



**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE DO VASO DE PRESSÃO DOS
REACTORES ANGRA II/III PELA ANÁLISE DE TENSÕES**

Edson Gomes

**DISSERTAÇÃO E TESE IEA 091
IEA - DT - 091**

NOVEMBRO/1978

CONSELHO DELIBERATIVO

MEMBROS

Klaus Reinach – Presidente
Roberto D'Utra Vaz
Helcio Modesto da Costa
Ivano Humbert Marchesi
Admar Cervellini

PARTICIPANTES

Regina Elisabete Azevedo Beretta
Flávio Gori

SUPERINTENDENTE

Rômulo Ribeiro Pieroni

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE DO VASO DE PRESSÃO DOS
REATORES ANGRA II/III PELA ANÁLISE DE TENSÕES**

Edson Gomes

**Dissertação para obtenção do Título de "Mestre -
Área de Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia
de Combustível Nuclear" - Orientador Prof. Dr.
Roberto Y. Hukai. Apresentada e defendida em 13
de Junho de 1978, no Instituto de Energia Atômica.**

Série DISSERTAÇÃO E TESE IEA

INIS Categories and Descriptors

E32

Angra-2 reactor

Angra-3 reactor

Pressure vessels

Stress analysis

Failures

Computer calculations

Note: A redacção, ortografia e conceitos são de responsabilidade dos autores.

SUMÁRIO

	Página
1 – INTRODUÇÃO	1
1.1 – Análise de Tensões e a Segurança dos Reatores Nucleares	1
1.2 – Histórico	2
1.3 – Objetivos da Dissertação	4
2 – REATORES NUCLEARES DE ÁGUA PRESSURIZADA TIPO PWR	4
2.1 – Reatores PWR	4
2.2 – Funções do Vaso de Pressão nos Reatores PWR	6
2.3 – Análise e Projeto do Vaso de Pressão	7
2.3.1 – Considerações Gerais	7
2.3.2 – Exigências Impostas nos Códigos de Construção de Vasos de Pressão	8
2.3.3 – Conclusões	9
3 – O VASO DE PRESSÃO E A SEGURANÇA DE REATORES NUCLEARES	9
3.1 – Histórico	9
3.2 – A Análise de Segurança	10
3.3 – Integridade dos Vasos de Pressão	11
3.4 – Ocorrências em Reatores Tipo LWR	15
3.4.1 – Possíveis Modos de Falhas	15
3.4.2 – Defeitos em Vasos de Reatores	15
3.5 – Normas Legais e Códigos Industriais	16
3.6 – Código da ASME	16
3.7 – Condições de Operações	17
3.8 – Danos de Irradiação nos Materiais Estruturais	18
4 – PROGRAMAS DE PESQUISAS DO LABORATÓRIO NACIONAL DE OAK RIDGE	19
4.1 – Vaso de Pressão para Ensaios	29
4.2 – Resultados dos Testes	30
5 – TEORIA DA ANÁLISE DE TENSÕES	30
5.1 – Introdução	30
5.2 – Métodos de Cálculos	37
5.2.1 – Métodos Analíticos	37

	Página
5.2.2 – Considerações Analíticas do Código ASME	41
5.3 – Métodos Numéricos	42
5.3.1 – Método de Relaxação Dinâmica	42
5.3.2 – Método dos Elementos Finitos	45
5.4 – Cálculos Realizados	50
6 – RESULTADOS, CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	51
6.1 – Introdução	51
6.2 – Resultados para o Vaso V-7 de Oak Ridge	51
6.3 – Resultados para o Vaso de Angra II/III	61
APÊNDICE A	68
APÊNDICE B	87
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	89

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE DO VASO DE PRESSÃO DOS REATORES ANGRA II/III PELA ANÁLISE DE TENSÕES

Edson Gomes

RESUMO

Objetivou-se avaliar a integridade do vaso de pressão dos reatores PWR de 1300 Mw(e) da Central Nuclear de Angra dos Reis pela análise de tensões utilizando o método da Relaxação Dinâmica.

Verificou-se a validade dos cálculos por comparação com os resultados obtidos pela utilização do programa FEAST-1 pelo método dos elementos finitos, pela utilização de secção III do Código ASME apêndice A e dos resultados dos ensaios conduzidos no Laboratório Nacional de Oak Ridge, EUA, com o vaso de teste V-7.

Discutiu-se estes resultados e determinou-se o intervalo de confiança por 99%, estimando-se portanto os desvios dos resultados experimentais. A seguir, utilizando o programa PV-2- método de diferenças finitas com relaxação dinâmica, calculou-se a intensidade de tensão de membrana equivalente e comparou-se os resultados com os valores admitidos pela Secção III do Código da ASME.

1 – INTRODUÇÃO

1.1 – Análise de Tensões e a Segurança dos Reatores Nucleares

A análise de tensões e deformações, pela utilização de métodos analíticos ou numéricos é exigência fundamental dos órgãos regulatórios, para avaliação dos sistemas e componentes que constituem o sistema de fornecimento de vapor nuclear classificados como Classe 1 de segurança⁽¹⁾, além dos demais componentes mecânicos e estruturais da usina nuclear.

Esta análise de tensões, efetuada pelos projetistas, tem o objetivo de gerar dados de apoio para a elaboração do relatório de análise de tensões cujos resultados serão avaliados no contexto do relatório de análise de segurança da usina nuclear.

No caso das unidades 2 e 3 da Central Nuclear Almirante Alvaro Alberto, em Angra dos Reis – RJ, as firmas projetistas são a Nuclen e a KWU – Kraftwerk Union, e os relatórios deverão ser apreciados pela CNEN Comissão Nacional de Energia Nuclear, para o cumprimento dos dispositivos legais do processo de licenciamento dessas usinas.

Os métodos analíticos e numéricos para cálculos de tensões têm sofrido grandes melhoramentos nestes últimos 20 anos⁽⁶⁾, primeiramente, com os trabalhos de Nagdhi e Reissner que desenvolveram as bases fundamentais para cálculos de tensões em cascas e cujos resultados, para cascas grossas, são as equações de Lamé apresentadas na referência⁽⁴³⁾.

Recentemente, os intensos trabalhos de pesquisas, desenvolvidos e coordenados pelo programa de tecnologia de Aços de Secção Pesada, sob responsabilidade do Laboratório Nacional de Oak Ridge,

nos EUA, têm apresentado importantes resultados que o código da ASME – American Society of Mechanical Engineers os têm incorporados nas suas versões mais atuais⁽¹⁾. Por exemplo, o emprego de novos aços para construção e soldagem de vasos de pressão, o conhecimento do comportamento desses e dos antigos aços sob as condições adversas do ambiente radiativo do reator^(3,6,9,19,26,28) e os novos melhoramentos que implicaram em limites mais altos de confiabilidade^(1,8,14,16,25,30) já são adotados nos atuais reatores de água leve.

A intensidade das pesquisas em andamento, nesse setor, e a constante preocupação sobre os problemas de segurança de usinas nucleares, na atualidade, dão uma medida da importância dos problemas de análise de tensões no processo de avaliação dos componentes mecânicos e estruturais.

1.2 – Histórico

O tratamento analítico do comportamento estrutural dos vasos de pressão está baseado na teoria da elasticidade linear^(16,43), e também nos desenvolvimentos de Lamé^(11,43) para cálculos de tensões em placas e cascas de grandes espessuras e nos resultados analíticos da Naghdi e Reissner nos problemas de tensões e deformações em cascas de pequenas espessuras. Contudo, estes métodos têm sido insuficientes para possibilitarem o cálculo de tensões em corpos de geometria complexa, tal como o vaso de pressão⁽⁵⁾ dos reatores de potência.

Esta insuficiência é devida a vários motivos: comportamento não linear dos materiais quando próximos de seus valores limites de tensões ou deformações; anisotropia devido à presença de defeitos ou características próprias da heterogeneidade dos materiais, comportamento dos materiais sob baixas e altas temperaturas; o problema das deformações dependentes do tempo, altas solicitações mecânicas, comportamentos dos materiais sob condições de propagação de fissuras e, no caso dos vasos de pressão dos reatores, o comportamento dos materiais sob condições de irradiações nucleares.

Por volta de 1950, a teoria da elasticidade^(5,43) fornecia apenas soluções aproximadas para tensões altas em estruturas simples, tais como vasos cilíndricos fechados por placas. Os estudos das fadigas metálicas eram limitadas às situações envolvendo milhões de ciclos, sendo que, a teoria da fadiga era utilizada principalmente nos projetos de sistemas vibrantes e máquinas rotativas.

Os maiores carregamentos nos sistemas de confinamento de fluidos sob pressão ocorriam apenas algumas milhares de vezes durante a vida dos vasos e geralmente eram ignorados os efeitos da fadiga, mesmo sendo esta a causa mais comum de falhas.

Os trabalhos pioneiros de Coffin¹ e Manson² mostraram que fadiga de baixo ciclo era caracterizada por grande espectro de deformação e não apenas pelo de tensões do ciclo, fato que levou à aplicação da análise quantitativa de fadiga, no projeto dos vasos de pressão, de acordo com Langer³.

No princípio da década de 1960, Paris⁴ mostrou como prever a taxa de crescimento de fratura, devido a presença de fissura numa dada distribuição de tensões num corpo material. Este fato levou ao estudo e pesquisa de desenvolvimento de novos métodos de determinação da distribuição de tensões em corpos de geometria complexa.

-
- 1 COFFIN – JR. L.F. A study of the effects of cyclic thermal stress on a ductile met. *Trans. ASME (Amer. Soc. Mech. Eng.)*, 76:931, 1954, apud. COOPER, W. E. & Langer, B.F. *The Safety of reactor pressure vessels// Nucl. Safety*, Washington, D.C., 18(2):55-61, 1976.
 - 2 MANSON, S.S. Thermal stresses in design - part 19, Cyclic life of ductile materials. *Mech. Des.*, 32(14):139, jul 1939. Apud. COOPER, W.E.
 - 3 LANGER, B.F. Design of pressure vessels for low-cycle fatigue, *Trans. ASME. (Amer. Soc. Mech. Eng.) Ser. D.J. Basic Eng.*, 84(3):389, 1962. Apud. COOPER, W.E.
 - 4 PARIS, P.C. The fracture mechanics approach to fatigue: a multidisciplinary approach. In: *Proceedings of the 20th Sagamore Army Materials Research Conference*, Syracuse, N.Y., Syracuse University Press, 1964. Apud. COOPER, W.E.

Em 1965, Otter^(30,31) apresentou nova técnica, denominada relaxação dinâmica, utilizando fundamentos teóricos do método das diferenças finitas, para cálculos de tensões e deformações em vaso de pressão construído em concreto protendido. Em 1966, pesquisadores³ da Universidade da Califórnia e do Instituto de Tecnologia de Massachusetts apresentaram um novo programa de computação, utilizando pioneiramente o método dos elementos finitos para as mesmas finalidades pretendida por Otter.

A introdução destas técnicas eram apoiadas na existência de grandes computadores e, a partir desta época, obteve-se um melhor conhecimento das distribuições de tensões em corpos de geometrias complexas e, por sua vez, melhores estudos dos comportamentos dos vasos possuindo pequenas fissuras.

As contínuas ocorrências de fraturas frágeis em navios cargueiros, durante a 2ª Guerra Mundial, representou um fenômeno surpreendente e assustador. A simples lembrança daquelas falhas talvez seja a mais provável causa dos muitos temores com respeito a potenciais falhas catastróficas em reatores nucleares.

A partir de 1950, registrou-se grandes desenvolvimentos no setor de Mecânica das Fraturas Elásticas Lineares⁽⁵⁾ e, atualmente^(2,9,26,41), as fraturas frágeis podem ser evitadas quando são respeitadas as exigências do projeto e os critérios de escolha de materiais de vasos de pressão nos processos de garantia da qualidade nuclear.

A degradação da resistência à propagação de fratura provocada pela irradiação é também fonte de inquietação, mas os experimentos conduzidos no Laboratório de Pesquisas Navais dos EUA por Steele⁽⁴²⁾ e outros, tais como: Smith^(39,40); Hunter⁽¹⁹⁾, Rossin⁽³⁵⁾ e Willians^(48,49) tem proporcionado as informações necessárias para o desenvolvimento de aços, tais como: A-533 A, A-533 B e A-508, utilizados nos atuais vasos de pressão dos chamados LWR reatores de água leve.

Em 1965, pensava-se⁽⁵⁾ que o princípio da Mecânica da Fratura Linear, desenvolvida para aços com espessuras próximas de 50 mm não seriam aplicáveis em aços com espessuras variando de 200 à 300 mm, utilizados nos grandes reatores refrigerados por água. Nesta ocasião, o Comitê de Pesquisas de Vasos de Pressão do Conselho de Pesquisa de Soldas, propôs um extenso programa de pesquisa para a AEC - Comissão de Energia Atômica dos EUA, que por sua vez decidiu realizar investimentos no programa de tecnologia de Aços de Secção Pesada, conduzido pelo Laboratório Nacional de Oak Ridge dos EUA.

Os resultados, confirmados pelos testes de rompimento de vasos modelos construídos com paredes grossas^(26,28,47), mostraram que era possível prever o comportamento dos vasos de reatores nucleares, na presença de defeitos e falhas.

Atualmente⁽⁵⁾, as atenções se direcionam para os casos de falhas dúcteis e também nas aplicações da Mecânica da Fratura Linear no campo da análise elastoplástica.

Estes desenvolvimentos permitirão, em futuro próximo^(5,10,46), a eliminação do excesso de conservativismo exigido pelo Código ASME⁽¹⁾ na avaliação dos dados resultantes de inspeções em serviço^(1,6,42).

Do ponto de vista do cálculo de tensões, que é fundamental para as avaliações técnicas, o atual método dos elementos finitos⁽²⁵⁾ já apresenta resultados satisfatórios e a sua capacidade de cálculos está sendo estendida para a análise do comportamento elástico não linear, englobando a propagação de fissuras, efeitos das concentrações de tensões, originadas em conformações de materiais e geometrias não conformes. Também, tem-se efetuado análise de propagação de fissuras utilizando-se os programas elaborados por Davidson², no Instituto de Energia Atômica⁽⁸⁾, mas estas estão restritas aos casos de vasos de pressão construídos em concreto protendido.

1 WILSON, EL. Program FEAST-1-65-User's manual, Boston, MIT, 1967.

2 DAVIDSON, I. Consultor Internacional contratado pelo IEA.

Modificações, sugeridas por Davidson, estão sendo introduzidas nos programas PV-2A¹, cujo objetivo é o de efetuar cálculos de tensões térmicas. Os resultados ainda estão limitados aos vasos mais simples.

1.3 – Objetivos da Dissertação

É objetivo deste trabalho, realizar uma avaliação da integridade do vaso de pressão construído com aço de baixo carbono e baixos elementos de liga, do tipo A-533B, utilizado nas unidades 2 e 3⁽³³⁾ da Central Nuclear de Angra dos Reis, e submetidos a esforços devido a diversos níveis de pressão, utilizando-se os programas PV-2A e FEAST-1-65, com opção axissimétrica bidimensional. Por outro lado, a verificação dos métodos usados, será posto a prova, analisando-se as distribuições de tensões do vaso de pressão modelo, ensaiado no Laboratório Nacional de Oak Ridge, para efeitos de comparações de resultados dos cálculos analíticos propostos com os dados experimentais.

Deseja-se, também, promover modificações e adaptações dos métodos e programas de cálculos nos programas PV-2A e FEAST-1-65, disponíveis no Instituto de Energia Atômica, e que foram desenvolvidos explicitamente para cálculos de vasos de pressão de concreto pretendido, para o cálculo de vasos de aços.

Também, pretende-se estudar os resultados estatísticos nas refs.^(18,21,34,45,46) os quais asseguram que as rupturas de vasos de pressão ocorrem após a propagação de fissuras nos locais onde existem concentrações de tensões.

Uma compreensão melhor do problema de análise de tensões de vasos de aço dos reatores de potência, além do interesse acadêmico, é bastante relevante para os órgãos regulatórios do Brasil e para a indústria fabricante desses vasos, em geral.

2 – REATORES NUCLEARES DE ÁGUA PRESSURIZADA TIPO PWR

2.1 – Reatores PWR

O crescente emprego dos reatores nucleares moderados e refrigerados por água leve pressurizada para fins de geração de energia elétrica, tornou esse tipo, denominado PWR, o mais difundido mundialmente^(34,45).

Dentre os LWR, o Brasil optou pelos reatores PWR. A primeira unidade, em fase final de construção, é a unidade 1 da Central Nuclear localizada em Angra dos Reis, cujo início de operação está previsto para 1978. A unidade 2, também em Angra dos Reis, teve sua construção iniciada recentemente.

A unidade 1 é de procedência americana, sendo o fornecedor do sistema de fornecimento do vapor nuclear, NSSS a firma Westinghouse. As unidades 2 e 3 são de procedência alemã e o fornecedor do NSSS é a firma Kraftwerk Union. Para as unidades 2 e 3, a responsabilidade pelo projeto é da Nuclen - Nuclebrás Engenharia.

A assinatura de um acordo de cooperação para o desenvolvimento nuclear, entre o Brasil e a República Federal da Alemanha, tornou o reator tipo PWR de grande interesse para o nosso País, pois, pretende-se instalar um parque industrial envolvendo todo o ciclo do combustível nuclear, além da fabricação de componentes e os projetos de unidades nucleares no próprio Brasil.

A confiabilidade dos sistemas PWR é garantida pela existência de grande número de reatores já em funcionamento, começando pelas usinas pioneiras de Shipping Port, Yankee e Indian Point 1, nos EUA.

¹ Programa de análise de Tensões em Problemas Bidimensionais pelo Método de Relaxação Dinâmica.

Os estudos da confiabilidade e da segurança desses sistemas PWR serão discutidos no Capítulo 3.

Os sistemas PWR formam unidades compactas e apresentam menores dimensões que os congêneres BWR, reatores moderados e refrigerados por água leve em estado de ebulição situados na mesma faixa de potência. Ref⁽¹⁷⁾.

Os aspectos de segurança e análise dos sistemas PWR também serão discutidos no Capítulo 3.

Na Tabela II.1 são apresentadas as características principais do projeto das unidades 2 e 3 da Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto.

Tabela II.1

Características Principais das Usinas PWR de 1300 MWe

– potência térmica de saída do núcleo do reator.	3.765 MW _t	
– potência gerada no combustível	97,4 %	
– número de conjunto combustível	193	
– diâmetro equivalente do núcleo	360,5 cm	
– altura ativa do núcleo	390,0 cm	
– peso total de UO ₂ no primeiro núcleo	103.000 Kg	
– razão de volume H ₂ O/UO ₂	2,06	
– enriquecimento	{ 69 conjuntos	1,9 %
	{ 68 conjuntos	2,5 %
	{ 56 conjuntos	3,2 %
– fluxo neutrônico médio En < 0,625 eV	5x10 ¹³ cm ⁻² seg ⁻²	
– fluxo neutrônico médio En > 0,625 eV	2,5x10 ¹⁴ cm ⁻² seg ⁻¹	
(resultados obtidos com 2 grupos de energia)		
– refrigerante e moderador.	H ₂ O + ácido bórico	
– fluxo total de refrigerante	18.800 Kg/seg	
– fluxo de refrigerante através do núcleo	17.672 Kg/seg	
– velocidade média do refrigerante	447 cm/seg	
– número de circuitos de refrigeração.	4	
– volume de líquido no sistema incluindo o do pressurizador	405x10 ⁶ cm ³	
– fluxo médio de massa de refrigerante.	0,3158 Kg/cm ² /seg	
– temperatura média do refrigerante no bocal de entrada do vaso de pressão . .	291,3° C	
– aumento médio de temperatura no interior do vaso de pressão	34,8° C	
– temperatura média do refrigerante no local de saída do vaso de pressão	326,1° C	
– temperatura máxima do refrigerante na saída do canal quente do núcleo . . .	346,3° C	
– pressão do refrigerante no sistema primário	158 Kg/cm ²	
– coeficiente médio de transferência de calor da barra combustível para o refrigerante	2,6 Watts/cm ² /°C	

Continua . . .

Continuação da Tabela II.1

– superfície total de transferência de calor no núcleo do reator	6,041 x 10 ⁷ cm ²
– densidade média do fluxo de calor	81,1 Watts/cm ²
– densidade máxima do fluxo de calor	152,9 Watts/cm ²
– potência média do calor produzido por comprimento ativo da barra combustível	207,9 Watts/cm
– potência máxima do calor produzido por comprimento ativo da barra combustível	519,8 Watts/cm
– potência do calor produzido por volume de núcleo do reator	93.000 Watts/litro
– potência média do calor produzido por Kg de urânio	36.400 Watts/Kg.
– temperatura máxima de UO ₂ em 3,765 MW _t	~2092°C
– temperatura máxima de UO ₂ em 1,12 x 3.765 MW _t	~2280°C
– temperatura na periferia do UO ₂ em 3765 MW _t	~597°C
– temperatura na superfície do encamisamento	~348,6°C
– comprimento dos conjuntos combustíveis	483,5 cm
– número de barras combustíveis por conjunto	236
– peso total de cada conjunto combustível	832 Kg
– material do encamisamento	zircaloy-4
– comprimento da barra combustível	440,7 cm
– material do combustível	UO ₂
– dimensões da pastilha combustível	φ 0,911 x 1,1 cm
– material absorvedor de nêutrons	Ag 15 Tn 5 Cd
– número de barras de controle por conjunto	20
– comprimento das barras de controle	455 cm
– comprimento das barras absorvedoras	353 cm

2.2 – Funções do Vaso de Pressão nos Reactores PWR

Do ponto de vista da concepção do reator nuclear, o vaso de pressão contém o reator propriamente dito. Ele aloja o núcleo do reator e seus componentes internos constituídos pelos conjuntos combustíveis, chicanas e barril do núcleo, o refrigerante e moderador, os conjuntos de barras de controle e absorvedores, instrumentação do núcleo e o tambor de blindagem térmica.

Do ponto de vista da segurança, o vaso constitui a peça principal de contenção⁽⁶⁾. Ele representa a barreira de segundo nível contra o escape dos produtos de fissão. O encamisamento constitui-se na de primeiro nível, e o prédio de contenção externa constitui-se na de terceiro nível.

A importância primária do vaso dentro do sistema de segurança provém do fato de que a perda de sua integridade viola as condições necessárias para a atuação do sistema de engenharia de segurança do reator. Este sistema é constituído principalmente pelo sistema de refrigeração de emergência do núcleo que, na ocorrência de falhas disruptivas, para as quais existe ruptura do vaso provocada por fraturas frágeis e acompanhada pela liberação de grande volume de fluido pressurizado, fica totalmente inutilizado e incapaz de exercer sua função.

As falhas não disruptivas do vaso são classificadas como acidentes de perda de refrigerante, LOCA^(16,11,18), e nestas condições, a análise das condições termodinâmicas e nucleares pode ser realizada por programas de computação especializados, tal como RELAP-4⁽⁶⁾, disponível no CPD do IEA.

2.3 – Análise e Projeto do Vaso de Pressão

2.3.1 – Considerações Gerais

As considerações de análise e projeto do vaso de pressão são baseadas nos critérios estabelecidos pelos órgãos regulatórios.

Estas exigências, por sua vez, são baseadas nas experiências obtidas na fabricação de vasos de pressão para fins não nucleares e nos reatores já em operação.

As principais considerações estão relacionadas com as condições de cargas impostas nas operações normais e na existência de fenômenos transientes cuja ocorrência é de baixa frequência. Para assegurar-se uma vida média de aproximadamente 40 anos, considerando-se as experiências obtidas com outros projetos, é recomendação básica que sejam obedecidas as condições impostas pelas normas da ASME ou normas equivalentes alemãs.

No caso de utilização do código ASME⁽¹⁾, que também é utilizado na RFA (República Federal da Alemanha), para finalidades de avaliação da segurança dos componentes de classe 1, nos casos de análise de tensões, as considerações são as seguintes:

A intensidade equivalente das tensões combinadas $S^{(1)}$, de acordo com a teoria da máxima tensão de cisalhamento⁽⁴³⁾ é definida por:

$$S = 2 \tau_{\max} \quad (2.3.1)$$

onde: $\tau_{\max} = \frac{1}{2} (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})$ e os valores σ_{\max} e σ_{\min} , definidos por:

$$\sigma_{\max} = \text{máximo} \{ \sigma_R, \sigma_H, \sigma_L \} \text{ e}$$

$$\sigma_{\min} = \text{mínimo} \{ \sigma_R, \sigma_H, \sigma_L \}.$$

As grandezas σ_R , σ_H e σ_L referem-se às três direções das coordenadas cilíndricas.

Ao calcularmos a distribuição de tensões numa estrutura, podemos avaliar a tensão S que por sua vez deve satisfazer o critério estabelecido na Ref.⁽¹⁾, onde,

$$S \leq 2 S_m \quad (2.3.2)$$

Sendo S_m o valor da tensão de membrana cujos valores são obtidos experimentalmente, segundo os critérios da ASTM – American Society for Testing Materials.

As tensões de membrana para os aços de construção de vasos de pressão para reatores LWR – reatores de água leve, incluindo os tipos PWR e BWR, independem da temperatura dentro do intervalo de 20°C à 370°C.

¹ Acidente de perda do refrigerante.

Nesta faixa de temperatura as principais propriedades desses aços, tais como: o módulo de Young E , o coeficiente de Poisson ν , a tensão de escoamento σ_{esc} e a tensão de ruptura σ_{rup} , não sofrem variações significativas.

As tensões térmicas, de acordo com critérios estabelecidos na Ref.⁽¹⁾ são avaliadas por:

$$2 \Delta T E \alpha < S_g \quad (2.3.3)$$

sendo S_g a tensão limite de fadiga, obtida experimentalmente também de acordo com a ASTM.

α é o coeficiente de expansão térmica⁽¹⁾, cuja variação com a temperatura para os aços de construção de vasos de pressão é insignificativa.

ΔT é o gradiente de temperatura, que pode ser avaliada por algum dos diversos métodos de cálculos existentes^(12,16,17).

2.3.2 – Exigências Impostas nos Códigos de Construção de Vasos de Pressão

As seguintes diretrizes são seguidas para o cálculo e avaliação da resistência mecânica:

- 1) Cálculo de projetos;
- 2) Análise de Tensões;
- 3) Análise de fadigas;
- 4) Análise de fraturas frágeis.

Os cálculos de projeto são elaborados no momento em que se pretende construir uma usina nuclear, sendo nesta ocasião, estabelecidos os principais parâmetros da usina, a saber: pressão de operação, intervalo de variação de temperaturas, seleção de materiais, códigos e normas a serem obedecidos e outros.

Já na análise de tensões é possível de ser feita no instante em que os principais parâmetros do reator estejam estabelecidos e, neste caso, é necessário o conhecimento das dimensões principais do reator e seus componentes internos, massa de combustível, a ser utilizada, volume de refrigerante e outros. Um método de cálculo deve ser estabelecido e os valores obtidos devem ser comparados com as condições limites estabelecidas, como na Ref.⁽¹⁾, ou em normas relevantes aplicáveis ao caso.

A análise de fadiga visa o estudo dos efeitos das solicitações cíclicas no vaso de pressão, principalmente nas descontinuidades materiais, penetrações e anel de fechamento do vaso.

As dificuldades existentes para o cálculo das tensões de fadiga são devidas, principalmente à natureza cíclica dessas, mas, atualmente⁽²⁵⁾, bons métodos de cálculos são disponíveis e, alternativamente, pode-se utilizar as recomendações da ASME⁽¹⁾.

A análise das fraturas frágeis, como mencionadas no Capítulo 1, são indiscutivelmente as mais importantes^(2,5,18,25), principalmente na análise de segurança do reator, pois, a ocorrência deste tipo de fratura implica na ocorrência de falhas disruptivas do vaso de pressão, de conseqüências gravíssimas.

As pesquisas, coordenadas pelo Laboratório de Oak Ridge^(2,42,47) demonstram a adequação das atuais ações, tais como os: A-533-B e A-508, utilizados nos atuais grandes reatores PWR e BWR de classe acima de 1000 MWe, projetados nos EUA e RFA.

As pesquisas desenvolvidas no Laboratório de Engenharia de Desenvolvimento de Hanford, nos EUA, para a verificação do efeito da irradiação neutrônica nesses mesmos aços A-533-B e A-508, visam avaliar a influência dessa irradiação nas propriedades mecânicas, principalmente, no fator de intensidade de tensão K_I que é fundamental para a análise da propagação de fissuras em vasos de pressão.

2.3.3 – Conclusão

Finalizando este Capítulo, podemos concluir que a análise de tensões deve ser efetuada, considerando-se as seguintes condições de carga:

- carregamentos mecânicos externos, em geral, forças de reação das tubulações do circuito primário, no vaso de pressão;
- tensões térmicas estacionárias e transientes nas secções de transições, bocais, flange e no envoltório de fechamento da parte superior do vaso, considerando-se os gradientes de pressão causados pelo refrigerante;
- ações do peso da estrutura do núcleo do reator e forças devidas à variação do fluxo de refrigerante, na eventualidade de quedas bruscas de pressão;
- peso do refrigerante do reator.

Nesta análise, deve ser considerado o endurecimento do material do vaso, devido à irradiação neutrônica, pelos nêutrons com energia acima de 1 MeV. Também deve-se provar a conservação da integridade do vaso quando sujeito às forças de reações, na eventualidade de ocorrência de acidentes sísmicos ou de perda de refrigerante.

3 – O VASO DE PRESSÃO E A SEGURANÇA DE REATORES NUCLEARES

3.1 – Histórico

A análise de segurança de reatores nucleares envolve a verificação dos parâmetros de projeto, antes da permissão para construção e entrada em operação do reator.

A metodologia seguida no Brasil para o licenciamento, construção, análise dos relatórios de segurança e ensaios pré-operacionais têm sido e será similar a adotada nos países fornecedores do reator nuclear.

A importância da análise de segurança é a de documentar todos os parâmetros de projeto, análises de eventos transientes e do comportamento neutrônico e termo-hidráulico na possibilidade de ocorrências de eventos normais e anormais.

Os resultados das simulações de incidentes de baixa probabilidade de ocorrência, também são considerados e, nesses casos, avaliam-se as suas conseqüências e também o comportamento dos sistemas especialmente projetados para a minimização dos possíveis danos ao público e à própria instalação.

A análise de segurança considera os aspectos de avaliação do projeto e desempenho de estruturas, sistemas e componentes, cujo objetivo é considerar os riscos à saúde e segurança do público incluindo-se as determinações de: margens de segurança durante operação normal; condições de operações sob condições normais e transientes; adequação das estruturas, sistemas e componentes para prevenção de acidentes e propagação das conseqüências destes; análise e avaliação do desempenho do

sistema de refrigeração de emergência do núcleo do reator após um acidente postulado do tipo LOCA, identificação e justificação da escolha de todas as variáveis envolvidas no sistema.

No caso de reatores de água leve, a análise de tensões é realizada segundo as normas da ASME, tanto nos EUA como na RFA.

As condições de contorno, utilizadas na análise de tensões para os vasos de pressão de PWR, são:

1 - pressão de projeto	175 Kgf/cm ²
2 - pressão de operação	158 Kgf/cm ²
3 - pressão de teste	527 Kgf/cm ²
4 - pressão máxima para as condições transientes	1,3 x Projeto

3.2 - A Análise de Segurança

Do ponto de vista internacional, os principais métodos de análise e avaliação de segurança são originários dos EUA, principalmente por ser nesse país que se desenvolveram os reatores tipo LWR, e também por contar com os principais fabricantes e onde se localiza a grande maioria dos reatores.

O mais recente estudo para avaliação de segurança dos LWR consta do relatório elaborado por Rasmussen⁽³⁴⁾ e seus colaboradores e que tinha como objetivo analisar os riscos envolvidos na operação dessas instalações e compará-los com os riscos convencionais da sociedade industrial.

Na Inglaterra, analisaram-se estudos de avaliação da segurança dos LWR com o objetivo de verificar a sua segurança no contexto desse país e, também, de verificar os procedimentos a serem adotados para futura instalação potencial desses reatores.

Os estudos e avaliações de segurança de reatores na RFA, são realizadas no Instituto de Segurança de Reatores e nas Associações do Inspeorado Técnico, TÜV.

No Relatório Rasmussen⁽³⁴⁾, os dados sobre confiabilidade de vasos de pressão foram obtidos da Ref.⁽⁴⁵⁾ que, apoiado nos resultados obtidos dos vasos de pressão de usinas térmicas convencionais⁽⁴⁶⁾, considerou que as práticas de construção e experiência obtidas com o código ASME⁽¹⁾ fornecem valores de taxa de riscos num limite superior de 10^{-5} e inferior de 10^{-7} por ano-vaso, com valor médio de 10^{-6} por ano-vaso, quando se considera as falhas disruptivas. O mesmo estudo⁽³⁴⁾, mostra que o valor de 10^{-5} falhas por ano-vaso é inferior a 10^{-4} falhas de tubulações principais por ano-reator, que é a causa mais comum dos acidentes de perda de refrigerante.

Na Ref.⁽⁴⁵⁾, que trata da integridade dos vasos, levou-se em consideração os dados de falhas dos vasos nucleares e não-nucleares e, os resultados desse relatório são avaliados, considerando-se as experiências obtidas na RFA e na Inglaterra na construção de vasos não nucleares. Desse modo aumentou-se a população estatística, necessária para a obtenção de boa média nas taxas de falhas.

O valor 10^{-5} por ano-vaso é muito conservador^(5,34,45,46), pois, o número de vasos com experiência nuclear é muito pequeno ainda, e a utilização de vasos convencionais construídos, no caso dos EUA, respeitando-se as secções I e XI? do código ASME, contribuíram para a obtenção desses valores muito altos nas taxas de falhas.

Os relatórios de estudo de segurança⁽³⁴⁾ e de avaliação da integridade dos vasos de pressão⁽⁴⁵⁾ concluem que, se considerar as atuais práticas de projeto de construção e de inspeção de vasos para reatores nucleares, segundo a orientação e requisitos da secção III da ASME, esse valor de taxa de falhas torna-se tão baixo⁽⁴⁶⁾ que se levaria a concluir que a ocorrência de falhas disruptivas é extremamente pequena para esses vasos Refs.^(10,46).

A importância desses resultados para o caso do Brasil é de que a unidade 1 Ref.^(13,32), de procedência americana e seu vaso de pressão foi construída de acordo com as normas da ASME.

As unidades 2 e 3 Ref.⁽³³⁾ são de procedência alemã e seus vasos de pressão estão sendo construídos segundo as normas DIN — Deutch Industriale Norm.

3.3 — Integridade dos Vasos de Pressão

A integridade é definida como sendo a não ocorrência de falhas disruptivas, que poderiam comprometer o funcionamento da unidade nuclear e a segurança do público.

A ocorrência desse tipo de falhas é classificada como o evento catastrófico da Classe 1 de liberação de material radioativo para o meio ambiente⁽³⁴⁾.

Muitos estudos têm sido realizados^(5,6,7,10,34) para a análise do comportamento termo-hidráulico e termo-hidráulico na ocorrência dessas falhas, cujo objetivo é o de verificar e desenvolver métodos de cálculos a serem empregados nas análises de segurança dos reatores.

Nas técnicas atuais de cálculos, por exemplo, o programa RELAP-4 é aplicável nos estudos de acidentes de perda de refrigerante, para os casos de quebras de tubulações do circuito primário de refrigeração do núcleo do reator.

Na técnica atual de cálculo do comportamento termo-hidráulico, na eventualidade da ocorrência de acidentes tipo LOCA, o programa RELAP-4, por exemplo, é utilizado nas análises envolvendo quebra de tubulações no circuito primário de refrigeração. Versões mais desenvolvidas deste programa RELAP-4 estão sendo desenvolvidas e provavelmente existirão no futuro para a análise do comportamento termo-hidráulico envolvendo a ruptura de vasos de pressão⁽⁶⁾.

O maior programa de pesquisa até hoje levado à efeito, para estudo de falhas em vasos de pressão, é o conduzido sob coordenação do Laboratório de Oak Ridge. Os principais resultados dessas pesquisas estão disponíveis na literatura Refs.^(2,3,6,9,26,27,47).

Resultados das pesquisas, vasos utilizados nos testes e ensaios com o vaso modelo V-7, serão discutidos no Capítulo 5.

Os principais estudos envolvem a análise do comportamento de pequenas fissuras, existentes nos vasos, devido a defeitos de soldas, e concentrações de tensões ocorridos na fabricação e ou introduzidos quando da operação da unidade nuclear, provocados por choques mecânicos ou térmicos. Essas fissuras podem ser detectadas nos ensaios não destrutivos, utilizando-se de ultrassom, radiografias ou outros métodos.

O relatório da Ref.⁽⁴⁵⁾ é a principal publicação e seus resultados são aceitos mundialmente segundo a Ref.⁽⁶⁾. Elaborado em bases estatísticas, esse estudo abrange os seguintes tópicos: levantamento de dados de falhas existentes cujo objetivo é a determinação da confiabilidade dos vasos para reatores; avaliação das correntes práticas de construção; estudos dos mecanismos básicos de falhas e sua aplicabilidade nos vasos de pressão; considerações operacionais e estudo das estatísticas de falhas publicadas ou não; comparações das práticas de construção e das condições de serviços a que estão submetidos os vasos nucleares ou não e, como elas se relacionam com as probabilidades de falhas.

As discussões e conclusões desse relatório da Ref.⁽⁴⁵⁾ são limitadas às considerações sobre materiais para os vasos de pressão utilizados nos reatores PWR e BWR, não incluindo as falhas devido aos excessos de tensões, resultantes de acidentes postulados ou de sabotagens nos sistemas nucleares.

As Tabelas III.1 e III.2 mostram os resultados das pesquisas sobre as taxas de falhas.

Tabela III.1

Taxas de Falhas λ_{nd} e λ_d dos Vasos de Pressão

Instituições (País)	Taxas de falhas/ano/vaso	Observações
EEU-TVA (EUA)	λ_{nd} de $4,6 \times 10^{-4}$ a 2×10^{-3} $\lambda_d < 4,60 \times 10^{-4}$	Caldeiras de vapor construídas segundo a Secção I do Código ASME. O vaso mais antigo foi construído em 1926. Estudos baseados em 1033 vasos, sendo 468 operando acima de 100 kgf/cm^2 ; 565 operando entre 60 kgf/cm^2 a 100 kgf/cm^2 , totalizou 104 vasos-anos ^o de operação.
EEl (EUA)	$\lambda_{nd} = 4,6 \times 10^{-4}$ como limite superior. Limite para 99% de confiança $\lambda_d < 2,1 \times 10^{-4}$, não houve falha disruptiva.	Caldeiras de vapor e vasos de pressão construídos a partir da versão de 1956 das Secções I e VIII do Código ASME. Baseado em $2,2 \times 10^4$ vasos-anos, com 5000 vasos em operação. Não houve nesta pesquisa, casos de falhas disruptivas.
ABMA (EUA)	$\lambda_d < 6,4 \times 10^{-6}$ Taxa de falhas não disruptivas e não críticas, $3,0 \times 10^{-4}$ – taxa de falhas não disruptivas mas potencialmente disruptivas $2,1 \times 10^{-4}$.	Caldeiras e vasos construídos desde 1939 segundo as Secções I e VIII do código ASME. Baseado em $7,23 \times 10^5$ vasos-anos, com 68000 vasos em operação.

Continua...

Continuação da Tabela III.1

Instituições (País)	Taxas de falhas/ano/vaso	Observações
US Navy (EUA)	$\lambda_{nd} = 0$ $\lambda_d = 0$	Vasos projetados, construídos, inspecionados e operados, segundo as normas da Marinha dos Estados Unidos. Baseado em 1075 vasos-anos, num total de 123 vasos.
Experiências com reatores nucleares do tipo LWR, utilizados na produção de energia elétrica em escala comercial, nos EUA.	Não registram falhas disruptivas.	Número de reatores-anos é muito pequeno. 125 reatores-anos. Não permitindo portanto, inferências estatísticas para obtenção de dados de falhas.
^{/°} / Phillips & Warwick (Inglaterra)	Potencialmente perigosas: $2,5 \times 10^{-6}$. Catastróficas $4,6 \times 10^{-5}$.	Aplicação de códigos industriais é da responsabilidade dos usuários das instalações na Inglaterra. Difere das práticas utilizadas nos EUA, cuja exigência é mandatória para o uso do Código ASME. A pesquisa envolveu a quantidade de 12700 vasos de pressão, englobando 100300 vasos-anos em operação.
TUV (República Federal da Alemanha) ([°]) Kellerman (TUV) (^{**}) Kellerman e Seipel (TUV)	([°]) simples: $2,1 \times 10^{-6}$ perigosas: $9,0 \times 10^{-5}$ (^{**}) simples: $1,3 \times 10^{-5}$ perigosas: $3,0 \times 10^{-6}$	([°]) período de 1958 a 1965, totalizando 300.000 vasos documentados. (^{**}) período de 1950 a 1965, com $1,7 \times 10^6$ vasos-anos, totalizando 240.000 vasos.

^{/°}/ Phillips & Warwick, 'A survey of defects in pressure vessels built to high standards of construction and its relevance to nuclear primary circuit envelopes AHSB (S) R 162, UK.

- EEl (EUA) — Edison Electric Institute
- TVA (EUA) — Tennessee Valley Authority
- ABMA (EUA) — American Boiler Manufacturers Association
- TUV (RFA) — Technischen Überwachungs-Vereine (Technical Inspection Associations)
- US Navy (EUA) — Marinha dos Estados Unidos da América.

Tabela III.2

Comparações das Estatísticas de Falhas para Vasos não Nucleares

Instituição (País)	Vasos-anos em operação	Taxa de falhas disruptivas, com limite superior a 99% de confiança. Falha disruptiva/vaso - ano
EET-TVA (EUA)	10.000	$4,6 \times 10^{-4}$
EET (EUA)	22.000	$2,1 \times 10^{-4}$
ABMA (EUA)	723.000	$6,4 \times 10^{-6}$
Phillips, Warwick (Inglaterra)	100.300	$4,6 \times 10^{-5}$
TUV /1950 a 1965/, (RFA)	1.700.000	$2,7 \times 10^{-6}$ a $4,0 \times 10^{-5}$
TUV, Kellermann et alii. In 2nd. International conference for Pressure Vessel Technology, San Antonio, Texas, 1-4 Oct. Paper 1-2. Part I, Design and Analysis.	67.000	$6,9 \times 10^{-5}$

Analisando as taxas de falhas disponíveis, considerando-se o limite superior para 99% de confiança, conclui-se que os valores mais significativos são derivados das instituições TUV para o período 1950-1965 e ABMA.

Na consideração de todos os dados disponíveis, o Comitê Consultivo para Salvaguardas de Reatores dos EUA⁽⁴⁵⁾ concluiu que num limite superior de 99% de confiança, a probabilidade de falhas disruptivas de vasos não nucleares é menor que $1,0 \times 10^{-5}$ por vaso-ano. Por outro lado, considerando-se que existem acentuadas diferenças práticas entre os vasos nucleares e não nucleares, tais como, diferenças de projeto, na fabricação, nos materiais e nas condições de operação, a construção e operação dos reatores nucleares utilizando vasos de pressão construídos com aços A-533B e A-508 segundo as exigências da Seção III do Código ASME, são mais rigorosas que as da Seção I e VIII deste Código.

Nessas condições, e tendo-se em vista o baixo número de vasos-ano em serviço, o relatório da Ref.⁽⁴⁵⁾ conclui que a probabilidade de falhas disruptivas para os vasos de pressão nucleares é menor que $1,0 \times 10^{-6}$ por vaso-ano.

3.4 – Ocorrências em Reatores Tipo LWR

3.4.1 – Possíveis Modos de Falhas

As palavras acidentes e falhas são utilizadas em vários relatórios e na literatura⁽⁴⁵⁾ disponíveis, para cobrir uma grande quantidade de incidentes em vasos de pressão e caldeiras.

Para estabelecer-se uma definição básica para as análises estatísticas, as falhas de vasos são definidas como sendo as condições nas quais uma fissura, pontos de escapes ou outros defeitos são desenvolvidos nos vasos, exigindo-se portanto, reparação ou substituição dos vasos.

As duas maiores categorias de falhas de vaso são divididas em disruptivas e não-disruptivas.

As falhas disruptivas são aquelas para as quais existe uma ruptura do vaso, provocada por falhas de: cascas cilíndricas ou esféricas, bocais, ou cintas de fechamento, acompanhadas pela liberação de grande volume de fluido pressurizado.

As falhas não-disruptivas são aquelas em que a velocidade de crescimento das fissuras ou o tamanho do defeito, é de tal magnitude que poderiam alcançar um valor crítico, no qual ocorreria uma falha disruptiva.

3.4.2 – Defeitos em Vasos de Reatores

No reator experimental de água fervente EBWR, localizado no Laboratório Nacional de Argonne, EUA, o uso de revestimento interno ao vaso, utilizando-se aço especial soldado a ponto, foi a causa do aparecimento de fissuras, predominantemente na região de vapor. Após vários anos em serviço. O surgimento dessas fissuras foi atribuído ao baixo valor da tensão de ruptura⁽⁴⁵⁾.

Nos vasos de pressão dos reatores ELK River, Monticello, nos EUA e no BWR-JPDR, no Japão, foi utilizado revestimento soldado, pelo uso do aço tipo A-308. Foi observado a presença de fissuras no reator ELK River, quando do início de sua operação e, após um ano em serviço, essas fissuras aumentaram⁽⁴⁵⁾.

O mesmo comportamento foi observado nos reatores BWR-JPDR e Monticello.

O fissuramento intergranular existente no ELK River foi atribuído à excessiva mistura do metal base com o metal da solda, que por sua vez provocou a formação de uma liga martensítica⁽⁴⁵⁾.

Nos reatores Monticello e JPDR as fissuras foram atribuídas a baixo nível de ferro na fase delta. Estas fissuras não se propagaram na direção do metal base.

O vaso de pressão do reator protótipo para submarino SIC, nos EUA, sofreu fissuramento do revestimento austenítico devido à tensão provocada pela corrosão. A junta de vedação, Viton – composto orgânico de flúor, usada no período de testes a quente se decompos, liberando íons fluorídricos que causaram o fissuramento do revestimento. Não houve propagação destas fissuras em direção à parede do vaso.

No vaso de pressão o reator Sequoyah, da TVA, foram observadas fissuras no seu revestimento após os testes hidrostáticos. Houve fissuramento superficial que foi atribuído a ocorrência de tensão provocada pela corrosão em combinação com ligas ferríticas contendo baixa formação de ferro na fase delta.

Fissuras sob o revestimento em vários vasos de pressão, incluindo-se os dos reatores Zion e Surry, nos EUA. Essas fissuras foram consideradas pequenas e resultaram do alto aquecimento ocorrido no processo de deposição de revestimento por soldagem, utilizando-se fios de arames múltiplos de aço especial.

Estudos analíticos dessas fissuras, indicaram que o crescimento delas seriam limitados durante a vida projetada desses vasos e, não haveria, portanto, nenhuma razão para acreditar-se na possibilidade de ocorrência de falhas disruptivas⁽⁴⁵⁾.

3.5 – Normas Legais e Códigos Industriais

As considerações aqui expostas são preliminares até uma definição final das normas de construção, fabricação, operação e licenciamento a serem adotadas no Brasil, no período, e após o desenvolvimento do acordo de cooperação estabelecido entre o Brasil e a RFA.

Em princípio, as normas vigentes são as mesmas que as utilizadas na RFA para o caso da construção das unidades 2 e 3 da Central Nuclear de Angra dos Reis.

Para o caso de construção e fabricação dos vasos de pressão, as experiências tecnológicas acumuladas pelos EUA e RFA, tornam a Seção III do Código ASME no primeiro e as normas relevantes da DIN no segundo, as mais adequadas.

No caso dos EUA, a Seção III do Código da ASME é mandatória.

3.6 – Código da ASME

O código ASME – ASME "Boiler and Pressure Vessel Code" é, como se observou nos Capítulos anteriores, o mais importante código industrial utilizado nos projetos de vasos dos reatores de água leve, principalmente nos EUA. Estabelecendo regras de segurança, envolvendo escolha de materiais, critérios de projetos e fabricação, exame, testes, inspeções e certificações de caldeiras, vasos de pressão e componentes para centrais nucleares, além do seu contínuo desenvolvimento em considerações às perguntas que surgem no tempo, a respeito de seu conteúdo.

De todas as seções do código, duas são relevantes para o campo nuclear: Seção III e Seção XI.

As normas para fabricação, inspeção e operação dos componentes nucleares possuem força legal nos EUA, conforme o estabelecido no 10CFR50.55a – "Code of Federal Regulations" de Junho de 1974.

O Código da ASME é apresentado em onze secções.

A Secção III do Código é dividida em duas divisões, sendo a Divisão 1 para componentes metálicos e a Divisão 2 para componentes de concreto.

A Divisão 1 é subdividida em 7 Subsecções que são classificadas com a importância dos componentes quanto às solicitações de segurança e integridade.

A Subsecção NA refere-se às exigências gerais e inclui todos os apêndices, mandatórios ou não.

A Subsecção NB refere-se aos componentes classificados como de Classe 1 de segurança. A Classe 1 trata dos componentes de contenção do sistema cuja finalidade é a de retenção de sistemas pressurizados para cuja função, caso ocorram falhas, provocam a perda da integridade do sistema de fornecimento de vapor nuclear.

Esses componentes, de Classe 1, são conhecidos como componentes do NSSS – Nuclear Steam Supply System, ou seja, sistema de fornecimento de vapor nuclear.

O Comitê para formulação de regras para construção de caldeiras de vapor e outros vasos de pressão expostas nesse Código, foi instituído pela Associação Americana de Engenharia Mecânica em 1911.

3.7 – Condições de Operações

As condições de operação dos vasos, são classificadas segundo as normas 10CFR50, Secção III do Código ASME e ANSI-N18.2, (Associação Americana de Normalização), a saber:

ANSI-N18.2	Secção III do Código ASME
Condição I	Operação normal
Condição II	Incidentes de frequência moderada
Condição III	Incidentes não frequentes
Condição IV	Falhas limites.

Estas classificações são relativas à análise de segurança e determinam as condições físicas a que está exposto todo o sistema nuclear produtor de vapor.

As seguintes considerações são válidas para o vaso de pressão.

Condição I é satisfeita pelas condições de projeto do vaso de pressão; para as pressões e temperaturas durante os ciclos de partidas, parades, operações em potência, testes, recarregamento e defeitos no encamisamento dos combustíveis, além de equipamentos específicos fora de serviço ou sob testes permitidos por especificações.

Condição II representa as condições cujas ocorrências são previstas para um calendário anual de funcionamento da unidade nuclear e, os fenômenos físicos apresentados são previstos no projeto, sendo que a minimização dos seus efeitos são considerados pelo projeto do sistema de engenharia de segurança. Define-se também as condições transientes, para as quais, os vasos estarão submetidos. Esses comportamentos transientes são previstos no vaso de pressão pela análise de fadigas e choques térmicos, de acordo com o Código ASME.

O uso do aço A533-B e A-508 na construção de vasos de pressão é a principal garantia de segurança, pois, esse material apresenta excelentes comportamentos para as condições transientes.

O calendário anual citado nesta Condição II, é definido como sendo o período compreendido entre dois períodos de recarregamento.

Os incidentes previstos na Condição II são: perda parcial ou interrupção do fluxo do refrigerante do núcleo do reator, excluindo-se parada do rotor da bomba do refrigerante primário, resfriamento inadvertido do moderador, despressurização por operação inadequada de elemento ativo do circuito primário, tais como: válvulas de segurança, vazamento nos tubos do gerador de vapor e diluição inadvertida de controle químico, erros de operação, queda de barras de controle.

A Condição II exige a parada e posterior retorno do reator em operação normal.

Condição III é a ocorrência de incidentes, alguns dos quais ocorrendo durante a vida em serviço da central nuclear.

Algumas dessas ocorrências pode ser: perda de refrigerante do reator, provocada por rupturas de pequenos tubos ou fissuras de grandes tubos, quebra de tubulações no sistema de refrigeração do circuito primário, operação com conjunto combustível em posição desapropriada, inadvertida remoção de barras absorvedoras de nêutrons na operação de recarregamento, não explicada inserção de reatividade, erros na programação das barras de controle e ruptura do tanque de decaimento gasoso.

A Condição III pode causar danificações apenas em pequena fração de elementos combustíveis no reator. A liberação de material radioativo devido a incidentes da Condição III não podem exceder os limites impostos no 10CFR20 "Normas para Proteção Contra a Radiação", da Comissão Regulatória Nuclear dos EUA.

Condição IV é a ocorrência de falhas não esperadas, mas são postuladas porque suas conseqüências incluem potencial liberação de quantidades significativas de material radioativo. Falhas da Condição IV são as mais drásticas e representam o caso limite.

Os eventos que implicam na ocorrência de incidentes da Condição IV são: ruptura de tubulação principal de refrigerante do circuito primário, movimento da estrutura ou de combustível devido a queda do núcleo do reator, ejeção de uma ou várias barras de controle.

A Condição IV não pode causar perda seqüencial das funções necessárias do sistema para evitar liberação de material radioativo que por sua vez pode provocar riscos indevidos à saúde e segurança do público, isto inclui o sistema de refrigeração do reator e o sistema de contenção.

Com o objetivo de garantir a proteção do público e a integridade do reator nuclear, os componentes que podem causar perda de refrigerante nas Condições III e IV são classificados como Classe 1 de Segurança.

3.8 - Danos de Irradiação nos Materiais Estruturais

As modificações nas propriedades dos materiais utilizados na construção dos vasos de pressão, têm sido intensivamente pesquisadas^(2,19,48,49), e o objetivo é o de estimar e avaliar quantitativamente as variações das propriedades macroscópicas mensuráveis, sob a influência de intenso fluxo de nêutrons possuindo altas energias, acima de 1 MeV.

As principais pesquisas, iniciaram-se no Laboratório de Pesquisa Naval dos EUA, após a 2ª Guerra Mundial, devido aos acidentes envolvendo navios cargueiros que sofriam fraturas frágeis. Com o desenvolvimento dos reatores tipo LWR, intensificaram-se as pesquisas com o objetivo de determinar os comportamentos mecânicos dos materiais estruturais, utilizados nesse tipo de reator.

Os testes e ensaios, principalmente os conduzidos nos Laboratórios de Oak Ridge e Hanford,

mostra a influência dos altos fluxos integrados de nêutrons nas tensões e deformações limites, além do aumento nas temperaturas de transição de ductibilidade nula, principalmente nos fluxos contendo nêutrons com energia superior a 1 MeV.

Nas Figuras 3.1, 3.2, 3.3 e 3.4 observa-se os altos valores das secções de choque de deslocamentos nos principais constituintes do aço A503-B a saber, Fe, Mo, Ni e Cr. Essas secções de choque microscópicas constam da biblioteca ENDF/B (Evaluation of Nuclear Data File, Versão III).

Algumas equações analíticas foram desenvolvidas, baseadas nos resultados experimentais de Hanford⁽¹⁹⁾, e são utilizadas na avaliação de propriedades mecânicas em função da temperatura e do fluxo integrado de nêutrons, sendo a equação 3.8.1 a mais clássica delas:

$$\Delta\sigma_c = 22 \left\{ 1 - e^{-\left(\psi/5 \times 10^{18}\right)} \right\} + \frac{\psi}{10^{19}} (4,3 - 0,0038) \quad (3.8.1)$$

sendo

$\Delta\sigma_c$ – a variação na tensão de escoamento,

T – temperatura do ambiente no qual o material está submetido em (°F);

ψ – fluxo integrado de nêutrons, com energia $E > 1$ MeV ($n/cm^2 \times 10^{19}$).

As pesquisas dos Laboratórios: de Pesquisa Naval, de Oak Ridge e Hanford, com os aços A-533B, determinaram os valores dos parâmetros críticos resistência à fratura e resistência ao impacto, principalmente. Foi observado, também, a influência da composição dos materiais tais como: Cu, S e P nesses parâmetros.

Os resultados são apresentados nas figuras seguintes.

4 – PROGRAMAS DE PESQUISAS DO LABORATÓRIO NACIONAL DE OAK RIDGE

As usinas nucleares, por motivos econômicos, são, preferivelmente dotadas de capacidade produtiva superior a 600 MW(e). O crescimento da indústria nuclear tem sido acompanhado pelo aumento do porte das unidades individuais. A consequência disto é o aumento dos diâmetros e espessuras dos vasos de pressão. As espessuras das placas para a fabricação de grandes vasos dos reatores PWR aproximam-se de 30 cm, com diâmetros de vasos variando de 400 à 500 cm. As temperaturas típicas de operação situam-se no entorno de 280°C e as pressões por volta de 175 kgf/cm² para os sistemas PWR e 88 kgf/cm² para os sistemas BWR.

O principal objetivo do programa de Tecnologia de Aços de Secção Pesada HSST administrado pelo Laboratório Nacional de Oak Ridge – ORNL, nos EUA, é o de avaliar o desempenho dos vasos de pressão usados nos sistemas de reatores para usos civis com ênfase nos efeitos de entalhes e defeitos, não homogeneidades materiais e descontinuidades no comportamento dos vasos de pressão, sob as condições de partida, operação, resfriamentos bruscos e condições de acidentes. Com este objetivo, o programa desenvolveu, e desenvolve ainda, tecnologias necessárias para estabelecer meios confiáveis para estimativas de margens conservadoras de segurança contra fraturas de vasos de pressão nuclear, durante a vida em serviço das centrais.

A integridade estrutural dos vasos nucleares é garantida pelo projeto e fabricação de acordo com as normas e códigos para vasos de pressão nucleares, pela detecção de defeitos de dimensões significativas

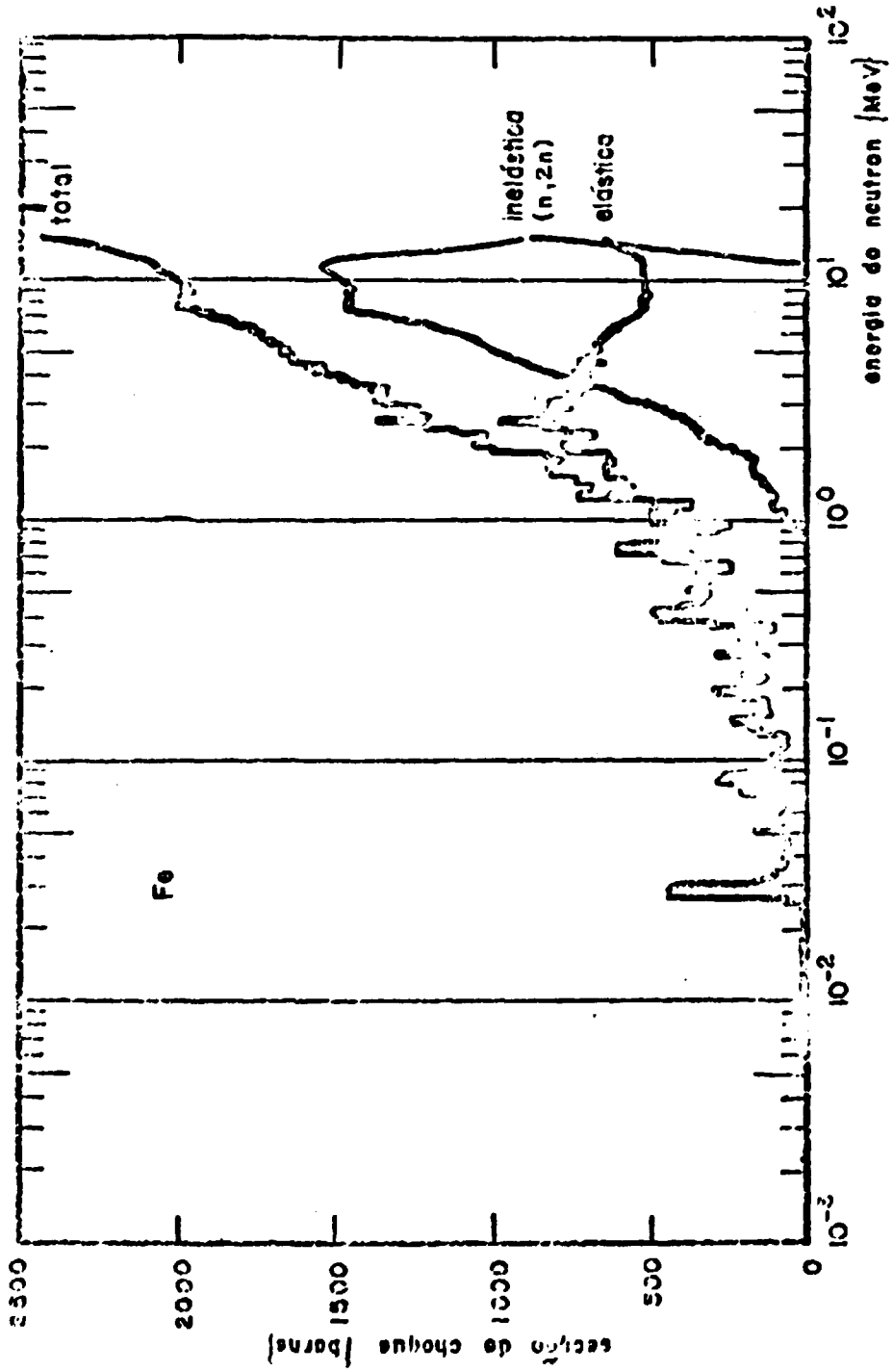


Figura 3.1 — Seção de Choque de Deslocamento para o Ferro II Energia de Limiar $E_d = 40$ eV

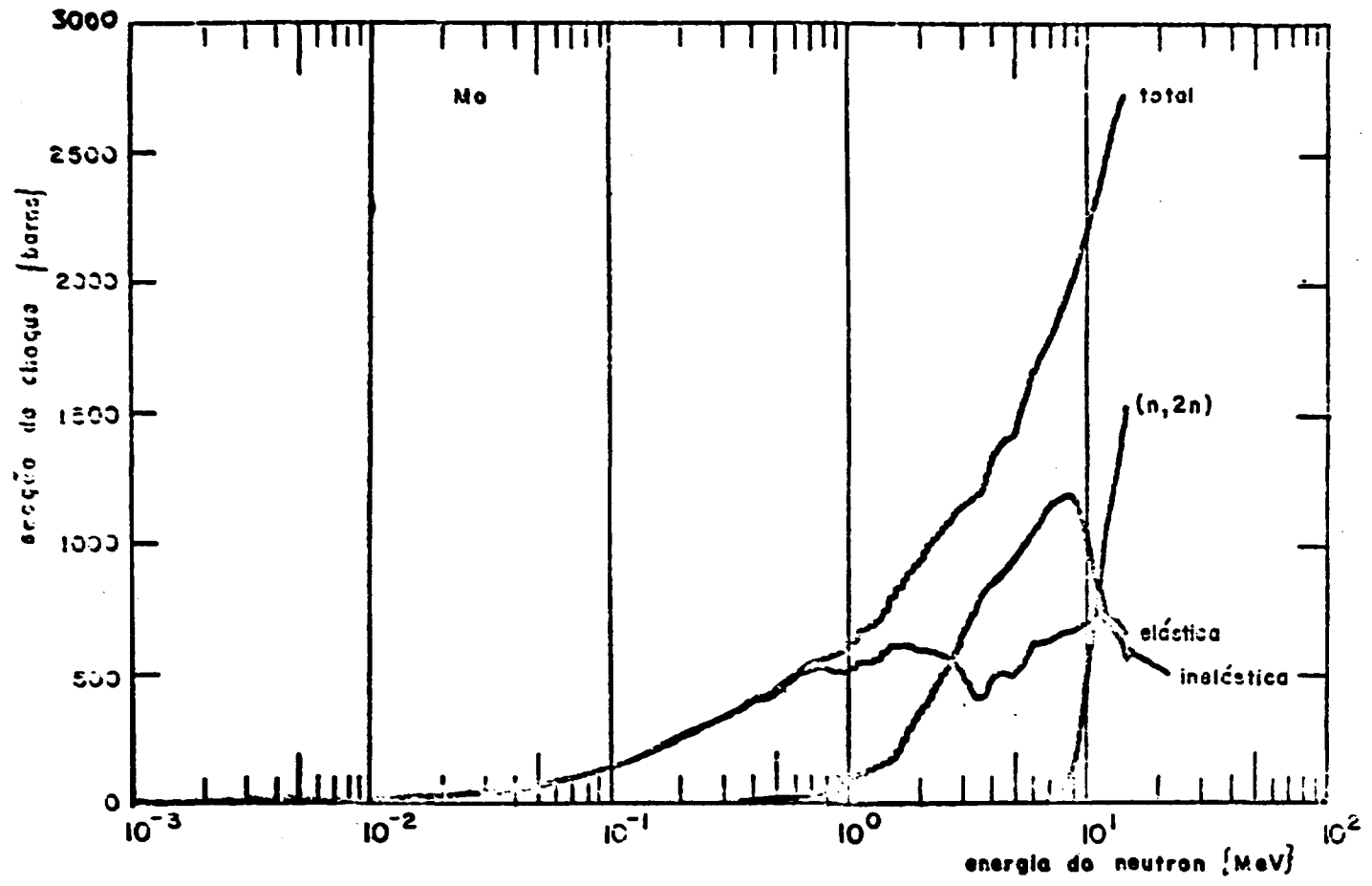


Figura 3.2 - Seção de Choque de Deslocamento para o Molibdénio Energia de Limiar $E_d = 40 \text{ eV}$

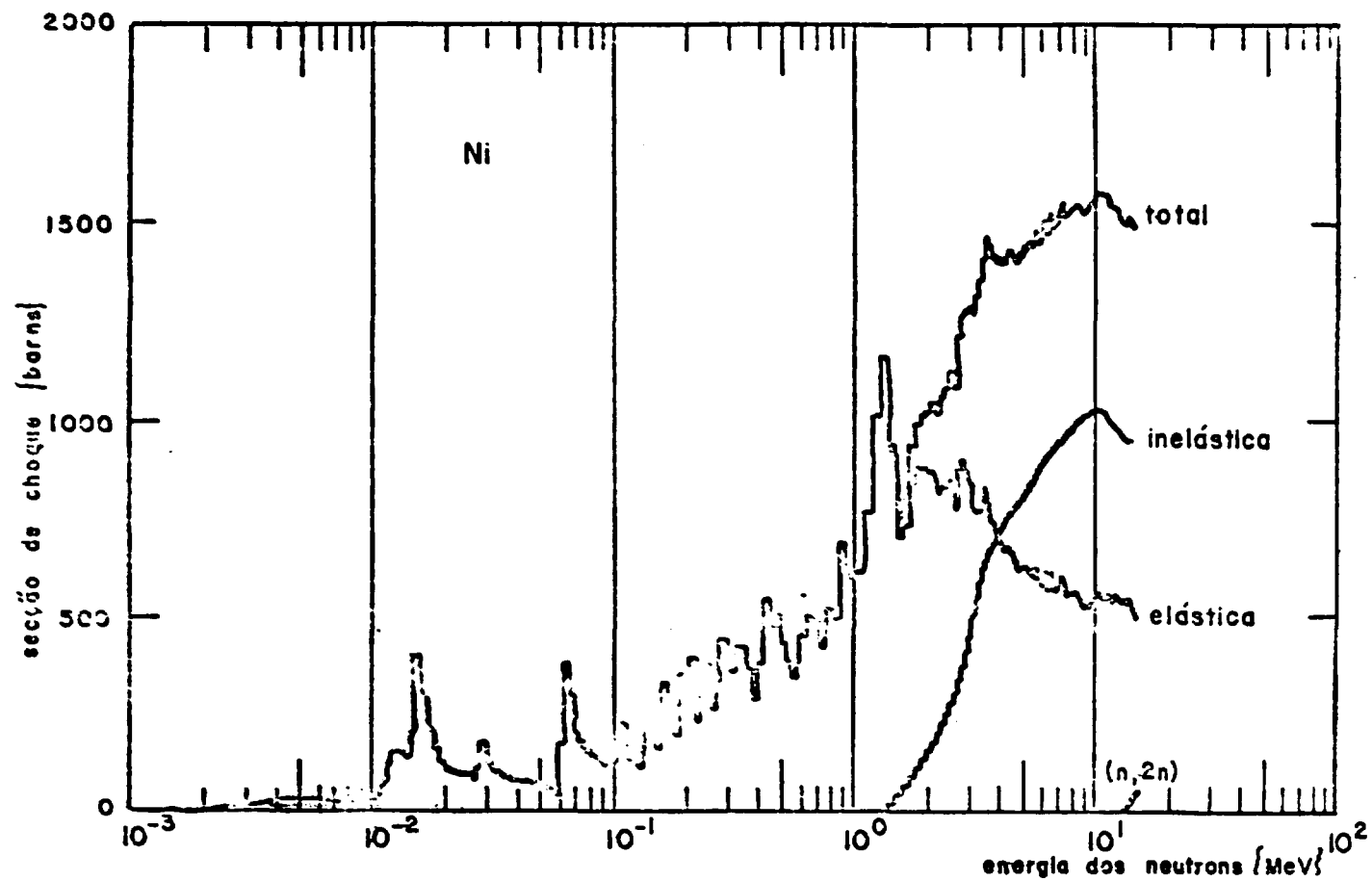


Figura 3.3 — Seção de Choque de Deslocamento para o Níquel II Energia de Limiar 40 eV

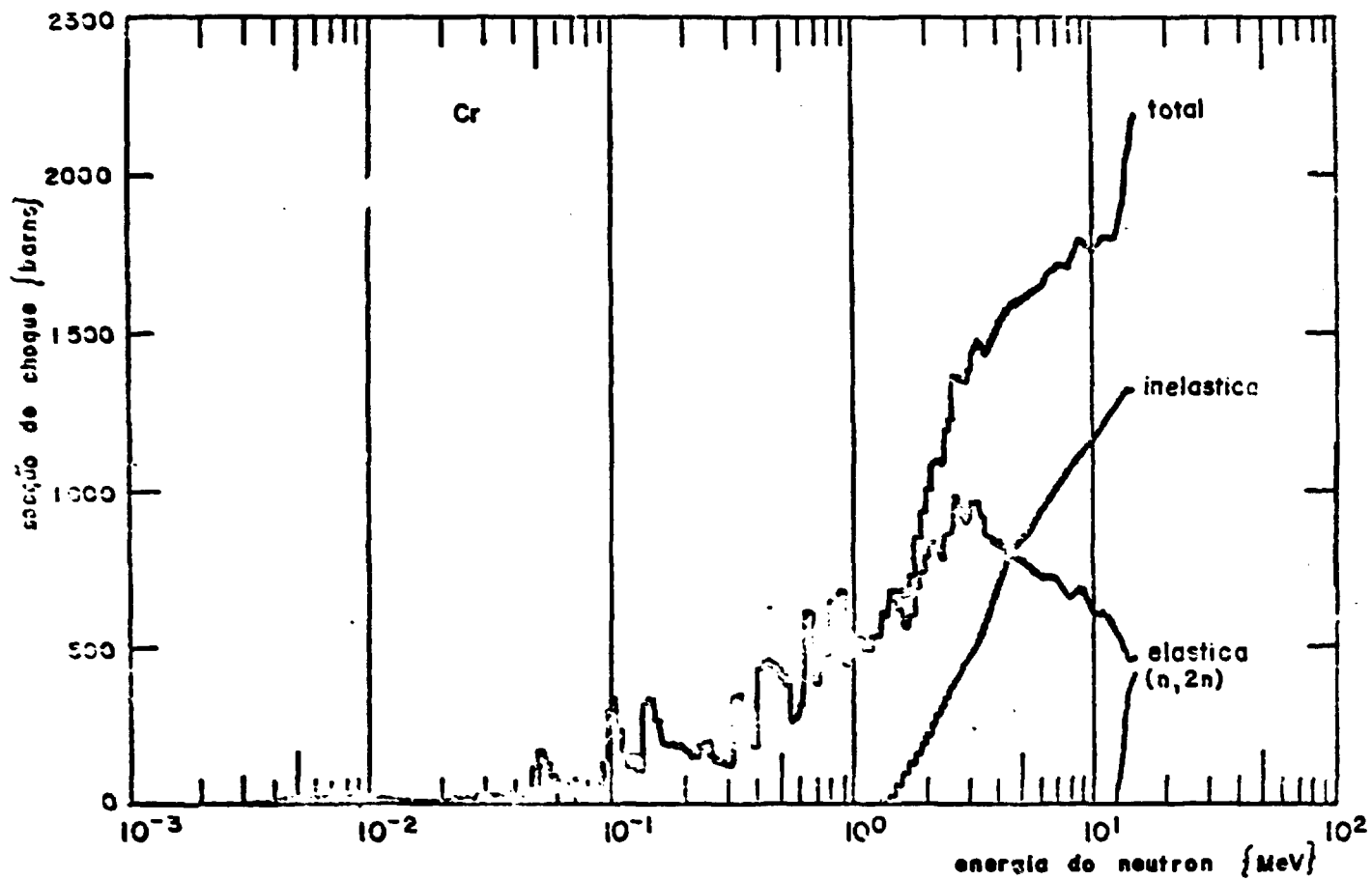


Figura 3.4 - Seção de Choque de Deslocamento para o Cromo II Energia de Limiar $E_d = 40$ eV

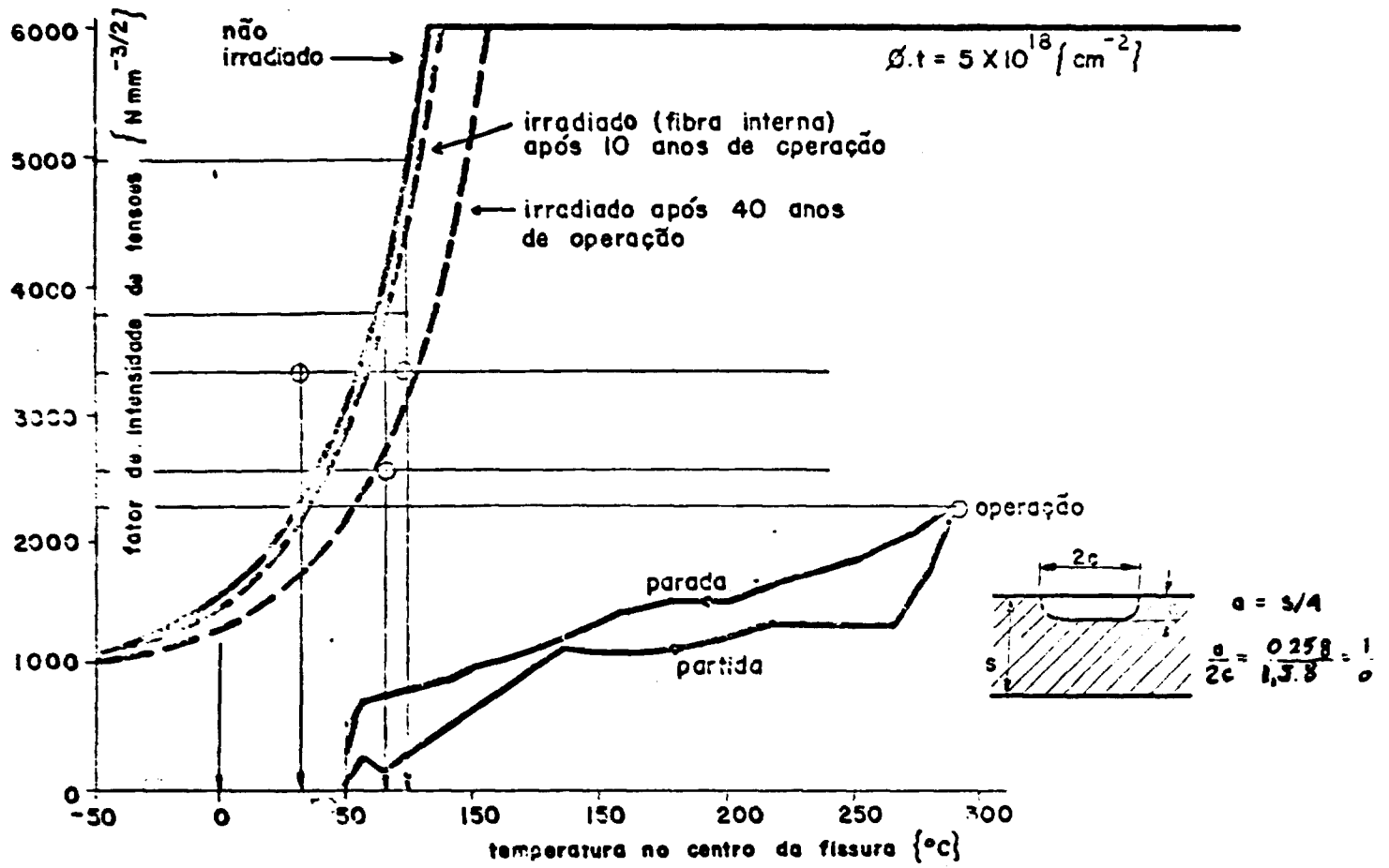


Figura 3.5 - Diagrama de Teste de Pressão e Fatores de Intensidade de Tensões I I

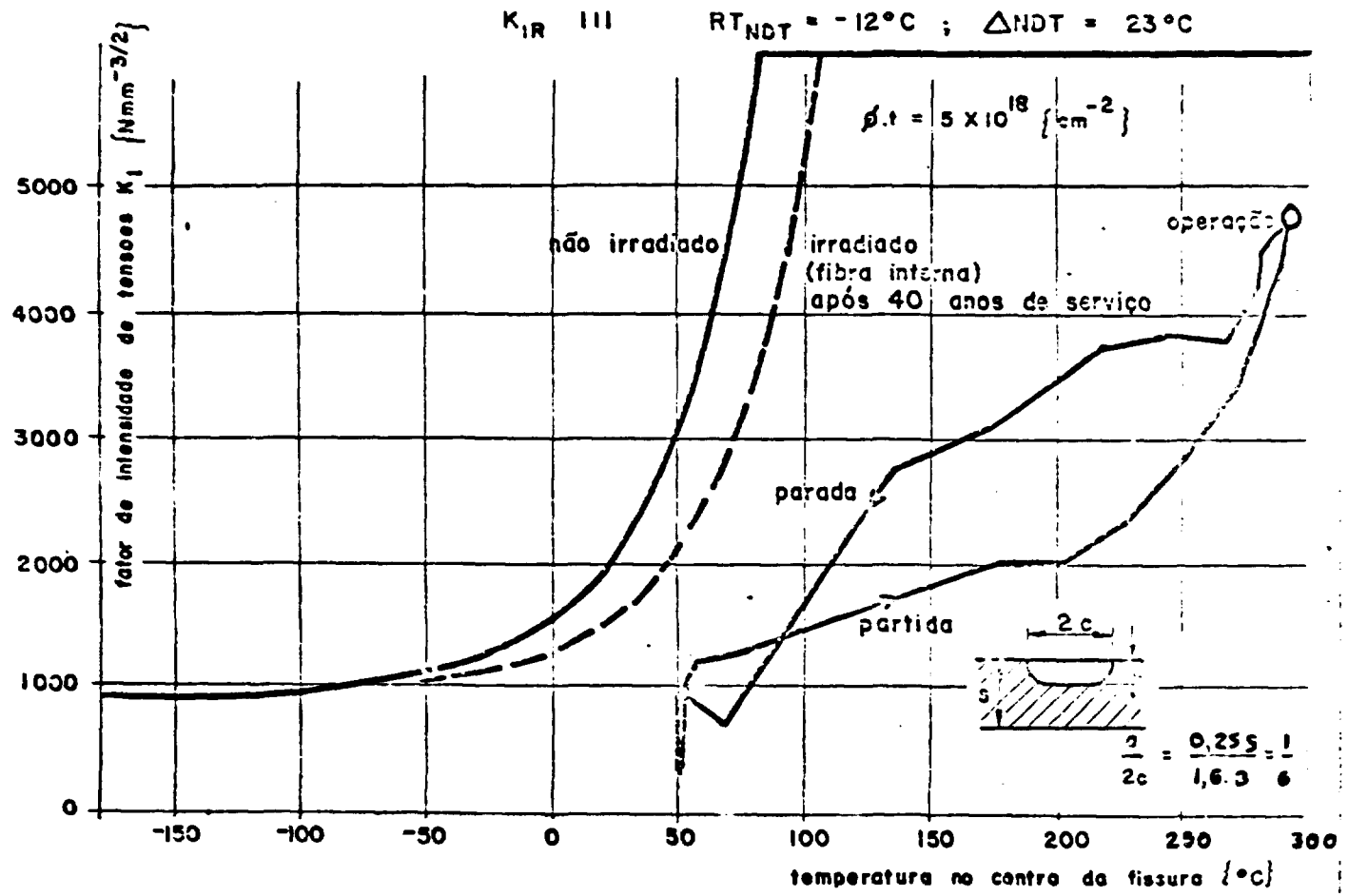


Figura 3.6 - Diagrama de Fratura e Fatores de Intensidade de Tensões I I

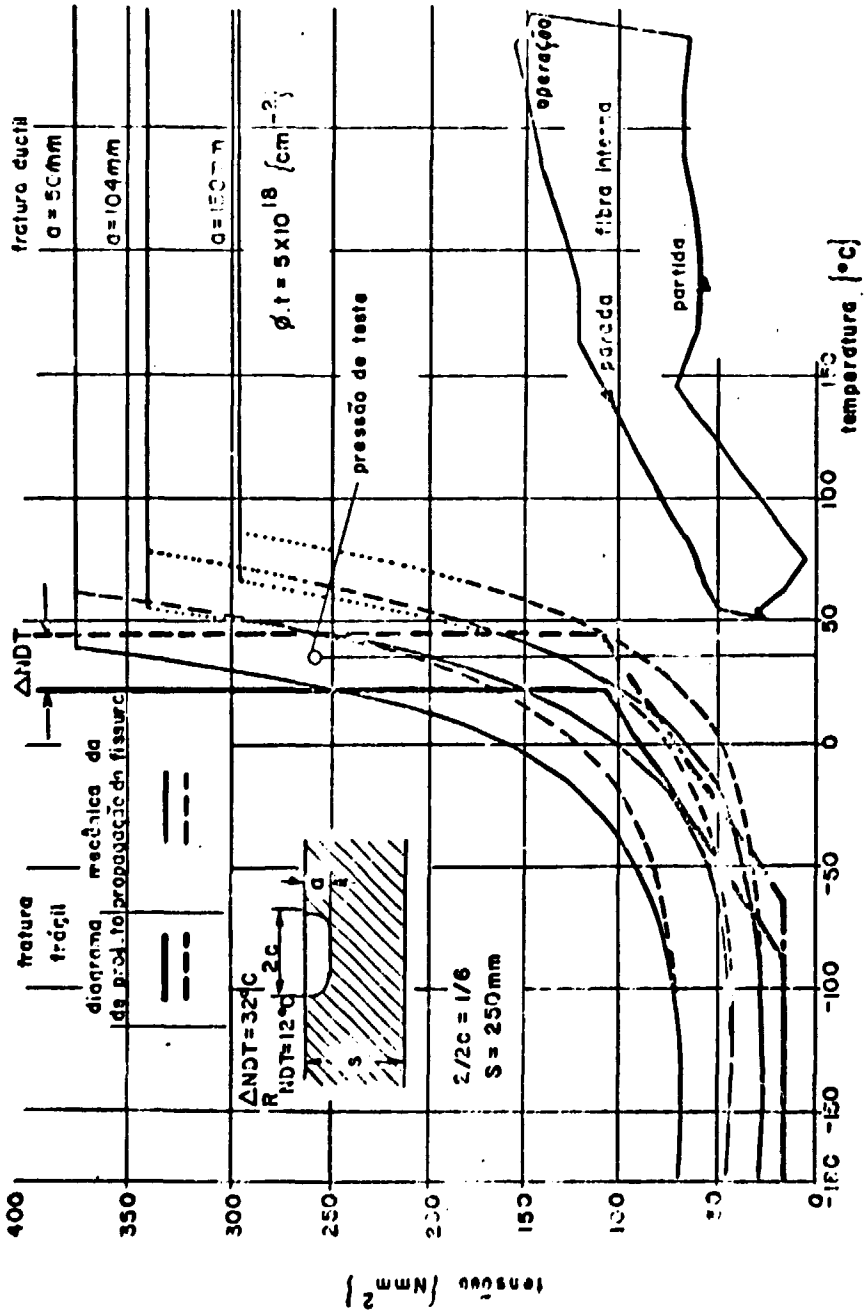


Figura 3.7 - Tensão no Diagrama de Fratura I I

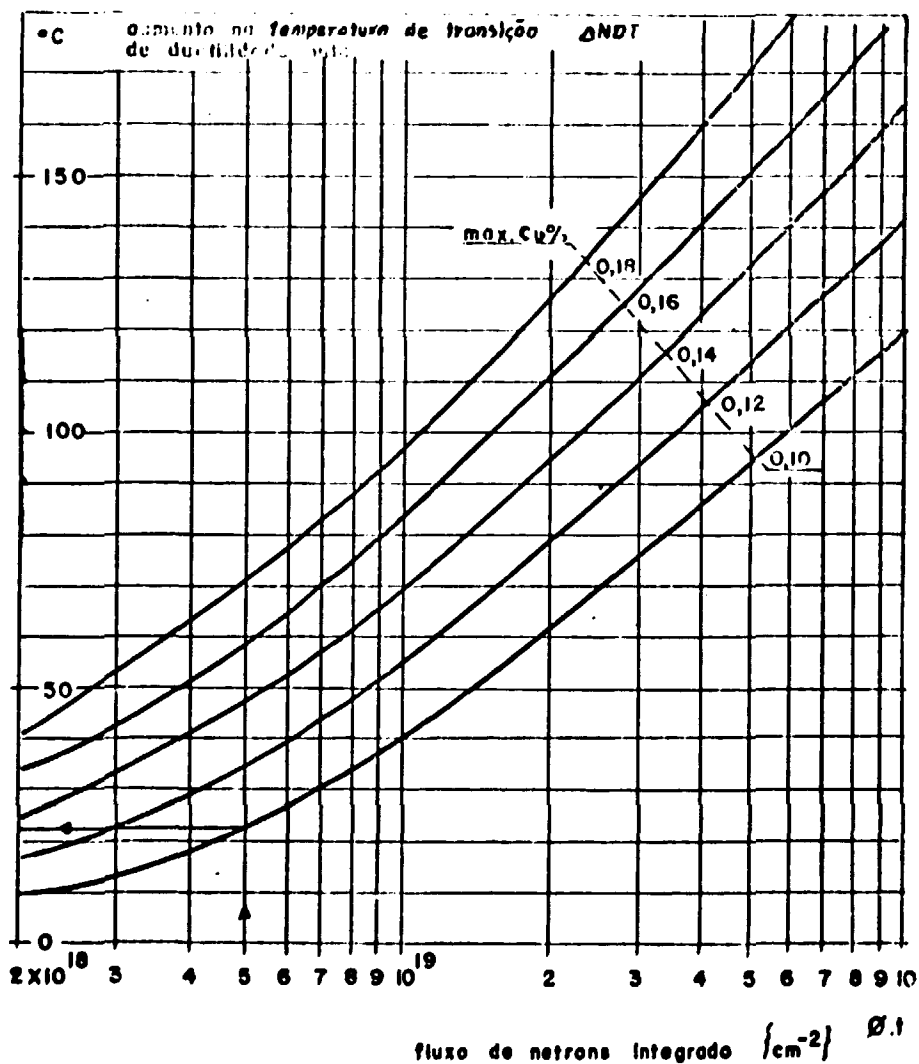


Figura 3.8 - Aumento na Temperatura de Transição de Fratura Frágil Causada pelo Fluxo de Nêutrons Integrados. Tipos: 22NiMoCr (ASTMA 508 cl.2) e 20MnMoSS (ASTMA 533 gr BUC) contendo 0,0012% P e Diferentes Quantidades de Cu. As Curvas são Válidas para os Reactores de Água Leve na Temperatura de Irradiação de 290°C | |

que poderiam ocorrer durante o processo de fabricação e em serviço, e pelo desenvolvimento de métodos quantitativos possíveis para estimar as condições de fraturas.

O programa, desde o seu advento⁽³³⁾ seguiu duas etapas: a primeira, foi a de demonstrar a capacidade de se prever a temperatura de transição de vasos para uma selecionada configuração de fissura, utilizando-se materiais de interesse nuclear tais como as placas de aço A-533 grau B classe 1 e o aço A-508, classe 2, forjado.

A segunda etapa, foi a de demonstrar, para os materiais de interesse, a capacidade de se prever várias combinações de pressões, temperaturas e configurações de fissuras que não seriam capazes de causar fraturas, e, finalmente, a combinação que poderia causar fraturas tanto para as condições de fragilidade como para as de resistência à fratura.

Os objetivos acima descritos foram atingidos pela análise de sucessivos testes^(2,19,27,37,40,42) de corpos de provas: corpos de prova de tração de 153 mm de espessura, corpos de prova de simulação de bocal, corpos de prova de tração de 300 mm de espessura, corpo de prova para teste de modelo de vaso de 153 mm de espessura e corpos de prova para teste de vasos em escala total.

Esses dados experimentais levaram ao desenvolvimento da tecnologia de avaliação quantitativa de fraturas e métodos de análises qualitativa de fraturas aplicáveis aos vasos de pressão de reatores.

Os ensaios com os modelos de vasos foram divididos em quatro séries:

- a) Dois vasos cilíndricos com fendas, fabricados com o aço forjado A-508, classe 2;
- b) Três vasos cilíndricos com fendas em soldas longitudinais, construídos com aço forjado A-508, classe 2, e soldados com arco submerso;
- c) Dois vasos cilíndricos, com fendas nas soldas longitudinais, construídos com placas de aço A-533B, grau B, classe 1, e soldados com arco submerso;
- d) Três vasos cilíndricos com bocais radiais construídos com aço A-508, classe 2, e com placas de aço A-533B, classe 1, e os bocais de aço A-508, classe 2.

Os resultados que apresentaremos e que serão analisados com métodos de cálculos aqui propostos, correspondem aos da Série 3, com o vaso denominado V-7.

Os vasos foram construídos, portanto, com os mesmos aços utilizados na construção dos grandes reatores LWR de 1.100 MW(e).

Os ensaios foram conduzidos variando-se a pressão interna até resultar na ocorrência de falhas. O uso de pressões e temperaturas mais severas que as existentes nos vasos de pressão reais permitiram a obtenção de dados quantitativos que possibilitaram a avaliação de métodos de previsão de fraturas.

Na eventualidade de um reator de tipo PWR sofrer um acidente de perda de refrigerante, o sistema de refrigeração de emergência do núcleo é ativado e ocorre, então, a injeção de água fria no interior do vaso de pressão para manter-se a refrigeração do núcleo do reator.

O refrigerante injetado entra no interior do vaso de pressão pelas linhas principais de entrada do circuito primário e passa junto a superfície interna da parede do vaso para alcançar o reator. Esta parte do vaso que inicialmente estava aquecida é resfriada bruscamente pelo refrigerante injetado pelo sistema de emergência ocorrendo, então, o choque térmico.

O choque térmico resulta em tensões de tração na parte interna da parede do vaso de pressão, provocando a diminuição da resistência à propagação de fratura naquela área.

Tabela IV.1

Nomenclatura dos Vasos Experimentais Utilizados no ORNL

Nome do vaso	Série	Material
V-1	1	A508, classe 2
V-2	1	A508, classe 2
V-3	2	A508, classe 2
V-4	2	A508, classe 2
V-5		A508, classe 2
V-6	2	A508, classe 2
V-7	3	A533B, classe 1
V-8		A533B, classe 1
V-9		A533B, classe 1
V-10		A533B, classe 1

Para a investigação deste fenômeno, foram construídos dois modelos de vasos para testes, denominados TSV-1 e TSV-2, com as mesmas dimensões e materiais, mas submetidos a condições de ensaios diferentes.

As características destes vasos, TSV-1 e TSV-2, foram:

- Diâmetro externo	53 cm
- Diâmetro interno	24 cm
- Comprimento	91 cm
- Material do vaso	A508, classe 1.

As experiências realizadas com TSV-1 e TSV-2 foram denominadas TSE-1 e TSE-2, respectivamente.

4.1 - Vaso de Pressão para Ensaios

Dentre os modelos de vasos utilizados nas experiências de Oak Ridge, utilizamos resultados obtidos com o ensaio do vaso V-7 da série 3. Esta decisão é justificada pela existência de resultados prévios obtidos com os ensaios anteriores dos vasos V-1, V-2, V-3 e V-4, e a utilização do aço A-533D, classe 1, que é o material básico do vaso de pressão do reator Angra II/III bem como a disponibilidade dos resultados dos testes de impacto e de resistência à fraturas e de verificação das modificações de propriedades mecânicas nos aços do tipo A-533B.

Tabela IV.1.1

Características do Modelo de Vaso V-7

- Diâmetro externo.....	99 cm
- Diâmetro interno.....	69 cm
- Espessura da parede do vaso.....	153 mm
- Altura do vaso, incluindo-se o suporte estrutural.....	269 cm
- Raio interno da abertura superior para acesso ao interior do vaso.....	38 cm
- Material do vaso.....	Aço A533B classe 1
- Soldas com arco submerso.	
- Dimensão da área de teste.....	66 cm
- Localização da área de teste.....	Plano médio da parte cilíndrica do vaso.

4.2 – Resultados dos Testes

Os resultados para os testes com o vaso V-7 da Série 3 são mostrados na Tabela, a seguir.

6 – TEORIA DA ANÁLISE DE TENSÕES

Neste capítulo é feita uma descrição sucinta da teoria de deformações de corpos sólidos submetidos a tensões mecânicas. Esta descrição tem como finalidade o entendimento dos fenômenos básicos envolvidos, e sua interpretação teórica, para melhor avaliação das conclusões deste trabalho.

Além disso, esta apresentação servirá aos propósitos didáticos desta dissertação.

5.1 – Introdução

Seja um corpo sólido definido por uma superfície S fechada e que não esteja submetido a uma aceleração. A lei de Newton requer que as componentes das forças em cada direção de coordenadas sejam nulas.

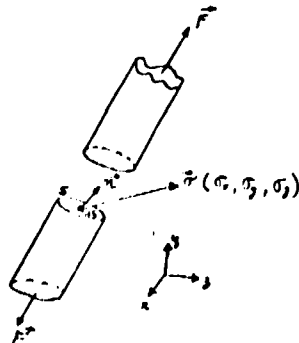


Figura 5.1

Tabela IV.2

ORNL-V7 – Pontos de Medições, Deformações em $10^{-3} \frac{\text{cm}}{\text{cm}}$, e Deformações Circunferenciais

Pressão interna kgf/cm ²	interno	externo	interno	externo	interno	externo	interno	externo
	43	85	9	57	36	75	26	62
0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
70	-0,126	-0,058	- 0,131	0,090	0,156	0,058	0,127	0,90
140	-0,234	-0,110	- 0,227	0,150	0,294	0,114	0,244	0,150
210	-0,352	-0,170	- 0,344	0,230	0,447	0,172	0,365	0,250
280	-0,463	-0,225	- 0,447	0,300	0,588	0,227	0,468	0,320
350	-0,584	-0,285	- 0,564	0,370	0,739	0,289	0,585	0,410
420	-0,697	-0,342	- 0,674	0,440	0,875	0,346	0,691	0,490
490	-0,811	-0,399	- 0,794	0,510	1,007	0,401	0,805	0,570
560	-0,924	-0,454	+ 112,709	0,580	1,136	0,457	0,911	0,650
630	-1,023	-0,503	+ 112,712	0,640	1,248	0,505	1,011	0,720
700	-1,133	-0,557	+ 112,712	0,710	1,368	0,560	1,124	0,790
770	-1,244	-0,610	+ 112,706	0,770	1,487	0,612	1,245	0,870
840	-1,358	-0,664	+ 112,718	0,840	1,611	0,665	1,386	0,940
910	-1,469	-0,713	+ 112,715	0,890	1,730	0,714	1,561	1,020
980	-1,582	-0,762	+ 112,712	0,950	1,850	0,763	1,788	1,090
1050	-0,170	-0,807	+ 112,712	1,010	1,972	0,807	2,053	1,160
1120	-1,833	-0,855	+ 112,718	1,080	2,115	0,855	2,280	1,290
1190	-1,955	-0,889	+ 112,718	1,200	2,244	0,889	2,748	1,530
1260	-2,108	-0,930	+ 112,713	1,630	2,405	0,930	3,373	1,960
1330	-2,260	-0,963	+ 112,719	2,670	2,515	0,962	4,904	3,170
1400	-2,411	-0,995	+ 112,719	5,740	2,588	0,978	7,369	6,540

As forças da superfície S são representadas por um vetor de tensão $\vec{\sigma}$ ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$) no sistema de coordenadas cartesiano. A intensidade e direção do vetor de tensão variam com a posição e direção da superfície S , definida pela sua normal \vec{n} .

As forças de gravidade são, normalmente desprezadas.

A componente de força no elemento de superfície dS é $\sigma_x dS$ e a componente da direção x na superfície fechada S é a integral $\int_S \sigma_x dS$.

O mesmo acontece nas direções y e z .

No equilíbrio, a integral deve se anular, ou seja:

$$\int_S \sigma_x \cdot dS = 0$$

$$\int_S \sigma_y \cdot dS = 0$$

(5.1.1)

$$\int_S \sigma_z \cdot dS = 0$$

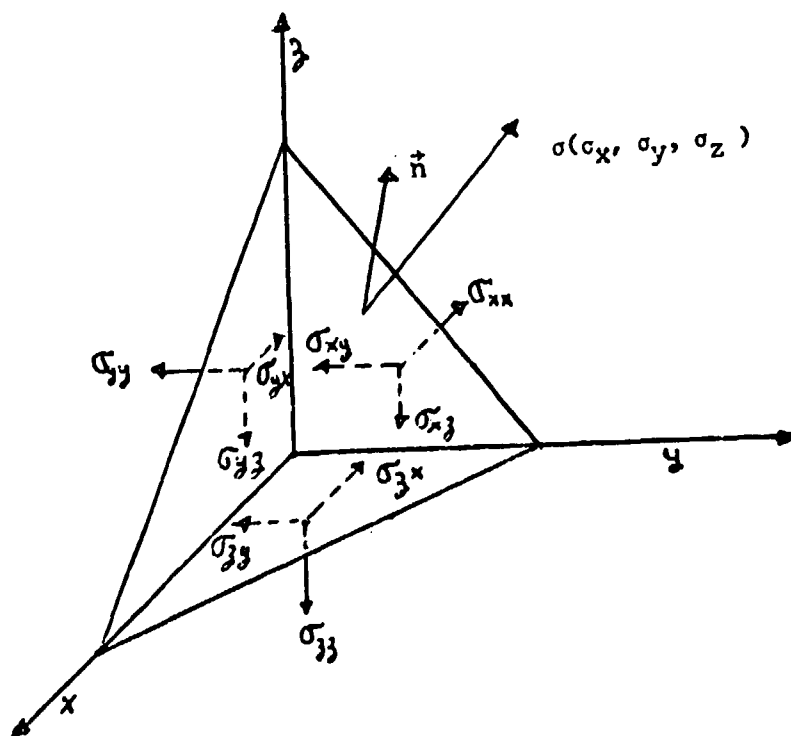


Figura 5.2 - Diagrama para as Relações de Forças de Superfícies dos Nove Componentes do Tensor de Tensão

Sendo

$$\vec{n} \cdot \vec{i} dS = n_x dS$$

$$\vec{n} \cdot \vec{j} dS = n_y dS$$

$$\vec{n} \cdot \vec{k} dS = n_z dS$$

Sendo n_x , n_y e n_z os cossenos diretores.

O tetraedro da Figura 5.2 está em equilíbrio e, então, o balanço de forças pode ser escrito na forma:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \vec{n} \cdot (\sigma_{xx}\vec{i} + \sigma_{yx}\vec{j} + \sigma_{zx}\vec{k}) \\ \sigma_y &= \vec{n} \cdot (\sigma_{xy}\vec{i} + \sigma_{yy}\vec{j} + \sigma_{zy}\vec{k}) \\ \sigma_z &= \vec{n} \cdot (\sigma_{xz}\vec{i} + \sigma_{yz}\vec{j} + \sigma_{zz}\vec{k}) \end{aligned} \quad (5.1.2)$$

Das condições de aceleração angular nula para os componentes do tensor de tensões fora da diagonal principal em algum elemento de volume, tem-se a relação:

$$\begin{aligned} \sigma_{xy} &= \sigma_{yx} \\ \sigma_{xz} &= \sigma_{zx} \\ \sigma_{zy} &= \sigma_{yz} \end{aligned} \quad (5.1.3)$$

Onde σ_{ab} com $a \neq b$ são as tensões do cisalhamento.

Tensores cujas componentes, fora da diagonal principal são restringidos pela relação 5.1.3, são ditos simétricos.

Substituindo-se 5.1.2 em 5.1.1 e aplicando-se o teorema da divergência de Gauss, tem-se as equações básicas da teoria da elasticidade para as tensões:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \quad (5.1.4)$$

Um corpo submetido a um estado de tensões, deforma-se ou distorce. O estado de deformação é descrito pelo vetor deslocamento que une um ponto (x, y, z) numa região não deformada a outro local $(x+u, y+v, z+w)$ para onde o ponto foi deslocado, numa condição deformada.

Sendo as grandezas u , v e w , em geral funções de posição, as componentes do vetor deslocamento.

As tensões aplicadas num corpo não são diretamente relacionadas aos valores absolutos dos deslocamentos. A razão é que um corpo sofre translação ou rotação quando submetidos a forças.

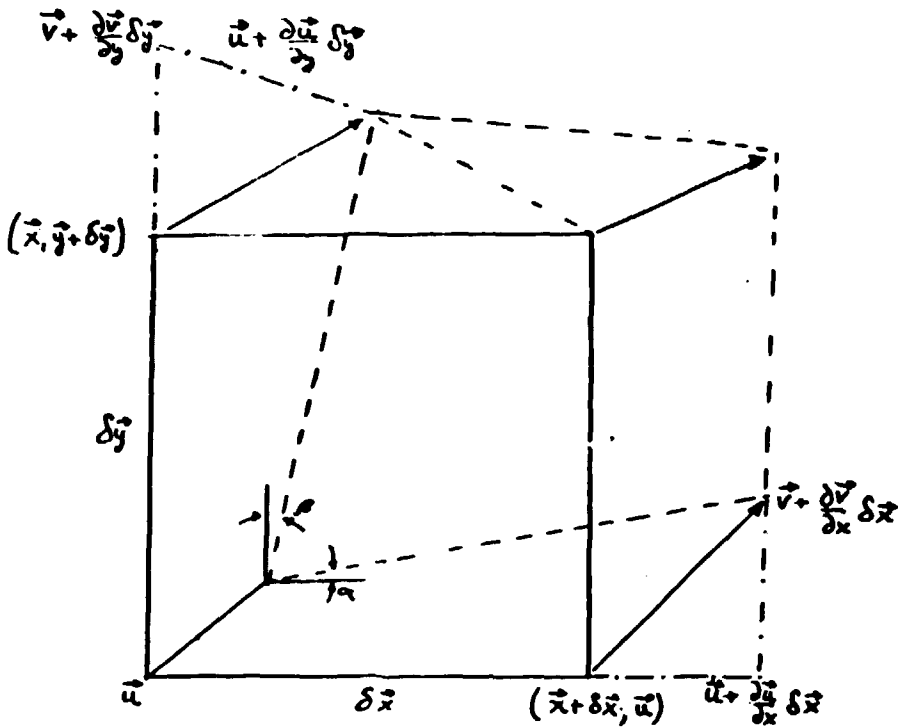


Figura 8.3 – Estado de Deformação, Aproximado por Série de Taylor

A resposta de um sólido a uma força aplicada é governada pela lei que relaciona o tensor de tensões $\hat{\sigma}_{ij}$ com o tensor de deformação $\hat{\delta}_{ij}$.

Sendo o tensor de tensão definido por:

$$\hat{\sigma}_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$

e o tensor de deformações por:

$$\hat{\delta}_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial u}{\partial z} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix}$$

O tensor de $\hat{\delta}_{ij}$ contém seis componentes independentes, de acordo com (5.1.3) e o tensor de deformações contém 9 componentes independentes, fato que não permite relação direta entre os dois.

Mas, fazendo-se $\hat{\delta}_{ij} = \hat{\epsilon}_{ij} + \hat{w}_{ij}$, definimos:

$$\hat{\epsilon}_{ij} = 1/2 \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x}\right) & \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right) & \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial z}\right) \\ \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y}\right) & \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y}\right) & \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial z}\right) \\ \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}\right) & \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}\right) & \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial z}\right) \end{bmatrix}$$

e o tensor:

$$\hat{w}_{ij} = 1/2 \begin{bmatrix} 0 & \left(\frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial x}\right) & \left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x}\right) \\ \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}\right) & 0 & \left(\frac{\partial v}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial y}\right) \\ \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial z}\right) & \left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}\right) & 0 \end{bmatrix}$$

$\hat{\epsilon}_{ij}$ é o tensor de deformação simétrico e \hat{w}_{ij} é o tensor de rotação simétrico-helicoidal e representa o estado puro de rotação do corpo.

O tensor de deformação clássico é dado por:

$$\hat{\epsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} \epsilon_{xx} & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{yx} & \epsilon_{yy} & \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{zx} & \epsilon_{zy} & \epsilon_{zz} \end{bmatrix}$$

Apenas o tensor de deformação é determinado pelo tensor de tensão e pelas propriedades materiais, segundo a relação de comportamento elástico determinada pela lei de Hooke.

A exigência de continuidade do meio é satisfeita pelas relações de compatibilidade, não sendo válidas para sólidos que possuam descontinuidades nos deslocamentos.

Essas relações de compatibilidade são:

$$\begin{aligned}\frac{\partial^2 \epsilon_{xy}}{\partial_x \partial_y} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \epsilon_{xx}}{\partial_y^2} + \frac{\partial^2 \epsilon_{yy}}{\partial_x^2} \right) \\ \frac{\partial^2 \epsilon_{xz}}{\partial_x \partial_z} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \epsilon_{xx}}{\partial_z^2} + \frac{\partial^2 \epsilon_{zz}}{\partial_x^2} \right) \\ \frac{\partial^2 \epsilon_{yz}}{\partial_y \partial_z} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 \epsilon_{yy}}{\partial_z^2} + \frac{\partial^2 \epsilon_{zz}}{\partial_y^2} \right) \\ \frac{\partial^2 \epsilon_{xx}}{\partial_y \partial_z} &= \frac{\partial}{\partial_x} \left(-\frac{\partial \epsilon_{yz}}{\partial_x} + \frac{\partial \epsilon_{xz}}{\partial_y} + \frac{\partial \epsilon_{xy}}{\partial_z} \right) \\ \frac{\partial^2 \epsilon_{yy}}{\partial_x \partial_z} &= \frac{\partial}{\partial_y} \left(-\frac{\partial \epsilon_{xz}}{\partial_y} + \frac{\partial \epsilon_{xy}}{\partial_z} + \frac{\partial \epsilon_{yz}}{\partial_x} \right) \\ \frac{\partial^2 \epsilon_{zz}}{\partial_x \partial_y} &= \frac{\partial}{\partial_z} \left(-\frac{\partial \epsilon_{xz}}{\partial_z} + \frac{\partial \epsilon_{xy}}{\partial_x} + \frac{\partial \epsilon_{yz}}{\partial_y} \right)\end{aligned}\tag{5.1.5}$$

Na ausência de deformação plástica, "creep" – deformação dependente do tempo, ou variações de temperaturas, a relação tensão-deformação é dada pela lei generalizada de Hooke.

Para os sólidos elásticos, os seis componentes do tensor de tensão são relacionados com os seis componentes do tensor de deformação pela relação:

$$\begin{aligned}\epsilon_{xx} &= \frac{1}{E} [\sigma_{xx} - \nu (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] \\ \epsilon_{yy} &= \frac{1}{E} [\sigma_{yy} - \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{zz})] \\ \epsilon_{zz} &= \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] \\ \epsilon_{xy} &= \frac{1}{2G} \sigma_{xy} \\ \epsilon_{xz} &= \frac{1}{2G} \sigma_{xz} \\ \epsilon_{yz} &= \frac{1}{2G} \sigma_{yz}\end{aligned}\tag{5.1.6}$$

Sendo:

E – módulo de Young ou de elasticidade;

ν – coeficiente de Poisson;

$$G = \frac{E}{2(1 - \nu)} \quad \text{módulo de elasticidade transversal.}$$

μ e λ são os coeficientes de Lamé e suas relações com os módulos elásticos convencionais e são dados por:

$$\begin{aligned} E &= \mu \frac{(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu} \\ G &= \mu \\ \nu &= \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)} \end{aligned} \quad (5.1.7)$$

A variação de temperaturas produz as denominadas deformações térmicas, dadas por:

$$\epsilon_{ii_{th}} = \alpha \Delta T \quad (5.1.8)$$

e no caso de tensões térmicas, temos:

$$\sigma_{ii_{th}} = E \alpha \Delta T \quad (5.1.9)$$

onde: α é o coeficiente de expansão linear.

5.2 – Métodos de Cálculos

5.2.1 – Métodos Analíticos

As geometrias dos vasos de pressão tais como cilíndricas, esféricas e elipsoidais facilitam o desenvolvimento de métodos analíticos de cálculos que normalmente são encontrados nos códigos industriais, aceites pelas normas legais de diversos países.

Um programa de computação para uso interno ENASM que serviria para verificações rápidas dos cálculos efetuados com os códigos PV-2 e FEAST aplicados na região cilíndrica do vaso, foi desenvolvido para este trabalho. As formulações básicas são clássicas da literatura⁽¹⁸⁾.

A primeira formulação foi a das cascas de revolução:

$$\text{(tensão circunferencial)} \quad \sigma_H = \frac{P_{int} \times R}{h}$$

$$\text{(tensão longitudinal)} \quad \sigma_L = \frac{P_{int} \times R}{2h}$$

sendo: P_{int} a pressão interna, R o raio do cilindro e h a espessura.

A tensão radial σ_R não é considerada pois, pela teoria das cascas finas, o cilindro não suporta tensões na direção radial, nos planos que contém o eixo longitudinal.

Para o caso de esferas, tem-se:

$$\sigma_H = \sigma_L = \frac{P_{int} \times R}{2h}$$

As deformações são dadas por:

$$\epsilon_H = \frac{1}{E} (\sigma_H - \mu \sigma_L)$$

$$\epsilon_L = \frac{1}{E} (\sigma_L - \mu \sigma_H)$$

Após algumas considerações algébricas, tem-se:

$$\sigma_H = \frac{E}{(1-\mu^2)} (\epsilon_H + \mu \epsilon_L)$$

$$\sigma_L = \frac{E}{(1-\mu^2)} (\epsilon_L - \mu \epsilon_H)$$

(5.2.1)

A dilatação, ou crescimento radial do vaso, é obtido pela integração da deformação circunferencial ϵ_H .

$$\delta = \int_0^{\pi/2} \epsilon_H \cdot R_0 \cos \phi \, d\phi = \epsilon_H \cdot R_0$$

Por substituição de (5.2.1) obtém-se,

$$\delta = \frac{R_0}{E} (\sigma_H - \mu \sigma_L)$$

(5.2.2)

para os casos de geometrias cilíndricas, a dilatação δ é dada por:

$$\delta = \frac{P_{int} R^2}{2 h E} (2 - \mu) \quad (5.2.3)$$

e para geometrias esféricas,

$$\delta = \frac{P_{int} R^2}{2 h e} (1 - \mu) \quad (5.2.4)$$

Já pela teoria de tensões em membrana de Timoshenko, e ASME, as tensões nos vasos, sob pressão, é dada para geometria cilíndrica por,

$$\sigma_H = \frac{P_{int} R}{h} \quad (5.2.5)$$

$$\sigma_L = \frac{P_{int} R}{2 h}$$

e para geometria esférica,

$$\sigma_H = \sigma_L = \frac{P_{int} R}{2 h} \quad (5.2.6)$$

Esses resultados analíticos anteriores não são satisfatórios quando as espessuras são significativamente grandes ($h > R/10$).

Nestes casos, as soluções para cascas ou membrana não satisfazem as condições reais, pois as tensões radiais são significativas e, as soluções são encontradas por:

$$\sigma_R = \frac{R_o^2 P_{int} - (R_o + h)^2 P_{ext}}{(R_o + h)^2 - R_o^2} - \frac{(P_{int} - P_{ext}) R_o^2 (R_o + h)^2}{R^2 \{ (R_o + h)^2 - R_o^2 \}}$$

$$\sigma_H = \frac{R_o^2 + P_{int} - (R_o + h)^2 P_{ext}}{(R_o + h)^2 - R_o^2} + \frac{(P_{int} - P_{ext}) R_o^2 (R_o + h)^2}{R^2 \{ (R_o + h)^2 - R_o^2 \}} \quad (5.2.7)$$

e a tensão de cisalhamento é dada por:

$$\sigma_{RH} = \frac{\sigma_H - \sigma_R}{2} = \frac{(P_{int} - P_{ext})}{\{ (R_o + h)^2 - R_o^2 \}} \times \frac{R_o^2 (R_o + h)^2}{R^2} \quad (5.2.8)$$

Pode-se considerar também as tensões técnicas desenvolvidas na parede do vaso, considerando-se as seguintes hipóteses:

- a) Propriedades isotrópicas
- b) Geometria cilíndrica
- c) Distribuição de temperatura logarítmica
- d) Temperatura na parede interna do vaso uniforme
- e) Inexistência de fontes de calor no interior da parede do vaso.

Nestas condições, obtém-se:

$$\sigma_{R_t} = \frac{\alpha E T_a}{2(1-\mu) \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right)} \left\{ -\ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right) - \frac{R_a^2}{R_b^2 - R_a^2} \left(1 - \frac{R_b}{R}\right) \times \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right) \right\}$$

$$\sigma_{H_t} = \frac{\alpha E T_a}{2(1-\mu) \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right)} \left\{ 1 - \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right) - \frac{R_a^2}{R_b^2 - R_a^2} \left(1 + \frac{R_b^2}{R^2}\right) \times \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right) \right\}$$

$$\sigma_{z_t} = \frac{\alpha E T_a}{2(1-\mu) \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right)} \left\{ 1 - 2\ell_n \left(\frac{R_b}{R}\right) - \frac{2R_a^2}{R_b^2 - R_a^2} \ell_n \left(\frac{R_b}{R_a}\right) \right\} \quad (5.2.9)$$

Sendo:

T_a = temperatura na parede interna do vaso

μ = coeficiente de Poisson

α = coeficiente de expansão térmica

E = módulo de elasticidade

R = raio intermediário

R_a = raio interno

R_b = raio externo

h = espessura da parede do vaso.

5.2.2 – Considerações Analíticas do Código ASME

Segundo as formulações estabelecidas no Código ASME, as tensões principais desenvolvidas em algum ponto na parede do vaso cilíndrico devido à pressão interna são dadas por:

$$\sigma_H = \frac{P_{int} \left(i + \left(\frac{R_b}{R} \right)^2 \right)}{\frac{R_b}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^2 - 1 \right\}}}$$

$$\sigma_\theta = \frac{P_{int}}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^2 - 1 \right\}}$$

$$\sigma_R = \frac{P_{int} \left\{ \left(1 - \left(\frac{R_b}{R} \right)^2 \right) \right\}}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^2 - 1 \right\}} \quad (5.2.10)$$

A intensidade de tensão da membrana primária desenvolvida numa casca cilíndrica, como resultado da pressão interna, é dada por:

$$S_1 = \frac{P_{int} R_a}{R_b - R_a} + \frac{P_{int}}{2} \quad (5.2.11)$$

e a intensidade de tensão primária somado à secundária é dada por:

$$S_{12} = \frac{2P_{int} \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^2}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^2 - 1 \right\}} \quad (5.2.12)$$

As tensões principais em algum ponto da parede de uma casca esférica, como resultado da pressão interna, é dada pelas fórmulas:

$$\sigma_t = \sigma_\theta = \frac{P_{int} \left\{ \left(\frac{R_b}{R} \right)^3 + 2 \right\}}{2 \left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 - 1 \right\}}$$

$$\sigma_R = \frac{P_{int} \left(1 - \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 \right)}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 - 1 \right\}} \quad (5.2.13)$$

A intensidade de tensão de membrana primária numa casca esférica como resultado da pressão interna é dada por:

$$S_1 = \frac{0.75 P_{int} \left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 + 1 \right\}}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 - 1 \right\}} \quad (5.2.14)$$

e a intensidade de tensão primária, mais a secundária, máxima resultante de pressão interna é dada por:

$$S_{12} = \frac{1.5 P_{int} \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3}{\left\{ \left(\frac{R_b}{R_a} \right)^3 - 1 \right\}} \quad (5.2.15)$$

5.3 – Métodos Numéricos

Aplicando-se as técnicas dos elementos finitos⁽²⁵⁾ e das diferenças finitas⁽¹⁴⁾, é possível resolver o sistema das 15 equações da elasticidade apresentadas no Capítulo IV.

A aproximação para o caso real é realizada com o estabelecimento de condições de equilíbrios dinâmicos e condições de contornos, ou de vínculos existentes devido as considerações geométricas e físicas.

Discute-se nesta secção as formulações matemáticas dos dois métodos cujo objetivo é avaliar a potencialidade de cálculos.

O método dos elementos finitos é utilizado nos cálculos de tensões efetuados com o programa FEAST-1 e o das diferenças finitas, com relaxação dinâmica, é utilizado nos cálculos com o PV-2.

5.3.1 – Método de Relaxação Dinâmica

As equações de elasticidade para corpos exissimétricos são colocadas na forma:

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_{\theta} &= \lambda \frac{\partial u}{\partial r} + (\lambda + 2\mu) \frac{u}{r} + \lambda \frac{\partial w}{\partial z} \\
 \sigma_z &= \lambda \frac{\partial u}{\partial r} + \lambda \frac{u}{r} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial w}{\partial z} \\
 \sigma_r &= (\lambda + 2\mu) \frac{\partial u}{\partial r} + \lambda \frac{u}{r} + \lambda \frac{\partial w}{\partial z} \\
 \sigma_{rz} &= \mu \left(\frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\
 \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_{\theta}}{r} &= 0 \\
 \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rz}}{r} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (5.3.1)$$

Os casos de simetria axissimétrica dos vasos de pressão implica na não variação dos ângulos definidos no plano horizontal e das malhas relativas ao eixo axial. Portanto, as tensões circunferenciais são constantes ao longo da circunferência, e apenas uma tensão de cisalhamento estará presente no plano que corta o eixo.

As transformações de Otter⁽³¹⁾ aplicadas a esse sistema de equações, derivando-se em relação ao tempo e adicionando os termos de inércia e amortecimento nas Eq. (1.2), fornecem as seguintes relações:

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial \sigma_{\theta}}{\partial t} &= \lambda \frac{\partial \dot{u}}{\partial r} + (\lambda + 2\mu) \frac{\dot{u}}{r} + \lambda \frac{\partial \dot{w}}{\partial z} \\
 \frac{\partial \sigma_z}{\partial t} &= \lambda \frac{\partial \dot{u}}{\partial r} + \lambda \frac{\dot{u}}{r} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial \dot{w}}{\partial z} \\
 \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial t} &= \mu \left(\frac{\partial \dot{w}}{\partial r} + \frac{\partial \dot{u}}{\partial z} \right)
 \end{aligned} \quad (5.3.2)$$

e

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial \dot{u}}{\partial t} + \frac{\kappa}{\Delta_t} \dot{w} &= \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_{\theta}}{r} \right) \\
 \frac{\partial \dot{w}}{\partial t} + \frac{\kappa}{\Delta_t} \dot{w} &= \frac{1}{\rho} \left(-\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} - \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} - \frac{\sigma_{rz}}{r} \right)
 \end{aligned}$$

As equações (5.3.1) e (5.3.2) são as mais gerais e formam o conjunto de equações para bloco normais e, escritas na forma de diferenças finitas, podem ser calculadas num computador digital.

A necessidade de obtenção de estabilidade das soluções levou à avaliação do intervalo de tempo para o cálculo pelo método das diferenças finitas e este critério é obtido analiticamente pelo critério da onda de pressão ou da onda de cisalhamento da elasticidade.

A onda de pressão, por ser de solução mais rápida, é a utilizada neste caso, a velocidade da onda é dada por:

$$C = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho} \quad (5.3.3)$$

A estabilidade da solução para estruturas multidimensionais é dada pelo critério de Forsythe e Wasson⁽¹⁴⁾, sendo:

$$\frac{C\Delta_t}{\Delta_x} < 1/\sqrt{m}$$

onde, m é o número de dimensões. Então tem-se:

$$\Delta_t \leq \frac{\Delta_x}{\sqrt{m} (\sqrt{\lambda + 2\mu} / \rho)} \quad (5.3.4)$$

Os valores da constante de amortecimento e do número de iterações fundamentais para obtenção da solução satisfatória são avaliadas baseados na idéia de uma viga simples longitudinal, donde pode-se obter a frequência de vibração e a velocidade de fase da onda:

$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} - \frac{K}{\Delta_t} \frac{1}{C^2} \frac{\partial P}{\partial t} - \frac{1}{C^2} \frac{\partial^2 P}{\partial t^2} = 0$$

Sendo, $C = \sqrt{E/\rho}$ e pode ser observado que o valor do coeficiente de amortecimento crítico é dado por $K_{CR} = 2w\Delta_t$, sendo w a frequência da estrutura. A velocidade de fase para o valor K_{CR} é $v = C/\sqrt{2}$.

A frequência angular de vibração longitudinal de uma barra livre em ambas as extremidades é dada por:

$$w = \frac{V\pi}{l} = \frac{C\pi}{\sqrt{2}l} = \frac{\pi r}{\sqrt{2}n\Delta_t}$$

onde, r , é o ralo escolhido para $\frac{C\Delta_t}{\Delta_x}$ e, neste caso, tem-se:

$$K_{CR} = \sqrt{2} \pi \frac{r}{n} \quad (5.3.6)$$

Schnellen back (Nucl. Eng. Desg. 10(1969)476-502) apresenta a formulação geral do método da relaxação dinâmica para estrutura axissimétrica com critério de estabilidade estabelecido pela seguinte relação:

$$\Delta_1 < \frac{1}{\left\{ \frac{(\lambda + 2\mu)}{\rho} \left(\frac{1}{(R\Delta\rho)^2} + \frac{1}{\Delta_1^2} + \frac{1}{\Delta_2^2} \right) \right\}^{1/2}} \quad (5.3.7)$$

sendo as equações as mesmas que obtidas por Otter.

Davidson⁽⁸⁾ elaborou os programas PV-1, PV-2, PV-2 e PV-3 que se encontram disponíveis no IEA onde as equações de Otter são escritas para diversas condições de contorno e, modificações destas para os casos de análise de fissuras (Ver Apêndice A).

As equações generalizadas e específicas de Davidson e as previsões analíticas de Otter não foram suficientes para tornar popular o uso do Método da Relaxação Dinâmica para vasos construídos com aços de baixa liga e alta resistência, que apresentam elevadas pressões e propriedades dependentes de temperaturas.

5.3.2 – Método dos Elementos Finitos

O tratamento matemático dos elementos finitos (Dodge W. G. et alii in ORNL-5173) pode ser desenvolvido pelas equações tentativas do tipo:

$$\vec{\delta}(x,y,z) = \sum_{i=1}^n \{ N_i(x,y,z) \}^T \{ \delta_i \} \quad (5.3.8)$$

sendo:

n = número de pontos nodais

$\vec{\delta}(x,y,z)$ = vetor deslocamento

δ_i = valor do deslocamento no i -ésimo ponto nodal

N_i = função unitária no i -ésimo ponto e nula noutros pontos nodais.

As funções N_i são as funções interpolações para o campo de deslocamento sendo conhecidas coletivamente como funções de configuração do elemento.

$\{ \}^T$ é a matriz transposta e $\vec{\delta}$ é um vetor cujos componentes são os valores dos deslocamentos nas direções coordenadas, a saber, $\vec{\delta}(\delta_x, \delta_y, \delta_z)$.

As formulações em elementos finitos tem sido desenvolvidas para uma grande variedade de problemas específicos, tais como, elementos hexaédricos e tetraédricos tridimensionais utilizados para análise de corpos geométricos sólidos, geralmente, com 3 graus de liberdade por ponto nodal. Para os problemas planares como estados planos de tensões e deformações, utilizam-se elementos quadrilaterais e triangulares possuindo em geral dois graus de liberdade por ponto nodal.

O aspecto mais importante do método dos elementos finitos é o fornecimento de funções tentativas que satisfazem as exigências de compatibilidade para meios contínuos, contendo os deslocamentos nodais como parâmetros desconhecidos.

A solução do problema é obtida pela determinação dos parâmetros desconhecidos que satisfaçam os critérios de minimização apropriados.

A grande maioria dos materiais estruturais comportam-se elasticamente, dentro de um intervalo de tensões determinado experimentalmente^(1,14,16,25) e, para muitos destes materiais, a relação tensão-deformação pode ser aproximada com suficiente precisão pela relação linear,

$$\{\sigma\} - \{\sigma_0\} = [D] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\}) \text{ da lei de Hooke.} \quad (5.3.9)$$

onde:

$\{\sigma\}$ vetor que contém os componentes de tensões e,

$\{\epsilon\}$ vetor que contém os componentes de deformações,

$[D]$ matriz de material, que depende, no caso de materiais isotrópicos homogêneos, do módulo de elasticidade E e do coeficiente de Poisson ν .

Os vetores $\{\sigma_0\}$ e $\{\epsilon_0\}$ são os vetores iniciais das tensões e deformações.

O princípio da energia potencial estacionária, demonstrado por Forsythe e seus colaboradores, em 1960⁽¹⁴⁾, garante um tratamento variacional para a determinação de parâmetros desconhecidos das funções tentativas, na análise de estruturas elásticas lineares. Este princípio estabelece os correspondentes equilíbrios para as posições nodais nas quais a energia potencial total tem valor estacionário.

Se considerarmos um elemento com n graus de liberdade, em equilíbrio sob a ação de forças $\{F_i\}$ aplicada nos pontos nodais, e sendo $\{\delta_i\}$ os deslocamentos dos pontos nodais e $\{\sigma\}$ as tensões correspondentes, então a condição necessária para energia total estacionária é dada por:

$$\int_V \{\Delta\epsilon\}^T \{\sigma\} dv - \sum_{i=1}^n \{\Delta\delta_i\}^T \{F_i\} = 0 \quad (5.3.10)$$

onde, $\{\Delta\delta_i\}$ é o deslocamento infinitesimal arbitrário na posição de equilíbrio e $\{\Delta\epsilon\}$ é o correspondente incremento na deformação.

A relação deformação-deslocamento é dada por,

$$\{\epsilon\} = \sum_{i=1}^n [B_i] \{\delta_i\} \quad (5.3.11)$$

e a matriz $[B_i]$ é obtida por operações diferenciais das funções de configuração do elemento N_i .

Das Equações (5.3.9), (5.3.10) e (5.3.11), obtém-se a seguinte transformação:

$$\begin{aligned} \{F_i\} = & \sum_{i=1}^n [K_{ij}] \{\delta_i\} + \int_V [B_i]^T \{\sigma_0\} dv + \\ & - \int_V [B_i]^T [D] \{\epsilon_0\} dv \end{aligned} \quad (5.3.12)$$

onde $[K_{ij}] = \int_v [B_i]^T [B_j] dv$

A matriz $[K_{ij}]$ é denominada de matriz de rigidez do elemento.

A Equação (5.3.12) estabelece a relação entre os valores de equilíbrio dos graus de liberdade e as correspondentes forças nos pontos nodais para o elemento considerado.

A exigência de igualdade entre as forças externas em cada ponto nodal e a resultante das forças exercidas pelo ponto nodal no elemento adjacente leva a um sistema de N equações algébricas lineares:

$$[K] \{ \delta \} = \{ R \} \quad (5.3.13)$$

sendo N o número total de graus de liberdade no modelo estrutural completo.

A matriz $[K]$ é uma matriz $N \times N$ chamada de matriz de rigidez global e $\{ R \}$ é o vetor força nodal.

A matriz rigidez global possui um pequeno número de elementos não nulos e, por um número adequado de graus de liberdade, esses elementos restringem-se aos contidos na diagonal principal.

Este resultado é a chave para o desenvolvimento de eficientes algoritmos que tornam possível a obtenção de soluções para um grande número de equações algébricas envolvendo uma típica análise por elementos finitos.

As relações de Greenbaum G. A. e Rubinstein M. A., para um elemento triangular são apresentadas a seguir, para um sistema de coordenadas cilíndricas conforme representada na Figura 5.3.1 abaixo.

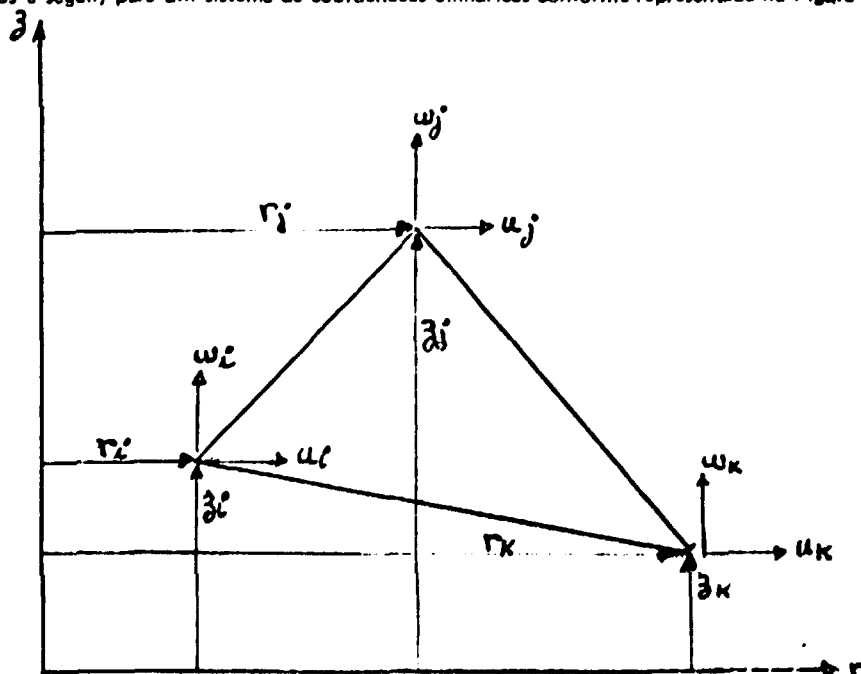


Figura 5.4 - Elemento Triangular Axissimétrico

Tem-se:

$$\{v(r,z)\} = [\phi(r,z)] \{A\} \quad (5.3.14)$$

Pela equação (5.3.14), em cada um dos três pontos nodais do triângulo, obtém-se a relação:

$$\{v_i\} = [M] \{A\} \quad (5.3.15)$$

Pela inversão da equação (5.3.15) obtemos:

$\{A\} = [M]^{-1} \{v_i\}$ onde $\{A\}$ é o vetor deslocamento generalizado e a matriz $[M]^{-1}$ é, então dada por:

$$[M]^{-1} = \begin{bmatrix} \beta_1 & 0 & \beta_4 & 0 & \beta_7 & 0 \\ \beta_2 & 0 & \beta_5 & 0 & \beta_8 & 0 \\ \beta_3 & 0 & \beta_6 & 0 & \beta_9 & 0 \\ 0 & \beta_1 & 0 & \beta_4 & 0 & \beta_7 \\ 0 & \beta_2 & 0 & \beta_5 & 0 & \beta_8 \\ 0 & \beta_3 & 0 & \beta_6 & 0 & \beta_9 \end{bmatrix} \frac{1}{\eta} \quad (5.3.16)$$

$$\text{Sendo: } \eta = r_i(z - z_k) + r_j(z_k - z_i) + r_k(z_i - z_j)$$

$$\beta_1 = r_j z_k - r_k z_j; \beta_4 = r_k z_i - r_i z_k; \beta_7 = r_i z_j - r_j z_i$$

$$\beta_2 = z_j - z_k; \beta_5 = z_k - z_i; \beta_8 = z_i - z_j$$

$$\beta_3 = r_k - r_j; \beta_6 = r_i - r_k; \beta_9 = r_j - r_i$$

As relações deslocamentos-deformações em coordenadas cilíndricas são dadas por:

$$\epsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \epsilon_\theta = \frac{u}{r}; \epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \text{ e } \gamma_{rz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial r} \quad (5.3.17)$$

Portanto das Equações (5.3.14) em (5.3.17) obtém-se:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_z \\ \epsilon_\theta \\ \gamma_{rz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{1}{r} & 1 & \frac{3}{r} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \\ A_5 \\ A_6 \end{Bmatrix} \quad (5.3.18)$$

$$\text{ou } \{e(r,z)\} = [N(r,z)] \{A\}$$

A solução global para deformações é obtida, para toda espécie de deformações, pela equação:

$$\{e(r,z)\} = \{\epsilon_E(r,z)\} + \{\epsilon_{Cr}(r,z)\} + \{\alpha \Delta T\} \quad (5.3.19)$$

sendo:

ϵ_E = deformação elástica

ϵ_{Cr} = deformação dependente do tempo (Creep)

$\alpha \Delta T$ = deformação térmica.

Utilizando-se as relações tensões-deformações, para os três fenômenos, obtidas pelas leis básicas para cada modo de deformação, a relação final pode ser colocada na forma:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_z \\ \sigma_\theta \\ \sigma_{rz} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_z \\ \epsilon_\theta \\ \gamma_{rz} \end{Bmatrix} +$$

$$- 2G \begin{Bmatrix} \epsilon_{Cr,r} \\ \epsilon_{Cr,z} \\ \epsilon_{Cr,\theta} \\ \gamma_{Cr,rz} \end{Bmatrix} - \frac{E\alpha T}{1-2\nu} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Sendo:

ν = módulo de Poisson

E = módulo de elasticidade

α = coeficiente de expansão térmica linear

T = temperatura no ponto em consideração

$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ módulo de cisalhamento.

A matriz de rigidez é obtida pelo princípio da energia potencial estacionária e pode ser colocada na forma:

$$[B]^T [K] [B] \{v_i\} = [B]^T \{F\} \quad (6.3.20)$$

Sendo $[B]^T [K] [B] = [K^*]$, tem-se

$$[B]^T \{F\} = \{F^*\}$$

donde resultam 2N equações no conjunto para equilíbrio dos N pontos nodais.

O equilíbrio requer que todas as forças no elemento estejam em equilíbrio com as forças externas no ponto nodal i-ésimo.

A matriz rigidez resultante é:

$[K] \{v_i\} = \{P\}$, onde $[K]$ é uma matriz simétrica de dimensão $2N \times 2N$.

5.4 – Cálculos Realizados

O vaso de pressão das unidades II e III da Central de Angra dos Reis e o vaso de teste V-7 do Laboratório Nacional de Oak Ridge⁽²⁸⁾, foram os objetos de cálculo escolhidos. Estes vasos foram divididos em malhas apropriadas para a aplicação dos dois programas PV-2 e FEAST-1.

A malha de cálculo para o vaso da Central Nuclear de Angra foi composta de 82 linhas e 39 colunas, sendo que a cada elemento foi aplicado um conjunto de equações diferenciais com condições de contorno características e delineadas no Apêndice A.

As propriedades dos materiais foram obtidas na Ref.⁽¹⁾ com dados suplementares obtidos no Código ASTM – A533. O intervalo de tempo para iteração numérica foi calculado conforme Ref.⁽⁸⁾, sendo o valor do coeficiente de amortecimento obtido por tentativas segundo as Ref.^(8,31) e o número de iterações necessárias para convergência foi dado por^(12,8).

A noção do estado de tensão bidimensional, permitiu a avaliação de tensões circunferenciais considerando-se a simetria axial. Para o caso da utilização do programa FEAST-1, na análise do vaso de Angra I, calculou-se as tensões no seu dorso, ou melhor, na região cilíndrica. Nos pontos nodais do corte considerou-se deslocamentos fictícios obtidos naqueles pontos pelo programa PV-2 nas mesmas condições de pressão interna. A convergência foi obtida após várias tentativas.

Para o vaso de teste V-7 do ORNL, a utilização do PV-2 foi considerada nas mesmas condições como as previstas no caso do vaso de Angra, com 29 linhas e 10 colunas na malha de cálculo. As pressões foram as mesmas que as aplicadas no vaso de Angra II. As condições para utilização do programa FEAST-1 foram idênticas.

Neste vaso, não foi considerado os efeitos provocados pela existência de estruturas internas, tais como núcleo do reator, o refrigerante e os componentes de suporte internos.

Os resultados são apresentados e apreciados no Capítulo 6.

6 – RESULTADOS, CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 – Introdução

Neste Capítulo são apresentados os resultados dos cálculos das deformações a verificação dos limites de validade desses cálculos e as previsões para o caso do vaso de pressão dos reatores Angra II/III.

O vaso das unidades II e III de Angra dos Reis é apresentada na Figura 6.1.

Tabela A

Características do Vaso de Pressão das Unidades II e III de Angra dos Reis

– Pressão de projeto	175 kgf/cm ²
– Temperatura de projeto	350°C
– Diâmetro interno da parte cilíndrica	500 cm
– Diâmetro externo da casca do flange	575,2 cm
– Diâmetro através dos bocais do refrigerante (incluindo bocal)	690 cm
– Distância do plano médio dos bocais para a parte superior do flange	130 cm
– Espessura da parede do anel cilíndrico	25 cm
– Espessura aproximada do revestimento	0,6 cm
– Peso da parte inferior do vaso	370.000 kg
– Peso da cabeça de fechamento do vaso	110.000 kg
– Peso dos parafusos e porcas	35.000 kg
– Material do vaso de pressão	20 M _n M _n N _i 55(A533-B)
– Número de parafusos da cinta de fechamento	52
– Dimensões dos parafusos	0,3 x 251,5 cm
– Número de bocais de refrigerante	8

As características gerais deste vaso estão descritos na Tabela A.

O cálculo foi efetuado pela utilização do programa PV-2A, considerando-se o vaso como um todo.

Utilizou-se as equações expostas no Capítulo 4 modificadas e as condições delineadas no Capítulo 3.

6.2 – Resultados para o Vaso V-7 de Oak Ridge

As Tabelas VI.1 a VI.4 apresentam os resultados dos cálculos de deformações circunferenciais sofrida pelo vaso V-7 de Oak Ridge para pressões internas até 1400 kgf/cm². As especificações dos pontos experimentais tomadas na superfície da parede interna e externa estão descritas nas mesmas tabelas. Esses resultados são apresentados nas Figuras 6.2 a 6.5 para visualização dos resultados de cálculos e experimentais. Os resultados, utilizando-se das formulações analíticas do código da ASME são também apresentados para efeito de comparação.

Os resultados, para o caso da deformação num ponto da superfície externa, apresentam concordância com as experiências para pressões de até 600 kgf/cm². Portanto, este é um limite da validade da teoria da elasticidade baseada na Lei de Hook e adotado nos programas FEAST e PV-2A.

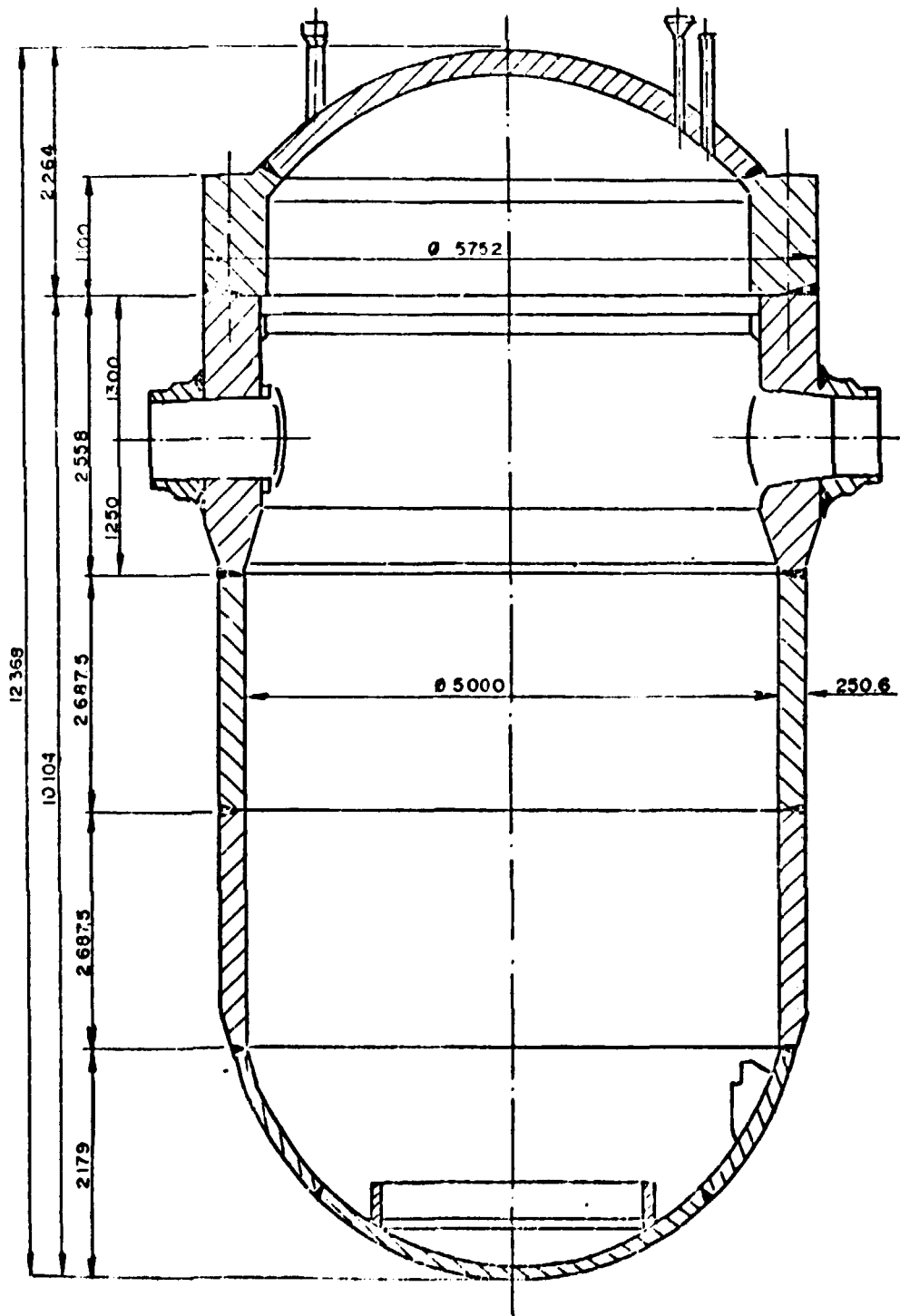


Figura 6.1 - Vaso de Pressão do PWR de 1300 MWe - Unidades II e III da Central Nuclear de Angra dos Reis I

Tabela VI.1

Ponto de Medição Experimental nº 36 Interno ao Vaso de Pressão ORNL-V7

FEAST-1 - $r = 33,6$ cm $z = 79,2$ cm

ponto nodal nº 56

Elemento nº 43

PV-2 - $r = 33,6$ cm $z = 174,8$ cm

I = 18

J = 6

Pressão interna kgf/cm ²	Deformação circunferencial x 10 ⁻³ cm/cm			
	Oak Ridge	FEAST-1	PV-2	ASME
0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
70,0	0,156	0,091	0,094	0,090
140,0	0,294	0,182	0,188	0,180
210,0	0,447	0,273	0,283	0,275
280,0	0,588	0,364	0,378	0,361
350,0	0,739	0,455	0,472	0,451
420,0	0,875	0,546	0,566	0,541
490,0	1,007	0,636	0,661	0,631
560,0	1,136	0,727	0,755	0,722
630,0	1,248	0,828	0,849	0,812
700,0	1,368	0,909	0,944	0,902
770,0	1,487	1,000	1,038	0,992
840,0	1,611	1,090	1,133	1,080
910,0	1,730	1,180	1,227	1,170
980,0	1,850	1,270	1,321	1,260
1050,0	1,972	1,360	1,416	1,350
1120,0	2,115	1,450	1,510	1,440
1190,0	2,244	1,550	1,604	1,530
1260,0	2,405	1,640	1,699	1,620
1330,0	2,515	1,730	1,793	1,710
1400,0	2,588	1,820	1,888	1,800

Tabela VI.2

Ponto de Medição Experimental nº 75 Externo do Vaso de Pressão ORNL-V7

FEAST-1 - $r = 49,5$ cm
 $z = 79,2$ cm
 ponto nodal nº 60
 Elemento nº 46

PV-2 - $r = 49,5$ cm
 $z = 174,8$ cm
 $I = 18$
 $J = 9$

Pressão interna kgf/cm ²	Deformação circunferencial x 10 ⁻³ cm/cm			
	Oak Ridge	FEAST-1	PV-2	ASME
0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
70,0	0,058	0,055	0,059	0,055
140,0	0,114	0,111	0,118	0,110
210,0	0,172	0,166	0,178	0,165
280,0	0,227	0,226	0,237	0,219
350,0	0,289	0,277	0,296	0,274
420,0	0,346	0,332	0,355	0,329
490,0	0,401	0,388	0,414	0,384
560,0	0,457	0,443	0,474	0,439
630,0	0,505	0,498	0,533	0,494
700,0	0,560	0,554	0,592	0,548
770,0	0,612	0,609	0,651	0,603
840,0	0,665	0,665	0,710	0,658
910,0	0,714	0,720	0,770	0,713
980,0	0,763	0,775	0,829	0,768
1050,0	0,807	0,831	0,888	0,823
1120,0	0,855	0,886	0,947	0,877
1180,0	0,889	0,941	1,008	0,932
1260,0	0,930	0,997	1,068	0,937
1330,0	0,982	1,050	1,125	1,040
1400,0	0,978	1,110	1,184	1,100

Tabela VI.3

Ponto de Medição Experimental nº 43 Interno do Vaso de Pressão ORNL-V7

FEAST-1 - $r = 33,6 \text{ cm}$ $z = 153,6 \text{ cm}$

ponto nodal nº 91

Elemento nº 71

PV-2 - $r = 33,6 \text{ cm}$ $z = 102,4 \text{ cm}$

I = 11

J = 6

Pressão interna kgf/cm ²	Deformação circunferencial x 10 ⁻³ cm/cm			
	Oak Ridge	FEAST-1	PV-2	ASME
0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
70,0	0,126	0,0896	0,093	0,092
140,0	0,234	0,179	0,185	0,180
210,0	0,352	0,269	0,281	0,271
280,0	0,463	0,358	0,375	0,361
350,0	0,584	0,448	0,468	0,451
420,0	0,697	0,537	0,562	0,541
490,0	0,811	0,627	0,655	0,631
560,0	0,924	0,716	0,749	0,722
630,0	1,023	0,806	0,843	0,811
700,0	1,133	0,896	0,936	0,902
770,0	1,244	0,935	1,030	0,992
840,0	1,358	1,070	1,124	1,080
910,0	1,469	1,160	1,217	1,170
980,0	1,582	1,250	1,311	1,260
1050,0	1,700	1,340	1,405	1,350
1120,0	1,833	1,430	1,498	1,440
1190,0	1,965	1,520	1,592	1,530
1260,0	2,108	1,610	1,685	1,620
1330,0	2,260	1,700	1,779	1,710
1400,0	2,411	1,790	1,873	1,800

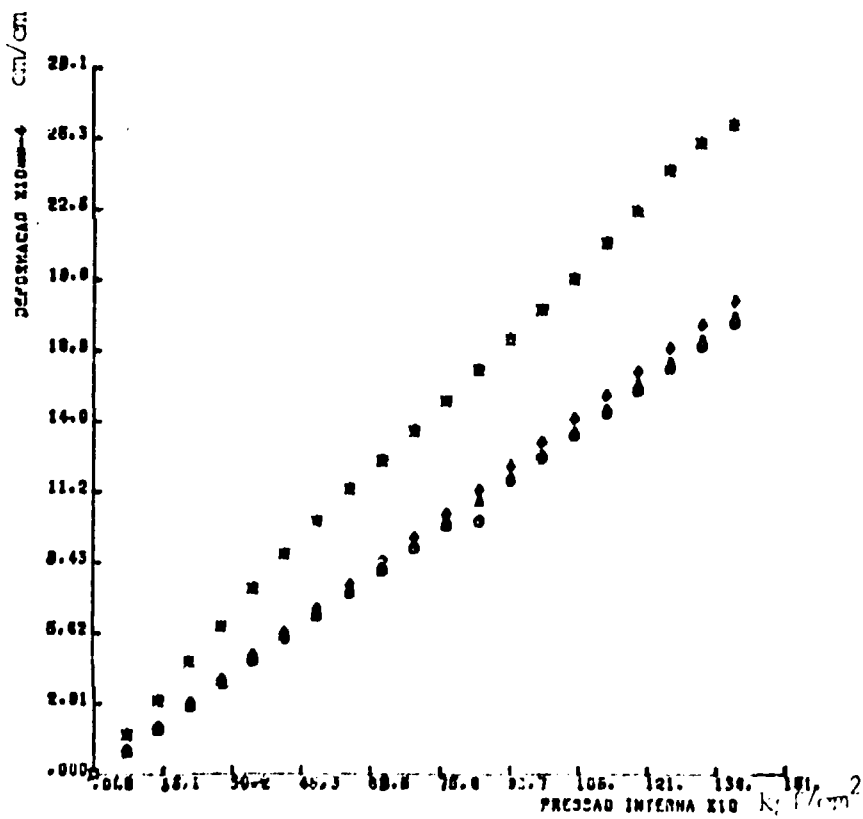
Tabela VI.4

Ponto de Medição Experimental nº 85 Externo ao Vaso de Pressão ORNL-V7

FEAST-1 - $r = 49,6$ cm
 $z = 153,6$ cm
 ponto nodal nº 95
 Elemento nº 74

PV-2 - $r = 49,6$ cm
 $z = 102,4$ cm
 $l = 11$
 $J = 9$

Pressão interna kgf/cm ²	Deformação circunferencial x 10 ⁻³ cm/cm			
	Oak Ridge	FEAST-1	PV-2	ASME
0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
70,0	0,058	0,054	0,058	0,055
140,0	0,110	0,109	0,116	0,110
210,0	0,170	0,163	0,176	0,165
280,0	0,225	0,218	0,235	0,219
350,0	0,285	0,272	0,293	0,274
420,0	0,342	0,327	0,352	0,329
490,0	0,399	0,381	0,411	0,384
560,0	0,454	0,435	0,470	0,439
630,0	0,503	0,490	0,528	0,494
700,0	0,557	0,544	0,587	0,548
770,0	0,610	0,599	0,646	0,603
840,0	0,664	0,653	0,704	0,603
910,0	0,713	0,707	0,763	0,713
980,0	0,762	0,762	0,822	0,768
1050,0	0,807	0,816	0,880	0,823
1120,0	0,855	0,871	0,939	0,877
1190,0	0,889	0,925	0,998	0,932
1260,0	0,930	0,980	1,056	0,987
1330,0	0,963	1,030	1,115	1,040
1400,0	0,995	1,090	1,174	1,100



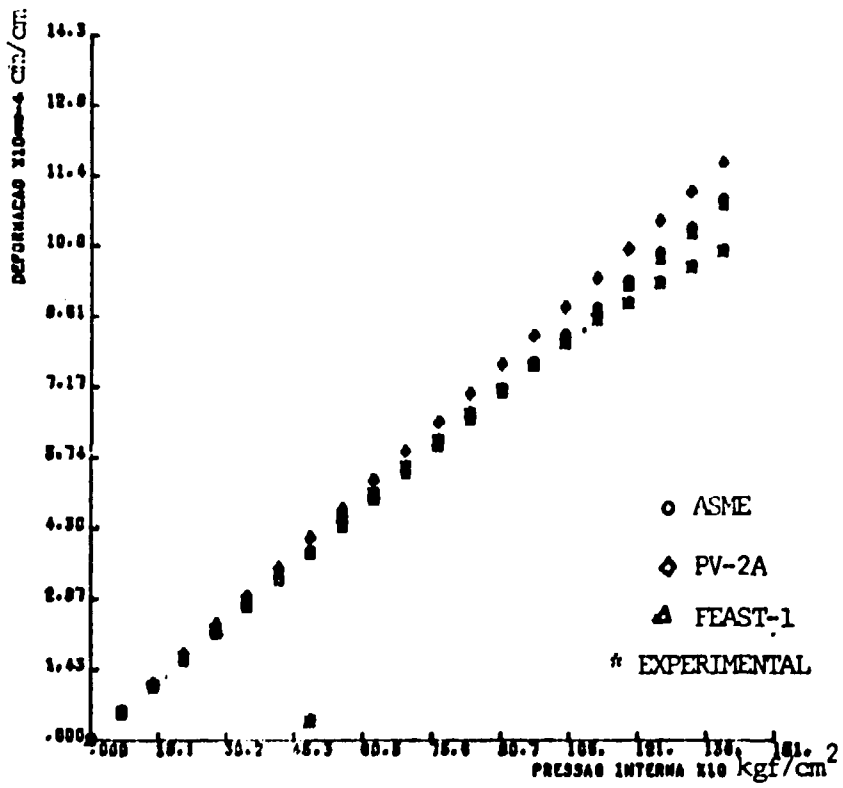


Figura 6.4 - Ponto Experimental 85 V-7 Externo Superior

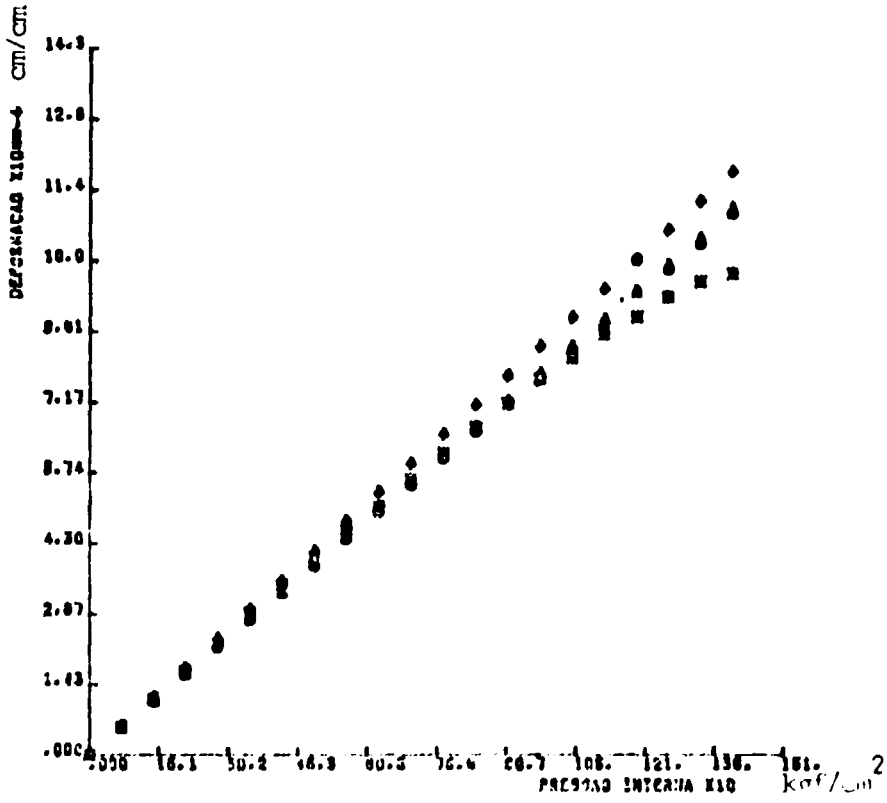


Figura 6.5 – Ponto Experimental 75 V-7 Externo Inferior

A partir desse limite observa-se uma divergência cada vez maior com o aumento da pressão entre os cálculos teóricos e os dados experimentais. Esta discordância é devido a penetração na região plástica do material do vaso. Os resultados indicam a teoria dos elementos finitos, mostra-se melhor que o da relaxação dinâmica na previsão da deformação circunferencial. Os dados experimentais, medidos com elastômeros colocados à superfície possuem uma incerteza de 5%. A correção dos valores calculados (média na camada limitada pelos nós externos) devido à camada externa finita das malhas de cálculo é desprezível.

Os resultados, para o caso da deformação circunferencial num ponto da superfície interna, discordam de imediato com os dados experimentais, como esperado.

Esta discordância é devida a dois fatores: (a) a invalidade da Lei de Hook nas regiões próximas à superfície interna do vaso (efeito de fronteira junto à superfície sob carga), e b) as incertezas experimentais que afetam a operação de medida pelos elastômeros na presença de fluidos sob alta pressão.

As Figuras 6.6 e 6.7 apresentam a variação das deformações radial, vertical e circunferencial em função da penetração para dentro da parede do vaso para o caso de pressão de 1400 kgf/cm^2 . As curvas da variação obedecem ao formato esperado.

Esta verificação experimental dos modelos teóricos adotados em FEAST e PV-2A servem para assegurar a sua validade para uma variação de pressão que inclui a pressão de teste hidrostático pré-operacional de aceitação do vaso, que é de 525 kgf/cm^2 .

6.3 – Resultados para o Vaso de Angra II/III

Para o cálculo do vaso de Angra II/III foi utilizado o programa PV-2A.

O programa FEAST-1, conforme a versão disponível no IEA, não permitia uma divisão de malha de cálculo adequada para este caso, dado o fato do grande porte do vaso (5 vezes maior que o V-7) e dos detalhamentos necessários para uma representação apropriada do tempo do fundo do vaso.

Os resultados apresentados nas Tabelas VI.5, VI.6 e VI.7 para pressões internas de 158 kgf/cm^2 que é a pressão de operação, 175 kgf/cm^2 que é a pressão de projeto, e 525 kgf/cm^2 que é a pressão de teste hidrostático, respectivamente. As condições de cálculo estão delineadas no Capítulo 5 e Apêndice A.

Os resultados indicam que a integridade física do vaso de Angra II/III é assegurada para as pressões esperadas, e estão aquém de região plástica do material empregado e muito aquém da pressão de surgimento de fissuras.

O material do vaso foi presuposto ser o aço A533B baseado na Ref.⁽³³⁾ e os dados de entrada foram obtidos das Refs. (40,42,48,2;19).

Os resultados indicam que os programas FEAST-1 e PV-2A, que anteriormente foram usados somente para o cálculo de tensões de vasos de concreto, servem perfeitamente aos propósitos de vasos de aços, com espessura de parede pelo menos 5 vezes inferiores.

Uma observação importante é a grande diferença entre o tempo de computação gasto nos processamentos de dados ao se comparar FEAST-1. Outro fator a considerar é a simplicidade dos dados de entrada de FEAST-1 que facilita enormemente a sua utilização. Contudo, o programa PV-2A, obviamente, possui outras características de superioridade em relação ao FEAST-1, como é o caso de possibilidade de acompanhamento do desenvolvimento de fissuras nos vasos.

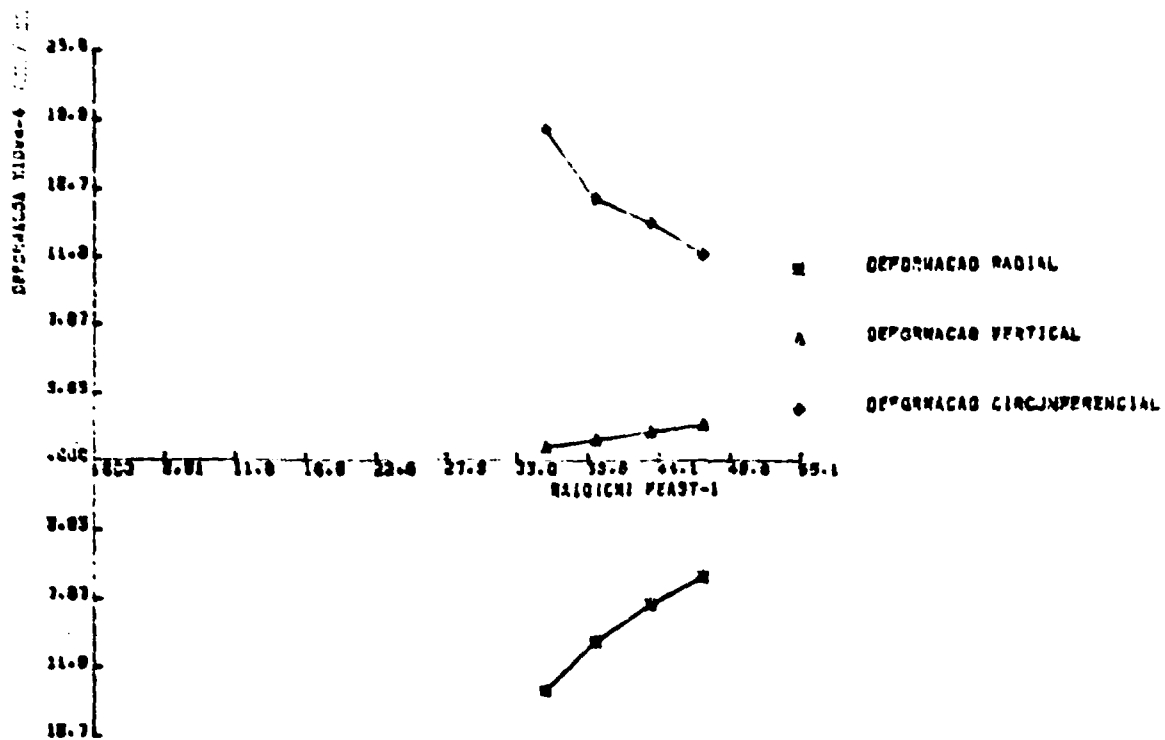


Figura 6.6 - Pressão Interna 1400 kgf/cm² pontos 43 - 85; Vaso V-7

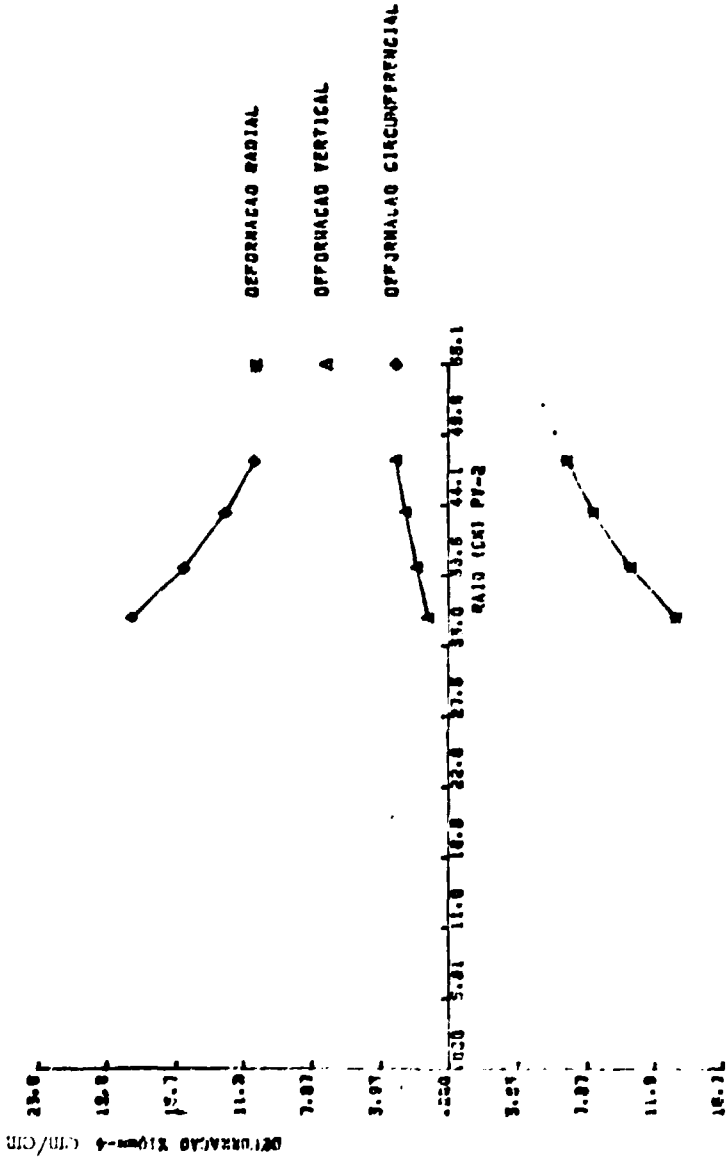


Figura 6.7 - Pressão Interna 1400 kgf/cm² pontos 36 - 75; Vaso V-7

Item	Descrição	Valor
1	Reator	1000
2	Condensador	500
3	Separador	300
4	Reservatório	200
5	Motor	150
6	Instrumentação	100
7	Outros	50
8	Subtotal	2200
9	Material	1000
10	Mano de obra	500
11	Projeto	300
12	Instalação	200
13	Comissão	100
14	Outros	50
15	Subtotal	2150
16	Impostos	100
17	Lucro	100
18	Subtotal	2350
19	Valor Total	4550

Tabela VI.6 – Intensidade de Tensão de Membrana Equivalente Vaso de Pressão do Reator Angra II/III – Pressão Interna 175 kgf/cm² – Resultados Obtidos com o Programa PV-2 A

Recomenda-se o desenvolvimento de novos métodos de cálculos, tais como o dos elementos finitos, para análise de distribuições em bocais de entrada e saída de refrigerante, tampo superior de fechamento e fundo do vaso. Existe um campo aberto para futuros desenvolvimentos nesta área de análise.

Recomenda-se também a análise das concentrações de tensões nas proximidades de furos e penetrações, tais como as existentes no tampo superior para as barras de controle e na inferior para os tubos de instrumentação do núcleo do reator.

O desenvolvimento de estudos e análises dos testes de impactos e "Charppy-V" é recomendado no estudo de propagação de fissuras e temperaturas de transições, de acordo com a Ref. ⁽¹⁾, para testes dos corpos de prova que serão retirados anualmente do interior do vaso de pressão para análise de danos de irradiação e mudança das propriedades mecânicas do material do vaso de pressão. Estas considerações são fundamentais para o controle e manutenção da taxa de falhas dos vasos de pressão.

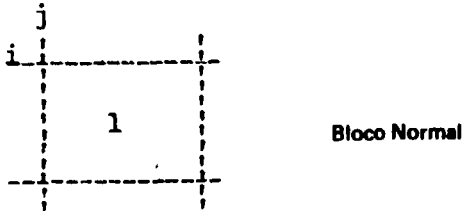
Os ensaios de impactos e "Charppy-V" e ensaios não-destrutivos são exigências regulatórias, que ainda não estão estabelecidas no Brasil, pela ausência de reatores de potência em operação.

Finalmente recomenda-se, também, o desenvolvimento de modelos matemáticos para análise da distribuição de tensões térmicas, principalmente na região cilíndrica do vaso de pressão. Esta recomendação é importante para a análise do comportamento do vaso na ocorrência de acidentes de perda de refrigerante.

APÊNDICE A

As equações da teoria da elasticidade utilizadas no programa PV-2 são aqui apresentadas juntamente com o estabelecimento das condições de contorno. O desenvolvimento é de autoria de Ian Davidson.

As equações são:



$$A_{ij}^{n+1} = \left\{ \bar{A}_{ij}^n + G_6 \left[\frac{U_{ij} - U_{ij+1}}{\Delta R_j} \right] - G_4 \left[\frac{U_{ij} + U_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right] + G_4 \left[\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right] \right\}$$

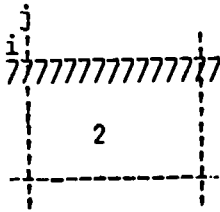
$$B_{ij}^{n+1} = \bar{B}_{ij}^n + G_4 \left[\frac{U_{ij} - U_{ij+1}}{\Delta R_j} \right] - G_6 \left[\frac{U_{ij} + U_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right] + G_4 \left[\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right]$$

$$C_{ij}^{n+1} = \bar{C}_{ij}^n - G_4 \left[\frac{U_{ij} - U_{ij+1}}{\Delta R_j} \right] - G_4 \left[\frac{U_{ij} + U_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right] + G_6 \left[\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right]$$

$$T_{ij}^{n+1} = \bar{T}_{ij}^n + G_6 \left[\frac{U_{i-1j} - U_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{W_{ij-1} - W_{ij}}{\Delta R_j} \right]$$

$$U_{ij}^{n+1} = G_1 \bar{U}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij-1} + A_{ij} - C_{ij-1} - B_{ij}}{2R_j} + \frac{T_{ij} - T_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right]$$

$$W_{ij}^{n+1} = G_1 \bar{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{i-1j} - C_{ij}}{\Delta R_j} + \frac{R_j T_{ij} - R_j + \Delta R_j T_{ij+1}}{(R_j + \Delta R_j/2) \Delta R_j} \right]$$



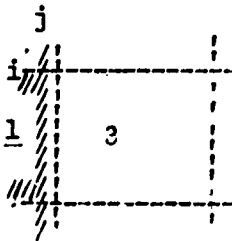
Quina Superior com restrição

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} - C_{ij}}{\Delta Z_1} \right] \times 2$$



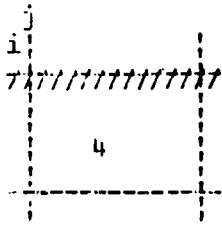
Bloco livre a direita

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = 0$$

$$\hat{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1}}{\Delta R_1} - \frac{A_{ij-1} - B_{ij-1}}{2R_1 - \Delta R_1/2} \right] \times 2$$

$$W_{ij} = 0$$



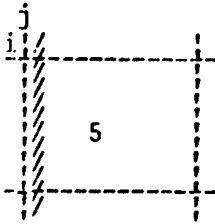
Bloco com fronteira inferior livre

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = 0$$

$$W_{ij}^{n+1} = G_1 W_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{ij} - \gamma'}{\Delta Z_i} \right] \times 2$$



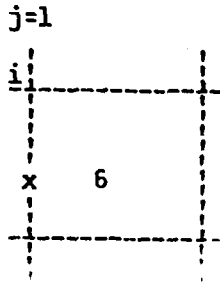
Bloco com restrição à esquerda

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij} + G_3 \left[\frac{P_{ij} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij} - B_{ij}}{2R_j + \Delta R_j/2} \right]$$

$$W_{ij} = \text{bloco normal}$$



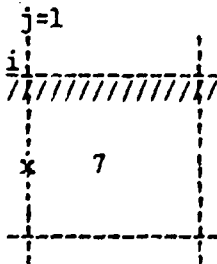
Bloco normal no eixo polar

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = 0$$

$$W_{ij} = \text{bloco normal}$$



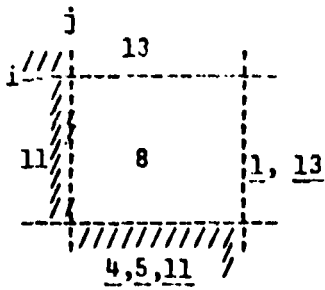
Fronteira superior no eixo polar

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = \text{bloco 8}$$

$$W_{ij} = \text{bloco 2}$$



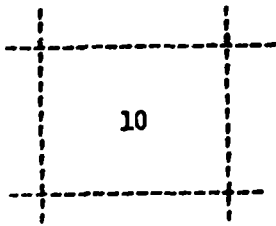
Canto interno

$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$

$$\bar{T}_{ij}^{n+1} = \bar{T}_{ij}^n + 0.33 \times G_5 \left[\frac{U_{i-1j} - U_{ij}}{\Delta R_j} + \frac{W_{ij-1} - W_{ij}}{\Delta R_j} \right]$$

$$\bar{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \bar{U}_{ij}^n + G_2 \left[\frac{P_{ij} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij} - B_{ij}}{2R_j + \Delta R_j/2} + \frac{T_{ij}}{2\Delta Z_j} \right] \times 2$$

$$\bar{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \bar{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{i-1j} - C_{ij}}{\Delta Z_j} + \frac{R_j T_{ij} - 2(R_j + \Delta R_j) T_{ij+1}}{(2R_j + \Delta R_j) \Delta R_j} \right]$$



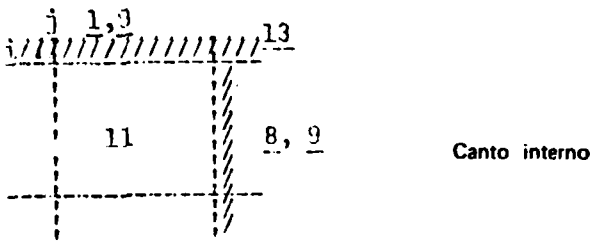
Bloco nulo

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = 0$$

$$W_{ij} = 0$$

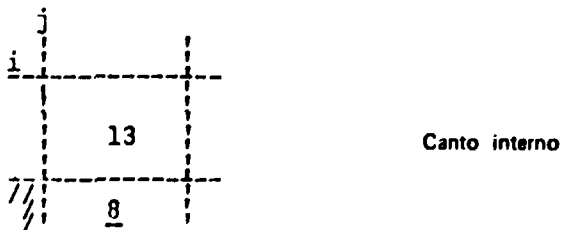


$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = 0$$

$$W_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{i-1j}}{\Delta Z_i} - \frac{(R_i + \Delta R_i) T_{ij+1}}{(2R_i + \Delta R_i) \Delta R_i} \right] \times 2$$

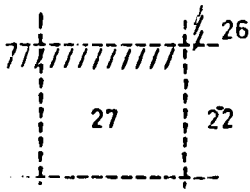


$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{blocco normal}$$

$$T_{ij} = \text{blocco normal}$$

$$U_{ij}^{n+1} = G_1 U_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij-1} + A_{ij} - B_{ij-1} - B_{ij}}{2R_j} + \frac{2T_{ij} - T_{i+1j}}{2\Delta Z_i} \right]$$

$$W_{ij} = \text{blocco normal}$$



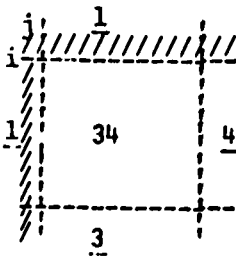
Canto interno

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij} + G_3 \left[\frac{Q_{ij} - C_{ij}}{\Delta Z_j} - \frac{(R_j + \Delta R_j) T_{ij+1}}{(2R_j + \Delta R_j) \Delta R_j} \right] \times 2$$



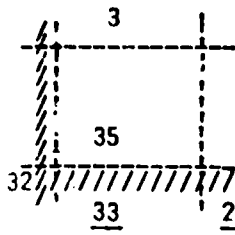
Canto interno

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = \text{Code 8}$$

$$\hat{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij} + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij-1} - B_{ij-1}}{(2R_j - \Delta R_j)/2} + \frac{T_{ij}}{2\Delta Z_j} \right] \times 2$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij} + G_3 \left[-\frac{Q_{ij} + C_{i-1j}}{\Delta Z_j} + \frac{R_j T_{ij}}{(2R_j + \Delta R_j) \Delta R_j} \right] \times 2$$



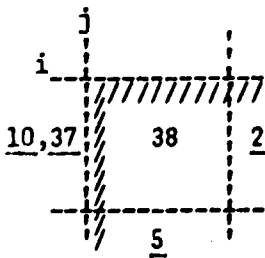
Canto interno

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = 0$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = G_1 U_{ij} + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1}}{\Delta R_j} - \frac{(A_{ij-1} - B_{ij-1})}{(2R_j - \Delta R_j/2)} - \frac{T_{i+1j}}{2\Delta Z_j} \right] \times 2$$

$$W_{ij} = 0$$



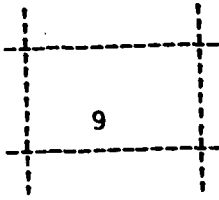
Canto externo

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = 0$$

$$U_{ij} = \text{bloco 5}$$

$$W_{ij} = \text{bloco 2}$$

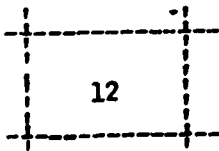


$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = \text{bloco 8}$$

$$\hat{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij} - B_{ij}}{2R_j - \Delta R_j/2} + \frac{T_{ij}}{2\Delta Z_1} \right] \times 2$$

$$W_{ij} = \text{bloco 8}$$

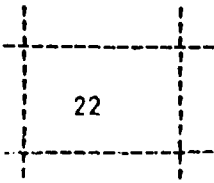


$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco 3}$$

$$T_{ij} = \text{bloco 2}$$

$$U_{ij} = \text{bloco 4}$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{i-1j}}{\Delta Z_1} - \frac{(R_j + \Delta R_j) T_{ij+1}}{(2R_j + \Delta R_j) \Delta R_j} \right] \times 2$$

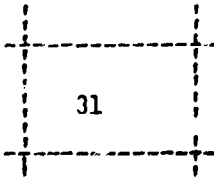


$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$

$T_{ij} = \text{bloco 8}$

$$\hat{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{ij-1} - A_{ij}}{\Delta R_j} - \frac{A_{ij-1} + A_{ij} - B_{ij-1} - B_{ij}}{2R_j} + \frac{T_{ij} - 2T_{i+1j}}{2\Delta Z_i} \right]$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{C_{ij} + C_{i-1j} - C_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{R_j T_{ij} - 2(R_j + \Delta R_j) T_{i+1j}}{\Delta R_j (2R_j + \Delta R_j)} \right]$$



$$\hat{A}_{ij}^{n+1} = \hat{A}_{ij}^n + G_8 \left(\frac{U_{ij} - UL_{ij+1}}{\Delta R_j} \right) - G_4 \left(\frac{U_{ij} + UL_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right) + G_4 \left(\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right)$$

$$\hat{B}_{ij}^{n+1} = \hat{B}_{ij}^n + G_4 \left(\frac{U_{ij} - UL_{ij+1}}{\Delta R_j} \right) - G_8 \left(\frac{U_{ij} + UL_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right) + G_4 \left(\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right)$$

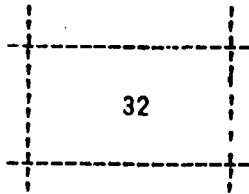
$$\hat{C}_{ij}^{n+1} = \hat{C}_{ij}^n + G_4 \left(\frac{U_{ij} - UL_{ij+1}}{\Delta R_j} \right) - G_4 \left(\frac{U_{ij} + UL_{ij+1}}{2R_j + \Delta R_j} \right) +$$

$$- G_8 \left(\frac{W_{ij} - W_{i+1j}}{\Delta Z_i} \right)$$

$T_{ij} = \text{bloco 2}$

$U_{ij} = \text{bloco normal}$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left(\frac{Q_{ij} - C_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{R_j T_{i+1j}}{\Delta R_j (2R_j + \Delta R_j)} \right) \times 2$$

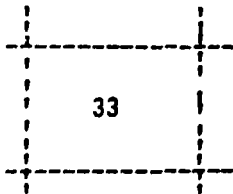


$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$

$T_{ij} = \text{bloco normal}$

$U_{ij} = \text{bloco normal}$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} + C_{i-1j} - C_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{2R_j T_{ij} - (R_j + \Delta R_j) T_{i+1j+1}}{\Delta R_j (2R_j + \Delta R_j)} \right]$$

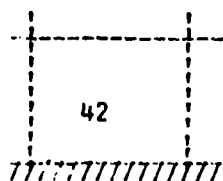


$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$

$$\hat{T}_{ij}^{n+1} = \hat{T}_{ij}^n + 0.3 G_3 \left[\frac{U_{i-1j} - U_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{W_{i-1j} - W_{ij}}{\Delta R_j} \right]$$

$$\hat{U}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{U}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{P_{ij} + A_{i-1j} - A_{ij}}{\Delta R_j} + \frac{A_{i-1j} + A_{ij} - B_{i-1j} - B_{ij}}{2 R_j} + \frac{T_{ij} - 2T_{i+1j+1}}{2 \Delta Z_i} \right]$$

$$\hat{W}_{ij}^{n+1} = G_1 \hat{W}_{ij}^n + G_3 \left[\frac{Q_{ij} - C_{ij}}{\Delta Z_i} + \frac{2 R_j T_{ij} - (R_j + \Delta R_j) T_{i+1j+1}}{\Delta R_j (2R_j + \Delta R_j)} \right]$$



Bloco do suporte do vaso

$$A_{ij} = B_{ij} = C_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$T_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$U_{ij} = \text{bloco normal}$$

$$W_{ij} = \text{bloco 3}$$

onde,

$$U_{ij} = \text{velocidade radial}$$

$$W_{ij} = \text{velocidade vertical}$$

$$A_{ij} = \text{tensão radial}$$

$$B_{ij} = \text{tensão circunferencial}$$

$$C_{ij} = \text{tensão vertical}$$

$$T_{ij} = \text{tensão de cisalhamento}$$

$$DU_{ij}, DW_{ij} = \text{deslocamento radial e vertical respectivamente.}$$

As constantes são:

Material do vaso	= Aço de baixa liga A-533 GB
Módulo de Poisson, ν	= 0.313
Módulo de Elasticidade, E	= 1.98×10^6 kgt/cm ²
Tensão limite de escoamento, $\sigma_{lim\ esc}$	= 5.500 kgt/cm ²
Densidade, ρ	= 7.3 g/cm ³
Coefficiente de expansão linear	= 10.5×10^{-6} /°C

Constantes de Lamé,

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Δ_t = intervalo de tempo para convergência

Coefficiente de amortecimento = K

$$G_1 = \frac{1 - K/2}{1 + K/2}$$

$$G_2 = \frac{\Delta_t}{\rho + K/2}$$

$$G_3 = \frac{G_2}{\frac{1}{\Delta R_j^2} + \frac{1}{\Delta Z_i^2}}$$

$$G_4 = \frac{E\Delta_t\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$$

$$G_5 = \frac{E\Delta_t}{2(1+\nu)}$$

$$G_6 = \frac{E\Delta_t(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$$

$$G_7 = \frac{E\Delta_t}{1-\nu^2}$$

Condutividade térmica = K_c

Coefficiente de calor específico = C_p

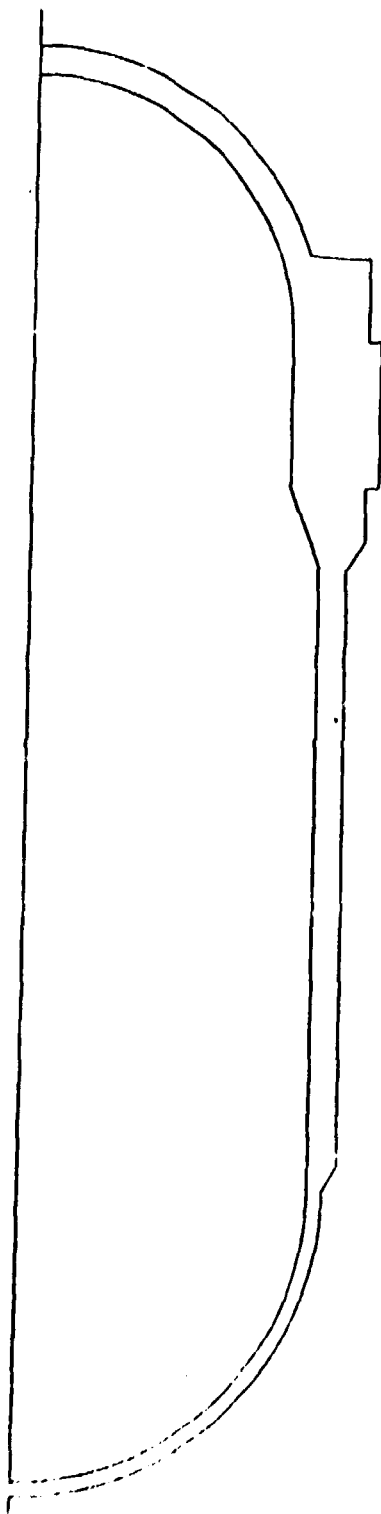


Figura A.1 – Modelo Axi-Simétrico do Vaso de Pressão Similar ao de Angra II/III

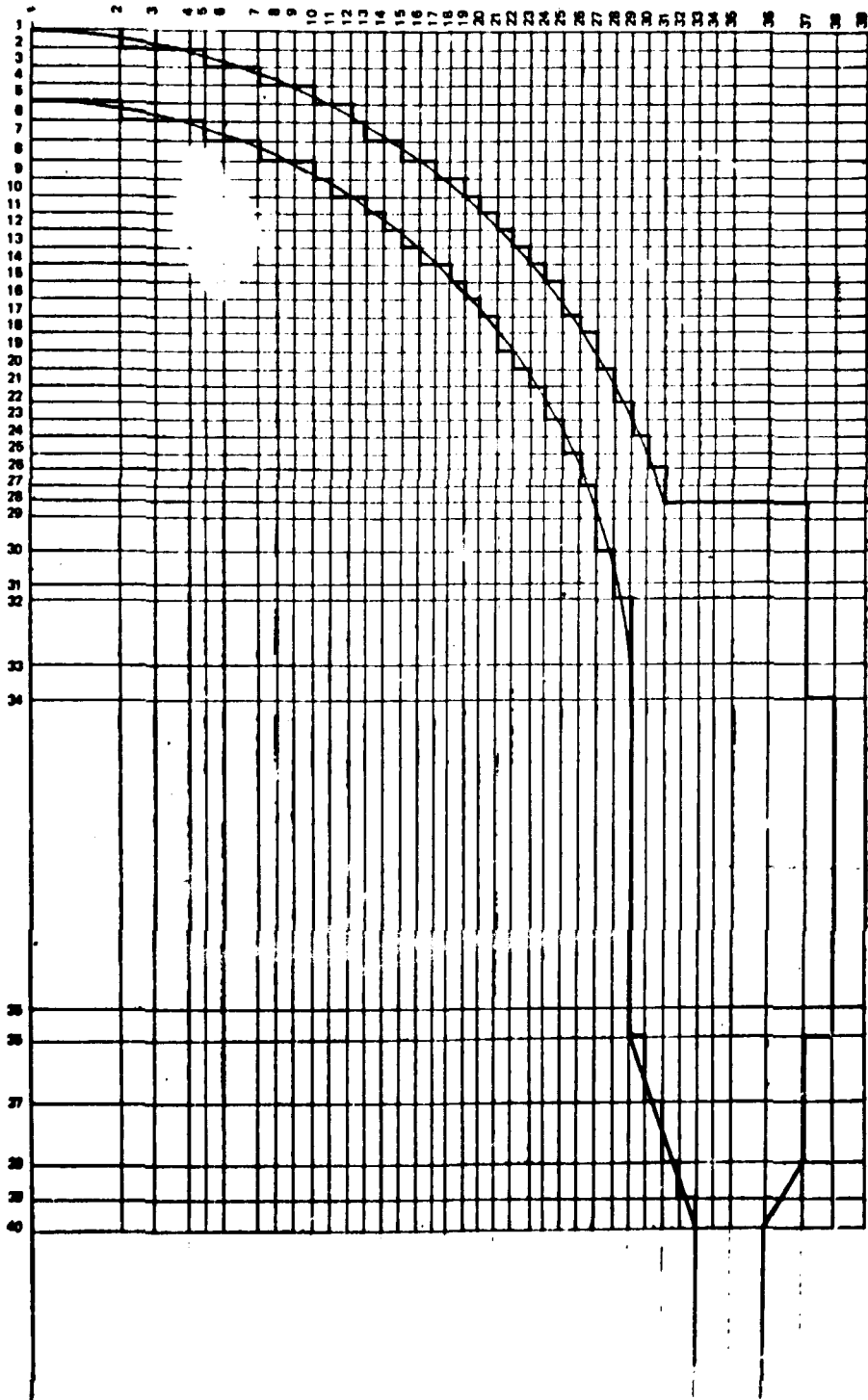


Figure A.2.1

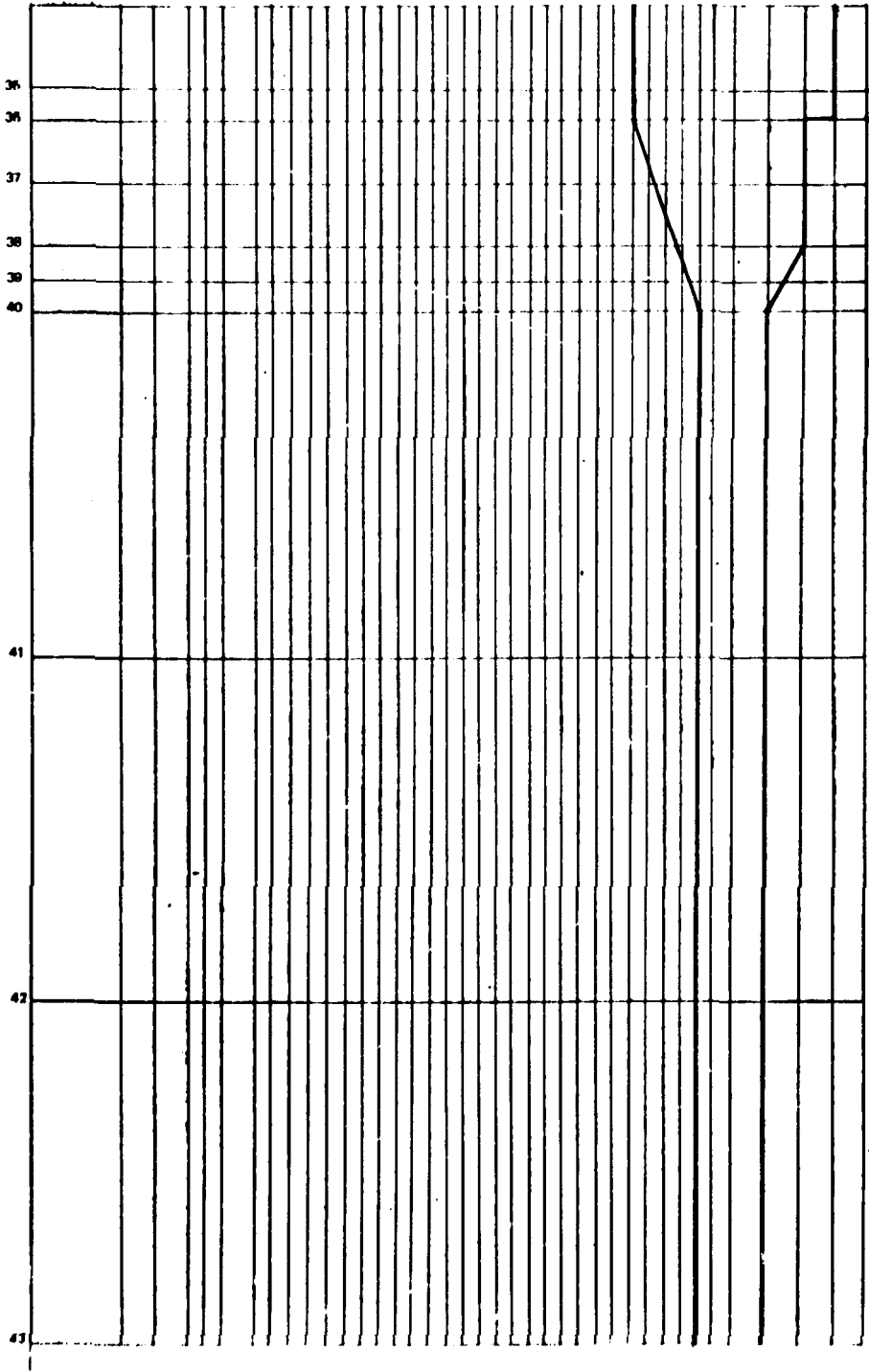


Figure A.2.2

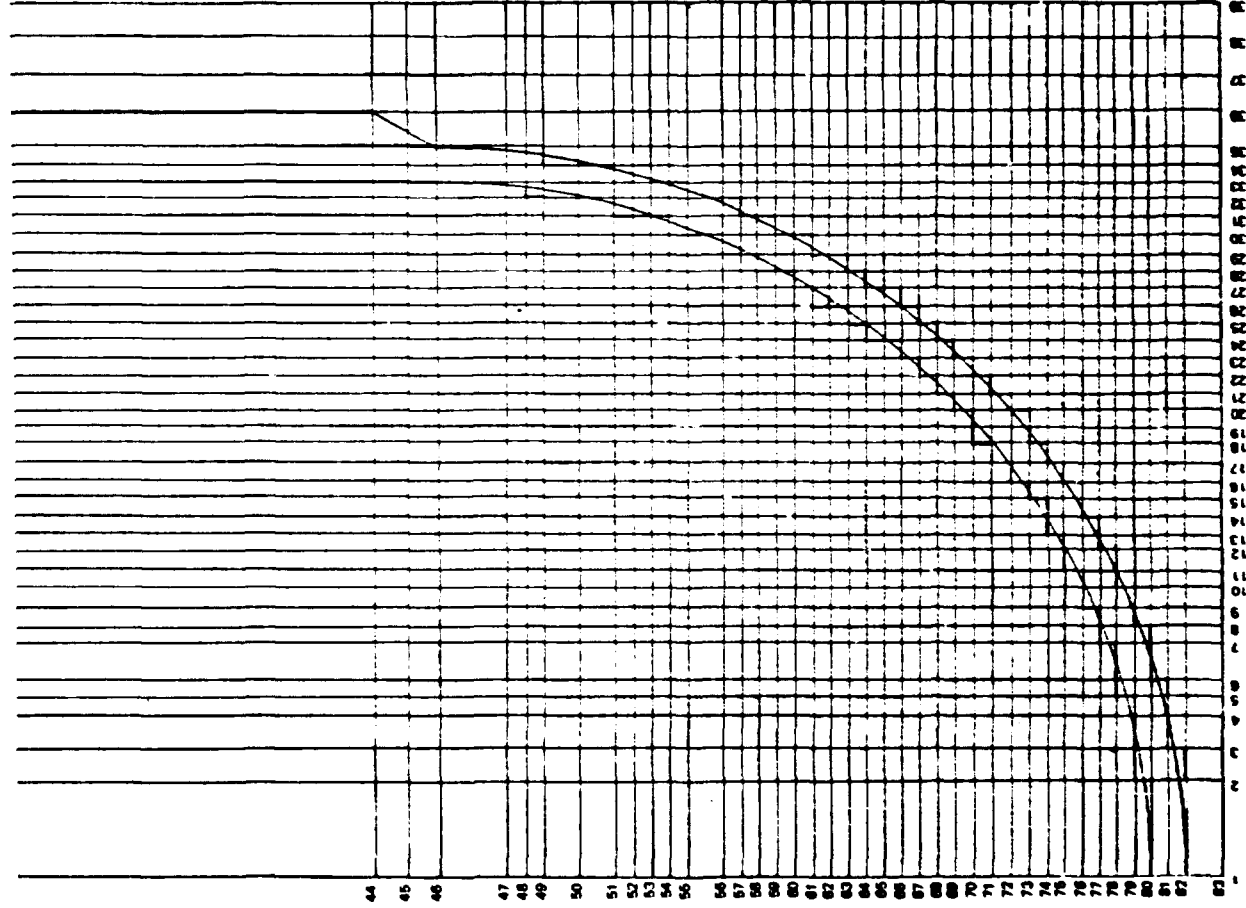


Figure A.2.3

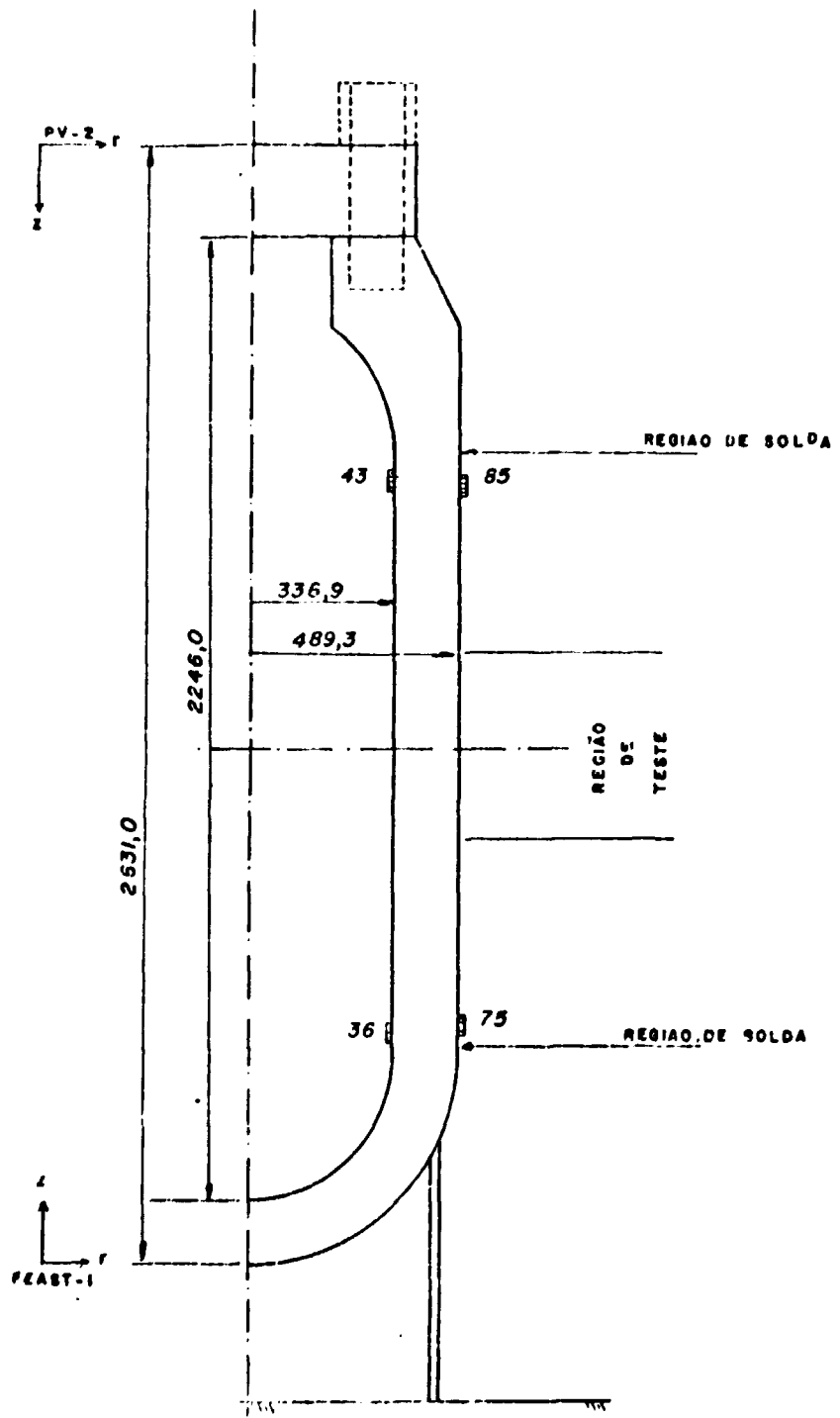


Figura A.3 -- Modelo Axi-Simétrico do Vaso V-7 de Teste do Laboratório de OAK RIDGE

APÊNDICE B

O programa FEAST-1 elaborado por Wilson, E. L. (Universidade da Califórnia, 1966) e modificado por Christian, J. T. (Instituto de Tecnologia de Massachusetts) utiliza-se da técnica de elementos finitos para determinação das tensões e deformações em certos tipos de corpos sob a ação de cargas.

Os problemas analisados por este programa são dos seguintes tipos:

- Simetria axial
- Estado plano de tensões
- Estado plano de deformações,

As propriedades dos materiais elásticos não lineares são consideradas utilizando-se das técnicas de aproximação sucessiva.

Estão incluídos nos cálculos, a avaliação de efeitos de deslocamentos, condições de tensões nos contornos, cargas concentradas e temperatura.

A capacidade de programa obedece as seguintes restrições que limitam o tamanho do problema:

	Número máximo
Pontos nodais	900
Elementos	800
Diferentes materiais	12
Cartões de pressão	200

O programa incorpora a geração de dados apenas para satisfazer as quantidades mínimas de informações necessárias para entrada de problemas geométricos e topológicos especificados. Permite também o uso de elementos quadrilaterais e triangulares.

Opções efetuadas para entrada de dados:

	Unidade II e III Angra	ORNL 7
- Número de pontos nodais		
- Número de elementos	104	173
- Número de diferentes materiais	1	1
- Número de pressões fronteiras		
- Aceleração axial na direção z	980 cm/seg ²	980 cm/seg ²
- Velocidade angular		
- Temperatura de referência	20°C	20°C
- Número de aproximações	45	15
- Análise axisimétrica	sim	sim
- Identificação de material	1	1
- Densidade de massa	7.8 g/cm ³	7.8 g/cm ³
- Razão dos módulos de elasticidade plástica para elástica	1	1

Propriedades de materiais na temperatura de referência

	Angra II e III	ORNL
- Módulo de elasticidade	$1.96 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$	$1.96 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$
- Razão de Poisson	0.313	0.313
- Coeficiente de expansão térmica	$16.5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$	$16.5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$
- Tensão limite de escoamento	5500 kgt/cm^2	5500 kgt/cm^2

ABSTRACT

The integrity of the reactor pressure vessel of the Unit II/III of the Nuclear Power Station at "Angra dos Reis" was evaluated by stress analysis, through the dynamics relaxation method. For the solution of the problem an axisymmetric model was fixed.

Initially, the data of the Oak Ridge Vessel V-7 was compared with those obtained by two computer programs used in this study. The methods used in the computer programs were FEM and DEM. All the results were compared with the ASME Code Section III, 1974 edition.

The range deviation was determined to 99% confidence limit, in order to minimize the error probabilities.

Finally, the equivalent intensity stress obtained was calculated and compared with the acceptable values of the ASME Code Section III, 1974 edition.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, *ASME boiler and pressure vessel code. Section III, Division I: Nuclear vessel*. New York, N. Y., 1974.
2. BAMFORD, W. H. & SCOTT, K. V. Effect of high-temperature primary reactor water on the subcritical crack growth of reactor vessel steel. In: WHITMAN, G. D. *Heavy-section steel technology program quarterly progress report for October-december 1976*. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., Apr. 1977. p.9-17. (ORNL-NUREG/TM-94).
3. BRYON, R. H.; MERCLE, J. G.; RAFTENBERG, M. N.; ROBINSON, G. C.; SMITH, J. E. *Intermediate test vessels V-3, V-4 and V-6*. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., Nov. 1975 (ORNL-5059).
4. BUNN, W. B. & RANDOLPH, D. D. Material forming and welding nuclear pressure vessels. *Nucl. Engng. int.*, 16:53-61, 1976.
5. COOPER, W. E. & LANGER, B. F. The safety of reactor pressure vessels. *Nucl. Saf.*, 17(1):55-61, 1976.
6. COTTRELL, W. B. Fourth water reactor safety research information meeting. *Nucl. Saf.*, 18(2):133-53, 1977.
7. CUDNIK, R. A. & CARBIENER, W. A. Steam-water mixing studies related to emergency case-cooling system performance. *Nucl. Saf.*, 17(2):185-93, 1976.
8. DAVIDSON, I. *The analysis of cracked structures*. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1974. (IEA-Pub. 337).
9. DERBY, R. W.; MERKLE, J. G.; ROBINSON, G. C.; WHITMAN, G. D.; WITT, F. J. *Intermediate test vessels V-1 and V-2*. Oak Ridge, Tenn. Oak Ridge National Lab., Feb. 1974. (ORNL-4895).
10. DOAN, P. L.; LANNING, D. D.; RASMUSSEN, N. C. Pressurized-water reactor Loss-of-coolant accidents by hypothetical vessel rupture. *Nucl. Saf.*, 14(4) 291-304, Jul.-Aug., 1973.
11. FABIC, S. Data sources for LOCA code verification. *Nucl. Saf.*, 17(6) 671-85, 1976.
12. FAYA, S. C. S. *Estudo do comportamento térmico e mecânico do envoltório de tório metálico em reatores rápidos refrigerados por gás*. São Paulo, 1975. (Dissertação de Mestrado).

13. FINAL, safety analysis report: Angra 1. Rio de Janeiro, FURNAS Centrais Elétricas, 1977.
14. FORSYTHE, G. E. & WASON, W. R., eds. *Finite-difference methods for partial differential equations*. New York, N. Y., Wiley, 1960.
15. GALLIANY, M. & SERPAN, C. Z. Neutron embrittlement surveillance of the Garigliano reactor vessel steel. *Nucl. Engng Des.*, 26:313-25, 1974.
16. GILL, S. S., ed. *The stress analysis of pressure vessels and components*. Oxford, Pergamon, 1970.
17. GLASSTONE, S. & SESONSKE, A. *Nuclear reactor engineering*. Princeton, N. J., Van Nostrand, 1967.
18. HOLT, A. B. The probability of catastrophic failure of reactor primary system components. *Nucl. Engng Des.*, 28:239-51, 1974.
19. HUNTER, C. W. & WILLIAMS, J. A. *Fracture and tensile behavior of neutron-irradiated A533-B pressure vessel steel*. Richland, Wash., Hanford Engineering Development Lab., Feb. 1971 (HEDL-TME-71-76).
20. JEZERMIK, A. & MILLER, M. C. Large user-oriented systems of programs for structural analysis and design. *Nucl. engng. Des.*, 27:238-73, 1974.
21. KARAM, R. A. Safety comparison of light water and fast reactors. In: KARAM, R. A. & MORGAN, K. Z., eds. *Environmental impact of nuclear power plants: proceedings of a conference held in November 26-30, 1974*. New York, N. Y., Pergamon, 1976. p.459-507.
22. KEELER, J. R., ed. Part C: Cladding & structural materials. In: McLAIN, S. & MARTENS, J. H., eds. *reactor handbook, v.1*. New York, N. Y., Wiley, 1964. p.477-774.
23. LYNCH, C. T. *Handbook of materials science, vol. 1: general properties*. Cleveland, Ohio, CRC, 1974.
24. MASCHE, G. *Systems summary of a Westinghouse pressurized-water reactor nuclear power plant*. [s.l], [s.ed.], 1971.
25. MELOSH, R. J. A status report on computational techniques for finite element analysis. *Nucl. Engng Des.*, 27:274-85, 1974.
26. MERKLE, J. G.; WHITMAN, G. D.; BRYAN, R. H. *Evaluation of the HSST program intermediate pressure level safety*. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., 1975. (ORNL-TM-5090).
27. MERKLE, J. G.; WHITMAN, G. D.; BRYAN, R. H. Relation of intermediate-sized pressure vessel tests to LWR safety. *Nucl. Saf.*, 17(4):447-63, 1976.
28. MERKLE, J. G. ROBINSON, G. C.; HOLZ, P. P.; SMITH, J. E.; BRYAN, R. H. *Test of 6-inch-thick pressure vessels. Series 3: intermediate test vessel V.7*. Oak Ridge, Tenn. Oak Ridge National Laboratory, Aug. 1976. (ORNL/NUREG-1).
29. MORRONE, A. Damping valves of nuclear power plant components. *Nucl. Engng Des.*, 26:343-63, 1974.
30. OTTER, J. R. H. Computations for prestressed concrete reactor pressure vessels using dynamic relaxation. *Nucl. Structural Engng.*, 1:61-75, 1965.

31. OTTER, J. R. H. et alii. Dynamic relaxation. *Proc. Inst. of Engrs.*, 35:633-56, Dec. 1966.
32. PRELIMINARY facility description and safety analysis report: Usina Nuclear de Angra, Unidade 1. Rio de Janeiro, FURNAS Centrais Elétricas, 1972.
33. PRELIMINARY safety report. Nuclear Power Plant Angra 2 and 3 PWR. (s.1), Kraftwerk Union, June 1976.
34. REACTOR safety study: an assessment of accident risks in U. S. commercial nuclear power plants. Washington, D. C., U. S. Nuclear Regulatory Commission, Oct. 1975. (WASH-1400; NUREG 75/014).
35. ROSSIN, A. D. Comparison of neutron embrittlement of steel in different reactor spectra. *Nucl. Structural Engng.*, 1:76-82, 1965.
36. SANTINA, M. D. *Determinação das zonas de segurança da Central Nuclear de Angra dos Reis conforme o modelo da difusão da radiação na atmosfera* São Paulo, 1976. (Dissertação de Mestrado).
37. SERPAN, JR., C. Z. Engineering damage cross sections for neutron embrittlement of A 302-3 pressure vessel steel. *Nucl. Engng Des.*, 33:19-29, 1975.
38. SMITH, C. D. Design relationships and failure theories in probabilistic form. *Nucl. Engng Des.*, 27:86-92, 1974.
39. SMITH, W. L. Structural analysis. In: McLAIN, S. & MARTENS, J. H., eds. *Reactor handbook*, v.5. New York, N. Y., Wiley, 1964. p.262-306.
40. SMITH, W. L. *Neutron irradiation embrittlement of reactor pressure vessel steels*. Vienna, International Atomic Energy Agency, 1975. (Technical report series, 163). [Publicado também em *Nucl. Saf.*, 17(3):327-43, 1976].
41. STEICHEN, J. M. & PAXTON, M. M. *Interim report: effect of strain rate on the mechanical properties of austenitic stainless steels*. Richland, Wash., Hanford, Hanford Engineering Development Lab., May, 1971. (HEDL-TME-71-56).
42. STERNE, JR., R. H. & STEELE, L. E. Steels for commercial nuclear power reactor pressure vessels. *Nucl. Engng. De.*, 10:259-307, 1969.
43. TIMOSHENKO, S. & WOJNOWSKY-KRIEGER, S. *Theory of plates and shells*. New York, N. Y., McGraw-Hill, 1959.
44. TONG, L. S. & BENNETT, G. L. NRC Water-reactor safety: research program. *Nucl. Saf.*, 18(1):1-44, 1977.
45. UNITED STATES ATOMIC ENERGY COMMISSION. Advisory Committee on Reactor Safeguards. *Report on the Integrity of reactor vessels for light-water power reactors*. Washington, D. C., Jan. 1974. (WASH-1285). (Publicado também em *Nucl. engng. Des.*, 28:147-95, 1974).
46. UNITED STATES ATOMIC ENERGY COMMISSION. Advisory Committee on Reactor. Regulatory Staff. *Technical report on analysis of pressure vessel statistics from fossil-fueled power plant service and assessment of reactor reliability in nuclear power plant . . .* Washington, D. C., May, 1974. (WASH-1318).
47. WHITMAN, G. D. *Heavy section steel technology program quarterly progress report from April-June 1976*. Oak Ridge, Tenn., Oak Ridge National Lab., Sep. 1976. (ORNL/NUREG/TM-49).

48. WILLIAMS, J. A. *Heavy section steel technology program. Technical report n. 31. The irradiation and temperature dependence of tensile and fracture properties of ASTM A-533, grade B, class 1 steel plate and weldment.* Richland, Wash., Hanford Engineering Development Lab., Aug. 1973. (HEDL-TME-73-75).
49. WILLIAMS, J. A. & JAMES, L. A. *Irradiation effects on the fracture of heavy section pressure vessels teels.* Richland, Wash., Hanford Engineering Development Lab., Oct. 1972. (HEDI -497).
50. YOSHIKAWA, H. H.; McELROY, W. N.; SIMONS, R. L. The definition of damage functions from irradiation test data. *Nucl. Engng Des.*, 33:11-8, 1975.



INSTITUTO DE ENERGIA ATÔMICA

Caixa Postal, 11049 - Pinheiros

CEP 05508

01000 - São Paulo - SP

Telefone: 211-6C11

Endereço Telegráfico - IEATOMICA

Telex - 011-23592 IENA BR