

VERIFICAÇÃO DE TENSÕES EM UM VASO DE PRESSÃO NUCLEAR COM CARREGAMENTOS NÃO-AXISSIMÉTRICOS

Levi Barcelos de Albuquerque e Gracia Menezes V. de Assis
COPESP- Coordenadoria para Projetos Especiais

Av. Prof. Lineu Prestes, 2242. Cidade Universitária, CEP: 05508-900
São Paulo - SP. Telefone (011) 817-7183. Fax (011) 814-4695

Carlos Alexandre J. Miranda; Julio Ricardo B. Cruz e Miguel Mattar Neto
IPEN-CNEN/SP - Instituto de Pesquisa Energéticas e Nucleares

Travessa R, 400. Cidade Universitária, USP, CEP05508-900
São Paulo - SP. Tel.: (011) 816-9437. Fax (011) 212-3546

SUMÁRIO: Verifica-se as tensões em um vaso de pressão de um reator PWR modelado em elementos axissimétricos de 4 nós, com o programa ANSYS 5.0. Foram postuladas, em adição aos carregamentos usuais, axissimétricos ou não: peso próprio, a pressão interna, o sismo, a pré-tensão nos parafusos que unem os flanges, algumas cargas concentradas não-axissimétricas representadas por séries de Fourier, classificadas como cargas de serviço Nível C segundo o Código ASME. Para os parafusos foram usados elementos de vigas. O contato entre os flanges foi determinado por meio de algumas hipóteses apropriadas. O tampo torisférico perfurado do vaso foi modelado para levar em consideração a sua rigidez e os seus carregamentos, porém não faz parte do escopo deste estudo. Para a verificação de tensões, feita através da subseção NB da Seção III da Divisão 1 do ASME, foram escolhidas algumas seções críticas para a categorização das tensões. Em algumas destas seções, procedeu-se a um estudo comparativo de três métodos para o procedimento de linearização de tensões.

SUMMARY: In this work we intend to present the stress analysis of a PWR vessel under postulated concentrated loads. The Vessel was modeled with Axisymmetric solid 4 nodes harmonic finite elements with the use of the ANSYS program, version 5.0. The bolts connecting the vessel flanges were modeled with beam elements. Some considerations were made to model the contact between the flanges. The perforated part of the vessel torispherical head was modeled (with reduced properties due to its holes) to introduce its stiffness and loads but was not within the scope of this work. The loading consists of some usual ones, as pressure, dead weight, bolts preload, seismic load and some postulated ones as concentrated loads, over the vessel, modeled by Fourier Series. The results in the axisymmetric model are taken in terms of linearized stresses, obtained in some circumferential positions, and for each position, in some sections along the vessel. Using the ASME Code (Section III, Division 1, Sub-section NB) the stresses are within the allowable limits. In order to draw some conclusions about stress linearization, the membrane plus bending stresses ($P_I + P_b$) are obtained and compared in some sections, using three different methods.

70 Seminário de Elementos Finitos, São Paulo,
SP, 27-29 de Setembro, 1995.

1. Introdução

Dois problemas típicos com os quais um engenheiro se depara ao verificar a adequabilidade de uma solução estrutural adotada são: a escolha da norma utilizada para verificação e o tipo de modelo matemático utilizado na análise da estrutura. No caso de vasos de pressão de reatores, uma das principais normas de projeto é a Seção III do ASME [1]. Esta norma, introduzida no início da década de 60, caracteriza-se por uma abordagem chamada de "projeto por análise", com base na análise de descontinuidades em vigas e cascas e passa pela separação das tensões atuantes nas categorias de membrana, de flexão e de pico com limites admissíveis diferentes associados, cada um, a um modo de falha específico. A utilização acentuada, a partir da década de 60, de programas computacionais para análise por elementos finitos, como o ANSYS [2], introduziu um novo problema que é a compatibilidade entre os resultados obtidos com o método dos elementos finitos e os limites de tensões estabelecidos pelo Código ASME para evitar os principais modos de falha em vasos de pressão.

Com relação à modelagem, quando se analisa vasos de pressão, é muito comum a utilização de modelos axissimétricos, para os quais há algumas recomendações no Código de como compatibilizar os resultados obtidos com os limites de tensões. No entanto, a introdução de um carregamento não-axissimétrico traz novas dificuldades, pois se assemelha ao caso tri-dimensional, para o qual o ASME não traz recomendações específicas. Uma dificuldade inicial é a que diz respeito à representação matemática deste tipo de carregamento. Isso é contornado através da utilização de séries de Fourier. E outra dificuldade adicional tem a ver com a introdução de mais duas componentes de cisalhamento aos resultados, tornando muito mais complexa a obtenção das categorias de tensões para comparação com os limites de tensões do Código ASME.

Este trabalho apresenta os problema relacionados com a modelagem de uma estrutura axissimétrica submetida também a carregamentos não axissimétricos e discute algumas alternativas utilizadas nos procedimentos de classificação e linearização de tensões com vistas ao atendimento dos requisitos impostos pela norma aplicável.

2. Modelo em elementos finitos

A figura 1 mostra o modelo do Vaso de Pressão do Reator, VPR e sua suportaçõ que foram modelados com o elemento harmônico de 4 nós e 3 graus de liberdade por nó (gdl/nó), PLANE25, que têm capacidade para receber carregamentos não-axissimétricos. Os parafusos que unem os flanges do vaso foram modelados com o elemento de viga de 2 nós e 3 gdl/nó, BEAM3 (propriedades geométricas fornecidas "por radiano"). O VPR é suportado por uma saia cilíndrica soldada ao seu flange conforme ilustrado na figura 1, e tem sua extremidade inferior soldada a uma base rígida (portanto, os nós correspondentes a essa extremidade foram restringidos em todos os graus de liberdade). No eixo de simetria as condições de contorno irão variar de acordo com a variável MODE (explicado adiante) em cada load step.

Para simular o contato entre os flanges, procedeu-se previamente a uma análise com elementos axissimétricos de 4 nós e 2 gdl/nó, PLANE42, carregado apenas com cargas axissimétricas: peso próprio (incluindo o peso das estruturas que se apoiam no vaso: internos e estruturas situadas no tampo do VPR), pressão interna e força de pré-aperto nos parafusos. Em tal modelo simplificado, foram criados elementos de gaps de 2 nós e 2 gdl/nó (CONTAC12) na interface entre os flanges. Com os resultados, que mostraram quais gaps se fecharam diante daqueles carregamentos, foi possível definir uma "área de contato" entre os flanges. Assim, no modelo com carregamentos não-axissimétricos, os nós correspondentes a esta "área de contato" entre os flanges foram acoplados nos correspondentes graus de liberdade.

Convém salientar que o modelo aqui descrito não se aplica à análise do tampo do vaso e da região dos seus suportes-guia. Tais partes foram analisadas por meio de modelos tri-dimensionais.

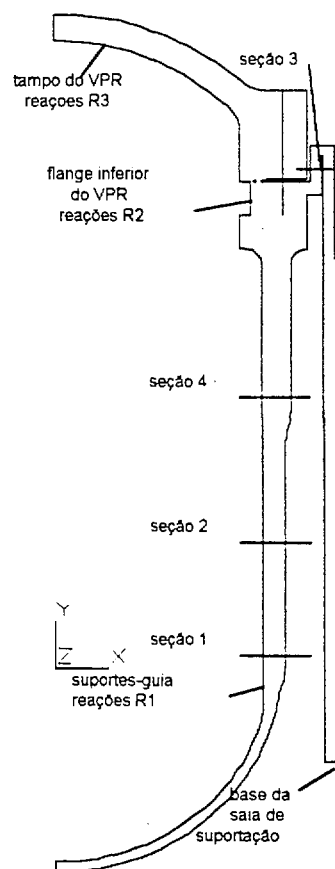


figura 1 - Modelo do VPR

3. Carregamentos

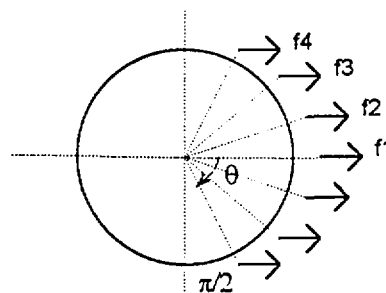
Além do peso próprio e pressão interna, atuam no vaso as forças oriundas do pré-aperto dos parafusos, do sismo e, adicionalmente, foram postuladas cargas horizontais no vaso advindas do efeito de aceleração das estruturas que se apoiam nele. Estas cargas postuladas, classificadas como cargas de serviço Nível C, como também aquelas decorrentes do sismo horizontal, são não-axissimétricas, e suas posições são mostradas na figura 1, a saber: R1, reação horizontal dos internos nos suportes-guias do vaso (região de encontro da parte cilíndrica com a calota inferior do VPR); R2, reação horizontal dos internos na região do flange do VPR e; R3, reações horizontais e momentos das estruturas que se apoiam no tampo do vaso. Como se vê nas figuras 2 a 5, tais carregamentos são descontínuos. Inicialmente eles foram aproximados para distribuições contínuas que foram, a posteriori, representadas por séries de Fourier. Este procedimento diminui o número de termos das correspondentes séries em cada carregamento. Como uma série de Fourier é composta pela combinação de vários termos em seno e cosseno, o número de ondas (comando MODE, no ANSYS) em cada um destes termos se liga diretamente à simetria da parcela de carregamento por ele representada.

Séries de Fourier para os carregamentos horizontais R1, R2 e R3

Reação R1: Carregamento discreto dividido entre os sete suportes-guia como mostrado na figura 2. Tais forças foram aproximadas para uma distribuição contínua da seguinte forma:

$$R1 \cong \int_0^{2\pi} f1(\theta) \cos\theta d\theta$$

$$f1(\theta) = \begin{cases} A \cos^2(4\theta/3); & 0 \leq \theta \leq 3\pi/8 \\ A \cos^2(4\theta/3 - 120); & 13\pi/8 \leq \theta \leq 2\pi \\ 0; & 3\pi/8 < \theta < 13\pi/8 \end{cases}$$



f1 + 2(f2 + f3 + f4) = R1; com f1 > f2 > f3 > f4

figura 2 - Reação R1 nos suportes-guia

Através dos recursos de pré-processamento do programa ANSYS, a função $f_1(\theta)$ foi aproximada, inicialmente, por uma série de Fourier, $F_1(\theta)$ com $A = 1$, de 51 termos em seno e cosseno, ou seja, $F_1(\theta) = \sum (a_n \cos(n\theta) + b_n \sin(n\theta))$, onde:

n é o número de ondas associado a cada termo da série (corresponde a um load step),

a_n e b_n são os coeficientes de carga calculados pelo programa;

$\cos(n\theta)$ e $\sin(n\theta)$ representam a condição de simetria;

θ é a coordenada circunferencial do modelo.

Os resultados mostraram que os coeficientes b_n são nulos ($b_n = 0$, i.e., desaparecem os termos em seno, como era de se esperar, uma vez que se trata de uma função par); além disso, para $n \geq 5$, os termos a_n podem ser considerados desprezíveis (para $n \geq 5$, $a_n \cong 0$). Assim a função $F_1(\theta)$ é representada adequadamente por uma série de 5 termos em cosseno, logo:

$$F_1(\theta) = a_0 + a_1 \cos(\theta) + a_2 \cos(2\theta) + a_3 \cos(3\theta) + a_4 \cos(4\theta).$$

A tabela 1 mostra os coeficientes a_n .

# de ondas, n	coeficiente, a_n
0	0.1875
1	0.3422
2	0.2572
3	0.1529
4	0.0637

TAB. 1 - Coeficientes a_n da função $F_1(\theta)$

Para obter os valores reais dos coeficientes da função $f_1(\theta)$, deve-se multiplicar os a_n acima pela amplitude A , que pode ser calculada através da seguinte integração:

$$R1/2 \equiv \int_0^{3\pi/8} f_1(\theta) \cos\theta d\theta = A \int_0^{3\pi/8} \cos^2(4\theta/3) \cos\theta d\theta, \text{ de onde decorre, que:}$$

$$A = R1/1.07506$$

Os valores dos coeficientes de carga assim calculados representam o valor de pico da distribuição cossenoidal da carga R1. Cada um destes cinco coeficientes de carga está relacionado à definição de um load step.

Reação R2: Carregamento concentrado em dois pontos diametralmente opostos na altura do flange inferior, como mostra a figura 3. Analogamente ao que foi feito para R1, visando diminuir o número de termos da série de Fourier, tal carregamento foi aproximado para uma distribuição contínua da seguinte forma:

$$R2 \equiv \int_0^{2\pi} f_2(\theta) d\theta$$

$$f_2(\theta) = \begin{cases} 0; & 0 \leq \theta \leq 17\pi/36; 19\pi/36 \leq \theta \leq 53\pi/36; \theta > 55\pi/36 \\ -B \cos^2(18\theta - 9\pi); & 17\pi/36 \leq \theta \leq 19\pi/36 \\ B \cos^2(18\theta - 9\pi); & 53\pi/36 \leq \theta \leq 55\pi/36 \end{cases}$$

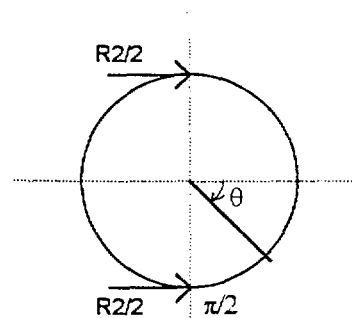


figura 3 - Reação R2 no flange inferior

A função $f_2(\theta)$ foi aproximada por uma série de Fourier, $F_2(\theta)$ com $B = 1$, de 76 termos apenas em seno, ou seja: $F_2(\theta) = \sum (b_n \text{sen}(n\theta))$. Como era de se esperar para o caso de uma função ímpar, o cálculo dos coeficientes b_n mostram que eles são nulos para n par, e, adicionalmente, podem ser desprezados para $n > 63$. Assim a função $F_2(\theta)$ é uma série de 32 termos em seno, logo:

$$F_2(\theta) = b_1 \text{sen}(\theta) + b_3 \text{sen}(2\theta) + b_5 \text{sen}(3\theta) + \dots + b_{61} \text{sen}(61\theta) + b_{63} \text{sen}(63\theta).$$

A tabela 2 mostra os coeficientes b_n .

TAB. 2 - Coeficientes b_n da função $F_2(\theta)$

n	b_n	n	b_n	n	b_n	n	b_n
1	-0.0555	17	-0.0480	33	-0.0312	49	-0.0138
3	0.0553	19	0.0462	35	0.0289	51	0.0119
5	-0.0549	21	-0.0444	37	-0.0266	53	-0.0102
7	0.0542	23	0.0424	39	0.0243	55	0.0086
9	-0.0533	25	-0.0403	41	-0.0220	57	-0.0071
11	0.0523	27	0.0381	43	0.0198	59	0.0058
13	-0.0510	29	-0.0358	45	-0.0177	61	-0.0045
15	0.0496	31	0.0335	47	0.0157	63	0.0034

A amplitude B pode ser calculada através da seguinte integração:

$$-R2/2 \equiv \int_{17\pi/36}^{19\pi/36} f_2(\theta) d\theta = -B \int_0^{3\pi/8} \cos^2(18\theta - 9\pi) d\theta, \text{ de onde decorre, que: } B = 18R2/\pi$$

Os valores dos coeficientes de carga, calculados através da multiplicação dos b_n por B, representam o valor de pico da distribuição senoidal da carga R2. Como cada um destes coeficientes de carga, assim calculados, corresponde à definição de um load step, foram definidos 32 load steps para representar R2.

Reação R3: Carregamento composto por forças horizontais e momentos concentrados em vários pontos como mostra a figura 4 (que são os pontos do tampo do VPR onde se apoiam os mab's, tubos de instrumentação e a virola suporte dos mab's).

Cada um destes pares de esforços foram representados por duas séries de Fourier com um único termo cada, da seguinte forma:

força horizontal = $F_x \cos\theta + F_z \sin\theta$;
onde $F_x = -F_z$ é o valor de pico da força horizontal transmitida por cada estrutura que se apoia no tampo;

momento, $M = F_y \cos\theta$;
onde $F_y = 2M/r$, é a força vertical equivalente ao valor do momento de pico transmitido por cada estrutura que se apoia no tampo, na posição r;

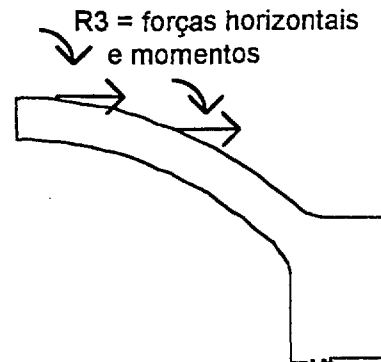


figura 4 -
Reações R3 no tampo do VPR

4. Resultados: classificação e linearização de tensões

A figura 1 mostra 4 seções ao longo do vaso, de um total de 12, onde foram feitas as categorizações de tensões SI, em 20 posições circunferenciais diferentes. Baseando-se em [1], [3] e [4], as tensões nas seções escolhidas, foram classificadas da seguinte forma:

- As tensões de flexão que aparecem nas seções foram conservadoramente classificadas como primária (Pb), embora parte delas seja secundária (Q);
- Nas seções posicionadas dentro do limite de \sqrt{rt} de uma descontinuidade geométrica (onde r e t são, respectivamente, o raio médio e a espessura da parede do vaso na posição da seção), as tensões foram classificadas como de membrana primária local, Pl;
- Nas seções distantes de descontinuidade geométricas, as tensões de membrana foram classificadas como de membrana primária geral, Pm

Seguindo um dos procedimentos discutidos em [4], a linearização das tensões foi, inicialmente, feita em todas as suas 6 componentes (três tensões normais e três tensões de cisalhamento) - chama-se tal processo como procedimento 1.

Compara-se mais adiante, para as seções 3 e 4, em uma determinada posição circunferencial, estes resultados com os resultados obtidos com outros procedimentos de linearização. Para o procedimento 1, a variação das tensões SI linearizadas ao longo da posição circunferencial foi plotada nos gráficos mostrados nas figuras 6 a 9.

Comentários

a) Na seção 1, as tensões de membrana foram categorizadas como tensão de membrana primária local (PI). Na seção 2, a tensão é de membrana generalizada, P_m , e, como discutido em [4], deveria ser calculada apenas com o uso das equações de equilíbrio (e ser constante ao longo da circunferência).

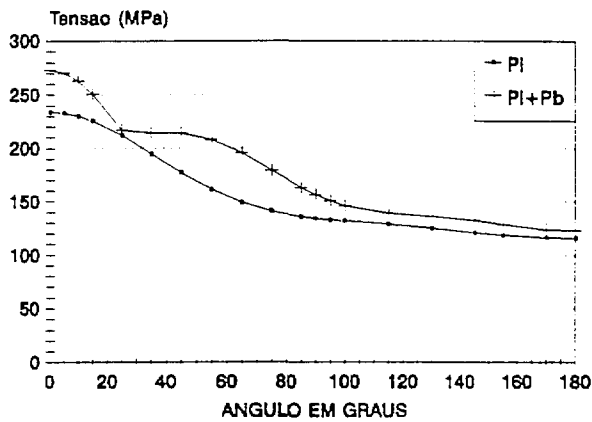


fig. 6 - Tensões SI linearizadas na seção 1

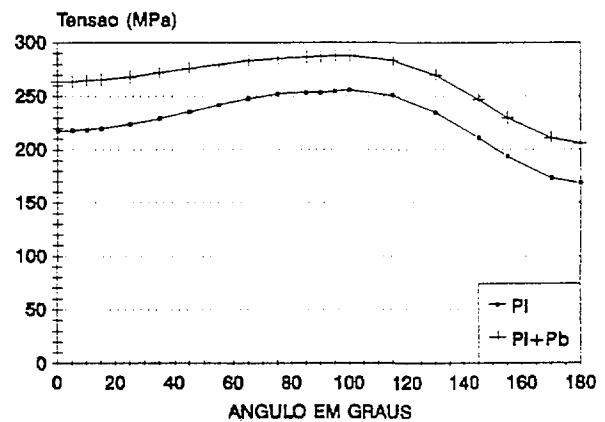


fig. 8 - Tensões SI linearizadas na seção 3

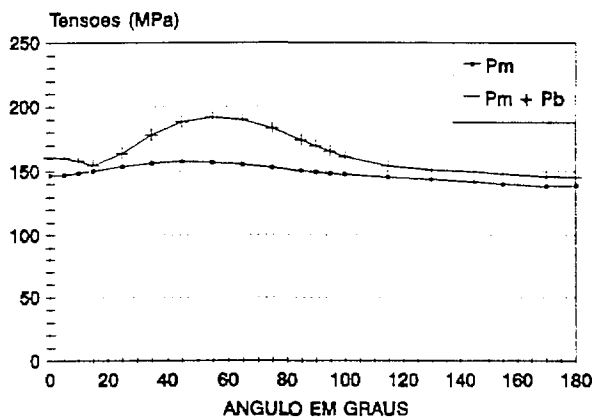


fig. 7 - Tensões SI linearizadas na seção 2

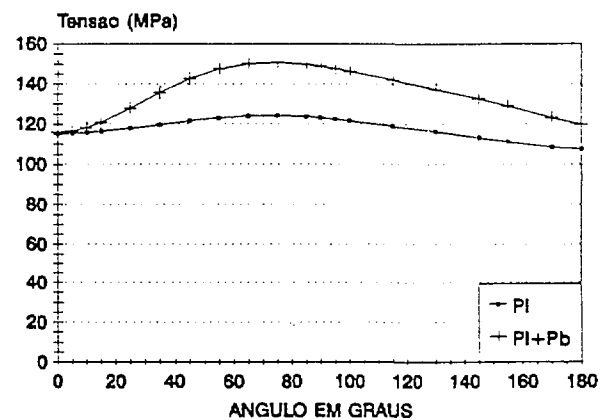


fig. 9 - Tensões SI linearizadas na seção 4

Conforme comentado em [3], o valor da tensão SI de membrana nesta seção (de um cilindro de espessura fina sujeito a pressão interna e peso próprio, já que pela posição da seção, os efeitos dos carregamentos concentrados podem ser desprezados) é igual à tensão circunferencial (S_{circ}) somado à pressão (p), i.e.,

$P_m = S_{circ} + p$. Do equilíbrio decorre que: $S_{circ} = pr_1/t$, onde r_1 é o raio interno do cilindro e t é a sua espessura, assim, $P_m = p(r_1/t + 1) = 148.9$ MPa. O resultado obtido através do modelo em elementos finitos mostra, como se vê na figura 7, que a distribuição de tensões S_I de membrana, P_m , ao longo da circunferência é praticamente constante e o seu valor médio é 148.4 MPa. Assim, tal resultado é satisfatório.

b) Mostram-se a seguir as linearizações das tensões S_I de membrana + flexão, $PI + Pb$, na seção 3 (a 100°) e na seção 4 (a 55°). A definição de quais componentes de tensões devem ser consideradas para o cálculo de $PI + Pb$ não é bem definida. Como o código liga tensão de flexão a momentos de flexão, fica difícil enxergar, nos mecanismos tradicionais da engenharia, uma flexão causada pela componente de tensão na direção da seção (SX), como também pelas componentes de cisalhamento (SXY , SXZ e SYZ) [4]. No entanto, matematicamente é possível calcular a contribuição de tais componentes à flexão. Comparam-se, então, nas seções mencionadas, os resultados encontrados para $PI + Pb$, considerando os seguintes procedimentos:

procedimento 1: já apresentado, considera a linearização das seis componentes de tensão (normais: SX , SY e SZ ; cisalhamento: SXY , SYZ e SXZ). Neste caso, convém salientar, que se considerou o eixo neutro da seção como coincidente com o centro de gravidade; no entanto, a influência disto foi negligenciada, visto que, a distância x_f do eixo neutro ao centro de gravidade, calculado abaixo para as seções 3 e 4, é praticamente nula (ver tabela 4; de acordo com [2], $x_f = t^2/12R_c$, onde R_c é o raio médio e t a espessura da seção);

procedimento 2: Linearização das três componentes normais de tensão e consideração de distribuição parabólica das componentes de cisalhamento, com valor nulo nas extremidades e, conseqüentemente, de contribuição nula à flexão;

procedimento 3: Linearização de duas componentes normais de tensão (SY e SZ); consideração de distribuição uniforme para a componente radial SX ; distribuição parabólica para as componentes de cisalhamento, com valor nulo nas extremidades e, conseqüentemente, de contribuição nula à flexão;
A tabela 4 e as figuras 10 a 15 resumem os resultados encontrados.

Tabela 4 - Resultados nas seções 3 e 4

Seção	x_f (m)	Procedimento	Figura	PI (MPa)	PI+Pb (MPa)
3 (a 100°)	1.483×10^{-4}	1	10	255.9	287.7
		2	11	255.7	255.7
		3	12	255.7	255.7
4 (a 45°)	1.132×10^{-3}	1	13	123.2	147.6
		2	14	123.1	142.1
		3	15	123.1	138.9

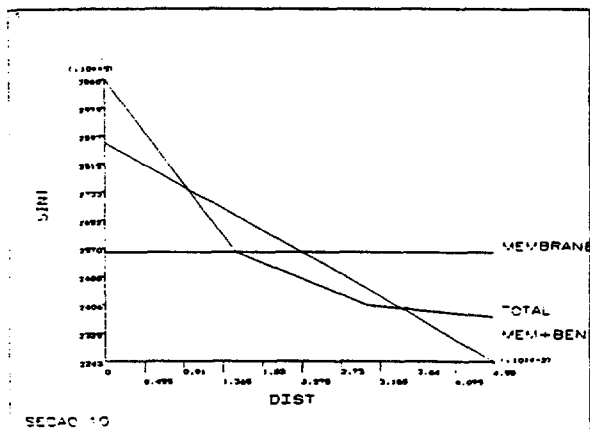


figura 10- Seção 3: linearização das 6 componentes

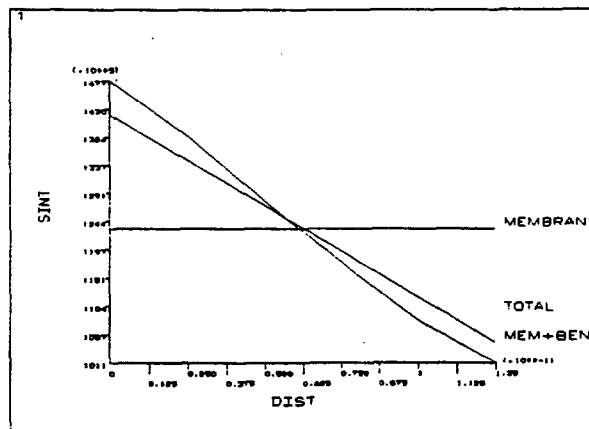


figura 14 -- Seção 3: Contribuição nula de SXY, SYZ e SXZ para a flexão

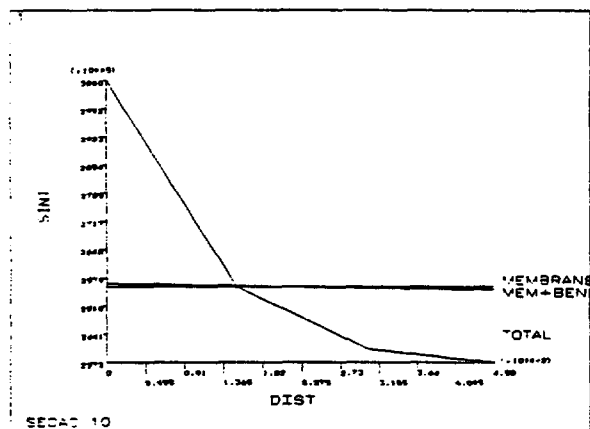


figura 11 -- Seção 3: Contribuição nula de SXY, SYZ e SXZ para a flexão

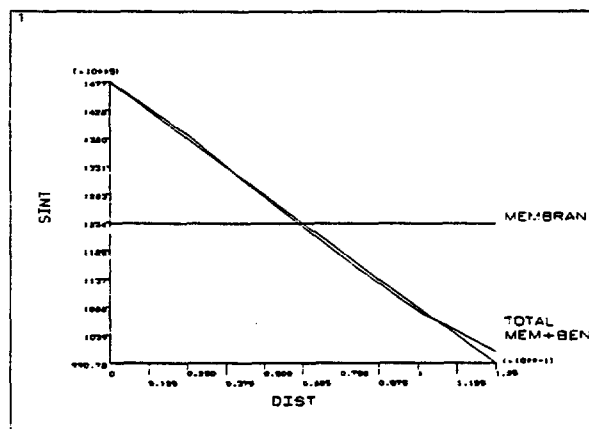


figura 13- Seção 4: linearização das 6 componentes

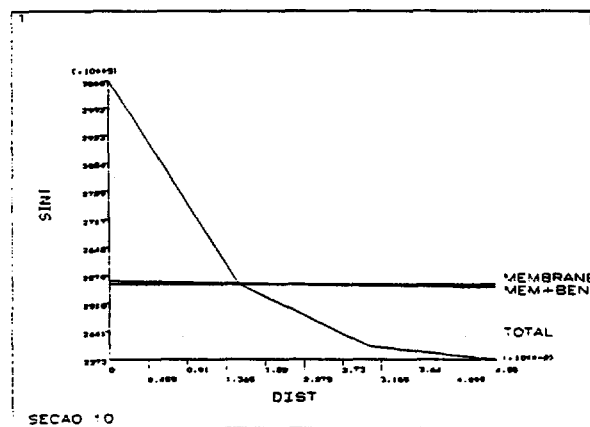


figura 12 - Seção 3: Contribuição nula de SX, SXY, SYZ e SXZ para a flexão

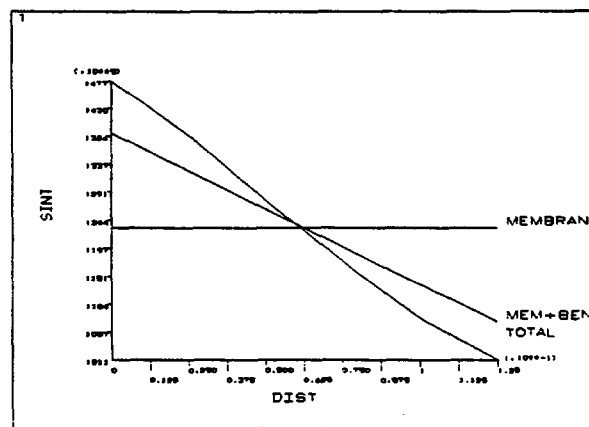


figura 15 -- Seção 4: Contribuição nula de SX, SXY, SYZ e SXZ para a flexão

4. Verificações de tensões

Resume-se na tabela 5 os valores de tensões SI máximos no VPR (linearizando-se a 6 componentes de tensões), com os seus respectivos limites admissíveis de acordo com a subsecção NB da seção III do ASME [1].

Tabela 5 - Tensões SI máximas no VPR (MPa)

Tensões	Limite admissível
$P_m = 157.7$	$\max.(1.2S_m \text{ e } S_y) = 305$
$P_I = 255.9$	$\max.(1.8S_m \text{ e } 1.5S_y) = 458$
$P_I + P_b = 287.7$	$\max.(1.8S_m \text{ e } 1.5S_y) = 458$

5. Conclusões

Comparando-se os resultados das linearizações nas seções 3 e 4, pode-se notar que:

a) Na seção 4, o procedimento 3, que considera a linearização de duas componentes normais de tensão e considera a tensão normal radial (SX) e as tensões de cisalhamento (SXY, SYZ e SXZ) como não-contribuintes à flexão, fornece resultados ligeiramente inferiores para $P_I + P_b$ (2.30%) em relação ao procedimento 2, que lineariza todas as tensões normais e que considera as tensões de cisalhamento não-contribuintes à flexão; enquanto isso, na seção 3 os resultados destes dois processos são exatamente os mesmos;

b) Em ambas as seções, a utilização do procedimento 1, ou seja, da linearização das 6 componentes de tensão, resultou em valor de $P_I + P_b$ maior que os outros dois procedimentos adotados (12.51% na seção 3 e 3.87% na seção 4).

Assim, conclui-se que a influência da componente de tensão na direção da seção não é importante nestas seções. Por outro lado, observa-se que na seção 3, encontra-se no procedimento 1 resultados 12.5% maiores que nos outros dois procedimentos. Decorre disto, que a influência da consideração da contribuição do cisalhamento na flexão é bem considerável. Este fato, deve-se, provavelmente ao fato da distribuição de cisalhamento ser não-parabólica, como sugerido em [4]. Fica então ressaltada a necessidade por parte do Código de apresentar diretrizes quanto a quais componentes de tensões considerar na obtenção das tensões de flexão.

6. Referências

- [1] ASME, 1989, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1, Subsection NB, Class 1 Components", New York, NY.
- [2] De Salvo, G. J. and Gorman, R. W., 1992, "ANSYS Engineering Analysis System, User's Manual, for revision 5.0", S.A.S.I., Houston, PA.
- [3] Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Sections III and VIII, Division 2, ASME, 1969.
- [4] Hechmer, J. L. and Hollinger, G. L., 1991, "Three Dimensional Stress Criteria", Codes and Standards and Applications for Design and Analysis of Pressure Vessel and Piping Components 1991, R. F. Sammataro et al., ed., ASME, New York, NY, PVP - Vol. 210-2, pp. 181-191.