# 2 DESCRIÇÃO DOS DANOS OBJETO DE ESTUDO

Neste Capítulo é apresentada a revisão bibliográfica de danos tipo mossas simples, incluindo o processo de criação, a caracterização geométrica e métodos de avaliação de integridade disponíveis na literatura.

## 2.1.

## Generalidades de Danos em Dutos

EIBER [3] agrupa os incidentes nas linhas de transporte de óleo e gás em cinco categorias:

- § Anomalias: são danos promovidos por corrosão e/ou pelo contato com equipamentos de construção. A maior parte dos incidentes em linhas de óleo e gás obedecem a este tipo de dano.
- § Operação incorreta: relaciona-se com falhas na operação das linhas.
- **§** *Operação inadequada do equipamento de controle da pressão.*
- § *Outros:* flanges, acessórios.

Os danos que pertencem à categoria "Anomalias" podem-se classificar em seis classes:

- **§** *Dano mecânico:* são causados por equipamentos de construção, por exemplo, mossas e ranhuras.
- **§** *Corrosão:* perda de espessura de material, manifestando-se como perda generalizada, por pites, localizada, corrosão sob tensão, etc.
- **§** *Trincas nas soldas:* podem ser oriundas do processo de solda ou se nuclear a partir de defeitos de solda.
- § *Dobramentos:* ocorrem durante a montagem da linha.

**§** *Danos por força externa:* danos resultantes de deslizamentos e/ou movimentos de solo, erosão, entre outras causas. Tais danos podem conduzir ao colapso parcial ou flambagem da linha.

Na categoria de *danos mecânicos*, Rosenfeld & Kiefner [4] destacam dois tipos: *"danos por construção"* e *"danos por terceiros"*.

Os "danos por construção" são causados por práticas inadequadas de instalação, isto é, pelo contato de rochas ou de elementos perfurantes, dispostos no solo, com o duto. Estes danos, na maioria das vezes, se manifestam sob forma de alterações geométricas da seção transversal, localizadas na geratriz inferior do segmento de duto. Mossas causadas por rochas não costumam gerar danos metalúrgicos, mas se a rocha apresentar dureza alta ou possuir bordes afiados, ocasionalmente podem ser introduzidas alterações metalúrgicas localizadas [4]. Se a geometria da mossa for suave e, adicionalmente, estiver livre do efeito de concentradores de tensão, esta pode ser considerada como uma mossa simples.

Por outro lado, os "*danos por terceiros*" são causados pela ação de equipamentos de movimentação de solo. Estes danos resultam na combinação de mossas, entalhes e/ou ranhuras e, envolvem, simultaneamente, distorção geométrica e concentração de tensão. A severidade de tais defeitos é maior do que os "*danos por construção*", justificada pelo efeito combinado do dano metalúrgico, localizado na região da ranhura ou do entalhe, (alteração microestrutural causada pelo arrancamento de material e pela deformação plástica significativa) e às tensões altas na raiz do entalhe.

Outra diferença entre os "*danos por terceiros*" e os "*danos por construção*" consiste na interação do duto com o elemento indentador. No primeiro caso, uma vez criada a mossa o indentador é retirado, permitindo a recuperação elástica e a variação da profundidade da mossa com a pressão. Já no segundo caso, como o indentador permanece em contato com o duto, a recuperação elástica e o arredondamento não são permitidos e a possibilidade de atuação de fadiga é menor.

Relacionando estas informações com as definições apresentadas no Apêndice A, conclui-se que em linhas de transporte podem ser esperados dois tipos de "*danos mecânicos*", manifestados sob formas de mossas:

- § Mossas simples, quando a variação geométrica é suave e a superfície não contém concentradores de tensão tipo: vincos, sulcos ou trincas. Geralmente são criadas pelo contato com rochas dispostas no solo e localizam-se na geratriz inferior. A região deformada permanece em contato com o elemento indentador impedindo sua recuperação elástica. Assim, tais mossas podem ser classificadas como mossas simples contidas. Nas mossas simples contidas, as falhas por fadiga são pouco prováveis.
- § Mossas associadas a outros concentradores de tensão, tais como: vincos, sulcos e, até trincas. Geralmente, estas mossas se apresentam na geratriz superior do duto e podem ser classificadas como: mossas lisas com sulcos, mossas lisas com trincas, ou mossas com vincos, segundo o concentrador de tensão a que estejam associadas. O modo de falha esperado pode ser ruptura estática ou fadiga. Os cordões de solda, com ou sem defeitos, também podem ser considerados como concentradores de tensão. Se as mossas localizam-se na vizinhança de soldas, estas podem ser consideradas como mossas lisas com solda, Ver Apêndice A.

## 2.2.

#### Comportamento de Mossas em Dutos

Uma mossa é promovida pelo contato de um elemento indentador que conduz a uma alteração de forma na seção transversal. Durante a indentação a mossa, inicialmente, responde de modo elástico e a profundidade da mossa cresce proporcionalmente à força aplicada. Uma vez que as tensões na região indentada superarem o limite de escoamento do material, este passará a se comportar plasticamente. Nesta condição, se o indentador for removido, parte das deformações elásticas são recuperadas e conseqüentemente, a profundidade da mossa é reduzida. O processo de indentação é detalhado na Figura 2.1, para um

duto pressurizado na condição inicial. A descrição de cada um dos segmentos que conformam a curva é apresentada a seguir.



Figura 2.1 - Processo de criação uma mossa mediante aplicação de uma força radial num duto sob pressão interna

- Segmento O-A: a carga radial começa a ser aplicada. A seção transversal do duto junto do indentador experimenta deslocamento elástico até ocorrer à condição de escoamento. O escoamento inicia na parede do duto adjacente à superfície do indentador.
- *Segmento A-B:* o indentador continua penetrando. O escoamento se estende através da espessura.
- *Segmento B-C:* a deformação plástica na direção circunferencial resulta numa redução notável da rigidez aparente do duto.
- Segmento C-D: a deflexão se incrementa e a deformação de membrana começa a dominar a resposta, resultando num incremento aparente de rigidez. O endurecimento por deformação começa a se manifestar. A profundidade da mossa alcança o seu valor máximo.
- *Segmento D-E:* a remoção gradual da carga (retirada do indentador) permite a recuperação elástica da mossa com conseqüente redução da sua profundidade.
- Segmento E-F: apresenta-se uma redução maior da profundidade da mossa, promovida pela pressão interna, quando esta for maior que a carga de indentação. Deformações plásticas reversas ocorrem principalmente na

direção circunferencial. O ponto F é atingido quando a força de indentação é zero.

Segmento F-G: é a fase final de indentação que corresponde ao alívio da pressão interna. Ao ser aliviada a pressão, a profundidade da mossa cresce até um valor menor que a profundidade máxima.

Se durante a indentação o duto não estiver pressurizado, os segmentos E-F e F-G deixam de existir e o retorno da profundidade ocorre passando diretamente do ponto D ao G. O ponto G é atingido quando a força de indentação é zero.

2.2.1.

#### Criação de Mossas

A literatura apresenta diversos modelos que relacionam a força de indentação com o deslocamento do punção. Nesses modelos a força de indentação depende da geometria do indentador, das propriedades e geometria do duto, e/ou pressão interna (durante a indentação).

A Tabela 2.1 indica alguns dos modelos que relacionam a força de indentação com os deslocamentos elástico, total (elasto-plástico) e residual (deslocamento plástico).

Modelo	Descrição	Geometria da carga	Equações <sup>(1)</sup>
		Deslocamento elástic	<b>co</b> [8]
Den Hartog [8]	Modelo teórico, faz analogia à teoria de viga equivalente sob fundações elásticas	F ↓ ↓ ↓	$d_e = 0,64 * \frac{\overline{F}}{E} * \left(\frac{R}{t}\right)^{\frac{3}{2}}$
Roark [8]	Modelo teórico com força aplicada em pontos opostos, tal como ilustrado na figura	F () () ()	$d_e = 0.5 * \left(\frac{F}{E*t}\right) * \left(\frac{R}{t}\right)^{1.5} * \left(\frac{L}{R}\right)^{-0.75}$

Tabela 2.1 - Modelos força-deslocamento para criação de mossas em dutos

Modelo	Descrição	Geometria da carga	Equações <sup>(1)</sup>
		Deslocamento plástic	co [9]
Ellinas- Walker [9]	Modelo experimental. Assume-se que o comprimento da região deformada é 3,5 vezes o diâmetro externo	F () () ()	$F = 150 * Mo * \sqrt{\frac{d_r}{D}}$ $Mo = \frac{S_y * t^2}{4}$
Brooker [9]	Modelo semi- empírico. Na análise por elementos finitos o material foi modelado como elástico/perfeitamente plástico. Os efeitos de deformação residual e da pressão interna não foram considerados. O apoio foi modelado como uma superfície rígida.	F () () ()	$F = 11,364 * Mo + 15,49 * No * d_r * \left(\frac{t}{D}\right)^{0.15} * \left(\frac{t}{L}\right)^{0.25}$ $Mo = \frac{S_y * t^2}{4}$ $No = S_y * t$
	Des	locamento total [9], [10	), [11], [31]
Wierbicki- Suh [9]	Modelo numérico de dutos suportados.	F () () ()	$F = 16*Mo*\sqrt{\frac{2*p}{3}}*\sqrt{\frac{d_t}{t}}$ $Mo = \frac{S_y*t^2}{4}$
	Des	locamento total [9], [10	)], [11], [31]
Liu-Francis [10]	Modelo teórico- numérico. Indentador orientado paralelamente ao eixo longitudinal do duto. As equações são determinadas mediante balance de energia. Não é especificado o apoio do modelo. É considerado o efeito da pressão interna.	<b>F</b> ↓↓↓ () () ()	$F = S_{y} * t * \sqrt{R * t} * \left[ f_{1} + f_{2} * \frac{1}{2} * \sqrt{\frac{t}{R}} \right]$ $f_{1} = 4 * \sqrt{0.7 * \overline{\delta o} * \sqrt{2 * \overline{\delta o}} * \left( 0.75 + \frac{1}{3} * \overline{p} * \sqrt{\overline{\delta o} * (2 - \delta o)} \right)}$ $f_{2} = 1,5 + \overline{p} * \sqrt{\overline{\delta o} * (2 - \overline{\delta o})}$ $\overline{\delta o} = \frac{\delta_{T}}{R}  e  \overline{p} = \frac{P * R^{2}}{S_{y} * t^{2}}$
ISO/CD167 08 [11], [31]	função limite de falhas para mossas. A função não apresenta conformidade dimensional.	Mossa global	$\delta_{\mathrm{T}} = \left(\frac{\mathrm{F}}{0,49*\sqrt{\left(\mathrm{w} + \frac{1,4*\mathrm{P*R}}{1,15*\mathrm{S}_{\mathrm{f}'}}\right)*\left(80*\mathrm{S}_{\mathrm{y}}*\mathrm{w}\right)^{\frac{1}{4}}}}\right)^{2,38}$
Observações: (1) Os parâmetros utilizados nas equações foram definidos na nomenclatura do presente trabalho.			

Tabela 2.1 Modelos força-deslocamento para criação de mossas em dutos (Continuação)

## 2.2.2. Recuperação Elástica

Durante a indentação, a profundidade da mossa pode ter duas componentes: elástica e plástica. Uma vez que o indentador é removido a fração elástica da deformação é recuperada. Este fenômeno é conhecido como "Recuperação elástica", definido no Apêndice A. A profundidade da mossa recuperada é conhecida como "profundidade remanescente". Dois parâmetros são comumente usados para descrever este fenômeno: a percentagem e a razão de recuperação, definidos nas equações (2.1a) e (2.1b).

$$\%R = \frac{d_{max} - d_{r}}{D}.100$$
 eq. (2.1a)

$$RR = \frac{d_r}{d_{max}} \qquad eq. (2.1b)$$

A fração da profundidade recuperada depende de vários fatores, tais como: espessura do duto, propriedades do material, pressão interna e geometria inicial da mossa. A pressão interna dá maior rigidez ao duto opondo-se à deformação plástica e, permitindo maior deformação elástica [5]. Mossas podem estar associadas a ovalização, especialmente quando causadas por rochas. A ovalização também pode contribuir com a fração de recuperação elástica.

Em [5] é apresentada uma relação entre a profundidade máxima da mossa criada com pressão ( $d_0$ ) e a profundidade remanescente ( $d_r$ ), reproduzida na equação (2.2).

$$\frac{d_0}{D} = 1,43.\frac{d_r}{D}$$
 eq. (2.2)

## 2.2.3. Arredondamento

Quando a mossa é exposta a variações de pressão, sua profundidade pode variar ciclicamente. Este comportamento, conhecido como arredondamento, é um fenômeno não linear que envolve grandes deslocamentos e eventualmente, deformação plástica. Se a deformação plástica promovida pela pressão é significativa, a mossa pode ser parcialmente removida ou até desaparecer.

A quantidade de arredondamento que uma mossa pode experimentar depende da profundidade máxima, da geometria e da morfologia da mossa, assim como da amplitude da pressão interna [5]. O valor do primeiro arredondamento depende da pressão interna e da resistência do material [13].

Uma mossa poderá experimentar arredondamento gradual até que duas condições sejam cumpridas [13]:

a) a tensão atuante é menor ou igual à tensão limite combinada de membrana / flexão;

b) a tensão atuante é menor ou igual a duas vezes o limite de escoamento.

O arredondamento idealizado de uma mossa é ilustrado na Figura 2.2, e detalhado a seguir.



Figura 2.2 - Idealização do arredondamento da mossa [13]

Seja uma mossa com profundidade remanescente  $d_o$  (já recuperada elasticamente), submetida a ciclos de pressão interna que variam entre uma pressão mínima igual a zero e a pressão máxima de operação *MOP*. No primeiro ciclo a mossa experimenta o arredondamento inicial com uma quantidade significativa de deformação plástica. A nova profundidade é  $d_1$ , sendo que  $d_1 < d_0$ . Quando a pressão volta a zero a mossa adquire uma profundidade  $d_2$  ( $d_2 > d_1$ ). Posteriormente, a mossa experimentará arredondamento plástico adicional com cada ciclo até que a gama de tensão *Ds* seja menor que o limite de resistência cíclica do material  $2S_{cf}$ . Este fenômeno é conhecido como "Shakedown". Uma vez se estabilize, a sua profundidade variará entre um  $d_3$  (na condição de pressão máxima) e um  $d_4$  (na condição de pressão zero). Agora, se no primeiro ciclo a gama de tensão for menor do que o critério limite ter-se-ia:  $d_3 = d_1$ , para a pressão mínima, e  $d_4 = d_2$ , para a pressão máxima.

Se os intervalos de pressão (DP) forem menores do que a MOP, o arredondamento a mossa poderá ser caracterizado por um delta de profundidade (Dd) e uma profundidade média  $(d_m)$ . O valor de  $d_m$  é função da geometria da mossa e da pressão média de flutuação  $(P_m)$ . O valor de Dd é função da geometria e da gama de pressão [13].

A razão de arredondamento RR é definida como o quociente entre a profundidade final e a inicial da mossa. Valores de RR próximos de 1,0 são típicos de mossas longas, entretanto, RR próximos de zero são típicos de mossas curtas.

#### 2.3.

#### Caracterização de Mossas

As atividades de inspeção de danos tipo mossa devem ser encaminhadas de modo a obter a informação requerida para a avaliação da severidade do dano. Durante a caracterização da mossa as seguintes observações devem ser consideradas:

- O dimensionamento deve ser efetuado da forma mais detalhada possível, estabelecendo: comprimento, largura e profundidade máxima.
- Evidências de defeitos associados à mossa, tais como: corrosão, trincas e vincos, entre outros.
- Localização de soldas circunferenciais e longitudinais próximas ao dano.
- Verificação de curvas ou de alterações da linha (flanges, etc) próximas à mossa. Se localizadas soldas, estas devem ser inspecionadas registrando evidências de defeitos.

A profundidade é o parâmetro de aceitação / rejeição mais usado pelos códigos de projeto. Porém, o comprimento da mossa é importante, principalmente quando avaliada a possibilidade de atuação de fadiga [15].

São diversas as técnicas de inspeção usadas em linhas de transporte. Alguns tipos de ferramentas de inspeção em linha, ILI, permitem registrar o local onde a mossa foi detectada e mapear a região deformada. Os pigs comumente usados para este tipo de dano são os geométricos e, ocasionalmente, os pigs magnéticos e ultra-sônicos.

Quando as condições da linha dificultem a passagem de ferramentas ILI o dimensionamento deverá ser efetuado manualmente. Neste caso, além das incertezas associadas ao uso dos instrumentos, também existem incertezas de medição que dependem do local amassado e da experiência do inspetor, entre outros fatores.

Quando a inspeção revela evidências de atuação de outros mecanismos de dano ou de regiões deformadas associadas a soldas, trincas ou vincos, uma inspeção complementar é requerida e, caso o duto esteja enterrado, devem ser efetuadas escavações. A necessidade de escavação deverá ser fundamentada na análise dos seguintes fatores: severidade do espectro de pressão, resistência do revestimento ao dano, quantidade e posição das mossas na circunferência do duto, possibilidade de inspeção em linha para detecção de corrosão, e outras situações particulares, como soldas vizinhas à região deformada.

Detalhes dos processos de dimensionamento de mossas mediante o uso de ferramentas de inspeção em linha e manual, são apresentados no Apêndice B.

## 2.4.

## Caracterização da Operação do Segmento de Duto Danificado

As características do espectro de pressão determinam o modo de falha esperado. Se o duto opera sob pressão constante espera-se uma falha por ruptura estática, mas se opera sob pressão variável é provável que aconteça uma falha por fadiga e nesse caso é preciso uma análise do espectro de pressão colhido num intervalo de tempo representativo da operação.

Na Figura 2.3 é apresentado um espectro típico de pressão de linhas de transporte de óleo da Trans Alaska Pipeline System (TAPS), correspondente a oito dias de operação, analisado na Figura 2.4 [19].



Figura 2.3 - Exemplo de um espectro de pressão em linha de transporte de hidrocarbonetos [19]



Figura 2.4 - Histograma de pressão obtido a partir da análise de dados da Figura 2.3 [19]

Um dos métodos mais usados para a análise de espectros de pressão é o Rainflow. A aplicação do método implica no desenvolvimento consecutivo de três etapas [20]:

- Etapa 1: numeração seqüencial de todos os picos e vales;
- Etapa 2: contagem em seqüência em cada pico e cada vale, e deve-se parar a contagem quando encontrar quaisquer das seguintes opções:

a - Um pico maior ou igual, ou um vale menor ou igual que um ponto inicial;

- b Uma contagem iniciada anteriormente;
- c A história de carregamento finaliza.
- Etapa 3: contar cada ciclo entre o vale (ou pico) inicial e o maior (menor) pico (vale) encontrado na contagem, e associá-lo às componentes alternada e média da tensão, dadas pelas equações (2.3) e (2.4).

$$\sigma_{ai} = \frac{\left|\sigma_{max} - \sigma_{min}\right|}{2} \qquad \text{eq. (2.3)}$$

$$\sigma_{\rm mi} = \frac{|\sigma_{\rm max} + \sigma_{\rm min}|}{2} \qquad \text{eq. (2.4)}$$

### 2.3. Análise de Integridade de Dutos

Dutos em operação encontram-se expostos, principalmente, a solicitações mecânicas oriundas da pressão hidrostática. Estes componentes são projetados para trabalhar sob regime elástico considerando fatores de segurança cujos valores são estabelecidos nos códigos de projeto. Os materiais de fabricação dos dutos seguem a norma API 5L-2000 [21], sendo classificados pela sua composição química e propriedades mecânicas.

2.5.1.

### Estado de Tensão de um Duto Livre de Defeitos

Para apresentar o estado de tensão num duto livre de defeitos, seja considerado o paralelepípedo elementar apresentado na Figura 2.5. No estado triaxial estabelecido para um paralelepípedo elementar as tensões nominais são normais aos planos do paralelepípedo e as tensões cisalhantes são tangenciais aos planos (Figura 2.5a). Os planos principais são aqueles em que a componente cisalhante é zero, sendo as tensões normais chamadas de tensões principais (Figura 2.5b).



Figura 2.5 - Estado de tensões no paralelepípedo elementar e tensões principais.

Segundo o paralelepípedo elementar, e considerando como carregamento a pressão interna, o estado de tensão num duto de parede fina é apresentado na Figura 2.6, onde as direções dos planos principais coincidem com a direção circunferencial  $s_c$  e longitudinal  $s_L$ . Existe também uma tensão radial, mas é desconsiderada por ser muito baixa se comparada com as tensões circunferencial e longitudinal.



Figura 2.6 - Estado de tensão num cilindro de parede fina sob pressão interna.

Os códigos de projeto de linhas de transporte de óleo e gás, o ASME B31.4-2002[22] e o ASME B31.8-2003[23], respectivamente, apresentam as diretrizes para a estimação da pressão de projeto mediante o critério de Tresca. No código ASME B31.4, a pressão é estimada mediante a equação (2.5), onde a tensão principal  $s_1$  é igual à tensão circunferencial  $s_c$ , a tensão  $s_2$  é igual à tensão longitudinal  $s_L$  e o  $s_3$  é igual à tensão radial  $\sigma_r$  ( $s_r = -P \gg 0$ ). O fator F é o fator de projeto, que nesta norma corresponde a 0,72.

$$\sigma_{eq-T} = \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c - 0 = \frac{P.D}{2.t} = S_y.F$$
 eq. (2.5)

O fator F, também é usado na norma ASME B31.8-2003, sendo determinado pelo produto de três fatores: F.E.T, onde F o fator de projeto, E é um fator de junta e T o fator de temperatura. O valor de F varia segundo a classe de localização, tal e como indicado na Tabela 2.2.

Classe de localização	Fator de segurança no projeto
Localização Classe 1, Divisão 1	0,8
Localização Classe 1, Divisão 2	0,72
Localização Classe 2	0,60
Localização Classe 3	0,50
Localização Classe 4	0,40

Tabela 2.2 - Fatores de segurança no projeto de linhas de transporte de gás, reprodução da Tabela 841.114 [23].

A partir da equação (2.6) estima-se a pressão máxima de operação admissível *MAOP*, onde  $P_d$  e  $P_{th}$  são a pressão de projeto e de teste hidrostático.

$$MAOP = min\left(Pd; \frac{Pth}{1, 25}\right) \qquad eq. (2.6)$$

## 2.5.2.

## Critérios de Resistência no Escoamento

Na prática de engenharia os critérios de resistência são usados no cálculo das tensões equivalentes. A seguir são apresentados dois dos critérios mais usados em dutos: Von Mises e Tresca [24].

*a) Critério de Von Mises:* este critério considera a falha do material quando a energia de deformação de distorção atinge ao valor limite medido no teste uniaxial de tração. Assim, a tensão equivalente é calculada através da equação (2.7). No escoamento, tem-se:  $\sigma_{eq} = S_y$ . Este critério é adequado para prever escoamento ou ruptura em materiais dúcteis como aços de construção.

$$\sigma_{\rm eq-VM} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \left[ \left( \sigma_1 - \sigma_2 \right)^2 + \left( \sigma_1 - \sigma_3 \right)^2 + \left( \sigma_3 - \sigma_2 \right)^2 \right]} \qquad \text{eq. (2.7)}$$

b) Critério de Tresca: segundo este critério, o material falha quando a tensão cisalhante atinge o valor limite da tensão cisalhante máxima no teste de tração uniaxial. Se as tensões principais são  $\sigma_1 \ge \sigma_2 \ge \sigma_3$  a tensão cisalhante máxima se calcula mediante a equação (2.8). Este critério é adequado para prever escoamento e ruptura de materiais dúcteis.

$$\tau_{\max} \leq \frac{\sigma_{eq-T}}{2} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \qquad \text{eq. (2.8)}$$

então,  $\sigma_{eq-T} = \sigma_1 - \sigma_3$ , e no escoamento,  $\sigma_{eq-T} = S_y$ 

Comparando as equações (2.7) e (2.8), o critério de Tresca resulta ser mais conservativo do que o critério de Von Mises.

## 2.5.3.

## Tensões e Deformações Elasto-plásticas

Os dutos são projetados para trabalhar no regime elástico, mas danos tipo mossa envolvem plasticidade, por esta razão são introduzidos alguns aspectos básicos de plasticidade.

Se as tensões equivalentes, calculadas pelas equações (2.7) ou (2.8), forem menores que o limite de escoamento do material ( $s_{eq} \pounds S_y$ ), o material se comporta elasticamente seguindo a Lei de Hooke, e a deformação total é calculada pela equação (2.9) para um caso uniaxial.

$${}^{\mathbf{g}}_{\varepsilon_{\text{total}}} = {}^{\mathbf{g}}_{\varepsilon_{\text{elástica}}} = \frac{{}^{\mathbf{g}}_{\overline{\mathbf{C}}}}{E} \qquad \text{eq. (2.9)}$$

Já se a tensão equivalente, superar o limite de escoamento do material ( $s > S_y$ ), a deformação total pode ser calculada pela teoria incremental de Prandtl-Reuss ilustrada nas equações (2.10) e (2.11).

$$\overset{\mathbf{g}}{\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{total}}} = \overset{\mathbf{g}}{\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{elástica}}} + \overset{\mathbf{g}}{\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{plástica}}} \qquad \text{eq. (2.10)}$$

$${}^{g}_{\varepsilon_{\text{total}}} = {}^{g}_{\varepsilon_{\text{elástica}}} + {}^{g}_{\varepsilon_{\text{plástica}}} = {}^{g}_{\overline{E}} + {}^{g}_{\overline{E}_{p}} = {}^{g}_{\overline{E}_{T}} \qquad \text{eq. (2.11)}$$

Sendo: *E*, o módulo de rigidez elástico,  $E_p$  o módulo de rigidez plástico e  $E_T$  o módulo de rigidez total, calculado pela equação (2.12).

$$E_{T} = \frac{E.E_{p}}{E+E_{p}} \qquad \text{eq. (2.12)}$$

O módulo de rigidez total,  $E_T$ , define o comportamento plástico do material. Se o  $E_T$  for maior que zero, ocorrerá encruamento na região plástica, se for igual a zero o material apresenta comportamento totalmente plástico e se for menor que zero, ocorrerá amolecimento. Outros modelos de idealização do comportamento elasto-plástico de materiais são resumidos na Tabela 2.3.

-		
Comportamento	Elástico	Plástico <sup>(1)</sup>
Elástico perfeitamente plástico	$\frac{\text{Se } \sigma < \text{Sy}}{\epsilon = \sigma/E}$	Para $\sigma = Sy$ $\varepsilon = (\sigma/E) + \lambda$
Elástico com encruamento linear <sup>(2)</sup>	$\frac{\text{Se } \sigma < \text{Sy}}{\epsilon = \sigma/E}$	Para $\sigma$ = Syo (limite proporcional) $\epsilon = (\sigma/E) + [(1/E_t).(\sigma - Sy)]$
Elástico com encruamento exponencial	$\frac{\text{Se } \sigma < \text{Sy}}{\epsilon = \sigma/E}$	Para $\sigma = Sy$ $\varepsilon = (\sigma/E) + k.\varepsilon^{n}$
Ramberg-Osgood $\epsilon = (\sigma/E) + a.(\sigma/b)^n$		
<ul> <li>Nota:</li> <li>(1) λ, k, n, a, b são constantes características de cada material.</li> <li>(2) E: módulo de rigidez na região elástica e Et: módulo de rigidez na região plástica.</li> </ul>		

Tabela 2.3 - Descrição dos modelos uniaxiais de idealização do comportamento elastoplástico

## 2.5.4.

#### Modelagem Numérica de Plasticidade

Ao se modelar a plasticidade do material, devem ser considerados três aspectos importantes, detalhados a seguir:

*a) Critério de resistência no escoamento:* já apresentados no Item 2.5.2. Se a tensão equivalente for maior que o critério de escoamento estabelecido, o material apresentará comportamento elasto-plástico.

b) Regra de fluxo plástico: uma vez que o material inicia o comportamento plástico, precisa-se conhecer a direção em que a plasticidade se desenvolve. Para este fim assume-se que a direção de fluxo plástico segue um vetor unitário  $m_p$ , de modo que a deformação plástica incremental é descrita pela equação (2.13),

sendo:  $\lambda_p^{g}$  um fator multiplicador plástico do vetor unitário  $m_p$  que atua na direção da evolução do fluxo plástico Q.

$$\stackrel{g}{\varepsilon}_{p} = \lambda_{p}^{g} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma} = \lambda_{p}^{g} \cdot m_{p} \qquad \text{eq. (2.13)}$$

O vetor unitário  $m_p$  é função do estado de tensão e pode ser expresso através de uma função de potencial de fluxo plástico Q. A direção de fluxo plástico é sempre normal a esta função de potencial. A partir destas observações, são dois os casos de fluxo plástico: fluxo associativo e não associativo. No primeiro caso a direção de fluxo plástico é normal ao plano de escoamento, no segundo é paralelo.

*c) Regra de encruamento:* a regra de encruamento descreve uma relação entre as tensões subseqüentes ao limite de escoamento do material e à deformação plástica acumulada durante o carregamento prévio. O encruamento pode ser caracterizado por um parâmetro *k*, definido em função da deformação plástica e do trabalho plástico.

São duas as regras de encruamento: isotrópico e cinemático. No encruamento isotrópico a superfície de escoamento cresce em tamanho mantendo a sua forma original. Assim, as tensões para escoamento na tensão e na compressão são as mesmas. Já no cinemático, a superfície de escoamento inicial é deslocada a numa nova posição no espaço de tensão, sem mudar o tamanho ou forma. No cinemático, a diferença entre as tensões de escoamento, sob carregamento de tração e de compressão, permanece constante é igual a duas vezes o limite de escoamento do material.

A escolha do modo de encruamento é muito importante, principalmente, na modelagem do descarregamento. Se o material apresenta o efeito Bauschinger, isto é, se o valor da tensão na qual o material atinge o limite de escoamento em tensão é diferente do limite de escoamento em compressão, quando exposto a um carregamento compressivo subseqüente, poderá ser mais bem modelado se considerado o encruamento cinemático. No entanto, para aplicar corretamente o efeito Bauschinger são requeridas as propriedades de compressão do material.

#### 2.6.

#### Modos de Falha de Dutos Contendo Mossas

Considerando que dutos operam a temperatura ambiente e supondo que o revestimento não é danificado durante a indentação, são dois os mecanismos de falha esperados: ruptura estática e fadiga. O primeiro ocorre quando o carregamento for monotônico e o segundo quando o carregamento for variável e a mossa estiver livre para flutuar com a pressão. Assim, a ruptura pode ser esperada em todos os tipos de mossas, detalhadas no Apêndice A, e a ocorrência de fadiga é mais provável em mossas não restritas.

Critérios de projeto fundamentados na profundidade da mossa visam evitar falhas por ruptura estática. O conservadorismo implícito na aceitação / rejeição destes defeitos faz com que a probabilidade de falha por fadiga também seja reduzida. Porém, mossas que foram qualificadas pela aplicação de códigos de projeto apresentaram falhas durante a operação e outras que foram desqualificadas apresentaram bom comportamento em serviço [14].

A experiência demonstra que mossas simples apresentam vidas à fadiga longas. Análises experimentais de mossas simples com profundidade de 2% do diâmetro externo do duto relataram vidas entre  $10^5$  e  $10^6$  ciclos com níveis de tensão entre 36% e 72% do limite de escoamento [12]. De igual forma, mossas com profundidade de até 10% apresentaram vidas entre  $10^5$  e  $10^6$  ciclos com tensões alternadas entre 20 e 85MPa, e tensão média de aproximadamente 83MPa [26]. Nestas mossas a vida à fadiga decresce com o aumento de: profundidade da mossa (*d*), gama de pressão (*DP*), razão largura/profundidade, razão diâmetro externo/espessura, limite de escoamento (*Sy*) e deformações residuais, enquanto que cresce com o aumento do nível da pressão média (*Pm*) [12]. Uma mossa simples contida apresenta menor tendência à falha do que mossas não contidas. Esta diferença deve-se à restrição na flutuação da profundidade imposta pela condição de contato permanente com o elemento indentador [12], [13].

## 2.6.1. Ruptura Estática

Entende-se por ruptura estática a falha localizada de um segmento de duto, que solicitado por incrementos monotônicos de pressão interna, apresenta ruptura quando as tensões superam o limite de tração do material ou resistência estática.

As mossas simples afetam levemente a resistência estática, enquanto que, mossas associadas com vincos e/ou sulcos podem apresentar redução significativa da pressão de ruptura. Tal redução é justificada pelo gradiente de concentração de tensão maior em defeitos afiados. É prática comum relacionar a resistência à ruptura estática de uma mossa com a razão entre a profundidade e o diâmetro externo (d/D).

## 2.6.2.

#### Fadiga

Falhas por fadiga ocorrem quando as flutuações cíclicas de tensão, que obedecem às variações da pressão interna, são em valores e em número suficiente para iniciar e propagar uma trinca por fadiga. No caso de mossas em dutos a vida à fadiga é diminuída pela concentração de tensão, tensões residuais, deformações plásticas e pela ação combinada de outros defeitos associados.

Seja considerado um espectro de tensões oscilatórias do tipo senoidal flutuante entre uma tensão mínima ( $\sigma_{min}$ ), neste caso nula e uma tensão máxima ( $\sigma_{max}$ ), tal como ilustrado na Figura 2.7. Com os valores de tensão mínima e máxima, podem ser determinadas a tensão alternada ( $s_a$ ) e a tensão média ( $s_m$ ), pelas equações (2.3) e (2.4), e a amplitude da tensão (Ds) e a razão de tensões (R), como indicado nas equações (2.14) a (2.16).



Figura 2.7 - Exemplo de espectro de tensão oscilatória tipo senoidal flutuante

$$\Delta \sigma = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \qquad \text{eq. (2.14)}$$

$$\sigma_{a} = \frac{\Delta \sigma}{2} \qquad \qquad \text{eq. (2.15)}$$

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \qquad eq. (2.16)$$

Na vida real, os dutos experimentam variações de pressão que nem sempre são tão simples como a apresentada na Figura 2.7. Assim, o espectro de pressão medido deverá ser analisado usando um contador, por exemplo, o Rainflow, já detalhado no Item 2.4.

A falha por fadiga sob número baixo de ciclos ocorre quando a trinca inicia entre 1 e  $10^3$  ciclos, ou sob número alto de ciclos, entre  $10^3$  e  $10^6$  ou mais [20]. Em componentes que experimentam fadiga sob número alto de ciclos, a resistência à fadiga aumenta com: resistência a ruptura, melhoria no acabamento superficial, aumento do gradiente de tensões, e tensões residuais compressivas. Estes detalhes perdem importância quando as cargas são altas, induzindo a escoamento macroscópico e conduzindo à vidas para iniciação de trincas curtas. Nesta situação o principal parâmetro controlador é a tenacidade do material [20]. Mossas simples e mossas lisas com soldas apresentam vidas de iniciação longas. Trabalhos experimentais indicaram que vida à fadiga de mossas simples está entre  $10^3$  a  $10^4$  ciclos, mas em mossas associadas a dano mecânico a vida é reduzida a  $10^2$  ciclos [13]. Como o presente estudo envolve principalmente mossas simples, a fadiga é avaliada considerando a iniciação das trincas e o fenômeno de propagação não é aprofundado.

A iniciação de uma trinca é avaliada mediante a curva de Wöhler ou SN, que correlaciona a resistência à fadiga de corpos de prova padronizados com o número de ciclos para formação de uma trinca. O método SN pode ser aplicado com boa acurácia em componentes cuja tensão equivalente não exceda o limite de escoamento. O método  $\varepsilon$ N fornece melhores aproximações quando o material se comporta plasticamente. Este método utiliza a gama de tensão atuante no ponto crítico da peça, e reconhece as deformações elasto-plásticas cíclicas atuantes no seu ponto crítico. A seguir são detalhados os métodos SN e  $\varepsilon$ N para iniciação de trincas por fadiga.

#### 2.6.2.1.

#### Iniciação de Trincas - Método SN:

O método SN é usado na previsão de vida de iniciação de trincas por fadiga sob tensões macroscópicas elásticas associadas a vidas longas. Nos corpos de prova de aços tipo Moore a vida de iniciação de trincas por fadiga segue a equação (2.17), ilustrada na Figura 2.8 [20].

$$N^*(S_f)^B = C$$
 se 1E3< N < 1E6 eq. (2.17)

Os parâmetros *B* e *C* são constantes medidas experimentalmente, em ausência de tais dados, estes podem ser estimados a partir das propriedades do material [20]. O  $S_f$  é o limite de fadiga associado à vida *N*.



Figura 2.8 - Curva típica SN de aços ao carbono.

Como se observa na Figura 2.8, a curva SN segue uma linha reta com pendente decrescente entre 1E3 e 1E6 ciclos e depois segue uma trajetória horizontal. O limite de fadiga associado a uma vida finita de 1E3 ciclos pode ser calculado mediante a aproximação:  $S_f = f.S_u$ , sendo que o fator f pode variar entre 0,76 e 0,9 [20]. O valor usado no presente trabalho foi 0,76. O limite de fadiga para uma vida infinita de 1E6 ciclos  $S_L$  pode ser calculado a partir do limite a ruptura do material  $S_u$ . Se o  $S_u \le 1400$  MPa, usa-se a aproximação  $S_{L'} = 0,5.S_u$ , e se o  $S_u > 1400$ MPa, opta-se por  $S_{L'} = 700MPa$  [20]. Este limite é ajustado pelo produto dos fatores  $k_i$ : fator de acabamento superficial ( $k_a$ ), fator de tamanho ( $k_b$ ), fator de carregamento ( $k_c$ ) e fator de temperatura ( $k_d$ ), entre outros, Ver equação (2.18).

$$S_{L} = k_{a}.k_{b}....S_{L'}$$
 eq. (2.18)

Neste trabalho unicamente são usados o fator de acabamento superficial  $k_a$  e o fator de carregamento  $k_b$ . O  $k_a$  é determinado pela equação (2.19). As constantes *a* e *b* dependem do acabamento superficial do material, tal como indicado na Tabela 2.4 [20]. Detalhes dos outros fatores são indicados em [20].

$$k_a = a S_u^b$$
 eq. (2.19)

53

Tabela 2.4 - Valores das constantes do fator de acabamento superficial k<sub>a</sub>[20]

Tipo de acabamento	a (Mpa)	b
Retificado	1,34	-0,085
Usinado ou trefilado	2,70	-0,265
Laminado	14,4	-0,718
Forjado	39,9	-0,995

Quando estas curvas são usadas em componentes com concentradores de tensão, o fator de concentração de tensão pode ser aplicado na resistência ou nas tensões.

Outra possibilidade de construção de curvas SN, usada principalmente em projeto de estruturas, é dada pela equação (2.20). As constantes  $B' \in C'$  são determinadas segundo as equações (2.21) e (2.22). O limite de fadiga  $S_e=0,5.Su.ka.(1/kt)$  para  $N=1E6ciclos \in \sigma_f$  para N=1ciclo [26]. A concentração de tensão devido à mossa é considerada na resistência do material.

$$S_f = C'N^{B'}$$
 se 1 < N < 1E6 eq. (2.20)

$$C = \sigma_{f} = Su + 345MPa$$
 eq. (2.21)

$$b = -\frac{1}{6} \cdot \log\left(\frac{\sigma_{f}}{S_{e}}\right) \qquad \text{eq. (2.22)}$$

Alguns códigos de projeto e estudos de fadiga de materiais de dutos apresentam outras curvas SN, apresentadas na Tabela 2.5.

Curva SN	Equação <sup>(1)</sup>	
ASME BPV [13] <sup>(2)</sup>	$N = 1E8.S_{a}^{-2.3} + 1E12.S_{a}^{-4.4}$	
ASME B31 [13]	$N = (6S_y/S_a)^5$	
PR 918 – 9822 [13]	$S_{cf} = 0.5.((2/3).S_y + S_u) / N = (6.S_{cf}/S_a)^5$	
API Curve X [13]	$N = (400/S_a)^{4.386}$	
API Curve X <sup>2</sup> [13]	$S_{f} = (500/S_{a})^{3.745}$	
Markl [38]	$i.(2.S_f).NB = C$ , $C = 245$ , $i = 0.5$ , $B = 0.2$	
Notas:		
(1) N: Número de ciclos para iniciação de vidas à fadiga, $S_a$ : Tensão alternada, $S_y$ : Tensão de		
escoamento, $S_u$ : Tensao de ruptura, $S_f \in S_{cf}$ : Limite de fadiga associado a uma vida à fadiga N.		
(2) A vida à fadiga no regime elástico pode ser calculada a partir da gama de tensão, já no		
regime elasto-plastico esta deve ser calculada a partir da gama de deformação.		

Tabela 2.5 - Curvas SN de projeto para aços ao carbono usados na construção de dutos



Figura 2.9 - Curvas SN de projeto e de trabalhos de fadiga em aços ao carbono usados na construção de dutos.

Alguns aspectos importantes na avaliação de vida à fadiga de dutos com mossas são detalhados a seguir:

*a)* Efeito de concentração de tensão: uma trinca por fadiga sob número baixo de ciclos inicia preferencialmente em regiões com concentradores de tensão. A tensão na região critica  $s_c$  é calculada pela equação (2.23), onde s é a tensão nominal e  $K_t$  o fator de concentrador de tensão. O  $K_t$  depende da geometria do componente e da descontinuidade, assim, como do carregamento [25].

$$\sigma = K_t \sigma$$
 eq. (2.23)

A equação (2.23) pode ser usada em materiais elásticos, mas quando o material está na região plástica esta equação não é mais apropriada . Estudos experimentais comprovaram que a resistência à fadiga de um material é reduzida por um fator  $K_f$  que é menor ou igual que o  $K_t$ , chamado de fator de concentração efetivo [26]. A diferença do K<sub>t</sub>, o K<sub>f</sub> depende não somente da geometria e do carregamento, mas também das propriedades do material e é definido segundo a equação (2.24). Sendo *S* e *S*<sup>'</sup> o valor do limite à fadiga sem e com concentrador de tensão, respectivamente.

$$K_{f} = \frac{S}{S'}$$
 eq. (2.24)

O  $K_f$  e o  $K_t$  relacionam-se mediante o conceito de sensibilidade ao entalhe q, equação (2.25).

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \implies K_f = q.(K_t - 1) + 1$$
  $0 \le q \le 1$  eq. (2.25)

Se q = 1, então  $K_f = K_t$ , e neste caso o fator  $K_t$  pode ser usado. Fatores de concentração de tensão teóricos foram calculados para mossas. Exemplos destes fatores foram indicados em [26] para um indentador cilíndrico nas condições de restrição axial e de bordo tamponado, equações (2.26) e (2.27), respectivamente. Estes fatores foram deduzidos de uma análise elástica por elementos finitos, usando uma pressão interna de 0,1MPa. Nessas equações, os parâmetros d, L' e w referem-se à profundidade, comprimento e largura da mossa e o D e t ao diâmetro e espessura do duto, respectivamente.

$$K_{t} = 1 + 1,3275 \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^{0.86} \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^{0.68} \cdot \left(\frac{L'}{w}\right)^{1.36} \cdot \left(\frac{t}{w}\right)^{0.26}$$
eq. (2.26)  
$$K_{t} = 1 + 1,4588 \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^{0.68} \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^{0.60} \cdot \left(\frac{L'}{w}\right)^{-1.19} \cdot \left(\frac{t}{w}\right)^{0.06}$$
eq. (2.27)

Outra expressão usada para o cálculo do fator de concentração de tensão de mossas simples, criadas sob pressão interna, é indicada nas equações (2.28) e (2.29) [5]. Estas equações devem ser usadas com dimensões em mm, de tal forma que o K<sub>s</sub> resulte em unidades  $\sqrt{mm}$ .

$$k_{d} = d_{o} \cdot \frac{t}{D}$$
 eq. (2.28)

$$k_s = 2,871.\sqrt{k_d}$$
 eq. (2.29)

 b) Efeito da tensão média: tensões médias axiais são responsáveis pela abertura / fechamento da trinca, sendo o seu efeito maior na fadiga sob número alto de ciclos. Na fadiga sob número baixo de ciclos o efeito é anulado pela grande quantidade de deformação plástica. Diversos modelos teóricos são usados para incluir o efeito da tensão média na vida, dentre eles: Gerber (1874), Goodman (1889), Haigh (1917) e Soderberg (1030). Os modelos de Goodman e Gerber são descritos pelas equações (2.30) e (2.31), respectivamente. Cada linha de Goodman e de Gerber desenhada na Figura 2.10 representa as combinações de tensão média e alternada que produzem o mesmo dano, por isso são chamadas de linhas de equidano.



Figura 2.10 - Diagrama de Gerber e Goodman para considerar o efeito da carga média na vida à fadiga

As curvas de SN são construídas para uma tensão média nula ( $s_m=0$ ), porém, podem ser construídas famílias de curvas SN para diferentes valores de tensão média a partir dos modelos de vida constante já supracitados. A Figura 2.11 ilustra a família de curvas SN, construídas a partir das linhas de Goodman e considerando diversos valores de tensão média.



Figura 2.11 - Correlação entre o diagrama de SN e o de Goodman para a consideração da tensão média na vida à fadiga.

c) Acumulação de dano, regra de Miner: o dano é definido como o número de ciclos de pressão aplicados (n) dividido pelo número de ciclos a que se iniciaria uma trinca com esse nível de tensão (N), calculado mediante a curva SN ou Gerber, ou Goodman. Assim, para cada intervalo de ciclos de pressão, analisado pelo método Rainflow, é determinado o valor de N, e logo, usando a Lei de Miner, é calculado o dano total, tal como indicado na equação (2.32).

$$D_{total} = \sum_{i=1}^{N} \frac{n_i}{N_i}$$
 eq. (2.32)

2.6.2.2.

#### Iniciação de Trincas - Método eN:

O método ɛN ou de Coffin-Manson conduz a vidas de fadiga mais acuradas quando o componente opera no regime elasto-plástico. Este método permite correlacionar a deformação no ponto crítico da peça com a vida à fadiga do componente. A correlação é representada por uma curva de deformação real Vs. número de ciclos, obtida de testes de fadiga. a) Relação das gamas de deformação Vs. vida à fadiga: o comportamento do material sob carregamento estático segue a curva monotônica. Em regime cíclico segue a curva cíclica. Detalhes das relações tensão-deformação monotônica e cíclica são apresentados no Apêndice C. No método  $\varepsilon$ N este comportamento é considerado para o cálculo das vidas pelas equações de Coffin-Manson. Assim, a fração de vida consumida pelo primeiro ciclo é calculada pela equação (2.33) e para os ciclos posteriores pela equação (2.34).

$$\varepsilon = \frac{\sigma_{o}}{E} + \left(\frac{\sigma_{o}}{H_{c}}\right)^{\frac{1}{h_{c}}} = \frac{2.\sigma_{c}}{E} \cdot (2.N_{o})^{b} + 2.\varepsilon_{c} \cdot (2.N_{o})^{c} \qquad \text{eq. (2.33)}$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \sigma_{i}}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \cdot H_{c}}\right)^{\frac{1}{h_{c}}} = \frac{2 \cdot \sigma_{c}}{E} \cdot (2 \cdot N_{i})^{b} + 2 \cdot \varepsilon_{c} \cdot (2 \cdot N_{i})^{c} \qquad \text{eq. (2.34)}$$

As constantes *b*, *c*,  $s_c e e_c$  são medidas experimentalmente. Na ausência de dados experimentais, estas podem ser estimadas a partir de propriedades mecânicas do material, mediante o método das inclinações universais ou estimativa das medianas [20], indicados nas equações (2.35) e (2.36).

$$\Delta e = \frac{3,5.\mathrm{Su}}{\mathrm{E}} \cdot \mathrm{N}^{-0,12} + e_{\mathrm{f}}^{0,6} \cdot \mathrm{N}^{-0,6} \qquad \text{eq. (2.35)}$$

$$\Delta e = \frac{1,52.\text{Su}}{\text{E}} \cdot (2.\text{N})^{-0.09} + 0,44.(2.\text{N})^{-0.6} \qquad \text{eq. (2.36)}$$

b) Efeito da carga média: o efeito da carga média na vida à fadiga é incorporado nas equações de Morrow-elástico, Morrow-elasto-plástico e Smith-Topper-Wattson, apresentados nas equações (2.37) a (2.39), consecutivamente. Na prática, as estimações de Morrow elasto-plástico são muito conservativas quando comparadas com os resultados dos outros métodos.

$$\Delta \varepsilon = \frac{2 \cdot (\sigma_{c} - \sigma_{m})}{E} \cdot (2 \cdot N_{i})^{b} + 2 \cdot \varepsilon_{c} \cdot (2 \cdot N_{i})^{c} \qquad \text{eq. (2.37)}$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{2 \cdot (\sigma_{c} - \sigma_{m})}{E} \cdot (2 \cdot N_{i})^{b} + 2 \cdot \varepsilon_{c} \cdot \left(\frac{\sigma_{c} - \sigma_{m}}{\sigma_{c}}\right)^{c/b} \cdot (2 \cdot N_{i})^{c} \qquad \text{eq. (2.38)}$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{2.\sigma_c^2}{E.\sigma_{max}} \cdot (2.N_i)^{2.b} + \frac{2.\sigma_c \cdot \varepsilon_c}{\sigma_{max}} \cdot (2.N_i)^{b+c} \qquad \text{eq. (2.39)}$$

*c) Concentração de tensão:* na região elasto-plástica o fator de concentração de tensão  $K_t$  depende da tensão e da deformação. O modelo de Neuber relaciona as tensões e deformações no ponto crítico ( $\Delta \sigma$ ,  $\Delta \varepsilon$ ) com os valores nominais ( $\Delta \sigma_n$ ,  $\Delta \varepsilon_n$ ), ver equações (2.40) e (2.41) [20].

$$K_{\sigma} K_{\varepsilon} = K_{t} \qquad \text{eq. (2.40)}$$

$$K_{t}^{2} = \frac{\Delta \sigma \Delta \varepsilon}{\Delta \sigma_{n} \Delta \varepsilon_{n}} \qquad \text{eq. (2.41)}$$

*e)* Acumulação de dano: o dano é calculado pela Lei de Miner, já apresentada no Item 2.6.2.1c. No método  $\varepsilon$ N o dano do primeiro ciclo  $(D_o)$  é calculado de modo independente e adicionado ao dano nos ciclos posteriores, tal como indicado nas equações (2.42) e (2.43). Onde,  $N_o$  e  $D_o$  são o número de ciclos para iniciação e o dano causado, ambos no primeiro ciclo,  $N_i$  os números de ciclos para iniciar uma trinca nos ciclos de pressão posteriores e  $D_{total}$  a soma do dano no primeiro ciclo e do dano nos ciclos subseqüentes  $n_i$ .

$$D_{o} = \frac{1}{2.N_{o}}$$
 eq. (2.42)

$$D_{total} = D_o + \frac{n_i}{2.N_i}$$
 eq. (2.43)

#### 2.7.

#### Métodos de Avaliação de Integridade Estrutural de Mossas

Este capítulo apresenta métodos de avaliação de integridade estrutural de dutos contendo mossas simples. Os métodos de avaliação de ruptura estática apresentam critérios de aceitação / rejeição, baseados na profundidade, deformação e/ou tensão. Já os métodos de avaliação por fadiga, aplicam o método SN elástico para determinar o número de ciclos para a nucleação de uma trinca.

A prática sugere que uma vez identificada uma mossa, o critério de avaliação de ruptura estática seja aplicado. Se a mossa for aprovada por este critério, e se o duto não opera no regime cíclico, o dano é aceito. Já se o duto opera no regime cíclico, então uma avaliação de fadiga deverá ser efetuada para determinar a aceitabilidade do dano.

Critérios de avaliação de resistência à ruptura de mossas simples são apresentados em códigos de projeto, na prática recomendada RP API 579-2000 [43] e no PDAM (Pipeline Defect Assessment Manual) [5]. Já critérios para a avaliação de fadiga são detalhados no PDAM.

## 2.7.1. Avaliação da Resistência à Ruptura de Mossas Simples

A maioria dos critérios de avaliação de ruptura, expressos em percentagem do diâmetro externo, usa a profundidade como único parâmetro de aceitação / rejeição. Tais critérios são detalhados na Tabela 2.6.

Os critérios de profundidade são usados freqüentemente na indústria pela sua facilidade de aplicação, porém, danos tipo mossa estão associados à deformação plástica, podendo reduzir a resistência a ruptura, mesmo com profundidades pequenas. Para considerar este efeito, a norma ASME B31.8-2003 [23] introduz um critério que combina profundidade e deformação. Já a prática recomendada RP API 579-2000 [43] propõe uma abordagem considerando tensões de membrana e fatores de resistência.

Padrão / Documento	Critério de rejeição de mossas simples	Observações
ASME B31.4- 2002, Item 451.6.2 [22]	<ul> <li>Profundidade ≥ 6mm em dutos com NPS ≤ 4.</li> <li>Profundidade ≥ 6% do diâmetro externo em dutos com NPS &gt; 4.</li> </ul>	Aplicável no projeto de linhas de transporte de óleo
ASME B31.8- 2003, Item 851.41 [23]	<ul> <li>Profundidade ≥ 6% do diâmetro externo.</li> <li>Mossas com níveis de deformação ≥ 6% incluso quando a profundidade for menor que 6% do diâmetro externo.</li> </ul>	Aplicável no projeto de linhas de transporte de gás
API 1156 - 1999, [37]	<ul> <li>Mossas contidas, causadas por rochas, não é estabelecido limite de rejeição.</li> <li>Mossas não contidas com profundidade ≥ 6% do diâmetro externo. Se a profundidade for ≥ 2% é necessário determinar sua resistência à fadiga.</li> </ul>	Estudo experimental de ruptura e fadiga de mossas
EPRG	Profundidade $\geq$ 7% do diâmetro externo, quando a linha opera em níveis de tensão de até 72% do limite de escoamento.	Aplicável na indústria de óleo e gás
Z662	<ul> <li>Mossas com profundidade ≥ 6mm quando o diâmetro externo do duto for menor do que 102mm;</li> <li>Mossas ≥ 6% do diâmetro externo quando este for maior do que 102mm.</li> </ul>	Regulação australiana aplicada na indústria de transporte de óleo e gás
CZA 2662-96	Profundidade $\geq 6\%$ do diâmetro externo. Vazamentos podem ocorrer em mossas com profundidade $> 3\%$ .	Código canadense aplicável no projeto de linhas de transporte
PR 201-927 [39]	Mossas simples com profundidades $\geq 5\%$ do diâmetro ou menores se os ciclos de pressão forem severos.	Pesquisa de mossas em dutos de transporte de gás.
PDAM [5]	• Mossas não contidas: $\frac{d_r}{D} * 100 \le 7$ • Mossas contidas: $\frac{d_r}{D} * 100 \le 10$	Manual aplicado a danos na indústria de transporte de óleo e gás

Tabela 2.6 - Critérios de avaliação de ruptura de mossas simples, baseados na profundidade

Conforme a Tabela 2.6, o padrão ASME B31.8-2003 [23] rejeita mossas simples com profundidade de 6% e com deformações maiores que 6%. Tais deformações são calculadas na parede interna ( $e_i$ ) e na externa ( $e_o$ ), a partir das deformações de flexão circunferencial ( $\varepsilon_1$ ), de flexão longitudinal ( $\varepsilon_2$ ) e estensional na direção longitudinal ( $\varepsilon_3$ ). Por sua vez, estas deformações dependem de parâmetros geométricos da mossa e do duto. O procedimento registrado no Apêndice R desse documento é reproduzido nas equações (2.44) a (2.48). Nas equações (2.44) e (2.45) foram introduzidas alterações recomendadas por vários autores [44, 47], obtendo níveis de deformação mais próximos dos valores reais.

$$e_1 = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1}{R_o} - \frac{1}{R_1} \right)$$
 eq. (2.44)

$$\boldsymbol{e}_2 = \left(\frac{-t}{2}\right)^* \left(\frac{1}{R_2}\right) \qquad \text{eq. (2.45)}$$

$$\boldsymbol{e}_3 = \left(\frac{1}{2}\right) * \left(\frac{d}{L}\right)^2 \qquad \text{eq. (2.46)}$$

$$e_i = \sqrt{e_1^2 - e_1 * (e_2 + e_3) + (e_2 + e_3)^2}$$
 eq. (2.47)

$$e_o = \sqrt{e_1^2 + e_1 * (-e_2 + e_3) + (-e_2 + e_3)^2}$$
 eq. (2.48)

Nas equações (2.44) a (2.48) tem-se:  $R_o$ : Raio interno inicial do duto,  $R_1$ : Raio da mossa na seção transversal,  $R_2$ : Raio da mossa na seção longitudinal, t: Espessura do duto, d: Profundidade da mossa, L: Comprimento da mossa [mm:in]. Ver Figura 2.12.



Figura 2.12 - Parâmetros dimensionais, Apêndice R do padrão ASME B31.8-2003.

O critério apresentado na prática recomendada RPAPI-579-2000 [43], Seção 8, estabelece as diretrizes usadas na avaliação de defeitos causados por distorção geométrica na superfície do duto, incluindo alteração de forma e desalinhamento de soldas. Entende-se como alteração de forma danos do tipo: ovalização, protuberância, mossa e distorção global. Segundo as definições dos danos do procedimento, uma mossa simples pode ser classificada como uma ovalização global e uma mossa lisa com sulco como uma mossa. Uma ovalização consiste na variação da seção transversal de um cilindro com respeito à sua geometria inicial. No caso de um duto a ovalização é considerada como constante na direção longitudinal. O procedimento consiste em três níveis de avaliação consecutivos. O nível 1 na avaliação do dano mediante aplicação de tolerâncias de projeto, o nível 2 na determinação das tensões e dos fatores de resistência e comparação com os valores admissíveis e o nível 3 trata de uma avaliação bem mais complexa, requerendo uma modelagem por elementos finitos. A seguir, é detalhado cada nível de avaliação:

*a) Nível 1:* Os critérios de projeto indicados pela prática recomendada para a avaliação do nível 1 em vasos de pressão e tubulações são resumidos na Tabela 2.7. Tais critérios são definidos em função da ovalização da seção transversal e aplicam para vasos de pressão e tubulações. Esta norma não apresenta critérios de projeto para avaliação de defeitos em dutos, mas os critérios apresentados na Tabela 2.7 podem ser usados de modo comparativo e complementados com os detalhados na Tabela 2.6 para dutos de transporte de óleo e gás.

Padrão / Documento	Critério de rejeição de mossas simples	Observações
ASME B&PV, Seção VIII, Divisão 1 e 2, Item UG-80(a)	<ul> <li>A diferença entre o diâmetro máximo D<sub>max</sub> e mínimo interno D<sub>min</sub> não devem exceder 1% do diâmetro interno nominal</li> </ul>	Aplicável a vasos de pressão sob pressão interna
ASME B31.3	<ul> <li>Os limites indicados pela ASME B31.3 dependem do material de fabricação da tubulação, especificado em normas ASTM.</li> <li>ASTM A530 - Standard Specification for General Requirements for Specialized Carbon and Alloy Steel Pipe: A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo, medida em alguma seção não deve exceder a 1,5%. Isto aplica se a espessura é menor que 3% do diâmetro externo.</li> <li>ASTM A538 - Standard Specification for Electric-Fusion-Welded Austenitic Chromium-Nickel Stainless Pipe for High Temperature Service and General Applications: A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo não deve exceder a 1%.</li> <li>ASTM A671 - Standard Specification for Electric-Fusion-Welded Steel Pipe for Atmospheric Pressure and Lower Temperatures: A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo não deve exceder a 1%.</li> <li>ASTM A672 - Standard Specification for Electric-Fusion-Welded Steel Pipe for High Pressure and Moderate Temperatures: A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo não deve exceder a 1%.</li> <li>ASTM A672 - Standard Specification for Electric-Fusion-Welded Steel Pipe for High Pressure and Moderate Temperatures: A diferença entre os diâmetros externos máximo e mínimo não deve exceder a 1%.</li> </ul>	Aplicável no projeto de tubulações

Tabela 2.7 - Critérios de projeto para avaliação de mossas simples, RP API 579-2000

Se o critério de projeto aplicável for descumprido, a indicação não é aceita pelo Nível 1. Logo, são possíveis dois caminhos, o primeiro é o reparo ou troca do segmento danificado e o segundo a aplicação de um Nível 2 de avaliação.

*b) Nível 2:* A aplicabilidade do nível 2 está sujeita ao cumprimento das condições detalhadas a seguir:

- O equipamento foi projetado com critério reconhecido e não opera em regime de fluência;
- O carregamento do equipamento limita-se à pressão e/ou cargas suplementares gerando um estado de tensão de membrana;
- O equipamento encontra-se isento de pites e trincas.
- Se o componente analisado contêm ovalização, assume-se que esta é constante ao longo da sua extensão.
- Se o equipamento contendo ovalização apresenta alterações de forma localizadas, podem-se gerar altas tensões de flexão, conduzindo a resultados não conservativos.
- A metodologia de avaliação proposta no Nível 2 para mossas com sulcos é limitada a equipamentos sob pressão interna. Se a mossa estiver livre de ranhuras, esta pode ser tratada como se fosse uma ovalização global.
- A mossa não é afetada por cordão de solda;
- Se a mossa contém uma ranhura, não são permitidas variações de pressão. De outro modo, as variações de pressão são limitadas aos ciclos de início e de parada, não excedendo a 500 ciclos durante o tempo de serviço;
- A superfície deformada não contém descontinuidades tipo trinca.

Uma vez verificada a aplicabilidade do nível 2, procede-se com a caracterização do dano. O Item 8.4.3.7a) da prática recomendada indica que no caso de mossas sem ranhuras, pode ser aplicado um procedimento de ovalização global. Os diversos tipos de ovalização considerados na análise são ilustrados na Figura 2.13 reprodução da Figura 8.7 do documento.



Figura 2.13 - Ovalização global, diferenças entre os valores máximos e mínimos dos diâmetros.

Etapa 1 – Determinar as variáveis requeridas para avaliação:

q: Ângulo que define a posição onde as tensões são determinadas [mm:in];

*t*: Espessura do duto [mm:in];

*R*: Raio médio do duto [mm:in];

A: Área da seção transversal,  $2\pi Rt [mm^2:in^2]$ ;

*F:* Força axial [N:lbs];

FCA: Perda futura de espessura [mm:in];

 $H_{f}$ : Fator que depende se as tensões induzidas pela variação de forma são catalogadas como primárias ou secundárias.  $H_{f} = 3$  se as tensões são secundárias e  $H_{f} = 1.5$  se são primárias [mm:in];

M: Momento flexor na seção [N-mm:in-lbs];

P: Pressão interna [Mpa:psi];

*S<sub>a</sub>*:Tensão admissível definida pelo código aplicável;

 $RSF_a$ : Fator de resistência remanescente admissível, que segundo a seção 2 deste documento é recomendado como igual a 0.9;

*Z*: Modulo da seção transversal do duto  $\pi R^2 t [mm^3:in^3]$ ;

*n*: Coeficiente de Poisson;

 $C_s$ : Fator que indica a severidade da ovalização. Para forma totalmente ovalizada,  $C_s$ =0.5 e para geometrias com desvios significativos da forma ovalizada, pode usar-se  $C_s$ =0.1;

*D<sub>m</sub>*: Diâmetro médio [mm:in];

*D<sub>o</sub>*: Diâmetro externo [mm:in];

*D<sub>max</sub>*: Diâmetro externo máximo [mm:in];

*D<sub>min</sub>*: Diâmetro externo mínimo [mm:in];

LOSS: Perda de espessura já ocorrida [mm];

FAC: Perda futura de espessura [mm].

<u>Etapa 2</u> – Em cascas cilíndricas a tensão de membrana é calculada mediante as equações (2.49) a (2.51). Sendo: P- pressão interna, E-fator de junta de solda,  $R_c = R + FCA + LOSS$ ,  $t_c = t - FCA - LOSS$ ,  $t_{sl} =$  espessura requerida para cargas suplementares.

Tensão circunferencial: 
$$\sigma_{\rm m}^{\rm c} = \frac{{\rm P}}{{\rm E}} \cdot \left( \frac{{\rm R}_{\rm c}}{{\rm t}_{\rm c}} + 0, 6 \right)$$
 eq. (2.49)

Tensão longitudinal: 
$$\sigma_{\rm m}^{\rm l} = \frac{\rm P}{2.\rm E} \cdot \left(\frac{\rm R_c}{\rm t_c - t_{\rm sl}} - 0, 4\right)$$
 eq. (2.50)

*Tensão de membrana:* 
$$\sigma_{max} = max(\sigma_m^c, \sigma_m^l)$$
 eq. (2.51)

<u>Etapa 3</u> – Determinar o incremento causado pela tensão circunferencial de flexão induzido à tensão de membrana na posição circunferencial (dada pelo ângulo  $\theta$ ). No caso de ovalização global esta razão pode ser definida pela equação (2.52).

$$R_{b}^{or} = \frac{1.5*(D_{max} - D_{min}).cos(2\theta)}{(t - FCA)*(1 + C_{s}.\frac{P.(1 - \nu^{2})}{E_{y}}.(\frac{D_{m}}{t - FCA})^{3})}$$
 eq. (2.52)

<u>Etapa 4</u> – Calcular do fator de resistência remanescente RSF mediante as equações (2.53) e (2.54).

RSF = min 
$$\left[ \frac{H_{f} * S_{a}}{\sigma_{m} * (1 + R_{b}) + \sigma_{ms} * (1 + R_{bs})}, 1.0 \right]$$
 eq. (2.53)

Sendo que:  $R_{b} = abs[R_{b}^{or}] e R_{bs} = -1.0.$  eq. (2.54)

<u>Etapa 5</u> – Comparar o RSF com o  $RSF_a$ . Se  $RSF \ge RSF_a$  a ovalização é aceita pelo nível 2. Em caso contrário, o componente será rejeitado, a pressão de operação deverá ser ajustada ou poderá ser aplicado um nível 3 de avaliação.

*c) Nível 3:* Pode ser utilizado quando os níveis 1 e 2 não são aplicáveis, e especificamente quando qualquer uma das condições a seguir são apresentadas:

- O equipamento opera sob regime de fluência;
- O componente opera com carregamento complexo, resultando em gradientes significativos no local danificado;
- A condição de carregamento resulta num estado de tensões onde a estabilidade estrutural é questionada;
- A geometria do componente é complexa ou contêm uma outra descontinuidade maior, existem outros defeitos tais como trincas, ranhuras, vincos e pites.

O Nível 3 geralmente requer técnicas sofisticadas, como elementos finitos, para a determinação das tensões atuantes.

#### 2.7.2.

#### Método para a Avaliação da Resistência à Fadiga de Mossas Simples

A seguir é apresentado o procedimento de avaliação de integridade de mossas simples proposto pelo PDAM para a determinação de vidas de iniciação de trincas por fadiga.

#### 2.7.2.1.

### NR00018 / 4238.1.10/R1.01 - Pipeline Defect Assesment Manual

O Pipeline Defect Assesment Manual -PDAM apresenta metodologias e/ou critérios de avaliação para diversos mecanismos de dano em linhas de transporte de óleo e gás. Tais metodologias resultam da análise de procedimentos de avaliação de integridade estrutural, reconhecidos e colecionados da literatura. Os procedimentos permitem determinar a aceitabilidade do dano sob a ação de carregamento estático ou cíclico.

O método recomendado no PDAM foi elaborado pela EPRG, (European Pipeline Research Group). Este método se fundamenta na estimação da vida à fadiga de um duto livre de defeitos soldado por arco submerso (DIN 2413), sendo a vida alterada por um fator de concentração de tensão que caracteriza a

descontinuidade geométrica. A avaliação de mossas simples recomendada pelo PDAM, não pode ser aplicada em dutos com tenacidade baixa e tanto para a avaliação de ruptura estática como para fadiga, o PDAM parte da suposição que a mossa cria-se num duto sob pressão interna.

A avaliação da resistência estática de um defeito deve usar as propriedades mínimas especificadas (tensão de escoamento, resistência última e energia de impacto) que levam a resultados mais conservativos.

O critério de ruptura estática recomendado pelo PDAM é indicado na Tabela 2.6. A aplicabilidade do método proposto está sujeita aos valores indicados na Tabela 2.8.

PARÂMETRO	INTERVALO DE APLICABILIDADE
Diâmetro externo -D (mm)	168 a 914,4
Espessura -t (mm)	4,78 a 12,7
D/t	23,46 a 80,0
Material	X42 a X60
Limite de escoamento minimo do material - SMYS (MPa) (1)	371,6 a 485,4
Limite de ruptura - SU (MPa) (1)	483,3 a 639,2
SMYS / SU(1)	0,70 a 0,85
Energia de impacto -J (Joules)	20,3 a 43,4
Profundidade mossa -d (mm)	2,72 a 327,7
h/D	0,005 a 0,43
Pressão máxima - Pmax (MPa)	2,76 a 46,0
Tensão máxima (%SMYS) (MPa)	30,8 a 175,1

Tabela 2.8 - Intervalo de aplicabilidade do critério de ruptura estática, PDAM

A determinação da resistência à fadiga de um duto com mossa simples é possível se conhecidos os parâmetros a seguir: profundidade máxima, diâmetro nominal do duto, espessura mínima especificada, limite de escoamento mínimo (SMYS) e pressão interna cíclica. A Figura 2.14 indica os principais parâmetros geométricos requeridos para a análise de uma mossa simples.



Figura 2.14 - Parâmetros dimensionais da mossa requeridos para a avaliação do PDAM.

Sendo  $d_o$  a profundidade máxima da mossa medida a pressão zero e  $d_r$  a profundidade máxima da mossa medida com o duto pressurizado, estas se relacionam mediante a equação (2.55).

$$d_0 = 1.43 * d_r$$
 eq. (2.55)

O fator de concentração de tensão pode ser calculado a partir da geometria da mossa e do duto, tal como indicado nas equações (2.28) e (2.29).

Finalmente, a vida à fadiga é determinada pelas equações (2.56) a (2.59). Todas as unidades deverão estar no sistema internacional.

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \qquad eq. (2.56)$$

$$B = \frac{\frac{\sigma_a}{S_U}}{\left[1 - \left(\frac{\sigma_{max} - \sigma_a}{S_U}\right)\right]^{0.5}} = \frac{\frac{\sigma_a}{S_U}}{\left[1 - \frac{\sigma_a}{S_U}\left(\frac{1+R}{1-R}\right)\right]^{0.5}} \qquad \text{eq. (2.57)}$$

$$2\sigma_{\rm A} = S_{\rm U} \left[ B \left( 4 + B^2 \right)^{0.5} - B^2 \right]$$
 eq. (2.58)

N = 1000 
$$\left[ \frac{(\sigma_{\rm U} - 50)}{2\sigma_{\rm A}K_{\rm S}} \right]^{4.292}$$
 eq. (2.59)

A aplicabilidade do método de avaliação de fadiga está limitada pelos valores indicados na Tabela 2.9.

Tabela 2.9 - Intervalo de aplicabilidade do critério de fadiga, PDAM

PARÂMETRO	INTERVALO DE APLICABILIDADE
Diâmetro externo -D (mm)	168 a 914,4
Espessura -t (mm)	4,78 a 17,4
D/t	18,6 a 96,3
Material	X42 a X80
SMYS (MPa)(1)	325,4 a 587,0
SU (MPa) (1)	450,0 a 711,0
SMYS / SU(1)	0,64 a 0,91
Energia de impacto -J (Joules)	13,8 a 86,0
Profundidade mossa -h (mm)	2,72 a 77,7
h/D	0,005 a 0,24
Delta sigma (MPa)	2,76 a 46,0
Número de ciclos equivalente	1060 a 727635