

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ALAGOAS  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

WEVERTON MARQUES DA SILVA

**MODELAGEM E DESENVOLVIMENTO DE UMA APLICAÇÃO DE UMA PARA  
ANÁLISE DUTOS EM VÃO-LIVRE**

Maceió-AL

Setembro de 2019

WEVERTON MARQUES DA SILVA

**MODELAGEM E DESENVOLVIMENTO DE UMA APLICAÇÃO DE UMA PARA  
ANÁLISE DUTOS EM VÃO-LIVRE**

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

Orientador: Adeildo Soares Ramos Júnior  
Coorientador: Eduardo Setton Sampaio da  
Silveira

Maceió-AL

Setembro de 2019

## **RESUMO**

TODO.

**Palavras-chaves:** Análise Paramétrica; Assentamento de duto; Dutos Submarinos.

## ABSTRACT

TODO.

**Keywords:** TODO.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

|   |    |
|---|----|
| Figura 1.1 – Esteira de von Kármán . . . . .  | 8  |
| Figura 1.2 – Duto em Vão livre e direções das oscilações . . . . .  | 9  |
| Figura 1.3 – Curva de modelo de resposta <i>in-line</i> . . . . .   | 14 |
| Figura 1.4 – Curva de modelo de resposta <i>cross-flow</i> . . . . .  | 16 |
| Figura 1.5 – Visão geral dos componentes avaliados na recomendação técnica DNVGL-<br>RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a). . . . . | 20 |
| Figura 1.6 – Vãos isolados (Det Norske Veritas, 2017a). . . . .   | 20 |
| Figura 1.7 – Vãos múltiplos interativos (Det Norske Veritas, 2017a). . . . .  | 20 |
| Figura 1.8 – Curva SN típica (Det Norske Veritas, 2017a). . . . .   | 24 |

## **LISTA DE TABELAS**

|  |    |
|--|----|
| Tabela 1 – Características do vão livre. . . . . | 21 |
|--|----|

## **LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

|     |                               |
|-----|-------------------------------|
| MEF | Método dos Elementos Finitos  |
| VIV | Vibração Induzida por Vórtice |

## SUMÁRIO

|            |  |           |
|------------|--|-----------|
| <b>1</b>   | <b>VIBRAÇÃO INDUZIDA POR VÓRTICES EM VÃOS LIVRES . . . . .</b> | <b>8</b>  |
| <b>1.1</b> | <b>Modelo de resposta <i>in-line</i> . . . . .</b>             | <b>12</b> |
| <b>1.2</b> | <b>Modelo de resposta <i>cross-flow</i> . . . . .</b>          | <b>14</b> |
| <b>1.3</b> | <b>Resposta <i>multi-mode</i> . . . . .</b>                    | <b>16</b> |
| <b>1.4</b> | <b>Avaliação de dutos em vão livre . . . . .</b>               | <b>19</b> |
| <b>1.5</b> | <b>Critérios de Projeto . . . . .</b>                          | <b>21</b> |
| <b>1.6</b> | <b>Condições ambientais . . . . .</b>                          | <b>25</b> |
|            | <b>REFERÊNCIAS . . . . .</b>                                   | <b>27</b> |



## 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 1.1. 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 citeNi.

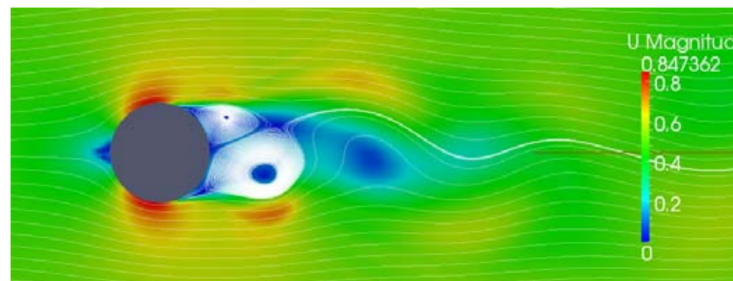


Figura 1.1 – Esteira de Von Kármán.  
Fonte: (Van den Abeele; BOËL; HILL, 2013).

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  $S_t = (fL)/V$ , 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. Ao estudar vibrações de cilindros em corrente constante, inicia-se o desprendimento de vórtices quando o número de Reynolds,  $Re = (U \cdot D)/\nu$ , é maior que 40, onde  $U$  é a velocidade do fluxo,  $D$  é o diâmetro do cilindro e  $\nu$  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). Estas 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 1.2.

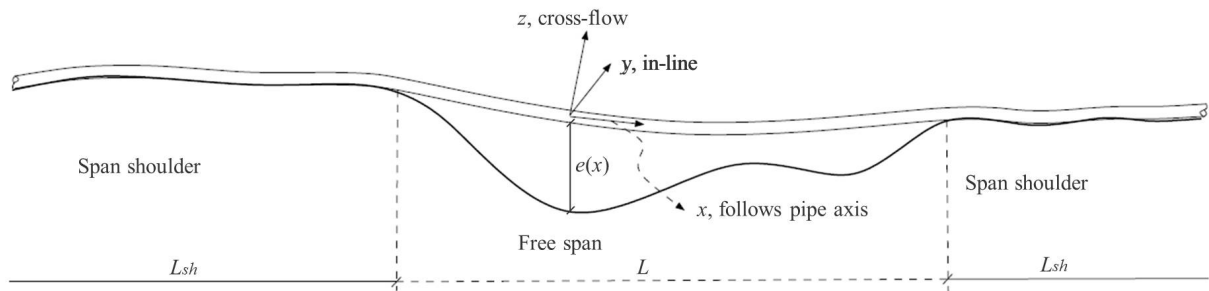


Figura 1.2 – Duto em Vão livre e direções das oscilações.

Fonte: (Det Norske Veritas, 2017a).

Porém, vãos livres não aparecem apenas quando os dutos são instalados em leito irregular, mas também quando ocorre erosão posterior (*scouring*<sup>1</sup>), devido, por exemplo, a suportes artificiais. Com o duto exposto à 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 utiliza uma metodologia baseada em modelos de resposta para avaliar a fadiga causada por VIV em dutos em vão livre. Estes modelos representam relações empíricas entre a velocidade reduzida (Equação 1.17) 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, 2017a). Além desta, a recomendação prática sugere também um método baseado no coeficiente de sustentação e nas curvas do coeficiente de massa adicional como função da amplitude de resposta adimensional e da frequência de vibração adimensional (Det Norske Veritas, 2017a). 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

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

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*). 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*).

A primeira etapa do cálculo das frequências de vibração dos dutos em vão livre é o cálculo da força axial efetiva,  $S_{eff}$ , e os parâmetros de rigidez do solo  $K_v$ ,  $K_t$  calculados por meio das Equações 1.7 e 1.8, sendo  $K_{v,s}$  um valor tabelado de acordo com o tipo de solo escolhido.

Com o intuito de demonstrar a formulação do modelo de resposta para o caso *single mode* de um duto totalmente restringido, tem-se que a tensão axial efetiva é dada por

$$S_{eff} = H_{eff} - \Delta p_i A_i (1 - 2\nu) - A_s E \Delta T \alpha_E \quad (1.1)$$

onde

- $H_{eff}$  tensão efetiva de lançamento
- $\Delta p_i$  diferencial de pressão interna em relação ao lançamento
- $A_i$  área da seção transversal interna do duto de aço
- $\nu$  coeficiente de Poisson
- $A_s$  área da seção transversal externa do duto de aço
- $E$  módulo de elasticidade
- $\Delta T$  diferencial de temperatura em relação ao lançamento
- $\alpha_E$  coeficiente de expansão de temperatura

Em seguida, calcula-se a carga crítica de flambagem, definida como

$$P_{cr} = (1 + CSF) C_2 \pi^2 EI / L_{eff}^2 \quad (1.2)$$

com

$$CSF = k_c \left( \frac{EI_{conc}}{EI} \right)^{0,75} \quad (1.3)$$

onde

- $CSF$  fator de rigidez do concreto
- $C_2$  coeficiente das condições de contorno
- $EI$  rigidez à flexão do aço
- $L_{eff}$  comprimento efetivo do vão
- $k_c$  constante empírica para a rigidez do concreto
- $EI_{conc}$  rigidez à flexão do concreto

A constante empírica  $k_c$  considera a deformação/deslizamento no revestimento anti-corrosão e as fraturas no revestimento de concreto.

O comprimento efetivo do vão, dado pelo produto do comprimento do vão por um fator de escala, é necessário visto que as condições de contorno nos ombros (*shoulders*) que o duto se apoia estão entre *pinned-pinned* e *fixed-fixed*<sup>2</sup>. Logo, temos que

$$\frac{L_{\text{eff}}}{L} = \begin{cases} 4,73/(-0,066\beta^2 + 1,02\beta + 0,63) & \text{para } \beta \geq 2,7 \\ 4,73/(0,036\beta^2 + 0,61\beta + 1) & \text{para } \beta < 2,7 \end{cases} \quad (1.4)$$

com

$$\beta = \log_{10} \left( \frac{KL^4}{(1 + CSF)EI_{\text{conc}}} \right) \quad (1.5)$$

onde  $L$  é o comprimento real do vão e  $K$  é a rigidez estática ou dinâmica do solo por unidade de comprimento.

Pode-se encontrar o módulo de Young do concreto a partir da expressão

$$E_{\text{conc}} = 10000f_{cn}^{0,3} \quad (1.6)$$

onde  $f_{cn}$  é a resistência de fabricação do concreto.

Os parâmetros de rigidez do solo são calculado com base na DNVGL-RP-F114 (Det Norske Veritas, 2017b). A rigidez dinâmica do solo por metro na direção vertical (*cross-flow*) é dada por

$$K_v = \frac{C_v}{1 - \nu_{\text{soil}}} \left( \frac{2\rho_s}{3\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D} \quad (1.7)$$

e a rigidez dinâmica do solo por metro na direção lateral (*in-line*) por

$$K_l = C_l(1 + \nu_{\text{soil}}) \left( \frac{2\rho_s}{3\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D} \quad (1.8)$$

onde

- $C_v$  fator de rigidez dinâmica do solo na direção vertical
- $C_l$  fator de rigidez dinâmica do solo na direção longitudinal
- $\nu_{\text{soil}}$  coeficiente de Poisson do solo
- $\rho_s$  massa específica do duto
- $\rho$  massa específica da água deslocada
- $D$  diâmetro externo do duto (incluindo revestimento)

Caso não seja um dado advindo das medições, ou estimado analiticamente, é necessário calcular a deflexão estática *mid-span*, que é dada por

$$\delta = C_6 \frac{qL_{\text{eff}}^4}{EI(1 + CSF)} \frac{1}{S_{\text{eff}}/P_{cr}} \quad (1.9)$$

onde  $C_6$  é um coeficiente da condição de contorno e  $q$  é o peso submerso.

<sup>2</sup> Valores dos fatores  $C_1$  a  $C_6$  estão dispostos na Tabela 6-1 (Det Norske Veritas, 2017a, p. 111), e só devem ser utilizados apenas para cenários *single-span*.

A frequência natural fundamental, a ser definida para as direções *in-line* e *cross-flow*, pode ser aproximada a partir de

$$f_1 \approx C_1 \sqrt{1 + CSF} \sqrt{\frac{EI}{m_e} L_{eff}^4} \left( 1 + \frac{S_{eff}}{P_{cr}} + C_3 \left( \frac{\delta}{D} \right)^2 \right) \quad (1.10)$$

onde  $C_1$  e  $C_3$  são coeficientes de condições de contorno e  $m_e$  é a massa efetiva, incluindo a massa estrutural, massa do fluido interno e massa adicional.

Desta forma, o efeito da massa adicional pode ser modelado a partir do coeficiente de massa adicional ( $C_a$ ), que pode ser aplicado para superfícies suaves ou rugosas do duto e deve ser aplicada para frequência natural da água parada, sendo calculado da seguinte forma

$$C_a = \begin{cases} 0,68 + \frac{1,6}{1+5(e/D)} & \text{para } e/D < 0,8 \\ 1 & \text{para } e/D \geq 0,8 \end{cases} \quad (1.11)$$

onde  $e$  corresponde ao *gap* do vão, isto é, a distância entre o duto e o solo marinho.

Além disto, podem-se calcular também a amplitude máxima de tensão para o diâmetro unitário para os modos fundamentais *in-line* (*IL*) e *cross-flow* (*CF*) assim

$$A_{IL/CF,1}^{\max} = 2C_4(1 + CSF) \frac{DEr}{L_{eff}^2} \quad (1.12)$$

em que  $r$  é uma coordenada radial da seção transversal do duto e  $C_4$  é um coeficiente de condição de contorno.

Por fim, finaliza-se esta etapa com o cálculo do fator de redução para corrente,  $R_C$ , que será aplicado na velocidade de referência, sendo calculado assim

$$R_C(z) = R_c \frac{\ln(z) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (1.13)$$

com o fator de referência dado por

$$R_c = \sin(\theta_{rel})$$

onde  $z$  é a altura acima do solo,  $z_0$  é o parâmetro de rugosidade,  $z_r$  é a altura de medição de referência e  $\theta_{rel}$  é o ângulo formado entre a corrente e o duto.

Podemos utilizar os resultados das equações acima para a construção dos modelos de resposta relacionando a velocidade do fluxo com a amplitude de vibração. Pela DNVGL-RP-F105, as vibrações *in-line* e *cross-flow* devem ser consideradas em modelos de resposta separados.

### 1.1 Modelo de resposta *in-line*

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

$$K_S = \frac{4\pi m_e \zeta_T}{\rho_w D^2} \quad (1.14)$$

em que  $\rho_w$  é a densidade da água e  $\zeta_T$  é a taxa de amortecimento modal total. Aplica-se um fator de segurança ao parâmetro de estabilidade,  $K_{Sd} = K_S/\gamma_k$ , sendo  $\gamma_k$  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

$$\begin{aligned} R_{I\theta,1} &= 1 - \pi^2 \left( \frac{\pi}{2} - \sqrt{2\theta_{rel}} \right) (I_c - 0,03) & 0 \leq R_{I\theta,1} \leq 1 \\ R_{I\theta,2} &= 1 - \frac{I_c - 0,03}{0,17} & 0 \leq R_{I\theta,2} \leq 1 \end{aligned} \quad (1.15)$$

onde  $I_c$  é a intensidade de turbulência.

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 tem 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

$$U_c = R_c U(z_r) \frac{\ln(e + D/2) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (1.16)$$

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

$$V_R = \frac{U_c + U_w}{f_n D} \quad (1.17)$$

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

A amplitude de resposta *in-line* depende da (Equação 1.17),  $V_R$ , do parâmetro de estabilidade,  $K_{Sd}$ , da intensidade da turbulência,  $I_c$ , e do ângulo do fluxo,  $\theta_{rel}$ . O modelo de resposta pode então ser construído através do conjunto de equações a seguir

$$\frac{A_{Y,1}}{D} = \max \left( 0,18 \left( 1 - \frac{K_{Sd}}{1,2} \right) R_{I\theta,1}, \frac{A_{Y,2}}{D} \right) \quad (1.18)$$

$$\frac{A_{Y,2}}{D} = 0,13 \left( 1 - \frac{K_{Sd}}{1,8} \right) R_{I\theta,2} \quad (1.19)$$

$$V_{R,onset}^{IL} = \begin{cases} \frac{1}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} < 0,4 \\ \frac{0,6+K_{Sd}}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } 0,4 \leq K_{Sd} < 1,6 \\ \frac{2,2}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} \geq 1,6 \end{cases} \quad (1.20)$$

$$V_{R,end}^{IL} = \begin{cases} 4,5 - 0,8K_{Sd} & \text{para } K_{Sd} < 1,0 \\ 3,7 & \text{para } K_{Sd} \geq 1,0 \end{cases} \quad (1.21)$$

$$V_{R,1}^{IL} = 10 \left( \frac{A_{Y,1}}{D} \right) + V_{R,onset}^{IL} \quad (1.22)$$

$$V_{R,2}^{IL} = V_{R,end}^{IL} - 2 \left( \frac{A_{Y,2}}{D} \right) \quad (1.23)$$

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 1.3.

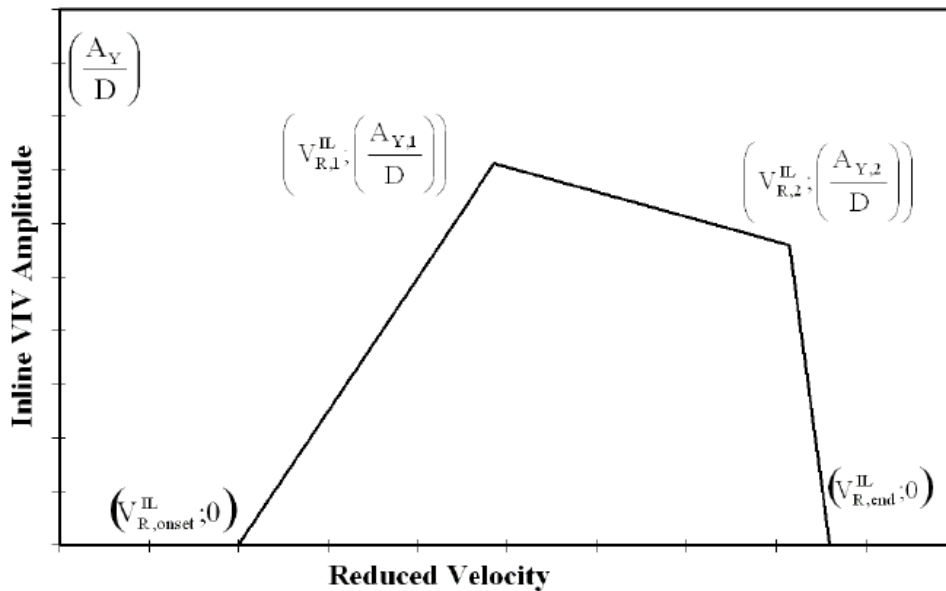


Figura 1.3 – Curva de modelo de resposta *in-line*.

Fonte: Det Norske Veritas (2017a)

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 em que o parâmetro de estabilidade aumenta, a amplitude de resposta tende à diminuir, uma vez que este é proporcional ao amortecimento do sistema (Equação 1.14).

## 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

$$\Psi_{proxi,onset} = \begin{cases} \frac{1}{5} (4 + 1,25 \frac{e}{D}) & \text{para } \frac{e}{D} < 0,8 \\ 1 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (1.24)$$

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

$$\Psi_{trench,onset} = 1 + 0,5 \frac{\Delta}{D} \quad (1.25)$$

onde  $\Delta$  é a profundidade da trincheira.

O número de Keulegan-Carpenter é definido como

$$KC = \frac{U_w}{f_w D} \quad (1.26)$$

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

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (1.27)$$

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

$$\frac{A_{Z,1}}{D} = \begin{cases} 0,9 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} < 1,5 \\ 0,9 + 0,5 \left( \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} - 1,5 \right) & \alpha > 0,8 & 1,5 \leq \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} \leq 2,3 \\ 1,3 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} > 2,3 \\ 0,9 & \alpha \leq 0,8 & KC > 30 \\ 0,7 + 0,01(KC - 10) & \alpha \leq 0,8 & 10 \leq KC \leq 30 \\ 0,7 & \alpha \leq 0,8 & KC < 10 \end{cases} \quad (1.28)$$

$$\frac{A_{Z,2}}{D} = \frac{A_{Z,1}}{D} \quad (1.29)$$

$$V_{R,onset}^{CF} = \frac{3 \cdot \Psi_{proxi,onset} \cdot \Psi_{trench,onset}}{\gamma_{on,CF}} \quad (1.30)$$



$$V_{R,end}^{CF} = 16 \quad (1.31)$$

$$V_{R,1}^{CF} = 7 - \frac{7 - V_{R,onset}^{CF}}{1,15} \left( 1,3 - \frac{A_{Z,1}}{D} \right) \quad (1.32)$$

$$V_{R,2}^{CF} = V_{R,end}^{CF} - \frac{7}{1,3} \frac{A_{Z,1}}{D} \quad (1.33)$$

Com esses valores calculados, pode-se construir a curva que relaciona velocidade reduzida e amplitude de vibração para diâmetro unitário, semelhante a Figura 1.4.

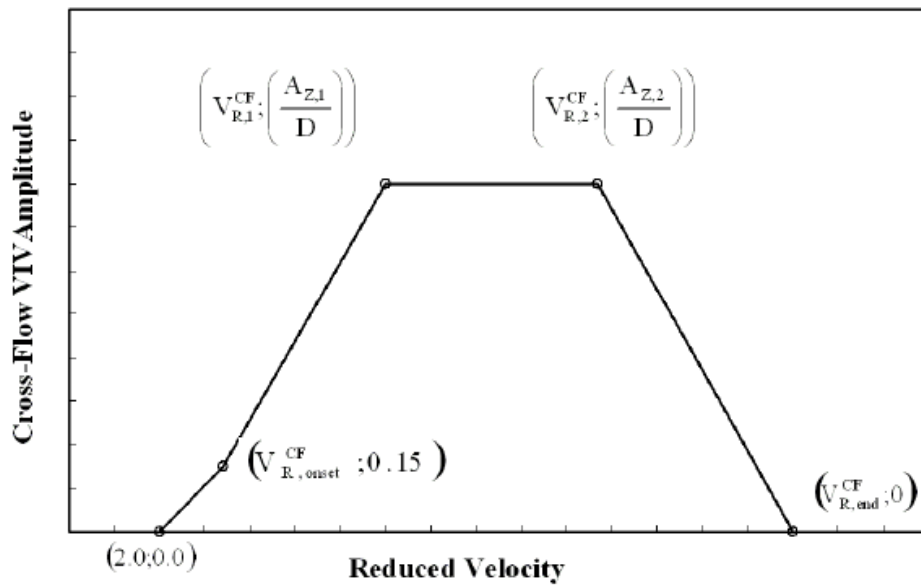


Figura 1.4 – Curva de modelo de resposta *cross-flow*.

Fonte: Det Norske Veritas (2017a)

### 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:

$$\begin{aligned} f_{IL,j} &\leq \frac{U_{\text{extreme}} \gamma_{f,IL}}{V_{R,\text{onset}}^{IL} D} \\ f_{CF,j} &\leq \frac{U_{\text{extreme}} \gamma_{f,CF}}{2D} \end{aligned} \quad (1.34)$$

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 tem 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*:  $S_{IL,j}^P(x) \geq 0,1 S_{IL}^{\max}(x)$

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. 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:

$$S_{comb,cross-flow} = \max(S_{comb,cross-flow}^{RM}, S_{comb,cross-flow}^{LKCR})$$

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

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

- 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:  $0,1S_{IL}^{max}(x) \leq S_{IL,j}^P(x) \leq S_{IL}^{max}(x)$
  - 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 tem 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*.

$$| f_{IL,k}^{part} - 2 \cdot f_{cross-flow-RES,i} |$$

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

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

5. Comparar  $S_{IL}^{RM}(x)$  e  $S_{cross-flow-IL}(x)$  e escolher o maior;
6. Determinar a faixa de resposta de tensão combinada,  $S_{comb,IL}(x)$ , e a frequência de contagem de ciclos,  $f_{cyc,IL}$ .

#### 1.4 Avaliação de dutos em vão livre

O objetivo da recomendação prática DNVGL-RP-F105 é fornecer os critérios de projeto e recomendações práticas para aplicação em dutos em vão livre sujeitos à ação combinada de ondas e correntes. Os critérios de projeto são específicos para análises de Estado Limite último (ULS) e Estado Limite de Fadiga (FLS) devido a VIV *in-line* e *cross-flow*, segundo a DNVGL-RP-F105.

Alguns pontos devem ser considerados na avaliação:

- A análise de fadiga deve levar em consideração um período de tempo representativo em que o duto esteja efetivamente em vão livre. citeFyrileiv1998 mostram que devido ao tipo e condições do solo, os vãos desenvolvem-se continuamente, aparecendo ou desaparecendo.
- Integrar sobre todos os ciclos de tensões, para cada mudança ambiental, desenvolvimento do vão e mudanças nas condições operacionais citeMork1999. É uma fase de extrema importância, dado que cada variação de tensão que seja capaz de gerar dano deve ser levada em consideração.
- Devem ser verificadas todas as seções do duto que possam contribuir para o dano geral em todos os modos de vibração.
- Cálculo confiável das frequências naturais e dos modos associados.

De acordo com a Figura 1.5, é possível identificar um fluxo de trabalho para a avaliação. A etapa inicial é formada pelo levantamento dos dados do projeto e dos dados ambientais. O ambiente marinho será então descrito em termos probabilísticos com curvas de distribuição de ondas e corrente incidentes no duto, determinando as características de fluxo e os carregamentos hidrodinâmicos que agem no vão livre.

Figura 1.5 – Visão geral dos componentes avaliados na recomendação técnica DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a).

Para classificar os vãos livres devemos, primeiro, definir seus parâmetros, cenários e saber quais são interativos e isolados. De forma geral, um vão livre é considerado isolado quando entre ele e outro vão houver uma faixa considerada com contato duto-solo, conforme o exemplo demonstrado na Figura 1.2. Entretanto, é possível que existam vãos separados onde ocorra interação entre eles (Figura 1.6).

Figura 1.6 – Vãos isolados (Det Norske Veritas, 2017a).

Destarte, incluímos aqui uma definição mais precisa para avaliação de vãos livres isolados ou que interagem entre si. Um vão livre será considerado isolado quando seu comportamento, seja estático ou dinâmico, não for afetado por outros vãos na vizinhança. Assim, na Figura 1.6, se considerarmos que os modos representados são os únicos modos ativos, isto é, todos os modos que podem ser excitados por VIV, estes dois vãos não exercem influência um sobre o outro.

Por outro lado, se considerássemos outros modos ativos, de forma que o comportamento dinâmico de cada vão fosse afetado pelo outro, teríamos vãos múltiplos interativos. De forma análoga, a DNVGL-RP-F105 mostra um típico cenário de vãos múltiplos interativos (Figura 1.7).

Figura 1.7 – Vãos múltiplos interativos (Det Norske Veritas, 2017a).

A importância de classificar os vãos em isolados ou interativos está nas análises estáticas e modais de amplitude livre. Os multi-vãos interativos não podem ser avaliados usando abordagens isoladas de um único vão, pois se estes interagem é possível observar os seguintes efeitos:

- Diminuição de frequências modais;
- Diminuição das tensões modais associadas;
- Alterações na deflexão estática;
- Modos adicionais podem responder ao VIV ou carregamentos direto de ondas.

Como o efeito da fadiga e cargas ambientais dependem da resposta modal do duto, as consequências das interações devem ser consideradas.

A interação entre os modos, segundo a DNVGL-RP-F105, depende da rigidez à flexão do duto, rigidez axial, *gap*, rigidez do solo, força axial efetiva, comprimento do vão, comprimento dos ombros intermediários e geometria do ombro. Para citeIlstad2005, num cenário de vãos múltiplos, o comprimento e a interação entre vãos depende diretamente da rigidez do solo nos ombros, visto que, a depender das condições de solo, a reação de apoio pode ser bem distribuída, no caso de solos elásticos, ou concentradas, em solos mais rígidos.

Outro importante fator diz respeito ao comportamento da resposta do duto por meio da relação  $L/D$ , conforme a Tabela 1, onde  $L$  é o comprimento e  $D$  é o diâmetro do duto.

Tabela 1 – Características do vão livre.

| $L/D$             | Resposta  |
|-------------------|---|
| $L/D < 30$        | Pouca amplificação dinâmica.                                  |
| $30 < L/D < 100$  | Resposta dominada por comportamento de viga.                  |
| $100 < L/D < 200$ | Resposta dominada por comportamento combinado de viga e cabo. |
| $L/D > 200$       | Resposta dominada por comportamento de cabo.                  |

Ainda que a recomendação prática estabeleça vários limites de resposta, a literatura mostra que dutos com vãos longos são aqueles com  $L/D > 150$  citeIlstad2005. Um experimento interessante acerca dessa relação foi realizado por citeNielsen2002, onde ficou comprovado que para razões  $L/D$  menores ( $L/D \leq 100$ ) o duto tem o comportamento de viga e, do contrário ( $L/D \geq 200$ ), comportamento de cabo. Vale ressaltar que, à época do trabalho citeNielsen2002, a prática era relevante para vãos livres com razão  $L/D \leq 120$ .

## 1.5 Critérios de Projeto

Segundo citeMork2003, é comum que se permitam os vãos livres, desde que a integridade do duto não seja comprometida. Isto é, se os dois critérios, FLS e ULS, forem atendidos, VIV e carregamento de onda direta são aceitáveis (Det Norske Veritas, 2017a). Para tanto, todos os modos ativos são considerados nos cálculos dos critérios FLS e ULS (MØRK et al., 2003).

A DNVGL-RP-F105 explica que, após a definição de diâmetro, material, espessura, potenciais trincheira e revestimento, deve-se verificar a eventual ocorrência de flambagem global e como liberar a força axial efetiva antes mesmo de avaliar os vãos livres. citeSkomedal1991 salienta que a força efetiva é um fator importante para o comportamento de um duto em vão livre.

Como os vãos estão sujeitos a carregamentos ambientais, é fácil perceber sua característica não estacionária. A DNVGL-RP-F105 separa os vãos-livres em duas categorias: àqueles induzidos por *scouring*, em outras palavras, causados por erosão ou ondulações, onde o cenário do vão pode mudar com o tempo; e induzido por irregularidades, causado pelo perfil irregular do solo, embora não mude com o tempo, pode ser influenciado pelas condições operacionais. Acerca

do *scouring*, citeSumer1995 reinteram que os vãos desenvolvidos por este fenômeno tendem a mudar de localização rotineiramente. Devido a isto, há maiores desafios na avaliação desta categoria de vãos citeMork1999.

O critério de prevenção de VIV aventado pela recomendação prática é aplicado para determinar se considerar-se-á VIV no cálculo de FLS e ULS para um vão livre. Consequentemente, se algum dos critérios for violado, pode ser aplicado o critério *fatigue screening*, ou serão aplicados os cálculos de fadiga completa e cálculos de carregamentos ambientais extremos. Outrossim, para o caso de fluxo dominado por ondas, os cálculos de fadiga completa e carregamentos ambientais extremos devem ser realizados de toda forma.

As mais baixas frequências naturais nas direções *in-line* e *cross-flow* são dadas, respectivamente, por

$$f_{IL,1} > \frac{U_{extreme} \cdot \gamma_{f,IL}}{V_{R,onset}^{IL} D} \quad (1.35)$$

$$f_{cross-flow,1} > \frac{U_{extreme} \cdot \gamma_{f,cross-flow}}{2D}$$

onde

|   |   |
|---|---|
| $U_{extreme}$                             | evento ambiental característico   |
| $\gamma_{f,IL}$ e $\gamma_{f,cross-flow}$ | fatores de segurança na respectiva frequência (conforme determinado na DNVGL-RP-F105) |
| $V_{R,onset}^{IL}$                        | valor da velocidade de corrente que inicia VIV <i>in-line</i>                         |
| $D$                                       | diâmetro externo no duto, incluindo revestimento                                      |

Logo, se as inequações forem atendidas, não é esperado que ocorra VIV durante o período de exposição do projeto.

A condição ambiental característica utilizada nesse critério deve refletir a resposta extrema mais provável de acontecer para um dado período de exposição. Para condições operacionais permanentes e fases temporárias com duração superior a 12 meses, aplica-se um período de retorno de 100 anos. E, caso não estejam disponíveis informações acerca da probabilidade conjunta de ondas e corrente, aplica-se a mais severa dentre as condições a seguir:

- A condição de retorno de 100 anos para **ondas** combinada com a condição de retorno de 10 anos para **corrente**.
- A condição de retorno de 10 anos para **ondas** combinada com a condição de retorno de 100 anos para **corrente**.

Assim, o evento ambiental característico é dado por

$$U_{extreme} = \max(U_{c,100-year} + U_{w,10-year}, U_{c,10-year} + U_{w,100-year}) \quad (1.36)$$

onde

$U_{c,i-year}$   $i$ -ésimo período de retorno para o componente perpendicular da corrente no nível do duto

$U_{w,i-year}$   $i$ -ésimo período de retorno para o componente perpendicular da velocidade significante de fluxo induzido por onda no nível do duto

Para fases temporárias entre 3 dias e 12 meses, aplica-se um período de retorno de 10 anos. Uma aproximação para esta condição é tirada da mais severa entre as condições abaixo:

- A condição de retorno de 10 anos para **ondas** combinada com a condição de retorno de 1 ano para **corrente**.
- A condição de retorno de 1 ano para **ondas** combinada com a condição de retorno de 10 anos para **corrente**.

Logo, o evento ambiental característico é dado por

$$U_{extreme} = \max(U_{c,10-year} + U_{w,1-year}, U_{c,1-year} + U_{w,10-year}) \quad (1.37)$$

A proposta do critério *screening* é permitir um dano por fadiga causado por VIV decorrente de carregamentos de corrente e onda combinados. Assim, calibra-se a formulação de tal forma que se permita que esta vida a fadiga seja superior a 50 anos. Assume-se, então, que a resposta de vibração ocorre no primeiro modo de vibração e, caso isto seja violado, é crucial uma análise mais detalhada de fadiga, lembrando sempre de verificar o critério ULS. A seguir são analisados dois modos de vibração, correspondendo às duas direções de fluxo, *in-line* e *cross-flow*.

- Para vibrações *in-line*, tem-se que as frequências naturais,  $f_{IL,j}$ , é dada por

$$\frac{f_{IL,j}}{\gamma_{IL}} > \frac{U_{c,100-year}}{V_{R,D onset}^{IL}} \left(1 - \frac{L/D}{250}\right) \frac{1}{\bar{\alpha}} \quad (1.38)$$

com

$$\bar{\alpha} = U_{c,100-year} / (U_{w,1-year} + U_{c,100-year}) \quad (1.39)$$

onde

$\gamma_{IL}$  fator de segurança *in-line*

$U_{c,100-year}$  velocidade de corrente no nível do duto para um período de recorrência de 100 anos

$L$  comprimento do vão livre

$\bar{\alpha}$  relação entre as velocidades de fluxo da correnteza e da onda<sup>3</sup>

- De forma semelhante, para vibrações *cross-flow*, tem-se o cálculo das frequências naturais,  $f_{cross-flow,j}$ , dado por

$$\frac{f_{cross-flow,j}}{\gamma_{cross-flow}} > \frac{U_{c,100-year} + U_{w,1-year}}{V_{R,onset}^{cross-flow} D} \quad (1.40)$$



onde

|                            |  |
|----------------------------|--|
| $\gamma_{cross-flow}$      | fator de segurança <i>cross-flow</i>   |
| $U_{w,1-year}$             | velocidade da onda incidente no duto para um período de recorrência de 1 ano |
| $V_{R,onset}^{cross-flow}$ | valor da velocidade de corrente para vibração <i>cross-flow</i>              |

O critério de fadiga é formulado como

$$\eta T_{life} \geq T_{exposure} \quad (1.41)$$

onde  $\eta$  é a taxa de dano por fadiga permitida,  $T_{life}$  é a capacidade de vida do projeto, e  $T_{exposure}$  é o tempo de vida do projeto ou o tempo de exposição ao carregamento.

A avaliação do dano por fadiga é baseado na lei de acumulação de Palmgren-Miner, onde o incremento de dano por ciclo depende apenas dos parâmetros de carregamento. Assim, calcula-se o dano por fadiga acumulado como sendo

$$D_{fat} = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (1.42)$$

onde  $n_i$  corresponde ao número total de ciclos de tensão correspondente à faixa de tensão  $S_i$ , e  $N_i$  ao número de ciclos para a falha na faixa de tensão  $S_i$ .

O número  $N_i$ , definido na curva S-N, relaciona o carregamento aplicado com o número de ciclos para falha (Figura 1.8). A curva escolhida deve levar em consideração o material, a localização da falha inicial e o ambiente de corrosão.

Figura 1.8 – Curva SN típica (Det Norske Veritas, 2017a).

Em relação ao critério ULS, a DNVGL-RP-F105 determina que todos os cálculos de flambagem local devem estar de acordo com os critérios de carga combinada estabelecidos pela DNVGL-ST-F101 citeDNVF101. Além disso, os efeitos dos carregamentos ambientais devido a VIV e carregamento direto de onda também devem ser incluídos nos cálculos de flambagem local como um momento fletor ambiental.

Em geral, os carregamentos considerados por este critério são:

- **Direção Vertical:**

- Flexão estática (peso próprio, perfil do solo etc);
- VIV *cross-flow*;
- Arrasto.

- **Direção Horizontal:**

- VIV IL;
- Efeitos do arrasto e inércia de onda e corrente combinados;
- Arrasto.

## 1.6 Condições ambientais

As estruturas *offshore* estão submetidas a diversas formas de carregamentos, como: cargas permanentes, cargas operacionais, cargas ambientais, cargas de construção e instalação, cargas acidentais. Dentre os carregamentos ambientais encontramos: as cargas do vento, da correnteza, temperatura e pressão atmosférica, atividades sísmicas, ações de ondas, entre outras citeValenca2017.

Os tipos de carregamentos ambientais analisados nos projetos de dutos em vãos livres são os exercidos pelas ondas e pela corrente, com dados coletados na região de instalação e com valores representativos para a análise. Essas descrições ambientais podem ser aplicadas como informação direcional, a probabilidade de fluxo em cada direção, ou considerando que o fluxo é distribuído de forma uniforme (Det Norske Veritas, 2017a).

A corrente resultante pode ser formada por meio de um somatório de correntes advindas de corrente de maré, corrente induzida pelo vento, corrente induzida por tempestades, corrente exercida pelas diferenças de gravidade. Em algumas localidades, como no Sudeste Asiático, ocorrem formações de ondas internas que devem ser levadas em consideração, pois podem conter alta carga de velocidade, podendo ser consideradas como correntes equivalentes.

As mesmas devem ser medidas em zonas fora da camada limite, em áreas onde a separação de fluxo não ocorre. O perfil de velocidade é aproximadamente logarítmico, dado pela equação

$$U(z) = R_c U(z_r) \frac{\ln(z) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (1.43)$$

em que  $R_c$  é o fator de redução,  $U(z_r)$  é a velocidade da corrente na altura de referência,  $z$  é a elevação acima do fundo do mar,  $z_r$  é a altura de medição de referência, e  $z_0$  é o parâmetro de rugosidade.

Segundo a recomendação técnica, para os casos onde não existam informações precisas ou detalhadas, o valor médio da corrente no vão livre pode ser aproximado a partir dos valores mensurados no ponto de medição mais próximo.

A componente onda pode ser calculada utilizando teorias diversas, a depender do tipo de análise que é feita.

As ondas podem ser classificadas quanto à linearidade e quanto à regularidade:

### a) Quanto à regularidade

- Regulares: são periódicas e uniformes possuindo, altura, comprimento e período bem definidos no tempo e no espaço;
- Irregulares: possuem comportamento aleatório, podendo ser representadas pela superposição de ondas regulares com características bem definidas e diferentes entre si.

## b) Quanto à linearidade

- Lineares: não há deslocamento de matéria;
- Não lineares: as cristas da onda se movem com maior velocidade que o cavado e verifica-se o deslocamento de matéria.

Com isso, a DNVGL-RP-F105 recomenda, quanto à regularidade, a utilização da teoria de onda irregular, e quanto à linearidade, a utilização da teoria de onda linear. Caso não seja possível, isto é, a teoria de onda irregular não se aplique às condições e ao estado de mar, utiliza-se uma teoria de onda regular. As ondas irregulares são representadas por meio de um espectro que descreve a energia em função da frequência de onda, podendo ser de vários modelos, onde o de JONSWAP ou de Pierson-Moskowitz são os frequentemente utilizados, sendo representados por citeDNV2017

$$S_{\eta\eta}(\omega) = \alpha g^2 \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \gamma^{\exp\left(-0,5 \left(\frac{\omega - \omega_p}{\sigma \omega_p}\right)^2\right)} \quad (1.44)$$

com

$$\alpha = \frac{5}{6} \frac{H_s^2 \omega_p^4}{g^2} (1 - 0,287 \ln \gamma) \quad (1.45)$$

onde

- $\omega = 2\pi/T_w$  frequência angular
- $\omega_p = 2\pi/T_p$  frequência angular de pico
- $T_w$  período
- $T_p$  período de pico
- $g$  aceleração da gravidade
- $\gamma$  fator de aumento de pico
- $\sigma$  parâmetro de largura espectral
- $\alpha$  constante de Phillips generalizada
- $H_s$  altura significativa

Para Pierson-Moskowitz o  $\gamma = 1$ , e a constante de Phillips generalizada é encontrada a partir de

$$\alpha = \frac{5}{6} \frac{H_s^2 \omega_p^4}{g^2} (1 - 0,287 \ln \gamma) \quad (1.46)$$

onde  $H_s$  é a altura significativa.

Por meio da análise do espectro obtido são extraídos dados importantes para o cálculo da elevação e da cinemática da onda. É necessário que seja feita uma modelagem ambiental a longo prazo, com dados estatísticos, sendo calculados os períodos de retorno das ações ambientais. Tendo os dados relativos às ondas e as correntes é possível desenvolver os modelos de amplitudes de respostas.

## REFERÊNCIAS

CURRIE, I. G. *Fundamental Mechanics of Fluids*. Fourth. [S.l.]: Taylor & Francis, 2012. (Civil and mechanical engineering). ISSN 9781439874608. Citado na página 8.

Det Norske Veritas. *DNVGL-RP-F105 Free spanning pipelines 2017*. [S.l.], 2017. Citado 9 vezes nas páginas 4, 9, 11, 14, 16, 20, 21, 24 e 25.

Det Norske Veritas. *DNVGL-RP-F114 Pipe-soil interaction for submarine pipelines 2017*. [S.l.], 2017. Citado na página 11.

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 9.

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. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1115/OMAE2003-37124>>. Citado 3 vezes nas páginas 8, 9 e 21.

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, jun. 1995. Citado na página 8.

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. Disponível em: <<https://www.osti.gov/servlets/purl/55758>>. Citado na página 9.

Van den Abeele, F.; BOËL, F.; HILL, M. Fatigue Analysis of Free Spanning Pipelines Subjected to Vortex Induced Vibrations. In: *Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Volume 7: CFD and VIV*. [S.l.: s.n.], 2013. ISBN 978-0-7918-5541-6. Citado na página 8.