

3

Dimensionamento do reforço do duto em FGM

3.1

Efeitos das pressões interna e externa

3.1.1.

Dutos em materiais homogêneos

Para tubos de parede fina ($\frac{D}{t} \geq 10$) constituídos por material homogêneo isotrópico e submetidos a pressões interna (P_i) e externa (P_e), as expressões que representam o deslocamento radial (u_r), a deformação circunferencial (ε_θ) e a tensão circunferencial (σ_θ) são (CÔRTEZ,2001):

$$u_r = \frac{(P_i r_i - P_e r_e)}{E(r_e - r_i)} r \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{(P_i r_i - P_e r_e)}{E(r_e - r_i)} \quad (3.2)$$

$$\sigma_\theta = \frac{(P_i r_i - P_e r_e)}{(r_e - r_i)} \quad (3.3)$$

As expressões correspondentes para tubos de parede espessa ($\frac{D}{t} < 10$), também de material homogêneo isotrópico são:

$$u_r = \frac{1}{E} \left[-(1+\nu) \frac{(P_e - P_i) r_i^2 r_e^2}{(r_e^2 - r_i^2)} \frac{1}{r} + (1-\nu) \frac{(P_e r_e^2 - P_i r_i^2)}{(r_e^2 - r_i^2)} r \right] \quad (3.4)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} \left[-(1+\nu) \frac{(P_e - P_i) r_i^2 r_e^2}{(r_e^2 - r_i^2)} \frac{1}{r^2} + (1-\nu) \frac{(P_e r_e^2 - P_i r_i^2)}{(r_e^2 - r_i^2)} \right] \quad (3.5)$$

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} \left[(1+\nu) \frac{(P_e - P_i) r_i^2 r_e^2}{(r_e^2 - r_i^2)} \frac{1}{r^2} + (1-\nu) \frac{(P_e r_e^2 - P_i r_i^2)}{(r_e^2 - r_i^2)} \right] \quad (3.6)$$

$$\sigma_r = + \frac{(P_e - P_i) r_i^2 r_e^2}{(r_e^2 - r_i^2)} \frac{1}{r^2} + \frac{(P_i r_i^2 - P_e r_e^2)}{(r_e^2 - r_i^2)} \quad (3.7)$$

$$\sigma_{\theta} = -\frac{(P_e - P_i)r_i^2 r_e^2}{(r_e^2 - r_i^2)} \frac{1}{r^2} + \frac{(P_i r_i^2 - P_e r_e^2)}{(r_e^2 - r_i^2)} \quad (3.8)$$

onde ε_r e σ_r representam as componentes radiais das deformações e tensões, respectivamente.

3.1.2

Dutos em FGM

Seja um tubo cilíndrico de paredes finas com material com gradação funcional, submetido à pressão interna (P_i), constituído de n camadas, tratadas como homogêneas, cada uma com propriedades materiais específicas, relativas à posição radial do centro geométrico do elemento (Fig. 3-1).

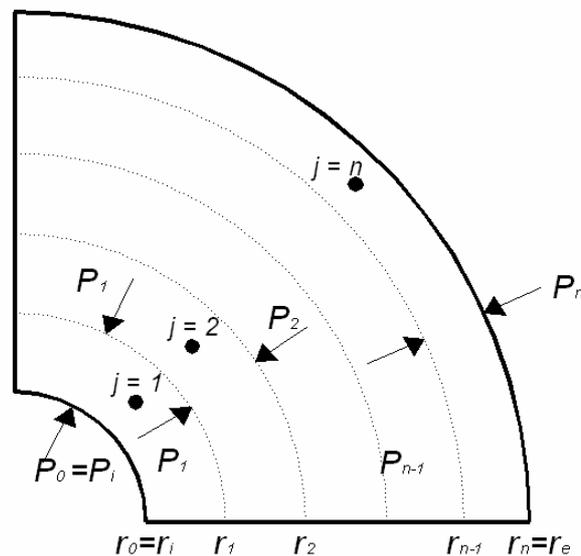


Figura 3-1 - Elementos do tubo com n elementos.

O deslocamento radial para o elemento $j=1$ é obtido da Eq. 3.1 e da compatibilidade do deslocamento na interface com o elemento 2, resultando na seguinte expressão:

$$u_{r1} = \frac{P_i r_i - P_2 r_2}{(E_1 + E_2)(r_e - r_i)} r = \frac{P_i r_i - P_2 r_2}{(E_1 + E_2)t} r \quad (3.9)$$

De maneira análoga para o elemento $j=2$:

$$u_{r2} = \frac{P_i r_i - P_3 r_3}{(E_1 + E_2 + E_3)t} r \quad (3.10)$$

Generalizando a discretização para n camadas de espessura Δr :

$$u_r = \frac{P_i r_i - P_e r_e}{\sum_{i=1}^n E_i \Delta r} r \quad (3.11)$$

Para tubos compostos de anéis infinitesimais de espessura dr e, considerando que o módulo de elasticidade varia continuamente na espessura do anel, de acordo com a função $E_c(r)$, tem-se que:

$$\lim_{\Delta r \rightarrow 0} \sum_{i=1}^n E_i \Delta r = \int_{r_i}^{r_e} E_c(r) dr \quad (3.12)$$

Assim:

$$u_r = \frac{P_i r_i - P_e r_e}{\int_{r_i}^{r_e} E_c(r) dr} r \quad (3.13)$$

Pelas relações constitutivas e cinemáticas, chega-se a :

$$\varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r} = \frac{P_i r_i - P_e r_e}{\int_{r_i}^{r_e} E_c(r) dr} \quad (3.14)$$

$$\sigma_\theta = E_c(r) \varepsilon_\theta = \frac{E_c(r)(P_i r_i - P_e r_e)}{\int_{r_i}^{r_e} E_c(r) dr} \quad (3.15)$$

3.2

Efeitos da variação de temperatura

Em estruturas compostas de materiais homogêneos, de coeficiente de dilatação térmica α e módulo de elasticidade E , com restrição a deslocamentos axiais, as tensões em regime elástico associadas a uma variação de temperatura ΔT são dadas por:

$$\sigma_x = \alpha E \Delta T \quad (3.16)$$

Para o caso de materiais com variação funcional dos seus componentes segundo a direção radial, estas tensões são calculadas por meio da expressão (MARKWORTH & SAUNDERS,1995)

$$\sigma_x = \alpha(r)E_c(r)(T(r) - T_0) \quad (3.17)$$

onde $\alpha(r)$ e $T(r)$ são as funções que definem, respectivamente, o coeficiente de dilatação térmica e a temperatura para uma dada posição r , e T_0 é a temperatura na superfície interna do duto.

3.3 Efeitos do momento fletor

Seja um segmento de viga de comprimento infinitesimal, com raio de curvatura $\rho (= 1/\kappa)$ devido à ação do momento fletor M (Fig. 3-2).

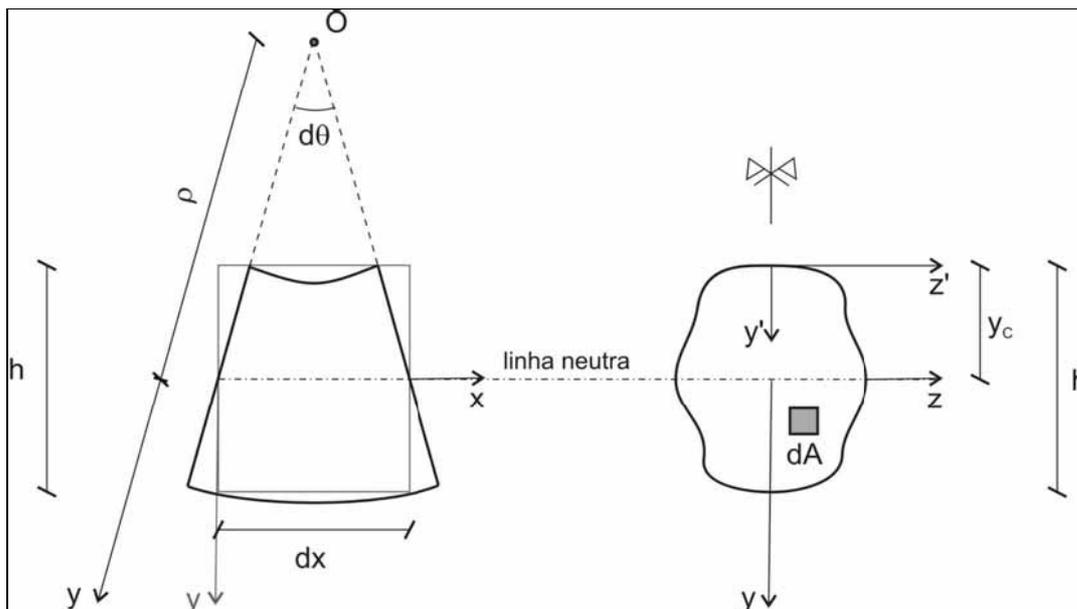


Figura 3-2 – Viga deformada, em estado de flexão pura.

A Fig. 3-3 mostra a variação do momento fletor numa dada seção da viga com a curvatura κ da mesma no referido ponto (LUBLINER, 1990).

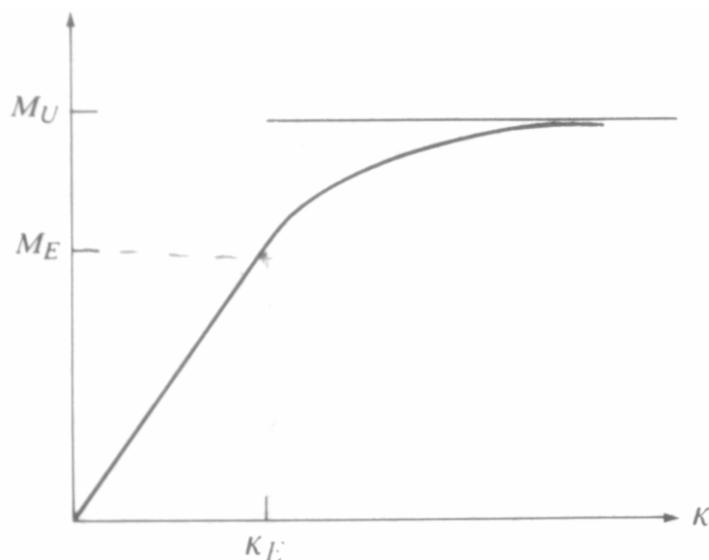


Figura 3-3 – Gráfico Momento fletor X Curvatura da viga (LUBLINER, 1990).

De outra forma:

$$M = EI\kappa, \quad \kappa \leq \kappa_E \quad (3.18a)$$

$$M = M_U \operatorname{sgn} \kappa \left(1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\kappa_E}{\kappa} \right)^2 \right), \quad \kappa > \kappa_E \quad (3.18b)$$

em que κ_E refere-se ao limite entre os comportamentos elástico e elasto-plástico da viga, e M_U , o momento último da mesma.

A tensão axial devido ao efeito de momento fletor numa viga em FGM sob regime elástico é obtida através das equações de compatibilidade, constitutiva e de equilíbrio, assumindo a seguinte forma:

$$\sigma_x = \frac{ME_c(y)y}{\int_A E_c(y)y^2 dA} \quad (3.19)$$

onde M , y e A são o momento fletor numa dada seção da viga, a posição vertical e a área da seção transversal da mesma

3.4 Critérios de escoamento

Os critérios de escoamento foram elaborados com o objetivo de definir o estado limite de tensão que estabelece o escoamento plástico dos materiais, notadamente os metálicos. Em suma, a partir de qual valor de tensão aplicada se inicia o processo de deformação plástica. Admitindo-se para o material compósito um comportamento ao escoamento similar a de ligas metálicas, adota-se no presente trabalho o critério clássico de von Mises.

Segundo o referido critério, a energia de distorção é o fator determinante ao fenômeno da plastificação. Portanto, o escoamento inicia-se quando a energia de deformação atinge um determinado valor crítico (Figura 3-2)

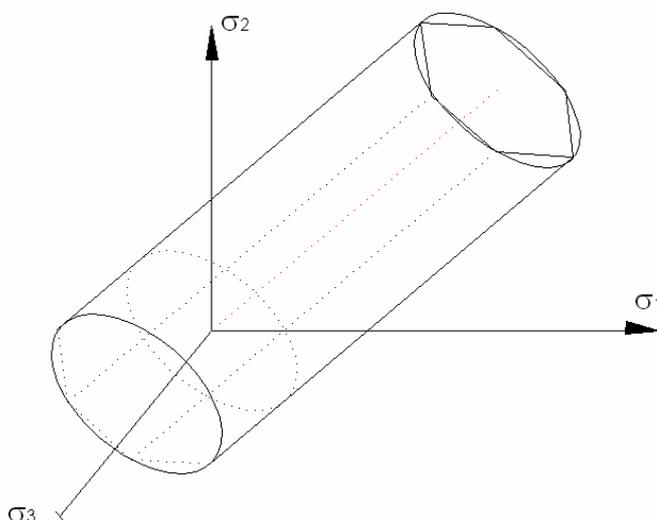


Figura 3-4 – Sólido de von Mises no espaço das tensões principais.

De maneira simplificada, o critério de von Mises estabelece que a plastificação somente ocorre quando a tensão uniaxial equivalente atuante superar a tensão limite de escoamento do material.

Este critério resulta na seguinte expressão para a tensão equivalente, em termos das componentes de tensões em coordenadas cilíndricas:

$$\sigma_{eq}^M = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{xx})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{\theta\theta})^2 + 6(\sigma_{\theta r} + \sigma_{rx} + \sigma_{x\theta})^2} \quad (3.20)$$

onde σ é a tensão normal e θ , r e x referem-se às direções circunferencial, radial e longitudinal, nesta ordem.

Considera-se aqui a estrutura cilíndrica com carga axial e pressão interna. Neste caso, a expressão da tensão equivalente pode ser escrita como:

$$\sigma_{eq}^M = \sqrt{(\sigma_\theta)^2 + (\sigma_r)^2 + (\sigma_x)^2 - (\sigma_r\sigma_\theta) - (\sigma_x\sigma_\theta) - (\sigma_r\sigma_x)} \quad (3.21)$$

No caso de tubos de parede fina, a eq.(3.45) pode ainda ser simplificada da forma:

$$\sigma_{eq}^M = \sqrt{(\sigma_x)^2 - (\sigma_x\sigma_\theta) + (\sigma_\theta)^2} \quad (3.22)$$

3.5 Resistência do duto defeituoso

A inspeção de defeitos antecede a etapa de reparo de um duto. Uma vez constatados os defeitos pelos *pigs*, são realizados os ensaios, geralmente não-destrutivos, para avaliação dos danos. A partir do conhecimento da extensão e natureza do defeito, estabelece-se o critério na escolha do tipo de reparo mais adequado.

Conforme ALVES (2002), os principais métodos de avaliação da resistência de dutos corroídos segundo determinados critérios de segurança são a ASME B31G, a DNV RP-F101, o método 085dL e o método da área efetiva, cuja equação geral é dada por:

$$\sigma_p = \sigma_f \frac{1 - A / A_0}{1 - A / (A_0 M)} \quad (3.23)$$

onde σ_p é a tensão circunferencial ao nível de falha, σ_f é a tensão de fluxo - ou tensão verdadeira para uma determinada deformação plástica - do material do duto, A é a área do defeito no plano longitudinal ao longo do comprimento do defeito, A_0 é a área da seção transversal original do duto, e M , o fator de Folias, representando a concentração de tensões devida à formação de protuberância na parede do tubo na região do defeito pela ação da pressão interna, tendo como solução analítica uma série infinita.

Segundo SOUZA (2003), tais métodos semi-empíricos podem ser classificados em duas categorias:

- Grupo I: Métodos de aplicação simples, considerando na análise da região corroída somente a maior profundidade e o comprimento do dano. Estão

incluídos nesta classe a *ASME B31G*, a *085dL* e a *DNV RP-F101*(defeitos isolados);

- Grupo II: Modelos que exigem o conhecimento do perfil da corrosão. Enquadram-se neste grupo o *effective area* e a *DNV RP-F101*(defeitos de geometria complexa).

3.5.1 DNV RP-F101

A norma *Det Norske Veritas Corroded pipelines – Recommended Practice* (DNV-RP-F101,1999) é a mais recente metodologia de aplicação em larga escala, e a primeira baseada em análise não-linear por elementos finitos (DINIZ, 2002). Segundo a referida norma, a pressão de ruptura de dutos com defeitos simples e submetidos à pressão interna somente é expressa por:

$$\sigma_p = \frac{\sigma_u 2t}{(D-t)} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{tM}} \right] \quad (3.24)$$

no qual σ_u representa a tensão última à tração, t é a espessura do duto, D indica o diâmetro externo da seção transversal original do duto, d é a profundidade máxima da corrosão, e M representa o fator de Folias, dado por:

$$M = \left[1 + 0.31 \frac{L^2}{Dt} \right]^{1/2} \quad (3.25)$$

onde L é o comprimento do trecho do duto em questão.

Para o caso de tensões de compressão oriundas do carregamento de flexão, axial e da variação de temperatura, a pressão de ruptura se apresenta como:

$$\sigma_p = \frac{\sigma_u 2t}{(D-t)} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{tM}} \right] H_1 \quad (3.26)$$

onde,

$$H_I = \frac{1 + \frac{\sigma_L}{\sigma_u A_r}}{1 - \frac{d}{t}} \quad (3.27)$$

$$2A_r \left(1 - \frac{d}{tM}\right)$$

$$\sigma_L = \frac{1}{\pi(D-t)t} \left[F_x + \frac{4M_y}{(D-t)} \right] \quad (3.28)$$

$$A_r = \left(1 - \frac{d}{t} \theta_c\right) \quad (3.29)$$

$$\theta_c = \frac{L_c}{\pi D} \quad (3.30)$$

no qual F_x e M_y é o esforço axial e o momento fletor, respectivamente, no duto; σ_L é a combinação das tensões longitudinais aplicadas; L_c é o comprimento circunferencial da corrosão, e θ_c , a razão entre os comprimentos circunferenciais da corrosão e do duto.

3.5.2

ASME B31G

Conforme a norma *Manual for Determining the Remaining Strength of corroded pipelines* (ASME-B31G,1991), reconhecida por seu extenso histórico de aplicação e o excessivo conservadorismo, as seguintes expressões são utilizadas no cálculo da pressão de ruptura:

- $L \geq (20Dt)^{1/2}$ (duto longo)

$$\sigma_p = \frac{1.1\sigma_y 2t}{D} \left[\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3tM}} \right] \quad (3.31)$$

$$M = \left[1 + 0.8 \frac{L^2}{Dt} \right]^{1/2} \quad (3.32)$$

- $L < (20Dt)^{1/2}$ (duto curto)

$$\sigma_p = \frac{1.1\sigma_y 2t}{D} \left(1 - \frac{d}{t}\right) \quad (3.33)$$

$$M \rightarrow \infty \quad (3.34)$$

no qual σ_y é a tensão de escoamento do material do duto.

3.5.3

085dL

Também é conhecida como B31G modificada, por consistir de uma evolução da norma B31G original através de uma reavaliação e redução nas simplificações. Segundo FUJIYAMA (2004), diversos pesquisadores estabeleceram a aplicação da equação empírica para a tensão de fluxo em função do limite mínimo de escoamento do material, como segue, em MPa:

$$\sigma_f = \sigma_{ymin} + 68,95 \quad (3.35)$$

O fator de Folias para dano curto e longo é dado respectivamente por:

$$M = \left(1 + 0.6275 \frac{L^2}{Dt} - 0.003375 \frac{L^4}{D^2 t^2}\right), \quad L^2 / Dt \leq 50 \quad (3.36)$$

$$M = 0.032 \left(\frac{L^2}{Dt}\right), \quad L^2 / Dt > 50 \quad (3.37)$$

sendo L , D e t , o comprimento, o diâmetro e a espessura do duto, respectivamente.

Assim;

$$\sigma_p = (\sigma_y + 68.5) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - 0.85 \frac{d}{t}}{1 - 0.85 \frac{d}{tM}} \right] \quad (3.38)$$

3.5.4

Área Efetiva

Tal método leva em consideração a área e o comprimento efetivos da corrosão, assumindo a proporcionalidade entre a intensidade de metal perdida devido à corrosão e a quantidade de perda de material medida ao longo da linha. Desta maneira, têm-se:

$$\sigma_p = (\sigma_y + 68.5) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{MA_0}} \right] \quad (3.39)$$

em que:

- $L_{ef}^2 / Dt \leq 50$ (dano curto)

$$M = \left(1 + 0.6275 \frac{L_{ef}^2}{Dt} - 0.003375 \frac{L_{ef}^4}{D^2 t^2} \right) \quad (3.40)$$

- $L_{ef}^2 / Dt > 50$ (dano longo)

$$M = 3.3 + 0.032 \frac{L_{ef}^2}{Dt} \quad (3.41)$$

sendo L_{ef} a extensão axial da área efetiva.

3.6 Dimensionamento do reforço de dutos em material compósito

Uma metodologia para se determinar a espessura necessária ao material compósito empregado no reparo de dutos foi desenvolvida pela empresa norte-americana *ARMOR PLATE* (Fig. 3-3).

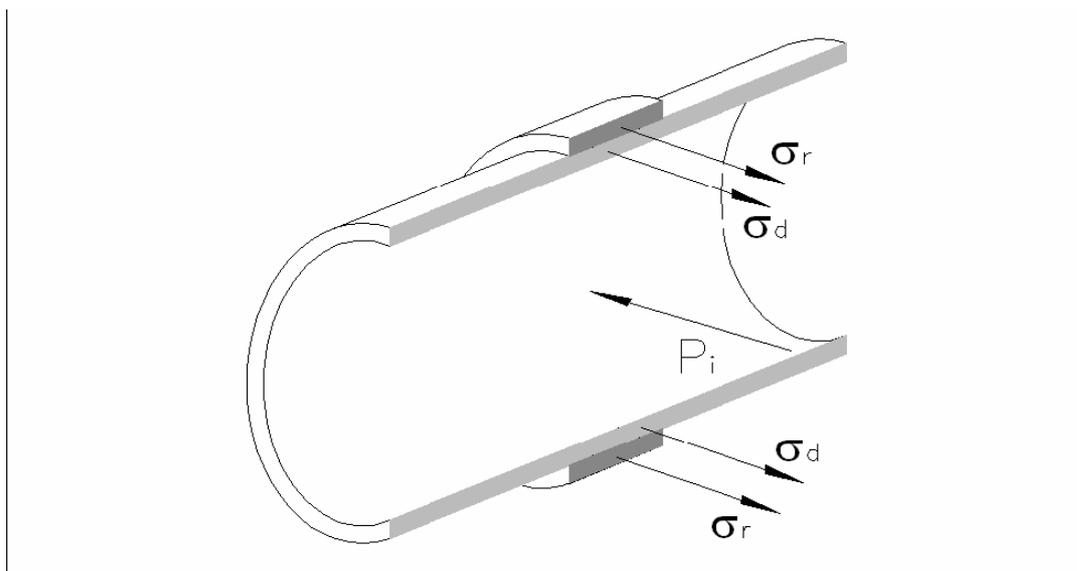


Figura 3-5 - Estrutura do duto com reforço (ARMOR PLATE, 1998).

O cálculo da espessura do reparo depende de diversos fatores, tais como: tipo de material do duto, estado de degradação pela corrosão, geometria do duto e propriedades do compósito.

A resistência mecânica oriunda da parede dupla formada pelo duto e a camada do reparo, e sujeita a uma pressão interna, é dada pela seguinte equação:

$$P_0 r_0 = \sigma_d t_d + \sigma_r t_r \quad (3.42)$$

no qual P_0 é a pressão interna no duto, r_0 é o raio interno do duto, σ_d é a tensão circunferencial no duto, σ_r é a tensão circunferencial sobre o reforço, t_d é a espessura do duto, e t_r é a espessura do reforço.

Considera-se tanto o duto quanto o reparo em FGM como tubos de paredes finas, resultando, conforme as eqs.3.3 e 3.15, nas seguintes expressões para as tensões circunferenciais no duto e no reparo, nesta ordem:

$$\sigma_d = \frac{(P_0 r_0 - P_1 r_1)}{(r_1 - r_0)} \quad (3.43)$$

$$\sigma_r = \frac{P_1 r_1 E_c}{\int_{r_1}^{r_2} E_c dr} \quad (3.44)$$

nas quais qual P_1 é a pressão de contato entre o duto e o reparo, r_1 é o raio externo do duto (interno do reparo), r_2 é o raio externo do reparo, e $E_c(r)$ o módulo de elasticidade do compósito com graduação funcional numa determinada posição r .

Assim, a partir das eq. 3.42 a 3.44, o raio externo para o reparo em compósito em FGM pode ser expresso por:

$$r_2 = r_1 + \frac{\int_{r_1}^{r_2} E_c dr}{E_c} \quad (3.45)$$

sendo E_r o módulo de elasticidade do reforço.

Supondo que o deslocamento radial seja o mesmo na interface entre os materiais, e conforme as eq. 3.1 e 3.13, chega-se a:

$$P_1 r_1 = \frac{P_0 r_0 \int_{r_1}^{r_2} E_c dr}{E_d (r_1 - r_0) + \int_{r_1}^{r_2} E_c dr} \quad (3.46)$$

sendo E_d o módulo de elasticidade do material do duto.

Das eq. 3.45 e 3.46, chega-se à seguinte expressão para o raio externo máximo do reforço em FGM, em função da pressão de contato máxima ($P_{1\text{máx}}$).

$$r_{2\text{máx}} = r_1 + \frac{P_{1\text{máx}} r_1 (r_1 - r_0) E_d}{(P_0 r_0 - P_{1\text{máx}} r_1) E_2} \quad (3.47)$$

Considerando-se a tensão de ruptura σ_p como a tensão circunferencial máxima no duto, e a partir da eq. 3.3, obtém-se:

$$P_{1\text{máx}} = \frac{P_0 r_0 - \sigma_p (r_1 - r_0)}{r_1} \quad (3.48)$$

Para efeitos da geometria em dutos finos:

$$P_{1\text{máx}} = \frac{E_c P_0 r_0}{9E_d (r_1 - r_0) + E_c r_1} \quad (3.49)$$