



ANÁLISE DA PRESSÃO CRÍTICA DE TUBOS DE MATERIAIS COMPÓSITOS REFORÇADOS POR FIBRAS LONGAS

Rômulo Montalvão Silva

Márcio André Araújo Cavalcante

rmontalvao94@gmail.com

marcio.cavalcante@ctec.ufal.br

Universidade Federal de Alagoas

Rodovia AL 145, Km 3, Nº 3849, Cidade Universitária, Delmiro Gouveia, Alagoas, Brasil.

Resumo. Os materiais compósitos constituídos de polímeros reforçados por fibras têm encontrado nos últimos anos um vasto campo de aplicações. Suas principais características mecânicas são suas elevadas relações rigidez/peso e resistência/peso, excelente resistência à fadiga e também à corrosão. O excelente desempenho mecânico destes materiais tem incentivado o emprego dos mesmos na confecção de tubos industriais submetidos a condições ambientais severas e a alta pressão. Como exemplo, podem ser citadas suas aplicações em risers na indústria offshore, em substituição ao aço. Considerando as dificuldades para a descrição do comportamento de estruturas reais de materiais compósitos, levando-se em conta todos os detalhes da microestrutura heterogênea, é comum se recorrer a técnicas de homogeneização e a estratégias de modelagem multi-escala. Neste trabalho, propõem-se a utilização do modelo auto-consistente generalizado, também conhecido como modelo de três fases, na obtenção das propriedades elásticas efetivas das lâminas constituídas de matrizes poliméricas reforçadas por fibras longas. Estas propriedades efetivas serão utilizadas em um estudo paramétrico que visa investigar a influência dos parâmetros definidores da configuração de tubos de material compósito, como a disposição das lâminas e a orientação das fibras, na pressão externa crítica, sendo esta investigação aplicável à tubos de parede fina, uma vez que são adotadas certas restrições cinemáticas. A expressão adotada para a pressão externa crítica baseia-se na Teoria Clássica da Laminação e na Teoria da Instabilidade Elástica Linear, supondo-se a ausência de imperfeições e os materiais trabalhando no regime elástico linear. Estes estudos paramétricos servirão de base para trabalhos futuros que visam o emprego de técnicas de otimização e a realização de análises de confiabilidade estrutural para estes tubos de materiais compósitos submetidos à pressões hidrostáticas externas.

Palavras-chave: Materiais Compósitos Reforçados por Fibras; Modelo Auto-Consistente Generalizado; Pressão Externa Crítica; Tubo de Parede Fina.

1 INTRODUÇÃO

Os avanços da tecnologia têm motivado o aparecimento de uma nova geração de materiais avançados, manufaturados para atendimento às necessidades dos modernos setores industriais, tais como, indústria automotiva e de petróleo.

Estes materiais, em geral, exibem comportamentos bastante diferentes em relação aos materiais convencionais, isotrópicos e homogêneos, levando-se à necessidade de estratégias de análise diferenciadas, a exemplo de técnicas de homogeneização e de estratégias de modelagem multi-escala (Nemat-Nasser & Hori, 1999).

Nesta nova geração de materiais avançados, destacam-se os compósitos reforçados por fibras, que apresentam elevadas relações resistência/peso e rigidez/peso. O excelente desempenho mecânico destes materiais tem incentivado o emprego dos mesmos na confecção de tubos industriais submetidos a condições ambientais severas e a alta pressão. Como exemplo, podem ser citadas suas aplicações em *risers* na indústria *offshore*, em substituição ao aço (Johnson et al., 2000; Meniconi et al., 2001).

Este trabalho visa a realização de estudos paramétricos de tubos de parede fina de materiais compósitos submetidos à pressões hidrostáticas externas. Estes estudos objetivam a investigação da influência dos parâmetros definidores da configuração (número e disposição das lâminas; frações volumétricas e orientações das fibras) na pressão externa crítica destes tubos.

2 MODELO AUTO-CONSISTENTE GENERALIZADO

As inclusões são elementos de reforço que aparecem de forma aleatória ou periódica no material compósito com o objetivo de fornecer maior resistência e rigidez. No caso de compósitos reforçados por fibras longas e contínuas, as inclusões apresentam a forma cilíndrica, Fig. 1.

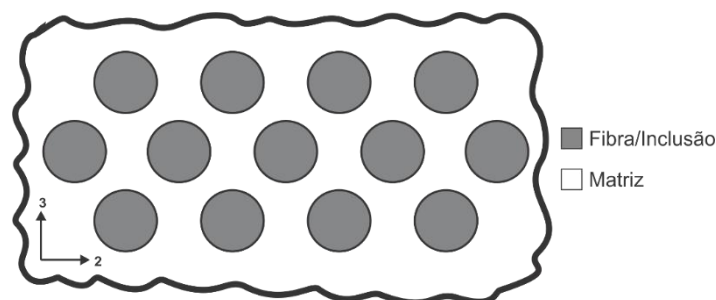


Figura 1. Material Compósito Reforçado por Fibras Longas e Contínuas.

Uma das formas de se avaliar as propriedades efetivas de materiais compósitos é por meio de modelos analíticos idealizados. No caso do Modelo Auto-Consistente Generalizado, é considerada apenas uma inclusão envolvida por uma camada de matriz, que é inserida em um meio infinito de material efetivo, Fig. 2. O material efetivo trata-se do próprio material compósito homogeneizado.

O Modelo Auto-Consistente Generalizado (ACG) foi originalmente proposto e formulado por Christensen & Lo (1979), e depois analisado por Christensen (1990). Essa configuração é capaz de representar de forma adequada as interações no material, levando em conta a interação entre a inclusão e a matriz, assim como a interação das inclusões entre si.

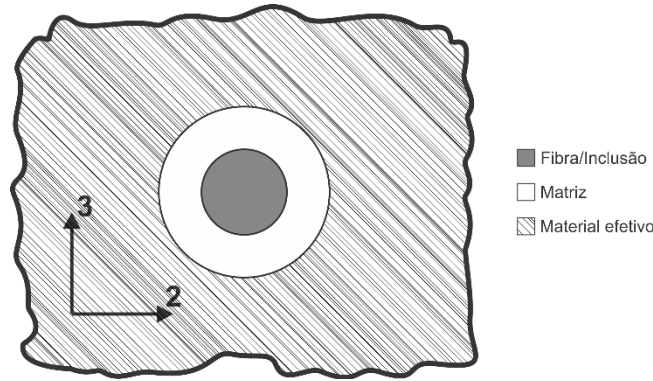


Figura 2. Esquema do Modelo Auto-Consistente Generalizado.

O Modelo ACG fornece os mesmos valores para as propriedades efetivas do modelo CCA (Hashin & Rosen, 1964), com exceção do módulo de elasticidade transversal angular. Por ser composto por três fases, inclusão, matriz e meio efetivo, esse modelo também é conhecido como o Modelo de Três Fases.

As expressões obtidas pelo modelo ACG para as propriedades efetivas do material compósito reforçado por fibras longas estão na Tabela 1, onde f representa a fração volumétrica do constituinte, E o módulo de elasticidade longitudinal, ν o coeficiente de Poisson, μ o módulo de elasticidade de cisalhamento e k o módulo de elasticidade volumétrico em estado plano de deformação. Os subscritos f e m representam as propriedades da fibra e da matriz, respectivamente.

Tabela 1. Propriedades Efetivas do Material Compósito Reforçado por Fibras

Módulo de Elasticidade Longitudinal:

$$E_{11} = f_f E_f + f_m E_m + \frac{4 f_f f_m (\nu_f - \nu_m)^2 \mu_m}{f_m \mu_m / (k_f + \mu_f / 3) + f_f \mu_m / (k_m + \mu_m / 3) + 1}$$

Coeficiente de Poisson Longitudinal:

$$\nu_{12} = f_f \nu_f + f_m \nu_m + \frac{f_f f_m (\nu_f - \nu_m) [\mu_m / (k_m + \mu_m / 3) - \mu_m / (k_f + \mu_f / 3)]}{f_m \mu_m / (k_f + \mu_f / 3) + f_f \mu_m / (k_m + \mu_m / 3) + 1}$$

Módulo de Elasticidade Volumétrico em Estado Plano de Deformação:

$$k_{23} = k_m + \frac{\mu_m}{3} + \frac{f_f}{1 / \left[k_f - k_m + \frac{1}{3} (\mu_f - \mu_m) \right] + f_m / \left(k_m + \frac{4}{3} \mu_m \right)}$$

Módulo de Elasticidade de Cisalhamento Longitudinal:

$$\mu_{12} = \mu_m \left[\frac{\mu_f (1 + f_f) + \mu_m f_m}{\mu_f f_m + \mu_m (1 + f_f)} \right]$$

Módulo de Elasticidade de Cisalhamento Transversal:

$$A \left(\frac{\mu_{23}}{\mu_m} \right)^2 + 2B \left(\frac{\mu_{23}}{\mu_m} \right) + C = 0, \text{ onde:}$$

$$A = 3 f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \eta_f \eta_m - \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right] \left[f_f \eta_m \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) - \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + 1 \right) \right],$$

$$B = -3f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \frac{1}{2} \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) f_f + 1 \right] \left[(\eta_m - 1) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) - 2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right],$$

$$+ \frac{f_f}{2} (\eta_m + 1) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right]$$

$$C = 3f_f f_m^2 \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f \right) + \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} - 1 \right) f_f + 1 \right] \left[\frac{\mu_f}{\mu_m} + \eta_f + \left(\frac{\mu_f}{\mu_m} \eta_m - \eta_f \right) f_f^3 \right],$$

com $\eta_f = 3 - 4\nu_f$ e $\eta_m = 3 - 4\nu_m$.

O módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson transversais podem ser avaliados utilizando as seguintes expressões:

$$E_{22} = \frac{4\mu_{23}k_{23}}{k_{23} + \mu_{23} + 4\nu_{12}^2\mu_{23}k_{23}/E_{11}} \quad \text{e} \quad \nu_{23} = \frac{k_{23} - \mu_{23} - 4\nu_{12}^2\mu_{23}k_{23}/E_{11}}{k_{23} + \mu_{23} + 4\nu_{12}^2\mu_{23}k_{23}/E_{11}} \quad (1)$$

Como o material é transversalmente isotrópico no plano 2-3, são válidas as seguintes relações: $E_{33} = E_{22}$, $\nu_{13} = \nu_{12}$, $\mu_{13} = \mu_{12}$, $\nu_{32} = \nu_{23}$, $\nu_{21}/E_{22} = \nu_{12}/E_{11}$ e $\nu_{31}/E_{33} = \nu_{13}/E_{11}$.

3 TEORIA CLÁSSICA DA LAMINAÇÃO

Geralmente, os materiais compósitos reforçados por fibras são utilizados na forma de laminados multidirecionais, constituídos por lâminas empilhadas e orientadas de formas distintas. A Teoria Clássica da Laminação utiliza-se de uma abordagem macromecânica para analisar o comportamento mecânico do laminado (Daniel & Ishai, 1994).

Devido ao fato dos laminados serem multidirecionais, é necessária a utilização de uma denominação específica que possibilite a identificação adequada de cada lâmina que compõe o laminado, informando características como a localização de cada camada no laminado, materiais constituintes e ângulo de orientação com relação a um eixo de referência. Esses itens são especificados pelo SLC (Standard Laminate Code).

Por exemplo, um laminado com ângulo de orientação de fibras iguais a $+\alpha$, $+\beta$, $-\beta$ e $-\alpha$ pode ser representado das seguintes formas: $[+\alpha/+\beta/-\beta/-\alpha]$ ou $[+\alpha/\pm\beta_2/-\alpha]$. É possível ainda indicar os materiais que compõem cada camada utilizando a seguinte representação: $[+\alpha^{Mat1}/+\beta^{Mat2}/-\beta^{Mat2}/-\alpha^{Mat1}]$ ou $[+\alpha^{Mat1}/\pm\beta^{Mat2}/-\alpha^{Mat1}]$.

Geralmente, laminados são utilizados na fabricação de estruturas como placas e cascas, que são definidas como sendo corpos sólidos tridimensionais que apresentam a particularidade de serem limitados por duas superfícies. A distância entre essas superfícies é chamada de espessura, e é normalmente muito inferior a qualquer outra dimensão do sólido. A grande diferença entre placas e cascas, é que as placas são limitadas por superfícies planas e as cascas são limitadas por superfícies de curvatura variável.

Para que seja possível desenvolver expressões que relacionam deformações com deslocamentos e tensões com deformações para cada lâmina que compõe o laminado, que por sua vez está submetido à ação de momentos flettores (M_x e M_y), momentos torçores (M_{xy} e M_{yx}), esforços cisalhantes (N_{xy} e N_{yx}) e carregamentos uniaxiais (N_x e N_y), Fig. 3, algumas hipóteses simplificadoras devem ser adotadas (Daniel & Ishai, 1994):

- A espessura do laminado é muito pequena em comparação às outras dimensões, podendo-se admitir que a deformação e a tensão normal na direção da espessura do laminado são nulas ($\sigma_z = 0$ e $\varepsilon_z = 0$).

- Não existem imperfeições nas interfaces das lâminas, o que impede o deslocamento relativo entre elas.
- Uma linha reta e perpendicular à superfície média do laminado permanece reta e perpendicular a esta superfície durante o processo de deformação ($\gamma_{xz} = \gamma_{yz} = 0$).
- Cada lâmina apresenta um comportamento elástico linear.
- Os esforços acontecem somente no plano do laminado ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$).
- Os deslocamentos são contínuos e muito menores que a espessura do laminado.
- Cada lâmina é homogênea e ortotrópica.

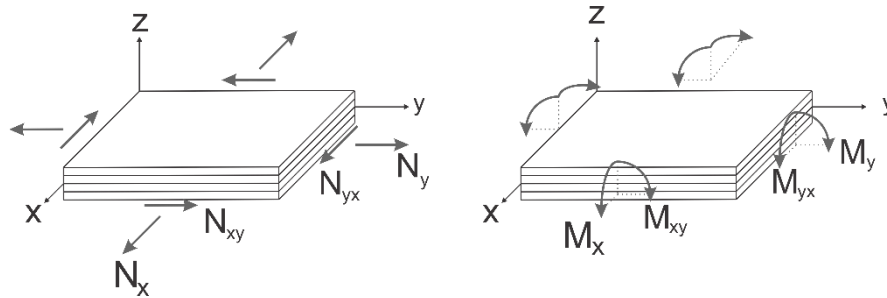


Figura 3. Esforços atuantes no plano do laminado.

Com base nas hipótese cinemáticas mencionadas acima, é possível encontrar a seguinte expressão matricial que relaciona deslocamentos e deformações para um laminado:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} -\frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \\ -\frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \\ -\frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \quad \text{ou} \quad \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \quad \text{ou} \quad [\varepsilon] = [\varepsilon_0] + z[\kappa] \quad (2)$$

onde u_0 , v_0 e w_0 são as componentes de deslocamentos da superfície média do laminado nas direções de x , y e z , respectivamente. Além disso, $[\varepsilon_0]$ representa as deformações e $[\kappa]$ as curvaturas apresentadas pela superfície média do laminado. A superfície média do laminado localiza-se em $z = 0$.

A partir da lei de Hook e com base nas hipóteses apresentadas acima, chega-se na relação entre as tensões e as deformações para cada lâmina que compõem o laminado:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad \text{ou} \quad [\sigma] = [\bar{Q}][\varepsilon] \quad (3)$$

onde $[\bar{Q}]$ é a matriz constitutiva da lâmina, que pode ser avaliada a partir da matriz constitutiva da lâmina nas suas direções principais da seguinte forma:

$$[\bar{Q}] = [T]^{-1} \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} [T], \quad \text{com} \quad [T] = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 2mn \\ n^2 & m^2 & -2mn \\ -mn & mn & m^2 - n^2 \end{bmatrix} \quad (4)$$

onde $m = \cos(\theta)$ e $n = \sin(\theta)$, sendo θ o ângulo formado entre a direção longitudinal da lâmina e o eixo- x .

As componentes da matriz constitutiva da lâmina nas sua direções principais são avaliadas a partir das propriedades da lâmina como segue:

$$Q_{11} = \frac{E_{11}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, Q_{22} = \frac{E_{22}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}, Q_{12} = \frac{\nu_{21}E_{11}}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \text{ e } Q_{66} = \mu_{12} \quad (5)$$

Como as lâminas são empilhadas possuindo orientações distintas, é necessário avaliar como cada uma delas irá trabalhar ao serem solicitadas nas direções principais do laminado (direções longitudinal e circunferencial do tubo), Fig. 4.

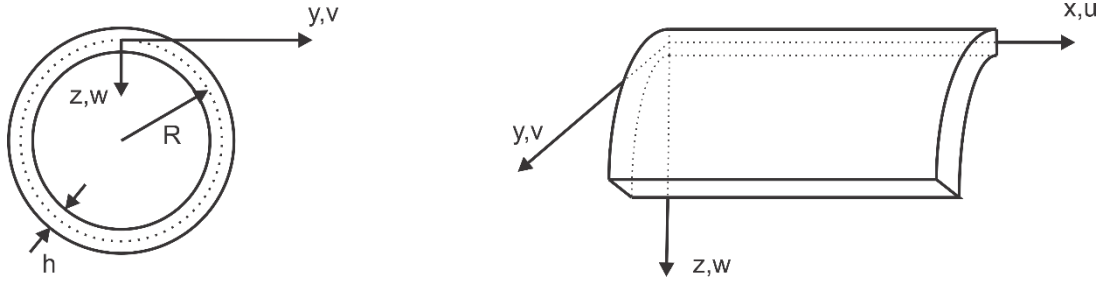


Figura 4. Eixos Longitudinal e Circunferencial do Tubo.

Integrando a Eq. 3 ao longo de toda espessura do laminado, é possível obter a relação entre forças e momentos resultantes com as deformações e curvaturas da superfície média:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_{xx}^0 \\ \epsilon_{yy}^0 \\ \epsilon_{xy}^0 \\ \kappa_{xx}^0 \\ \kappa_{yy}^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

onde $A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k - z_{k-1})$ (*Matriz de Rigidez Extensional*), $B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2)$ (*Matriz de Rigidez Extensional-Flexional*) e $D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3)$ (*Matriz de Rigidez Flexional*). Além disso, tem-se $t_k = z_k - z_{k-1}$ (espessura da k-ésima lâmina) e $z = r - R$, sendo r a coordenada radial e R o raio médio do tubo.

4 PRESSÃO EXTERNA CRÍTICA DE TUBOS DE PAREDE FINA DE MATERIAL COMPÓSITO

Em uma situação onde o tubo estaria submetido a ação de uma pressão externa uniforme, Fig. 5 (a), deve-se considerar que a falha do tubo pode ocorrer sem uma falha do material, mas devido ao fenômeno da flambagem. Considerando-se um tubo de parede fina, cuja relação entre o raio médio e a espessura seria igual ou superior a **10** (Maalawi, 2011), o mesmo estaria mais susceptível ao fenômeno da flambagem. Esse tipo de falha levará o tubo ao colapso e fará com que ele assuma uma nova forma para sua seção transversal, devido a um processo de deflexão provocado pela flambagem, Fig. 5 (b).

Na avaliação da pressão externa crítica do tubo de material compósito foi adotada uma abordagem multi-escala, onde foi empregado o modelo ACG para a determinação das propriedades efetivas das lâminas de material compósito, enquanto que as propriedades

macroscópicas do laminado que compõem a parede do tubo foram avaliadas utilizando-se a Teoria Clássica da Laminação.

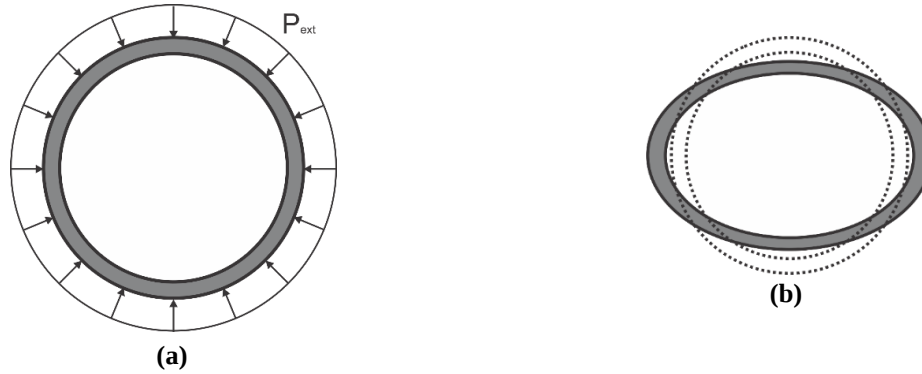


Figura 5. (a) Tubo sob ação de pressão externa uniforme. (b) Configuração do tubo flambado.

A expressão analítica mostrada abaixo para o cálculo da pressão externa crítica de tubos laminados de materiais compósitos foi proposta por Rasheed & Yousif (2005). Esta expressão baseia-se na Teoria Clássica da Laminação e na Teoria da Instabilidade Linear (Bazant and Cedolin, 1991), logo, só se aplica a tubos de parede fina e não considera a existência de imperfeições geométricas ou nos materiais que compõem a parede do tubo.

$$p_{cr} = 3 \left(\frac{D_{ani}}{R^3} \right) \left(\frac{1 - \psi^2 / \alpha}{1 + \alpha + 2\psi} \right), \text{ onde } \psi = \left(\frac{1}{R} \right) \left(\frac{B_{ani}}{A_{ani}} \right) \text{ e } \alpha = \left(\frac{1}{R^2} \right) \left(\frac{D_{ani}}{A_{ani}} \right) \quad (7)$$

Para tubos longos. Nessa situação, as curvaturas e deformações ao longo da direção longitudinal do tubo são nulas, mas pode existir a presença de esforços nesse direção. O tubo é impedido de se deformar nessa direção, logo, tem-se $\varepsilon_x^0 = \gamma_{xy}^0 = \kappa_x = \kappa_{xy} = 0$, o que implica em:

$$\begin{bmatrix} A_{ani} & B_{ani} \\ B_{ani} & D_{ani} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{22} & B_{22} \\ B_{22} & D_{22} \end{bmatrix} \quad (8)$$

Para tubos curtos. Nessa situação, os esforços atuantes nas extremidades do tubo são admitidos nulos, ou seja, o tubo possui suas extremidades livres e encontra-se desimpedido de se deformar longitudinalmente, logo, tem-se $N_x = N_{xy} = M_x = M_{xy} = 0$, o que implica em:

$$\begin{bmatrix} A_{ani} & B_{ani} \\ B_{ani} & D_{ani} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{22} & B_{22} \\ B_{22} & D_{22} \end{bmatrix} - [S_2]^T [S_1]^{-1} [S_2] \quad (9)$$

onde:

$$[S_1] = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{16} & B_{11} & B_{16} \\ A_{16} & A_{66} & B_{16} & B_{66} \\ B_{11} & B_{16} & D_{11} & D_{16} \\ B_{16} & B_{66} & D_{16} & D_{66} \end{bmatrix} \text{ e } [S_2] = \begin{bmatrix} A_{12} & B_{12} \\ A_{26} & B_{26} \\ B_{12} & D_{12} \\ B_{26} & D_{26} \end{bmatrix} \quad (10)$$

Na prática, os tubos sem a atuação de carregamento externo nos bordos livres encontram-se em condições intermediárias as admitidas por Rasheed & Yousif (2005) para tubos curtos (anéis) e longos.

5 RESULTADOS NUMÉRICOS

As simulações foram feitas variando parâmetros como: fração volumétrica de fibras, quantidade de camadas e materiais constituintes. Com o objetivo de aumentar a espessura do tubo e consequentemente seu momento de inércia, foi feita a inserção de uma camada de areia. As sequências de empilhamento das lâminas são mostradas partindo da camada mais interna do tubo para a mais externa. O ângulo de orientação das fibras assumiu valores de: 15°, 30°, 45°, 60°, 75° e 90°.

Tabela 2. Propriedades mecânicas dos constituintes

Propriedades	E-Glass Fiber	DERAKANE 411-350	AREIA E RESINA
E (MPa)	72000	3200	3350
ν	0.22	0.36	0.35

Tabela 3. Propriedades das lâminas obtidas através do modelo ACG

Identificação da Camada	Fração Vol. de Fibras (%)	Espessura da Camada (mm)	E_{11} (MPa)	E_{22} (MPa)	G_{12} (MPa)	ν_{12}
Roving Contínuo	20	0.55	16974	4962.3	1709.4	0.327
Roving Contínuo	40	0.55	30740	7375.2	2554.4	0.297
Roving Contínuo	60	0.55	44499	12010	4099.1	0.269
Camada De Areia	-	4.6	3350	3350	1240.7	0.35

As propriedades dos constituintes utilizados foram obtidas de trabalhos técnico-científicos (Polyzois et al., 2012; Reid, 2009; Mesquita, 2008) e de uma ficha técnica da resina Derakane 411-350 fornecida pelo fabricante (Derakane 411-350, 2012).

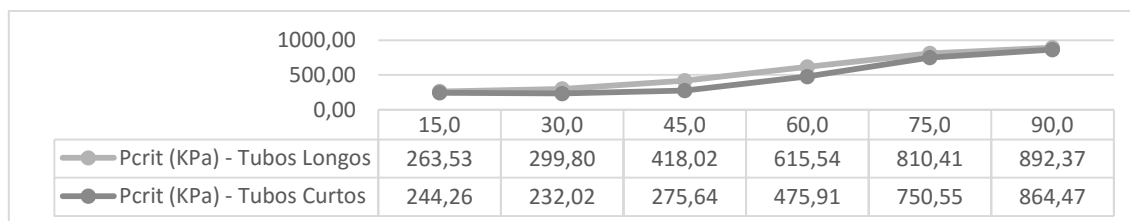


Figura 6. Configuração 1 ($f_f = 20\%$ e $\pm\theta_{14}$)

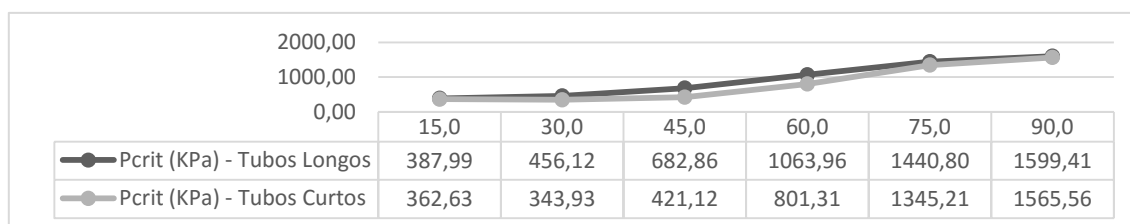


Figura 7. Configuração 2 ($f_f = 40\%$ e $\pm\theta_{14}$)

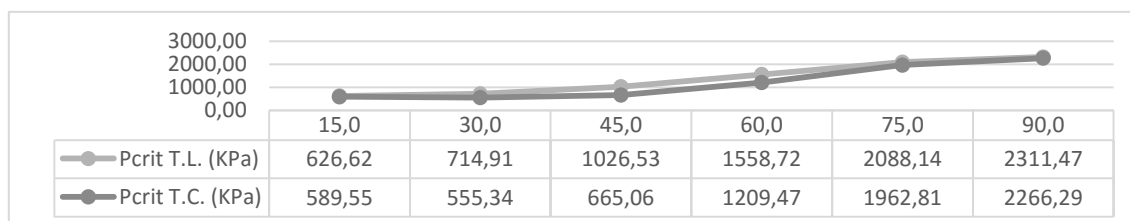


Figura 8. Configuração 3 ($f_f = 60\%$ e $\pm\theta_{14}$)

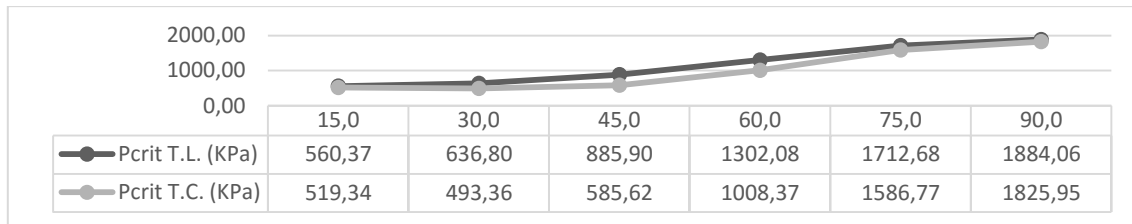


Figura 9. Configuração 4 ($f_f = 20\%$ e $[\pm\theta_7/0^\circ\text{Areia+Resina}/\pm\theta_7]$)

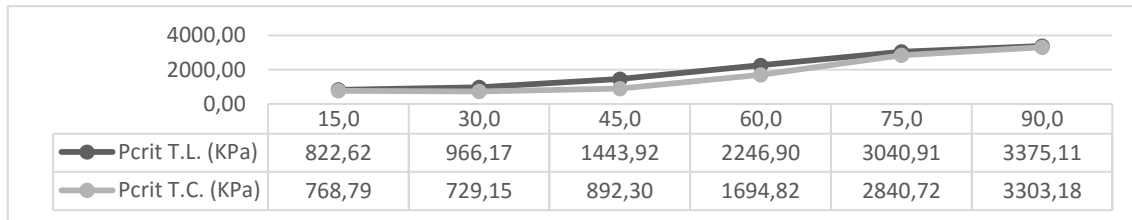


Figura 10. Configuração 5 ($f_f = 40\%$ e $[\pm\theta_7/0^\circ\text{Areia+Resina}/\pm\theta_7]$)

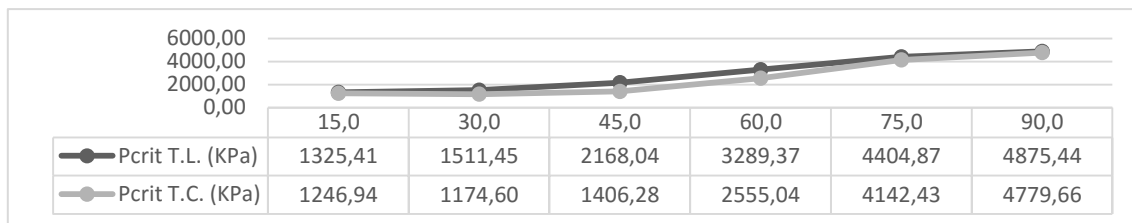


Figura 11. Configuração 6 ($f_f = 60\%$ e $[\pm\theta_7/0^\circ\text{Areia+Resina}/\pm\theta_7]$)

6 CONCLUSÕES

Como o único tipo de carregamento aplicado tratou-se de uma pressão externa uniforme, os maiores níveis de esforços surgiram na direção circunferencial. Devido a esse fato, os melhores resultados obtidos em todas as configurações foram os que possuíam ângulo de orientação das fibras de 90° , já que a rigidez de cada lâmina é maior na direção paralela às fibras.

Em todas as configurações, os tubos longos obtiveram uma melhor resposta ao carregamento aplicado já que apresentam suas extremidades fixas e impossibilitadas de se deformar na direção longitudinal do tubo, algo que aconteceria devido ao Efeito Poisson.

No caso de tubos curtos, foi possível observar uma redução no valor da pressão crítica para o ângulo de orientação de fibras de 30° , quando comparada com os valores obtidos para o ângulo de orientação de fibras de 15° . Como nessa situação o tubo se encontra livre para sofrer deformações em sua direção longitudinal, o fato de as fibras estarem orientadas com ângulos mais próximos de 0° , faz com que o tubo responda com maior rigidez às deformações que podem ocorrer longitudinalmente. O ângulo de 30° contribui muito pouco no que diz respeito a rigidez, tanto na direção longitudinal do tubo, quando na direção circunferencial. Logo, chega-se a conclusão que a configuração com o ângulo de 30° para orientação das fibras deve ser evitada para tubos curtos.

A inclusão da camada de areia mostrou-se muito promissora, já que houve um grande salto nos valores obtidos para a pressão crítica quando comparados aos valores de configurações semelhantes sem a presença da camada de areia. Esses valores mais que dobram quando realizada esta comparação entre configurações semelhantes com e sem camada de areia.

Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq pela concessão de bolsa de estudos e ao LCCV (Laboratório de Computação Científica e Visualização) do Campus do Sertão, por disponibilizar a infra-estrutura necessária à realização desta pesquisa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Bazant, Z. P. & Cedolin, L., 1991. *Stability of Structures – Elastic, Inelastic, Fracture, and Damage Theories*. New York, Oxford University Press.

Christensen, R. & Lo, K., 1979. Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 27, pp. 315-330.

Christensen, R., 1990. A critical evaluation for a class of micro-mechanics models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 38 (3), pp. 379-404.

Daniel, I. M. & Ishai, O., 1994. *Engineering Mechanics of Composite Materials*. New York, Oxford University Press.

Derakane 411-350 Epoxy Vinyl Ester Resin (2012). Technical Datasheet, Ashland Performance Materials.

Johnson, B. D., Baldwin, D. D. & Lo, K. H., 2000. Composite Production Riser Development and Qualification Test Results, Third International Conference on Composite Materials for Offshore Operations, Houston, TX.

Meniconi, L. C. M., Reid, S. R. & Soden, P. D., 2001. Preliminary design of Composite riser stress joints. *Composites – Part A: applied science and manufacturing*, vol. 32, pp. 597-605.

Hashin, Z. & Rosen, B. W., 1964. The elastic moduli of fiber-reinforced materials. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 31, pp. 223-232.

Maalawi, K. Y., 2011. Use of material grading for enhanced buckling design of thin-walled composite rings/long cylinders under external pressure. *Composite Structures*, vol. 93, pp. 351-359.

Mesquita, F. N. A. (2008). *Simulação do Comportamento Mecânico de Tubos em PRFV Submetidos à Pressão Hidrostática*. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.DM – 124 A/08, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 108p.

Nemat-Nasser, S. & Hori, M., 1999. *Micromechanics: overall properties of heterogeneous solids*. 2nd edition. Elsevier, Amsterdam.

Polyzois, D., Ibrahim, S., Burachynsky, V. and Hassan, S. K. (2012). Glass fiber-reinforced plastic poles for transmission and distribution lines: an experimental investigation. *4th International Conference on Computational Methods*. Gold Coast, Australia.

Rasheed, H. A. & Yousif, O. H., 2005. Stability of anisotropic laminated rings and long cylinders subjected to external hydrostatic pressure. *Journal of Aerospace Engineering*, vol. 18 (3), pp. 129-38.

Reid, R. G. (2009). *The measurement of longitudinal residual stresses in unidirectional glass fibre reinforced plastic*. PhD Dissertation, University of the Witwatersrand, Johannesburg, South Africa.