



ANÁLISE DE FLAMBAGEM DE LÂMINAS NERVURADAS EM PVC

Paulo C. Kaminski

Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Departamento de Engenharia Mecânica

Av. Prof. Mello Moraes, 2231 - 05508-900 - São Paulo - Brasil

Luiz Bandeira de Mello Laterza

TIGRE S.A. Tubos e Conexões

Av. Pres. Juscelino Kubitschek, 1830 - 3. andar - 04543-900 - São Paulo - Brasil

Resumo: *Este trabalho tem um caráter tecnológico e aplicado. Tubos de parede estruturada em PVC podem ser produzidos pelo enrolamento helicoidal de uma lâmina nervurada, dotada de encaixe macho-fêmea, soldada quimicamente pela ação de adesivo. Estes tubos são tubos "flexíveis" destinando-se a obras enterradas, indicados principalmente para a condução de fluidos em regime de conduto livre. Através de estudos iniciais identificou-se como parâmetro crítico de projeto a resistência a flambagem das nervuras quando do enrolamento da lâmina para a fabricação do tubo. Neste trabalho é apresentado o desenvolvimento teórico analítico para a obtenção do momento crítico de flambagem destas lâminas. Para tanto foram utilizados conceitos desenvolvidos inicialmente para o cálculo da resistência a flambagem de perfis monossimétricos, típicos na indústria de estruturas metálicas. Sendo o material utilizado o PVC, que apresenta um comportamento mecânico diferente do aço e alumínio foi necessário incorporar estas diferenças no desenvolvimento analítico. Ressalta-se ainda que os resultados alcançados são decorrentes do trabalho conjunto de engenheiros da Empresa e da Universidade.*

Palavras-chave: *Flambagem, tubo de parede estruturada, PVC*

1. INTRODUÇÃO

Os tubos de parede estruturada, objeto do presente estudo são produzidos pelo enrolamento helicoidal de uma lâmina nervurada (perfil) de PVC, dotada de encaixe macho-fêmea, soldada quimicamente pela ação de adesivo. Estas lâminas são produzidas de forma contínua pelo processo de extrusão sendo armazenadas em carretéis de aço com diâmetro de 1.500mm.

Estes tubos destinam-se a obras enterradas. Devidamente projetados para resistir às cargas permanentes e acidentais, são indicados para a condução de fluidos em regime de conduto livre ou conduto forçado a baixa pressão, com especial ênfase para a drenagem pluvial.

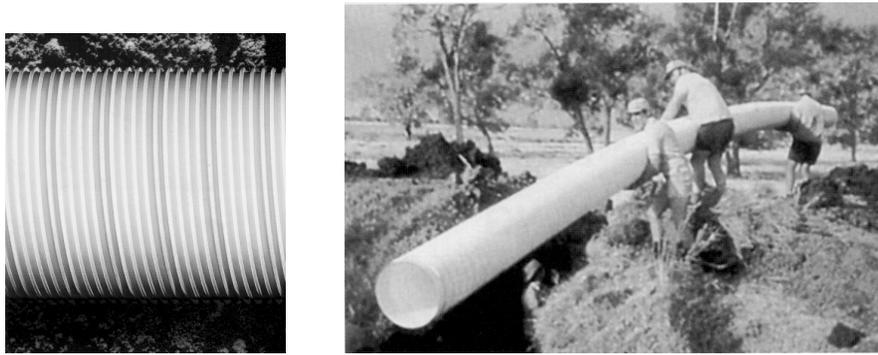


Figura 1. Tubo de parede estruturada

As dimensões principais da lâmina utilizada para a construção do tubo estão esquematizadas na Figura 2.

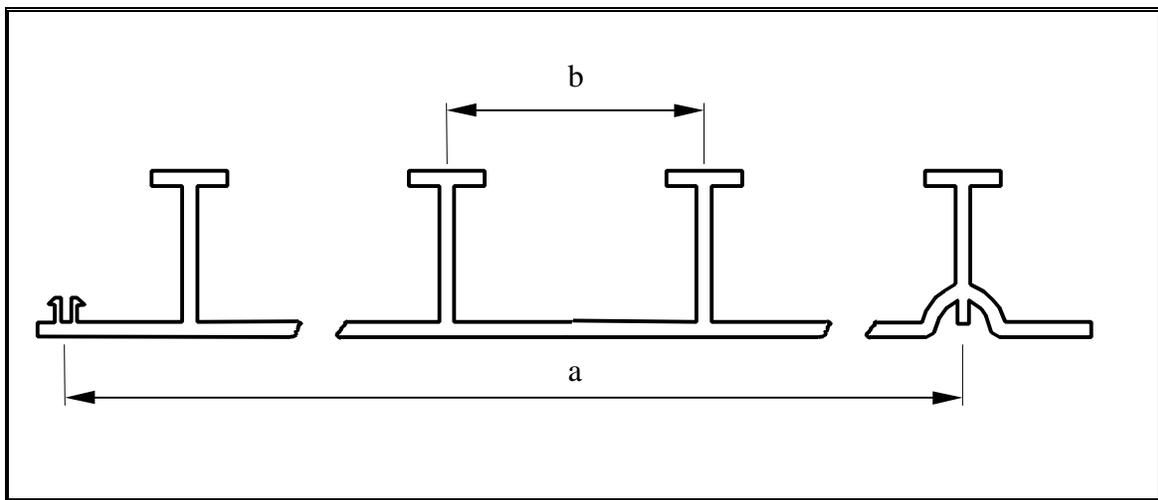


Figura 2. Dimensões principais da lâmina

Denominando de n o número de reforçadores por lâmina, obtém-se da análise da figura 2 que n é a razão entre a largura do perfil (a) e o espaçamento entre os reforçadores (b). Assim sempre é válida a relação:

$$n = \frac{a}{b} \quad (1)$$

A figura 3 mostra de forma simplificada a identificação a ser utilizada neste trabalho para um reforçador típico de uma lâmina nervurada.

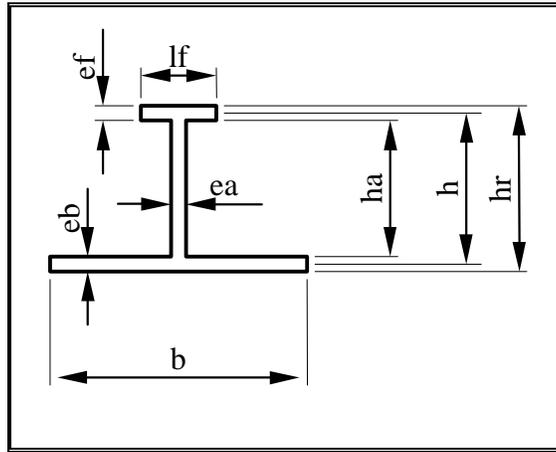


Figura 3. Dimensões do reforçador

Onde:

- b espaçamento entre reforçadores
- lf largura da flange
- h altura entre centro da flange e centro da base
- ha altura da alma
- hr altura do reforçador
- eb espessura da base
- ef espessura da flange
- ea espessura da alma

2. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DO REFORÇADOR E DA LÂMINA

2.1 Áreas da seção e posição da linha neutra

Denominando: A_f ($l_f \cdot e_f$) área da flange; A_b ($b \cdot e_b$) área da base; e A_a ($h_a \cdot e_a$) área da alma, obtém-se respectivamente a área da seção do reforçador (A_r) e da lâmina (A_l):

$$A_r = A_f + A_b + A_a \quad (2)$$

$$A_l \cong n \cdot A_r \quad (3)$$

Notar que a Equação 3 é aproximada devido ao encaixe "fêmea/macho". Empiricamente, para os perfis utilizados atualmente, o acréscimo de área é da ordem de 10%.

O índice de área de abas (μ) é dado por:

$$\mu = A_b / (A_b + A_f) \quad (4)$$

Conforme a figura 4 a distância da linha neutra em relação à base é dada por:

$$y_{C.G.} = \frac{A_f \left(e_b + h_a + \frac{e_f}{2} \right) + A_a \left(e_b + \frac{h_a}{2} \right) + A_b \left(\frac{e_b}{2} \right)}{A_r} \quad (5)$$

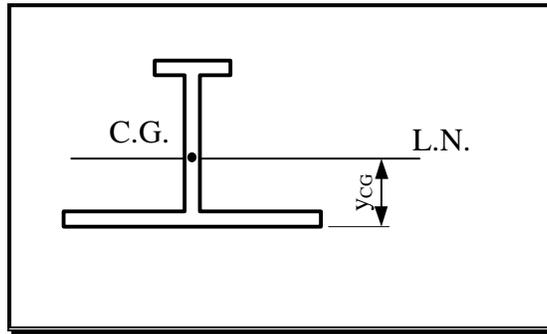


Figura 4. Posição da linha neutra

2.2 Momentos de inércia

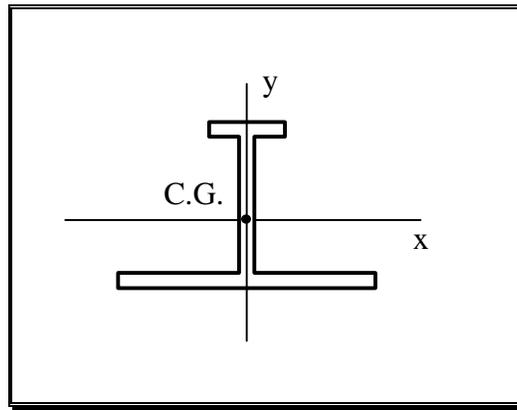


Figura 5. Eixos coordenados principais do reforçador

Os momentos de inércia principais **de um reforçador** são dados por:

$$I_x = \left[\frac{lf.ef^3}{12} + Af \left(eb + ha + \frac{ef}{2} - y_{CG} \right)^2 \right] + \left[\frac{ea.ha^3}{12} + Aa \left(eb + \frac{ha}{2} - y_{CG} \right)^2 \right] + \left[\frac{b.eb^3}{12} + Ab \left(\frac{eb}{2} - y_{CG} \right)^2 \right] \quad (6)$$

$$I_y = \left[\frac{ef.lf^3}{12} \right] + \left[\frac{ha.ea^3}{12} \right] + \left[\frac{eb.b^3}{12} \right] \quad (7)$$

O momento de inércia de torção do reforçador (considerando por hipótese ser um perfil aberto e delgado) é dado por:

$$I_t = \left[\frac{lf.ef^3}{3} \right] + \left[\frac{ha.ea^3}{3} \right] + \left[\frac{eb.b^3}{3} \right] \quad (8)$$

O índice de monossimetria do reforçador (ρ) fornece uma relação entre o momento de inércia próprio da base e a soma dos momentos de inércia próprios da flange e da base, com relação ao eixo y. Assim:

$$\rho = \frac{\frac{eb.b^3}{12}}{\frac{eb.b^3}{12} + \frac{ef.lf^3}{12}} = \frac{eb.b^3}{eb.b^3 + ef.lf^3} \quad (9)$$

$$0 \leq \rho \leq 1$$

Notar que se o reforçador tiver dois planos de simetria (por exemplo seção "I") o índice tem valor 0,5; se o reforçador tiver a seção de um "T" invertido o índice de monossimetria é 1. Assim ele fornece uma informação do "grau" de monossimetria do mesmo.

O momento de inércia de empenamento, para o tipo de seção do reforçador analisado segundo Kitipornchai & Trahair (1980), determinado em função do índice de monossimetria, é dado por:

$$I_w = \rho(1 - \rho)h^2 \cdot I_y \quad (10)$$

3. PARÂMETROS CRÍTICOS DE PROJETO

Os objetivos básicos quando da construção de tubos a partir de lâminas nervuradas é que os mesmos apresentem uma rigidez máxima depois de fabricados e ao mesmo tempo não ocorra a "flambagem por flexo-torção" dos reforços da lâmina. Isto sempre em função da área da seção da lâmina que é diretamente proporcional à quantidade de material utilizado por metro para uma determinada dimensão de tubo, e portanto ao custo de fabricação do mesmo. É importante notar que à medida que se aumenta a altura dos reforços a rigidez da lâmina e conseqüentemente do tubo aumentam; entretanto aumenta a probabilidade de ocorrer a flambagem dos reforços. A seguir será apresentado o desenvolvimento analítico dos parâmetros envolvidos no fenômeno citado.

3.1 Deformação devido ao enrolamento

A lâmina de PVC é produzida através do processo de extrusão, e portanto em fluxo contínuo. À medida que vai sendo produzida passa por um canal de resfriamento e é enrolada em carretéis de aço para fins de armazenamento e transporte. Assim sendo a configuração "natural" da lâmina não é reto, e sim curvo com raio de curvatura aproximadamente igual ao raio do carretel de armazenamento.

Quando da fabricação do tubo propriamente dito, realizado na própria obra, a lâmina é desenrolada do carretel sendo tracionada pelo equipamento que enrolará a mesma em espiral no diâmetro final do tubo. Assim sendo se o tubo não tiver o mesmo diâmetro do carretel será induzida uma deformação ($\epsilon\epsilon$) dada por (Kaminski, 1998):

$$\epsilon\epsilon = \frac{2(hr - y_{CG})}{\phi_i - 2y_{CG}} - \frac{2(hr - y_{CG})}{\phi_{car}} \quad (11)$$

onde:

ϕ_i diâmetro de enrolamento (tubo)

ϕ_{car} diâmetro médio do carretel

3.2 Módulo de elasticidade reduzido

A curva tensão x deformação (σ x ϵ) do PVC tem um comportamento não linear como pode ser notado através da figura 5. Assim sendo o módulo de elasticidade não pode ser considerado constante, diminuindo em função da deformação.

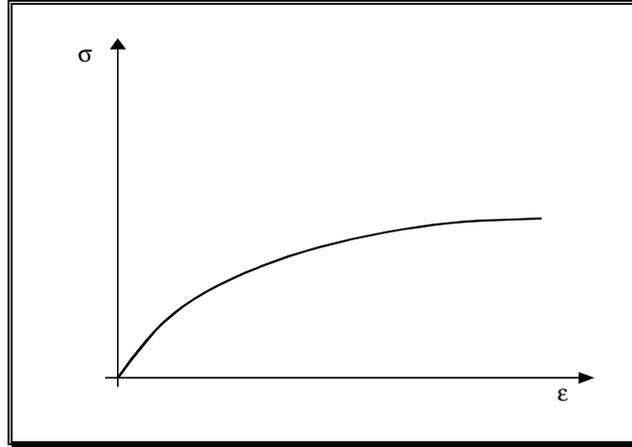


Figura 5. Comportamento σ x ϵ do PVC

Aproximando a relação σ x ϵ , por uma curva de segundo grau, e através de dados obtidos empiricamente (Kaminski, 1998) obtém-se a seguinte relação:

$$E_r = E - 29.300 \epsilon \epsilon \quad (12)$$

onde:

E módulo de elasticidade do material (para pequenas deformações)

E_r módulo de elasticidade reduzido do material

3.3 Tensão e momento devido ao enrolamento

A tensão devido ao enrolamento (σ_e), considerando o módulo de elasticidade reduzido é dada por:

$$\sigma_e = E_r \cdot \epsilon \epsilon \quad (13)$$

O momento devido ao enrolamento (M_e) de um reforçador pode ser obtido por (Moser, 1990):

$$M_e = \frac{2E_r I_x}{\phi_i} \quad (14)$$

3.4 Rigidez do tubo

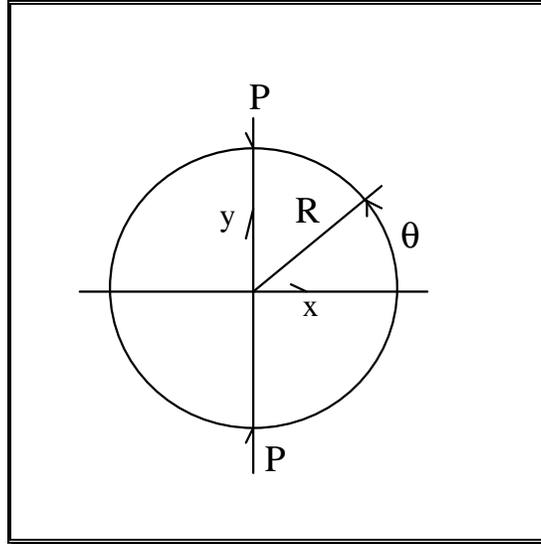


Figura 6. Exemplo ilustrativo de um anel

A redução do diâmetro na direção y para um anel sujeito a compressão é (Hartog, 1977):

$$\Delta D_y = \frac{2PR^3}{EI} \cdot \left(\frac{\pi}{8} - \frac{1}{\pi} \right) \quad (15)$$

Logo a rigidez do anel é dada por:

$$\frac{32\pi}{\pi^2 - 8} \frac{EI}{(2R)^3} \quad (16)$$

Assim sendo a rigidez linear (por unidade de comprimento) do tubo estruturado é dada por (Kaminski, 98):

$$K_t = \frac{32\pi}{\pi^2 - 8} \frac{Er.I_x}{b(\phi_i + 2y_{CG})^3} \quad \text{ou} \quad (17)$$

$$K_t \cong 54 \frac{Er.I_x}{b(\phi_i + 2y_{CG})^3}$$

3.5 Momento crítico de flambagem

Nas normas, o projeto de vigas bi e monossimétricas estão baseadas principalmente na obtenção da tensão elástica crítica para a flambagem por flexo-torção. O estudo deste fenômeno para vigas bissimétricas encontra-se bem consolidado com soluções documentadas em vários textos. Já não se pode dizer o mesmo para o caso em questão, ou seja, de reforços monossimétricos.

A abordagem que se adotou neste trabalho, foi considerar a lâmina como um conjunto de vigas (reforços) dispostos lateralmente, não considerando a transmissão de efeitos laterais de

uma viga sobre a seguinte na transversal. Também para as considerações de flambagem desprezou-se o ângulo de hélice a que o perfil estará sujeito devido ao enrolamento. Assim sendo tudo se passa como se o reforço mais chapa colaborante da base fosse curvado com raio de curvatura igual ao do tubo que se quer fabricar.

Com estas hipótese o momento crítico de flambagem é dado por (Kitipornchai & Trahair, 1980):

$$M_{crit} = c_2 \left[\sqrt{1 + K^2 + \left(\frac{\pi\delta}{2}\right)^2} + \frac{\pi\delta}{2} \right] \quad (18)$$

O valor de c_2 é dado por:

$$c_2 = \frac{\pi}{L_f} \sqrt{E_r \cdot I_y \cdot G_r \cdot I_t} \quad (19)$$

L_f é o comprimento de flambagem a ser considerado. Uma primeira aproximação, obtida através de avaliações empíricas pode ser dada por $L=10h$.

O módulo de elasticidade ao cisalhamento é dado por:

$$G_r = \frac{E_r}{2(1 + \nu)} \quad (20)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson.

O valor de K é dado por:

$$K = \sqrt{\frac{\pi^2 E_r \cdot I_w}{G_r \cdot I_t \cdot L_f^2}} \quad (21)$$

O valor de δ é dado por:

$$\delta = \frac{B_x}{L_f} \sqrt{\frac{E_r \cdot I_y}{G_r \cdot I_t}} \quad (22)$$

O parâmetro B_x aparece devido ao torque resultante das tensões de tração e compressão que surgem quando a viga torce durante a flambagem. Este fenômeno também é denominado de "Efeito Wagner" (Hartog, 1987). Para o caso de perfis bissimétrico o valor de B_x é 0, pois o torque resultante é nulo. Entretanto para perfis monossimétricos o torque não é nulo ocasionando uma alteração na rigidez a torção.

O cálculo deste parâmetro não é possível de forma direta. Assim sendo, principalmente para finalidades de projeto, foram desenvolvidas formulações aproximadas para o parâmetro B_x . Os profissionais envolvidos com o problema estavam normalmente interessados em perfis de aço onde o índice de monossimetria está mais próximo de 0,5, devido aos tipos de utilização dos mesmos, que para a aplicação em estudo. Assim normalmente estas aproximações não são adequadas para o caso em questão, por originarem diferenças grandes no domínio de trabalho para o presente caso (índice de monossimetria entre 0,9 e 1).

Assim sendo a aproximação adotada (Wang & Kitipornchai, 1989) foi:

$$B_x \cong h * \left[(2\rho - 1) + \frac{I_y}{I_x} * (\mu - \rho) \right] \quad (23)$$

3.6 Índice de flange

Uma vez obtido o momento crítico de flambagem para o perfil em estudo, a comparação entre o mesmo e o momento de enrolamento fornece a informação da possibilidade de flambagem ou não do reforço. Notar que "teóricamente", basta o momento de enrolamento ser maior que o momento crítico para que ocorra a flambagem.

Do ponto de vista aplicado é muito útil a definição do índice de flange I_f dado por:

$$I_f = \frac{M_{crit}}{M_e} \quad (24)$$

Através da avaliação deste parâmetro pode-se "calibrar" o modelo. Isto pode ser feito por exemplo experimentando enrolar um tipo de perfil em vários diâmetros diferentes de tubo, verificando o resultado prático com relação a flambagem e o valor do índice de flange. Assim obtém-se um valor de corte bastante confiável, abaixo do qual não deve ser trabalhado. Uma vez obtido este valor de corte, pode-se otimizar o reforço com relação a massa (área da seção) de modo a se conseguir um tubo com a rigidez necessária e com o mínimo consumo de material.

4. CONCLUSÃO

Este trabalho procurou mostrar o desenvolvimento realizado para a obtenção dos parâmetros de projeto necessários para o desenvolvimento e fabricação de tubos estruturados em PVC. Através de estudos iniciais identificou-se como parâmetro crítico de projeto a resistência a flambagem das nervuras quando do enrolamento da lâmina para a fabricação do tubo. Foi apresentado o desenvolvimento teórico analítico para a obtenção do momento crítico de flambagem destas lâminas. Para tanto foram utilizados conceitos desenvolvidos inicialmente para o cálculo da resistência a flambagem de perfis monossimétricos, típicos na indústria de estruturas metálicas. Sendo o material utilizado o PVC, que apresenta um comportamento mecânico diferente do aço e alumínio foi necessário incorporar estas diferenças no desenvolvimento analítico.

Todo o desenvolvimento exposto foi consolidado numa planilha eletrônica, criando uma ferramenta de projeto ágil e simples de ser utilizada, permitindo ao usuário o estudo dos perfis mais adequados para cada tipo de tubo e aplicação.

Ressalta-se ainda que os resultados alcançados são decorrentes do trabalho conjunto de engenheiros da Empresa e da Universidade, mostrando a importância, através de fatos concretos, desta parceria para o setor industrial brasileiro.

REFERÊNCIAS

1. Carlowitz, B. **Tabellarische Übersicht über die Prüfung von Kunststoffen**, 5. Auflage, Kunststoff Verlag, 1990.
2. Hartog, J.P. **Strength of Materials**, Dover Publications, 1977.
3. Hartog, J.P. **Advanced Strength of Materials**, Dover Publications, 1987.
4. Kaminski, P.C. **Memorial de Cálculo RIBLOC**, Tubos e conexões Tigre, 1998.
5. Kitipornchai, S.; Trahair, N. S. **Buckling Properties of Monosymmetric I - Beams**, Journal Of the Structural Division, vol 106, n. ST5, 1980.
6. Moser, A.P. **Buried Pipe Design**, McGraw-Hill, 1990.
7. Pi, Y. L.; Trahair N. S. **Prebuckling Deflections and Lateral Buckling I - Theory**, Journal of Structural Engineering, vol 118, n. 11, 1992.
8. Wang, C. M.; Kitipornchai, S. **New Set of Buckling Parameters for Monosymmetric Beam-Columns / Tie Beams**, Journal of Structural Engineering, vol 115, n. 6, 1989.

BUCKLING ANALYSIS OF PVC SHEETS WITH RIBS

Abstract: *This study has a technical and applied character. A PVC structured wall pipe can be produced by spirally winding a ribbed strip having a male-female lock, chemically welded by an adhesive. These pipes are “flexible” and are used mainly in underground installations, to convey fluids in free duct regime. Initial studies have indicated that the buckling resistance of the ribs from the sheet coiling to the tube manufacturing, is the critical design parameter. This study presents the theoretical analytical development in order to obtain the critical buckling moment of these sheets. This analysis uses concepts initially developed to calculate buckling resistance in monosymmetrical profiles that is very used in the metallic structure industry. Since the material used was PVC, that has different mechanical properties than steel and aluminum, it was necessary to consider the differences in the analytical treatment. It is important to emphasize that the results obtained are product of the collective work of engineers from industry and university.*

Key-words: *Buckling, structured wall pipe, PVC.*