# COMENTÁRIOS SOBRE A INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS COM MOSSAS

O presente trabalho teve como finalidade o estudo do efeito de mossas transversais, com 15% de profundidade máxima, na integridade estrutural de dutos para transporte de óleo e gás. O estudo abrangeu o processo de criação e da avaliação da resistência a ruptura e à fadiga. Existem, na literatura, vários procedimentos usados para este fim. Na indústria, uma prática comum, é a aplicação dos critérios de projeto. Porém, tais critérios podem resultar serem excessivamente conservativos quando os danos são nucleados em serviço.

O processo de criação de mossas e a avaliação de resistência à ruptura, apresentados nos Capítulos 3 e 4, respectivamente, foram abordados através de análise experimental e numérica. Já a avaliação de fadiga, detalhada no Capítulo 5, usou o modelo numérico para a aquisição de históricos de tensões e deformações utilizados no cálculo de vidas de iniciação de trincas pelos métodos SN e ɛN tradicionais.

O presente capítulo resume os resultados apresentados nos Capítulos 3, 4 e 5 e os compara com os procedimentos disponíveis na literatura que foram apresentados no Capítulo 2.

6

# 6.1.

## Características das Mossas Estudadas

No Capítulo 3 foram apresentados os resultados experimentais e numéricos de criação e recuperação de mossas. As curvas "força-deslocamento" construídas no Capítulo 3 são comparadas com os modelos disponíveis na literatura. Adicionalmente, são resultados os resultados de recuperação elástica e sugerido um critério para o dimensionamento da largura das mossas transversais.

6.1.1.

#### Curvas Força-deslocamento

Na Tabela 2.1 foram apresentados alguns modelos de indentação disponíveis na literatura. Os modelos: Roark [8], Ellinas-Walker [9], Brooker [9] e Wierbicki-Suh [9] são usados para mossas transversais, sendo a força aplicada no centro de massa do indentador. O modelo de Liu-Francis [10] foi desenvolvido para mossas longitudinais, e finalmente, os modelo ISO/CD16708 [11], [31] e Den Hartog [8] podem ser usados para distorções mais amplas.

As curvas "força-deslocamento" da mossa transversal com 15% de profundidade máxima e as curvas teóricas, determinadas usando as propriedades geométricas e mecânicas das Tabelas 3.1 e 3.3, são apresentadas na Figura 6.1.

As curvas de indentação iniciam com comportamento elástico, mas na medida em que a força de indentação é incrementada, o material plastifica e oferece menor resistência à indentação produzindo uma alteração suave na tangente da curva. Este comportamento é reproduzido em todas as curvas visualizadas na Figura 6.1, com exceção do modelo de Brooker. O modelo de Brooker é uma linha reta que inicia num valor de força que depende, unicamente, do limite de escoamento do material e da espessura do duto. No caso dos espécimes avaliados, a força mínima para a criação de uma mossa foi de 4,4MPa.



Figura 6.1 – Comparação das curvas teóricas, experimentais e numéricas para a mossa transversal com 15% de profundidade máxima.

As curvas Wierbick-Suh e Ellinas-Walker mostraram comportamento similar, porém, apresentam, para o mesmo valor de deslocamento, valores de força maiores que os resultados numéricos e experimentais. Tal comportamento indica que o material modelado por essas curvas é mais rígido do que o material utilizado nos testes.

O modelo de elementos finitos reproduz adequadamente os resultados experimentais na região elástica. Entretanto, os três modelos elasto-plásticos colhidos da literatura apresentaram forças de indentação maiores na região elástica. Já na região plástica, o modelo de Brooker, reproduz apropriadamente as curvas experimentais.

Na região plástica, a curva do modelo de elementos finitos apresenta valores menores de força entre quando o deslocamento está entre 2% e 9,5% e valores de força maiores após 12% de profundidade máxima.

# 6.1.2. Recuperação Elástica

O processo de recuperação elástica, após a remoção do indentador, produz uma diminuição da profundidade máxima da mossa  $d_{max}$  a um valor remanescente  $d_r$ . Tais parâmetros podem se relacionar mediante a equação (2.2) indicada pelo PDAM [5] para mossas simples, reproduzida na equação (6.1).

$$d_{max} = 1,43.d_r$$
 eq. (6.1)

Conforme as Tabelas 2.8 e 2.9, as dimensões e propriedades dos espécimes avaliados excedem os valores limites de aplicabilidade da equação (6.1). Porém, os valores calculados servem como referência de comparação para a análise experimental e numérica, detalhada na Tabela 6.1, onde foram incluídos os valores médios dos testes TA, TB e TC das Tabelas 3.5 e 3.6.

Tabela 6.1 - Comparação das profundidades remanescentes experimentais e numéricas

Descrição	d <sub>max</sub> (mm)	d <sub>r</sub> (mm)	dr PDAM (mm)	RR <sup>(1)</sup>	RR <sup>(4)</sup> PDAM		
Média TA	11,33	6,60	7,9	0,58	0,70		
Modelo 1 <sup>(2)</sup>	11,20	9,10	7,8	0,80	0,70		
Média TB	11,06	6,32	7,7	0,57	0,70		
Média TC	19,04	14,67	13,3	0,77	0,70		
Modelo 2 <sup>(3)</sup>	19,31	16,00	13,5	0,80	0,70		
Nota:							
(1) Razão de Recuperação = dr/dmax							
(2) Modelo numérico da mossa transversal com profundidade máxima de 15%							
(3) Modelo numérico da mossa transversal com profundidade máxima de 25%							
(4) Calculado p	ela equação (6.1	)					

Os valores de profundidade remanescente calculados pela equação (6.1) são próximos dos resultados numéricos, e ainda mais, dos experimentais. A proximidade é maior quando a profundidade da mossa aumenta.

A razão de recuperação dos resultados experimentais é maior quando a profundidade aumenta, comportamento que difere dos resultados numéricos e da aplicação da equação (6.1), onde este parâmetro é constante.

Além da profundidade, o comprimento e a largura são dimensões importantes na avaliação de integridade, principalmente quando falhas por fadiga são possíveis. A determinação de tais parâmetros é comumente efetuada mediante a interseção entre a superfície da região amassada e um plano imaginário paralelo ao eixo longitudinal do duto, posicionado à altura da metade da profundidade da mossa [13]. A aplicação desse critério nas mossas transversais não permitiu dimensionar sua largura, já que o plano nunca intercepta a superfície amassada. Por isto, a largura e o comprimento foram determinados pelo corte entre a secção transversal, com maior profundidade da mossa, e a circunferência do duto sem dano. Na Figura 6.2 é apresentada a aplicação do critério de dimensionamento nas mossas transversais com 15% e 25% de profundidade máxima e na Tabela 6.2 são resumidas as dimensões obtidas. Detalhes do modelo de elementos finitos da mossa com 25% de profundidade máxima foram apresentados no Apêndice D.



Figura 6.2 - Aplicação do critério proposto para a determinação da largura das mossas modeladas numericamente

	Valores médios				
Modelo	Profundidade remanescente	Comprimento	Largura		
	(mm) / %	(mm)	(mm)		
1	9,10 / 12	17,00	25,78		
2	16,33 / 22	29,10	29,10		

Tabela 6.2 – Dimensões das mossas modeladas numericamente

### 6.2.

### Avaliação da Resistência à Ruptura

A avaliação da resistência à ruptura foi estudada no Capítulo 4. A metodologia usada envolveu a análise dos resultados de testes hidrostáticos instrumentados e a modelagem numérica do dano. No final desse capítulo concluiu-se que as mossas estudadas não afetam a resistência à ruptura dos espécimes. A seguir são comparados os resultados da avaliação de ruptura com os critérios e procedimentos indicados por normas, práticas recomendadas ou documentos técnicos reconhecidos industrialmente. A maior parte desses documentos utilizam a profundidade da mossa como único critério de aceitação. Outros critérios, como o recomendado pelo ASME B31.8-2003 e pela API 579-2000, usam deformações e tensões, respectivamente, como parâmetros de avaliação dos danos.

#### 6.2.1.

### Critérios Baseados na Profundidade

A Tabela 6.3 apresenta os resultados da aplicação dos critérios de projeto e procedimentos reconhecidos na indústria, que utilizam a profundidade da mossa como limite de aceitação. Esses critérios foram explicados na Tabela 2.6. A profundidade que se usa avaliação é a indicada pela ferramenta de inspeção. Porém, assume-se que tal valor seja igual à profundidade remanescente medida após da retirada do indentador, isto é, 9,10mm ou 12% do diâmetro externo, para a mossa transversal com 15% de profundidade máxima.

As mossas criadas experimentalmente foram unicamente aceitas pelo critério do PDAM para mossas contidas, isto é, em contato permanente com o indentador. Já as mossas criadas numericamente não foram aceitas em nenhum caso. Porém, estes resultados diferem da avaliação de ruptura efetuada no Capítulo 4, onde foi comprovado que estas mossas não afetam a pressão de ruptura dos espécimes.

Padrão	Descrição	Aplicação do limite
ASME B31.8 ASME B31.4 API 1156 PR 201-927	Mossas simples são aceitas se a profundidade for menor que 6% do diâmetro externo. $\frac{d}{D} \le 6\%$	TA1 e TA2: $\frac{d}{D} = 8,68 > 6\%$ Modelo 1: $\frac{d}{D} = 12\% > 6\%$
EPRG	Mossas simples são aceitas se a profundidade for menor que 7% do diâmetro externo. $\frac{d}{D} \le 7\%$	TA1 e TA2: $\frac{d}{D} = 8,68 > 6\%$ Modelo 1: $\frac{d}{D} = 12\% > 6\%$
DDAM	Mossas simples livres são aceitas se a profundidade for menor que 7% do diâmetro externo $\frac{d_r}{D} \leq 7\%,$	Mossas livres: TA1 e TA2: $\frac{d_r}{D} = 8,68 > 7\%$ Modelo 1: $\frac{d_r}{D} = 12 > 7\%$
PDAM	Mossas simples contidas são aceitas se a profundidade for menor que 10% do diâmetro externo $\frac{d_r}{D} \le 10\%$	Mossas contidas: TA1 e TA2: $\frac{d_r}{D} = 8,68 < 10\%$ Modelo 1: $\frac{d_r}{D} = 12 > 10\%$
Z662	Mossas simples contidas são aceitas se a profundidade for menor que 6mm.	TA1 e TA2: 6,60 > 6mm Modelo 1: 9,10 > 6mm

Tabela 6.3 - Resultados da aplicação dos critérios de profundidade na mossa transversal com 15% de profundidade máxima

# 6.2.2.

### Critério Baseado nas Deformações, ASME B31.8-2003, Apêndice R

A norma ASME B31.8-2003 apresenta um critério que combina profundidade e deformações admissíveis, descrito no Item 2.7.1. Esta norma não aceita mossas simples com profundidade maior que 6% do diâmetro externo e com níveis de deformação, na parede interna e externa, maior que 6%. Tais deformações são calculadas na direção circunferencial e longitudinal mediante expressões que estão em função do raio de curvatura da mossa, equações (2.44) a (2.48). O procedimento para o cálculo dos raios de curvatura é apresentado no Apêndice I. As deformações calculadas a partir do raio de curvatura são apresentadas na Tabela 6.4. Em ambas, as paredes interna e externa, as deformações excederam o valor limite de 6%. Assim, a mossa avaliada não é aceita por este critério.

Parâmetro	Equação	Resultado <sup>(1), (2)</sup>
Deformação de flexão circunferencial	$\boldsymbol{e}_1 = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1}{R_o} - \frac{1}{R_1} \right)$	0,0017
Deformação de flexão longitudinal	$\boldsymbol{e}_2 = \left(\frac{-t}{2}\right) * \left(\frac{1}{R_2}\right)$	-0,0118
Deformação estensional na direção longitudinal	$\boldsymbol{e}_3 = \left(\frac{1}{2}\right) * \left(\frac{d}{L}\right)^2$	0,1433
Deformação na parede interna	$e_i = \sqrt{e_1^2 - e_1^*(e_2 + e_3) + (e_2 + e_3)^2}$	0,1306/ 13%
Deformação na parede externa	$e_o = \sqrt{e_1^2 + e_1 * (-e_2 + e_3) + (-e_2 + e_3)^2}$	0,1560 / 15%
Notas: (1) Ro = Raio externo R2 = de curvatura longit (2) R1 e R2, calculados numericamente.	= 76mm; R1 = Raio de curvatura circunf udinal = 84,42. segundo Apêndice I, a partir da geometria da	Ferencial = 40,70; a mossa modelada

As deformações na parede externa e interna são comparadas com as deformações do modelo numérico, obtidas no 5266, localizado no ponto de maior profundidade da mossa. Os resultados são resumidos na Tabela 6.5. Os valores de deformações apresentados são similares e, tanto as deformações numéricas, como as deformações calculadas pelo critério da ASME B31.8, excedem o limite de 6%, por tanto, a mossa não é aceita.

Tabela 6.5 – Comparação das deformações calculadas pelo ASME B31.8 e obtidas numericamente no nó 5266.

Método	Deformação externa	Deformação interna	Comentários				
ASME B31.8	13%	16%	NÃO ACEITO				
Modelo ANSYS <sup>(1)</sup>	18%	19%	NÃO ACEITO				
Notas:							
(1) Calculadas no ponto de maior profundidade da mossa recuperada, nó 5266							

Tabela 6.4 – Deformações calculadas mediante o Apêndice R do ASME B31.8

# 6.2.3. Critério da RP API 579-2000, Seção 8, Ovalização Global

O método descrito neste documento consiste em três níveis de avaliação consecutivos. O primeiro nível trata da aplicação de limites estabelecidos nos códigos de projeto do equipamento, o nível 2 considera o efeito das tensões de membrana na severidade do dano mediante o cálculo do fator de resistência remanescente RSF e o nível 3 consiste numa avaliação mais complexa, seja incluindo análise de tensões ou análise por elementos finitos.

A seção 8 compreende danos tipo: desalinhamento de soldas, protuberâncias, ovalização, distorções globais e mossas com sulcos. No caso de mossas simples, estas podem ser consideradas como uma ovalização global, cujo processo é descrito no Item 2.7.1.

a) *Nível 1:* a Tabela 2.7 indica os critérios de projeto aplicáveis a ovalização global. As normas de projeto indicadas pela RP API 579-2000 não incluem linhas de transporte. Porém, as normas para vasos de pressão (ASME B&PV, Seção VIII) o tubulações (ASME B31.3) podem ser usadas. Os resultados da avaliação do nível 1 são apresentados na Tabela 6.6. A mossa com profundidade máxima de 15% não foi aceita pelo nível 1.

Padrão / Documento	Critério de rejeição de mossas simples	Comentários
ASME B&PV, Seção VIII, Divisão 1 e 2, Item UG-80(a)	$\Delta D = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{Di}.100 = 14\% > 1\%$	A diferença entre os diâmetros máximo e mínimos internos $(D_{max} - D_{min})$ não devem exceder 1% do diâmetro interno nominal
ASME B31.3	$\Delta D = \frac{D_{\text{max}} - D_{\text{min}}}{Do}.100 = 14\% > 1,5\%$	ASTM A530 - A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo, medida em alguma seção não deve exceder a 1,5%. Isto aplica se a espessura for menor ou igual que 3% do diâmetro externo.

Tabela 6.6 – Critérios de projeto para avaliação de mossas simples, RP API 579-2000

Os critérios de projeto aplicáveis em linhas de transporte de óleo e gás foram apresentados na Tabela 6.3 e também deram como resultado a rejeição do dano.

b) *Nível 2:* A avaliação pelo nível 2 segue o procedimento indicado nas equações (2.49) a (2.54). Os parâmetros usados na avaliação são resumidos na Tabela 6.7. Na Tabela 6.8 são apresentados os resultados da avaliação usando três condições de pressão: 10,5MPa, 15,6MPa e 17,3MPa.

Tabela 6.7 - Parâmetros usados na avaliação pela RP API 579-2000, seção 8, ovalização global

Parâmetro	Descrição	Valor
Cs	Fator que considera a severidade da ovalização	0,1
Sa	Resistência admissível	137,895MPa
Dm	Diâmetro médio	76mm
Rm	Raio médio do duto	38mm
θ	Ângulo no qual foi registrado o dano	0°
MA	Tolerâncias mecânicas	0
FCA	Perda futura de espessura	0
LOSS	Perda de espessura medida	0
tsl	Espessura requerida para cargas suplementares	0
tc	Espessura requerida para a tensão de membrana, considera tolerâncias mecânicas	2mm
Y	Coeficiente que relaciona temperatura e material	0,4
ν	Coeficiente de Poisson	0,3
Р	Pressão interna de projeto	P1=10,5MPa P2=15,6MPa P3=17,3MPa

Tabela 6.8 - Resultados da avaliação da mossa com 15% de profundidade, RP API 579-2000

Caso	Parâmetro	Símbolo	Limite
1	i ui uiitti t	Simbolo	200.55
2	Tensão de membrana circunferencial [MPa]	Smc	297.96
3		- mo	329,09
1			95,03
2	Tensão de membrana longitudinal [MPa]	S <sub>ml</sub>	141,18
3			155,93
1			200,80
2	Tensão de membrana máxima [MPa]	Sm	305,76
3			339,08
1	Dazão da tanção sizounformaial da flavão induzida à	Rb	4,94
2	kazao da tensão circulterencial de flexão filduzida a		4,55
3	tensao de memorana		4,43
1	Estor de Desistâncie Demonascente circunferenciel		0,34
2	$\mathbf{PSF}^{(1)}$	RSFI	0,24
3	KSI <sup>circ</sup>		0,47
1	Estor de Desistâncie Demonascente longitudinel		0,71
2	$\mathbf{PSF}^{(1)}$	RSFc	0,51
3	KSI long		0,47
1	Desultado, Se os DSE o DSE são majores que	Rejeitada	
2	Resultado. Se os $RSF_{long}$ e $RSF_{circ}$ sao illatores que	Rejeitada	
3	0,9, entad a mossa e acenta, se nad, era e rejenada	Rejeitada	
Notas:			
(1) Rema	aning Strength Factor, RSF		

Os resultados da avaliação pelo nível 2, indicam que a mossa transversal com 15% de profundidade máxima não foi aceita nos níveis de pressão avaliados. Assim, um nível 3 de avaliação é requerido ou o segmento de duto deve ser reparado. O nível 3 de avaliação, poderia, por exemplo, ser o estudo desenvolvido no presente trabalho.

Sendo o Fator de Resistência Remanescente (RSF) definido pela equação (6.2), e considerando que a pressão de ruptura dos dutos com e sem defeito foram iguais (Tabela 4.2), o RSF calculado tanto para os resultados experimentais, como para o numérico, seria igual a 1 e a mossa seria aceita se comparado com o valor admissível 0,9. Este resultado é diferente do valor do obtido pela aplicação do procedimento descrito no nível 2 da RP API 579-2000.

$$RSF = \frac{P_{dano}}{P_{novo}} \qquad eq. (6.2)$$

Finalmente, conclui-se que sendo aplicados todos os critérios de aceitação/rejeição para a avaliação da possibilidade de ruptura estática de uma mossa simples transversal com 15% ou de até 25 % de profundidade máxima, esta não seria aceita pelos códigos de projeto. No entanto, os resultados dos testes experimentais e da análise numérica mostraram que tais defeitos não afetam a resistência à ruptura do duto, quando solicitado estático ou monotônicamente.

# 6.2.4.

### Arredondamento

O arredondamento da mossa foi analisado no Item 5.1.2.2 usando três condições de pressão: 10,5MPa, 15,6MPa e 17,3MPa. Com os valores de profundidade da mossa apresentados na Figura 5.3 construi-se a curva de arredondamento real, ilustrada na Figura 6.3A. A Figura 6.3B mostra o arredondamento ideal de uma mossa sobre pressão [13].



Figura 6.3 - Comparação do arredondamento numérico com o ideal [13]

As curvas de arredondamento apresentam o mesmo formato em todos os casos avaliados. A maior variação da profundidade ocorre no primeiro ciclo de pressão. Nos ciclos posteriores a mossa tende a manter a sua profundidade. Se comparadas as Figuras 6.3A e 6.3B, a profundidade d2 seria igual a d4 e d1 igual a d3 indicando que a mossa estabilizou-se após do segundo ciclo de pressão.

# 6.3.

#### Fatores de Concentração de Tensão

Os fatores de concentração de tensão  $K_t$  foram calculados no Item 5.1.2.5 para cada hipótese de pressão avaliada (10,5MPa, 15,6MPa e 17,3MPa), e em três posições diferentes da mossa, os valores calculados foram apresentados na Tabela 5.3. As tensões usadas nesta análise foram as tensões de Von Mises corrigidas, obtidas a análise de elementos finitos. Um efeito interessante foi observado, na medida em que a pressão aumenta, o  $K_t$  tende a se estabilizar.

No capítulo 2, Item 2.6.2.1 foram apresentadas várias expressões da literatura usadas para o cálculo do  $K_t$ . As equações (2.26) e (2.27) foram obtidas numericamente por [26] para um indentador tipo cilíndrico com espécimes com dimensões similares às usadas neste trabalho. A equação (2.26) refere-se à condição de bordo de restrição axial e a equação (2.27) à condição de bordo tamponado. As equações (2.28) e (2.29) são indicadas por [5] para uma mossa

criada com o espécime pressurizado. Nesta equação,  $K_t$  não é adimensional, e então, cuidados devem ser tidos com as unidades usadas.

A Tabela 6.9 apresenta os  $K_t$  calculados pelas equações (2.26) a (2.29) e os valores máximos e mínimos para cada hipótese de carregamento, apresentados na Tabela 5.3. As dimensões da mossa usadas no cálculo foram detalhadas na Tabela 6.2.

Tabela 6.9 – Comparação dos fatores de concentração de tensão numéricos e disponíveis na literatura

	Volor	<b>Tabela 5.3</b> <sup>(3)</sup>	
Equação	calculado	Máximo 5269	Mínimo 5285
$k_{t} = 1 + 1,3275 \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^{0.86} \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^{0.68} \cdot \left(\frac{L}{w}\right)^{1.36} \cdot \left(\frac{t}{w}\right)^{0.26}$	3,09 <sup>(1)</sup>	Kt. – 4 98	$K_{t_1} = 3.48$
$K_{t} = 1 + 1,4588. \left(\frac{D}{t}\right)^{0.68} \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^{0.60} \cdot \left(\frac{L}{w}\right)^{-1.19} \cdot \left(\frac{t}{w}\right)^{0.06}$	7,82 <sup>(1)</sup>	$ \begin{array}{c} \text{Kt}_1 = 4,90 \\ \text{Kt}_2 = 3,40 \\ \text{Kt}_3 = 2,92 \end{array} $	$Kt_1 = 3,40$ $Kt_2 = 2,40$ $K_{t3} = 2,13$
$k_{d} = d_{o} \cdot \frac{t}{D}, k_{s} = 2,871 \cdot \sqrt{k_{d}}$	1,60 <sup>(2)</sup>		
Notas: (1) L, w, d: comprimento, largura e profundidade da diâmetro do espécime. L, w e d, foram extraídas da T (2) do: profundidade máxima da mossa, t, D: espesso 3.5. D et da Tabela 3.1. (3) Kt <sub>1</sub> : Fator de concentração de tensão para a hipóte de tensão para a hipótese 2 (15,6MPa), Kt <sub>3</sub> : Fator de (17.2MPa)	a mossa, respect Tabela 6.2. t e D ura e diâmetro d se 1 (10,5MPa), e concentração d	ivamente; t, D: da Tabela 3.1. o espécime. Kt <sub>2</sub> : Fator de c le tensão para	e espessura e lo da Tabela concentração a hipótese 3

O fator determinado pela equação (2.26) apresentou valores próximos dos fatores calculados com as tensões de Von Mises corrigidas. A melhor aproximação é obtida para a pressão de 15,6MPa. As alternativas da literatura consideram o Kt como um fator dimensional que depende unicamente da geometria da mossa e do duto e ignoram o efeito da pressão, parâmetro que segundo os resultados do presente trabalho é importante no cálculo do  $K_t$ .

# 6.4. Vida à Fadiga

A seguir são comparados os resultados da análise de fadiga, efetuada no Capítulo 5, com as vidas calculadas pelas curvas usadas tipicamente na indústria de óleo e gás, e com alguns procedimentos usados para a avaliação de mossas sob carregamento variável, apresentados no Capítulo 2.

6.4.1.

# Curvas SN Usadas Tipicamente em Dutos

A Tabela 2.5 descreve algumas curvas SN disponíveis na literatura para o cálculo do número de ciclos de iniciação de trincas em dutos, tais curvas não consideram o efeito da tensão média. Com as tensões da Tabela 5.6 é possível calcular as vidas à fadiga dessas equações e compará-las com os resultados da análise desenvolvida neste trabalho. Esta comparação constitui a Tabela 6.10. Nessa tabela são incluídos o método usado por [26] para o cálculo de fadiga em mossas esféricas, equações (2.20) a (2.22), e considerando o fator de tensão na resistência do material, assim como, os resultados experimentais obtidos nessa análise. A tensão nominal foi calculada pela equação (5.1).

Avaliaram-se as tensões decorrentes das três hipóteses de carregamento (P1 = 10,5MPa, P2=15,6MPa e P3=17,3MPa) nos nós 5269 externo e 5266 interno, posições onde foram obtidas menores vidas à fadiga.

Curro SN	P = 10,5MPa		P = 15,6MPa		P = 17,3MPa	
Curva Sin	5269 ext	5266 int	5269 ext	5266 int	5269 ext	5266 int
ASME BPV <sup>(1)</sup> [13]	2280	2329	2191	2848	2532	4322
ASME B31[13]	139	144	130	203	166	401
API Curva X[13]	186	192	175	259	217	471
API Curva X'[13]	286	294	271	379	327	631
PR 918 - 9822[13]	67	70	63	98	80	195
$[26]^{(2)}$	822	834	271	330	215	324
Markl[38]	10	10	9	10	10	12
Método SN com	308	407	383	191	441	707
finitos	598	407	565	794	771	121
Notas:						

Tabela 6.10 – Comparação das vidas à fadiga obtidas no presente trabalho com modelos usados para dutos e resultados experimentais, nó 5269 externo e 5266 interno

(1) A tensão ingressada nesta curva deve ser calculada a partir do valor das deformações. O cálculo da vida a partir das tensões só pode ser usado quando se esteja no regime elástico, como é o caso analisado.

(2) Esta curva considera o fator de concentração de tensão na resistência à fadiga.

As curvas que apresentaram resultados similares a equação Curva APIX' e com os resultados de [26], para algumas condições. Os testes experimentais desenvolvidos em [26] para uma mossa esférica com 10% de profundidade, com tensão alterna de aproximadamente 80MPa e tensão média similar, indicaram vidas de aproximadamente 6000 a 7000 ciclos.

## 6.4.2.

# Procedimentos de Análise de Integridade Estrutural Aplicados a Mossas Simples

A seguir são comparados os resultados da avaliação de fadiga da mossa com 15% de profundidade do Capítulo 5 com aqueles obtidos da aplicação do método indicado pelo PDAM para este fim, detalhado no Item 2.7.2.1, equações (2.55) a (2.59).

A Tabela 6.11 apresenta os resultados da avaliação pelo método do PDAM e compara a vida de iniciação de trincas por fadiga com os valores obtidos no nó mais crítico, 5269 externo, na condição de carregamento da hipótese 1.

Parâmetro	Símbolo	Valor
Tensão alternada	Sa (MPa)	169,54
Limite último	Su (MPa)	399,00
Tensão mínima	σmin (MPa)	-420,92
Tensão máxima	σmax (MPa)	838,02
Profundidade remanescente da mossa	Hr	9,10
Profundidade máxima da mossa sob pressão interna	Но	13,01
Fator geométrico	Kd	0,34
Fator de concentração de tensão	Ks (m^0.5)	1,68
Razão entre a tensão máxima e a mínima	R	-1,00
Parâmetro	В	0,42
Amplitude da tensão	2sA (MPa)	274,40
Número de ciclos para iniciar uma trinca por fadiga, PDAM	Nf	21
Número de ciclos para iniciar uma trinca por fadiga, elementos finitos	Nf	398
Notas: (1)		

Tabela 6.11 - Resultados da avaliação mediante a aplicação do PDAM, no nó 5269, hipótese 1

O número de ciclos para iniciação de uma trinca no nó 5269 externo, quando exposto às condições da hipótese 1 (10,5MPa) de pressão interna, calculado pelo PDAM é muito menor que o valor obtido da aplicação do método SN tradicional nas tensões de Von Mises corrigidas, apresentado na Tabela 5.6

#### 6.5.

# Metodologia Proposta para o Cálculo das Tensões a Partir do Fator de Concentração de Tensão

As vidas de fadiga calculadas com fatores de concentração estimados com pressões baixas são mais conservativas do que com pressões altas, devido a que os fatores calculados para pressões baixas são maiores.

No capítulo 5 foi efetuada uma avaliação de fadiga pelo método SN a partir do histórico de tensões adquirido da análise de elementos finitos em locais críticos. Este histórico permitiu conhecer as tensões máximas e mínimas que atuariam na região danificada. Nem sempre é possível conhecer estes valores, quando desconhecidos, o uso dos fatores de concentração de tensão na modificação das tensões nominais é uma boa aproximação. Assim, é proposta uma metodologia para a estimação de vidas à fadiga pelo método SN, a partir das tensões nominais e dos fatores de concentração de tensão. Nessa metodologia as seguintes premissas são consideradas:

- Se  $\Delta \sigma = K_t * \sigma_{nom} \ge 2Sy$ : então  $\sigma_{max} = 2Sy$ ,  $\sigma_{min} = 0$  e  $\sigma_a = Sy$
- Se  $\Delta \sigma = K_t * \sigma_{nom} < 2Sy:$  então  $\sigma_{max} = Sy, \sigma_{min} = Sy \Delta \sigma$ , sendo  $\sigma_a = \Delta \sigma/2$  e  $\sigma_m = (2Sy \Delta \sigma)/2$

Sendo  $S_y$  o limite de escoamento do material e  $\sigma_{nom}$  a tensão nominal calculada usando a equação (5.1).

As vidas calculadas a partir das tensões de Von Mises corrigidas, para a condição de pressão da hipótese 1, (P = 10,5MPa) apresentadas na Tabela 5.6 e as determinadas com o fator de concentração de tensão aplicado às tensões nominais são apresentadas na Tabela 6.12.

Tabela 6.12 – Comparação dos resultados da avaliação de fadiga SN obtidos da análise de elementos finitos e os calculados com o K<sub>t</sub>, sem consideração do efeito da tensão média

Caso	Resultados de elementos finitos sem considerar Kt		Vidas das tensões obtidas pelo uso do Kt na tensão nominal		
	Nf	D	Ds	Nf	D
H1-5285-n1	1110	0,11	578	1025	0,12
H1-5286-n2	1110	>1	578	1025	>1
H1-5269-n1	398	0,30	822	546	0,22
H1-5269-n2	398	>1	822	546	>1
H1-5266-n1	407	0,30	602	546	0,22
H1-5266-n2	407	>1	779	546	>1

As vidas calculadas pelo método SN, sem consideração da tensão média, usando a metodologia proposta foram similares às vidas calculadas a partir das tensões de Von Mises corrigidas obtidas do modelo de elementos finitos. Assim, o critério escolhido para a determinação das vidas à fadiga a partir das tensões nominais reproduz com boa precisão os resultados obtidos na avaliação implementada neste trabalho e detalhada no capitulo 5.

141

Na Tabela 6.13 são comparadas as vidas à fadiga quando considerada a tensão média mediante Goodman. Esta tabela mostra que se usado o critério de Goodman para a consideração do efeito da tensão média, as vidas de fadiga, calculadas pela metodologia proposta, são diferentes das vidas estimadas a partir dos resultados de elementos finitos. Por isto, as tensões calculadas pelo critério proposto não devem ser usadas para avaliação com o modelo de Goodman.

Tabela 6.13 – Comparação dos resultados da avaliação de fadiga SN obtidos da análise de elementos finitos e os calculados com o  $K_t$ , Goodman

Caso	Resultados de elementos finitos sem considerar Kt		Vidas das tensões obtidas pelo uso do Kt na tensão nominal		
	Nf	D	Ds	Nf	D
H1-5285-n1	329	0,37	578	651	0,18
H1-5286-n2	329	>1	578	651	3,07
H1-5269-n1	398	0,30	822	11	10,45
H1-5269-n2	398	>1	822	11	174,23
H1-5266-n1	407	0,30	602	11	10,46
H1-5266-n2	407	>1	779	11	174,24

Usando as análises até aqui desenvolvidas e os resultados deste procedimento, foi proposta uma metodologia geral para orientar ao inspetor sob, as possibilidades de avaliação de integridade de mossas simples com geometrias próximas daquelas analisadas no presente trabalho. Tal procedimento é apresentado no Apêndice J.