

WEVERTON MARQUES DA SILVA

**MODELAGEM E DESENVOLVIMENTO DE UMA FERRAMENTA INTEGRADA
PARA ANÁLISE DE FADIGA EM DUTOS SUBMARINOS EM VÃO-LIVRE**

Dissertação apresentada como requisito parcial
para obtenção do grau de Mestre pelo Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Cen-
tro de Tecnologia da Universidade Federal de
Alagoas.

Orientador: Adeildo Soares Ramos Júnior
Coorientador: Eduardo Setton S. da Silveira

Maceió-AL

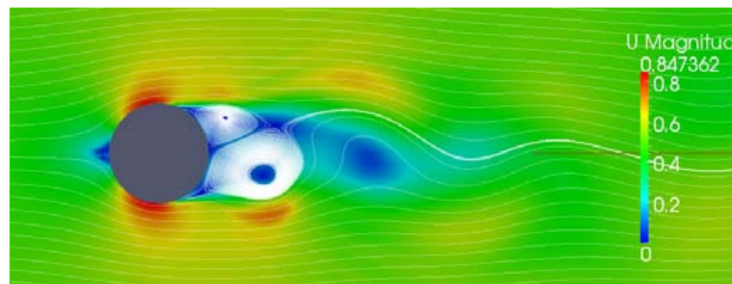
Setembro de 2019

1 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

1.1 Vibração induzida por vórtices em vãos livres

Quando um fluido de baixa viscosidade encontra um obstáculo, forma-se uma camada limite. Esta fina camada de fluido está sujeita aos efeitos das forças viscosas. Nesta camada a velocidade do fluxo varia rapidamente, ficando cada vez mais lenta, formando um escoamento rotacional dentro da camada limite. Para determinadas velocidades de escoamento, a camada limite se desprende do obstáculo, formando uma esteira de vórtices, conhecida como esteira de von Kármán (CURRIE, 2012), conforme visto na Figura 1. Como consequência direta do desprendimento de vórtices, surge uma força oscilatória transversal ao fluxo, que age sobre o obstáculo, resultando em oscilações verticais e horizontais (NIELSEN; SØREIDE; KVARME, 2002).

Figura 1 – Esteira de Von Kármán.



Fonte: Van den Abeele, Boël e Hill (2013)

A frequência do desprendimento de vórtices causado por um fluxo normal ao obstáculo (o duto em vão livre, no caso em questão), é governado pelo número de Strouhal, diâmetro externo e velocidade de fluxo (MØRK et al., 2003). O número de Strouhal pode ser obtido pela expressão

$$S_t = (fL)/V \quad (1.1)$$

onde f é a frequência de vórtices, L é o comprimento característico e V é a velocidade do fluxo. Quando a velocidade do fluxo alcança uma das frequências naturais da estrutura, ela começa a vibrar e estas duas vibrações se correlacionam, causando vibrações de grande amplitude e grande dano (*lock-in*) (MØRK et al., 2003).

Como os dutos são geralmente modelados como cilindros, é importante entender como funciona o comportamento do fluxo de fluido ao redor dessa estrutura. Segundo Sumer e Fredsoe (1995 apud BATCHELOR, 1967), ao estudar vibrações de cilindros em corrente constante, inicia-se o desprendimento de vórtices quando o número de Reynolds,

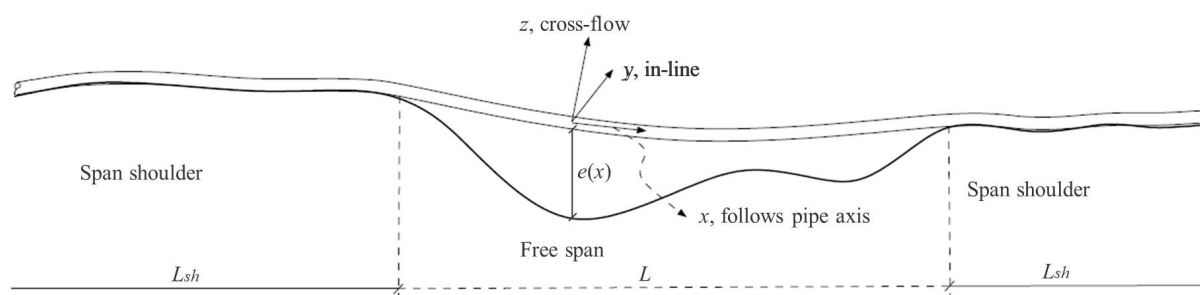
$$Re = (UD)/\nu \quad (1.2)$$

é maior que 40, onde U é a velocidade do fluxo, D é o diâmetro do cilindro e ν é a viscosidade cinemática (SUMER; FREDSOE, 1995).

O desprendimento de vórtices induz uma variação cíclica de forças no cilindro. Assim, enquanto uma força de sustentação (*lift force*) oscila à mesma frequência do desprendimento de vórtices, a força de arrasto (*drag force*) oscila à duas vezes esta mesma frequência (SUMER; FREDSOE, 1995). Essas forças oscilatórias, os vórtices, podem induzir vibrações na direção ortogonal ao fluxo, *cross-flow* (CF), e na direção do fluxo, *in-line* (IL), denominadas: vibrações induzidas por vórtices (VIV).

Os diversos dutos submarinos, que tem como objetivo o transporte de fluidos, seja entre o poço e a plataforma, entre plataformas, etc., estão sujeitos ao fluxo intermitente de cargas ambientais. Essas cargas, tornam-se um desafio ainda maior quando os dutos, instalados diretamente no irregular leito marinho, encontram-se em vãos livres (FYRILEIV; MØRK, 1998), como ilustrado na Figura 2.

Figura 2 – Duto em Vão livre e direções das oscilações.



Fonte: Det Norske Veritas (2017)

Vãos livres não aparecem apenas quando os dutos são instalados em leito irregular, mas também quando ocorre erosão posterior (*scouring*¹), devido, por exemplo, a suportes artificiais. Com o duto exposto às ondas e correntes, a parte não apoiada estará suscetível à VIV. Caso a frequência de desprendimento alcance uma das frequências naturais do duto, esse poderá entrar em ressonância. As excitações dinâmicas podem causar danos por fadiga, sendo importante identificar os corretos procedimentos de intervenção, seja no duto ou no leito marinho.

A DNVGL-RP-F105 é uma referência técnica adotada mundialmente no estudo de dutos em vão livre. Nele está presente uma metodologia baseada em modelos de resposta a fim de avaliar a fadiga causada por VIV. Estes modelos representam relações empíricas entre a velocidade reduzida (Equação 1.4) e a amplitude de resposta adimensional, utilizadas para prever as amplitudes de vibração nas direções *in-line* e *cross-flow* (MØRK et al., 2003; Det Norske Veritas, 2017). Além desta, a recomendação prática sugere também um método baseado no coeficiente de sustentação e nas curvas do coeficiente de massa adicional como

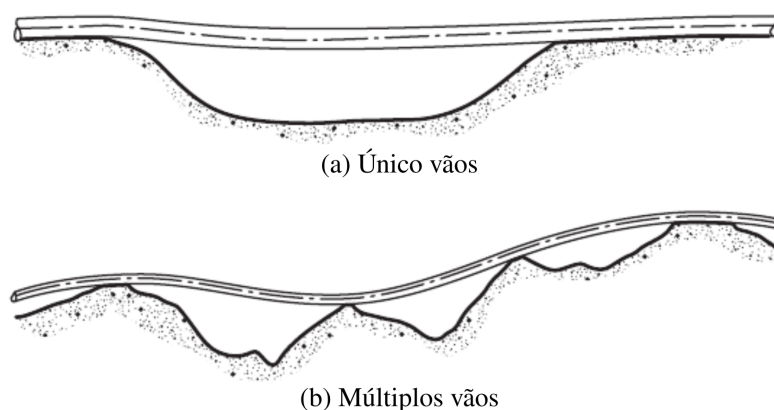
¹ Erosão do solo marinho causada pela ação de ondas ou correntes. Caracteriza-se pela remoção de sedimentos com formação de cavidades ou canais.

função da amplitude de resposta adimensional e da frequência de vibração adimensional (Det Norske Veritas, 2017). Como terceira opção, a DNVGL-RP-F105 indica o uso de fluidodinâmica computacional (CFD, na sigla em inglês) para escoamento turbulento ao redor dos dutos para avaliação do VIV.

A DNVGL-RP-F105 considera dois modelos para estimar a resposta dinâmica em um vão livre: Modelo de Resposta (*Response Model* - RM) e Modelo de Força (*Force Model* - FM). A escolha do modelo, segundo Tura et al. (1994), depende: (i) do comportamento dos carregamentos ambientais, isto é, quando há ressonância induzida por vórtice, aplica-se RM; e quando o comportamento do vão livre é afetado por carregamentos periódicos com pouca ou nenhuma amplificação dinâmica, aplica-se FM; (ii) da direção e tipo de fluxo, RM é aplicável na direção *in-line* para corrente contínua e na direção *cross-flow* para qualquer padrão de fluxo; o FM é aplicado na direção *in-line* para carregamentos de onda direto.

A DNVGL-RP-F105 pode ser aplicada para vãos únicos e múltiplos onde um modo de vibração é predominante (*single-mode*), conforme a Figura 3. Porém, a combinação de vãos de grande extensão e altas correntes, ou ainda vãos múltiplos, faz com que não apenas os modos fundamentais sejam ativados, mas também diversos outros modos de ordem mais alta (*multi-mode*).

Figura 3 – Configurações típicas para vãos.



Fonte: Adaptado de Bai e Bai (2014)

1.1.1 Modelos de respostas

Segundo a DNVGL-RP-F105 o fluxo pode ser dividido em duas zonas: (i) uma zona exterior, distante do solo marinho, onde velocidade de corrente média e a turbulência variam muito pouco na direção horizontal, e (ii) uma zona interior, onde a velocidade de corrente média e a turbulência têm variações consideráveis na direção horizontal. Uma vez que as medições da corrente são realizadas na zona exterior, fora da camada limite, a velocidade de corrente no duto

pode ser aproximada a partir da equação

$$U_c = R_c U(z_r) \frac{\ln(e + D/2) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (1.3)$$

em que $U(z_r)$ é a velocidade da corrente na altura de referência.

Uma vez encontrada a velocidade da corrente na zona interior, isto é, próxima do solo, a velocidade reduzida pode ser calculada assim

$$V_R = \frac{U_c + U_w}{f_n D} \quad (1.4)$$

onde U_w é a velocidade de fluxo induzida por onda e f_n é a frequência natural de amplitude.

O parâmetro de estabilidade, K_S , representa o amortecimento para uma dada forma modal, sendo obtido a partir da equação

$$K_S = \frac{4\pi m_e \zeta_T}{\rho_w D^2} \quad (1.5)$$

em que ρ_w é a densidade da água e ζ_T é a taxa de amortecimento modal total. Aplica-se um fator de segurança ao parâmetro de estabilidade, $K_{Sd} = K_S/\gamma_k$, sendo γ_k o fator de segurança no parâmetro de estabilidade.

Em seguida, deve-se calcular os fatores de correção para considerar a turbulência e o ângulo de ataque do fluxo

$$\begin{aligned} R_{I\theta,1} &= 1 - \pi^2 \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{2\theta_{rel}} \right) (I_c - 0,03) & 0 \leq R_{I\theta,1} \leq 1 \\ R_{I\theta,2} &= 1 - \frac{I_c - 0,03}{0,17} & 0 \leq R_{I\theta,2} \leq 1 \end{aligned} \quad (1.6)$$

onde I_c é a intensidade de turbulência.

A amplitude de resposta *in-line* depende da (Equação 1.4), V_R , do parâmetro de estabilidade, K_{Sd} , da intensidade da turbulência, I_c , e do ângulo do fluxo, θ_{rel} . O modelo de resposta pode então ser construído através do conjunto de equações a seguir

$$\frac{A_{Y,1}}{D} = \max \left(0,18 \left(1 - \frac{K_{Sd}}{1,2} \right) R_{I\theta,1}, \frac{A_{Y,2}}{D} \right) \quad (1.7)$$

$$\frac{A_{Y,2}}{D} = 0,13 \left(1 - \frac{K_{Sd}}{1,8} \right) R_{I\theta,2} \quad (1.8)$$

$$V_{R,onset}^{IL} = \begin{cases} \frac{1}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} < 0,4 \\ \frac{0,6+K_{Sd}}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } 0,4 \leq K_{Sd} < 1,6 \\ \frac{2,2}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} \geq 1,6 \end{cases} \quad (1.9)$$

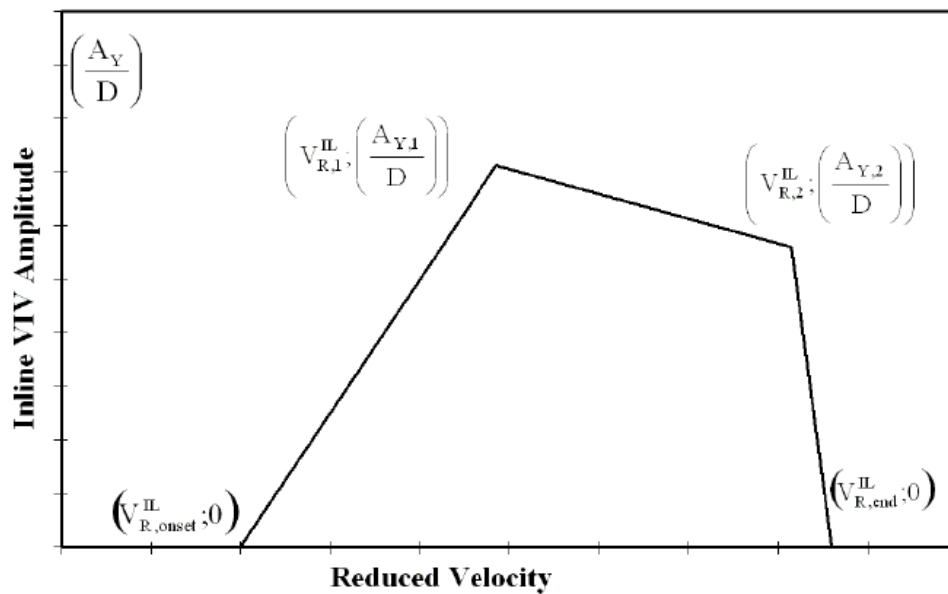
$$V_{R,end}^{IL} = \begin{cases} 4,5 - 0,8K_{Sd} & \text{para } K_{Sd} < 1,0 \\ 3,7 & \text{para } K_{Sd} \geq 1,0 \end{cases} \quad (1.10)$$

$$V_{R,1}^{IL} = 10 \left(\frac{A_{Y,1}}{D} \right) + V_{R,onset}^{IL} \quad (1.11)$$

$$V_{R,2}^{IL} = V_{R,end}^{IL} - 2 \left(\frac{A_{Y,2}}{D} \right) \quad (1.12)$$

onde $\gamma_{on,IL}$ é o fator de segurança para velocidade de corrente inicial *in-line* e $\frac{A_Y}{D}$ é a amplitude *in-line* normalizada. Com esses valores calculados, pode-se construir a curva que relaciona velocidade reduzida e amplitude de vibração para diâmetro unitário, semelhante a Figura 4.

Figura 4 – Curva de modelo de resposta *in-line*.



Fonte: Det Norske Veritas (2017)

Conforme observado na DNVGL-RP-F105, a resposta de amplitude de um duto vibrando na direção *in-line*, contempla regiões com velocidade de corrente entre 1,0 e 4,5. Temos então que a resposta na direção longitudinal depende dos parâmetros de velocidade de corrente, estabilidade, intensidade de turbulência e do ângulo entre a corrente e o duto. Percebe-se que, à medida que o parâmetro de estabilidade aumenta, a amplitude de resposta tende à diminuir, uma vez que este é proporcional ao amortecimento do sistema (Equação 1.5).

1.1.2 Modelo de resposta *cross-flow*

Para o modelo de resposta *cross-flow* também é necessário calcular um conjunto de parâmetros. Dessa vez, inicia-se com o cálculo do fator de correção para considerar a proximidade

do duto com o solo

$$\Psi_{proxi,onset} = \begin{cases} \frac{1}{5} (4 + 1,25 \frac{e}{D}) & \text{para } \frac{e}{D} < 0,8 \\ 1 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (1.13)$$

Caso o duto esteja localizado próximo ou em trincheiras é necessário considerar o fator de correção específico

$$\Psi_{trench,onset} = 1 + 0,5 \frac{\Delta}{D} \quad (1.14)$$

onde Δ é a profundidade da trincheira.

O número de Keulegan-Carpenter é definido como

$$KC = \frac{U_w}{f_w D} \quad (1.15)$$

onde $f_w = \frac{1}{T_u}$ é o período de cruzamento da frequência de onda.

A razão de velocidade de fluxo de corrente é dada por

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (1.16)$$

A partir dessas equações, se pode construir o modelo de resposta *cross-flow* através do conjunto de equações a abaixo

$$\frac{A_{Z,1}}{D} = \begin{cases} 0,9 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} < 1,5 \\ 0,9 + 0,5 \left(\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} - 1,5 \right) & \alpha > 0,8 & 1,5 \leq \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} \leq 2,3 \\ 1,3 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} > 2,3 \\ 0,9 & \alpha \leq 0,8 & KC > 30 \\ 0,7 + 0,01(KC - 10) & \alpha \leq 0,8 & 10 \leq KC \leq 30 \\ 0,7 & \alpha \leq 0,8 & KC < 10 \end{cases} \quad (1.17)$$

$$\frac{A_{Z,2}}{D} = \frac{A_{Z,1}}{D} \quad (1.18)$$

$$V_{R,onset}^{CF} = \frac{3 \cdot \Psi_{proxi,onset} \cdot \Psi_{trench,onset}}{\gamma_{on,CF}} \quad (1.19)$$

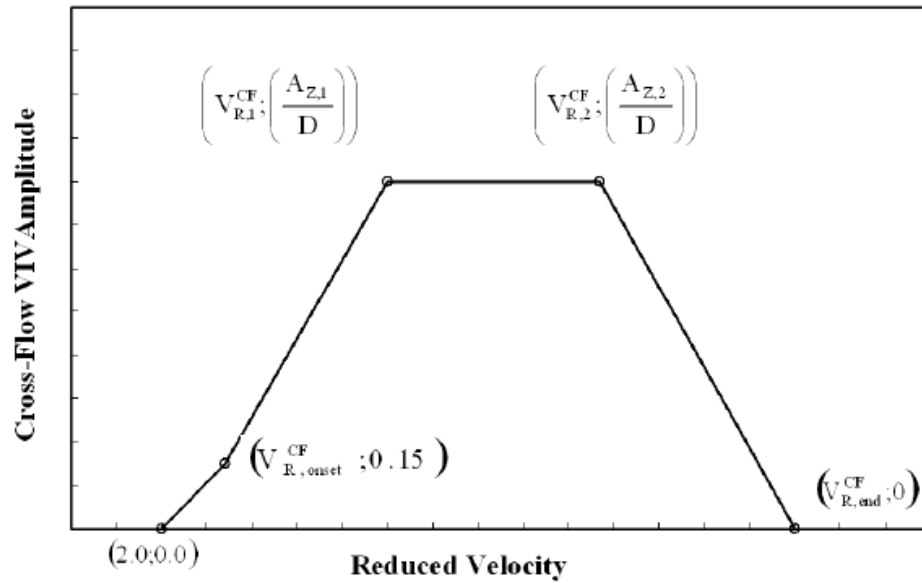
$$V_{R,end}^{CF} = 16 \quad (1.20)$$

$$V_{R,1}^{CF} = 7 - \frac{7 - V_{R,onset}^{CF}}{1,15} \left(1,3 - \frac{A_{Z,1}}{D} \right) \quad (1.21)$$

$$V_{R,2}^{CF} = V_{R,end}^{CF} - \frac{7}{1,3} \frac{A_{Z,1}}{D} \quad (1.22)$$

Com esses valores calculados, pode-se construir a curva que relaciona velocidade reduzida e amplitude de vibração para diâmetro unitário, semelhante a Figura 5.

Figura 5 – Curva de modelo de resposta *cross-flow*.



Fonte: Det Norske Veritas (2017)

1.1.3 Resposta *multi-mode*

A resposta do vão livre pode ser dada em função de uma coordenada x ao longo da direção longitudinal do duto. Para cada combinação relevante de estado de mar e velocidade de corrente, um número de modos pode ser excitado simultaneamente na mesma direção, dando origem a uma resposta *multi-mode*. Todavia, o número de modos que responderão e o quanto cada modo contribuirá para o dano por fadiga dependerá da velocidade do fluxo, da posição no eixo x e da competição com outros modos.

A DNVGL-RP-F105 define três diferentes tipos de modos:

Modos ativos são os modos que podem ser excitados por VIV. Com base no item 2.3.3 da DNVGL-RP-F105, os critério para definição de para que um modo *in-line*, com frequência $f_{IL,j}$, ou *cross-flow*, com frequência $f_{CF,j}$, seja considerado ativo é:

$$\begin{aligned} f_{IL,j} &\leq \frac{U_{\text{extreme}} \gamma_{f,IL}}{V_{R,onset}^{IL} D} \\ f_{CF,j} &\leq \frac{U_{\text{extreme}} \gamma_{f,CF}}{2D} \end{aligned} \quad (1.23)$$

sendo $\gamma_{f,IL}$ e $\gamma_{f,CF}$ coeficientes de segurança, variando de 1 a 1,3 a depender da classe de segurança e nível de definição do vão livre (item 2.7.2 da DNVGL-RP-F105). Um modo que não passível de ativação pode ser totalmente desconsiderado nas análises em todos os pontos e velocidades de fluxo.

Modos participantes são modos ativos que têm amplitude de tensão relevante em um, ou ambos os lados, de um ponto x . Para que um modo j seja considerado participante no vão, é necessário que a seguinte condição (presente no item 4.3.3) seja atendida:

$$|A_{IL/CF,j}(x)| \geq \frac{A_{IL/CF}^{\max}}{10} \text{ para algum } x \in (x_{\text{start},j}, x_{\text{end},j})$$

sendo

$$A_{IL/CF,j}(x) = (1 + CSF) D \kappa_j(x) E r$$

onde

- CSF fator de rigidez do concreto
- $\kappa_j(x)$ curvatura do modo na posição x
- E módulo de elasticidade
- r coordenada radial da seção transversal do duto
- $(x_{\text{start},j}, x_{\text{end},j})$ intervalo de influência do modo

Modos contribuintes são modos participantes que deve satisfizer um dos seguintes critérios:

- direção *cross-flow*: $(A_Z/D)_j \geq 0,1(A_Z/D)_{\max}$
- direção *in-line*: $S_{IL,j}^P(x) \geq 0,1S_{IL}^{\max}(x)$

onde $(A_Z/D)_j$ é a amplitude VIV normalizada para o j -ésimo modo, $(A_Z/D)_{\max}$ é a amplitude VIV normalizada para o modo *cross-flow* dominante, $S_{IL,j}^P(x)$ é a amplitude de tensões de reposta preliminar para o j -ésimo modo *in-line* e $S_{IL}^{\max}(x)$ é a amplitude de tensões de resposta associadas ao modo *in-line* dominante.

Baseado nos modelos de resposta *single-mode*, podemos calcular as amplitudes do VIV para todos os modos (Equação 1.1.3). Assim, precisamos calcular VIV *cross-flow* e *in-line* para cada velocidade de corrente, estado de mar e em cada ponto com se os seguintes procedimentos:

- VIV *cross-flow*
 1. Identifica-se todos os modos participantes (*single* ou *multi location*)
 2. Com o modelo de resposta *cross-flow*:
 - a) Calcula-se a amplitude VIV normalizada para cada modo $(A_Z/D)_j$
 - b) Identifica-se o modo dominante, isto é, $(A_Z/D)_{\max}$
 - c) Identificam-se os modos fracos $0,1(A_Z/D)_{\max} \leq (A_Z/D)_j \leq (A_Z/D)_{\max}$

- d) Desconsidera-se os modos irrelevantes: $(A_Z/D)_j < 0, 1(A_Z/D)_{\max}$
3. Usando o modelo de resposta para baixos valores de Keulegan-Carpenter (*low Keulegan Carpenter flow regime* - LKCR), calcula-se $(A_Z/D)_j$ para cada modo.
4. Determina-se a resposta de tensão combinada:

$$S_{comb,CF} = \max(S_{comb,CF}^{RM}, S_{comb,CF}^{LKCR})$$

5. Determina-se a frequência de contagem de ciclos:

$$f_{cyc,CF} = \begin{cases} f_{cyc,CF}^{LKCR}, & S_{comb,CF}^{RM}(x) < S_{comb,CF}^{LKCR}(x) \\ f_{cyc,CF}^{RM}, & S_{comb,CF}^{RM}(x) \geq S_{comb,CF}^{LKCR}(x) \end{cases}$$

• VIV *in-line*

1. Identifica-se todos os modos participantes (*single* ou *multi location*)
2. Com o modelo de resposta *in-line*:
 - a) Calcula-se a amplitude VIV normalizada para cada modo $(A_Y/D)_j$
 - b) Identifica-se o modo dominante, isto é, o modo com $S_{IL}^{\max}(x)$
 - c) Identificam-se potenciais modos fracos: $0, 1S_{IL,j}^{\max}(x) \leq S_{IL,j}^P(x) \leq S_{IL}^{\max}(x)$
 - d) Desconsideram-se os modos irrelevantes: $S_{IL,j}^P(x) < 0, 1S_{IL}^{\max}(x)$
3. Reduzir os modos fracos. Para VIV *in-line*, dois modos adjacentes podem competir se suas frequências forem próximas, ou agir de forma independente se estiverem distantes. A DNVGL-RP-F105 define que os modos competem se a razão entre as frequências é menor que 2, isto é, $\frac{f_{n+1}}{f_n} < 2$. Em modos adjacentes considera-se que apenas o “vencedor” da competição pode ter máxima amplificação, enquanto a amplificação do modo “perdedor” é reduzida à metade. É interessante ressaltar que modos que não competem não têm redução.
4. Calcular o intervalo de tensões *in-line* excitados pelo modo *cross-flow* dominante $S_{cross-flow-IL}(x)$.

Para cada ponto e cada modo, calcula-se o intervalo de tensões induzido por VIV *in-line* para os modos contribuintes:

$$S_{IL,j}^{RM}(x) = S_{IL,j}^P \cdot 0,5^{\beta_j(x)}$$

Assume-se que apenas o modo *cross-flow* dominante é capaz de contribuir para o movimento *in-line* induzido pelo modo transversal. Desta forma, o modo *in-line* participante cuja frequência natural é próxima a duas vezes a resposta *cross-flow* dominante é escolhido como candidato a VIV *in-line* induzido por *cross-flow*.

A amplitude de tensões *in-line* excitados pelo modo *cross-flow* dominante é dado por:

$$S_{CF-IL}(x) = 0,8 \cdot A_{IL,k}(x) \cdot \left(\frac{A_z}{D}\right)_{\max} \cdot R_k \cdot \gamma_s$$

5. Escolher o maior $S_{IL}^{RM}(x)$ e $S_{CF-IL}(x)$ para cada modo;
6. Determinar a faixa de resposta de tensão combinada,

$$S_{comb,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{m_{sig}} (S_{IL,j}(x))^2}$$

e a frequência de contagem de ciclos,

$$f_{cyc,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{m_{ug}} \left(f_{IL,j}^{con} \cdot \frac{S_{IL,j}(x)}{S_{comb,IL}(x)} \right)^2}$$

REFERÊNCIAS

- BAI, Q.; BAI, Y. *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation*. [S.l.]: Elsevier Inc., 2014. ISBN 978-0-12-386888-6. Citado na página 4.
- BATCHELOR, G. K. *An Introduction to Fluid Dynamics*. [S.l.]: Cambridge University Press, 1967. (Cambridge Mathematical Library). ISSN 9780521663960. Citado na página 2.
- CURRIE, I. G. *Fundamental Mechanics of Fluids*. Fourth. [S.l.]: Taylor & Francis, 2012. (Civil and Mechanical Engineering). ISSN 9781439874608. Citado na página 2.
- Det Norske Veritas. *DNV GL-RP-F105 Free Spanning Pipelines 2017*. [S.l.], 2017. Citado 4 vezes nas páginas 3, 4, 6 e 8.
- FYRILEIV, O.; MØRK, K. Assessment of free spanning pipelines using the DNV guideline. In: *The Eighth International Offshore and Polar Engineering Conference*. Montreal, Canada: International Society of Offshore and Polar Engineers, 1998. Citado na página 3.
- MØRK, K. et al. Assessment Of VIV Induced Fatigue In Long Free Spanning Pipelines. In: *Proceedings of OMAE 2003*. Cancun, Mexico: International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering, 2003. p. 1–7. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 3.
- NIELSEN, F. G.; SØREIDE, T. H.; KVARME, S. O. VIV Response of Long Free Spanning Pipelines. In: *21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Volume 1*. Oslo, Norway: ASME, 2002. p. 121–129. ISBN 978-0-7918-3611-8. Citado na página 2.
- SUMER, B. M.; FREDSOE, J. M. A Review On Vibrations Of Marine Pipelines. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, International Society of Offshore and Polar Engineers, 1995. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 3.
- TURA, F. et al. Guidelines for free spanning pipelines: The GUDESP project. In: *13th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. United States: American Society of Mechanical Engineers, New York, NY (United States), 1994. Citado na página 4.
- Van den Abeele, F.; BOËL, F.; HILL, M. Fatigue Analysis of Free Spanning Pipelines Subjected to Vortex Induced Vibrations. In: *Volume 7: CFD and VIV*. Nantes, France: American Society of Mechanical Engineers, 2013. p. V007T08A039. ISBN 978-0-7918-5541-6. Citado na página 2.