222 do Código ASME na determinação de tensões de compressão admissíveis. Como o *Code Case* N-284-1 é parte integrante do Código ASME e é apresentado como alternativa ao NE-3222, entende-se que haja a abertura para que sejam utilizados códigos computacionais na verificação de instabilidade, embora utilize pouco mais do que uma página para descrevê-los.

Os itens seguintes devem ser calculados para qualquer um dos métodos empregados. Os passos que devem ser seguidos na utilização do *Code Case* N-284-1 serão denominados como abaixo para que essa denominação possa ser utilizada em outras partes do texto.

(Passo 1) um conjunto de componentes de tensão, σ_j , decorrente das cargas aplicadas, é calculado de acordo com -1300.

-1300 Procedimentos de Análise de Tensões

O que governa a análise de flambagem de uma casca de contenção são as regiões de tensão de membrana de compressão, que aparecem devido à resposta estática ou dinâmica da casca aos carregamentos aplicados. Na utilização dos procedimentos do *Code Case* N-284-1 podem ser empregadas análises de tensão linear estática ou dinâmica das cascas. A análise com não linearidades geométricas também pode ser usada. Essas análises devem levar em conta os efeitos dinâmicos associados às cargas dinamicamente aplicadas. A análise de tensão pode ser feita pelo método de casca axissimétrica descrito em -1310 ou por métodos alternativos. O método de análise de casca tridimensional de -1320, mais elaborado, pode ser utilizado, se considerações de axissimetria não são apropriadas.

O campo de tensões interno que controla a flambagem de uma casca cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal consiste de tensões de membrana longitudinal, de membrana circunferencial e de cisalhamento. Cada um desses componentes pode aparecer isoladamente ou em combinação com os outros, dependendo da geometria e do carregamento aplicado. Somente estes três componentes de tensão são considerados na análise de flambagem.

Para o caso do carregamento dinâmico, dos resultados de tensões obtidos a partir uma análise dinâmica são escolhidos os máximos valores de tensão de compressão longitudinal, de compressão circunferencial ou de cisalhamento de cada região de interesse. O máximo valor escolhido é tomado junto com os outros dois (que podem ser inclusive de tração) para formar um conjunto de componentes de tensões quase estático. Para cada região de interesse, três conjuntos quase estáticos de componentes de tensão correspondentes aos três valores máximos devem ser utilizados na investigação da resistência à flambagem da casca. Devem ser incluídos nas

investigações de flambagem os conjuntos quase estáticos adicionais que possam ser mais severos do que os definidos acima.

Se os componentes de tensão variam na direção longitudinal e/ou circunferencial dentro da região de interesse, cada conjunto de componentes pode ser assumido como se agisse uniformemente ao longo de toda a circunferência. Os campos de tensão reais podem ser utilizados na análise tridimensional de bifurcação de cascas finas.

Na combinação dos efeitos de diferentes cargas aplicadas simultaneamente, cada um dos componentes de tensão é somado algebricamente. Se a soma dos componentes longitudinal ou circunferencial resultar em tração, aquele componente pode ser feito igual a zero.

(Passo 2) um fator de segurança, FS, é determinado de acordo com -1400.

-1400 Fator de Segurança (FS)

Aos valores básicos de tensão de compressão admissíveis a que se refere o NE-3222.1 corresponde um fator de segurança igual a 2,0 no *Code Case* N-284-1. Esse fator é aplicado aos valores de tensão de flambagem que são determinados por análise clássica (linear) e reduzidos por fatores de abatimento determinados a partir dos valores inferiores de dados de testes.

Aos limites de tensão de estabilidade a que se refere o NE-3222.2 correspondem os seguintes fatores de segurança, FS :

- (a) Para Condições de Projeto e Limites de Serviço Níveis A e B, FS = 2,0;
- (b) Para Limites de Serviço Nível C os valores de tensão admissíveis são 120% dos valores de (a). Utilizar FS = 1,67;
- (c) Para Limites de Serviço Nível D os valores de tensão admissíveis são 150% dos valores de (a). Utilizar FS = 1,34.

Os fatores de segurança dados acima são utilizados na avaliação de flambagem de -1700 e são os mínimos valores requeridos para flambagem local. Os critérios de flambagem dados em -1700 requerem que as tensões de flambagem correspondentes às falhas relacionadas com flambagem da casca com reforçadores leves e instabilidade global sejam no mínimo 20% maiores que as tensões de flambagem local.

(Passo 3) fatores de abatimento de capacidade, α_{ij} , são determinados de acordo com -1500.

-1500 Fatores de Abatimento de Capacidade

A resistência à flambagem determinada por análise linear de bifurcação (clássica) não é alcançada por cascas reais. A redução na capacidade de resistir à flambagem, decorrente de imperfeições e não linearidade na geometria e nas condições de contorno, é obtida através da utilização dos fatores de abatimento de capacidade, α_{ij} , onde o primeiro índice refere-se à direção do componente da tensão e o segundo ao modo da flambagem (local, com reforçadores leves ou global).

Exemplificando para o caso da casca cilíndrica, três modos de flambagem são considerados no *Code Case N-284-1*. Eles são:

- 1) flambagem local, que é definida como a flambagem do painel de casca entre reforçadores;
- 2) flambagem da casca com reforçadores leves, que é definida como a flambagem entre anéis circunferenciais da unidade de chapeamento juntamente com os reforçadores meridionais; e
- 3) instabilidade global, que é definida como o colapso total da casca.

Através de fórmulas onde entram os fatores geométricos da casca (como raio, espessura e comprimento sem apoio), é possível obter os fatores de abatimento de capacidade α_{ij} , que dependem da forma da casca (cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal) e também do tipo de tensão a que a casca está submetida (compressão axial, compressão circunferencial ou cisalhamento), além de depender também da área da seção transversal dos reforçadores, no caso da flambagem não local. Um conjunto de valores α_{ij} é obtido para flambagem local, aplicando as fórmulas de -1510, e um outro para flambagem da casca com reforçadores leves e instabilidade generalizada, aplicando as fórmulas de -1520.

Esses fatores de abatimento de capacidade podem ser usados para cascas que atendem às tolerâncias do NE-4220, interna ou externamente reforçadas e também para cascas sem reforçadores. Todos os reforçadores devem ser bem proporcionados para impedir a flambagem local da alma e do flange.

No parágrafo NE-4220 do Código ASME são fornecidos os máximos desvios permitidos da forma circular verdadeira. A Figura NE-4221.2.1 fornece os valores das imperfeições, que variam de 30% a 100% da espessura, dependendo das relações: comprimento sem apoio/espessura e diâmetro externo/espessura.

Verificações mais cuidadosas e precisas podem ser efetuadas, levando em consideração a forma como as imperfeições ocorrem. Não é esse o enfoque do método apresentado pelo *Code Case* N-284-1, que faz a verificação da estabilidade estrutural da casca admitindo que o valor máximo permitido para a imperfeição ocorre da pior forma possível para a estabilidade da estrutura.

(Passo 4) fatores de abatimento de plasticidade, η_j , são determinados de acordo com -1600.

-1600 Fatores de Abatimento de Plasticidade

As tensões de flambagem elástica para cascas fabricadas são dadas pelo produto das tensões de flambagem clássica (σ_{iej}) pelos fatores de abatimento de capacidade (α_{ij}), ou seja, $\alpha_{ij} * \sigma_{iej}$, onde o primeiro índice refere-se à direção do componente da tensão, o último refere-se ao modo de flambagem e o do meio é usado para ressaltar que se trata de tensão elástica. Quando esses valores excedem o limite de proporcionalidade do material, fatores de redução de plasticidade, η_j , são utilizados para levar em conta as propriedades não lineares do material, onde o índice refere-se à direção do componente da tensão. As tensões de flambagem inelástica para cascas fabricadas são dadas, portanto, por $\eta_j * \alpha_{ij} * \sigma_{iej}$.

Dois conjuntos de equações são fornecidos para a determinação dos fatores de abatimento de plasticidade. Para a avaliação de flambagem por fórmulas, de acordo com -1710, os fatores são expressos em termos de $\alpha_{ij} * \sigma_{iej}$. Para análise de flambagem por bifurcação de equilíbrio, de acordo com -1720 e -1730, os fatores são expressos em termos de $\sigma_i * FS$, porque σ_{iej} não é uma quantidade conhecida.

Através de fórmulas onde entram as tensões de flambagem clássica abatidas e de limite de escoamento do material, é possível obter os fatores de abatimento de plasticidade η_j , que dependem da forma da casca (cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal) e também do tipo de tensão a que a casca está submetida (compressão axial, compressão circunferencial ou cisalhamento).

Parece importante um comentário sobre o (Passo 4). Os fatores de abatimento de plasticidade são determinados com a utilização das fórmulas de -1600. Nessas fórmulas, no entanto, entram as tensões de flambagem clássica, que só serão determinadas em -1700. O (Passo 4), portanto, não pode ser completado somente com as fórmulas contidas em -1600.

(Passo 5) é feita a avaliação de flambagem, de acordo com -1700.

-1700 Avaliação de Flambagem

A avaliação de flambagem pode ser efetuada por uma das três alternativas aceitáveis, fornecidas em -1710, -1720 e -1730. Em -1710 são dadas fórmulas para a avaliação de flambagem. Códigos computacionais são utilizados na avaliação de flambagem efetuada através das outras duas, com a utilização de uma casca axissimétrica em -1720 e de uma casca tridimensional em -1730.

Para cada uma das alternativas, é recomendado que uma avaliação de flambagem separada seja feita para: (a) flambagem local da casca entre reforçadores, (b) flambagem entre reforçadores circunferenciais da casca combinada com reforçadores meridionais e (c) instabilidade generalizada ou colapso total da casca combinada com o sistema de reforçadores.

Uma análise estática ou dinâmica é efetuada para cada carregamento e as tensões são computadas de acordo com -1300. As tensões são combinadas para cada caso de carregamento especificado, considerando o Limite de Serviço onde está inserido, na determinação dos componentes de tensão de flambagem, σ_j .

Na avaliação de flambagem por fórmula, os componentes de tensão σ_j são inseridos nas equações de interação de -1713. Equações simples são fornecidas em -1712 para a determinação das tensões teóricas de flambagem clássica de cascas em estados de tensão especiais σ_{iej} , onde o primeiro índice refere-se à direção do componente de tensão, o último índice refere-se ao modo de flambagem e o índice do meio é usado para ressaltar que se trata de tensão elástica. Exemplificando para o caso de tensões de flambagem local de uma casca cilíndrica temos: apenas compressão axial ou meridional ($\sigma_{\phi eL}$), pressão hidrostática externa (σ_{heL}), pressão radial externa (σ_{reL}) e apenas cisalhamento ($\sigma_{\phi\theta eL}$). Os valores de tensão admissíveis para esses estados de tensão especiais são dados por $\sigma_{ia} = \alpha_{ij} * \sigma_{iej} / FS$ para tensões de

flambagem elástica e por $\sigma_{ic} = \eta_i * \sigma_{ia}$ para tensões de flambagem inelástica. As tensões admissíveis de flambagem para os estados de tensão especiais são usadas nas equações de interação de -1713 na determinação das tensões admissíveis para os estados de tensões combinados.

As tensões de flambagem clássica para campos de tensão não uniformes podem também ser determinadas pelos códigos computacionais usados em -1720 e -1730.

Na avaliação de flambagem com a utilização de um código computacional, componentes amplificadas de tensão σ_{is} e σ_{ip} são determinadas fazendo $\sigma_{is} = \sigma_i FS / \alpha_{ij}$ e $\sigma_{ip} = \sigma_{is} / \eta_i$, onde σ_{is} representa os componentes amplificadas de tensões que serão utilizados na avaliação de flambagem elástica e σ_{ip} representa os componentes amplificadas de tensão que serão utilizados na avaliação inelástica. O método de -1720 é baseado na análise de bifurcação linear de uma casca axissimétrica. O modelo de casca é axissimétrico, simplesmente apoiado no contorno e os componentes de tensão σ_{is} e σ_{ip} são assumidos como sendo uniformemente distribuídos ao longo da circunferência. Cada conjunto de componentes amplificadas de tensão é comparado com a capacidade de flambagem clássica do modelo de casca. Se a capacidade de flambagem clássica é maior que, ou igual a, λ_c vezes os componentes de tensão, σ_{is} e σ_{ip} , o projeto está adequado. É recomendado o valor de λ_c igual a 1,0 para flambagem local e igual a 1,2 para flambagem da casca com reforçadores leves e instabilidade generalizada.

Para os casos em que existem condições de não axissimetria significativas e é necessária uma análise de tensões tridimensional, a avaliação de flambagem segundo -1730 pode ser utilizada. Para esse tipo de análise o estado de tensões calculado pode ser usado na determinação dos componentes amplificadas de tensão σ_{is} e σ_{ip} , que serão dados de entrada para o programa.

-1710 Avaliação de Flambagem por Fórmula

-1711 Tensões em Descontinuidades

A aplicação de determinadas cargas térmicas ou mecânicas pode acarretar altas tensões de membrana localizadas. Considerar o máximo valor dessas tensões localizadas como agindo em toda a região da casca em estudo leva a um projeto muito conservador. Um método de análise alternativo e conservador aceitável é utilizar a

média dos valores de componentes de tensão de membrana dentro de uma distância de \sqrt{Rt} a partir de um ponto de apoio ou $0,5\sqrt{Rt}$ de cada lado de uma descontinuidade na determinação de σ_j , onde R é o raio e t a espessura da casca. A média dos valores de tensão é utilizada no cômputo dos componentes de tensão na avaliação de flambagem de acordo com -1713.

-1712 Valores Teóricos de Flambagem

Uma casca reforçada nas duas direções, como normalmente encontrado em contenções, pode flambar de três maneiras diferentes.

1) primeiro pode haver a flambagem completa de toda a casca incluindo os reforçadores. Esse modo de falha é coberto em -1712.2, onde um procedimento para o cômputo das tensões de flambagem é apresentado.

2) o segundo tipo de falha que pode ocorrer é flambagem da casca entre os anéis circunferenciais gigantes. Esse tipo de falha é chamado flambagem da casca com reforçadores leves (*stringer buckling*). Ele é descrito pelo mesmo conjunto de equações que trata da flambagem generalizada, mas com definições diferentes dos parâmetros de entrada das equações.

3) a terceira configuração de flambagem possível é a flambagem local do painel cilíndrico entre os reforçadores longitudinais leves e os anéis circunferenciais gigantes. O procedimento para o cômputo das tensões de flambagem desse caso é apresentado em -1712.1.

As tensões de flambagem (σ_{iej}) obtidas através das equações fornecidas em -1712 correspondem aos mínimos valores determinados a partir de equações teóricas para cascas simplesmente apoiadas sob campos de tensão uniformes. A utilização dessas equações permite que sejam calculados os valores teóricos de flambagem para cada um dos casos de carregamento atuando isoladamente: compressão axial, pressão radial, pressão hidrostática e cisalhamento. Para cada tipo de carregamento, portanto, são obtidos os valores teóricos de flambagem σ_{iej} , que dependem dos fatores geométricos da casca como raio, espessura e comprimento sem apoio, da forma da casca (cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal) e, para o caso da casca cilíndrica, da forma de reforçamento da mesma.

-1713 Equações de Interação para Flambagem Local

As equações aqui fornecidas podem ser utilizadas na avaliação da capacidade de resistência à flambagem local da casca. Se um dos valores de tensão críticos uniaxiais exceder o limite de proporcionalidade do material, as relações de interação de -1713.2 devem ser satisfeitas, além das relações elásticas de -1713.1. Caso as tensões meridional ou circunferencial calculadas resultem em tração, deve ser assumido o valor zero na avaliação.

Se as relações de -1713.1 e -1713.2 estiverem satisfeitas o projeto está adequado para prevenir a flambagem local.

A resistência à flambagem dos modos não locais (flambagem da casca com reforçadores leves e instabilidade generalizada) pode ser determinada de maneira análoga, através da substituição dos fatores de abatimento de capacidade e valores teóricos de flambagem destes modos nas equações de interação. O *Code Case N-284-1* recomenda que a resistência à flambagem destes modos seja 20% maior do que para o modo local. Isso pode ser obtido alterando de 1,0 para 1,2 o lado direito das equações de interação. Um outro método mais conservador também aceitável é a determinação das dimensões dos reforçadores através das equações de -1714.

-1713.1 Flambagem Elástica

Inicialmente são calculadas as tensões admissíveis para cada carregamento atuando isoladamente (compressão axial, pressão radial, pressão hidrostática e cisalhamento), para os quais as tensões elásticas correspondentes foram calculadas em -1712. Isso é feito multiplicando essas tensões pelo fator de abatimento de capacidade e dividindo pelo fator de segurança aplicado ao caso. Tomando o caso da compressão axial como exemplo fica : $\sigma_{xa} = \alpha_{\phi L} * \sigma_{\phi eL} / FS$, onde σ_{xa} é a tensão de flambagem elástica admissível para compressão axial apenas, $\alpha_{\phi L}$ é o fator de abatimento de capacidade para a direção longitudinal para o modo de flambagem local, $\sigma_{\phi eL}$ é a tensão teórica de flambagem local, elástica, calculada de acordo com -1712 para a compressão axial apenas e FS é o fator de segurança.

Com todos os elementos disponíveis, finalmente podem ser verificadas as equações de interação, ainda em -1713.1, onde os estados de tensão serão combinados para verificar a adequação do projeto.

Assim, uma das equações de interação representadas pelas letras abaixo tem que ser satisfeita, dependendo do estado de tensão atuante.

Para casca cilíndrica: (K representa a razão entre as tensões de membrana axial e circunferencial, ambas por unidade de comprimento)

- (a) compressão axial + compressão circunferencial (e $K < 0,5$)
- (b) compressão axial + compressão circunferencial (e $K \geq 0,5$)
- (c) compressão axial + cisalhamento
- (d) compressão circunferencial + cisalhamento
- (e) compressão axial + compressão circunferencial + cisalhamento

Para casca esférica, elipsoidal ou toroidal

- (a) compressão uniaxial
- (b) compressão biaxial

-1713.2 Flambagem Inelástica

Caso qualquer dos fatores de abatimento de plasticidade η_j seja inferior a 1, têm que ser satisfeitas equações de interação adicionais, que também dependem da forma da casca (cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal).

-1714 Dimensionamento de Reforçadores

O dimensionamento de reforçadores para prevenir a flambagem da casca com reforçadores leves e instabilidade generalizada pode ser feito com a utilização das equações de interação fornecidas em -1713, com o uso apropriado dos valores de σ_{iej} e α_{ij} e trocando de 1,0 para 1,2 o lado direito das equações de interação, ou através de outras equações de interação mais conservadoras fornecidas em -1714, que levam a reforçadores dimensionados para cada um dos componentes de tensão. Aqui também as equações de interação dependem da forma da casca (cilíndrica, esférica, toroidal ou elipsoidal) e, para o caso da casca cilíndrica, da forma de reforçamento da mesma.

-1720 Análise de Bifurcação de Casca Axissimétrica

Uma análise de bifurcação linear de casca axissimétrica pode ser empregada na avaliação de flambagem de vasos de contenção. São calculados dois conjuntos de componentes de tensão σ_{is} e σ_{ip} , onde os componentes σ_{is} são elásticos e os

componentes σ_{ip} são utilizados quando pelo menos um deles encontra-se na região inelástica. Avaliações de flambagem independentes têm que ser feitas para os componentes σ_{is} e σ_{ip} , a menos que todos os componentes sejam elásticos.

-1730 Análise de Bifurcação de Casca Fina

Os códigos computacionais que fazem a análise de flambagem de cascas tridimensionais são mais elaborados que os empregados em modelos axissimétricos e, em sua maior parte, baseiam-se nos princípios de elementos finitos. A escolha do código computacional deve ser baseada no tipo de problema a ser resolvido e na precisão que se deseja.

Observação: os métodos de cálculo que utilizam códigos computacionais na avaliação de flambagem não são de interesse deste trabalho, estando aqui listados apenas por fazerem parte do *Code Case* N-284-1. Neste trabalho propõe-se fazer a avaliação de flambagem de maneira mais simples, com a utilização das fórmulas apresentadas no *Code Case* N-284-1.

4 CAPACITAÇÃO NA UTILIZAÇÃO DO *CODE CASE N-284-1*

4.1 Introdução

Várias dificuldades aparecem quando se tenta aplicar um conjunto de regras como as estabelecidas no *Code Case N-284-1* a uma determinada estrutura. O texto pretende ser fechado em si mesmo, não lista as referências nas quais foi baseado e não há explicações de como algumas fórmulas têm que ser adotadas ou como outras têm que ser interpretadas.

Foram então pesquisados na literatura trabalhos onde o *Code Case N-284-1* tivesse sido empregado e que pudessem auxiliar no entendimento do mesmo.

Na referência [21] é apresentado um método simplificado para avaliar a capacidade de estruturas de contenção metálicas com relação à flambagem. Como a flambagem de uma casca cilíndrica pode ser altamente dependente das imperfeições geométricas, o método apresentado, mesmo simplificado, leva em conta essas imperfeições. Isso é feito através da utilização dos fatores de redução de capacidade nas equações de interação do *Code Case N-284-1*. A referência [21], contudo, apresenta várias passagens de maneira resumida, porque faz uso de cálculos da referência [9], dos mesmos autores. Foi importante no decorrer deste trabalho por ter propiciado o primeiro contato com a aplicação do *Code Case N-284-1*, principalmente no que se refere ao uso das equações de interação.

No trabalho da referência [9] é mostrado como, através das curvas de interação do *Code Case N-284-1*, pode ser avaliada a capacidade de resistência à flambagem de uma contenção. Mostra também a utilização das fórmulas para determinar os valores admissíveis dos componentes de tensão que causam flambagem, quando agindo individualmente. E, ainda, a determinação dos fatores de abatimento de capacidade, utilizados na redução dos valores admissíveis de tensão de flambagem para levar em conta as inevitáveis imperfeições iniciais das estruturas reais. Os fatores de redução de capacidade dependem de parâmetros como o raio, a espessura e o comprimento sem apoio

da casca em estudo. A referência [9] foi particularmente útil em suas considerações sobre como deve ser adotado o comprimento sem apoio nas regiões da estrutura onde não há reforçadores. A referência [9], no entanto, é voltada para o tratamento genérico da flambagem dinâmica e para a determinação do amortecimento apropriado para ser utilizado no projeto das contenções. Foi importante para este trabalho porque, além de se aprofundar mais sobre o uso das equações de interação e clarear os pontos descritos acima, traz uma discussão sobre o *Code Case* N-284-1 que, de maneira resumida, ressalta os seus pontos mais importantes. Essa interpretação, de um ponto de vista externo, serviu para aumentar o conhecimento quanto ao entendimento do *Code Case* N-284-1 e também quanto ao seu alcance.

Foi então localizada a referência [20], que se mostrou muito mais adequada para os propósitos deste trabalho, por apresentar do início ao fim a aplicação do *Code Case* N-284-1 a uma estrutura real. A maneira adotada, então, para conseguir a capacitação adequada na utilização do *Code Case* N-284-1 foi reproduzir os resultados documentados na referência [20].

Na referência [20] é feita a avaliação da flambagem localizada provocada pelo carregamento de vento em tanques de armazenamento de gasolina. Como se pode observar, a instalação em questão não se relaciona com a área nuclear e não haveria a obrigatoriedade da utilização do Código ASME no seu dimensionamento. Os autores do trabalho, no entanto, consideram o *Code Case* N-284-1 particularmente adequado na avaliação estrutural dos tanques de armazenamento sujeitos ao carregamento de vento porque, através de sua utilização, pode ser levado em conta o efeito estabilizador da tensão circunferencial provocada pela carga hidrostática de enchimento do tanque, através da não inclusão da tensão circunferencial de tração em combinação com a tensão longitudinal de compressão na verificação de flambagem.

O *Code Case* N-284-1, portanto, traz vantagens do ponto de vista econômico em relação aos métodos normalmente empregados na avaliação de flambagem de tanques de armazenamento de gasolina. Mesmo reconhecendo que a tensão circunferencial de tração auxilia ao invés de prejudicar, a literatura normalmente utilizada naquele tipo de instalação ressentia-se de dados confiáveis e, por essa razão, estabelece um conjunto de regras conservador em que, não somente não leva em conta o efeito benéfico da tensão

circunferencial de tração, mas também faz uma redução nas tensões de compressão admissíveis quando as tensões transversais são de tração.

A seguir são descritos os passos seguidos na reprodução do modelo do Tanque 1001, documentado na referência [20]. Não foi possível retirar somente dos dados disponíveis na referência todas as informações necessárias para discretizar o modelo exatamente. Alguns dados tiveram que ser estimados ou inferidos e serão ressaltados no decorrer da descrição do modelo.

4.2 Geometria e Características do Material

Como na referência [20], o modelo foi discretizado com a utilização do programa ANSYS [22], tendo sido utilizado o elemento de casca SHELL63, com 3 ou 4 nós e 6 graus de liberdade por nó. Somente a metade da estrutura foi modelada, com condições de simetria impostas no plano de simetria. Na base do tanque foram restringidas as translações. A Figura 4.1 mostra o modelo completo.

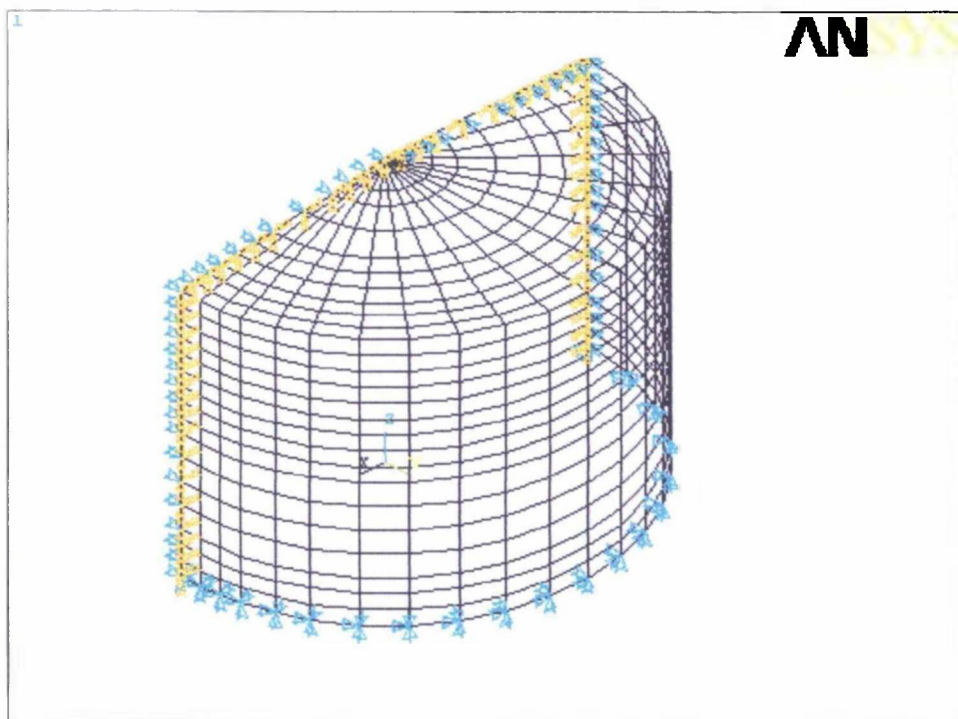


Figura 4.1 – Modelo completo do tanque de armazenamento de gasolina

A parte cilíndrica é composta de seis fiadas na direção vertical, que obedecem ao escalonamento das espessuras. As fiadas foram divididas em elementos como mostrado na Figura 4.2.

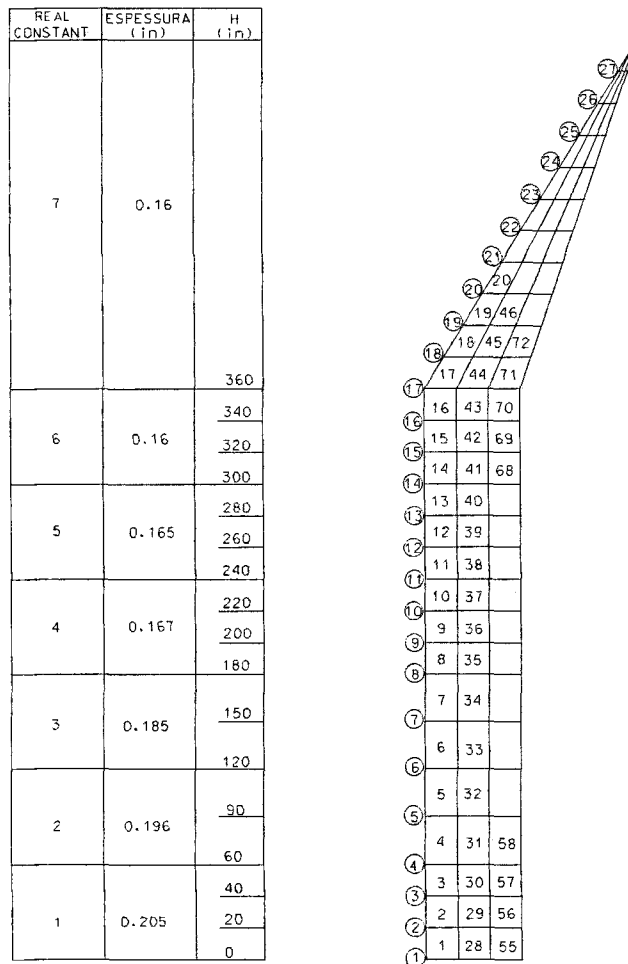


Figura 4.2 – Modelo com fiadas de espessuras e elementos

Na referência [20] é utilizado o Sistema Britânico de Unidades. Neste trabalho será utilizado o sistema SI (Sistema Internacional) e será mantido o Sistema Britânico entre chaves para facilitar o acompanhamento do trabalho.

A discretização dos elementos do teto foi estimada a partir das figuras contidas na referência [20], podendo haver diferenças em relação ao modelo original. Essas diferenças na modelagem não devem acarretar discrepâncias significativas nos resultados de tensões.

As características do material são:

$$E = 2,0 * 10^5 \text{ N / mm}^2 \quad \{29,0 * 10^6 \text{ lbf / in}^2\} \quad (\text{módulo de elasticidade})$$

$$\nu = 0,3 \quad (\text{coeficiente de Poisson})$$

$$\gamma = 7850 \text{ kg / m}^3 \quad \{490 \text{ lbf / ft}^3\} \quad (\text{peso específico})$$

4.3 Carregamento

A entrada dos dados relativos ao carregamento foi feita em dois Casos de Carregamento (CC).

O CC1 consiste de : peso próprio da casca cilíndrica + peso próprio do teto cônico + carregamento hidrostático.

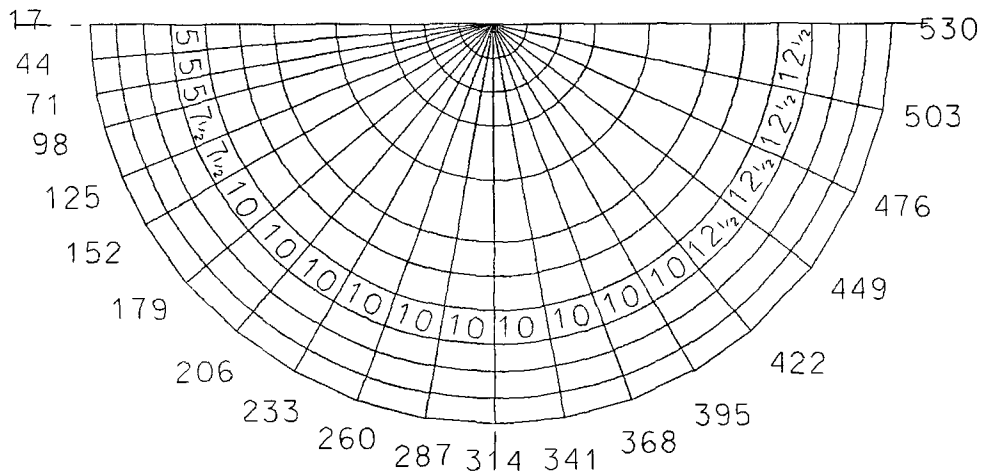
O CC2 consiste do carregamento devido ao vento.

4.3.1 Caso de Carregamento 1 (CC1)

4.3.1.1 Peso Próprio

O peso próprio da parede cilíndrica foi simulado através da aplicação de uma aceleração igual a 1g, onde g é a aceleração da gravidade, atuando verticalmente na massa da parede.

O peso próprio do teto foi simulado através de forças aplicadas aos nós do topo do cilindro. Na Figura 4.3 é mostrada uma vista do teto. Os ângulos na figura representam as distâncias entre os nós. Através dos ângulos são determinadas as áreas e, a partir delas, os pesos que serão aplicados como forças nos nós da borda do teto.



9) **Figura 4.3 – Teto com elementos e nós da borda**

Cálculo das forças nodais que representarão o peso do teto cônico:

cone do teto: $R = 7,46 \text{ m}$ {294 in} (raio do cilindro)

$n = 7,48 \text{ m}$ {294,574 in} (geratriz do cone, com 3% de conicidade)

área do cone = $\pi \cdot R \cdot n$

= $175,53 \text{ m}^2$ {272.076,86 in²}

peso do cone = área do cone * espessura do teto * peso específico do aço

= $571,42 \text{ N}$ {12.344,23 lbf} (para o ângulo total de 360°)

4.3.1.2 Carregamento Hidrostático

A carga hidrostática decorrente do enchimento do tanque foi simulada através de forças nodais radiais aplicadas de dentro para fora do tanque. Os resultados disponíveis do Tanque 1001 correspondem ao enchimento de 66%, ou seja, quatro das seis fiadas. O carregamento hidrostático triangular foi introduzido em degraus como esquematizado abaixo.

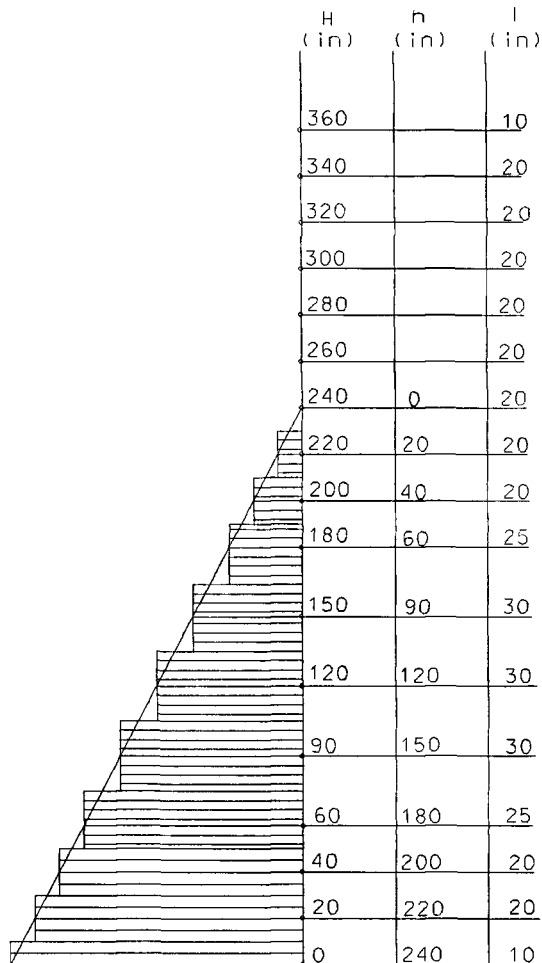


Figura 4.4 – Carregamento hidrostático

Cálculo das forças nodais F que representarão o carregamento hidrostático:

$F = \rho \cdot h \cdot R \cdot \theta \cdot l$, onde as letras representam:

ρ - peso específico da gasolina

h - altura da coluna de líquido (em relação à superfície do líquido)

R - raio da casca cilíndrica

l - altura que corresponde ao nó (que vai da metade do elemento inferior à metade do elemento superior)

θ - ângulo que corresponde ao nó (que vai da metade do elemento da direita à metade do elemento da esquerda)

Observação: o peso específico da gasolina não consta na referência e foi adotado o valor de tabela de 750 kgf/m^3 , ($76,53 \text{ N / m}^3$), que corresponde a $2,713 \times 10^{-2} \text{ lbf/in}^3$.

4.3.2 Caso de Carregamento 2 (CC2)

4.3.2.1 Carregamento devido ao Vento

Os resultados disponíveis do Tanque 1001 correspondem ao carregamento de vento de 201 km/h { 125 mph (milhas por hora)}. Também para esse caso foram geradas forças nodais para representar a carga de vento, que foram aplicadas na direção radial, de fora para dentro do cilindro. Foi assumida uma distribuição radial cossenoidal como mostrado na Figura 4.5a. A pressão devido ao vento aumenta com o aumento da distância do solo como pode ser visto na Figura 4.5b.

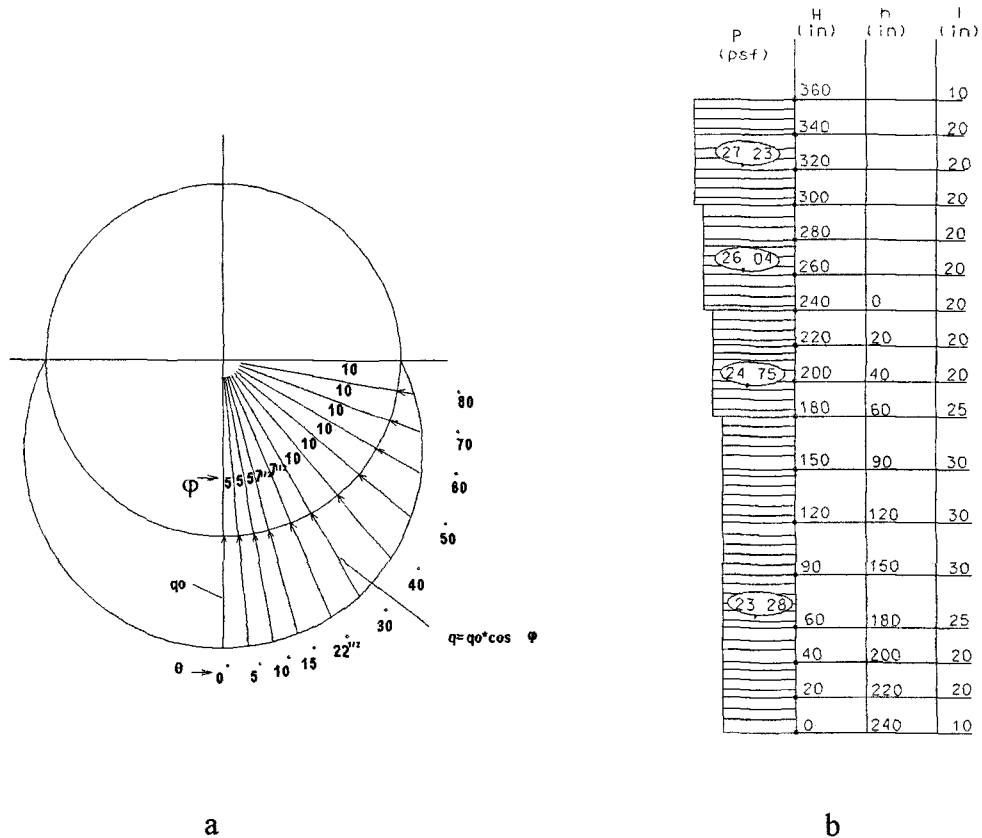


Figura 4.5 – Carregamento devido ao vento

Cálculo das forças nodais Q para representar o carregamento devido ao vento:

$$Q = q * A$$

$$= q_0 * A * \cos\varphi$$

$$= q_0 * l * R * 2 * \pi * \theta / 360 * \cos\varphi, \text{ onde as letras representam}$$

p – pressão devido ao vento, indicado na figura 5b

R – raio da casca cilíndrica

l – altura que corresponde ao nó (que vai da metade do elemento inferior à metade do elemento superior)

θ - ângulo que corresponde ao nó (que vai da metade do elemento da direita à metade do elemento da esquerda)

φ - ângulo ao longo do contorno da casca, indicado na Figura 4.5a

4.4 Verificação dos Resultados

Vários resultados intermediários calculáveis analiticamente foram verificados para se ter certeza que os dados de entrada estão corretos. Esses resultados encontram-se no Apêndice 1.

4.5 Extração dos Resultados de Interesse

Estando correta a entrada de dados pode-se partir para a retirada das tensões resultantes.

A modelagem da estrutura através do programa ANSYS [22] visa a obtenção das tensões atuantes para a verificação da estrutura de acordo com o *Code Case* N-284-1.

A referência [20] faz a análise das duas fiadas superiores, onde foram determinadas as tensões através da rotina mostrada a seguir:

$$\sigma_i = \frac{\sum \sigma_i * A_i}{\sum A_i} \quad (4.1)$$

onde i = vertical, circunferencial, cisalhamento

A = área do elemento

Percebe-se, portanto, que foi determinada uma tensão média atuante para cada um dos componentes de tensão: vertical, circunferencial e cisalhamento

O *Code Case* N-284-1, no entanto, só faz referência a determinação de média de tensões para o caso de tensões em descontinuidades, onde permite que seja feita a média dentro de uma distância igual a \sqrt{Rt} a partir de um ponto de apoio ou $0,5\sqrt{Rt}$ de cada lado de uma descontinuidade. Mesmo assim será seguida a referência [20], pois a determinação dessa média é mais uma verificação dos resultados.

A determinação da média das tensões de uma determinada região não é uma tarefa direta a partir dos resultados disponíveis na saída do programa ANSYS. Para isso foi feita uma rotina que extrai os resultados do programa ANSYS e os coloca de maneira ordenada em uma planilha do programa MSExcel. Esta rotina está descrita no Apêndice 2.

Utilizando a rotina do Apêndice 2 foram determinadas as tensões médias, como indicado na referência [20]. A escolha da região para fazer essa média e os valores encontrados estão documentados no Apêndice 3.

Os resultados da referência [20] são:

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,28 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,08 \text{ N/mm}^2 \\ \{\sigma_{\phi} = -41 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 11 \text{ psi}\}, \end{array}$$

apesar de não estar claro para qual região foi efetuada essa média de tensões.

Como pode ser visto no Apêndice 3 deste trabalho, foram feitas algumas investigações na tentativa de determinar para qual área foi feita essa média. Os resultados que mais se aproximam daqueles da referência [20] são:

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,40 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,06 \text{ N/mm}^2 \\ \{\sigma_{\phi} = -57,43 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312,04 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 8,80 \text{ psi}\}, \end{array}$$

quando são selecionados 5 elementos na direção circunferencial do modelo.

Os resultados que praticamente reproduzem os da referência [20] somente são obtidos quando não é considerado o peso da casca cilíndrica e estão mostrados abaixo.

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,28 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,06 \text{ N/mm}^2 \\ \{\sigma_{\phi} = -40,65 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312,08 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 8,80 \text{ psi}\} \end{array}$$

Isso indica que o peso da casca cilíndrica não deve ter sido considerado nos cálculos, apesar de a referência [20] afirmar que foi introduzido através da aceleração, aplicada verticalmente na massa da parede.

Para o prosseguimento do trabalho serão considerados os valores retirados da referência [20], porque a adoção de outros valores prejudicaria o acompanhamento dos cálculos restantes. Os valores que serão utilizados são, portanto:

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,28 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,08 \text{ N/mm}^2 \\ \{\sigma_{\phi} = -41 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 11 \text{ psi}\} \end{array}$$

4.6 Avaliação dos Resultados de acordo com o *Code Case N-284-1*

Como na referência [20], foi feita a avaliação da estrutura analisada de acordo com o *Code Case N-284-1*. Para reproduzir essa análise serão seguidos os passos descritos no Capítulo 3.

4.6.1 (Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão

Como discutido em 4.5, os componentes de tensão são:

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,28 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,08 \text{ N/mm}^2 \\ \{\sigma_{\phi} = -41 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 11 \text{ psi}\} \end{array}$$

4.6.2 (Passo 2) Determinação do Fator de Segurança

Será feita a avaliação de flambagem para verificar qual o FS que se aplica ao caso.

4.6.3 (Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij} .

Cálculo dos fatores de abatimento de capacidade, de acordo com –1511:

Na referência [20] é feita a avaliação para as duas fiadas superiores, uma vez que para as outras quatro há tensão circunferencial resultante de tração, com predominância do carregamento hidrostático sobre o carregamento devido ao vento.

A fiada superior tem 4,064 mm {0,160 in} de espessura e a seguinte tem 4,191 mm {0,165 in}. A referência [20] utiliza 4,191 mm {0,165 in} (e não 4,096 mm {0,16125 in}, que seria a média correta) como média das espessuras das duas fiadas superiores na determinação de \sqrt{Rt} .

(a) Compressão Axial – usar o maior entre (1) e (2)

$$(1) \text{ Efeito de } R/t \quad R/t = 294 / 0,165 = 1782$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,207 \quad (R/t \geq 600)$$

(2) Efeito do Comprimento

Utilizando a altura das duas fiadas superiores {2 * 60 = 120 in} como o comprimento sem apoio l , temos:

$$M = l_i / \sqrt{Rt} = 120 / \sqrt{294 * 0,165} = 17,23$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,207 \quad (M \geq 10)$$

Portanto, $\alpha_{\phi L} = 0,207$.

(b) Compressão Circunferencial

$$\alpha_{\theta L} = 0,8$$

(c) Cisalhamento

$$\alpha_{\phi\theta L} = 1,323 - 0,218 \log_{10} (R/t) \quad 250 \leq R/t \leq 1000$$

$$= 1,323 - 0,218 \log_{10} (1000) = 0,669$$

(segundo [20], a curva de $\alpha_{\phi\theta L}$ atinge o mínimo para $R/t = 1000$).

4.6.4 (Passo 5) Avaliação de Flambagem

4.6.4.1 (Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem

Os valores teóricos de flambagem devem ser calculados de acordo com -1712.1.1.

Genericamente as tensões são calculadas como $\sigma_{iej} = C_{\phi}Et/R$. A seguir são calculados os valores de C_{ϕ} .

(a) Compressão Axial

$$C_{\phi} = 0,605 \quad (M \geq 1,73)$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = 0,605 * 2,0 * 10^5 * 4,191 / 7476,6$$

$$\rightarrow \{ \sigma_{\phi eL} = 0,605 * 29 * 10^6 * 0,165 / 294 \}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eL} = 67,91 \text{ N / mm}^2} \quad \rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eL} = 9847 \text{ psi}}$$

(b) Pressão Externa

(1) Sem Pressão nas Extremidades

$$C_{\theta r} = \frac{0,92}{M_{\phi} - 1,17} \quad (3,0 \leq M_{\phi} < 1,65 \frac{R}{t})$$

$$\rightarrow C_{\theta r} = 0,0573$$

$$\rightarrow \sigma_{reL} = 0,0573 * 2,0 * 10^5 * 4,191 / 7476,7$$

$$\rightarrow \{ \sigma_{reL} = 0,0573 * 29 * 10^6 * 0,165 / 294 \}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{reL} = 6,43 \text{ N / mm}^2} \quad \rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eL} = 932 \text{ psi}}$$

(2) Com Pressão nas Extremidades

$$C_{\theta h} = \frac{0,92}{M_{\phi} - 0,636} \quad (3,5 \leq M_{\phi} < 1,65 \frac{R}{t})$$

$$\rightarrow C_{\theta h} = 0,0554$$

$$\rightarrow \sigma_{heL} = 0,0554 * 2,0 * 10^5 * 4,191 / 7476,6$$

$$\rightarrow \{ \sigma_{heL} = 0,0554 * 29 * 10^6 * 0,165 / 294 \}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{heL} = 6,21 \text{ N / mm}^2} \quad \rightarrow \boxed{\{\sigma_{heL} = 902 \text{ psi}\}}$$

(c) Cisalhamento

$$C_{\phi\theta} = \frac{4,82}{M_{\phi}^2} (1 + 0,0239 * M_{\phi}^3)^{1/2} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 26)$$

$$\rightarrow C_{\phi\theta} = 0,1802$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi\theta eL} = 0,1802 * 2,0 * 10^5 * 4,191 / 7476,6$$

$$\rightarrow \{\sigma_{\phi\theta eL} = 0,1802 * 29 * 10^6 * 0,165 / 294\}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi\theta eL} = 20,23 \text{ N / mm}^2} \quad \rightarrow \boxed{\{\sigma_{\phi\theta eL} = 2933 \text{ psi}\}}$$

4.6.4.2 (Passo 5b) Equações de Interação

A avaliação deve ser feita de acordo com -1713.1.1.

O *Code Case* N-284-1 estabelece no início de -1713.1.1 que seja feito o abatimento das tensões admissíveis calculadas em -1712, com a utilização de α_{ij} e FS. Essas tensões admissíveis abatidas entram nas fórmulas de interação de -1713.1.1, juntamente com as tensões atuantes σ_j , calculadas de acordo com -1300.

A referência [20] ataca o problema de maneira diferente. Na verdade o FS é a incógnita procurada pela referência [20], uma vez que a estrutura analisada já está construída e seria muito difícil estabelecer em qual das condições de -1400 a instalação em questão deveria ser enquadrada. Não é feito, então, o abatimento das tensões admissíveis como determina o *Code Case* N-284-1. Na referência [20], são amplificadas as tensões atuantes σ_j .

Em resumo, em vez de usar nas equações de interação as tensões admissíveis abatidas, a referência [20] usa as tensões atuantes amplificadas. Depois, por iteração, é determinado o valor de FS, quando a equação se torna igual a 1,0.

Como foi observada uma maior facilidade algébrica ao considerar a equação de interação da maneira efetuada na referência [20], será esta a forma utilizada neste trabalho, sempre que se quiser determinar o FS na avaliação da flambagem elástica.

Calculando, então, as tensões atuantes amplificadas, temos:

$$\sigma_{\phi s} = \frac{\sigma_{\phi} * FS}{\alpha_{\phi L}} \quad (4.2)$$

$$= 0,28 * FS / 0,207 = FS * 1,35 \text{ N / mm}^2$$

$$\{ = 41 * FS / 0,207 = FS * 198 \text{ psi} \}$$

$$\sigma_{\theta s} = \frac{\sigma_{\theta} * FS}{\alpha_{\theta L}} \quad (4.3)$$

$$= 2,15 * FS / 0,8 = FS * 2,69 \text{ N / mm}^2$$

$$\{ = 312 * FS / 0,8 = FS * 390 \text{ psi} \}$$

$$\sigma_{\phi\theta s} = \frac{\sigma_{\phi\theta} * FS}{\alpha_{\phi\theta L}} \quad (4.4)$$

$$= 0,08 * FS / 0,669 = FS * 0,12 \text{ N / mm}^2$$

$$\{ = 11 * FS / 0,669 = FS * 16 \text{ psi} \}$$

A inequação que tem que ser satisfeita deve levar em conta Compressão Axial mais Compressão Circunferencial mais Cisalhamento. Calculando K_s , temos:

$$\begin{aligned} K_s &= 1 - (\sigma_{\phi\theta s} / \sigma_{\tau a})^2 \\ &= 1 - (16 / 2933)^2 = 0,999 \cong 1 \end{aligned}$$

Isso indica efeito desprezível do cisalhamento e a referência [20] passa a não considerá-lo mais, fazendo uso das fórmulas de interação que levam em conta somente as tensões de Compressão Axial mais Circunferencial.

Fazendo o cálculo de K , temos:

$$K = \sigma_{\phi s} / \sigma_{\theta} = 198 / 390 = 0,508 \geq 0,5$$

A fórmula de interação a ser utilizada é:

$$\frac{\sigma_{\phi s}}{\sigma_{\phi L}} + \frac{0,5 * \sigma_{hel}}{0,5 * \sigma_{hel}} + \left(\frac{\sigma_{\tau s}}{\sigma_{\tau L}} \right)^2 \leq 1,0 \quad (4.5)$$

Substituindo os valores :

$$\frac{FS * 1,35 - 0,5 * 6,21}{67,91 - 0,5 * 6,21} + \left(\frac{FS * 2,69}{6,21} \right)^2 \leq 1,0$$

$$\left\{ \frac{FS * 198 - 0,5 * 902}{9847 - 0,5 * 902} + \left(\frac{FS * 390}{902} \right)^2 \leq 1,0 \right\}$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,0 chega-se ao valor final de FS = 2,31, como em [20].

5 ANÁLISES EFETUADAS COM A UTILIZAÇÃO DO *CODE CASE* N-284-1

5.1 Introdução

Uma vez concluída a etapa de capacitação, foram escolhidas configurações estruturais dimensionadas por outros critérios e efetuados os cálculos para verificar como elas se comportam quando aplicados os procedimentos do *Code Case* N-284-1.

O primeiro tipo de estrutura escolhido foi o casco resistente de submarinos, dimensionado de acordo com o critério de projeto da Marinha Alemã. Para esse tipo de estrutura foram escolhidas duas configurações de cascos de submarinos modernos, uma que bem representa um casco de submarino pequeno e outra que bem representa um casco de submarino grande.

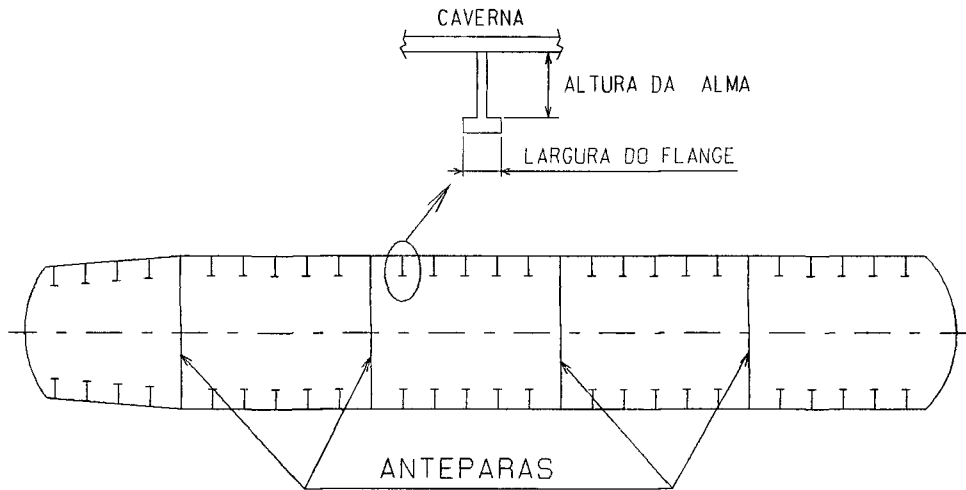
O outro tipo de estrutura escolhido foi a contenção metálica dos empreendimentos de Angra 2 e 3.

5.2 Aplicação do *Code Case* N-284-1 ao Casco Resistente de Submarinos

5.2.1 Introdução

A maior parte do casco resistente dos submarinos modernos é composta de uma casca cilíndrica reforçada por anéis circunferenciais denominados cavernas. Regiões menores nas extremidades do cilindro têm normalmente forma esférica, com a existência ou não de cones para fazer a transição geométrica.

Na Figura 5.1 está esquematizado o arranjo típico de um submarino moderno.



⊙

Figura 5.1 – Arranjo estrutural do casco resistente de um submarino

O carregamento mais importante no dimensionamento da estrutura dessa casca resistente é a pressão hidrostática.

Essa configuração, casca fina submetida a pressão externa, é o típico caso para a ocorrência da flambagem. É esse o fator determinante no dimensionamento do casco resistente de submarinos.

Tomando dimensões de submarinos atuais, duas configurações de cilindro reforçado foram estudadas: a primeira representando um casco de um submarino pequeno e a segunda um casco de um submarino grande.

Para ambas as configurações foram assumidos:

módulo de elasticidade (E) : 206000 N/mm^2

tensão de escoamento (σ_y): 550 N/mm^2

tensão limite de proporcionalidade : 440 N/mm^2

coeficiente de Poisson (ν): 0,3

falta de circularidade da cavena: 0,3% do raio

ângulo de empenamento (*tilting*) da cavena: 4°

Para o primeiro casco foram assumidos:

pressão de cálculo : 5 N/mm^2

raio : 3250 mm (diâmetro de 6500 mm)

espaçamento de cavernas : 450 mm

espaçamento de anteparas : 9000 mm

Para o segundo casco foram assumidos:

pressão de cálculo : 7 N/mm^2

raio : 5000 mm (diâmetro de 10000 mm)

espaçamento de cavernas : 750 mm

espaçamento de anteparas : 12500 mm

Primeiramente foi utilizado o critério de projeto da Marinha Alemã [23] na obtenção da estrutura mais eficiente, ou seja, foi feita a determinação das dimensões da caverna e da espessura do cilindro que levasse à configuração geométrica mais leve, atendendo aos requisitos de projeto. Essa tarefa é trabalhosa e tem que ser efetuada através de um cálculo iterativo. Uma configuração inicial casco + caverna é assumida e para ela são determinados os resultados, que devem ser comparados com os requisitos. Modificações vão sendo feitas até que os resultados mostrem-se satisfatórios.

Da configuração final selecionada foram retiradas as tensões máximas para que fosse feita a avaliação de flambagem de acordo com o *Code Case* N-284-1.

5.2.2 O Critério de Dimensionamento da Marinha Alemã

O critério utilizado pela Marinha Alemã no dimensionamento do casco resistente de submarinos, no que diz respeito ao cilindro reforçado, pode ser resumido da maneira como segue:

1- são determinadas as tensões atuantes. Como a configuração é simples (cilindro reforçado por anéis, submetido a pressão constante) existe formulação analítica para a determinação das tensões. A formulação utilizada encontra-se na referência [24].

2- são determinadas as pressões críticas de flambagem local, utilizando as tensões calculadas anteriormente. Aqui são feitas duas investigações; a primeira para a verificação da flambagem axissimétrica e a segunda para a flambagem com a formação de lóbulos (ou assimétrica). É utilizada a referência [25] para o caso simétrico e a referência [26] para o não simétrico. Para trazer os resultados teóricos para mais perto da realidade são utilizados fatores de abatimento, determinados a partir de testes com modelos, de acordo com a referência [27].

3-é feita a verificação para a flambagem global, onde entram fatores que dependem da capacidade construtiva do estaleiro, como falta de circularidade e ângulo de empenamento (*tilting*) das cavernas.

5.2.3 Casco de Raio 3250 mm

Foi rodado o programa [28] que faz os cálculos de acordo com as referências [24], [25], [26] e [27] e a saída encontra-se abaixo.

```

          CILINDRO  R=3250mm  p=5,00 N/mm2          23-SEP-99          16:36:08

Calculation pressure          5.00

Material      (FERR)
Young's modulus      206000.00
Poisson's ratio      0.30
Yield point          550.00
Prop. limit          440.00

Geometry of pressure hull ( IFR)          Frame scantling
Thickness of hull      24.50          Height of web          200.00
Inner radius at frame  3250.00          Thickn. of web          13.50
Frame spacing          450.00          Width of flange          84.00
Cone gen.-angle        0.00          Thickn. of flange          27.00

Ratio Weight/displacement (RhoS/RohW=8:1)          0.17030457

Pressure hull stresses at calc.-pressure
                                at frame          at midbay
                                hoop          axial          hoop          axial
Membrane stress  -472.592          -332.883          -504.289          -332.883
Stress intensity          420.519          444.127
Bending stress      67.848          226.161          -35.610          -118.701
Outside stress      -404.744          -106.721          -539.899          -451.583

```

Stress intensity	363.335	501.606
In,-side stress	<u>-540.440</u>	<u>-559.044</u>
Stress intensity	549.978	406.388

Stresses at frame at calc.-pressure
Center of gravity (without hull plating) -391.233
Flange (outer fiber) -400.963
Results for buckling

Lobar mode
Theor. inelastic coll.press. 6.154
el.-press./inel.-press. 1.930
reduced collapse-pressure 5.181
Theor. buckl.stress intensity 546.651

Symmetric mode
Theor. inelastic coll.press. 5.669
el.-press./inel.-press. 2.544
reduced collapse-pressure 5.003
Theor. buckl.stress intensity 544.969

CILINDRO R=3250mm p=5,00 N/mm2 23-SEP-99 16:36:21

Calculation pressure 5.00

Materials (FERR)		Number of waves for	
Youngs' modulus	206000.00	Out-of-roundness	6
Poisson's ratio	0.30	Frame pre-tilting	3
Yield point	550.00		

Geometry of pressure hull (IFR)		Frame scantling	
Thickness of hull	24.50	Height of web	200.00
Inner radius at frame	3250.00	Thickn. of web	13.50
Frame spacing	450.00	Width of flange	84.00
Cone gen.-angle	0.00	Thickn. of flange	27.00
Field length	9000.00		

Field borders	left	right
	Bulkhead	Bulkhead

Bulkhead spacing 9000.00

Decisive fieldborder : bulkhead Bearing ratio of d'frames :

Waves	frame	Buckling values		Stresses	Circ.-	
		memb d'frame	memb- d'frame	b'head	buckl- value	frame d'frame tol.
2	3.99	25.42	0.00	0.00	25.42	29.42 Sig 0.2 -- 64.79
3	11.98	2.84	0.00	0.00	2.84	14.81 Sig 0.2 -- 9.77
4	23.27	0.56	0.00	0.00	0.56	23.83 Sig 0.2 -- 9.99
5	37.82	0.15	0.00	0.00	0.15	37.97 Sig 0.2 -- 10.94
6	55.61	0.05	0.00	0.00	0.05	55.67 Sig 0.2 -- 11.52

Allowable pre-tripping of frame : 4.04

Na saída acima pode-se verificar que a estrutura está otimizada, uma vez que atende aos requisitos com quase nenhuma folga. Os valores resultantes são:

pressão de flambagem: $5,003 \text{ N/mm}^2$ (contra o requisito de $5,00 \text{ N/mm}^2$)

falta de circularidade: $9,92 \text{ mm}$ (contra o requisito de $9,75 \text{ mm}$)

ângulo de *tilting*: $4,01^\circ$ (contra o requisito de 4°)

Os valores que serão utilizados avaliação pelo *Code Case* N-284-1 são as máximas tensões de compressão, que estão marcadas na saída e listadas a seguir.

$\sigma_\phi = -559,04 \text{ N/mm}^2$ (axial) $\sigma_\theta = -540,44 \text{ N/mm}^2$ (circunferencial)

Observação: como as tensões acima são tensões principais, $\sigma_{\phi\theta} = 0$.

A seguir serão seguidos os passos descritos no Capítulo 3, que seguem os procedimentos do *Code Case* N-284-1, para que seja feita a avaliação de flambagem.

5.2.3.1 (Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão

Como explicado anteriormente, os componentes de tensão são os valores máximos retirados do cálculo analítico já efetuado quando da aplicação do critério de projeto alemão e são:

$\sigma_\phi = -559,04 \text{ N/mm}^2$ (axial) $\sigma_\theta = -540,44 \text{ N/mm}^2$ (circunferencial)

Esses componentes de tensão foram determinados para a pressão de cálculo de 5 N/mm^2 , equivalente a 500 mca (metros de coluna d'água).

5.2.3.2 (Passo 2) Determinação do Fator de Segurança

Este passo não será executado. Ao invés de determinar o Fator de Segurança e fazer a avaliação de flambagem para verificar se a estrutura atende aos requisitos, será feita a avaliação de flambagem para verificar qual o Fator de Segurança que se aplica ao caso.

A pressão de falha será encontrada multiplicando o Fator de Segurança obtido pela pressão atuante de 5 N/mm^2 .

5.2.3.3 (Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij} .

Os fatores de abatimento de capacidade devem ser determinados de acordo com -1500.

5.2.3.3.1 Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Local

Os fatores de abatimento de capacidade de cascas cilíndricas para flambagem local devem ser determinados de acordo com -1511.

(a) Compressão Axial – usar o maior entre (1) e (2)

$$(1) \text{ Efeito de } R/t \qquad R/t = 3250/24,5 = 132,65$$

usar o menor valor dentre os calculados abaixo

$$\alpha_{\phi L} = 1,52 - 0,473 \log (R/t) \rightarrow \alpha_{\phi L} = 0,516$$

$$\alpha_{\phi L} = 300 * \sigma_y / E - 0,003 \rightarrow \alpha_{\phi L} = 0,798 \quad \therefore \alpha_{\phi L} = 0,516$$

(2) Efeito do Comprimento

$$M = l_i / \sqrt{Rt} = 450 / \sqrt{3250 * 24,5} = 1,595$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,837 - 0,14 * M \qquad (1,5 \leq M < 1,73)$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,614$$

Portanto, $\alpha_{\phi L} = 0,614$.

(b) Compressão Circunferencial

$$\alpha_{\theta L} = 0,8$$

5.2.3.3.2 Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Global

Os fatores de abatimento de capacidade de cascas cilíndricas para flambagem global devem ser determinados de acordo com -1521.

(a) Compressão Axial

$$\bar{A} = \frac{A_a}{I_{s\phi} * t} = \frac{200 * 13,5 + 84 * 27}{450 * 24,5} = 0,451 \rightarrow \alpha_{\phi G} = 0,72$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\alpha_{\theta G} = 0,8$$

5.2.3.4 (Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica

A avaliação de flambagem neste trabalho sempre será feita com a utilização de fórmulas, ou seja, de acordo com -1710. Na avaliação de flambagem por fórmula o cálculo inicial dos valores teóricos de flambagem tem que ser feito de acordo com -1712, que será denominado (Passo 5a). A avaliação de flambagem com a utilização das fórmulas de interação será denominada (Passo 5b) para a flambagem local e (Passo 5c) para a flambagem global.

5.2.3.4.1 (Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem

5.2.3.4.1.1 Flambagem Local

Os valores teóricos de flambagem local para casca cilíndrica devem ser determinados de acordo com -1712.1.1.

Genericamente as tensões são calculadas como seguir: $\sigma_{iej} = C_{\phi}Et/R$. A seguir são calculados os valores de C_{ϕ} .

(a) Compressão Axial

$$C_{\phi} = \frac{0,904}{M_{\phi}^2} + 0,1013 * M_{\phi}^2 \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 1,73)$$

$$\rightarrow C_{\phi} = 0,613$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = 0,613 * 206000 * 24,5 / 3250$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = 951,94 \text{ N/mm}^2$$

(b) Pressão Externa

(1) Sem Pressão nas Extremidades

$$C_{\theta r} = \frac{2,41}{M_{\phi}^{1,49} - 0,338} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 3,0)$$

$$\rightarrow C_{\theta r} = 1,446$$

$$\rightarrow \sigma_{reL} = 1,446 * 206000 * 24,5/3250$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{reL} = 2245,53 \text{ N/mm}^2}$$

(2) Com Pressão nas Extremidades

$$C_{\theta h} = \frac{1,08}{M_{\phi}^{1,07} - 0,45} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 3,5)$$

$$\rightarrow C_{\theta h} = 0,902$$

$$\rightarrow \sigma_{heL} = 0,902 * 206000 * 24,5/3250$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{heL} = 1400,74 \text{ N/mm}^2}$$

(c) Cisalhamento

$$C_{\phi\theta} = \frac{4,82}{M_{\phi}^2} (1 + 0,0239 * M_{\phi}^3)^{1/2} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 26)$$

$$\rightarrow C_{\phi\theta} = 1,984$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi\theta eL} = 1,984 * 206000 * 24,5/3250$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi\theta eL} = 3081,00 \text{ N/mm}^2}$$

5.2.3.4.1.2 Flambagem Global

Os valores teóricos de flambagem local para casca cilíndrica devem ser determinados de acordo com -1712.2.1.

(a) Compressão Axial

$$\sigma_{\phi eG} = 0,605E \frac{t}{R} \left(1 + \frac{A_{\phi}}{I_{\phi} t} \right)^{1/2}$$

$$= 0,605 * 206000 * \frac{24,5}{3250} \left(1 + \frac{200 * 13,5 + 84 * 27}{450 * 24,5} \right)^{1/2}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eG} = 1131,57 \text{ N/mm}^2}$$

(b) Pressão Externa – determinar o valor de n que minimiza as equações

(1) Sem Pressão nas Extremidades

$$\sigma_{reG} = \frac{E\bar{\lambda}^4}{(n^2 - 1)(n^2 + \bar{\lambda}^2)^2} + \frac{EI_{E\theta}(n^2 - 1)}{I_{s\phi}R_c^2t}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\pi * R}{L_B}, \text{ onde R é o raio e } L_B \text{ é a distância entre anteparas}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\pi * 3250}{9000} = 1,134$$

$$I_{s\phi} = 450 \text{ mm (espaçamento de cavernas)}$$

$I_{E\theta}$ é o momento de inércia do reforçador + chapa colaborante

$$I_{E\theta} = 1,17 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

R_c raio do eixo neutro do reforçador + chapa colaborante

$$R_c = 3210,51 \text{ mm}$$

n é o número de ondas de flambagem na direção circunferencial

O valor mínimo de σ_{reG} é alcançado para n = 3 e vale:

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{reG} = 2384,95 \text{ N/mm}^2}$$

(2) Com Pressão nas Extremidades

$$\sigma_{heG} = \frac{E\bar{\lambda}^4}{(n^2 + 0,5\bar{\lambda}^2 - 1)(n^2 + \bar{\lambda}^2)^2} + \frac{EI_{E\theta}(n^2 - 1)}{I_{s\phi}R_c^2t}$$

O valor mínimo de σ_{heG} é alcançado para n = 3 e vale:

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{heG} = 2134,40 \text{ N/mm}^2}$$

5.2.3.4.2 (Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local

5.2.3.4.2.1 Flambagem Elástica

A flambagem elástica local de cascas cilíndricas deve ser avaliada pelas fórmulas contidas em -1713.1.1.

Isso será feito aqui de duas maneiras. A primeira delas estritamente como no *Code Case* N-284-1. Depois, será feito como na referência [20].

a. Como no Code Case N-284-1

Inicialmente deve ser efetuado o cálculo dos valores admissíveis de flambagem para cada carregamento atuando isoladamente. Esses valores são calculados com as seguintes fórmulas:

$$\sigma_{xa} = \frac{\alpha_{\phi L} * \sigma_{\phi eL}}{FS} \quad (5.1)$$

$$\sigma_{ha} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{\theta eL}}{FS} \quad (5.2)$$

$$\sigma_{ra} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{reL}}{FS} \quad (5.3)$$

Substituindo os valores:

$$\sigma_{xa} = \frac{0,614 * 951,94}{FS} = \frac{584,49}{FS}$$

$$\sigma_{ha} = \frac{0,8 * 1400,74}{FS} = \frac{1120,59}{FS}$$

$$\sigma_{ra} = \frac{0,8 * 2245,53}{FS} = \frac{1796,42}{FS}$$

Calculando o valor de K,

$$K = \frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{\theta}} = \frac{559,04}{540,44} = 1,034 \quad (5.4)$$

Como $K \geq 0,5$, deve ser utilizada a equação de interação (b) para os carregamentos combinados Compressão Axial + Compressão Circunferencial. A equação de interação é:

$$\frac{\sigma_{\phi} - 0,5\sigma_{\phi_{lim}}}{\sigma_{\phi} - 0,5\sigma_{\phi_{lim}}} + \left(\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{\theta_{lim}}} \right)^2 \leq 1,0 \quad (5.5)$$

Substituindo os valores, fica:

$$\frac{559,04 - 0,5 * 1120,59}{FS} + \left(\frac{540,44}{1120,59} \right)^2 \leq 1,0 \quad \text{ou}$$

$$\frac{FS * 559,04 - 560,30}{24,19} + \left(\frac{FS * 540,44}{1120,59} \right)^2 \leq 1,0$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,0 chega-se a FS = 1,035.

b. Como na Referência [20]

Na referência [20] é feita inicialmente a amplificação das tensões atuantes, que foram obtidas no (Passo1), como segue:

$$\sigma_{\phi_{at}} = \frac{\sigma_{\phi} * FS}{\alpha_{\phi}} = \frac{559,04 * FS}{0,614} = 910,49 * FS \quad (5.6)$$

$$\sigma_{\theta_{at}} = \frac{\sigma_{\theta} * FS}{\alpha_{\theta}} = \frac{540,44 * FS}{0,8} = 675,55 * FS \quad (5.7)$$

A equação de interação fica:

$$\frac{\sigma_{\phi_{at}} - 0,5\sigma_{\phi_{lim}}}{\sigma_{\phi_{at}} - 0,5\sigma_{\phi_{lim}}} + \left(\frac{\sigma_{\theta_{at}}}{\sigma_{\theta_{lim}}} \right)^2 \leq 1,0 \quad (5.8)$$

Substituindo os valores,

$$\frac{FS * 910,49 - 0,5 * 1400,74}{951,94 - 0,5 * 1400,74} + \left(\frac{FS * 675,55}{1400,74} \right)^2 \leq 1,0$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,0 chega-se a FS = 0,985.

5.2.3.4.3 (Passo 5c) Equações de Interação para Flambagem Global

5.2.3.4.3.1 Flambagem Elástica

A flambagem elástica global de cascas cilíndricas deve ser avaliada pelas mesmas fórmulas contidas em -1713.1.1, apenas alterando o segundo membro da equação de interação para 1,2 (ao invés de 1,0).

Fazendo a amplificação das tensões,

$$\sigma_{\phi G} = \frac{\sigma_{\phi} * FS}{\alpha_{\phi G}} = \frac{559,04 * FS}{0,72} = 776,45 * FS \quad (5.9)$$

$$\sigma_{\theta G} = \frac{\sigma_{\theta} * FS}{\alpha_{\theta G}} = \frac{540,44 * FS}{0,8} = 675,55 * FS \quad (5.10)$$

A equação de interação fica:

$$\frac{\sigma_{\phi G} - 0,5\sigma_{\theta G}}{\sigma_{\phi G} - 0,5\sigma_{\theta G}} + \left(\frac{\sigma_{\theta G}}{\sigma_{\theta G}} \right)^2 \leq 1,2 \quad (5.11)$$

Substituindo os valores:

$$\frac{FS * 776,55 - 0,5 * 2134,40}{1131,57 - 0,5 * 2134,40} + \left(\frac{FS * 675,55}{2134,40} \right)^2 \leq 1,2$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,2 chega-se a FS = 1,456.

5.2.3.5 (Passo 4) Determinação dos Fatores de Abatimento de Plasticidade η_j

Os fatores de abatimento de plasticidade de cascas cilíndricas devem ser determinados de acordo com -1611. Genericamente, tem-se

$$\Delta = \frac{\alpha_{ij} * \sigma_{iej}}{\sigma_{ij}} \quad (5.12)$$

5.2.3.5.1 Flambagem Local

(a) Compressão Axial

$$\Delta_{\phi L} = \frac{\alpha_{\phi L} * \sigma_{\phi L}}{\sigma_y} = \frac{0,614 * 951,94}{550,00} = 1,062$$

$$\eta_{\phi L} = \frac{0,45}{\Delta} + 0,18 \quad (0,55 < \Delta \leq 1,6)$$

$$\eta_{\phi L} = 0,604$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\Delta_{\theta L} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{\theta L}}{\sigma_y} = \frac{0,8 * 2245,53}{550,00} = 3,266$$

$$\eta_{\theta L} = \frac{2,53}{1 + 2,39\Delta} \quad (0,67 < \Delta < 4,2)$$

5.2.3.5.2 Flambagem Global

(a) Compressão Axial

$$\Delta_{\phi G} = \frac{\alpha_{\phi G} * \sigma_{\phi G}}{\sigma_y} = \frac{0,72 * 1131,57}{550,00} = 1,481$$

$$\eta_{\phi G} = \frac{0,45}{\Delta} + 0,18 \quad (0,55 < \Delta \leq 1,6)$$

$$\eta_{\phi G} = 0,484$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\Delta_{\theta G} = \frac{\alpha_{\theta G} * \sigma_{\theta G}}{\sigma_y} = \frac{0,8 * 2384,95}{550,00} = 3,469$$

$$\eta_{\theta G} = \frac{2,53}{1 + 2,39\Delta} \quad (0,67 < \Delta < 4,2)$$

$$\eta_{\theta L} = 0,272$$

5.2.3.6 (Passo 5d) Avaliação de Flambagem Inelástica

A avaliação de flambagem inelástica de cascas cilíndricas deve ser feita de acordo com –1713.2.1.

5.2.3.6.1 Flambagem Local

$$\sigma_{xcl} = \eta_{\phi L} \sigma_{x0L} = \frac{0,604 * 584,49}{FS} = \frac{353,03}{FS} \quad (5.13)$$

$$\sigma_{rcL} = \eta_{\theta L} \sigma_{ra} = \frac{0,298 * 1796,42}{FS} = \frac{535,33}{FS} \quad (5.14)$$

(a) Compressão Axial ou Compressão Circunferencial

$$\frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{xcl}} \leq 1,0 \rightarrow \frac{FS * 559,04}{353,03} \leq 1,0 \quad (5.15)$$

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{rcL}} \leq 1,0 \rightarrow \frac{FS * 540,44}{535,33} \leq 1,0 \quad (5.16)$$

Variando o valor de FS até que o primeiro membro seja igual a 1,0 chega-se a FS = 0,631.

5.2.3.6.2 Flambagem Global

$$\sigma_{xcG} = \eta_{\phi G} \sigma_{xaG} = \frac{0,484 * 0,72 * 1131,57}{FS} = \frac{394,33}{FS} \quad (5.17)$$

$$\sigma_{rcG} = \eta_{\theta G} \sigma_{raG} = \frac{0,272 * 0,8 * 2384,95}{FS} = \frac{518,97}{FS} \quad (5.18)$$

(a) Compressão Axial ou Compressão Circunferencial

$$\frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{xcG}} \leq 1,2 \rightarrow \frac{FS * 559,04}{394,33} \leq 1,2 \quad (5.19)$$

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{rcG}} \leq 1,2 \rightarrow \frac{FS * 540,44}{518,91} \leq 1,2 \quad (5.20)$$

Variando o valor de FS até que o primeiro membro seja igual a 1,2 chega-se a FS = 0,846.

5.2.3.7 Pressão de Falha

Os FS para as várias investigações são:

	elástica	inelástica
Local	0,985	0,631
Global	1,456	0,846

O valor que deve ser considerado, portanto, é FS = 0,631.

A pressão de falha da estrutura, quando projetada pelo critério de projeto da Marinha Alemã, é de 5 N/mm², o que equivale a 500 metros de coluna d'água. Quando são aplicados os procedimentos do *Code Case N-284-1*, essa pressão equivale a 3,155 N/mm², isto é, 315,5 mca (500 * 0,631).

5.2.4 Casco de Raio 5000 mm

Foi rodado o programa [28] que faz os cálculos de acordo com as referências [24], [25], [26] e [27] e a saída encontra-se abaixo.

```

1          CILINDRO  R=5000mm  p=7,00N/mm2          27-SEP-99          09:03:11

Calculation pressure          7.00

Material          (FERR)
Young's modulus          206000.00
Poisson's ratio          0.30
Yield point          550.00
Prop. limit          440.00

Geometry of pressure hull ( IFR)          Frame scantling
Thickness of hull          48.50          Height of web          320.00
Inner radius at frame          5000.00          Thickn. of web          27.00
Frame spacing          750.00          Width of flange          200.00
Cone gen.-angle          0.00          Thickn. of flange          47.00

Ratio Weight/displacement (RhoS/RohW=8:1)          0.22460985

```

Pressure hull stresses at calc.-pressure				
	at frame		at midbay	
	hoop	axial	hoop	axial
Membrane stress	-503.083	-362.575	-532.304	-362.575
Stress intensity	449.609		470.965	
Bending stress	70.123	233.742	-36.331	-121.102
Outside stress	-432.961	-128.833	-568.635	-483.677
Stress intensity	385.063		531.275	
In.-side stress	<u>-573.206</u>	<u>-596.317</u>	-495.974	-241.473
Stress intensity	585.104		429.575	
Stresses at frame at calc.-pressure				
Center of gravity	(without hull plating)			-415.997
Flange	(outer fiber)			-425.998

Results for buckling

Lobar mode

Theor. inelastic coll.press.	8.170
el.-press./inel.-press.	2.606
reduced collapse-pressure	7.239
Theor. buckl.stress intensity	549.717

Symmetric mode

Theor. inelastic coll.press.	7.673
el.-press./inel.-press.	3.196
reduced collapse-pressure	7.036
Theor. buckl.stress intensity	548.113

CILINDRO R=5000mm p=7,00N/mm2 27-SEP-99 09:03:36

Calculation pressure 7.00

Materials (FERR)

Youngs' modulus	206000.00
Poisson's ratio	0.30
Yield point	550.00

Number of waves for

Out-of-roundness	6
Frame pre-tilting	3

Geometry of pressure hull (IFR)

Thickness of hull	48.50
Inner radius at frame	5000.00
Frame spacing	750.00
Cone gen.-angle	0.00
Field length	11250.00

Frame scantling

Height of web	320.00
Thickn. of web	27.00
Width of flange	200.00
Thickn. of flange	47.00

Field borders	left	right
	Bulkhead	Bulkhead

Bulkhead spacing 11250.00

Decisive fieldborder : bulkhead Bearing ratio of d'frames :

Waves	Buckling values					Stresses		Circ.- tol.	
	frame	memb	d'frame	memb- d'frame	b'head	buckl- value	frame		d'frame
1	6.10	54.31	0.00	0.00	54.31	60.40	Sig 0.2	--	124.73
2	19.23	7.13	0.00	0.00	7.13	26.36	Sig 0.2	--	16.96
3	38.00	1.49	0.00	0.00	1.49	39.49	Sig 0.2	--	15.18
4	62.24	0.42	0.00	0.00	0.42	62.66	Sig 0.2	--	16.25
5	91.90	0.15	0.00	0.00	0.15	92.05	Sig 0.2	--	17.03

Allowable pre-tripping of frame : 4.12

Na saída acima pode-se verificar que a estrutura também está otimizada, uma vez que atende aos requisitos com quase nenhuma folga. Os valores resultantes são:

pressão de flambagem: 7,036 N/mm² (contra o requisito de 7,00 N/mm²)

falta de circularidade: 15,18 mm (contra o requisito de 15 mm)

ângulo de *tilting* : 4,12° (contra o requisito de 4°)

Os valores que serão utilizados avaliação pelo *Code Case* N-284-1 são as máximas tensões de compressão, que estão marcadas na saída e listadas a seguir.

$\sigma_{\phi} = -596,32 \text{ N/mm}^2$ (axial) $\sigma_{\theta} = -573,21 \text{ N/mm}^2$ (circunferencial)

Como para a configuração anterior, serão seguidos os passos determinados pelo *Code Case* N-284-1 e descritos no Capítulo 3 para que seja feita a avaliação de flambagem.

5.2.4.1 (Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão

Como explicado anteriormente, os componentes de tensão são os valores máximos retirados do cálculo analítico já efetuado quando da aplicação do critério de projeto alemão e são:

$\sigma_{\phi} = -596,32 \text{ N/mm}^2$ (axial) $\sigma_{\theta} = -573,21 \text{ N/mm}^2$ (circunferencial)

Esses componentes de tensão foram determinados para a pressão de cálculo de 7 N/mm², equivalente a 700 mca (metros de coluna d'água).

5.2.4.2 (Passo 2) Determinação do Fator de Segurança

Analogamente ao caso da configuração anterior, este passo não será executado. Ao invés de determinar o FS e fazer a avaliação de flambagem para verificar se a estrutura atende aos requisitos, será feita a avaliação de flambagem para verificar qual o FS que se aplica ao caso.

A pressão de falha será encontrada multiplicando o Fator de Segurança obtido pela pressão atuante de 7 N/mm^2 .

5.2.4.3 (Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij} .

5.2.4.3.1 Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Local

(a) Compressão Axial – usar o maior entre (1) e (2)

$$(1) \text{ Efeito de } R/t \quad R/t = 5000/48,5 = 103,09$$

usar o menor valor dentre os calculados abaixo

$$\alpha_{\phi L} = 1,52 - 0,473 \log (R/t) \rightarrow \alpha_{\phi L} = 0,568$$

$$\alpha_{\phi L} = 300 * \sigma_y / E - 0,003 \rightarrow \alpha_{\phi L} = 0,798 \quad \therefore \alpha_{\phi L} = 0,568$$

(2) Efeito do Comprimento

$$M = l_i / \sqrt{Rt} = 750 / \sqrt{5000 * 48,5} = 1,523$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,837 - 0,14 * M \quad (1,5 \leq M < 1,73)$$

$$\alpha_{\phi L} = 0,624$$

Portanto, $\alpha_{\phi L} = 0,624$.

(b) Compressão Circunferencial

$$\alpha_{\theta L} = 0,8$$

5.2.4.3.2 Fatores de Abatimento de Capacidade para Flambagem Global

(a) Compressão Axial

$$\bar{A} = \frac{A_{\theta}}{I_{s\phi} * t} = \frac{320 * 27 + 200 * 47}{750 * 48,5} = 0,496 \rightarrow \alpha_{\phi G} = 0,72$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\alpha_{\theta G} = 0,8$$

5.2.4.4 (Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica

5.2.4.4.1 (Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem

5.2.4.4.1.1 Flambagem Local

(a) Compressão Axial

$$C_{\phi} = \frac{0,904}{M_{\phi}^2} + 0,1013 * M_{\phi}^2 \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 1,73)$$

$$\rightarrow C_{\phi} = 0,625$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = 0,625 * 206000 * 48,5 / 5000$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = 1248,88 \text{ N/mm}^2$$

(b) Pressão Externa

(1) Sem Pressão nas Extremidades

$$C_{\theta r} = \frac{2,41}{M_{\phi}^{1,49} - 0,338} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 3,0)$$

$$\rightarrow C_{\theta r} = 1,571$$

$$\rightarrow \sigma_{reL} = 1,571 * 206000 * 48,5 / 5000$$

$$\rightarrow \sigma_{reL} = 3139,17 \text{ N/mm}^2$$

(2) Com Pressão nas Extremidades

$$C_{0h} = \frac{1,08}{M_{\phi}^{1,07} - 0,45} \quad (1,5 \leq M_{\phi} < 3,5)$$

$$\rightarrow C_{0h} = 0,966$$

$$\rightarrow \sigma_{heL} = 0,966 * 206000 * 48,5 / 5000$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{heL} = 1930,26 \text{ N/mm}^2}$$

5.2.4.4.1.2 Flambagem Global

(a) Compressão Axial

$$\begin{aligned} \sigma_{\phi eG} &= 0,605E \frac{I}{R} \left(1 + \frac{A_{\theta}}{I_{s\phi} t} \right)^{1/2} \\ &= 0,605 * 206000 * \frac{48,5}{5000} \left(1 + \frac{320 * 27 + 200 * 47}{750 * 48,5} \right)^{1/2} \end{aligned}$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eG} = 1478,63 \text{ N/mm}^2}$$

(b) Pressão Externa – determinar o valor de n que minimiza as equações

(1) Sem Pressão nas Extremidades

$$\sigma_{reG} = \frac{E \bar{\lambda}^4}{(n^2 - 1)(n^2 + \bar{\lambda}^2)^2} + \frac{EI_{E\theta}(n^2 - 1)}{I_{s\phi} R_c^2 t}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\pi R}{L_S}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{\pi * 5000}{11250} = 1,396$$

$$I_{s\phi} = 750 \text{ mm (espaçamento de cavernas)}$$

$$I_{E\theta} = 1,179 \times 10^9 \text{ mm}^4$$

$$R_c = 4931,47 \text{ mm}$$

O valor mínimo de σ_{reG} é alcançado para $n = 3$ e vale:

$$\rightarrow \sigma_{reG} = 3012,22 \text{ N/mm}^2$$

(2) Com Pressão nas Extremidades

$$\sigma_{heG} = \frac{E\lambda^4}{(n^2 + 0,5\lambda^2 - 1)(n^2 + \lambda^2)^2} + \frac{EI_{E\theta}(n^2 - 1)}{l_{s\phi} R_c^2 t}$$

O valor mínimo de σ_{heG} é alcançado para $n = 3$ e vale:

$$\rightarrow \sigma_{heG} = 2923,64 \text{ N/mm}^2$$

5.2.4.4.2 (Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local

5.2.4.4.2.1 Flambagem Elástica

Fazendo inicialmente a amplificação das tensões

$$\sigma_{el} = \frac{\sigma_{\phi} * FS}{\alpha_{\phi}} = \frac{596,32 * FS}{0,624} = 955,64 * FS \quad (5.21)$$

$$\sigma_{eSL} = \frac{\sigma_{\theta} * FS}{\alpha_{\theta}} = \frac{573,21 * FS}{0,8} = 716,51 * FS \quad (5.22)$$

A equação de interação fica:

$$\frac{\sigma_{el}}{\sigma_{\phi}} - 0,5\sigma_{heL} + \left(\frac{\sigma_{eSL}}{\sigma_{\theta}} \right)^2 \leq 1,0 \quad (5.23)$$

Substituindo os valores,

$$\frac{FS * 955,64 - 0,5 * 1930,26}{1248,88 - 0,5 * 1930,26} + \left(\frac{FS * 716,51}{1930,26} \right)^2 \leq 1,0$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,0 chega-se a FS = 1,244.

5.2.4.4.3 (Passo 5c) Equações de Interação para Flambagem Global

5.2.4.4.3.1 Flambagem Elástica

Fazendo a amplificação das tensões,

$$\sigma_{\phi G} = \frac{\sigma_{\phi} * FS}{\alpha_{\phi G}} = \frac{596,32 * FS}{0,72} = 828,22 * FS \quad (5.24)$$

$$\sigma_{\theta G} = \frac{\sigma_{\theta} * FS}{\alpha_{\theta G}} = \frac{573,21 * FS}{0,8} = 716,51 * FS \quad (5.25)$$

A equação de interação fica:

$$\frac{\sigma_{\phi G} - 0,5\sigma_{\phi eG}}{\sigma_{\phi G} - 0,5\sigma_{\phi eG}} + \left(\frac{\sigma_{\theta G}}{\sigma_{\theta eG}} \right)^2 \leq 1,2 \quad (5.26)$$

Substituindo os valores:

$$\frac{FS * 828,22 - 0,5 * 2923,64}{1478,63 - 0,5 * 2923,64} + \left(\frac{FS * 716,51}{2923,64} \right)^2 \leq 1,2$$

Variando o valor de FS até que o lado esquerdo da inequação seja igual a 1,2 chega-se a FS = 1,785.

5.2.4.5 (Passo 4) Determinação dos Fatores de Abatimento de Plasticidade η_j

5.2.4.5.1 Flambagem Local

(a) Compressão Axial

$$\Delta_{\phi L} = \frac{\alpha_{\phi L} * \sigma_{\phi eL}}{\sigma_y} = \frac{0,624 * 1248,88}{550,00} = 1,417$$

$$\eta_{\phi L} = \frac{0,45}{\Delta} + 0,18 \quad (0,55 < \Delta \leq 1,6)$$

$$\eta_{\phi L} = 0,498$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\Delta_{\theta L} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{reL}}{\sigma_y} = \frac{0,8 * 3139,17}{550,00} = 4,566$$

$$\eta_{\theta L} = \frac{1}{\Delta} \quad (\Delta \geq 4,2)$$

$$\eta_{\theta L} = 0,219$$

5.2.4.5.2 Flambagem Global

(a) Compressão Axial

$$\Delta_{\phi G} = \frac{\alpha_{\phi G} * \sigma_{\phi eG}}{\sigma_y} = \frac{0,72 * 1478,17}{550,00} = 1,936$$

$$\eta_{\phi G} = \frac{1,31}{1 + 1,15\Delta} \quad (1,6 < \Delta < 6,25)$$

$$\eta_{\phi G} = 0,406$$

(b) Compressão Circunferencial

$$\Delta_{\theta G} = \frac{\alpha_{\theta G} * \sigma_{reG}}{\sigma_y} = \frac{0,8 * 3012,22}{550,00} = 4,381$$

$$\eta_{\theta G} = \frac{1}{\Delta} \quad (\Delta \geq 4,2)$$

$$\eta_{\theta G} = 0,228$$

5.2.4.6 (Passo 5d) Avaliação de Flambagem Inelástica

5.2.4.6.1 Flambagem Local

$$\sigma_{xcl} = \eta_{\phi L} \sigma_{xal} = \frac{0,498 * 0,624 * 1248,88}{FS} = \frac{388,09}{FS} \quad (5.27)$$

$$\sigma_{rel} = \eta_{\theta L} \sigma_{ral} = \frac{0,219 * 0,8 * 3139,17}{FS} = \frac{549,98}{FS} \quad (5.28)$$

(a) Compressão Axial ou Compressão Circunferencial

$$\frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{xcl}} \leq 1,0 \rightarrow \frac{FS * 596,32}{388,09} \leq 1,0 \quad (5.29)$$

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{rel}} \leq 1,0 \rightarrow \frac{FS * 573,21}{549,98} \leq 1,0 \quad (5.30)$$

Variando o valor de FS até que o primeiro membro seja igual a 1,0 chega-se a FS = 0,651.

5.2.4.6.2 Flambagem Global

$$\sigma_{xcG} = \eta_{\phi G} \sigma_{xaG} = \frac{0,406 * 0,72 * 1478,63}{FS} = \frac{432,23}{FS} \quad (5.31)$$

$$\sigma_{rcG} = \eta_{\theta G} \sigma_{raG} = \frac{0,228 * 0,8 * 3012,22}{FS} = \frac{549,43}{FS} \quad (5.32)$$

(a) Compressão Axial ou Compressão Circunferencial

$$\frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{xcG}} \leq 1,2 \rightarrow \frac{FS * 596,32}{432,23} \leq 1,2 \quad (5.33)$$

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{rcG}} \leq 1,2 \rightarrow \frac{FS * 573,21}{549,43} \leq 1,2 \quad (5.34)$$

Variando o valor de FS até que o primeiro membro seja igual a 1,2 chega-se a FS = 0,870.

5.2.4.7 Pressão de Falha

Os FS para as várias investigações de flambagem são:

	elástica	inelástica
Local	1,244	0,651
Global	1,785	0,870

O valor que deve ser considerado, portanto, é $FS = 0,651$.

A pressão de falha da estrutura, quando projetada pelo critério de projeto da Marinha Alemã, é de 7 N/mm^2 , o que equivale a 700 metros de coluna d'água. Quando são aplicados os procedimentos do *Code Case* N-284-1, essa pressão equivale a $4,557 \text{ N/mm}^2$, isto é, 455,7 mca ($700 * 0,651$).

5.3 Verificação da Contenção Metálica do Tipo de Angra 2 e 3

5.3.1 Introdução

Como aplicação do *Code Case* N-284-1 a um caso real optou-se por utilizar as contenções metálicas do tipo de Angra 2 e 3. A idéia é estudar o comportamento da estrutura quando submetida aos carregamentos de peso próprio, subpressão em caso de acidente e sismo.

O arranjo da contenção está mostrado na Figura 5.2. A contenção externa, em concreto, é projetada para suportar carregamentos externos, como é o caso do impacto de aviões, por exemplo. A contenção interna, esférica e em aço, é o objeto de estudo deste trabalho.

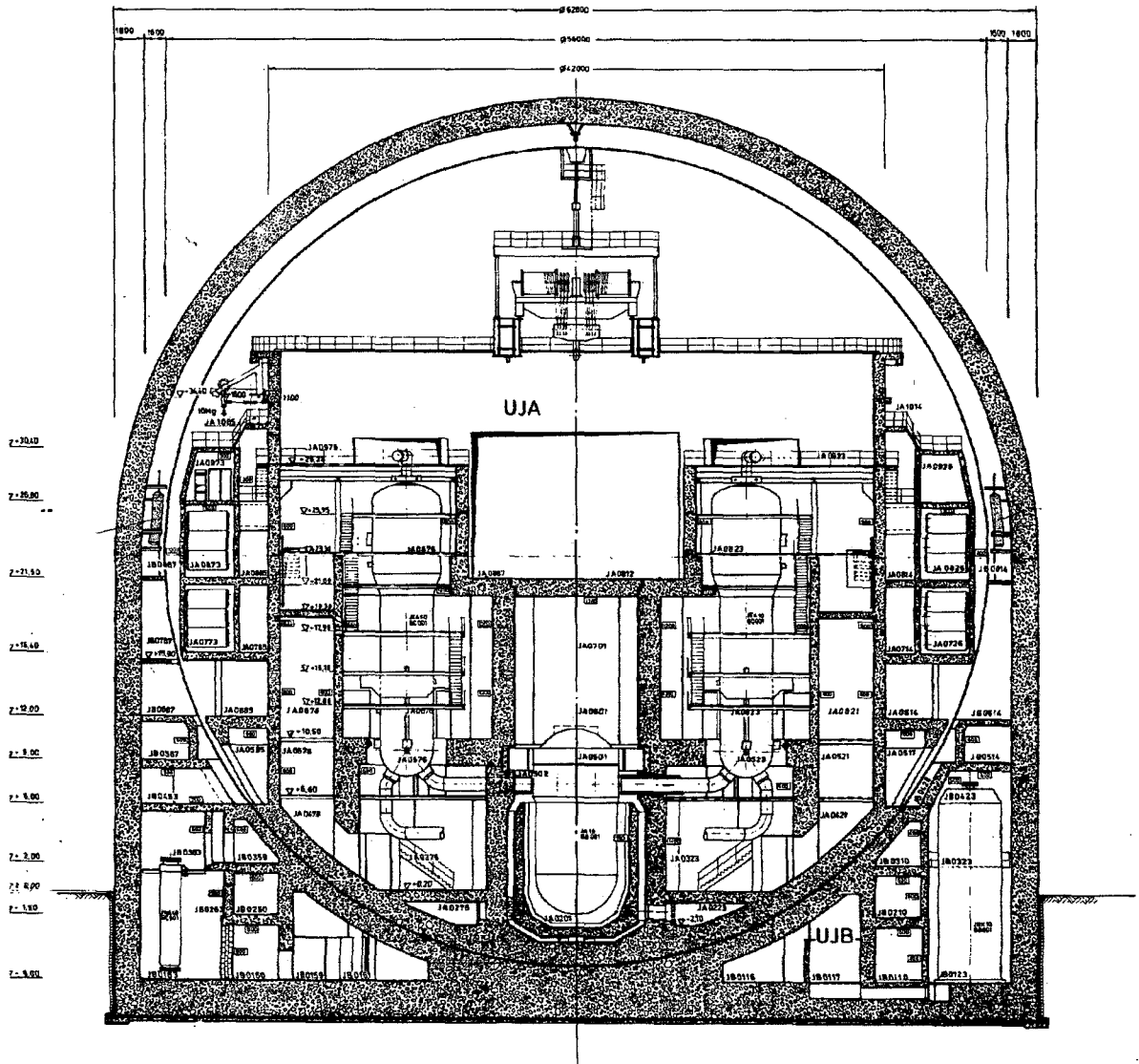


Figura 5.2 – Arranjo da contenção de Angra 2 e 3

Serão estudadas duas condições de carregamento. A primeira, composta de peso próprio + sismo e a segunda, composta de peso próprio + subpressão de acidente + sismo.

Para a primeira será adotado $FS = 2,0$, porque se trata de uma condição normal de projeto, para a qual o carregamento de sismo é chamado de Sismo Básico de Operação (SBO). A instalação nuclear tem que estar projetada para resistir à ocorrência do SBO por várias vezes (da ordem de 10 vezes, em geral).

Para a segunda será adotado $FS = 1,34$, porque se trata de uma condição de acidente, para a qual o carregamento de sismo é chamado de Sismo de Desligamento Seguro (SDS). A instalação nuclear tem que estar projetada para resistir à ocorrência do SDS pelo menos uma vez.

Para os dois casos de carregamento o problema será atacado da seguinte maneira: fixado o FS aplicado ao caso, será investigado qual o máximo valor do carregamento sísmico suportado pela contenção.

Para facilitar a entrada de dados no programa de computador de análise estrutural, a verificação dos resultados intermediários e a composição dos resultados na obtenção do carregamento sísmico permitido para cada uma das condições de carregamento, os dados de entrada foram divididos de maneira que formam casos de carregamento (CC), numerados como mostrado a seguir: CC1 → peso próprio, CC2 → subpressão, CC3 → sismo, CC4 (= CC1 + CC3) → peso próprio + sismo e CC5 (=CC1 + CC2 + CC3) → peso próprio + subpressão + sismo. A primeira condição de carregamento descrita anteriormente equivale, portanto, ao CC4 ($FS = 2,0$) e a segunda ao CC5 ($FS = 1,34$).

5.3.2 Geometria e Características do Material

A contenção metálica avaliada é uma esfera com 56 metros de diâmetro e 30 milímetros de espessura [29], [10]. Foi modelada através do programa ANSYS [22], tendo sido utilizado o elemento de casca SHELL63, que tem 3 ou 4 nós e 6 graus de liberdade por nó. A casca completa foi modelada, tendo sido impostas condições de engastamento na base, na fixação do aço com o concreto. O modelo está representado nas Figuras 5.3 e 5.4.

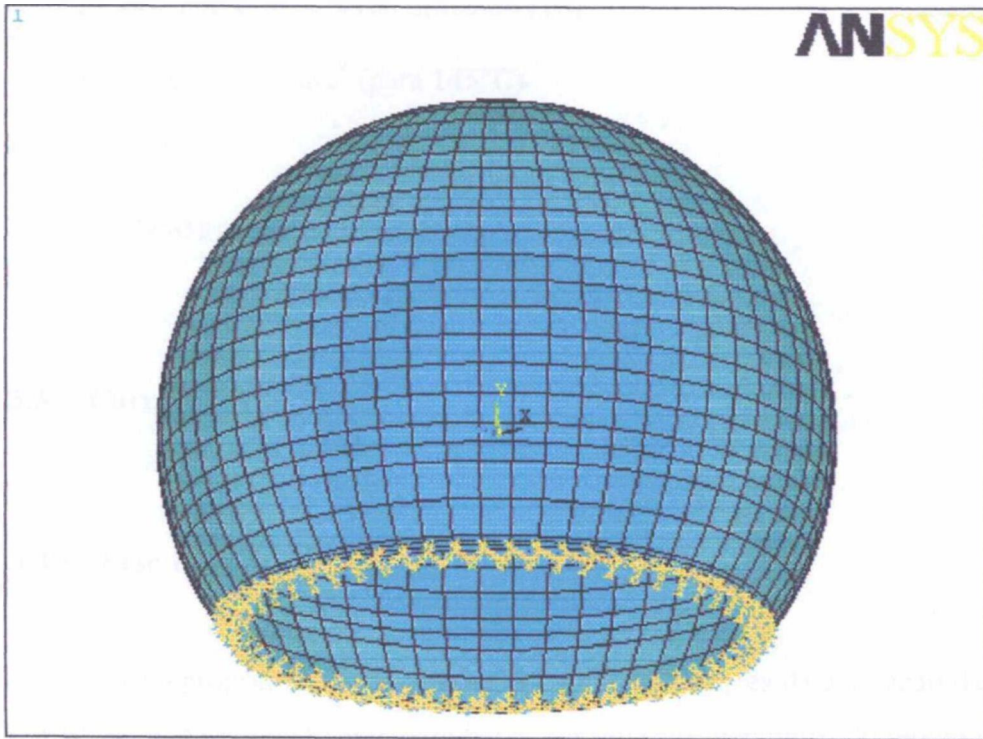


Figura 5.3 – Modelo completo da contenção metálica de Angra 2 e 3

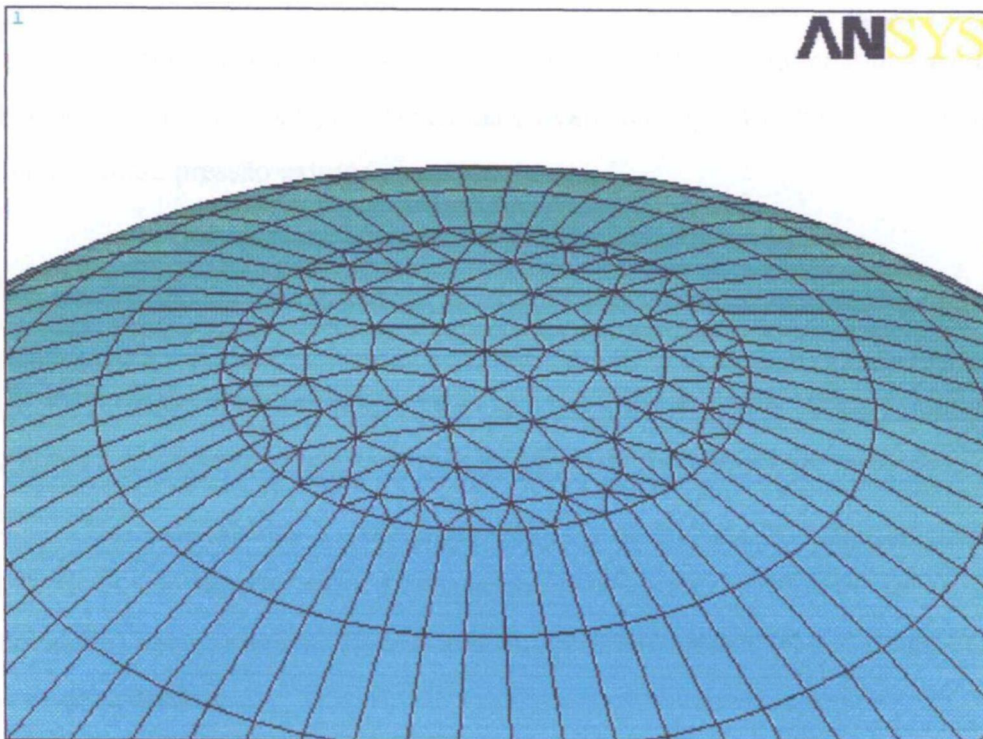


Figura 5.4 – Modelo – detalhe da parte superior

Propriedades do material utilizado [10]:

$$E = 1,95 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2 \text{ (para } 145^\circ\text{C)}$$

$$\nu = 0,3$$

$$\gamma = 7850 \text{ kg/m}^3$$

5.3.3 Carregamento

5.3.3.1 Peso Próprio

O peso próprio da casca esférica foi simulado através da aplicação da aceleração de $9,8 \text{ m/s}^2$, atuando verticalmente para baixo em todos os elementos do modelo.

5.3.3.2 Subpressão

A subpressão de 30 mbar ($0,003 \text{ N/mm}^2$) [10] foi simulada através da aplicação de pressão, atuando de fora para dentro da casca esférica, em todos os elementos do modelo, como se fosse pressão externa.

5.3.3.3 Sismo

O sismo foi simulado através de um carregamento estático equivalente, com a aplicação de aceleração em todos os elementos do modelo, como mostrado a seguir.

De acordo com a referência [30], para simular o carregamento sísmico com aceleração de período nulo do espectro de resposta de projeto de $1g$ (aceleração da gravidade) deve-se aplicar $1g$ nas duas direções horizontais (X e Z no modelo) e $2/3$ de $1g$ na direção vertical.

Na direção Y, portanto, foi aplicada em todos os elementos do modelo a aceleração de $6,53 \text{ m/s}^2$ (igual a $2/3$ de $9,8 \text{ m/s}^2$), verticalmente para baixo, por ser esse o sentido que

acarreta a pior situação para o caso estudado, que é o aparecimento de tensões de compressão.

Para simular as acelerações horizontais ortogonais foi aplicada na direção X, em todos os elementos do modelo a aceleração de $13,86 \text{ m/s}^2$ ($9,8\sqrt{2} \text{ m/s}^2$).

Neste trabalho optou-se por efetuar as análises sísmicas por meio de análises estáticas equivalentes, apesar da natureza dinâmica dos carregamentos. Utilizou-se a simplificação como uma primeira abordagem para a verificação da estabilidade estrutural. Os procedimentos desenvolvidos têm característica geral e podem ser empregados a partir de uma análise estática equivalente, simplificada, ou de análises dinâmicas detalhadas.

5.3.4 Verificação dos Dados de Entrada

Foram feitos cálculos intermediários para verificar a correta entrada de dados.

5.3.4.1 Reação Total devido ao Peso Próprio

A contenção tem a forma esférica, engastada no concreto a 17 m do centro da esfera. Calculando o peso da casca esférica, vem:

$$A_{\text{esfera}} = 4\pi R^2$$

$$A_{\text{calota}} = 2\pi R h$$

$$A_{\text{contenção}} = \pi R(4R - 2h)$$

$$V_{\text{casca}} = A_{\text{casca}} * \text{espessura}$$

$$\text{Massa}_{\text{casca}} = V_{\text{casca}} * \text{peso específico do aço}$$

$$P_{\text{casca}} = \text{Massa}_{\text{casca}} * \text{aceleração da gravidade}$$

$$= \pi R(4R - 2h) t \gamma$$

$$= \pi * 28000 * (4 * 28000 - 2 * 11000) * 30 * 7,85 \times 10^{-6} * 9,8$$

$$= 0,182 \times 10^8 \text{ N}$$

A saída do programa está mostrada a seguir, onde foi destacado o resultado de interesse.

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
TIME= 1.0000 LOAD CASE= 1

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
1244	-0.17479E+06	0.30375E+06	0.12714E+06	-0.24733E+07	-454.06	-0.34048E+07
1245	-0.16059E+06	0.30373E+06	0.14465E+06	-0.28154E+07	308.41	-0.31279E+07
1246	-0.14465E+06	0.30373E+06	0.16059E+06	-0.31270E+07	603.25	-0.28162E+07
1247	-0.12714E+06	0.30374E+06	0.17479E+06	-0.34048E+07	442.42	-0.24733E+07
1248	-0.10825E+06	0.30378E+06	0.18711E+06	-0.36449E+07	669.51	-0.21037E+07
1249	-88174.	0.30384E+06	0.19742E+06	-0.38451E+07	870.93	-0.17112E+07
1250	-67108.	0.30392E+06	0.20560E+06	-0.40032E+07	768.56	-0.13000E+07
1251	-45245.	0.30405E+06	0.21158E+06	-0.41179E+07	796.45	-0.87462E+06
1252	-22856.	0.30419E+06	0.21525E+06	-0.41877E+07	408.77	-0.44001E+06
1343	0.21525E+06	0.30419E+06	22861.	-0.44002E+06	393.99	0.41876E+07
1344	0.21158E+06	0.30405E+06	45250.	-0.87462E+06	795.45	0.41179E+07
1345	0.20560E+06	0.30392E+06	67113.	-0.13000E+07	772.15	0.40032E+07
1346	0.19741E+06	0.30384E+06	88178.	-0.17112E+07	872.73	0.38451E+07
1347	0.18711E+06	0.30378E+06	0.10825E+06	-0.21037E+07	680.58	0.36449E+07
1348	0.17479E+06	0.30374E+06	0.12714E+06	-0.24733E+07	454.24	0.34048E+07
1349	0.16058E+06	0.30372E+06	0.14465E+06	-0.28153E+07	-308.08	0.31278E+07
1350	0.14464E+06	0.30372E+06	0.16059E+06	-0.31269E+07	-602.78	0.28162E+07
1351	0.12714E+06	0.30374E+06	0.17479E+06	-0.34047E+07	-441.84	0.24732E+07
1352	0.10825E+06	0.30378E+06	0.18711E+06	-0.36448E+07	-669.28	0.21037E+07
1353	88177.	0.30384E+06	0.19741E+06	-0.38451E+07	-870.18	0.17112E+07
1354	67112.	0.30392E+06	0.20560E+06	-0.40031E+07	-770.19	0.13000E+07
1355	45251.	0.30404E+06	0.21157E+06	-0.41179E+07	-784.13	0.87463E+06
1356	22862.	0.30419E+06	0.21525E+06	-0.41876E+07	-391.14	0.44002E+06

TOTAL VALUES

VALUE -0.56338E-07 0.18235E+08 0.90658E-07 9.1875 64.167 6.2500

5.3.4.2 Tensões Causadas pela Subpressão

Calculando analiticamente a tensão resultante unicamente devido ao carregamento de pressão para a região de raio máximo, temos:

$$\sigma = \frac{pR}{2t} = \frac{0,003 * 28000}{2 * 30} = 1,4 N / mm^2$$

A saída do programa é mostrada abaixo para os nós da linha de centro horizontal da casca esférica. Os resultados de interesse estão destacados

PRINT S NODAL SOLUTION PER NODE

LOAD STEP= 2 SUBSTEP= 1
TIME= 2.0000 LOAD CASE= 2
SHELL NODAL RESULTS ARE AT MIDDLE FOR MATERIAL 1

THE FOLLOWING X,Y,Z VALUES ARE IN ELEMENT COORDINATES

NODE	SX	SY	SZ	SXY	SYZ	SEX
1	-1.3980	-1.3980	0.15000E-02	0.22896E-04	0.0000	0.0000
2	-1.3972	-1.3978	0.15000E-02	0.13055E-04	0.0000	0.0000

3	-1.3986	-1.3986	0.15000E-02	0.30001E-04	0.0000	0.0000
4	-1.3985	-1.3985	0.15000E-02	0.31519E-04	0.0000	0.0000
5	-1.3978	-1.3978	0.15000E-02	-0.13002E-04	0.0000	0.0000
6	-1.3977	-1.3977	0.15000E-02	0.23434E-04	0.0000	0.0000
7	-1.3979	-1.3979	0.15000E-02	0.11834E-03	0.0000	0.0000
8	-1.3982	-1.3982	0.15000E-02	0.19156E-03	0.0000	0.0000
9	-1.3989	-1.3989	0.15000E-02	-0.28268E-04	0.0000	0.0000
10	-1.3980	-1.3980	0.15000E-02	-0.17605E-03	0.0000	0.0000
11	-1.3983	-1.3983	0.15000E-02	0.36222E-04	0.0000	0.0000
12	-1.3984	-1.3984	0.15000E-02	0.90602E-04	0.0000	0.0000
13	-1.3985	-1.3984	0.15000E-02	0.15756E-04	0.0000	0.0000
14	-1.3985	-1.3985	0.15000E-02	-0.20927E-05	0.0000	0.0000
15	-1.3984	-1.3984	0.15000E-02	-0.19850E-04	0.0000	0.0000
16	-1.3983	-1.3983	0.15000E-02	-0.37567E-04	0.0000	0.0000
17	-1.3982	-1.3982	0.15000E-02	-0.53648E-04	0.0000	0.0000
18	-1.3980	-1.3980	0.15000E-02	-0.47916E-04	0.0000	0.0000
19	-1.3978	-1.3978	0.15000E-02	-0.49024E-05	0.0000	0.0000
113	-1.3978	-1.3978	0.15000E-02	-0.13036E-04	0.0000	0.0000
114	-1.3978	-1.3978	0.15000E-02	-0.67378E-05	0.0000	0.0000
115	-1.3980	-1.3980	0.15000E-02	-0.49719E-04	0.0000	0.0000
116	-1.3982	-1.3982	0.15000E-02	-0.55343E-04	0.0000	0.0000
117	-1.3983	-1.3983	0.15000E-02	-0.39066E-04	0.0000	0.0000
118	-1.3984	-1.3984	0.15000E-02	-0.21065E-04	0.0000	0.0000
119	-1.3985	-1.3985	0.15000E-02	-0.29122E-05	0.0000	0.0000
120	-1.3984	-1.3985	0.15000E-02	0.15445E-04	0.0000	0.0000
121	-1.3984	-1.3984	0.15000E-02	0.90821E-04	0.0000	0.0000
122	-1.3983	-1.3983	0.15000E-02	0.36916E-04	0.0000	0.0000
123	-1.3980	-1.3980	0.15000E-02	-0.17486E-03	0.0000	0.0000
124	-1.3989	-1.3989	0.15000E-02	-0.26706E-04	0.0000	0.0000
125	-1.3982	-1.3982	0.15000E-02	0.19338E-03	0.0000	0.0000
126	-1.3979	-1.3979	0.15000E-02	0.12044E-03	0.0000	0.0000
127	-1.3977	-1.3977	0.15000E-02	0.25671E-04	0.0000	0.0000

Como todo o carregamento é simples de ser aplicado, parecem ser suficientes esses cálculos para verificar a correta entrada de dados.

5.3.5 Aplicação do *Code Case N-284-1*

5.3.5.1 (Passo 1) Determinação dos Componentes de Tensão

Os componentes de tensão utilizados na aplicação do *Code Case N-284-1* a cascas esféricas são as tensões principais σ_1 e σ_2 , sendo σ_1 a mais negativa delas. Serão retiradas do modelo de elementos finitos descrito anteriormente. Tem que ser feita uma investigação quando da utilização das fórmulas de interação para que seja determinada a condição mais desfavorável de $\sigma_1 + \sigma_2$.

5.3.5.2 (Passo 2) Determinação do Fator de Segurança

Como já mencionado anteriormente, serão utilizados $FS = 2,0$ para CC4 e $FS = 1,34$ para CC5.

5.3.5.3 (Passo 3) Determinação dos Fatores de Abatimento de Capacidade α_{ij} .

Os fatores de abatimento de capacidade para cascas esféricas devem ser determinados de acordo com -1512.

(a) Compressão Uniaxial

$$M_{\theta} = \frac{I_{\theta}}{\sqrt{Rt}} = \frac{2\pi R}{\sqrt{Rt}} = \frac{2\pi * 28000}{\sqrt{28000 * 30}} = 191,95$$

$$\rightarrow \alpha_{2L} = 0,124$$

$$\rightarrow \alpha_{\phi L} = \alpha_{\theta L} = \alpha_{1L} = \frac{\alpha_{2L}}{0,6} = 0,206$$

(b) Tensão de Compressão Biaxial Igual

$$\alpha_{2L} = 0,124 \quad (M > 23,6)$$

$$\alpha_{\phi L} = \alpha_{\theta L} = \alpha_{2L} = 0,124$$

5.3.5.4 (Passo 5) Avaliação de Flambagem Elástica

5.3.5.4.1 (Passo 5a) Determinação dos Valores Teóricos de Flambagem

Os valores teóricos de flambagem para casca esférica devem ser determinados de acordo com -1712.1.3.

(a) Tensão de Compressão Biaxial Igual

$$C = 0,605 \quad (M \geq 1,73)$$

$$\rightarrow \sigma_{\phi eL} = C Et/R = 0,605 * 206000 * 30 / 28000$$

$$\rightarrow \boxed{\sigma_{\phi eL} = 133,53 \text{ N/mm}^2}$$

5.3.5.4.2 (Passo 5b) Equações de Interação para Flambagem Local

A flambagem elástica local de cascas esféricas deve ser avaliada pelas fórmulas contidas em -1713.1.2. No presente caso, ficam:

$$\sigma_{1a} = \frac{\alpha_{1L} * \sigma_{\phi eL}}{FS} = \frac{0,206 * 133,53}{FS} = \frac{27,51}{FS} \quad (5.35)$$

$$\sigma_{2a} = \frac{\alpha_{2L} * \sigma_{\phi eL}}{FS} = \frac{0,124 * 133,53}{FS} = \frac{16,56}{FS} \quad (5.36)$$

As fórmulas de interação que têm que ser satisfeitas são:

(a) Compressão Uniaxial

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_{1a}} \leq 1,0 \quad (5.37)$$

(b) Compressão Biaxial

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_{1a}} + \frac{\sigma_2}{\sigma_{2a}} \leq 1,0 \quad (5.38)$$

A avaliação da estabilidade estrutural de cascas esféricas de acordo com o *Code Case N-284-1* é feita com a utilização das tensões principais σ_1 e σ_2 , onde σ_1 é a maior tensão principal de compressão.

Quando ambas as tensões principais são de compressão, deve ser satisfeita a inequação mostrada acima em (b). Se só uma delas é de compressão, deve ser satisfeita a inequação mostrada acima em (a). Quando ambas são de tração, não é necessária qualquer verificação.

O máximo valor do lado esquerdo da inequação pode ocorrer quando σ_1 ou σ_2 é máxima, o que seria fácil de ser verificado, mas pode ocorrer quando nenhuma delas é máxima. Determinar esse ponto de máximo é uma tarefa não adequada para ser feita manualmente, porque retirar e manusear os dados de todos os nós do modelo, além de ser trabalhoso, pode levar a erros.

Por causa disso foi feita a macro mostrada no Apêndice 4. Essa rotina varre todos os nós da região selecionada e faz o cálculo do lado esquerdo das inequações acima, armazenando o valor máximo e o nó para o qual esse máximo ocorre.

5.3.5.4.3 Caso de Carregamento 4 (CC4)

Como já mencionado anteriormente o CC4 compreende o CC1 (peso próprio) e o CC3 (sismo). Esse carregamento sísmico corresponde ao sismo básico de operação (SBO) e está associado ao FS = 2,0. As inequações que têm que ser satisfeitas são, portanto:

$$\frac{\sigma_1}{13,755} \leq 1,0 \quad e \quad (5.39)$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{13,755} + \frac{\sigma_2}{8,280} \leq 1,0 \quad (5.40)$$

A determinação do carregamento que satisfaz às inequações tem que ser feita de maneira iterativa. O carregamento procurado é o que faz o valor das inequações igual a 1,0 para a combinação de carregamento $CC4 = CC1 + f_1 \cdot CC3$, em que o carregamento de peso próprio está presente sempre e o carregamento sísmico está multiplicado pelo fator f_1 . A tarefa consiste, portanto, em determinar o máximo valor de f_1 para o qual as tensões principais decorrentes do carregamento satisfaçam às inequações acima.

Admitindo um valor inicial para f_1 é feita a combinação de carregamento utilizando a sessão de pósprocessamento do programa ANSYS[22]. Os nós são selecionados e é executada a macro do Apêndice 4, que determina o valor do lado esquerdo das inequações. O valor do fator f_1 vai sendo ajustado para cima ou para baixo, o que determina novas combinações de carregamento, para as quais a macro é executada novamente, até que apresente o valor 1,0, quando o valor de f_1 está determinado.

5.3.5.4.3.1 Avaliação Fora de Descontinuidades

Todos os nós do modelo foram selecionados inicialmente. Como era esperado, o máximo, ou a primeira região para a qual a macro forneceu o valor 1,0, ocorreu para a região da base, no engastamento.

De acordo com o *Code Case N-284-1 (-1711)*, porém, é aceitável utilizar a média dos valores de tensão de membrana dentro de uma distância não maior que \sqrt{Rt} a partir de um ponto de apoio. O valor acima, portanto, não precisa ser considerado para essa região próxima ao engastamento. Foi utilizada novamente a rotina descrita no Apêndice 4, mas dos nós selecionados foi excluída a região que se encontra dentro da distância de \sqrt{Rt} a partir do engastamento.

Foram selecionadas três regiões, para as quais foi determinado o carregamento sísmico admissível: a de raio máximo, uma no topo e a outra entre as duas anteriores. Os resultados encontram-se adiante.

5.3.5.4.3.2 Avaliação na Região de Descontinuidade

Também para a região próxima ao engastamento não é aconselhável fazer manualmente a avaliação de flambagem, pelas mesmas razões apresentadas anteriormente.

Para essa região próxima ao contorno será utilizada a macro mostrada no Apêndice 5. Essa rotina varre a região selecionada para fazer a média dos componentes de tensão. Para que seja feita a média é necessária a utilização das áreas dos elementos para a aplicação das fórmulas

$$\sigma_{1m\u00e9dia} = \frac{\sum \sigma_{1i} * \text{Área}_i}{\sum \text{Área}_i}, \quad \sigma_{2m\u00e9dia} = \frac{\sum \sigma_{2i} * \text{Área}_i}{\sum \text{Área}_i} \quad (5.41)$$

Uma dificuldade adicional aparece aqui. O programa ANSYS [22] não fornece para os elementos as tensões principais σ_1 e σ_2 , necessárias para a avaliação de flambagem de cascas esféricas. Isso só é feito para os nós. As tensões principais terão que ser determinadas para os elementos a partir dos componentes, como mostram as fórmulas abaixo:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (5.42)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (5.43)$$

A macro efetua o cálculo das tensões principais para os elementos selecionados, calcula a média entre elas e fornece o valor do lado esquerdo da inequação. Novamente é necessário ajustar o valor de f_1 até que a macro apresente o valor 1,0.

5.3.5.4.4 Caso de Carregamento 5 (CC5)

Como também já mencionado anteriormente o CC5 compreende o CC1 (peso próprio), o CC2 (carregamento de subpressão) e o CC3 (sismo). Esse carregamento sísmico corresponde ao sismo de desligamento seguro (SDS) e está associado ao FS = 1,34. As inequações que têm que ser satisfeitas são, portanto:

$$\frac{\sigma_1}{20,530} \leq 1,0 \quad e \quad (5.44)$$

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{20,530} + \frac{\sigma_2}{12,358} \leq 1,0 \quad (5.45)$$

Analogamente ao CC4, a determinação do carregamento que satisfaz às inequações tem que ser feita de maneira iterativa. O carregamento procurado agora é o que faz o valor das inequações igual a 1,0 para a combinação de carregamento $CC5 = CC1 + CC2 + f_2 \cdot CC3$, em que os carregamentos de peso próprio e decorrente da subpressão estão presentes sempre e o carregamento sísmico está multiplicado pelo fator f_2 . Como no caso anterior serão utilizadas as macros dos Apêndices 4 e 5, já mencionadas anteriormente.

5.3.5.4.4.1 Avaliação Fora de Descontinuidades

Também como no caso anterior, quando foram selecionados todos os nós do modelo, o máximo ocorreu para a região do engastamento. Foi feita então a exclusão da região próxima à base, como permite o *Code Case N-284-1*, para que fosse determinado o valor do carregamento limitante para a região fora da influência do contorno.

5.3.5.4.4.2 Avaliação na Região de Descontinuidade

Também de maneira análoga ao caso anterior, foi utilizada a rotina do Apêndice 5 para a obtenção das tensões principais na região próxima ao engastamento, cálculo da

média dessas tensões e fornecimento dos valores do lado esquerdo da equação, até que fosse determinado o valor do fator f_2 .

5.3.6 Valores Admissíveis para o Carregamento Sísmico

Os valores obtidos estão mostrados na Tabela 5.1. Como já mencionado, os valores admissíveis obtidos são resultados de uma análise estática equivalente. Vale lembrar, também, que as acelerações foram introduzidas no modelo como sugerido na referência [30], ou seja, a aceleração na direção vertical foi considerada como 2/3 das acelerações nas direções horizontais.

Tabela 5.1 Valores Admissíveis para o Carregamento Sísmico
(em Termos de Aceleração de Período Nulo do Espectro de Resposta)

Posição	SBO	SDS
engastamento	0,51 g	0,82 g
raio máximo	2,87 g	3,80 g
entre raio máximo e topo	2,35 g	3,12 g
topo	2,57 g	3,50 g

g – aceleração da gravidade ($9,8 \text{ m/s}^2$)

6 COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES

6.1 Capacitação

No Capítulo 4 foram aplicados os procedimentos do *Code Case* N-284-1 à estrutura de um tanque de armazenamento de gasolina. A tarefa serviu com um exercício para reproduzir os cálculos documentados na referência [20] e com isso aumentar os conhecimentos relativos a esse tipo de aplicação. Ter encontrado tal referência foi muito importante para o desenvolvimento deste trabalho e ter conseguido reproduzir os seus resultados aumenta a confiança em relação à interpretação do *Code Case* N-284-1.

Aplicar os procedimentos do *Code Case* N-284-1 pela primeira vez a uma configuração estrutural não é uma tarefa imediata. As dificuldades começam com a nomenclatura. Como ilustração, seguem alguns exemplos relacionados com a notação, em que foi bastante útil a referência [20].

Os três primeiros itens da notação do *Code Case* N-284-1 referem-se a i :

$i = \phi, \theta$ ou $\phi\theta$, correspondendo à direção do componente de tensão, meridional, circunferencial e cisalhamento, respectivamente.

$i = 1$ ou 2 , correspondendo a ϕ ou θ acima, onde 1 corresponde à maior tensão de compressão e 2 à menor tensão de compressão.

$i = x, h, r, \tau$ denota os casos especiais de carregamento de compressão axial (ou meridional) somente, pressão externa hidrostática, pressão externa radial e cortante.

Fica claro que i tem significados diferentes, dependendo do local onde está sendo aplicado. Não está dito que é um índice de alguma variável e isso tem que ser inferido a partir da notação das tensões e coeficientes de flambagem.

O item seguinte da notação do *Code Case N-284-1* refere-se a j :

$j = L, S, G$ correspondendo a flambagem local da casca entre reforçadores ou contornos, flambagem da casca com reforçadores meridionais e colapso global, respectivamente.

Apesar de também não estar claro, e diferentemente do que o aparecimento de j sugere, j não é necessariamente o segundo índice, como pode ser visto na notação dos coeficientes de flambagem elástica C_{σ_i} e $C_{\sigma_{ij}}$, onde i é o primeiro e também o segundo índice.

No caso da tensão σ_{iej} , o índice do meio serve somente para denotar que se trata de tensão elástica.

Além de auxiliar no entendimento da notação, a referência [20] foi útil também no correto entendimento das variáveis (notadamente M) utilizadas na determinação dos fatores de redução de capacidade.

Outra abordagem interessante da referência [20], e que foi adotada neste trabalho, refere-se à maneira de utilização das equações de interação na avaliação da flambagem. Ao invés de fazer como estabelecido no *Code Case N-284-1* e abater as tensões admissíveis, na referência [20] é feita a amplificação das tensões atuantes. Tal providência é particularmente útil quando se analisa a estrutura para determinar o FS que se aplica ao caso porque esse artifício evita que o denominador da equação se torne negativo, o que impossibilitaria a determinação do FS.

Uma outra dificuldade superada com o auxílio da referência [20] foi a associação entre os valores teóricos de flambagem obtidos em -1712 para serem utilizados em -1713 . Os valores teóricos de flambagem para cascas cilíndricas são obtidos através das fórmulas de $-1712.1.1$ como segue:

(a) Compressão Axial $\rightarrow \sigma_{\phi eL}$.

(b) Pressão Externa

(1) Sem Pressão nas Extremidades $\rightarrow \sigma_{\theta eL}$.

(2) Com Pressão nas Extremidades $\rightarrow \sigma_{\theta eL}$.

(c) Cisalhamento $\rightarrow \sigma_{\phi \theta eL}$.

As tensões admissíveis para os casos especiais de compressão axial somente, pressão hidrostática externa, pressão radial externa e cortante somente são fornecidas pelas fórmulas abaixo, de acordo com -1713.1.1:

$$\sigma_{xa} = \frac{\alpha_{\phi L} * \sigma_{\phi eL}}{FS} \quad (6.1)$$

$$\sigma_{ha} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{heL}}{FS} \quad (6.2)$$

$$\sigma_{ra} = \frac{\alpha_{\theta L} * \sigma_{reL}}{FS} \quad (6.3)$$

$$\sigma_{sa} = \frac{\alpha_{\phi \theta L} * \sigma_{\phi \theta eL}}{FS} \quad (6.4)$$

Não há dúvida que para calcular σ_{xa} e σ_{ra} têm que ser utilizados, respectivamente, os valores calculados de $\sigma_{\phi eL}$ e $\sigma_{\theta eL}$. Para a determinação de σ_{ha} e σ_{sa} , no entanto, surge a dúvida sobre qual dos $\sigma_{\theta eL}$ utilizar. A correta associação, conseguida com o auxílio da referência [20], é:

$\sigma_{heL} = \sigma_{\theta eL}$, calculado sem pressão nas extremidades, e

$\sigma_{reL} = \sigma_{\theta eL}$, calculado com a inclusão de pressão nas extremidades.

Um último ponto que merece ser mencionado refere-se à seqüência de obtenção dos valores intermediários, que serão utilizados na avaliação final de flambagem. Esses valores intermediários vão sendo calculados de acordo com a seqüência segundo a qual são apresentados no decorrer do *Code Case N-284-1*, indicada a seguir:

(Passo 1) cálculo de σ_j , conforme –1300 Procedimentos de Análise de Tensões

(Passo 2) determinação de FS, conforme –1400 Fator de Segurança

(Passo 3) determinação de α_{ij} , conforme –1500 Fatores de Abatimento de Capacidade

(Passo 4) determinação de η_j , conforme –1600 Fatores de Abatimento de Plasticidade

(Passo 5) avaliação final, conforme –1700 Avaliação de Flambagem

Com relação ao (Passo 4), há duas observações a fazer:

- para a configuração para a qual não ocorre plastificação, a avaliação de flambagem (Passo 5) é efetuada sem que seja necessário efetuar o (Passo 4), e

- quando ocorre plastificação, o (Passo 4) só pode ser completado com a ajuda de parte das fórmulas contidas no (Passo 5).

Essas e outras interpretações e associações parecem óbvias depois de certa familiaridade com o *Code Case* N-284-1. Sem a utilização da referência [20] é bastante provável que se chegasse às mesmas conclusões, mas essa tarefa certamente demandaria mais esforço e mais tempo.

Ao terminar essa tarefa pode-se afirmar que a capacitação na aplicação dos procedimentos recomendados pelo *Code Case* N-284-1 foi conseguida.

6.2 Casco Resistente de Submarinos

Pode parecer estranho o fato de ter sido feita a análise elástica para as configurações do casco resistente de submarinos, uma vez que as tensões atuantes excedem o limite de proporcionalidade do material, o que caracteriza o comportamento inelástico, principalmente porque as análises inelásticas determinaram o menor FS para as duas configurações analisadas. As análises elásticas foram efetuadas de acordo com o *Code Case* N-284-1, que estabelece que as equações de interação relativas ao comportamento inelástico têm que ser satisfeitas adicionalmente àquelas relativas ao comportamento elástico.

As mesmas configurações estruturais foram estudadas com a utilização dos dois critérios: o critério de projeto para submarinos da Marinha Alemã e o critério do *Code Case N-284-1*. As configurações foram dimensionadas pelo primeiro critério e as tensões decorrentes da aplicação da pressão de cálculo foram utilizadas na avaliação efetuada através da aplicação dos procedimentos do *Code Case N-284-1*.

De acordo com o critério de projeto da Marinha Alemã, as pressões de falha das estruturas são 5 N/mm^2 e 7 N/mm^2 (500 mca e 700 mca) para o casco pequeno e para o casco grande, respectivamente. De acordo com os procedimentos do *Code Case N-284-1* essas pressões seriam de $3,155 \text{ N/mm}^2$ e $4,557 \text{ N/mm}^2$ (315,5 mca e 455,7 mca), respectivamente.

Parece coerente esse maior conservadorismo quando são utilizadas as regras do *Code Case N-284-1*. Na verdade, não se esperava que fosse diferente. Pelo fato de operarem num meio fluido, é de fundamental importância que seja mínimo o peso das estruturas submersíveis. Economia com relação ao peso estrutural significa maiores margens para os outros sistemas, dentre eles o sistema de armamento, relacionado diretamente com a atividade fim dos submarinos. Uma configuração não otimizada no que se refere ao peso estrutural leva, na maioria das vezes, à inviabilidade do projeto como um todo. Não é esse o caso de estruturas de contenção nucleares. Claro que é desejável que o peso também seja baixo, por economia de material e mesmo por limitação nas espessuras, mas, quando comparadas com critérios de submarinos, são bem menores as preocupações com relação ao peso estrutural das contenções nucleares, por serem estruturas que operam em terra e por não haver grandes limitações relacionadas ao espaço necessário para abrigá-las.

6.3 Contenção Metálica de Angra 2 e 3

No Capítulo 5 deste trabalho, através de uma abordagem simples, onde foi utilizada uma análise estática equivalente, foram determinados os níveis admissíveis das tensões para a contenção metálica de Angra 2 e 3.

A determinação das acelerações atuantes na contenção de centrais nucleares PWR como as de Angra 2 e 3, contudo, é uma tarefa bem mais trabalhosa. Existem várias

incertezas com as quais se depara o projetista estrutural quando se propõe a efetuar os cálculos relativos a essa tarefa.

Mesmo que os movimentos sísmicos estejam disponíveis em termos de acelerações em função do tempo, pode-se utilizar, também, os espectros de resposta dos movimentos da fundação na avaliação da resposta da estrutura da contenção. Isso é feito porque uma análise utilizando a história no tempo (*time history*) pode demandar recursos computacionais ainda não disponíveis para a maioria das análises, por causa da complexidade e tamanho dos modelos envolvidos. Esse recurso é permitido pelas normas utilizadas no licenciamento das instalações nucleares [30], mas se sabe que introduz aproximações aos cálculos, quase sempre representando um envoltório dos valores máximos.

Outro ponto de incerteza refere-se aos valores de amortecimento a serem adotados para a estrutura. Informações seguras sobre o valor do amortecimento só são obtidas através de experimentação e, portanto, não disponíveis na fase de projeto. Novamente se recorre às normas, que trazem esses valores tabelados para tipos de estrutura e de terremoto [31].

Também existem diferenças relacionadas ao tipo de fundação empregado. É diferente o comportamento da estrutura que está posicionada sobre estacas daquele que a estrutura apresenta se é ancorada diretamente sobre a rocha.

Existe ainda o problema relacionado com a adoção das corretas características do solo sobre a qual está posicionada a instalação, principalmente no que se refere ao módulo de cisalhamento. Para os empreendimentos de Angra 2 e 3 os cálculos foram efetuados para os valores mínimo e máximo do modo de cisalhamento para levar em conta as incertezas relacionadas com a própria determinação do módulo de cisalhamento e também para cobrir uma faixa ampla de tipos de rochas [32].

Por causa de todas as dificuldades apresentadas acima, os valores das acelerações atuantes não serão mostrados como valores únicos, mas em intervalos onde podem ser vistos os máximos e mínimos [29],[32].

As Tabelas 6.1 e 6.2 mostram os valores das acelerações admissíveis, obtidos para as direções vertical e horizontais a partir das acelerações de período nulo dos espectros de resposta dados na Tabela 5.1 e os intervalos de acelerações atuantes para as contenções de

Angra 2 e 3. É importante lembrar que os valores admissíveis relativos à aceleração vertical estão multiplicados por 2/3.

Tabela 6.1 – Acelerações Atuantes e Admissíveis para SBO

Posição	Acelerações Atuantes				Acelerações Admissíveis	
	Vertical		Horizontal		Vertical	Horizontal
	min.	max.	min.	max.		
engastamento	0,041g	0,086g	0,091g	0,197g	0,34g	0,51g
raio máximo	0,055g	0,191g	0,210g	0,305g	1,91g	2,87g
entre raio máximo e topo	0,062g	0,156g	0,372g	0,495g	1,57g	2,35g
topo	0,068g	0,112g	0,438g	0,780g	1,71g	2,57g

g – aceleração da gravidade

Tabela 6.2 – Acelerações Atuantes e Admissíveis para SDS

Posição	Acelerações Atuantes				Acelerações Admissíveis	
	Vertical		Horizontal		Vertical	Horizontal
	min.	max.	min.	max.		
engastamento	0,077g	0,147g	0,160g	0,297g	0,55g	0,82g
raio máximo	0,110g	0,364g	0,350g	0,430g	2,53g	3,80g
entre raio máximo e topo	0,120g	0,271g	0,780g	0,860g	2,08g	3,12 g
topo	0,130g	0,179g	0,628g	1,280g	2,33g	3,50 g

g – aceleração da gravidade

Como pode ser observado nas tabelas acima os valores das acelerações atuantes estão bem abaixo dos valores das acelerações admissíveis, mostrando que a estrutura atende aos requisitos com alguma folga.

6.4 Comentários sobre a Utilização do *Code Case N-284-1*

Inicialmente deve ser ressaltada a versatilidade do procedimento no que se refere à forma de determinação das tensões atuantes de partida. As tensões atuantes na estrutura podem ser determinadas por métodos analíticos, através de uma análise estática que faz uso de elementos finitos ou mesmo por meio de uma análise dinâmica complexa, ou seja, por qualquer método que consiga bem representar o estado de tensões na estrutura em questão para os diferentes casos de carregamento. Uma vez determinadas as tensões atuantes pode ser dada continuidade ao trabalho com a aplicação dos procedimentos restantes.

Quanto à obtenção de tensões há ainda um outro aspecto interessante. Os procedimentos do *Code Case N-284-1* admitem que seja feita a soma algébrica das tensões provenientes das diferentes cargas que atuam simultaneamente. Vários casos de carregamento podem, portanto, ser dessa forma superpostos na determinação das tensões atuantes.

Como a instabilidade de cascas esbeltas é, em geral, um fenômeno localizado, análises estáticas podem ser utilizadas para a obtenção dos carregamentos admissíveis.

Outro fato que merece ser mencionado é a aplicabilidade do procedimento nas diferentes etapas do empreendimento, podendo ser utilizado em todas as fases do projeto e, também, durante a construção, quando o aparecimento de carregamentos decorrentes dos próprios métodos de construção podem vir a comprometer a estabilidade da estrutura.

Além de poder ser aplicado na avaliação de estruturas metálicas de contenção nuclear, para o qual foi desenvolvido, existe a possibilidade de ser utilizado em outros tipos de instalações, como foi feito no caso da referência [20], em que foi utilizado na avaliação estrutural de tanques de armazenamento de gasolina.

APÊNDICE 1

Resultados Intermediários Relativos ao Tanque de Gasolina

A1.1 Reações de Apoio devido ao Carregamento Vertical (CC1)

Na direção vertical o carregamento é o decorrente do peso próprio da casca cilíndrica e do teto cônico.

O peso do cilindro fica:

$P_{cil} = \pi * R * t * l * \gamma$, onde as letras representam:

R – raio da casca cilíndrica (294 in)

t – espessura da casca cilíndrica [in]

l – altura da casca cilíndrica [in]

γ – peso específico do material (490 lbf/ft³)

$$\begin{aligned} P_{cil} &= \pi * 294 * t * l * 490 / 12^3 \\ &= 261,91 * 60 * (0,16 + 0,165 + 0,167 + 0,185 + 0,196 + 0,205) \\ &= 16940,34 \text{ lbf} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} P_{cone} + P_{cil} &= 6172,12 + 16940,34 \text{ lbf (180}^\circ\text{)} \\ &= 23112,46 \text{ lbf} \end{aligned}$$

A saída do programa mostra :

PRINT REACTION SOLUTIONS PER NODE

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
TIME= 1.0000 LOAD CASE= 0

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
1	-522.06	-7368.3	330.60	1.6151		-15.456
2		-34594.		-0.43677		-40.828
.....						
244	-715.22	-1952.1	1283.9			
271	-365.11	-2046.7	1284.6			

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
298	-4.8239	-2079.1	1286.6			
325	358.60	-2047.6	1275.0			
.....						
540		-0.74925		-0.13287		-0.82899E-02
555		-0.26418		-0.64525E-02		0.30444E-02

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
TOTAL VALUES						
VALUE	-427.34	-0.45820E+06	23116.	0.36311	0.0000	

A1.2 Reações de Apoio devido ao Carregamento Hidrostático (CC1)

⊙ A soma das reações perpendiculares ao plano XZ, decorrente do carregamento hidrostático é calculada a seguir.

$$p_{\max} = \rho * h, \text{ onde}$$

ρ é o peso específico do líquido e h é a altura da coluna de líquido

$$p_{\max} = 2,713 \times 10^{-2} * 240$$

$$= 6,51 \text{ lbf/in}^2$$

$$\text{força} = \text{área} * \text{largura}$$

$$= p_{\max} * h/2 * 2 * R$$

$$= 6,51 * 240 / 2 * 2 * 294$$

$$= 459345,60 \text{ lbf}$$

A saída do programa mostra :

PRINT REACTION SOLUTIONS PER NODE

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
TIME= 1.0000 LOAD CASE= 0

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
1	-522.06	-7368.3	330.60	1.6151		-15.456
2		-34594.		-0.43677		-40.828
.....						
244	-715.22	-1952.1	1283.9			
271	-365.11	-2046.7	1284.6			

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
298	-4.8239	-2079.1	1286.6			
325	358.60	-2047.6	1275.0			
.....						
540		-0.74925		-0.13287		-0.82899E-02
555		-0.26418		-0.64525E-02		0.30444E-02

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
TOTAL VALUES						
VALUE	-427.34	-0.45820E+06	23116.	0.36311	0.0000	3.4359

A1.3 Reações de Apoio na Direção X devido ao Carregamento de Vento (CC2)

⊙

$$\begin{aligned}
 F_x &= \int_0^{\pi/2} q * \cos \theta * 1 * R * d\theta \\
 &= \int_0^{\pi/2} q_0 * \cos^2 \theta * R * d\theta \\
 &= q_0 * R * \int_0^{\pi/2} \cos^2 \theta * d\theta \\
 &= q_0 * R * \left[\frac{\theta}{2} + \frac{1}{4} \text{sen}(2\theta) \right]_0^{\pi/2} \\
 &= q_0 * R * \left[\frac{\pi}{4} + \frac{1}{4} \text{sen}(\pi) - 0 - \frac{1}{4} \text{sen}(0) \right] \\
 &= q_0 * R * \left[\frac{\pi}{4} + 0 - 0 - 0 \right] \\
 &= q_0 * R * \frac{\pi}{4} \\
 &= \frac{\pi * 294}{4} (27,23 * 60 + 26,04 * 60 + 24,75 * 60 + 23,28 * 180) \frac{1}{12^2} \\
 &= 14225,80 \text{ lbf}
 \end{aligned}$$

A saída do programa mostra :

PRINT REACTION SOLUTIONS PER NODE

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

```
LOAD STEP=      2  SUBSTEP=      1
TIME=      2.0000  LOAD CASE=      0
THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES
  NODE      FX      FY      FZ      MX      MY      MZ
    1     16.105     111.97    -410.86    -0.85192
    2      935.94      935.94     -1.2122      1.2429
.....
 244     2315.6     -813.96    -279.79
 271     2370.8     -420.36     403.82
```

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

```
  NODE      FX      FY      FZ      MX      MY      MZ
 298     1547.5     -86.106     2751.5
 325     633.38      94.402     754.07
.....
 540      -90.122      -16.724     -1.0438
 555     -512.96      -16.669     0.80678
```

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

```
  NODE  [ ] FX  [ ]      FY      FZ      MX      MY      MZ
TOTAL VALUES
VALUE  [ 14326. ] 9023.7  0.65057E-10 -83.375  0.0000  4.2819
```

A1.4 Reações de Apoio na Direção Y devido ao Carregamento de Vento (CC2)

$$\begin{aligned}
 F_y &= \int_0^{\pi/2} q * \text{sen } \theta * 1 * R * d\theta \\
 &= \int_0^{\pi/2} q_0 * \cos \theta * \text{sen } \theta * R * d\theta \\
 &= q_0 * R * \int_0^{\pi/2} \text{sen } \theta * \cos \theta * d\theta \\
 &= -q_0 * R * \left[\frac{\cos^2 \theta}{2} \right]_0^{\pi/2} = -\frac{q_0 * R}{2} \left(\cos^2 \frac{\pi}{2} - \cos^2 0 \right) \\
 &= \frac{q_0 * R}{2} \\
 &= \frac{294}{2} (27,23 * 60 + 26,04 * 60 + 24,75 * 60 + 23,28 * 180) \frac{1}{12^2} \\
 &= 9056,43 \text{ lbf}
 \end{aligned}$$

A saída do programa mostra :

PRINT REACTION SOLUTIONS PER NODE

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

LOAD STEP= 2 SUBSTEP= 1
TIME= 2.0000 LOAD CASE= 0

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
1	16.105	111.97	-410.86	-0.85192		0.45046
2		935.94		-1.2122		1.2429
3		961.64		-0.67490		-0.12582
.....						
244	2315.6	-813.96	-279.79			
271	2370.8	-420.36	403.82			

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
298	1547.5	-86.106	2751.5			
325	633.38	94.402	754.07			
.....						
540		-90.122		-16.724		-1.0438
555		-512.96		-16.669		0.80678

***** POST1 TOTAL REACTION CALCULATION LISTING **

THE FOLLOWING X,Y,Z SOLUTIONS ARE IN GLOBAL COORDINATES

NODE	FX	FY	FZ	MX	MY	MZ
TOTAL VALUES						
VALUE	14326.	9023.7	0.65057E-10	-83.375	0.0000	4.2819

A1.5 Tensões Verticais - Peso Próprio Cone + Cilindro apenas (CC1)

A tensão vertical para o carregamento pode ser calculada através da fórmula abaixo:

$$\sigma_z = \frac{\text{peso do teto} + \text{peso do cilindro até região desejada}}{\text{área}}$$

Peso do teto = 6172,12 lbf (180 °)

Peso por trecho de cilindro de altura l e espessura t :

$$= \pi * R * t * l * \gamma, \text{ onde } \gamma \text{ representa o peso específico do material}$$

$$= \pi * 294 * 490 / 12^3 * t * l$$

$$= 261,91 * t * l$$

Área da região cilíndrica :

$$= \pi * R * t$$

$$= 923,63 * t$$

A Tabela A1 abaixo mostra para três posições as tensões σ_y calculadas analiticamente.

Em seguida são mostradas as saídas do programa para as mesmas regiões.

Tabela A1.1 – Tensões verticais calculadas analiticamente

Posição	teto	de h=360 a h=300	de h=300 a h=260	de h=260 a h=240	de h=240 a h=220	de h=220 a h=180	de h=180 a h=150
t(in)		0,16	0,165	0,165	0,167	0,167	0,185
l(in)		60	40	20	20	40	30
peso(lbf)	6172,12	2514,34	1728,61	864,30	874,78	1749,56	1453,60
peso total	6172,12	8686,46	10415,07	11279,37	12154,15	13903,71	15357,31
área(in ²)			152,40		154,25		170,87
σ_y (lbf/in ²)			68,34		78,80		89,88

Saída do programa ANSYS para h=260 in.

PRINT S NODAL SOLUTION PER NODE

***** POST1 NODAL STRESS LISTING *****

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
TIME= 1.0000 LOAD CASE= 0
SHELL NODAL RESULTS ARE AT MIDDLE

THE FOLLOWING X, Y, Z VALUES ARE IN ELEMENT COORDINATES

NODE	SX	SY	SZ	SXY	SYZ	SXZ
12	54.102	-65.757	0.0000	0.21938	0.0000	0.0000
39	54.092	-66.841	0.0000	0.45588	0.0000	0.0000
66	54.458	-67.787	0.0000	0.88977	0.0000	0.0000
93	55.492	-65.761	0.0000	1.3057	0.0000	0.0000
120	56.563	-68.399	0.0000	1.6050	0.0000	0.0000

147	57.340	-69.871	0.0000	1.3134	0.0000	0.0000
174	57.820	-71.755	0.0000	0.30335	0.0000	0.0000
201	57.933	-68.251	0.0000	-0.41061	0.0000	0.0000
228	57.935	-68.296	0.0000	-0.47845	0.0000	0.0000
255	57.936	-68.642	0.0000	-0.49217	0.0000	0.0000
282	57.936	-68.499	0.0000	-0.51899	0.0000	0.0000
309	57.933	-68.065	0.0000	-0.49972	0.0000	0.0000
336	57.938	-69.039	0.0000	-0.52646	0.0000	0.0000
363	57.939	-68.273	0.0000	-0.42484	0.0000	0.0000
390	57.999	-63.437	0.0000	0.59500	0.0000	0.0000
417	58.310	-69.887	0.0000	1.2072	0.0000	0.0000
444	58.601	-71.229	0.0000	0.34125	0.0000	0.0000
471	58.655	-67.644	0.0000	-0.23577	0.0000	0.0000
498	58.657	-68.396	0.0000	-0.13353	0.0000	0.0000
525	58.656	-68.219	0.0000	-0.64708E-01	0.0000	0.0000

MINIMUM VALUES

NODE	39	174	12	336	12	12
VALUE	54.092	-71.755	0.0000	-0.52646	0.0000	0.0000

MAXIMUM VALUES

NODE	498	390	12	120	12	12
VALUE	58.657	-63.437	0.0000	1.6050	0.0000	0.0000



Saída do programa ANSYS para h=220 in.

PRINT S NODAL SOLUTION PER NODE

***** POST1 NODAL STRESS LISTING *****

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
 TIME= 1.0000 LOAD CASE= 0
 SHELL NODAL RESULTS ARE AT MIDDLE

THE FOLLOWING X,Y,Z VALUES ARE IN ELEMENT COORDINATES

NODE	SX	SY	SZ	SXY	SYZ	SXZ
10	987.89	-75.992	0.0000	0.61509E-01	0.0000	0.0000
37	987.82	-76.517	0.0000	0.30442	0.0000	0.0000
64	987.86	-77.304	0.0000	0.81293	0.0000	0.0000
91	988.73	-76.188	0.0000	1.1278	0.0000	0.0000
118	989.45	-78.278	0.0000	1.3602	0.0000	0.0000
145	990.15	-81.086	0.0000	1.1751	0.0000	0.0000
172	990.82	-83.548	0.0000	0.22289	0.0000	0.0000
199	990.75	-78.504	0.0000	-0.40602	0.0000	0.0000
226	990.75	-78.826	0.0000	-0.46566	0.0000	0.0000
253	990.75	-79.134	0.0000	-0.49166	0.0000	0.0000
280	990.75	-78.985	0.0000	-0.50814	0.0000	0.0000
307	990.75	-78.505	0.0000	-0.50463	0.0000	0.0000
334	990.75	-79.486	0.0000	-0.49999	0.0000	0.0000
361	990.76	-79.114	0.0000	-0.43721	0.0000	0.0000
388	990.59	-71.550	0.0000	0.49693	0.0000	0.0000
415	991.26	-81.192	0.0000	1.0827	0.0000	0.0000
442	991.95	-82.676	0.0000	0.26946	0.0000	0.0000
469	991.82	-77.804	0.0000	-0.22876	0.0000	0.0000
496	991.82	-78.855	0.0000	-0.13233	0.0000	0.0000
523	991.82	-78.576	0.0000	-0.69261E-01	0.0000	0.0000

MINIMUM VALUES

NODE	37	172	10	280	10	10
VALUE	987.82	-83.548	0.0000	-0.50814	0.0000	0.0000

MAXIMUM VALUES

NODE	442	388	10	118	10	10
VALUE	991.95	-71.550	0.0000	1.3602	0.0000	0.0000

Saída do programa ANSYS para h=150 in.

PRINT S NODAL SOLUTION PER NODE

***** POST1 NODAL STRESS LISTING *****

LOAD STEP= 1 SUBSTEP= 1
TIME= 1.0000 LOAD CASE= 0
SHELL NODAL RESULTS ARE AT MIDDLE

THE FOLLOWING X,Y,Z VALUES ARE IN ELEMENT COORDINATES

NODE	SX	SY	SZ	SXY	SYZ	SXZ
7	3957.2	-88.825	0.0000	-0.32321	0.0000	0.0000
34	3957.0	-87.086	0.0000	-0.37861	0.0000	0.0000
61	3956.4	-86.639	0.0000	-0.42102	0.0000	0.0000
88	3957.5	-89.466	0.0000	-0.73853	0.0000	0.0000
115	3958.0	-88.091	0.0000	-1.0335	0.0000	0.0000
142	3959.2	-92.863	0.0000	-0.92887	0.0000	0.0000
169	3960.9	-94.988	0.0000	-0.62021	0.0000	0.0000
196	3960.4	-89.406	0.0000	-0.36372	0.0000	0.0000
223	3960.4	-90.154	0.0000	-0.40638	0.0000	0.0000
250	3960.4	-90.152	0.0000	-0.45518	0.0000	0.0000
277	3960.4	-90.072	0.0000	-0.44847	0.0000	0.0000
304	3960.4	-89.784	0.0000	-0.47909	0.0000	0.0000
331	3960.4	-90.112	0.0000	-0.40783	0.0000	0.0000
358	3960.4	-90.939	0.0000	-0.43249	0.0000	0.0000
385	3959.5	-81.467	0.0000	-0.85758	0.0000	0.0000
412	3961.6	-92.887	0.0000	-1.0769	0.0000	0.0000
439	3963.8	-93.760	0.0000	-0.61103	0.0000	0.0000
466	3963.2	-88.803	0.0000	-0.19769	0.0000	0.0000
493	3963.2	-89.885	0.0000	-0.12009	0.0000	0.0000
520	3963.2	-89.519	0.0000	-0.73266E-01	0.0000	0.0000

MINIMUM VALUES						
NODE	61	169	7	412	7	7
VALUE	3956.4	-94.988	0.0000	-1.0769	0.0000	0.0000

MAXIMUM VALUES						
NODE	439	385	7	520	7	7
VALUE	3963.8	-81.467	0.0000	-0.73266E-01	0.0000	0.0000

APÊNDICE 2

Obtenção de Tensões e Áreas dos Elementos Armazenamento em Planilha do MSEXcel

1) Dentro da sessão interativa do programa ANSYS, executar os seguintes comandos:

esel,all	seleciona todos os elementos do modelo
*get,m,elem,,count	m - número total de elementos do modelo
*stat,m	lista m na tela
→ selecionar os elementos da região desejada	
*get,n,elem,,count	n – número de elementos selecionados
*stat,n	lista n na tela
*dim,a,,n	dimensiona o vetor a com n valores
*set,p,1	inicializa o contador p
*do,i,1,m,1	rotina
*get,s,elem,i,attr,mat	que armazena
*if,s,eq,1,then	as áreas
*get,a(p),elem,i,area	dos elementos
*set,p,p+1	selecionados
*endif	no vetor
*enddo	a
*stat,a	lista a na tela
→ executar: file – save as ... AREA	
	grava no diretório do micro o vetor a com o nome AREA

2) Ainda dentro da sessão interativa do programa ANSYS, na parte de pós-processamento (POST1), executar os comandos:

etable,sx,s,x	grava em etab as tensões sx
etable,sy,s,y	grava em etab as tensões sy
etable,,sxy,s,xy	grava em etab as tensões sxy
/page,5000,80,5000	para gravar até 5000 elementos num
arquivo contínuo	
/format,,f,10,2	para gravar com duas casas decimais
pretab,sx,sy,sxy	lista etab na tela (números dos elementos e
tensões sx,sy e sxy)	
→ executar: file – save as ... ETAB	
	grava no diretório do micro as tensões com o nome ETAB

→ sair do programa ANSYS os dados necessários já estão gravados no diretório do microcomputador nos arquivos AREA e ETAB

7) abrir o arquivo ETAB1.xls
digitar em

- F1 : $SX * \text{área}$
- G1 : $SY * \text{área}$
- H1 : $SXY * \text{área}$
- F2 = B2 * E2
- G2 = C2 * E2
- H2 = D2 * E2

→ marcar colunas F, G, H → Formatar célula ... Número ... duas casas decimais

→ clicar +F2, +G2, +H2 → arrastar até o final do arquivo

na linha n + 3, digitar:

- na coluna B : SOMATÓRIA
- na coluna E : =SOMA(E2:E[N+1])
- na coluna F : =SOMA(F2:F[N+1])
- na coluna G : =SOMA(G2:G[N+1])
- na coluna H : =SOMA(H2:H[N+1])

na linha N+5, digitar:

- na coluna F: Sxmédia
- na coluna G: Symédia
- na coluna H: Sxymédia

na linha N+6, digitar:

- na coluna F : =F[N+3] / E[N+3]
- na coluna G : =G[N+3] / E[N+3]
- na coluna H : =H[N+3] / E[N+3]

→ salvar como ETAB2.xls

O arquivo final (ETAB2.xls) fica como abaixo, onde Sxmédia, Symédia e SXYmédia são as tensões médias calculadas para a região de interesse selecionada.

A	B	C	D	E	F	G	H
ELEM	SX	SY	SXY	AREA	SX*área	SY*área	SXY*área
11	-420,00	-60,50	4,1	500,40	-210168,00	-30274,20	2051,64
12	-300,00	-55,50	2,35	480,40	-144120,00	-26662,20	1128,94
15	-350,00	-58,50	3,25	485,50	-169925,00	-28401,75	1577,86
18	-340,00	-52,50	-1,25	470,50	-159970,00	-24701,25	-588,13
	SOMATÓRIA			1936,80	-684183,00	-110039,40	4170,31
					Sxmédia	Symédia	SXYmédia
					-353,25	-56,82	2,15

APÊNDICE 3

Tensões Médias a partir da Saída do Programa ANSYS

Neste Apêndice são determinadas as tensões médias a partir da saída do programa ANSYS para o modelo do tanque de armazenamento de gasolina da referência [20].

Foi utilizada a rotina descrita no Apêndice 2, desenvolvida exatamente para isso.

Na referência [20] é feita a avaliação de flambagem na região das duas fiadas superiores, onde não há carregamento hidrostático e as tensões resultantes circunferenciais são de compressão. Nas fiadas inferiores aparecem tensões circunferenciais de tração, o que significa haver um predomínio do carregamento hidrostático sobre o carregamento de vento.

Como já mencionado anteriormente, a única referência que o *Code Case* N-284-1 faz quanto a determinação de média de tensões diz respeito às regiões de descontinuidades, onde podem aparecer tensões muito altas. Naquelas regiões é aceitável utilizar a média dos valores dos componentes de tensão dentro de uma distância de \sqrt{Rt} a partir de um ponto de apoio ou $0,5\sqrt{Rt}$ de cada lado da descontinuidade.

Os menores elementos das fiadas do modelo da referência [20] têm dimensões 508 mm X 635 mm {20 in X 25 in}. Fazendo o cálculo de \sqrt{Rt} , temos:

$$\sqrt{7467,6 * 4,191} = 176,91 \text{ mm} \{ \sqrt{294 * 0,165} = 6,96 \text{ in} \},$$

o que mostra que no modelo da referência não foi seguida a indicação do *Code Case* N-284-1 quanto à escolha da região para a qual foram calculadas as médias das tensões atuantes.

Os valores médios retirados da referência 11 são :

$$\begin{array}{lll} \sigma_{\phi} = -0,28 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\theta} = -2,15 \text{ N/mm}^2 & \sigma_{\phi\theta} = 0,08 \text{ N/mm}^2 \\ \{ \sigma_{\phi} = -41 \text{ psi} & \sigma_{\theta} = -312 \text{ psi} & \sigma_{\phi\theta} = 11 \text{ psi} \} \end{array}$$

Foram feitas várias investigações na tentativa de se determinar qual foi essa região utilizada. Inicialmente foram selecionados todos os elementos das duas fiadas superiores. Utilizando a rotina do Anexo 1 chegou-se a:

$$\{ \sigma_{\phi} = -57,97 \text{ psi} \quad \sigma_{\theta} = -116,68 \text{ psi} \quad \sigma_{\phi\theta} = 22,13 \text{ psi} \}$$

Analisando os valores acima percebe-se que estão muito longe dos valores utilizados na referência.

As duas fiadas superiores têm dimensão de 2 * 1524 mm {2 * 60 = 120 in} na direção vertical. Foram então selecionadas regiões com dimensão vertical de 1524 mm {120 in} e dimensão próxima de 1524 mm {120 in} na direção circunferencial a partir do plano de simetria onde o carregamento de vento tem seu máximo, ocorrendo também o máximo nas tensões.

Escolher essas regiões implica selecionar seis elementos na direção vertical e de três a seis elementos na direção circunferencial.

A tabela abaixo mostra os resultados obtidos com a utilização da rotina do Apêndice 2 para as regiões selecionadas, considerando todos os seis elementos das duas fiadas superiores (1524 mm {120 in}) na direção vertical, onde N representa o número de elementos e L aproximadamente o comprimento na direção circunferencial:

Tabela A3.1 – Resultados das Médias de Tensões para as Regiões Selecionadas

N	Ângulo (°)	{L (in)}	{ σ_{ϕ} (psi)}	{ σ_{θ} (psi)}	{ $\sigma_{\phi\theta}$ (psi)}
3	15	{75}	{-56,32}	{-322,18}	{4,77}
4	22,5	{115}	{-56,69}	{-317,94}	{6,96}
5	30	{150}	{-57,43}	{-312,04}	{8,80}
6	40	{205}	{-58,51}	{-301,85}	{10,58}

Os valores que mais se aproximam dos utilizados na referência são aqueles onde são selecionados 5 elementos na direção circunferencial. Praticamente foi reproduzido o valor da tensão circunferencial. Mesmo com relação à tensão de cisalhamento, apesar de percentualmente a diferença ser razoável (da ordem de 20%) é um resultado mais aceitável do que o relativo à tensão vertical. Para o caso da tensão vertical esperava-se uma diferença menor porque a maior contribuição para esse componente é dada pelo peso da estrutura e que pode ser facilmente calculável analiticamente, como foi feito neste trabalho.

Como o resultado obtido com relação à tensão vertical não foi considerado satisfatório e usando o fato que a maior contribuição para esse componente vem do peso da estrutura, foram feitas mais algumas investigações.

A primeira delas foi rodar novamente o programa ANSYS, retirando o carregamento devido ao teto. Se o carregamento do teto tivesse sido esquecido, imaginou-se que isso daria uma tensão da ordem de 80% da tensão obtida (o que daria $\{-57,43 * 0,80 = -45,94 \text{ psi}\}$), uma vez que o peso do teto representa aproximadamente 20% do peso total ($\{6172 \text{ em } 23115 \text{ lbf}\}$). O resultado, porém, foi o seguinte:

$$\{\sigma_{\phi} = -20,58 \text{ psi} \quad \sigma_{\theta} = -313,02 \text{ psi} \quad \sigma_{\phi\theta} = 8,86 \text{ psi}\}$$

Apesar de representar mesmo 20% do peso total, a diferença que se esperou obter ocorreria na verdade para a região da base do tanque. Como a região em questão encontra-se na parte superior do tanque, isso não ocorre.

A outra tentativa foi rodar novamente o programa ANSYS e dessa vez retirar o carregamento devido ao peso da casca cilíndrica, mantendo o peso do teto cônico. Isso foi feito e o resultado foi:

$$\{\sigma_{\phi} = -40,65 \text{ psi} \quad \sigma_{\theta} = -312,08 \text{ psi} \quad \sigma_{\phi\theta} = 8,80 \text{ psi}\}$$

A planilha final do aplicativo MSEXel está mostrada abaixo:

ELEM	SX	SY	SXY	AREA	SX*área	SY*área	SXY*área
11	420,59	29,32	4,05	512,96	-215745,85	-15039,99	2077,49
12	296,89	34,93	3,15	512,96	-152292,69	-17917,69	1615,82
13	336,98	39,09	2,22	512,96	-172857,26	-20051,61	1138,77
14	-336,99	-43,01	1,28	512,96	-172862,39	-22062,41	656,59
15	-390,13	-44,13	0,21	512,96	-200121,08	-22636,92	107,72
16	-170,49	-43,56	-0,8	512,96	-87454,55	-22344,54	-410,37
207	-418,17	-30,74	12,2	512,96	-214504,48	-15768,39	6258,11
208	-294,47	-36,26	9,3	512,96	-151051,33	-18599,93	4770,53
209	-334,43	-40,11	6,39	512,96	-171549,21	-20574,83	3277,81
210	-413,15	-30,85	20,35	512,96	-211929,42	-15824,82	10438,74
211	-289,35	-36,17	15,05	512,96	-148424,98	-18553,76	7720,05
212	-329,5	-39,99	10,37	512,96	-169020,32	-20513,27	5319,40
213	-403,66	-32,63	29,48	769,14	-310471,05	-25097,04	22674,25
214	-279,55	-37,45	22,2	769,14	-215013,09	-28804,29	17074,91
215	-319,96	-40,95	15,18	769,14	-246094,03	-31496,28	11675,55
216	-387,32	-36,9	39,34	769,14	-297903,30	-28381,27	30257,97
217	-263,26	-40,87	29,38	769,14	-202483,80	-31434,75	22597,33
218	-303,34	-43,47	19,61	769,14	-233310,93	-33434,52	15082,84
261	-334,44	-43,81	3,49	512,96	-171554,34	-22472,78	1790,23
262	-387,02	-44,51	0,34	512,96	-198525,78	-22831,85	174,41
263	-169,7	-43,63	-2,64	512,96	-87049,31	-22380,44	-1354,21
264	-329,09	-43,69	5,58	512,96	-168810,01	-22411,22	2862,32
265	-380,91	-44,54	-0,04	512,96	-195391,59	-22847,24	-20,52
266	-168,3	-43,6	-4,54	512,96	-86331,17	-22365,06	-2328,84
267	-318,83	-44,27	8,05	769,14	-245224,91	-34049,83	6191,58
268	-368,93	-44,89	0,15	769,14	-283758,82	-34526,69	115,37
269	-165,92	-43,75	-7,03	769,14	-127615,71	-33649,88	-5407,05
270	-301,75	-46,05	9,72	769,14	-232088,00	-35418,90	7476,04
271	-348,36	-45,92	-1,12	769,14	-267937,61	-35318,91	-861,44
272	-161,92	-43,84	-11,04	769,14	-124539,15	-33719,10	-8491,31
SOMATÓRIA				18462,96	-5761916,17	-750528,19	162480,07
					Sxmédia	SYmédia	SXYmédia
					-312,08	-40,65	8,80

Todos os resultados dos componentes praticamente reproduzem os utilizados pela referência [20]. Isso significa que, apesar de estar claramente indicado na referência que o peso do cilindro foi introduzido através da aplicação da aceleração de 1g, aplicada verticalmente na massa da parede, isso não deve ter sido feito.

Para dar continuidade à verificação de flambagem efetuada, no entanto, serão utilizados os componentes de tensão da própria referência, uma vez que se trata de um exercício de capacitação e os valores desses componentes influenciam os resultados posteriores da referência [20]. Os valores corretos, contudo, seriam os listados abaixo:

$$\{\sigma_{\phi} = -57,43 \text{ psi} \quad \sigma_{\theta} = -312,04 \text{ psi} \quad \sigma_{\phi\theta} = 8,80 \text{ psi}\}$$

A planilha do MSExcel na qual se chegou a esses resultados está mostrada abaixo:

ELEM	SX	SY	SXY	AREA	SX*área	SY*área	SXY*área
11	-420,61	-60,05	4,05	512,96	-215756,11	-30803,25	2077,49
12	-296,89	-59,98	3,15	512,96	-152292,69	-30767,34	1615,82
13	-336,95	-58,45	2,22	512,96	-172841,87	-29982,51	1138,77
14	-337,02	-57,21	1,28	512,96	-172877,78	-29346,44	656,59
15	-390,14	-52,65	0,21	512,96	-200126,21	-27007,34	107,72
16	-170,44	-46,4	-0,8	512,96	-87428,90	-23801,34	-410,37
207	-418,18	-61,46	12,2	512,96	-214509,61	-31526,52	6258,11
208	-294,47	-61,3	9,3	512,96	-151051,33	-31444,45	4770,53
209	-334,4	-59,48	6,39	512,96	-171533,82	-30510,86	3277,81
210	-413,17	-61,57	20,35	512,96	-211939,68	-31582,95	10438,74
211	-289,36	-61,22	15,04	512,96	-148430,11	-31403,41	7714,92
212	-329,47	-59,35	10,37	512,96	-169004,93	-30444,18	5319,40
213	-403,68	-63,35	29,48	769,14	-310486,44	-48725,02	22674,25
214	-279,55	-62,49	22,2	769,14	-215013,09	-48063,56	17074,91
215	-319,93	-60,31	15,18	769,14	-246070,96	-46386,83	11675,55
216	-387,34	-67,62	39,34	769,14	-297918,69	-52009,25	30257,97
217	-263,26	-65,91	29,38	769,14	-202483,80	-50694,02	22597,33
218	-303,31	-62,83	19,61	769,14	-233287,85	-48325,07	15082,84
261	-334,46	-58,01	3,49	512,96	-171564,60	-29756,81	1790,23
262	-387,03	-53,03	0,34	512,96	-198530,91	-27202,27	174,41
263	-169,64	-46,47	-2,64	512,96	-87018,53	-23837,25	-1354,21
264	-329,11	-57,89	5,58	512,96	-168820,27	-29695,25	2862,32
265	-380,91	-53,06	-0,04	512,96	-195391,59	-27217,66	-20,52
266	-168,25	-46,44	-4,54	512,96	-86305,52	-23821,86	-2328,84
267	-318,85	-58,47	8,05	769,14	-245240,29	-44971,62	6191,58
268	-368,94	-53,41	0,15	769,14	-283766,51	-41079,77	115,37
269	-165,86	-46,59	-7,03	769,14	-127569,56	-35834,23	-5407,05
270	-301,78	-60,25	9,72	769,14	-232111,07	-46340,69	7476,04
271	-348,37	-54,44	-1,12	769,14	-267945,30	-41871,98	-861,44
272	-161,87	-46,68	-11,04	769,14	-124500,69	-35903,46	-8491,31
SOMATÓRIA				18464,96	-5761818,72	-1060357,18	162474,94
					SXmédia	SYmédia	SXYmédia
					-312,04	-57,43	8,80

APÊNDICE 4

Obtenção das Tensões Principais (Nós) Verificação para a Contenção de Angra 2 e 3

Neste apêndice é descrita a seqüência completa para obtenção das tensões principais para os nós selecionados do modelo dentro da sessão interativa do programa ANSYS e posterior verificação das equações de interação para o caso da esfera, de acordo com o *Code Case N-284-1*.

Dentro da sessão interativa do programa ANSYS, na sessão de pósprocessamento, executar os seguintes comandos:

→ selecionar os nós da região desejada

```

*get,m,node,,num,max
*get,n,node,,num,min
*set,f,FS
*set,a,A
*set,b,B
*set,p,a/f
*set,q,b/f
*set,e,0
*set,s1,0
*set,s2,0
*set,d,0
*set,h,0
*do,i,n,m,1
  *get,r,node,i,nsel
  *if,r,eq,1,then
    *get,s1,node,i,s,3
    *get,s2,node,i,s,2
    *if,s2,ge,0,then
      *set,s2,0
    *elseif,s1,ge,0,then
      *go,:fim
    *endif
    h = (abs(s1)-abs(s2))/p + abs(s2)/q
    *if,h,gt,e,then
      *set,e,h
      *set,d,i
    *endif
  *endif
:fim
*enddo

```

m – nó com numeração mais alta
n – nó com numeração mais baixa
 entrar com o fator de segurança adotado
 entrar com $\alpha_{1i} * \sigma_{\phi eL}$
 entrar com $\alpha_{2i} * \sigma_{\phi eL}$
 faz **p** = σ_{1a}
 faz **q** = σ_{2a}
 | inicializa
 | variáveis
 | com
 | valor
 | zero

faz **r** = 1 se o nó está selecionado

faz **s1** = menor das tensões principais
 faz **s2** = 2ª menor das tensões principais

faz **e** = o maior valor do lado esquerdo da inequação
 faz **d** = n° do nó para o qual o valor é maior

APÊNDICE 5

Obtenção das Tensões Principais (Elementos) Verificação para a Contenção de Angra 2 e 3

Neste apêndice é efetuada a mesma seqüência do anterior, para os elementos .

Dentro da sessão de pósprocessamento do programa ANSYS, executar:

→ selecionar os elementos da região desejada

<pre> *get,m,elem,,num,max *get,n,elem,,num,min *set,f,FS *set,a,A *set,b,B *set,p,a/f *set,q,b/f *set,soma1,0 *set,soma2,0 *set,soma3,0 *set,h,0 *do,i,n,m,1 *get,r,elem,i,attr,mat *if,r,eq,1,then *get,ar,elem,i,area *etable,ssx,s,x *etable,ssy,s,y *etable,ssxy,s,xy *get,sx,elem,i,etab,ssx *get,sy,elem,i,etab,ssy *get,sxy,elem,i,etab,ssxy um = (sx+sy)/2 dois = (sx-sy)/2 t1 = um - sqrt (dois**2 + sxy**2) t2 = um + sqrt (dois**2 + sxy**2) soma1 = t1*ar + soma1 soma2 = t2*ar + soma2 soma3 = ar + soma3 *endif *enddo s1 = soma1 / soma3 s2 = soma2 / soma3 *if,s2,ge,0,then *set,s2,0 *elseif,s1,ge,0,then *go,:fim *endif h = (abs(s1) - abs(s2)) / p + abs(s2) / q :fim </pre>	<p>m – elemento com numeração mais alta n – elemento com numeração mais baixa entrar com o fator de segurança adotado entrar com $\alpha_{1i} * \sigma_{\phi eL}$ entrar com $\alpha_{2i} * \sigma_{\phi eL}$ faz p = σ_{1a} faz q = σ_{2a} inicializa variáveis com zero</p> <p>faz r = 1 se o elemento está selecionado</p> <p>faz ar = área do elemento selecionado recupera valores já armazenados e faz $s_x = \sigma_x$ $s_y = \sigma_y$ $s_{xy} = \tau_{xy}$</p> <p> faz h = maior valor do lado esquerdo da inequação</p>
---	--

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] USNRC (*United States Nuclear Regulatory Commission*), *Code of Federal Regulations, Title 10, Chapter 1, Part 50* (10CFR50), USA.
- [2] USNRC (*United States Nuclear Regulatory Commission*), *SRP (Standard Review Plan)*, NUREG-0800, USNRC, USA, July, 1981.
- [3] Wheat, L. L. et al., *CONTEMPT-LT – A Computer Program for Predicting Containment Pressure-Temperature Response to a Loss-of-Coolant Accident*, USNRC, Idaho, June, 1975.
- [4] IAEA (*International Atomic Energy Agency*), *Design of the Reactor Containment Systems in Nuclear Power Plants, Safety Series N° 50-SG-D12*, Vienna, Austria, 1985.
- [5] Bagchi, G. et al., *Containment Vessel Design, In: Pressure Vessels and Piping: Design Technology-1982- A Decade of Progress*, pag.389-397, ASME, New York, USA 1982.
- [6] *American Concrete Institute, Building Code Requirements for Reinforced Concrete*, ACI 318, Detroit, MI, USA.
- [7] ASME (*The American Society of Mechanical Engineers*), *Section III, Division II, Code for Concrete Reactor Vessels and Containment*, New York, NY, USA, 1975.
- [8] ASME (*The American Society of Mechanical Engineers*), *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, ASME, New York, NY, USA, 1999.

- [9] Farrar, C. R. et al., *Seismic Buckling Capacity of Unstiffened, Free-Standing Steel Containments*, Los Alamos-12359-MS, USA, 1992.
- [10] FURNAS CENTRAIS ELÉTRICAS S.A., *Usina Nuclear de Angra Unidades 2 e 3 – Envoltório de Contenção – Conjunto*, CONFAB INDUSTRIAL S.A ST-2488-1, São Paulo – Rio de Janeiro, 1983
- [11] ASME (*The American Society of Mechanical Engineers*), *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, ANSI/ASME BPV-III-1-NE, *Section III, Code Case N-284-1 – Metal Containment Shell Buckling Design Methods*, 1998.
- [12] Brush, D. O. and Almroth, B. O. , *Buckling of Bars, Plates and Shells*, McGraw-Hill Kogakusha, LTD, Tokyo, 1975.
- [13] Love, A. E. H., *A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity*, 4th ed., Dover, New York, 1927.
- [14] Kraus, H., *Thin Elastic Shells*, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1967.
- [15] Bushnell, D., *Computerized Buckling Analysis of Shells*, Lockheed Palo Alto Research Laboratory, USA, 1985.
- [16] Miller, C. D., *Research Related to Buckling Design of Nuclear Containment* , *Nuclear Engineering and Design* 79, 217-227, North-Holland Publishing Company, Amsterdam, Holland, 1984.
- [17] Harstead, G. A. et al., *Containment Vessel Stability Analysis*, *Nuclear Engineering and Design* 75, 303-318, North-Holland Publishing Company, Amsterdam, Holland, 1982.
- [18] Kollár, L. and Dulácska, E., *Buckling of Shells for Engineers*, Akadémiai Kiadó, Budapest, 1984.

- [19] Lundgren, H., *Cylindrical Shells*, S. L. Møllers Bogtrykkeri, Denmark, September, 1951.
- [20] Weingart, L. J. and Mikesell Jr., W. R., *Evaluation of Wind Buckling in Atmospheric Storage Tanks Utilizing ASME Code Case N-284*, ASME PVP-Vol. 230, ASME, New York, NY, USA, 1992.
- [21] Farrar, C. R. et al., *Simplified Method for Evaluating the Seismic Buckling Capacity of Unstiffened Steel Containment Structures*, Los Alamos National Laboratory-87545-NM, USA, 24 January 1995.
- [22] ANSYS, Inc., *ANSYS User's Manual for Rev. 5.5.2*, ANSYS, USA, 1999.
- [23] Franitza, S., *Strength Aspects of the Design of Submarine Pressure Hulls*, Naval Force, London, volume X, number V, 1989
- [24] Pulos, J. G. and Salerno, V. L., *Axisymmetric Elastic Deformations and Stresses in a Ring-Stiffened, Perfectly Circular Cylindrical Shell Under External Hydrostatic Pressure*, David Taylor Model Basin Report 1497, 1961.
- [25] Lurchick, M. E., *Plastic Axisymmetric Buckling of Ring-Stiffened Cylindrical Shells Fabricated from Strain-Hardening Materials and Subjected to External Hydrostatic Pressure*, David Taylor Model Basin Report 1393, 1961.
- [26] Reynolds, T. E., *Inelastic Lobar Buckling of Cylindrical Shells Under External Hydrostatic Pressure*, David Taylor Model Basin Report 1392, 1960.
- [27] Pulos, J. G. and Krenzke, M. A., *Recent Developments in Pressure Hull Structures and Materials for Hydrospace Vehicles*, David Taylor Model Basin Report 2137, 1965.
- [28] IKL (Ingenieurkontor Lübeck), **DKDIM** (*Druckkoerperdimensionierung*), Alemanha, 1981

- [29] NUCLEN, **PSAR (*Preliminary Safety Analysis Report*) of Angra 2 NPP**, NUCLEN, Rio de Janeiro, Brasil, 1984
- [30] USNRC (*United States Nuclear Regulatory Commission*), ***Design Response Spectra for Seismic Design of Nuclear Power Plants, Regulatory Guide 1.60***, USNRC, Washington, DC, USA, 1973.
- [31] USNRC (*United States Nuclear Regulatory Commission*), ***Damping Values for Seismic Design of Nuclear Power Plants, Regulatory Guide 1.61***, USNRC, Washington, DC, USA, 1973.
- [32] NUCLEN, ***Angra Nuclear Power Plant Unit 3, Seismic Analysis for SSE and DBE***, NUCLEN, Rio de Janeiro, Brasil, 1982.