

ANÁLISE DE ESTRUTURAS SUJEITAS A VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR
VÓRTICES

Rita de Kassia Dias Lopes

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA
CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Roberto Fernandes de Oliveira, D.Sc.

Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Dr. Ricardo Franciss, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

DEZEMBRO DE 2006

LOPES, RITA DE KASSIA DIAS

Análise de Estruturas Sujeitas a Vibrações
Induzidas Por Vórtices [Rio de Janeiro] 2006

XVIII, 187 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Civil, 2006)

Dissertação – Universidade Federal do Rio
de Janeiro, COPPE

1. Estruturas
2. Vórtices
3. Vibrações Induzidas por Vórtices

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

*O sorriso é um bem que enriquece quem recebe
sem empobrecer aquele que doa, assim como o saber.*

*Dedico este trabalho
aos meus pais, biológicos e de coração, e ao meu namorado.*

AGRADECIMENTOS

A Deus.

À minha família pelo carinho, compreensão e paciência, especialmente durante a elaboração da mesma.

Aos meus orientadores, Gilberto Bruno Ellwanger e Roberto Fernandes de Oliveira, pelo interesse, paciência e incentivo constante para finalização deste trabalho.

Aos professores Luís Volnei Sudati Sagrilo e Marcos Queija de Siqueira pelas lições e colaborações em diversas etapas durante o desenvolvimento deste trabalho.

A todo o pessoal do PEC (Programa de Engenharia Civil), do LAMCE (Laboratório de Métodos Computacionais em Engenharia) e do LACEO (Laboratório de Análise e Confiabilidade em Estruturas Offshore) pela ajuda e companheirismo. Em especial aos colegas Ikaro dos Reis Riva e José Renato Mendes de Sousa por suas colaborações e incentivo.

Ao LAMCE e LACEO pelos recursos utilizados e interesse neste trabalho.

Ao CENPES/PETROBRAS e ao seu corpo técnico por todo o suporte dado durante a elaboração desta tese.

À CAPES pelo suporte financeiro.

A todos os meus colegas de faculdade e mestrado que compartilharam comigo os momentos de aprendizagem e de alguma forma contribuíram para a minha formação profissional.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE DE ESTRUTURAS SUJEITAS A VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

Rita de Kassia Dias Lopes

Dezembro/2006

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger
Roberto Fernandes de Oliveira

Programa: Engenharia Civil

O estudo das vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV) vem adquirindo grande importância na indústria *offshore*. Dependendo das condições de carregamento as VIV's podem reduzir drasticamente a vida útil a fadiga de um *riser* ou duto submarino. Neste trabalho, apresentam-se as principais características do fenômeno de formação de vórtices, as condições para que haja vibração induzida por vórtices (VIV) e as principais metodologias de análise disponíveis atualmente. O maior enfoque, contudo, é dado aos métodos de análise, que podem ser no domínio do tempo, no domínio da frequência ou através de uma análise mista que utiliza os dois primeiros. Ao final, para avaliar a eficácia dos modelos de cálculo apresentados, estes são utilizados para prever a resposta de VIV de um cilindro rígido, modelo que vem sendo amplamente utilizado em ensaios experimentais, e de estruturas esbeltas *offshore*.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

ANALYSIS OF STRUCTURES DUE TO VORTEX INDUCED VIBRATIONS

Rita de Kassia Dias Lopes

December/2006

Advisors: Gilberto Bruno Ellwanger
 Roberto Fernandes de Oliveira

Department: Civil Engineering

The study of the vortex induced vibrations (VIV) has been becoming a very important issue in the offshore industry. Depending on the load case, the VIV could reduce drastically the fatigue life of a riser or a pipeline. In this work, the main characteristics of this phenomenon, the conditions so that the VIV occurs and the main analysis methodologies currently available are presented. However, more emphasis is given to the analysis methodologies, which can be in the time domain, in the frequency domain or in a compound analysis method that uses the two first ones. Finally, to evaluate the effectiveness of the presented empirical models, they are used to foresee the VIV response of a rigid cylinder, a model that has been being widely used in experimental assays, and of two slender offshore structures.

ÍNDICE

<u>1</u>	<u>INTRODUÇÃO.....</u>	<u>1</u>
<u>2</u>	<u>VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES</u>	<u>10</u>
2.1	INTRODUÇÃO	10
2.2	CAMADA LIMITE	13
2.3	FORMAÇÃO DOS VÓRTICES	13
2.4	FREQÜÊNCIA DE <i>STROUHAL</i> OU DE <i>SHEDDING</i> (ω_s).....	14
2.5	LOCK-IN	17
2.6	FREQÜÊNCIA DE VIBRAÇÃO (ω_v).....	17
2.7	RAZÃO DE FREQÜÊNCIAS (ω_s/ω_v).....	18
2.8	VELOCIDADE REDUZIDA (UR)	18
2.9	AMPLITUDE ADIMENSIONAL (A/D).....	18
2.10	OUTROS PADRÕES DE ESTEIRA	18
2.11	FORÇA DE SUSTENTAÇÃO OU DE <i>LIFT</i>	20
2.12	COMPORTAMENTO GLOBAL DA ESTRUTURA	24
2.13	MODELOS MATEMÁTICOS DISPONÍVEIS PARA ANÁLISE.....	25
2.14	PRINCIPAIS PROBLEMAS ACARRETADOS PELO FENÔMENO DE VIV	29
2.15	SUPRESSORES DE VÓRTICES.....	30
<u>3</u>	<u>DESCRIÇÃO DOS ELEMENTOS ESBELTOS E SUAS PRINCIPAIS</u>	
	<u>CARACTERÍSTICAS EM RELAÇÃO AO VIV.....</u>	<u>35</u>
3.1	INTRODUÇÃO	35
3.2	TENDÕES DE TLP'S	36
3.3	RISER VERTICAL	37
3.4	SCR (STEEL CATENARY RISER).....	39
3.5	DUTOS SUBMARINOS (PIPELINES)	41
3.6	<i>RISER</i> HÍBRIDO AUTO SUSTENTÁVEL (RHAS)	41
<u>4</u>	<u>ANÁLISE ESTRUTURAL DE ELEMENTOS ESBELTOS SUBMETIDOS A</u>	
	<u>VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES</u>	<u>44</u>

4.1	INTRODUÇÃO	44
4.2	DOMÍNIO DO TEMPO X DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA.....	48
4.3	DOMÍNIO DO TEMPO	50
4.3.1	ALGORITMO PROPOSTO.....	51
4.3.1.1	Força de sustentação (lift).....	56
4.3.1.2	Força de amortecimento.....	63
4.3.1.3	Força de inércia.....	67
4.3.1.4	Coeficiente de arrasto longitudinal	76
4.4	DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	78
4.4.1	MODELO DESENVOLVIDO PELO MIT (SHEAR7).....	81
4.4.2	PROGRAMA DESENVOLVIDO NA COPPE.....	87
4.5	MÉTODO DUAL	88
5	<u>EXEMPLOS E COMPARAÇÕES.....</u>	94
5.1	INTRODUÇÃO	94
5.2	CILINDRO RÍGIDO	94
5.2.1	DADOS DO MODELO	96
5.2.2	CARREGAMENTO APLICADO	97
5.2.3	DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	99
5.2.4	DOMÍNIO DO TEMPO.....	101
5.2.5	MÉTODO DUAL	103
5.2.5.1	Teste do módulo para cálculo das frequências naturais e modos de vibração	103
5.2.5.2	Teste do método dual.....	104
5.2.6	CONCLUSÕES.....	106
5.3	TENDÃO DE UMA TLP	107
5.3.1	DADOS DO MODELO	107
5.3.2	CARREGAMENTO APLICADO	108
5.3.3	DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	109
5.3.4	DOMÍNIO DO TEMPO.....	110
5.3.5	MÉTODO DUAL	111
5.3.5.1	Análises para fluxo uniforme.....	111
5.3.5.2	Análises com atualização da massa adicionada.....	114
5.3.5.3	Análises sem atualização da massa adicionada, com fluxo oscilatório.....	118
5.3.6	CONCLUSÕES.....	125
5.4	RISER EM CATENÁRIA LIVRE (SCR)	127
5.4.1	DADOS DO MODELO	128

5.4.2	CARREGAMENTO APLICADO	134
5.4.3	DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA	135
5.4.4	DOMÍNIO DO TEMPO.....	136
5.4.4.1	Resultados para o caso de carga A.....	136
5.4.4.2	Resultados para o caso de carga B.....	146
5.4.5	MÉTODO DUAL	148
5.4.5.1	Resultados para o caso de carga A.....	149
5.4.5.2	Resultados para o caso de carga B.....	151
5.4.6	CONCLUSÕES.....	155
6	<u>CONCLUSÕES FINAIS</u>	<u>156</u>
6.1	INTRODUÇÃO	156
6.2	ENFOQUE DESTE TRABALHO.....	156
6.3	PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....	159
7	<u>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</u>	<u>161</u>
8	<u>ANEXO 1.....</u>	<u>168</u>
9	<u>ANEXO 2.....</u>	<u>173</u>
10	<u>ANEXO 3.....</u>	<u>182</u>
11	<u>ANEXO 4.....</u>	<u>186</u>
12	<u>ANEXO 5.....</u>	<u>187</u>

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução das profundidades da lâmina d’água (Fonte – <i>Offshore Magazine</i>).....	2
Figura 1.2 – Evolução das reservas provadas de petróleo, por localização (terra e mar) - 1996-2005. Fontes: ANP/SDP; Petrobras/SERPLAN (Tabela 2.2) [60].	2
Figura 1.3 – Evolução da produção de petróleo, por localização (terra e mar) - 1996-2005. Fontes: ANP/SDP; Petrobras/SERPLAN (Tabela 2.7) [60].....	3
Figura 1.4 – Complexidade das instalações offshore [106].	3
Figura 1.5 – Diversos tipos de plataforma.....	4
Figura 1.6 – SSP PIRANEMA.....	4
Figura 1.7 – SSP PIRANEMA sendo transportada.....	5
Figura 2.1 – Esteira de vórtices sobre um cilindro circular [63].	10
Figura 2.2 – Camada limite.	11
Figura 2.3 - Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de vórtices (Von Karman, 1912), [64].	12
Figura 2.4 – Escoamento ao longo de um cilindro.	14
Figura 2.5 – Par de vórtices estacionários.	14
Figura 2.6 – Esteira de Von Karman (extraída de Franciss [85]).	15
Figura 2.7 – Esteira de Von Karman obtida através de simulações numéricas.	16
Figura 2.8 – Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal.....	16
Figura 2.9 – Região de lock-in [64].	17
Figura 2.10 – Padrões de desprendimento de vórtices [127].....	19
Figura 2.11 – Simulação numérica de formação de vórtices.....	20
Figura 2.12 – Ilustração da reação de um fluido em movimento a um obstáculo.....	21
Figura 2.13 – Força de sustentação ou de lift.....	22
Figura 2.14 – Trajetória ideal de um cilindro sujeito a VIV, por uma vista de topo (fluxo na direção x).....	23
Figura 2.15 – Trajetória de um ponto de uma estrutura real sujeita a VIV, por uma vista de topo (fluxo na direção x) [83].....	23
Figura 2.16 – Simulações numéricas com CFD para visualização da esteira de vórtices. 3D DES (acima), 3D RANS (meio), 2D RANS (abaixo) [72]	26
Figura 2.17 – Amplitude de vibração versus velocidade reduzida [72].	26
Figura 2.18 – Representação esquemática [106].	28
Figura 2.19 – Exemplos de Supressores Helicoidais [56], [94].....	31
Figura 2.20 – Supressor tipo aerofólio [56], [57].....	31
Figura 2.21 – Supressor tipo aerofólio com mobilidade de rotação, [130].....	32
Figura 2.22 – Ferramenta para instalação de supressores [56], [57].....	32
Figura 2.23 – Instalação de um supressor do tipo aerofólio em duto submarino [56].....	33
Figura 2.24 – Simulações numéricas com CFD para visualização da esteira de vórtices em um cilindro com supressores helicoidais, [72].....	34
Figura 3.1 – Estruturas offshore [106].....	35

Figura 3.2 – TLP.....	37
Figura 3.3 – Spar-buoy.....	38
Figura 3.4 – Transporte do corpo flutuante de uma plataforma Spar-buoy.....	39
Figura 3.5 – Instalação de uma plataforma Spar-buoy.....	39
Figura 3.6 – Desenho esquemático de um riser rígido em catenária (SCR) conectado a uma plataforma semi-submersível de produção.....	40
Figura 3.7 – Decomposição da corrente no plano da catenária.....	41
Figura 3.8 – Duto submarino (pipeline) [106].	41
Figura 3.9 – Riser híbrido (Campo de girassol – Angola).....	42
Figura 3.10 – Detalhe do topo da torre do um riser híbrido apresentado na Figura 3.9.....	43
Figura 4.1 – Resposta de VIV de diversos modelos de cálculo, [68]. Na primeira coluna, tem-se os valores extremos (quando disponível) e a média do deslocamento longitudinal (in-line). Na terceira coluna, tem-se os valores extremos do deslocamento transversal (cross-flow). Na segunda e quarta coluna, tem-se as curvaturas no plano longitudinal (in-line) e transversal (cross-flow) respectivamente.....	45
Figura 4.2 – Sistema de referência.	46
Figura 4.3 – Velocidade normal média atuando no elemento.....	47
Figura 4.4 – Fluxograma esquemático do cálculo de VIV acoplado a um programa de análise não- linear no domínio do tempo.	51
Figura 4.5 – As três configurações estudadas no JIP [88]......	52
Figura 4.6 – Curva que define a condição de lock-in usada no programa [89]......	57
Figura 4.7 – Fator de redução do coeficiente de sustentação fora do plano [110].	58
Figura 4.8 – Coeficiente de sustentação (lift) do SHEAR7, conservativo	59
Figura 4.9 – Coeficiente de sustentação (lift) do SHEAR7, não conservativo	59
Figura 4.10 – Curvas de CL (SHEAR7 4.4, não-conservativas).....	60
Figura 4.11 – Coeficientes de sustentação (lift) em fase com a velocidade para um cilindro rugoso solitário [65].....	61
Figura 4.12 – Coeficiente de sustentação (lift) para cilindro rugoso solitário [65].	61
Figura 4.13 - Fator de redução do coef. de arrasto fora do plano, ($KC=2*\pi*A/D$) [89].	64
Figura 4.14 - Coeficiente de massa adicionada (C_a) utilizado no programa VIVANA [98].	72
Figura 4.15 - Coeficiente de massa adicionada (C_a) utilizado no programa VIVANA [98], com o eixo das abcissas alterado.....	72
Figura 4.16 – Transição suave dos parâmetros de VIV no tempo.....	73
Figura 4.17 – Transição suave dos parâmetros de VIV no tempo, a meta pode não ser atingida.	74
Figura 4.18 – Coeficientes de massa adicionada para um cilindro rugoso solitário [65].....	75
Figura 4.19 – Coeficientes de massa adicionada para cilindro rugoso solitário [65]	75
Figura 4.20 – Fator de majoração do coeficiente de arrasto no plano [89].	77
Figura 4.21 – Regiões de excitação de um riser vertical com corrente triangular.	80
Figura 4.22 – Velocidade reduzida e limites de excitação de um riser vertical submetido a corrente triangular.....	80

Figura 4.23 – Fluxograma de procedimento para análise de VIV no domínio da frequência (Vandiver e Li, 2005).	82
Figura 4.24 – Fluxograma para o método dual.....	90
Figura 5.1 – Desenho esquemático do aparato de ensaio usado por Vikestad [126].....	94
Figura 5.2 - Comparação entre as curvas de sustentação do SHEAR7 v4.4, versão conservativa e não-conservativa para razão de frequências igual a 1,0.....	100
Figura 5.3 – Perfil de velocidade da corrente, cilindro rígido, método dual.	104
Figura 5.4 – Perfis de velocidade relativa para o cilindro rígido.	105
Figura 5.5 –Configuração do 3º modo do modelo do tendão de uma TLP através de uma análise numérica de vibrações livres.....	108
Figura 5.6 – Perfis de velocidade da corrente, tendão.....	109
Figura 5.7 – Modo 5 ortogonal ao plano da corrente.	113
Figura 5.8 – Modo 10 ortogonal ao plano da corrente.	113
Figura 5.9 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, fluxo uniforme.	114
Figura 5.10 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, com atualização da massa adicionada, sem cálculo de VIV.	116
Figura 5.11 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, com atualização da massa adicionada, com cálculo de VIV.....	117
Figura 5.12 – Modo 15 do tendão para os três instantes de parada.	120
Figura 5.13 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga A.....	121
Figura 5.14 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga B.....	122
Figura 5.15 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga C.....	124
Figura 5.16 – Vista de perfil da catenária.	129
Figura 5.17 – Configuração do 8º modo do modelo da catenária livre através de uma análise numérica de vibrações livres (vista de topo).....	134
Figura 5.18	137
Figura 5.19	137
Figura 5.20	138
Figura 5.21	138
Figura 5.22	138
Figura 5.23	138
Figura 5.24	138
Figura 5.25	138
Figura 5.26	139
Figura 5.27	139
Figura 5.28	139
Figura 5.29	139
Figura 5.30	139
Figura 5.31	139
Figura 5.32	140

Figura 5.33	140
Figura 5.34	140
Figura 5.35	140
Figura 5.36	140
Figura 5.37	140
Figura 5.38 – Deslocamento transversal (m) nos cinco pontos considerados.	141
Figura 5.39 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.	141
Figura 5.40 – Freqüência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.	141
Figura 5.41 – Fotografia em 316,6s de análise.	142
Figura 5.42 – Fotografia em 274,4s de análise.	142
Figura 5.43 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.	144
Figura 5.44 – Freqüência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.	144
Figura 5.45 – 1º modo de vibração fora do plano da catenária.	145
Figura 5.46 – 17º modo de vibração fora do plano da catenária.	145
Figura 5.47 – Deslocamento transversal (m) nos cinco pontos considerados.	147
Figura 5.48 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.	147
Figura 5.49 – Freqüência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.	147
Figura 5.50 – Perfis de velocidade relativa para o SCR, caso de carga A.	150
Figura 5.51 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o SCR.	152
Figura 5.52 – Modos naturais da estrutura para os quatro tempos de parada da análise dinâmica.	153

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 4.1 – Modelos de cálculo de VIV no domínio do tempo.....	55
Tabela 4.2 – Resultados para o cilindro rígido com corrente constante.....	78
Tabela 5.1 – Resultados do cilindro rígido para as fórmulas fechadas.....	99
Tabela 5.2 – Resultados do cilindro rígido no domínio da frequência.....	99
Tabela 5.3 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – corrente uniforme.	101
Tabela 5.4 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – corrente uniforme e movimento harmônico.....	102
Tabela 5.5 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – 80% e 120% da corrente uniforme original.	102
Tabela 5.6 – Tempos de parada na análise dinâmica – Cilindro rígido.....	104
Tabela 5.7 – Resultados do cilindro rígido – Método dual.....	106
Tabela 5.8 – Frequências e períodos naturais do tendão.	108
Tabela 5.9 – Resultados do tendão no domínio da frequência.....	110
Tabela 5.10 – Resultados do tendão no domínio do tempo para perfil de corrente uniforme.	110
Tabela 5.11 – Resultados do tendão no domínio do tempo para perfil de corrente triangular.	111
Tabela 5.12 – Frequências naturais – tendão.....	112
Tabela 5.13 – Tempos de parada na análise dinâmica sem variação da massa adicionada – tendão – Fluxo uniforme.....	113
Tabela 5.14 – Resultados do tendão – Método dual – Fluxo uniforme.	114
Tabela 5.15 – Tempos de parada na análise dinâmica – tendão, com atualização da massa adicionada.....	115
Tabela 5.16 – Resultados do tendão – Método dual – sem atualização da massa adicionada, sem cálculo de VIV.....	116
Tabela 5.17 – Resultados do tendão – Método dual – com atualização da massa adicionada, com cálculo de VIV.....	117
Tabela 5.18 – Comparação entre os resultados do tendão – Método dual.....	118
Tabela 5.19 – Tempos de parada na análise dinâmica – tendão.....	119
Tabela 5.20 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga A.....	121
Tabela 5.21 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga B.....	123
Tabela 5.22 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga C.....	124
Tabela 5.23 – Resultados no domínio da frequência para o tendão submetido somente a corrente triangular.....	125
Tabela 5.24 – Resultados mais críticos do tendão através do Método dual.....	127
Tabela 5.25 - Propriedades dos Elementos do SCR.....	130
Tabela 5.26 – Pesos dos segmentos do SCR.....	130
Tabela 5.27 - Propriedades Físicas do SCR.....	130
Tabela 5.28 - Propriedades Geométricas do SCR.....	131
Tabela 5.29 - Propriedades Hidrodinâmicas do SCR.....	131

Tabela 5.30 – Outras propriedades geométricas do SCR.	131
Tabela 5.31 – Freqüências e períodos naturais para os modos fora do plano da catenária.....	133
Tabela 5.32 – Freqüências e períodos naturais para os modos no plano da catenária.....	133
Tabela 5.33 – Movimentos harmônicos aplicados no topo da catenária.....	135
Tabela 5.34 – Resultados da catenária submetida à corrente uniforme, domínio da freqüência.	136
Tabela 5.35 – Freqüências naturais fora do plano do SCR.....	144
Tabela 5.36 – Freqüências naturais fora do plano do SCR, para diversos coeficientes de massa adicionada.....	146
Tabela 5.37 – Tempos de parada na análise dinâmica – SCR – Caso de carga A.....	149
Tabela 5.38 – Resultados do SCR - Método dual, caso de carga A – programa alfa-2.....	150
Tabela 5.39 – Resultados do SCR - Método dual, caso de carga A – programa beta-1.....	151
Tabela 5.40 – Tempos de parada na análise dinâmica – SCR.	151
Tabela 5.41 – Resultados do SCR – Método dual – Caso de carga B – <i>cutoff</i> =0,9.....	153
Tabela 5.42 – Resultados do SCR – Método dual – Caso de carga B – <i>cutoff</i> =0,2.....	154

NOMENCLATURA

VIV – Vibrações Induzidas por Vórtices.

VIM – *Vortex Induced motion*.

HCR – High Compliant Riser (*riser* rígido altamente complacente).

SCR – *Steel Catenary Riser*.

A – amplitude do movimento transversal, devido às VIV's.

A/D – amplitude adimensional do movimento transversal, devido às VIV's.

ω_s – frequência de desprendimento de vórtices ou de *shedding* ou de *Strouhal* (rad/s).

ω_n – n-ésima frequência natural da estrutura (em rad/s).

ω_v – frequência de vibração (em rad/s).

ϕ – ângulo de fase (em rad/s).

Re – número de *Reynolds*.

St – número de *Strouhal*.

U – velocidade relativa fluido/estrutura na direção longitudinal.

D – diâmetro hidrodinâmico.

ν – viscosidade cinemática do fluido.

ρ – massa específica do fluido externo.

μ – viscosidade cinemática do fluido externo.

\mathbf{M} – matriz de massa (estrutural + adicionada).

\mathbf{M}^E – matriz de massa estrutural.

\mathbf{M}^A – matriz de massa adicionada dada por $C_A \cdot \mathbf{M}^E$.

\mathbf{R} – matriz de amortecimento (estrutural + hidrodinâmico).

\mathbf{K} – matriz de rigidez não-linear (linear + geométrica).

\mathbf{F} – vetor de carga.

\mathbf{y} – vetor de deslocamentos transversais.

t – tempo.

C_L – coeficiente de sustentação (ou *lift*), função da amplitude de deslocamento transversal e da frequência de vibração.

F_L – Força de excitação, ou de sustentação, ou de *lift*.

C_D – coeficiente de arrasto.

V_{op} – velocidade relativa da estrutura na direção transversal a corrente.

V_{ip} – velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal;

$F_{arrasto}$ – Força de arrasto na direção transversal ao fluxo, devido à velocidade relativa fluido/estrutura, utilizada no modelo de amortecimento hidrodinâmico de *Morison*.

R_{sw} , R_{lv} e R_{hv} – coeficientes do modelo de amortecimento hidrodinâmico de *Venugopal* utilizado no domínio do tempo, para regiões de águas paradas, de baixa velocidade reduzida e de alta velocidade reduzida, respectivamente.

C_{vl} e C_{vh} – constantes do modelo de amortecimento hidrodinâmico de *Venugopal* utilizado no domínio do tempo; $C_{vl} = 0.36$ e $C_{vh} = 0.4$.

C_M – coeficiente de inércia.

C_A – coeficiente de massa adicionada.

C_{mv} – coeficiente de massa adicionada modificado.

C'_D – coeficiente de arrasto para elemento oscilatório em águas paradas.

u – velocidade da onda.

\dot{x} – velocidade do elemento na direção longitudinal.

\ddot{x} – aceleração do elemento na direção longitudinal.

U_C – velocidade da corrente.

$u \pm U_C - \dot{x}$ – velocidade relativa fluido/estrutura.

F_{onda} – Força atuando sobre a estrutura devido a passagem de uma onda.

F_{mov} – Força atuando sobre um cilindro oscilatório sem onda.

F_I – Força de inércia.

Cd_0 – coeficiente de arrasto longitudinal original, fornecido no início da análise;

Cd_{Amp} – coeficiente de arrasto longitudinal amplificado.

F_{drag} – Força de arrasto longitudinal.

$F_{in\ plane}$ – Força de arrasto longitudinal.

Y_r – amplitude do modo r em um dado ponto.

A_r – máxima amplitude de vibração (transversal) do modo r , devido às VIV's.

ω_r – frequência natural associada ao modo r (em rad/s).

L – comprimento do *riser*.

L_{e_r} – comprimento da região de excitação no modo r .

Re_ω – número de *Reynolds* modificado em função de um dado modo de vibração da estrutura, utilizado no domínio da frequência.

R_s – amortecimento estrutural associado ao modo r .

m_z – massa na região de influência do nó na posição z .

z – posição ao longo da estrutura.

ξ_s – percentual do amortecimento crítico estrutural.

R_h – amortecimento hidrodinâmico associado ao modo r .

ξ_r – amortecimento crítico equivalente.

M_r – massa modal.

K_r – rigidez modal.

R_r – amortecimento modal.

U_R – velocidade reduzida.

C_{rh} , C_{rh} e C_{sw} – constantes relacionadas ao amortecimento hidrodinâmico utilizado no domínio da frequência em regiões, respectivamente, com alta velocidade reduzida, baixa velocidade reduzida e em águas tranquilas.

x_{RMS} – RMS (*root mean square*) de deslocamento.

v_{RMS} – RMS (*root mean square*) de velocidade.

a_{RMS} – RMS (*root mean square*) de acelerações.

S_{RMS} – RMS (*root mean square*) de tensões.

E – módulo de Young do material.

D_{ext} – diâmetro externo.

Df – dano por fadiga.

C e b – parâmetros da curva S-N para cálculo de fadiga.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Segundo artigo do professor Adilson de Oliveira, do Instituto de Economia da UFRJ [76], o petróleo é a principal fonte de energia do mundo. Junto com o gás natural, na verdade um subproduto da indústria do petróleo, ele alimenta mais de 60% das necessidades energéticas das economias industriais. Apesar do enorme esforço científico e tecnológico desenvolvido nos últimos 30 anos para encontrar fontes alternativas, ainda não foi encontrada fonte de energia, com custos comparáveis ao petróleo, que possa substituí-lo. Um corte abrupto no suprimento de petróleo causaria um efeito devastador na economia, como a recente crise elétrica no Brasil nos ilustrou.

Há cerca de trinta anos, a possibilidade do esgotamento dos recursos petrolíferos foi percebida como uma ameaça real de curto prazo. O consumo de petróleo crescia em ritmo acelerado enquanto a descoberta de novas reservas movia-se lentamente. Os países árabes, onde se localizava a maior parte das reservas, ameaçavam fazer do suprimento de petróleo uma arma política. Tudo isto, levou a famosa crise do petróleo da década de 70 do século passado, o que induziu a exploração de novas bacias sedimentares em busca de novas fontes de suprimento desse combustível fóssil.

Essa busca avançou também fora do continente, ou seja, no solo marinho, o que hoje é conhecido como indústria *offshore*. Juntamente com os avanços tecnológicos, a procura por novas fontes de petróleo foi atingindo laminais d'água cada vez maiores, conforme mostra a Figura 1.1. Uma análise realizada em 2002, [76], limitada estritamente ao aspecto da disponibilidade de recursos, indicava que as reservas conhecidas e a expectativa de novas descobertas permitem manter o consumo atual por pelo menos outros 50 anos.

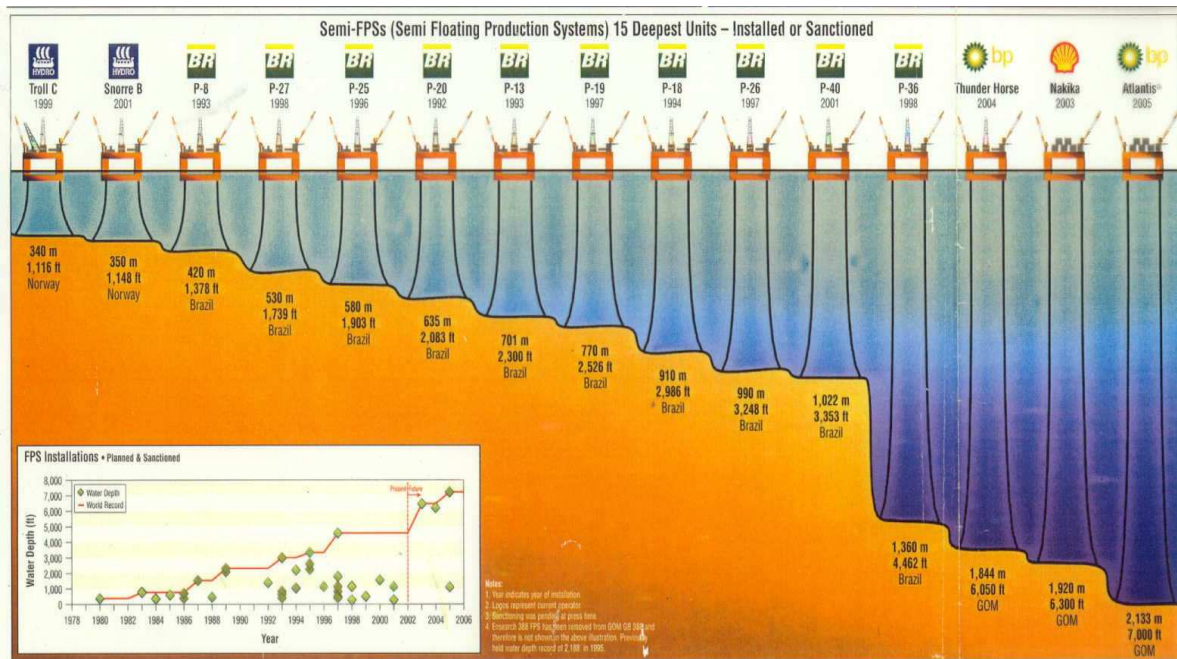


Figura 1.1 – Evolução das profundidades da lâmina d’água (Fonte – *Offshore Magazine*).

Até o final de 2005, 92,5% das reservas nacionais provadas de petróleo se localizavam no mar. A Bacia de Campos, exclusivamente, responde por 87,5% das reservas marítimas. Com relação ao gás natural, a situação é similar. Do total das reservas provadas nacionais, 76,6% se concentram no mar e, deste total, 62% se localiza na Bacia de Campos [5]. A Figura 1.2 ilustra a evolução das reservas provadas de petróleo nos últimos 11 anos e a Figura 1.3 ilustra a evolução da produção de petróleo.

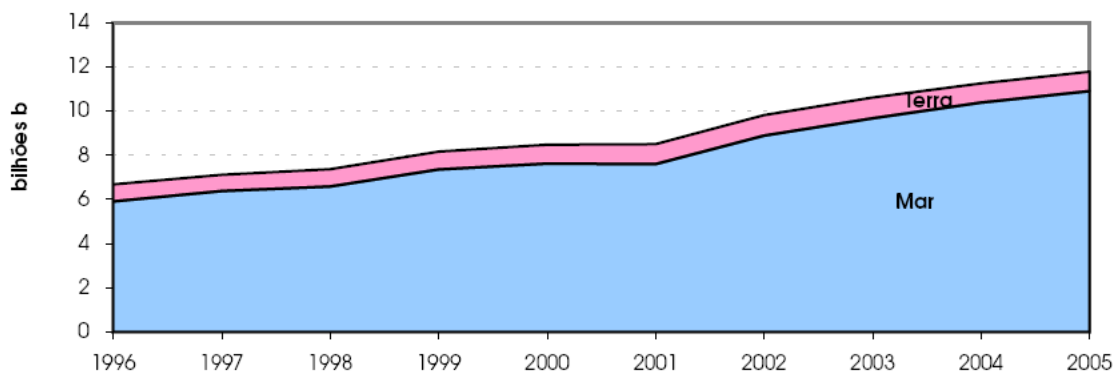


Figura 1.2 – Evolução das reservas provadas de petróleo, por localização (terra e mar) - 1996-2005. Fontes: ANP/SDP; Petrobras/SERPLAN (Tabela 2.2) [5].

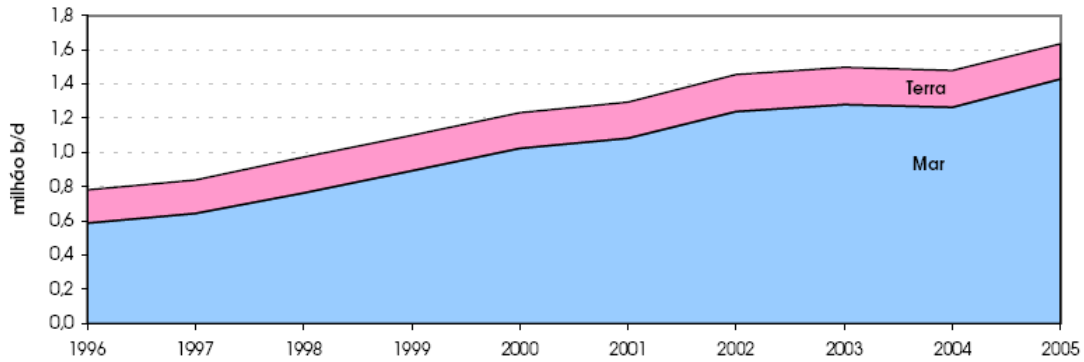


Figura 1.3 – Evolução da produção de petróleo, por localização (terra e mar) - 1996-2005. Fontes: ANP/SDP; Petrobras/SERPLAN (Tabela 2.7) [5].

No final de 2002, a Petrobras provou que as reservas de petróleo e gás chegavam a 11,01 bilhões de barris de óleo equivalente, de acordo com a metodologia SPE. É importante mencionar que 46,0% do total estão localizados em profundidade de água de 400 a 1000 m e 29,9% em profundidade de água com mais de 1000 m, ou seja, mais de 75% de todas as reservas se encontram em águas profundas (profundidades entre 400m e 1000m) e ultra-profundas (profundidades acima de 1000m) [77]. Este fato faz com que os projetistas e a comunidade científica nacional e internacional se deparem diariamente com problemas cada vez mais complexos. A Figura 1.4 ilustra a diversidade dos problemas que devem ser analisados para se aprovar a instalação de uma plataforma.

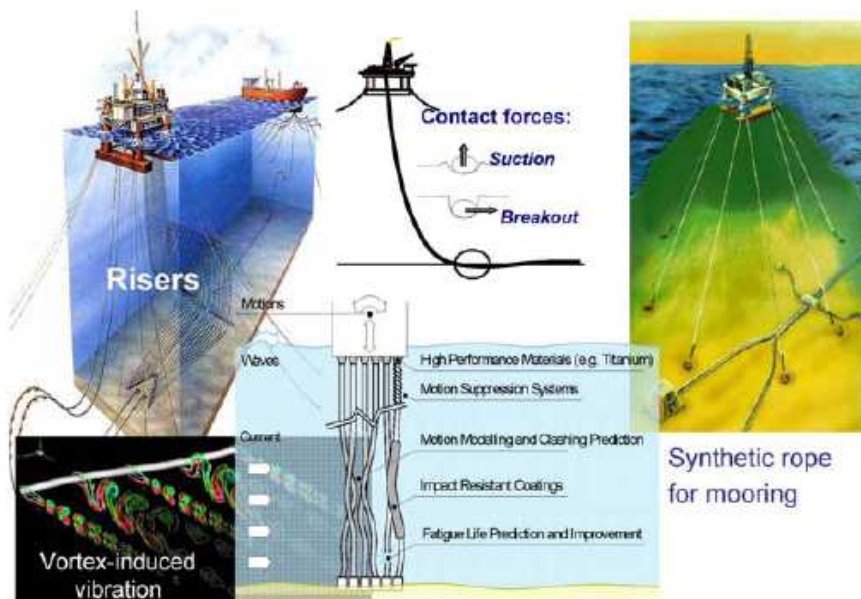


Figura 1.4 – Complexidade das instalações offshore [51].

A Figura 1.5 apresenta os diversos tipos de plataformas usadas atualmente, com ênfase nos sistemas flutuantes. O critério de escolha de cada uma delas depende de uma série de fatores, dentre os quais se destacam as características da região de instalação, tais como cargas ambientais atuantes e profundidade. A SSP (Sevan Stabilized Platform) ou mono-coluna é um novo tipo de plataforma, cujo projeto visa minimizar os efeitos nocivos das cargas ambientais sobre os *risers*. Sua primeira instalação deve ocorrer no nordeste brasileiro, no campo de Piranema, lamina d'água de mais de 1000 metros, e esta prevista para dezembro de 2006 [78], porém ainda não foi instalada. A Figura 1.6 apresenta uma maquete eletrônica desta plataforma e a Figura 1.7 apresenta uma foto da mesma sendo transportada.

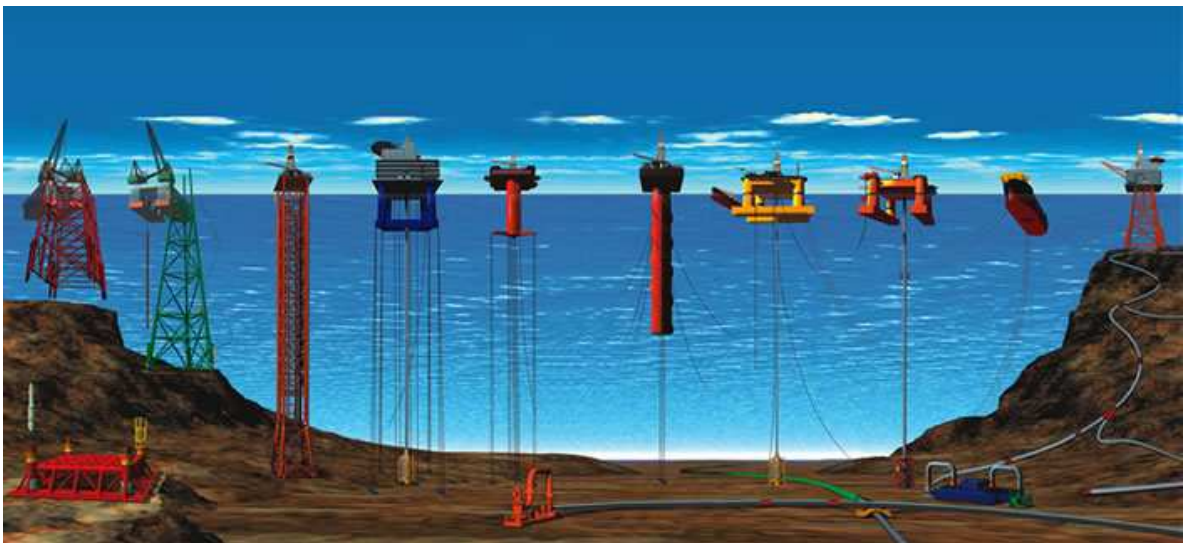


Figura 1.5 – Diversos tipos de plataforma.



Figura 1.6 – SSP PIRANEMA.



Figura 1.7 – SSP PIRANEMA sendo transportada.

Dentre os problemas a serem estudados para a implantação de uma plataforma de exploração de petróleo, destaca-se o fenômeno de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV), que constitui um problema hidroelástico dos mais difíceis no escopo da Física clássica devido à interação fluido/estrutura.

A passagem de um fluido no entorno de uma estrutura pode causar vibrações transversais ao fluxo oriundas do desprendimento de vórtices. Essas vibrações podem levar a estrutura à ruína por fadiga ou através do aumento dos esforços das correntes marinhas e/ou ondas, devido ao aumento do coeficiente de arrasto.

Por se tratar de um fenômeno hidroelástico, a abordagem mais adequada para análise de VIV seria aquela baseada em CFD (*Computer Fluid Dynamics*), isto é, a utilização de modelos computacionais calcados na dinâmica dos fluidos. Através desses modelos, seria possível considerar o comportamento do fluido e da estrutura de forma acoplada, ou seja, possibilitaria que a resposta da estrutura alterasse o escoamento modificando, assim, o próprio carregamento atuante e, de novo, a resposta da estrutura. Atualmente, no entanto, estes modelos estão limitados a casos particulares devido ao seu alto custo computacional; uma análise completa e rigorosa de um *riser* real, por exemplo, pode levar meses. Geralmente, as análises em CFD são usadas para melhor entender o fenômeno e determinar os coeficientes hidrodinâmicos. Atualmente, para resolver problemas reais, utilizam-se procedimentos numéricos baseados em ensaios experimentais em tanques de prova, [31], [68], e nos dados de monitoração de estruturas reais *offshore*, instaladas e produzindo (referências [15], [19], [28] e [54]).

Quando um cilindro rígido é circundado por um fluxo uniforme, a resposta dessa estrutura, devido às VIV's, pode ser obtida com considerável precisão através de modelos matemáticos baseados em ensaios experimentais, isto é, o fenômeno de VIV em fluxos uniformes é bastante conhecido e previsível. Ao contrário, em fluxos não-uniformes atuantes em estruturas esbeltas flexíveis, as vibrações induzidas por vórtices se constituem em um problema muito mais complexo. Uma vez que a corrente marinha varia em direção e magnitude com a profundidade, esta a situação mais recorrente nas situações de projeto de estruturas *offshore*. Dentre as dificuldades para análise dessas estruturas, destacam-se: a geração de um fluxo não-uniforme em tanques experimentais, a instrumentação em várias partes da estrutura e a sincronização entre os dados de entrada e a resposta da estrutura. Este problema se complica ainda mais quando ocorre uma das seguintes situações, sejam elas conjugadas ou não:

- O *riser* (estrutura esbelta) deixa de ser vertical para adquirir a forma de uma catenária (SCR). Neste caso, surgem outras não linearidades tais como a variação do ponto de contato do *riser* com o solo (TDP) e a própria interação solo / fluido / estrutura.
- Atuação de outros carregamentos, além da corrente, que podem causar VIV, como a onda e os movimentos impostos pela unidade flutuante. Este fenômeno denomina-se VIV intermitente e seu estudo é um dos pontos importantes nesta dissertação. Uma das grandes dificuldades para calibração de um modelo matemático que reproduza adequadamente este fenômeno se deve à pequena disponibilidade de resultados de ensaios experimentais em tanques de prova e de dados de instrumentação de estruturas em operação.
- A corrente é tridimensional, o que ocorre com freqüência nos mares brasileiros, principalmente em águas profundas. Os modelos numéricos para análise de VIV atualmente não admitem um carregamento tridimensional, portanto faz-se necessário aproximar o perfil de corrente tridimensional para um bidimensional. Para efeito de cálculo, costuma-se adotar mais de uma hipótese simplificadora, as quais não levam em consideração vários aspectos do caráter tridimensional do problema podendo acarretar grande diferença no cálculo do dano à fadiga,

principalmente quando a variação da direção da corrente for grande ao longo do *riser*.

Por outro lado, o fluxo uniforme é muito mais simples de ser analisado. Contudo, representa a minoria das situações de projeto nas estruturas *offshore*, podendo ocorrer em dutos submarinos, que ficam junto ao solo marinho, e em *risers* próximos à foz de rios. No caso de *risers* verticais submetidos à corrente uniforme, a resposta é quase imediata, pois segue praticamente o mesmo procedimento de um cilindro rígido. Já no caso de dutos submarinos (ou *pipelines*), o problema é mais complicado devido principalmente a quatro aspectos [54]:

- Não linearidade do solo (o duto caracteriza-se por possuir uma parte apoiada no solo e outra em vão livre);
- Deformada estática do vão livre;
- VIV *in-line* (na direção da corrente) que passa a ser importante e, em muitos casos, o fator dimensionante;
- Variação do comprimento de vão livre durante o ano, devido às alterações sazonais das correntes marítimas, que podem aumentar e diminuir o tamanho da vala.

Do ponto de vista da solução numérica, é prática comum, em função do tipo de carregamento, dividir os modelos em dois grandes grupos:

- Domínio do tempo - admite carregamentos de onda, movimento imposto pela unidade flutuante no topo do *riser* e corrente;
- Domínio da frequência, que só admite carregamento de corrente.

A grande vantagem do domínio do tempo é a possibilidade de se considerar as duas não linearidades, as geométricas da estrutura e as físicas do solo, além da atualização passo a passo dos coeficientes hidrodinâmicos. No entanto, justamente devido à flutuação, no tempo, desses parâmetros que introduzem forças externas no sistema, este tipo de análise torna-se menos estável que a análise no domínio da frequência, além de consumir maior esforço computacional. Os modelos de análise no

domínio do tempo ainda estão em evolução, sendo uma de suas principais características a consideração da história prévia dos deslocamentos, a qual é determinante para a obtenção dos coeficientes hidrodinâmicos envolvidos no processo de VIV e as respectivas frequências de excitação.

Dentro deste contexto, um dos objetivos desta dissertação é propor um método de análise de VIV que combine, com certo grau de simplificação, o melhor dos dois modelos de análise, tempo e frequência. Este método, em estudo, é chamado aqui de método dual e consiste em fazer uma análise no domínio do tempo para um tempo inferior ao que seria necessário na análise completa; para esse instante são então capturados todos os dados atualizados da estrutura que alimentarão uma análise no domínio da frequência. Deste modo, torna-se possível considerar parcialmente as não-linearidades da estrutura e seus coeficientes hidrodinâmicos atualizados e ainda atingir rapidamente a estabilidade da resposta através da análise no domínio da frequência.

Além disso, nesta dissertação será feita uma descrição do fenômeno de VIV e de dois modelos matemáticos empíricos para análise de VIV, sejam eles: o modelo proposto por *Vandiver* e *Li*, [64], [65], no domínio da frequência e o modelo proposto em [14], [33], [34] no domínio do tempo. Serão discutidos alguns tópicos referentes a esses assuntos, dentre os quais se destacam:

- Os parâmetros que influenciam o fenômeno de VIV;
- Indicações para a escolha de valores para os principais parâmetros utilizados no modelo de *Vandiver* e *Li* [64];
- A variação do coeficiente de massa adicionada devida ao desprendimento de vórtices;
- O modelo de amortecimento proposto por *Venugopal* [68].

Sendo assim, esta dissertação encontra-se dividida da seguinte forma:

- No capítulo 2, apresenta-se uma descrição dos elementos esbeltos das estruturas *offshore* mais sujeitos a sofrerem danos significativos devido ao fenômeno de VIV;

- No capítulo 3, o fenômeno de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices é apresentado detalhadamente incluindo uma análise dimensional do problema;
- No capítulo 4, apresentam-se os modelos disponíveis para análise de VIV, no domínio do tempo e da frequência além do método dual aqui proposto. São feitas considerações sobre os coeficientes hidrodinâmicos e as forças de amortecimento e excitação a eles relacionadas;
- No capítulo 5, são apresentados exemplos de aplicação dos modelos de análise propostos em estruturas *offshore* e em um exemplo acadêmico;
- No capítulo 6, por fim, são apresentadas as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros;
- No capítulo 7, encontram-se as referências bibliográficas.

CAPÍTULO 2

VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

2.1 Introdução

Desde os tempos antigos sabe-se que os ventos provocam vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em cordas esticadas de uma harpa (harpa eólica). Em 1878, *Strouhal* achou que o som eólico gerado por um arame era proporcional à velocidade do vento dividida pela espessura do arame. A periodicidade da esteira de um cilindro foi associada com a formação de vórtices por *Bernard* em 1908 e com um caminho estável por *Von Karman* em 1912. Por exemplo, na Figura 2.1 tem-se dois tipos de esteiras de vórtices: um laminar e outro turbulento, característicos de um cilindro submetido a um vento com velocidade constante.

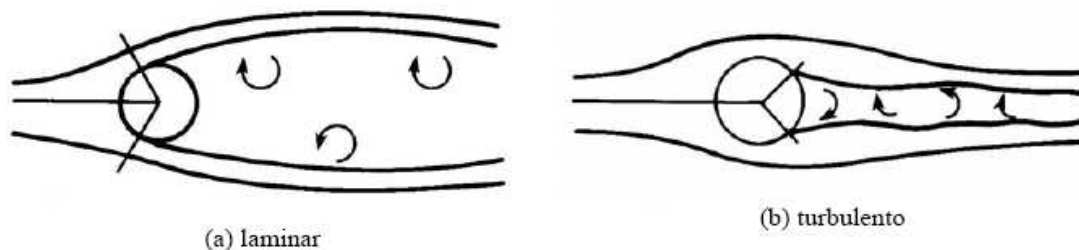


Figura 2.1 – Esteira de vórtices sobre um cilindro circular [8].

Através dos tempos, pesquisadores buscam um modelo adequado para representar este fenômeno [30], [54], [55], [56]. Um fluido de pequena viscosidade ao passar por um obstáculo forma uma camada limite, junto ao obstáculo. Observa-se que a velocidade nesta camada varia rapidamente, desde um valor nulo, junto à parede do obstáculo, até um valor característico do escoamento no seio do fluido (Figura 2.2). Esta variação da magnitude da velocidade transversal na direção do escoamento representa um escoamento rotacional dentro da camada limite. Para determinadas velocidades do escoamento, a camada limite se desprende do obstáculo e forma-se uma esteira de vórtices.

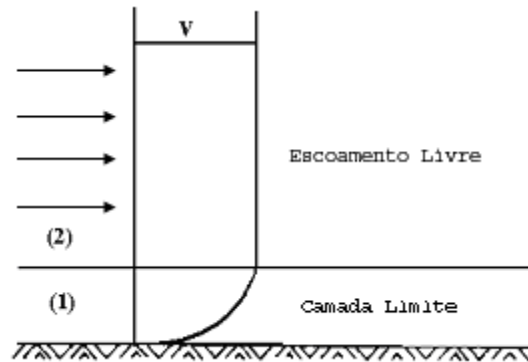


Figura 2.2 – Camada limite.

A Figura 2.3 relaciona a formação dessa esteira com o número de *Reynolds* considerando-se que o obstáculo seja um cilindro com seu eixo alocado perpendicularmente ao fluxo.

O número de *Reynolds* (Re) representa a relação entre as forças de inércia e as forças viscosas. Para o caso do obstáculo ser um cilindro cujo eixo é perpendicular ao fluxo, o número de *Reynolds* é expresso por:

$$Re = \frac{U \cdot D}{\nu} \quad (2.1)$$

Onde:

U – velocidade do fluido;

D – diâmetro hidrodinâmico do cilindro;

ν – viscosidade cinemática do fluido.

Deve-se atentar que a viscosidade absoluta da água varia com a temperatura, introduzindo mais uma fonte de incerteza no problema. No Anexo 5, encontra-se um gráfico desta variação, retirado de [38].

No caso das estruturas *offshore* sujeitas a VIV, ou seja, os elementos esbeltos que serão apresentados no capítulo 3, o número de *Reynolds* gira em torno de 10^5 , conforme pode ser confirmado nos casos estudados e apresentados no capítulo 5. Isto posto, observa-se na Figura 2.3 que a formação de vórtices nessas estruturas ocorrerá na maioria dos casos de forma desordenada introduzindo um fator de complexidade

na reprodução do fenômeno e dificultando a elaboração de um modelo matemático que reproduza adequadamente as VIVs.

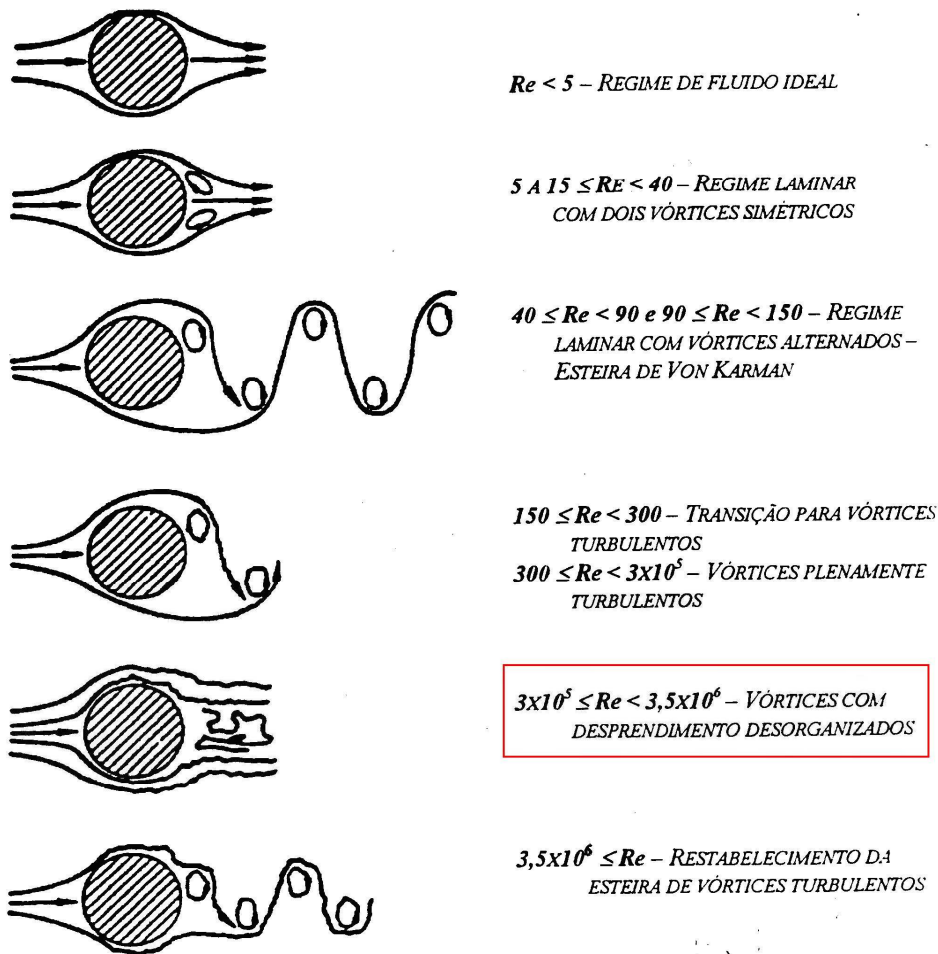


Figura 2.3 - Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de vórtices (Von Karman, 1912), [9].

Como consequência do desprendimento de vórtices surge uma força oscilatória transversal ao fluxo, que age sobre o obstáculo. Se uma das frequências naturais do obstáculo estiver perto da frequência de formação dos vórtices (frequência de *shedding*), então esta força fará com que ele comece a vibrar em ressonância.

Nos itens a seguir, este fenômeno será abordado mais detalhadamente e as principais grandezas relacionadas ao problema serão analisadas.

2.2 Camada limite

Em 1904, Prandtl mostrou que a viscosidade tem efeito sensível sobre uma pequena camada adjacente à superfície de um corpo imerso em fluidos de pequena viscosidade (número de *Reynolds* alto). Fora desta camada, a influência da viscosidade é pequena e desprezível, podendo o escoamento ser estudado como se o fluido fosse ideal obtendo-se um alto grau de exatidão nos resultados. A esta fina camada nas proximidades do corpo, que sofre a influência da viscosidade, Prandtl denominou camada limite, como mostra a Figura 2.2.

A camada limite apresenta as seguintes características:

- Em uma pequena distância a partir da superfície do corpo imerso, a velocidade cresce de zero até, praticamente, a velocidade existente no escoamento teórico;
- Na camada limite, há predominância dos efeitos da viscosidade, sendo que fora dela, praticamente, essa não tem efeito sobre o escoamento;
- Quanto maior a velocidade do escoamento, menor serão o comprimento, a espessura da camada limite laminar e da sub-camada laminar; e
- A pressão no interior da camada limite é determinada pelo escoamento circundante. Em uma seção da camada limite normal à superfície do corpo, a pressão pode ser considerada constante e igual a do escoamento circundante.

2.3 Formação dos vórtices

Quando o escoamento se dá sobre a superfície de um cilindro posicionado transversalmente ao fluxo, o campo de pressões não é mais constante, como se pode observar na Figura 2.4. As partículas fluidas aumentam de velocidade entre A e B e diminuem entre B e C. Pela equação de *Bernoulli*, pode-se verificar que há uma diminuição na pressão entre A e B e um aumento entre B e C.

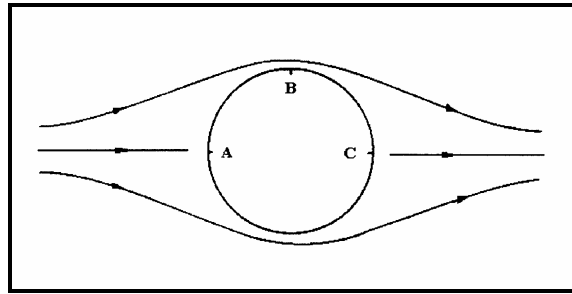


Figura 2.4 – Escoamento ao longo de um cilindro.

Ao longo da camada limite, contudo, existe uma perda de energia cinética por fricção, devido à viscosidade do fluido e, conseqüentemente, a energia resultante pode se tornar insuficiente para suportar o acréscimo de pressão necessário para se chegar a C. Devido a esse fato, surge um movimento, contrário à passagem do fluido, que causa o descolamento da camada limite em um ponto chamado ponto de separação e, também, a formação de um par de vórtices estacionários como apresentado na Figura 2.5.

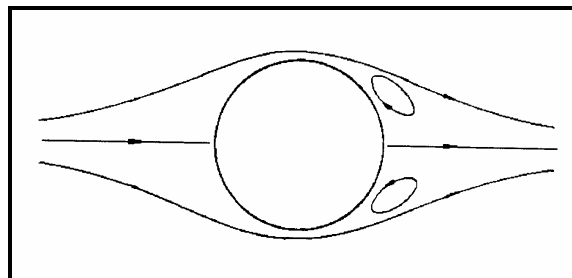


Figura 2.5 – Par de vórtices estacionários.

2.4 Freqüência de *Strouhal* ou de *shedding* (ω_s)

A configuração com um par de vórtices estacionários é mantida até, aproximadamente, um número de *Reynolds* igual a 40. A partir deste valor, a configuração se modifica para uma situação onde ocorre desprendimento de vórtices de forma periódica e alternada, como apresentado na Figura 2.6. A freqüência com a qual os vórtices se desprendem é conhecida como freqüência de *Strouhal* ou de *shedding* e a configuração regular desenvolvida é conhecida como esteira de *von Karman*. Em 1911, *von Karman* mostrou que o padrão de vórtices alternados seria estável se a razão entre a distância lateral e a longitudinal entre o centro de um vórtice

e outro fosse igual a 0,286. Na Figura 2.6, essa relação é apresentada em função do diâmetro do cilindro (D).

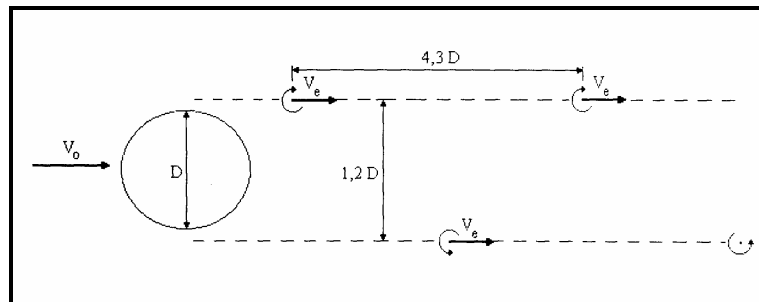


Figura 2.6 – Esteira de Von Karman (extraída de Franciss [30]).

A Figura 2.7 apresenta a esteira de *von Karman* obtida através de simulações numéricas, considerando inclusive a proximidade de dois cilindros, o que altera o padrão de desprendimento de vórtices.

A frequência de desprendimento de vórtices depende de um parâmetro designado número de *Strouhal*, St , e de duas outras grandezas, isto é, a velocidade da corrente, U , e o diâmetro do cilindro, D , que se relacionam da seguinte forma:

$$\omega_s = 2 \cdot \pi \cdot \frac{St \cdot U}{D} \quad (\text{rad/s}) \quad (2.2)$$

Onde:

U – velocidade do fluido;

D – diâmetro hidrodinâmico do cilindro;

St – número de *Strouhal*.

O número de *Strouhal*, St , relaciona-se com o número de *Reynolds*, Re , para cilindros estacionários com paredes lisas, através da curva experimental apresentada na Figura 2.8.

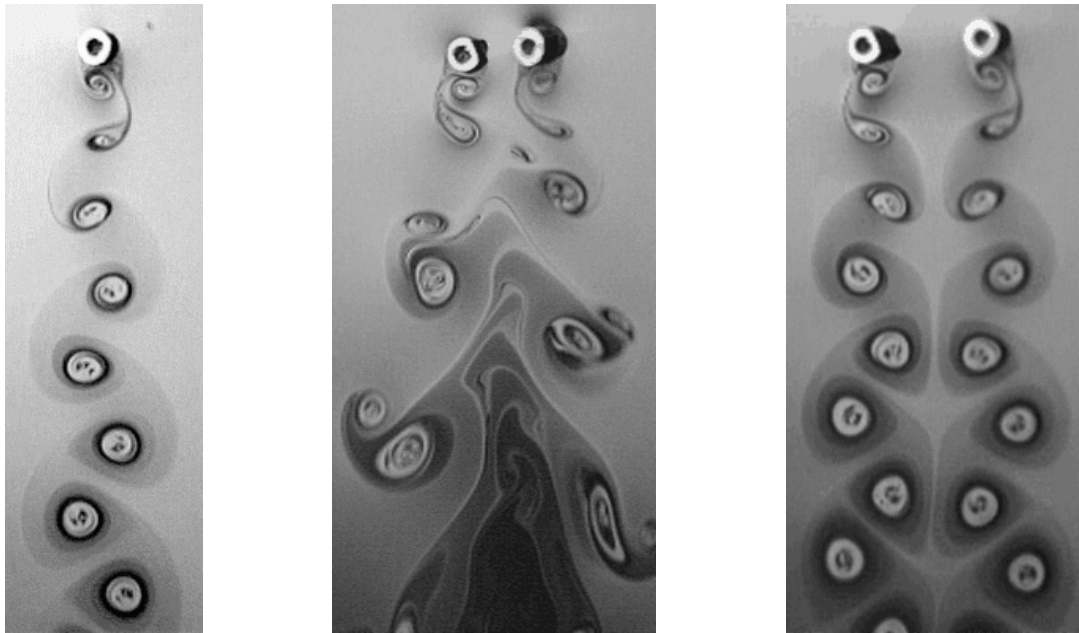


Figura 2.7 – Esteira de Von Karman obtida através de simulações numéricas.

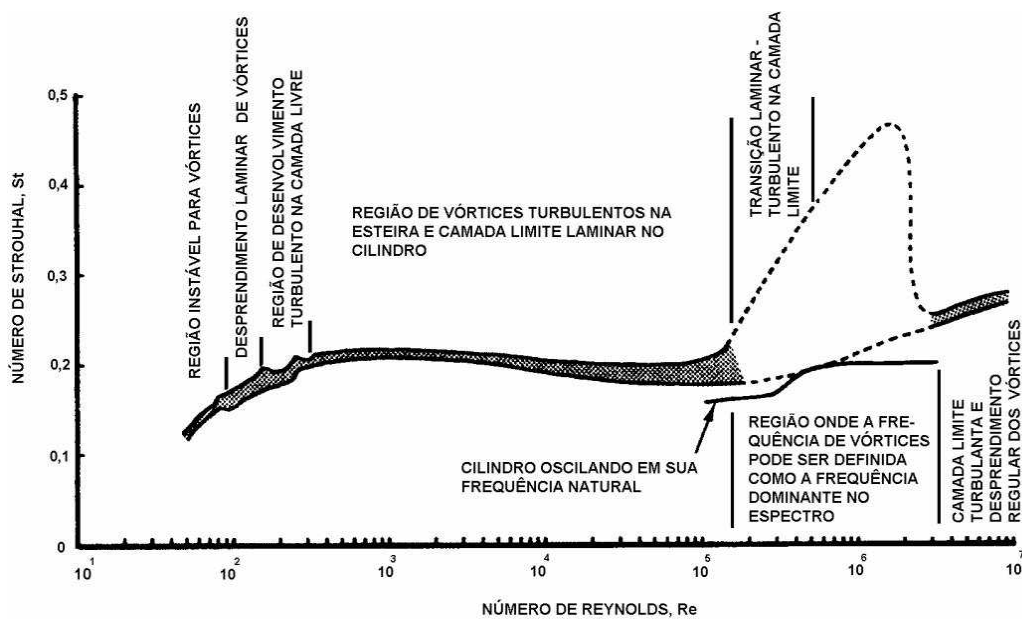


Figura 2.8 – Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal.

Conforme já foi dito anteriormente, nas estruturas *offshore* sujeitas a VIV, o número de *Reynolds* fica em torno de 10^5 . Portanto, observando-se a Figura 2.8, pode-se dizer que as vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas *offshore* ocorrem para um número de *Strouhal* próximo de 0,2. Esta aproximação é largamente usada nos cálculos de VIV, principalmente devido às incertezas envolvidas na determinação do número de *Strouhal*.

2.5 Lock-in

Quando a frequência de desprendimento de vórtices se aproxima de uma frequência natural do cilindro, aquela é “capturada” pela frequência natural ocorrendo, assim, o fenômeno de ressonância conhecido como *lock-in*. O cilindro passa, então, a controlar o desprendimento de vórtices. O *lock-in* se caracteriza pela modificação tanto da frequência natural de vibração, devido à variação da massa adicionada, quanto pela modificação da frequência de *Strouhal* que é influenciada pela vibração do cilindro.

As VIV's se tornam particularmente importantes quando as frequências de desprendimento de vórtices, ω_s , dadas pela equação 2.2, estiverem dentro do intervalo de *lock-in* de algumas das frequências naturais, ω_n , do cilindro. A Figura 2.9 apresenta o intervalo de *lock-in* proposto por *Blevins* [9], a partir dos resultados experimentais de *Koopman* [42], para um cilindro rígido submetido a vibração forçada e diversos números de *Reynolds*. Desta figura, observa-se que a condição de *lock-in* depende da razão de frequências (ω_s/ω_v) e da amplitude adimensional (A/D).

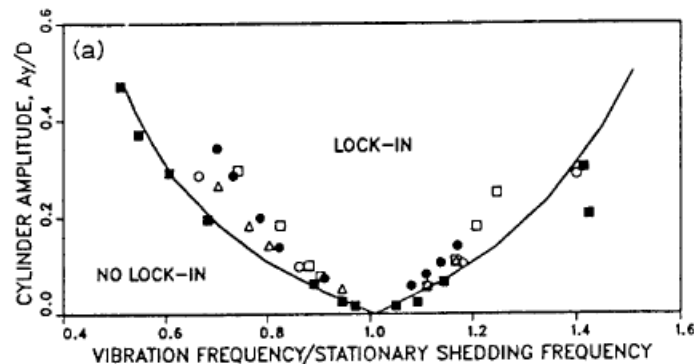


Figura 2.9 – Região de *lock-in* [9].

2.6 Frequência de vibração (ω_v)

Conforme dito no item anterior, quando a estrutura entra em *lock-in* passa a vibrar numa frequência intermediária entre a sua frequência natural original, visto que a frequência natural da estrutura se modifica devido a variação da massa adicionada, e a frequência de desprendimento de vórtices (*shedding*); essa frequência é chamada de frequência de vibração.

2.7 Razão de freqüências (ω_s/ω_v)

A razão de freqüências (ω_s/ω_v) é um parâmetro adimensional muito utilizado nas análises de VIV, sendo largamente utilizado nos ensaios experimentais para determinação dos coeficientes hidrodinâmicos e do comportamento da estrutura.

2.8 Velocidade reduzida (UR)

A velocidade reduzida guarda equivalência com a razão de freqüências (ω_s/ω_v), sendo muito utilizada como parâmetro nos ensaios experimentais por guardar equivalência também com o número de *Strouhal*, que é um parâmetro difícil de ser determinado.

$$UR = \frac{\bar{\omega}_s}{\bar{\omega}_v} \cdot \frac{1}{St}; \quad (2.3)$$

Onde *St* é o número de *Strouhal*.

2.9 Amplitude adimensional (A/D)

Este parâmetro é comumente utilizado nas análises de VIV para medir o deslocamento máximo da estrutura transversal ao fluxo, onde *A* é a amplitude máxima do deslocamento e *D* o diâmetro hidrodinâmico da estrutura.

2.10 Outros padrões de esteira

A esteira de *von Karman* é apenas uma das hipóteses que definem um padrão de desprendimento de vórtices em função do número de *Reynolds*. *Williamson* e *Roshko* [72] desenvolveram um estudo que mostra a variação no padrão de desprendimento de vórtices em função da amplitude e da freqüência, como pode ser visto na Figura 2.10, onde a escala inferior do eixo das abscissas T_e/T_v pode ser entendido como a razão de freqüências (ω_s/ω_v) e o eixo das ordenadas apresenta a amplitude adimensional.

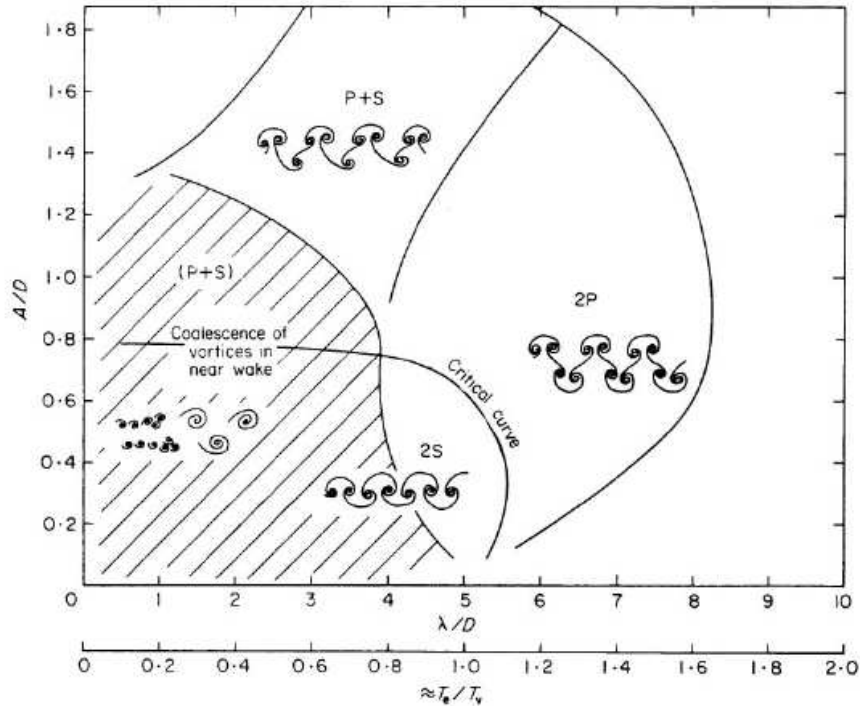


Figura 2.10 – Padrões de desprendimento de vórtices [72].

O padrão 2S representa dois vórtices solitários com sinais opostos sendo formados a cada ciclo de movimento do cilindro. 2P representa dois pares de vórtices com sinais opostos sendo formados a cada ciclo. E o padrão P+S representa dois pares de vórtices com sinais opostos sendo formados na primeira parte do ciclo de movimento do cilindro, seguido por um vórtice solitário com sinal oposto.

O padrão de formação dos vórtices influencia na magnitude e na frequência das forças geradas pelos mesmos (força de sustentação). O padrão clássico 2S com um vórtice sendo formado a cada meio ciclo representa bem o coeficiente de sustentação usado no modelo harmônico. Os modos 2P e P+S apresentam uma vorticidade que se auto cancela promovendo, conseqüentemente, uma força de sustentação muito pequena. A transição do modo 2S para amplitudes perto de um diâmetro representa bem a propriedade auto limitante do fenômeno de vibrações induzidas por vórtices (VIV). Nota-se ainda, comparando-se a Figura 2.9 e Figura 2.10, que os limites de *lock-in* estão próximos dos limites para os modos 2S e 2P.

É importante ressaltar que esta característica do fenômeno de alternar entre diversos padrões de desprendimento de vórtices contribui significativamente para a não estabilidade da resposta quando simulada no tempo. Deve-se ter em mente,

ainda, que o padrão de formação de vórtices pode mudar ao longo de uma mesma estrutura, conforme pode ser observado na imagem de uma simulação numérica apresentada na Figura 2.11. Esta figura apresenta um cilindro flexível esbelto sujeito a condições de contorno que o fazem vibrar no segundo modo. Observe que a formação de vórtices se dá de maneira diferente nos nós e anti-nós, confirmando os estudos de *Williamson e Roshko* [72] apresentados anteriormente, ou seja, a formação da esteira de vórtices depende da resposta da estrutura, neste caso frequência e amplitude do deslocamento, e vice-versa.

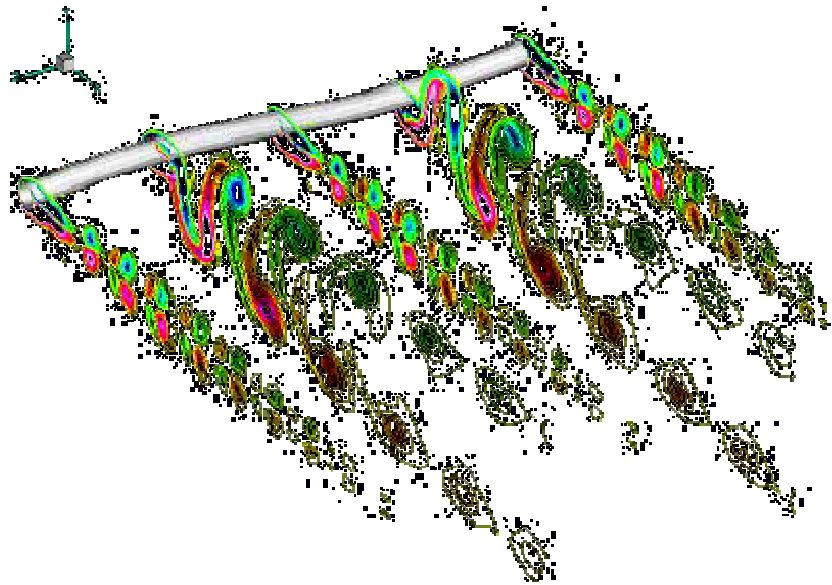


Figura 2.11 – Simulação numérica de formação de vórtices.

2.11 Força de sustentação ou de *lift*

É intuitivo pensar que, ao se inserir um obstáculo em um fluido em movimento, este exercerá uma força sobre o corpo que tende a empurrá-lo na direção do fluxo. A Figura 2.12 ilustra bem esta situação. Esta força é comumente chamada de força de arrasto e pode ser escrita em função da tensão de cisalhamento na parede do corpo, provocada pelos efeitos viscosos, e da tensão normal que é devida à pressão. Assim, a formulação matemática para esta força pode ser obtida através da integração das tensões normais e cisalhantes ao corpo. Esta formulação será apresentada no Capítulo 4 desta dissertação, item 4.3.1.3.

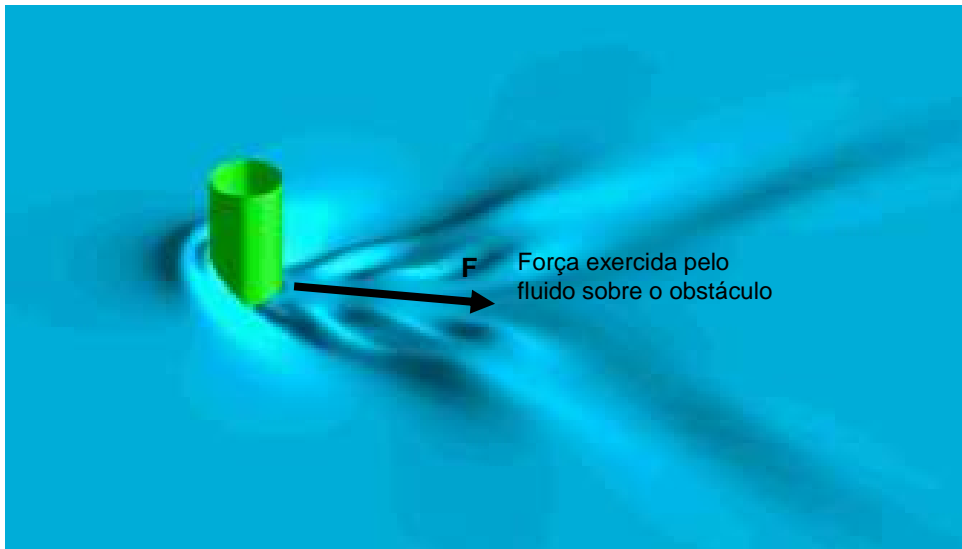


Figura 2.12 – Ilustração da reação de um fluido em movimento a um obstáculo.

No entanto, o fenômeno de interesse desta dissertação é outro nem tão intuitivo assim, mas que deriva da interação entre o fluido em movimento e o corpo nele inserido. Trata-se da geração de vórtices ao longo do fluido após sua passagem pelo obstáculo. Conforme visto na Figura 2.3, com o aumento da velocidade do fluxo e, conseqüentemente, do número de *Reynolds*, os vórtices começam a ser formados alternadamente de um lado e do outro do corpo e acabam por introduzir uma força oscilatória atuante sobre o obstáculo com direção predominantemente transversal ao fluxo. Esta força é comumente chamada de força de sustentação (ou *lift*) e sua forma matemática é escrita em função da velocidade do fluido e do coeficiente de sustentação (ou *lift*), que por sua vez depende da forma do obstáculo e das condições hidrodinâmicas do fluxo. Esta formulação será apresentada em detalhes no Capítulo 4, item 4.3.1.1.

Até pouco tempo atrás, poucos estudos se dedicavam a este fenômeno devido à robustez das estruturas, que, conseqüentemente, apresentavam frequências naturais altas e longe das frequências de *shedding*. Contudo, com o aprimoramento das técnicas de construção e da resistência dos materiais, as estruturas foram ficando mais esbeltas e este fenômeno passou a ser percebido nas estruturas civis, onde o fluido é o ar. Nas estruturas *offshore*, esse fenômeno é ainda mais preocupante devido à grande esbeltez dos dutos submarinos e *risers* que precisam vencer cada vez maiores profundidades de lâminas d'água.

A Figura 2.13 apresenta um desenho esquemático da força de sustentação (transversal) e da força de arrasto (longitudinal) que atuam conjuntamente na estrutura devido à passagem de um fluxo.

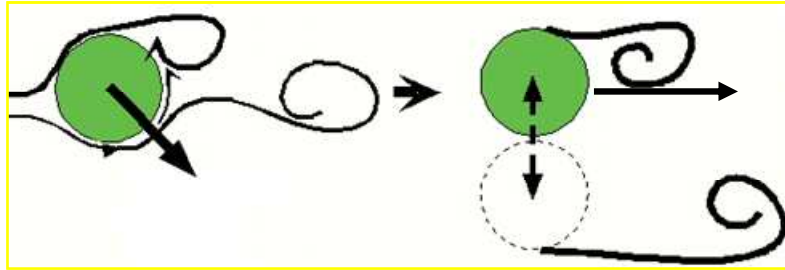


Figura 2.13 – Força de sustentação ou de lift.

Conforme já foi dito anteriormente, a direção predominante da força de sustentação é transversal ao fluxo, no entanto, não se pode esquecer que existe uma pequena componente longitudinal também oscilatória que varia de acordo com a forma do obstáculo.

Os dados experimentais estudados até o momento indicam que a amplitude de vibração transversal é significativamente maior que a longitudinal, no entanto, esta não deve ser desprezada visto que sua freqüência de vibração é aproximadamente o dobro da freqüência transversal, podendo gerar danos significativos no cálculo de fadiga devido a maior curvatura do modo excitado longitudinalmente e ao maior número de ciclos. Dentre as estruturas *offshore*, esta situação tem-se verificado principalmente em pipelines com vão livre (referências [24] e [54]). Nestes casos, a vibração longitudinal (VIV *in-line*) passa a ser o fator limitante do vão evitando que ocorra a vibração transversal (VIV *cross-line*).

Num modelo numérico ideal, quando se aplica uma freqüência de vibração longitudinal igual a exatamente o dobro da freqüência de vibração transversal, o elemento, visto de cima, descreve uma trajetória em forma de 8, Figura 2.14. No entanto, quando se trata de estruturas reais, nos dados de instrumentação, esta perfeição na trajetória raramente é identificada. No geral, aparecem trajetórias distorcidas de um 8, Figura 2.15, seja porque a freqüência longitudinal não é exatamente o dobro da transversal ou porque os dois movimentos estão defasados.

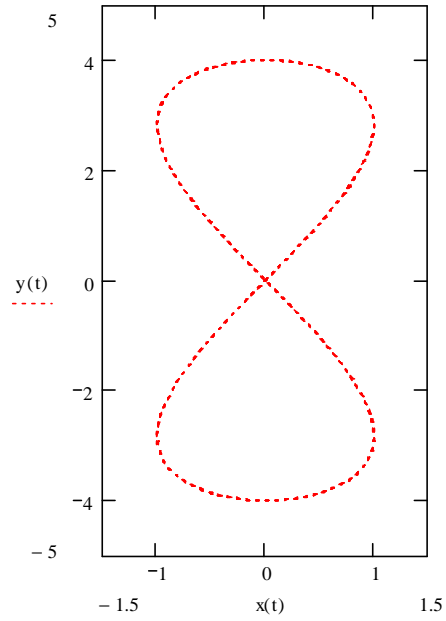


Figura 2.14 – Trajetória ideal de um cilindro sujeito a VIV, por uma vista de topo (fluxo na direção x).

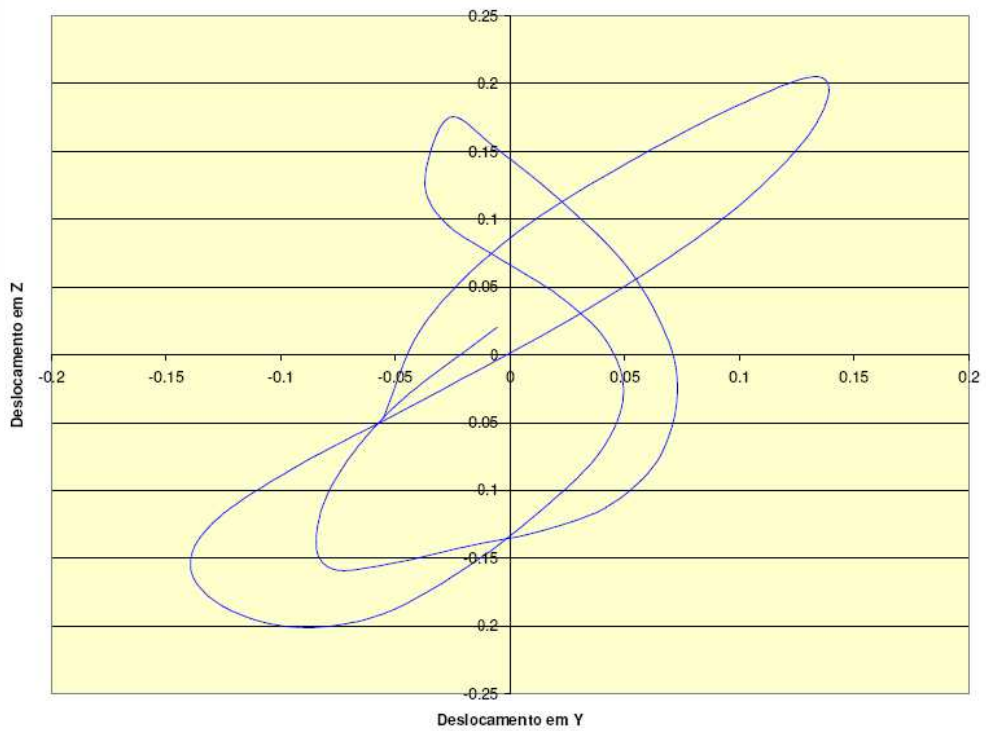


Figura 2.15 – Trajetória de um ponto de uma estrutura real sujeita a VIV, por uma vista de topo (fluxo na direção x) [28].

Os estudos que serão aqui apresentados estão focados na vibração transversal, cuja força oscila com a frequência de *Strouhal*. Esta força transversal é conhecida como força de sustentação e, segundo *Blevins* [9], é expressa por:

$$P(z, t) = \frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot D \cdot U^2 \cdot C_L \cdot \cos(\omega_s \cdot t + \varphi) \quad (2.4)$$

A força de sustentação atua ao longo de todo o cilindro, desde que haja desprendimento alternado de vórtices.

2.12 Comportamento global da estrutura

A velocidade da corrente varia tanto em intensidade quanto em direção ao longo da estrutura, logo ω_s varia ponto a ponto ao longo da estrutura. Nesta situação, a estrutura dificilmente apresentará um comportamento vibratório global. Não é raro, contudo, que os perfis de correnteza sejam planos e possuam trechos com intensidade praticamente constante. Neste caso, a frequência de desprendimento de vórtices é constante ao longo desses trechos e, se estiver próxima de uma das frequências naturais da estrutura, o comportamento vibratório global do cilindro pode se manifestar havendo, assim, uma *correlação* entre a geração de vórtices entre seções vizinhas.

Deve-se salientar que, quando se avalia o comportamento de estruturas elásticas sob a ação de uma corrente não-uniforme, supondo o fluido viscoso, estas podem ser excitadas em vários modos de vibração, um modo para cada faixa de velocidade. Neste caso, a resposta da estrutura resulta da superposição dos vários modos que foram excitados. Quando se trata de um modelo no domínio do tempo, esta superposição já é considerada automaticamente. Já no domínio da frequência, ocorre que cada modo é excitado com uma dada energia; se este valor estiver abaixo do valor de corte determinado pelo projetista, este modo não contribuirá na superposição da resposta. Dessa forma, no domínio da frequência, dependendo de quão não uniforme é o perfil de corrente, podem ocorrer duas situações:

- Somente um modo dominante, caracterizando uma resposta unimodal com *lock-in*; e

- Vários modos excitam a estrutura simultaneamente, caracterizando uma resposta multimodal sem *lock-in*.

Em 1996, *Vandiver, Allen e Li*, [66], publicaram um trabalho, onde evidenciam que o *lock-in* pode ocorrer mesmo para correntes altamente não uniformes. Sugere-se que isto ocorre porque, para um perfil altamente não uniforme, a energia de excitação disponível para um determinado modo pode ser muito maior que todos os outros modos, permitindo que aquele modo domine a resposta da estrutura.

2.13 Modelos matemáticos disponíveis para análise

Por se tratar de um problema hidroelástico, a análise de VIV necessita da combinação de modelos de análise estrutural e modelos hidrodinâmicos para obtenção da resposta estrutural. Como os modelos baseados em CFD ainda não atingiram o grau de desenvolvimento necessário para a avaliação completa do problema, a análise de VIV é usualmente feita baseando-se em modelos de análise estrutural já consagrados na literatura e em modelos hidrodinâmicos empíricos.

Um estudo recente, apresentado na OMAE2006 por *Constantinides e Oakley* [17] apresenta mais uma contribuição no desenvolvimento dos modelos baseados em CFD, sem colocá-los, no entanto, como ferramenta de projeto. Neste artigo, apresentam-se simulações numéricas de um cilindro rígido, adotando dois modelos de turbulência (RANS e DES). Estes modelos são tridimensionais e se propõem a analisar correntes não uniformes, *números de Reynolds* da ordem de 10^6 , cilindros flexíveis e com supressores de vórtices helicoidais. A Figura 2.16 apresenta uma visualização da esteira de vórtices três modelos.

A conclusão do artigo é de que estes modelos são capazes de prever com razoável precisão a resposta para um cilindro rígido, comparando os resultados com resultados experimentais. No entanto, deve-se salientar que ainda é alto o tempo de integração necessário para se atingir o estado permanente e que os resultados dependem do modelo de turbulência adotado. Além disso, tais modelos numéricos não foram capazes de prever o comportamento de cilindros rígidos para altas velocidades reduzidas, conforme pode ser visto na Figura 2.17.

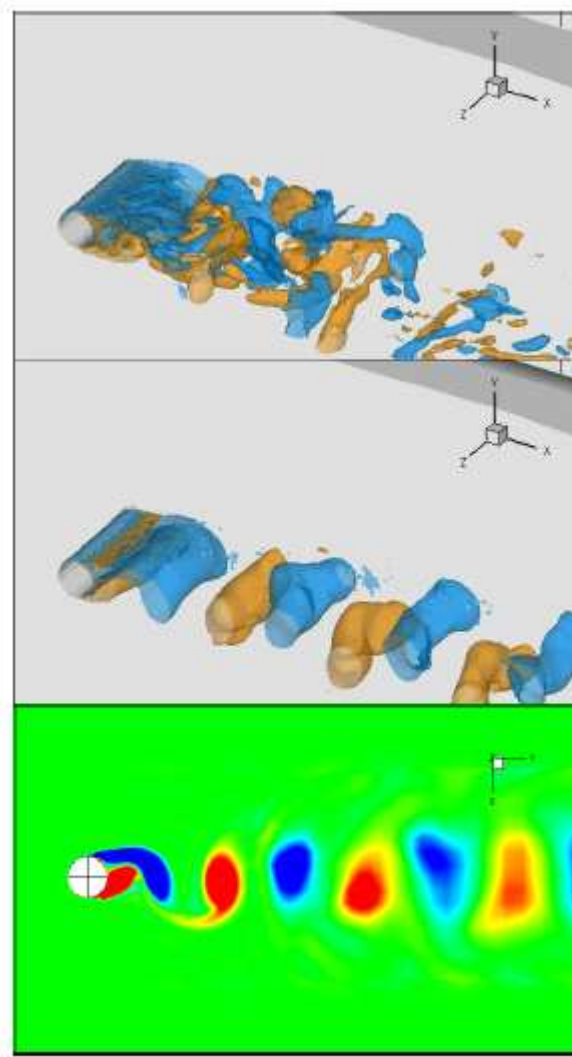


Figura 2.16 – Simulações numéricas com CFD para visualização da esteira de vórtices. 3D DES (acima), 3D RANS (meio), 2D RANS (abaixo) [17].

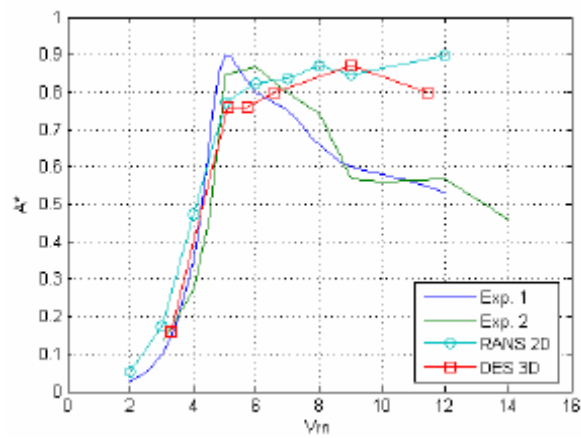


Figura 2.17 – Amplitude de vibração versus velocidade reduzida [17].

Como alternativa ao uso de modelos baseados em CFD, existem os modelos empíricos, no domínio do tempo, que são caracterizados por uma solução iterativa, onde a resposta estrutural influi diretamente nas condições de excitação e amortecimento hidrodinâmico.

Conforme já foi apresentado anteriormente, a passagem de um fluido por um cilindro gera vibrações tanto longitudinais quanto transversais. Porém, nesta dissertação, o enfoque será sobre os deslocamentos transversais, que são os de maior interesse para a maioria das estruturas esbeltas *offshore*. Estes deslocamentos são, usualmente, representados pela amplitude adimensional, razão entre a amplitude máxima do deslocamento transversal e o diâmetro hidrodinâmico da estrutura (A/D).

Em geral, os métodos de análise procuram relacionar os coeficientes hidrodinâmicos com a amplitude adimensional (A/D) e a razão de freqüências (ω_s/ω_n) e prever a resposta dinâmica da estrutura.

Os modelos matemáticos, empíricos, para análise de VIV subdividem-se em dois grupos: os modelos de análise no domínio do tempo e os modelos no domínio da freqüência.

Os programas desenvolvidos no domínio da freqüência consideram somente como carregamento de VIV, a corrente marinha, ou seja, não é possível considerar um fluxo variando no tempo como ocorre com os carregamentos de onda e movimento imposto pela unidade flutuante no topo do *riser*. Por outro lado, no domínio do tempo, é possível considerar estes carregamentos, assim como as não linearidades envolvidas no problema e a variação da massa adicionada. No entanto, esse tipo de análise demanda muito tempo de processamento e pode apresentar em alguns casos, respostas com grandes oscilações no tempo dificultando a interpretação dos resultados. Já no domínio da freqüência, a análise é mais simplificada, exige menor tempo de processamento e apresenta uma resposta estável, mais fácil de ser analisada.

No Capítulo 4 desta dissertação, serão apresentados modelos desenvolvidos no domínio do tempo e da freqüência, comparando-se suas vantagens e desvantagens. Além disso, será proposta uma nova metodologia de análise (método dual) que combina um modelo no domínio do tempo com outro no domínio da freqüência, objetivando reunir as vantagens de cada um deles.

Deve-se destacar que os modelos empíricos dependem fortemente da calibração de seus coeficientes (no caso de VIV, são os coeficientes hidrodinâmicos de excitação e amortecimento, que serão explicados no Capítulo 4), o que deve ser feito através de ensaios experimentais, instrumentação de estruturas já em operação e/ou simulações numéricas que resolvam o problema da interação fluido/estrutura e a formação de vórtices (CFD). A Figura 2.18 representa bem a complexidade de se elaborar um modelo matemático que reproduza os efeitos reais de forças no caso de um navio, através de calibrações por ensaios em tanques experimentais.

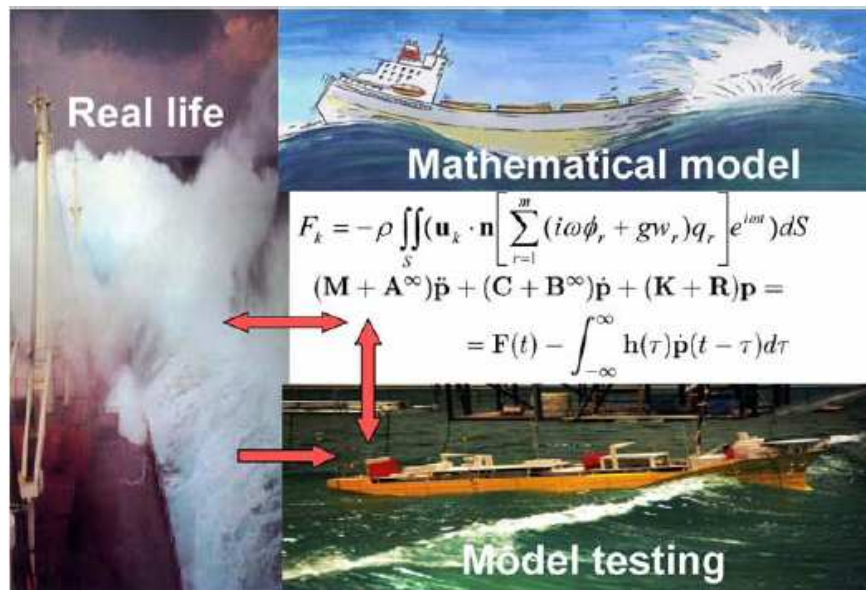


Figura 2.18 – Representação esquemática [51].

Encontram-se na literatura diversos estudos experimentais referentes a fluxo uniforme, no entanto, para fluxos não-uniformes e oscilatórios como onda e movimento na conexão existem poucos dados experimentais e, na maioria dos casos reais, é esta a situação com a qual os projetistas se defrontam.

A solução do problema de VIV para fluxo uniforme é mais simples porque a estrutura fica submetida somente a uma frequência de excitação, que é a própria frequência de desprendimento de vórtices (depende da velocidade do fluido), e, portanto, apresenta uma vibração transversal dominada pelo modo de vibração natural da estrutura mais próximo da frequência de excitação (*lock-in*). Por outro lado, para um fluxo não uniforme a estrutura é excitada em vários modos simultaneamente, caracterizando uma situação mais complexa. Além disso, em correntes uniformes, só se tem uma região de excitação e o amortecimento hidrodinâmico é desprezado. No caso de correntes não uniformes, podem existir várias regiões de excitação e de

amortecimento uma vez que vários modos de vibração podem ser solicitados, conforme será abordado no item 4.4, Figura 4.21 e Figura 4.22.

Os perfis de corrente não-uniforme podem ser subdivididos em dois grupos: os perfis monotônicos e os não-monotônicos. Perfis monotônicos são aqueles em que a intensidade da corrente é sempre crescente ou sempre decrescente ao longo da lâmina d'água. Ao contrário, perfis não-monotônicos não apresentam uma tendência única, aumento ou diminuição da intensidade da corrente, ao longo da lâmina d'água. Os primeiros modelos para cálculo de VIV no domínio da frequência aceitavam apenas perfis monotônicos, sendo recente a pesquisa por modelos que contemplem também corrente não-monotônica. O uso de corrente não monotônica é de fundamental importância para o desenvolvimento do método dual, principalmente, devido ao fato deste levar em consideração a velocidade relativa entre o fluido e a estrutura. O método dual será apresentado nesta dissertação no capítulo 4.

O emprego de um modelo simplificado para corrente uniforme em casos de perfis de corrente não-uniforme pode conduzir a respostas extremamente conservativas, com amplitudes de vibração duas a três vezes superiores ao que seria esperado de um modelo adequado. A utilização destes valores conservativos pode conduzir à utilização de supressores de vórtices ou ao redimensionamento desnecessário à fadiga. Conseqüentemente, modelos para análise de VIV para perfis de corrente não-uniformes são necessários.

Além de toda essa dificuldade em se aplicar um modelo matemático adequado para representar o fenômeno, existem ainda as peculiaridades no que diz respeito ao comportamento estrutural dos diversos tipos de estruturas *offshore* que podem estar sujeitas a VIV. O capítulo 3 apresenta algumas dessas estruturas e comenta características próprias do comportamento estrutural ligadas ao fenômeno de VIV e à interação fluido estrutura.

2.14 Principais problemas acarretados pelo fenômeno de VIV

O fenômeno de VIV pode gerar problemas de duas naturezas: danos estruturais devido à fadiga e danos estruturais devido a problemas na região de contato com o solo [73], pois a vibração próxima ao solo pode solubilizar o solo criando uma trincheira, este efeito, no entanto, não será abordado nesta dissertação.

Os problemas estruturais mais recorrentes estão ligados à fadiga uma vez que o fenômeno é auto limitante e, portanto, não leva a estrutura à ruína por tensões máximas. As vibrações geralmente apresentam amplitudes pequenas, da ordem de meio (1/2) a um (1) diâmetro hidrodinâmico, porém dependendo da recorrência do fenômeno a estrutura pode ter problemas de fadiga localizados.

Por outro lado, quando se trata de estruturas que possuem extensão em contato com o solo, como *risers* em catenária e dutos submarinos, a vibração do elemento estrutural próximo ao solo agita a camada superficial deste em contato com a água gerando um enfraquecimento do solo nesta região. Assim o peso da estrutura sobre o solo enfraquecido, juntamente com a vibração lateral, vai formando uma vala nesta região. O surgimento desta vala, não prevista em projeto, pode alterar as condições de fluxo do fluido interno e as condições de contorno do problema estrutural. Por exemplo, uma vala na região de TDP de um *riser* em catenária pode alterar a curvatura da estrutura influenciando diretamente na tensão de flexão.

2.15 Supressores de vórtices

Nas estruturas em que a fadiga devido às VIV's passa a ser dominante, há a necessidade de se incluir, ao longo do *riser*, dispositivos que reduzam a amplitude das vibrações ocasionadas pelas vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices. Estes dispositivos são chamados de supressores de vórtices.

Atualmente, tem-se utilizado, na indústria do petróleo, principalmente, dois tipos de supressores: o supressor helicoidal (*strakes*) e o supressor do tipo aerofólio (*fairing*).

A Figura 2.19 mostra dois exemplos de supressores helicoidais usados na indústria do petróleo. A Figura 2.20 mostra o modelo de um supressor do tipo aerofólio.



Figura 2.19 – Exemplos de Supressores Helicoidais [1], [39].



Figura 2.20 – Supressor tipo aerofólio [1], [2].

Basicamente, os supressores helicoidais atacam por dois mecanismos: alteram o ponto de descolamento da camada limite e rompem a correlação espacial entre os vórtices, pela mudança gradual do ângulo de separação do fluxo na direção longitudinal do *riser*. Este tipo de supressor é identificado por três parâmetros: a altura das hélices, o passo das hélices e o número de hélices por seções transversais.

Apesar de o supressor helicoidal ser o mais utilizado atualmente, apresenta, geralmente, três problemas:

- Acréscimo do coeficiente de arrasto longitudinal (C_D);
- Aumento das dificuldades no processo de instalação;
- Acréscimo considerável de custos.

Os supressores de vórtices tipo aerofólio também aumentam as dificuldades no processo de instalação com conseqüente elevação dos custos, no entanto, eles provocam uma redução significativa na magnitude do movimento transversal sem elevar significativamente o arrasto longitudinal. Estas características são atribuídas a sua forma aerodinâmica, que diminui a força gerada pelo desprendimento dos vórtices sobre o cilindro, e a seu grande amortecimento hidrodinâmico. No entanto, a princípio, este tipo de supressor só pode ser utilizado em locais onde a corrente possui uma direção bem definida. Para contornar esta limitação, a *Shell* patenteou um dispositivo que permite o supressor do tipo aerofólio rodar [75], Figura 2.21, e desenvolveu ferramentas para instalação de supressores em *risers* e dutos submarinos já instalados, [2]. A Figura 2.22 mostra uma destas ferramentas desenvolvidas.



Figura 2.21 – Supressor tipo aerofólio com mobilidade de rotação, [75].

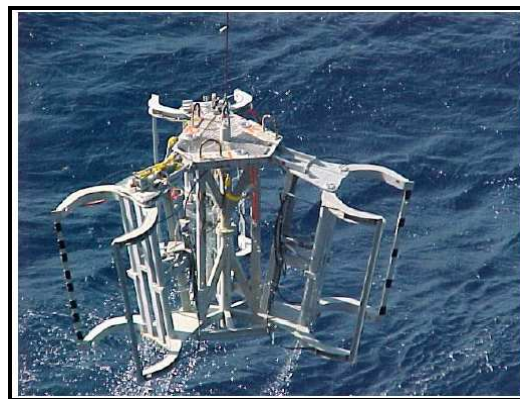


Figura 2.22 – Ferramenta para instalação de supressores [1], [2].

Atualmente, a *Shell* tem utilizado supressor do tipo helicoidal na região de influência das ondas e os supressores do tipo aerofólio onde as correntes são predominantes. A Figura 2.23 mostra um supressor tipo aerofólio sendo instalado em um duto submarino já em operação.

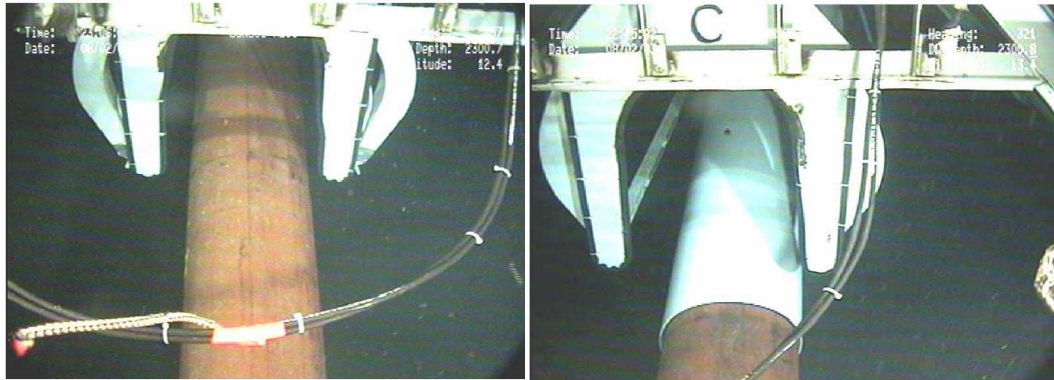


Figura 2.23 – Instalação de um supressor do tipo aerofólio em duto submarino [1].

Os supressores de vórtices podem ser introduzidos ao longo de toda a estrutura ou somente nos trechos identificados como os mais críticos, a partir de uma análise com um programa adequado ou a partir de ensaios em tanques de prova.

A eficiência destes supressores tem sido um dos pontos mais perseguidos pelos pesquisadores, através de ensaios em tanques de prova. *Franciss* [30] e *Santos* [56], em suas respectivas teses, mostram os vários tipos de supressores estudados até aquele momento.

Na OTC de 2004, foram publicados diversos estudos acerca da eficiência dos supressores helicoidais. Em *Ding et al*, [23], apresenta-se os resultados de diversos ensaios realizados pela *ExxonMobil* para cilindros rígidos com e sem supressores. As conclusões mostram que os supressores não eliminaram completamente os deslocamentos devido às VIV's, mas reduziram significativamente suas amplitudes. A resposta do cilindro com supressor apresenta um movimento randômico, ao passo que para o cilindro liso o movimento é senoidal. Desta forma, os programas para cálculo de VIV, que foram elaborados baseados numa resposta senoidal de VIV, devem ser revisados e calibrados para prever a resposta de um *riser* com supressor. Em *Frank et al*, [31], foram realizados ensaios semelhantes àqueles realizados pela *ExxonMobil* e as conclusões foram bastante semelhantes, enfatizando que os métodos existentes para análise de VIV falham, qualitativamente e quantitativamente, quando se trata de um *riser* com supressores, seja em seu comprimento total ou parcial. Na OTC de 2006, novos estudos foram publicados acerca da eficiência dos supressores helicoidais, [67], confirmando sua capacidade de reduzir as VIV's e aumentar a vida útil dos *risers*.

Constantinides & Oakley, [17], utilizaram a simulação numérica baseada em CFD para entender o mecanismo físico de como os supressores helicoidais amenizam as VIV's. A Figura 2.24 apresenta uma visualização da esteira de vórtices.

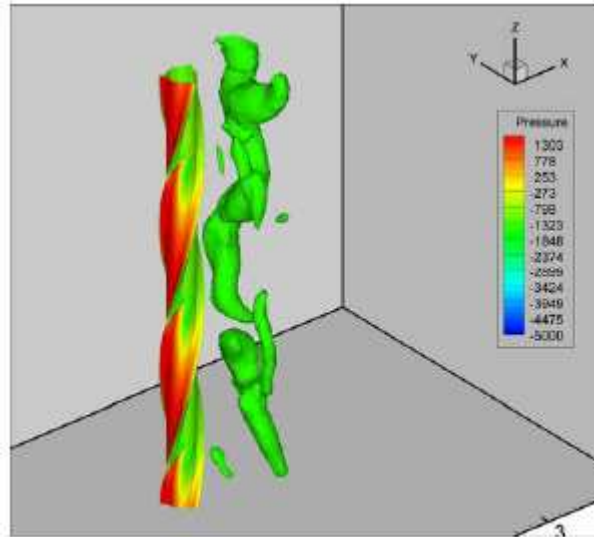


Figura 2.24 – Simulações numéricas com CFD para visualização da esteira de vórtices em um cilindro com supressores helicoidais, [17].

CAPÍTULO 3

DESCRIÇÃO DOS ELEMENTOS ESBELTOS E SUAS PRINCIPAIS CARACTERÍSTICAS EM RELAÇÃO AO VIV

3.1 Introdução

Na indústria *offshore*, o fenômeno de VIV pode ocorrer em diversos tipos de tubulações e ancoragens que ficam submersas e sujeitas ao fluxo intermitente da água do mar (Figura 3.1). A rigor, o fluxo em torno dessas estruturas é uma composição da corrente mais a onda e o movimento imposto pela unidade flutuante, sendo que na maioria dos casos a corrente é a principal responsável pela ocorrência das VIV's.

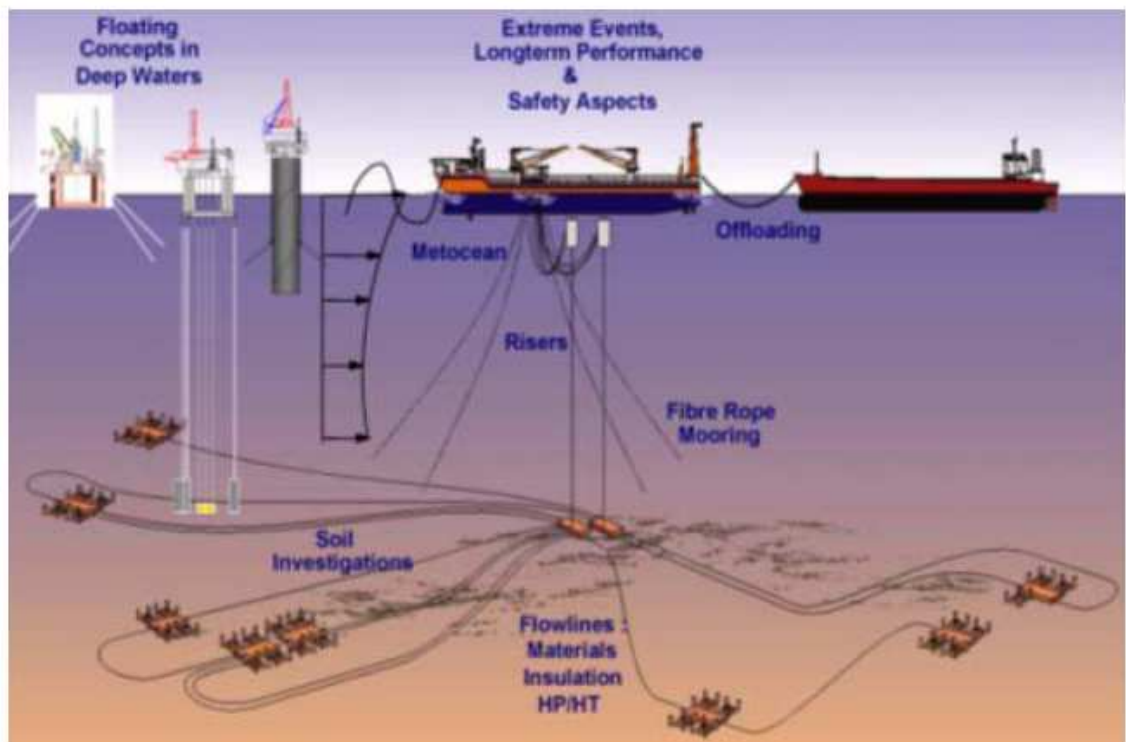


Figura 3.1 – Estruturas offshore [51].

A seguir, são apresentadas algumas estruturas *offshore* passíveis de sofrerem VIV. Nesta dissertação, adotaram-se como estudo de caso dois tipos em particular: um tendão de uma TLP e um *riser* rígido em catenária (SCR).

3.2 Tendões de TLP's

TLP (Tension Leg Platform) é um tipo de plataforma que possui pouca mobilidade vertical devido ao fato de sua ancoragem ser feita através de tendões verticais altamente tracionados, Figura 3.2. Estes tendões, por possuírem uma elevada tração inicial, apresentam baixa variação de tração ao longo da profundidade fazendo com que seus modos de vibração sejam semelhantes aos de uma viga bi-apoiada sujeita a tração constante.

Esse tipo de estrutura pode apresentar VIV devido aos carregamentos de corrente, movimento horizontal da plataforma e onda. Na maioria dos casos, o efeito da corrente é predominante nos cálculos de VIV, pois esta atua praticamente ao longo de toda a estrutura, variando ao longo da profundidade e, geralmente, diminuindo de intensidade na direção do fundo. Em algumas situações raras, como no caso de plataformas instaladas próximo à foz de um rio, pode atuar sobre os tendões e os *risers* corrente praticamente uniforme, o que coloca a estrutura em alto risco do ponto de vista da fadiga. *Risers* submetidos à corrente uniforme podem ter sua vida útil à fadiga drasticamente reduzida dependendo da frequência de *shedding* induzida pela corrente, o que será apresentado nos casos estudados no capítulo 5.

Por outro lado, o efeito do movimento horizontal e da onda vai diminuindo ao longo da profundidade. A onda só exerce influência na velocidade do fluido até uma determinada profundidade, como pode ser visto na Figura 3.3. Já o movimento horizontal excita a estrutura como um todo, mas sua amplitude de movimento vai diminuindo ao longo da profundidade, portanto, a velocidade relativa fluido/estrutura também reduz em direção ao fundo.

Sendo assim, são diversas as possibilidades de se excitar um tendão devido à formação de vórtices, podendo a estrutura apresentar uma resposta unimodal quando submetida somente a corrente quase uniforme ou uma resposta multimodal quando submetida a uma combinação de carregamentos ou a uma corrente fortemente não-uniforme.

É importante ressaltar que este tipo de plataforma ainda não foi utilizada no Brasil.

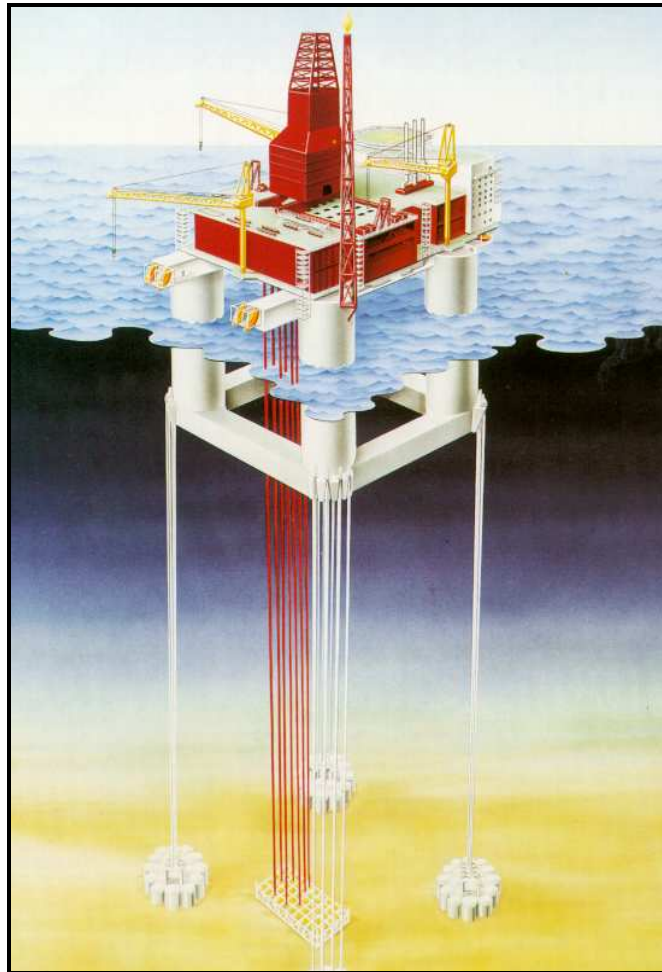


Figura 3.2 – TLP.

3.3 Riser Vertical

Risers são tubulações empregadas para a condução de fluidos do poço até a plataforma e são divididos em duas categorias: flexíveis e rígidos. É importante notar, no entanto, que esta classificação não caracteriza seu comportamento global, pois sob este aspecto ambos são extremamente esbeltos e flexíveis; esta nomenclatura foi definida em função do material que os compõem. Os *risers* flexíveis [60] são constituídos de diversas camadas de materiais poliméricos e metálicos intercalados, ao passo que os *risers* rígidos são homogêneos e fabricados a partir de aço, alumínio, titânio etc. Os *risers* flexíveis, aparentemente devido ao seu alto grau de amortecimento estrutural, apresentam pouca sensibilidade às VIV's, sendo os *risers* rígidos nosso principal alvo de estudo.

Os *risers* verticais, assim como os tendões da TLP, estão sujeitos aos carregamentos de corrente, onda e movimentos da plataforma, que podem gerar VIV,

sendo as considerações feitas sobre estes carregamentos, para o tendão, válidas também para os *risers* verticais. Na Figura 3.2, pode-se observar os *risers* verticais de uma TLP.

Este tipo de *riser* é utilizado principalmente para perfuração e em plataformas do tipo TLP e *Spar-buoy* (Figura 3.3) devido a estas apresentarem movimentos verticais menores que as outras.

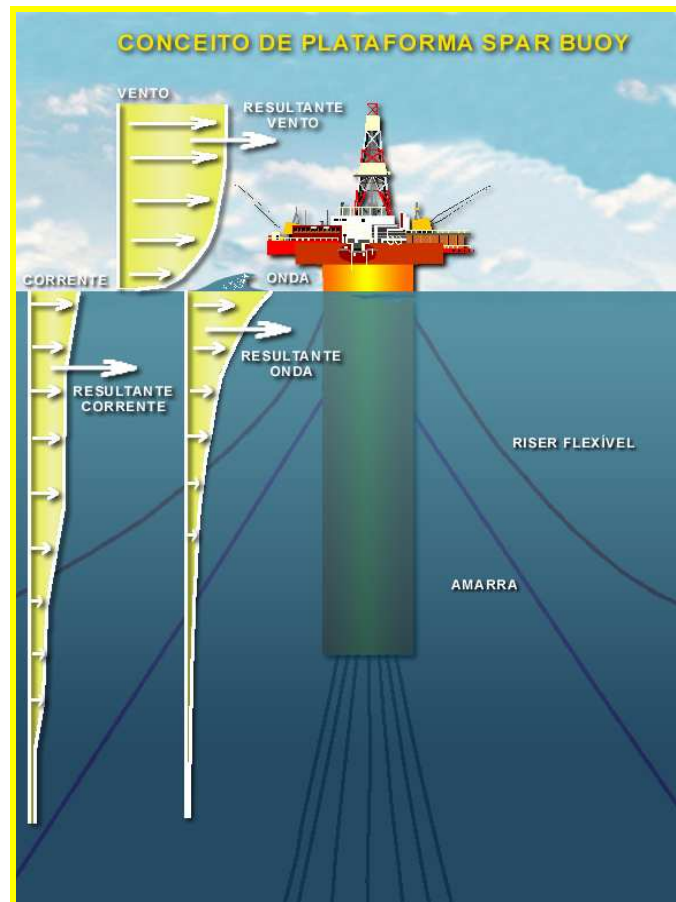


Figura 3.3 – Spar-buoy

É importante notar que o corpo da plataforma *spar-buoy*, dado o seu formato cilíndrico e a sua posição vertical, pode sofrer VIV devido aos carregamentos de corrente e onda. Por este motivo, tem-se adotado o uso de supressores de vórtices helicoidais (*strakes*) nestas plataformas (Figura 3.4 e Figura 3.5). No Brasil, este tipo de plataforma ainda não foi utilizado.

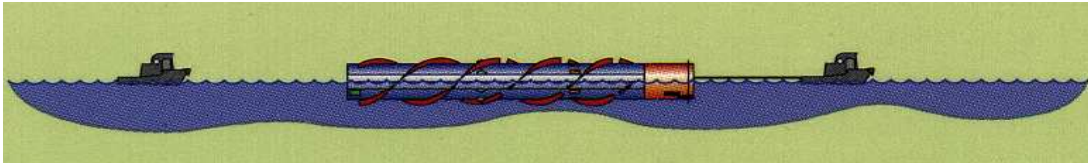


Figura 3.4 – Transporte do corpo flutuante de uma plataforma Spar-buoy.

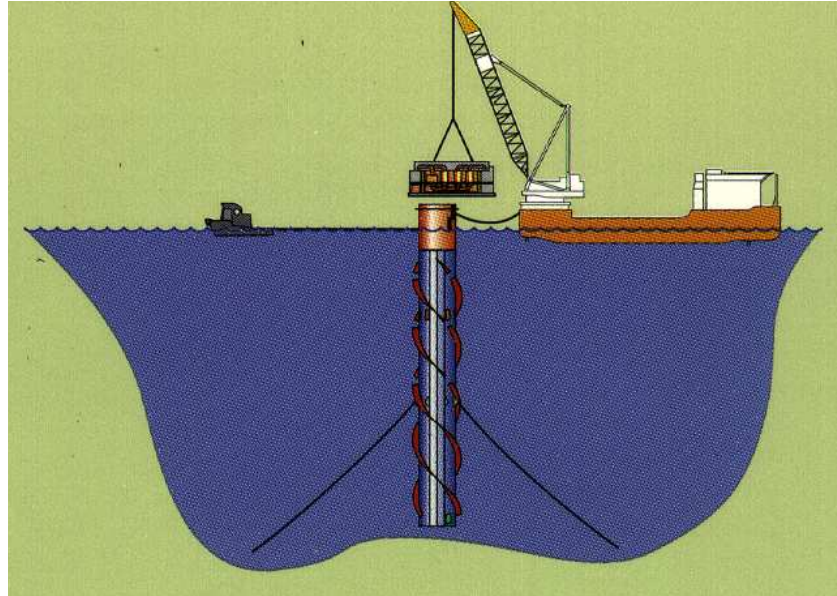


Figura 3.5 – Instalação de uma plataforma Spar-buoy.

As plataformas do tipo *Spa-buoy* também podem ser afetadas por outro fenômeno hidrodinâmico, que começou a ser estudado mais recentemente, [35], o movimento induzido por vórtice, VIM (*Vortex Induced motion*). Este fenômeno ocorre, geralmente, em elementos de grande diâmetro, onde a frequência de formação dos vórtices (*shedding*) é mais baixa, ou seja, o período é maior.

3.4 SCR (Steel Catenary Riser)

SCR é um *riser* rígido altamente complacente (HCR – High Compliant Risers) lançado ao mar na configuração de catenária, Figura 3.6. Este tipo de *riser* está sendo utilizado em plataformas semi-sub e nos navios FPSO em substituição ao *riser* flexível devido a limitações de profundidades deste último.

Este tipo de estrutura apresenta comportamento altamente não-linear, o que torna inapropriada uma análise de VIV no domínio da frequência; maiores detalhes são discutidos sobre essas particularidades no item 4.2. Uma alternativa seria a utilização de modelos no domínio do tempo com análise dinâmica não-linear, contudo,

os modelos numéricos existentes atualmente, para esta configuração, ainda fornecem respostas aproximadas e com alto grau de incerteza devido à escassez de dados experimentais.

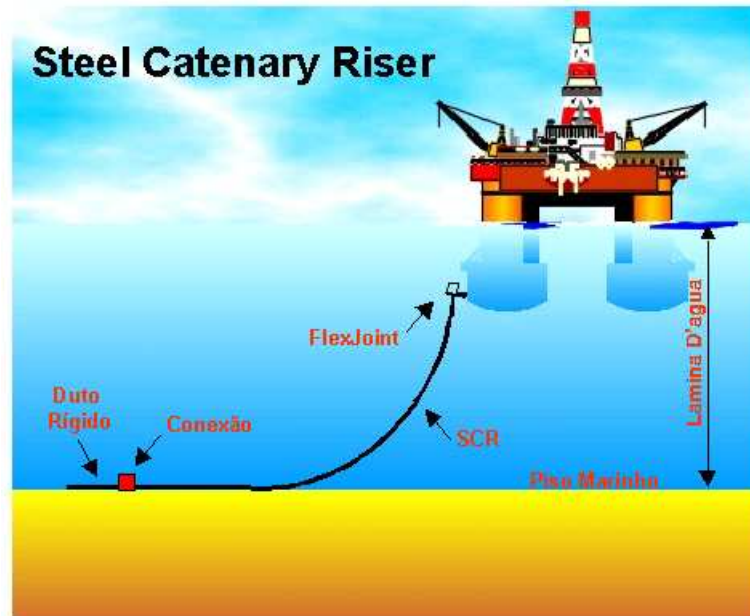


Figura 3.6 – Desenho esquemático de um riser rígido em catenária (SCR) conectado a uma plataforma semi-submersível de produção.

Os SCR's são submetidos aos carregamentos de corrente, onda e movimento da plataforma imposto no topo do riser. Estudos recentes têm tentado determinar, principalmente, o efeito do movimento vertical da plataforma na geração de VIV [14], [47], [48].

Outro ponto importante na análise de SCR's é a consideração da corrente atuante no plano da catenária. Os modelos de análise de VIV consideram a velocidade do fluido normal ao elemento, portanto, devido à curvatura da estrutura é necessário decompor o vetor de velocidade, sendo sua parcela normal utilizada nos cálculos e a tangencial desprezada, Figura 3.7.

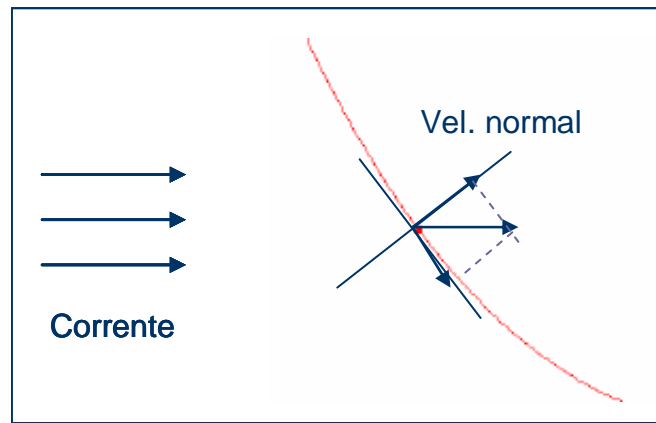


Figura 3.7 – Decomposição da corrente no plano da catenária.

3.5 Dutos submarinos (pipelines)

Os dutos submarinos são tubulações de transporte assentadas sobre o leito marítimo. O foco do estudo, neste caso, ocorre nas falhas do solo (valas) que acabam por deixar o duto submetido a um vão livre (Figura 3.8).

Como já foi dito anteriormente e abordado em [56], este tipo de estrutura fica sujeita a correntes praticamente uniformes e geralmente seu projeto é limitado pelo vão livre e pelo efeito do VIV *in-line*.

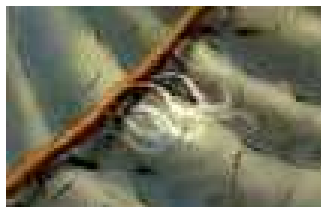


Figura 3.8 – Duto submarino (pipeline) [51].

3.6 Riser híbrido auto sustentável (RHAS)

Um *riser* híbrido consiste na composição de duas estruturas para elevar fluidos do poço para a plataforma. Da cabeça do poço até uma região próxima a superfície da água, coloca-se uma torre, equilibrada por uma bóia em seu topo, e de cada torre saem *risers* flexíveis (*jumpers*) que fazem o transporte até a plataforma (Figura 3.9). Esta configuração permite fazer com que os movimentos da plataforma não sejam transmitidos para as torres, além de isolar os efeitos de onda para que atinjam

somente os *risers* flexíveis. Neste caso, as torres ficam sujeitas somente à corrente estando, portanto, sujeitas às vibrações induzidas por vórtices.



Figura 3.9 – Riser híbrido (Campo de girassol – Angola).

Além disso, no topo da torre de um *riser* híbrido, a conexão com os *risers* flexíveis (*jumpers*) também fica sujeita às VIVs e principalmente ao VIM (movimento induzido por vórtice), devido ao seu diâmetro ser maior. Por esse motivo, nesta região, costuma-se colocar supressores de vórtices (Figura 3.10).

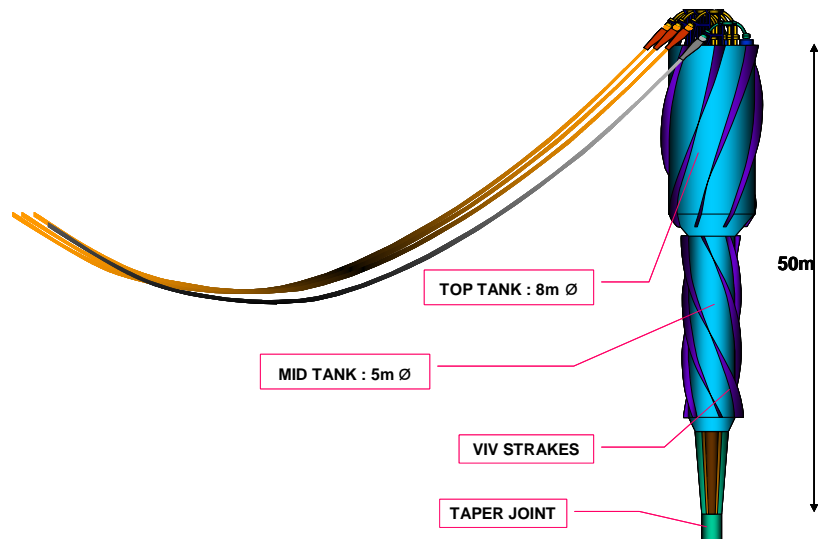


Figura 3.10 – Detalhe do topo da torre de um riser híbrido apresentado na Figura 3.9.

A concepção de *risers* híbridos surgiu para contornar problemas de exploração em águas profundas, principalmente onde os efeitos da corrente são mais importantes que os de onda, vento e movimento da plataforma. Esta situação é mais comum na costa do atlântico da África e em alguns campos do Brasil. *Farfán* [25] em sua dissertação de mestrado faz um estudo do comportamento estático e dinâmico deste tipo de estrutura.

No Brasil, a instalação do primeiro RHAS está prevista para ocorrer em 2007 na Bacia de Campos, na plataforma semi-submersível P52.

CAPÍTULO 4

ANÁLISE ESTRUTURAL DE ELEMENTOS ESBELTOS SUBMETIDOS A VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

4.1 Introdução

O objetivo desta dissertação ao estudar o fenômeno de VIV é a sua aplicação prática à análise estrutural dos elementos esbeltos da indústria *offshore*. Visto que o uso da simulação computacional através do CFD seria inviável, dada a extensão do problema a ser tratado, adota-se aqui a aplicação de alguns modelos matemáticos desenvolvidos com base na formulação de hidrodinâmica e calibrados por ensaios e medições em campo.

Atualmente, existem diversos modelos de VIV desenvolvidos e ainda em estudo, os quais apresentam grandes diferenças nos resultados para os casos reais, [30], [54]. A Figura 4.1 apresenta a resposta de um *riser* vertical submetido a fluxo não uniforme, medida experimentalmente e a resposta de diversos modelos de cálculo, [13]. Observa-se que a diferença nos resultados é bastante grande, sendo que em alguns casos há divergências inclusive quanto ao modo excitado. Além disso, nota-se que somente alguns modelos calculam a resposta no plano do fluxo (VIV *in-line*). Neste mesmo estudo, [13], destaca-se que, no geral, os modelos empíricos obtiveram maior sucesso na predição dos deslocamentos e curvaturas transversais que os modelos baseados em CFD. Por outro lado, as vibrações longitudinais, que podem causar tanto dano quanto às transversais, não são consideradas em nenhum modelo empírico adotado neste estudo [13], e, no geral, os modelos baseados em CFD foram pouco condizentes com as medições.

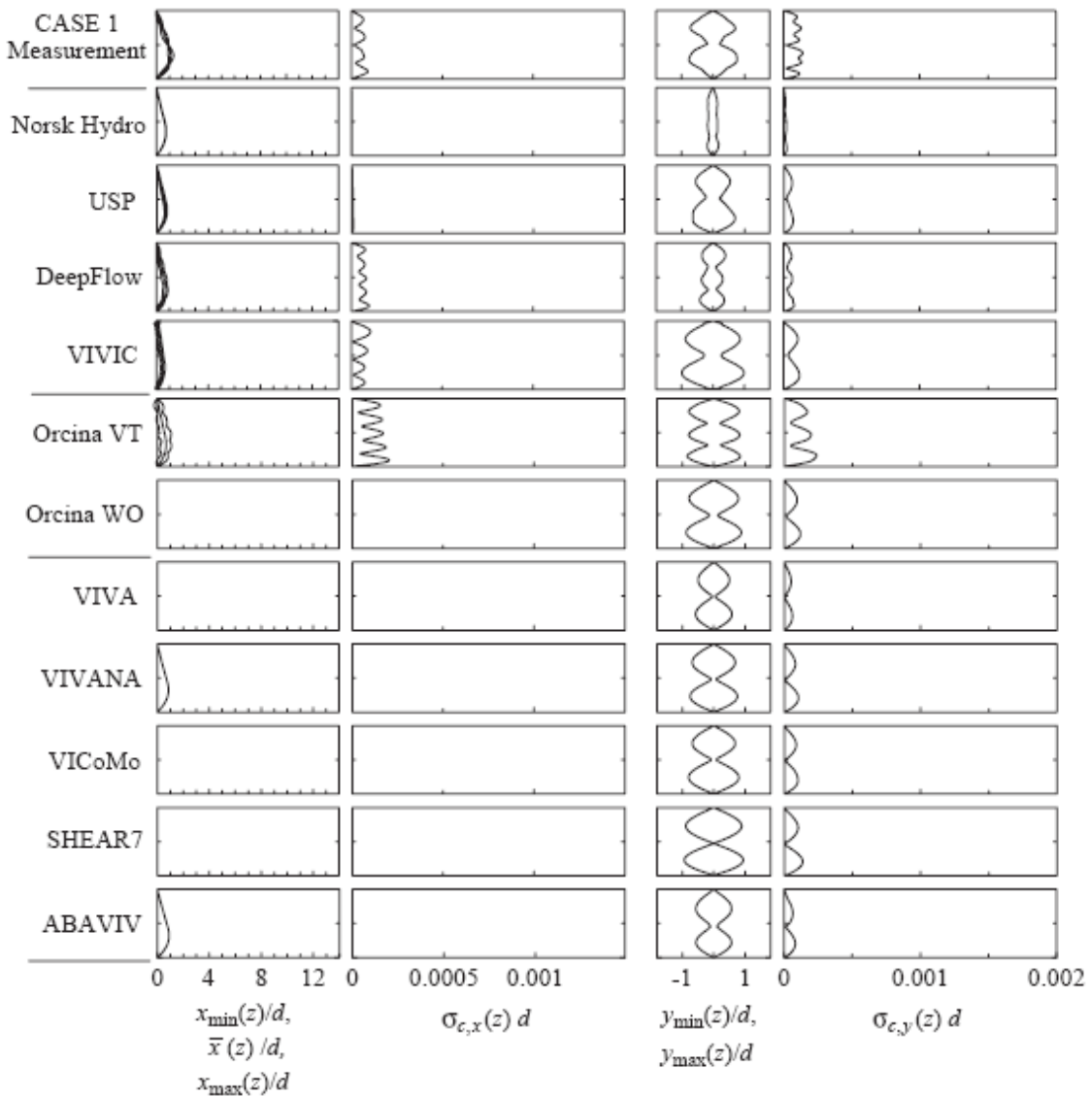


Figura 4.1 – Resposta de VIV de diversos modelos de cálculo, [13]. Na primeira coluna, tem-se os valores extremos (quando disponível) e a média do deslocamento longitudinal (in-line). Na terceira coluna, tem-se os valores extremos do deslocamento transversal (cross-flow). Na segunda e quarta coluna, tem-se as curvaturas no plano longitudinal (in-line) e transversal (cross-flow) respectivamente.

A determinação destes coeficientes é uma etapa muito importante na calibração do modelo. Sendo assim, observa-se um esforço crescente das empresas e instituições no sentido de refinar os ensaios e a determinação dos coeficientes. Tais avanços podem ser observados através da evolução dos programas comerciais para cálculo de VIV, como o SHEAR7, [64], [65], e o VIVANA [43] e, ainda, através das publicações em congressos e conferências, [10], [34].

Esses modelos podem ser aplicados no domínio do tempo, no domínio da frequência ou numa combinação dessas duas metodologias conforme será descrito a seguir. No domínio do tempo, o processo é mais interativo, possibilitando a consideração de não-linearidades físicas e geométricas, além da atualização dos coeficientes hidrodinâmicos e das frequências de excitação ao longo do *riser*.

Em suma, o problema a ser analisado recai na equação dinâmica clássica (Eq. 4.1) com algumas particularidades intrínsecas ao fenômeno de VIV, que serão comentadas a seguir. A Figura 4.2 estabelece o sistema de referência que será usado.

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{y}} + \mathbf{R} \cdot \dot{\mathbf{y}} + \mathbf{K} \cdot \mathbf{y} = \mathbf{F} \quad (4.1)$$

onde:

M : matriz de massa (estrutural + adicionada);

R : matriz de amortecimento (estrutural + hidrodinâmico);

K : matriz de rigidez não-linear (linear + geométrica);

F : vetor de carga;

y : vetor de deslocamentos transversais;

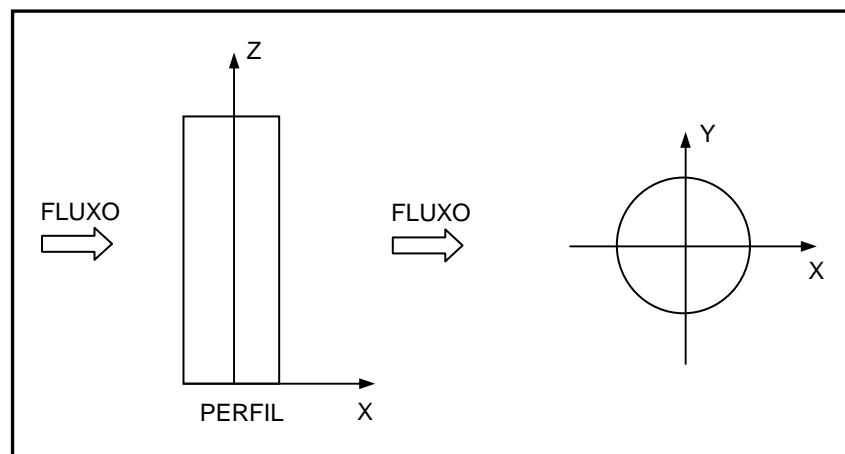


Figura 4.2 – Sistema de referência.

A direção X, direção do fluxo, indicada na Figura 4.2 será chamada, daqui em diante, de longitudinal e a direção Y de transversal.

Na equação 4.1, algumas particularidades devem ser ressaltadas:

- A matriz de massa é composta pela massa estrutural mais a massa adicionada, que pode variar no tempo introduzindo um fator de complexidade na solução do problema no domínio do tempo;
- O vetor de cargas é composto pelas forças hidrodinâmicas derivadas do desprendimento de vórtices;
- As forças de arrasto, na direção longitudinal, são afetadas pelas alterações no comportamento da estrutura na direção transversal e por outro lado as forças hidrodinâmicas na direção transversal são dependentes da resposta na direção longitudinal, tornando o processo de solução das equações diferenciais nas duas direções interdependentes;
- A matriz de amortecimento contempla o amortecimento estrutural e o hidrodinâmico, sendo que na maioria dos casos o amortecimento hidrodinâmico é muito maior que o estrutural conforme exposto em [52].

Cabe ressaltar que nos programas empíricos desenvolvido até o momento, seja no domínio do tempo ou no domínio da frequência, a estrutura é dividida em elementos para os quais se assume que a força hidrodinâmica atuante em cada elemento é aproximadamente igual à força atuante num cilindro rígido infinitesimal equivalente, submetido a uma corrente uniforme, que é determinada como a velocidade normal média atuando no elemento (Figura 4.3). No entanto, esta abordagem se depara com a questão do comprimento de correlação, que determina a região da estrutura na qual a formação dos vórtices está sincronizada.

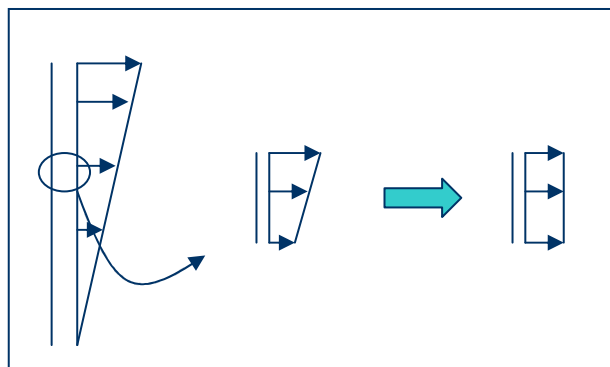


Figura 4.3 – Velocidade normal média atuando no elemento.

4.2 Domínio do tempo x Domínio da frequência

Análises típicas de VIV na indústria *offshore* empregam procedimentos no domínio da frequência baseados no princípio da superposição modal, [64], [65], que precisam assumir um comportamento linear, como é o caso do programa SHEAR7. Neste caso, os modos são reais, isto é, despreza-se o amortecimento na obtenção dos mesmos. No entanto, o amortecimento hidrodinâmico contribui significativamente para a diminuição das vibrações em perfis de corrente não uniforme.

O programa VIVANA, desenvolvido por *Larsen et al*, [43], no domínio da frequência, considera a variação da massa adicionada na determinação prévia das frequências de excitação e dos modos potencialmente excitados. Esta consideração é feita através de um processo iterativo durante o cálculo de vibrações livres, onde a massa adicionada vai sendo alterada de acordo com a razão de frequências (ω_s/ω_n) até se atingir a convergência. Um dos grandes problemas na consideração da massa adicionada é a sua grande variação na região próxima de *lock-in*, conforme será visto mais adiante.

Uma das desvantagens do modelo no domínio da frequência é que a estrutura precisa ser linearizada, isto é, a tração do *riser* e a geometria permanecem constantes com o tempo. Este procedimento constitui uma aproximação demasiadamente simplificada em estruturas cujas propriedades variam muito no tempo a partir de excitações do topo, como por exemplo, em um SCR. Esses procedimentos lineares foram originalmente desenvolvidos para *risers* verticais de perfuração com tração constante e as condições de flexjoint no fundo bem definidas, contudo, recentes tentativas foram feitas para aplicá-las em SCR's [54], sem obter-se até o momento soluções satisfatórias.

A configuração de um SCR não pode ser corretamente avaliada no domínio da frequência devido, principalmente, às seguintes razões:

- A estrutura apresenta grande não linearidade geométrica, ou seja, a rigidez a flexão é dominada pela tração (rigidez geométrica), que varia muito devido aos movimentos de translação da plataforma, tendo como consequência alteração nos modos e frequências naturais. Modelos no domínio da frequência consideram a matriz de rigidez e os modos constantes;

- As vibrações induzidas pelo fenômeno de VIV dependem da velocidade relativa instantânea, o que não pode ser considerado pelos métodos no domínio da frequência. Além disso, a velocidade normal da corrente é tomada sempre em relação à posição estática da estrutura.
- A variação do ponto de contato do SCR com o solo (TDP - Touch Down Point) provoca grandes alterações de curvatura nesta região. Os métodos no domínio da frequência assumem o ponto de TDP fixo.
- As respostas no plano e fora do plano interagem entre si produzindo um mecanismo não-linear. Um aumento na resposta de VIV fora do plano aumenta a força de arrasto no plano e uma modificação na massa adicionada. Esta realimentação só pode ser considerada no domínio do tempo através da atualização permanente dos carregamentos hidrodinâmicos através da modificação dos coeficientes de arrasto no plano e fora do plano e do coeficiente de sustentação (*lift*).

Outra desvantagem do cálculo no domínio da frequência é que este não considera a interação entre os diversos modos excitados, realiza-se uma superposição linear. Enquanto, no domínio do tempo, por não se tratar de uma análise modal, esta interação já é considerada automaticamente.

Por outro lado, as análises no domínio do tempo apresentam as seguintes desvantagens:

- Exigem maior tempo e capacidade de processamento;
- Apresentam resultados instáveis para casos altamente não-lineares.

No entanto, os modelos de análise no domínio do tempo estão em desenvolvimento e buscam melhorar a convergência do processo.

Assim, dadas as vantagens e desvantagens de cada processo (domínio do tempo e da frequência) apresenta-se a proposta de um método misto, que busca reunir as vantagens dos dois processos, introduzindo-se naturalmente algumas simplificações no modelo matemático. Do domínio do tempo, busca-se a correta

consideração das não linearidades e do domínio da frequência deseja-se a estabilidade dos resultados. O procedimento deste método será descrito no item 4.5.

4.3 Domínio do tempo

A análise de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV) no domínio do tempo, considerando-se, simultaneamente cargas de onda, corrente com qualquer perfil e direção, movimento no topo, interação entre o fluxo longitudinal e transversal com as amplitudes de VIV transversais e longitudinais, é um problema bastante complexo e vem sendo estudado por diversos pesquisadores, não obstante, ainda está longe de ser devidamente equacionado.

O problema complica-se ainda mais, quando se tem a estrutura em forma de catenária, como no caso de um *riser* rígido em catenária (SCR) ou de uma linha de ancoragem, onde várias outras não-linearidades estão presentes, as quais modificam, constantemente, os modos de vibração e, em consequência, a resposta de VIV.

A principal característica do processo de análise no tempo e a mais atraente é a possibilidade de se considerar todas as não-linearidades geométricas e físicas da estrutura simultaneamente com as não-linearidades decorrentes das interações hidroelásticas. No entanto, a consideração simultânea de todas essas não-linearidades mencionadas, juntamente com a análise e consideração da história dos deslocamentos para a atualização dos coeficientes hidrodinâmicos, torna o processo altamente complexo e instável, o que exige do usuário um profundo conhecimento das diversas etapas do método.

Além disso, conforme mencionado anteriormente, o módulo para cálculo de VIV deve ser alimentado com os coeficientes hidrodinâmicos de excitação, amortecimento e massa adicionada, os quais são determinados a partir de ensaios em tanques de prova, [10], ou em lagos de águas calmas, [34], [62], e de instrumentações em estruturas reais em condições extremamente limitadas, [28], [29].

O processo de análise de VIV no domínio do tempo, aqui proposto, consiste na utilização de um programa de análise dinâmica não-linear no tempo acoplado a um módulo para cálculo de VIV, que interage com o programa a cada passo de

integração, calculando as forças hidrodinâmicas, as frequências de excitação, as amplitudes de vibração e os demais parâmetros de VIV para todos os elementos sujeitos a VIV. Assim, constrói-se um processo iterativo, no qual a cada instante de tempo a resposta da estrutura é afetada pelos parâmetros de VIV e vice-versa. A Figura 4.4 apresenta um fluxograma esquemático deste processo.

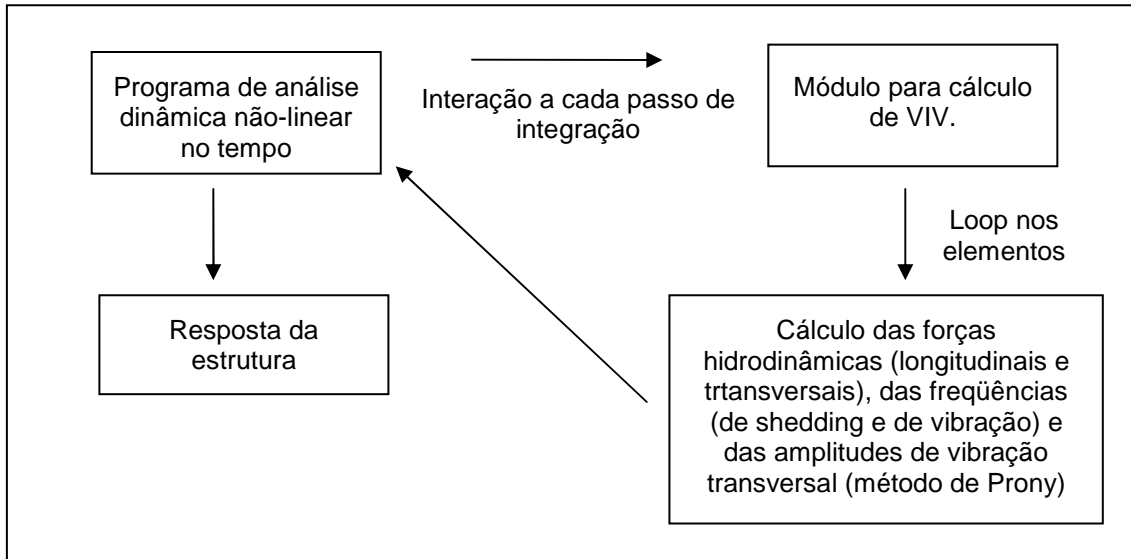


Figura 4.4 – Fluxograma esquemático do cálculo de VIV acoplado a um programa de análise não-linear no domínio do tempo.

4.3.1 Algoritmo proposto

Em 1998, foi iniciado um projeto de cooperação (JIP) entre diversas empresas com o objetivo de estudar o fenômeno de VIV intermitente [14], [26], [33], [34]. Este projeto teve dois objetivos básicos:

- Ensaios de *risers* rígidos em forma de catenária num lago sob a ação de movimentos impostos no topo com o objetivo de avaliar o comportamento de VIV ao longo do mesmo;
- Desenvolvimento de um programa de VIV no domínio do tempo que levasse em consideração as não linearidades geométricas da estrutura e não linearidades físicas do solo. Este programa foi fornecido aos participantes através de um módulo que poderia ser adaptado a um programa já existente de análise dinâmica estrutural que leve em consideração a análise não-linear geométrica.

Em 1999, na OTC foram apresentados os resultados dos ensaios experimentais realizados pelo JIP em 1998 [33], com três configurações de *riser* rígido altamente complacente (HCR), conforme mostra a Figura 4.5. Os *risers* possuíam diâmetro de 1,5 in (38,1mm) e foram ensaiados num lago com corrente nula e numa profundidade de 800 ft (243,84m). Foram introduzidos deslocamentos harmônicos no topo do *riser* para simular o movimento do flutuante devido à onda. As respostas foram obtidas através de instrumentação em pontos específicos e as freqüências de vibração encontradas estão na faixa de 1 a 5 Hz; os dados foram coletados com intervalo de tempo de 0,02 segundos.

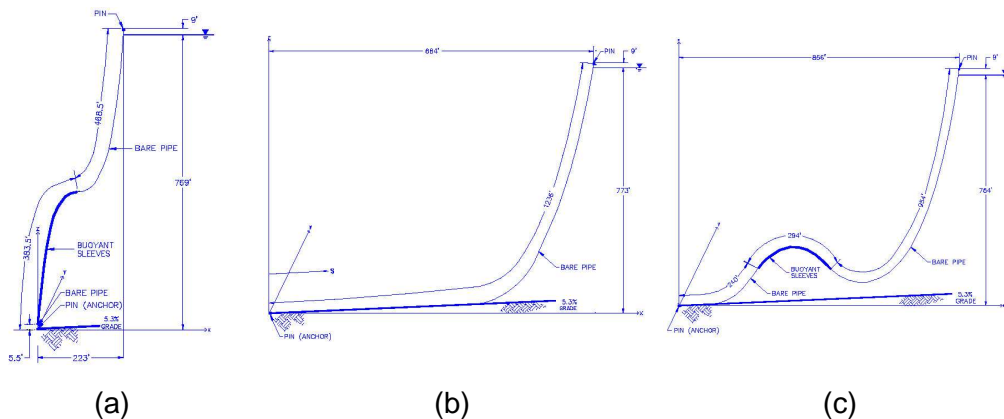


Figura 4.5 – As três configurações estudadas no JIP [33].

Uma das mais esclarecedoras descobertas encontradas em [34] para todos os três tipos de configurações de *riser* adotadas, e confirmada em [14], foi que para a maioria das intensidades de excitação, os *risers* exibiram VIV intermitente significativo, o qual é normalmente ignorado nas análises de VIV com programas baseados no domínio da freqüência. Este efeito provoca uma mudança na resposta no plano do *riser* aumentando significativamente o coeficiente de arrasto, e produz tensões cíclicas fora do plano do *riser*, o que reduz significativamente a vida útil à fadiga.

Na OTC de 2000 [34] foi apresentado um algoritmo numérico para análise de VIV intermitente no domínio do tempo, desenvolvido pelo JIP, que deve ser acoplado a um programa de análise dinâmica não-linear. Este algoritmo foi utilizado como base para elaboração do modelo de cálculo no domínio do tempo apresentado nesta dissertação.

Recentemente, no OMAE de 2006, Cheng e Lambrakos [14] apresentaram um estudo sobre VIV intermitente, em um SCR, devido a movimentos da plataforma no

plano da catenária. Neste estudo, foi adotado um modelo de cálculo no domínio do tempo (ABAVIV da Technip) também baseado no algoritmo proposto pelo JIP, [14], [26], [33], [34], e foi proposta uma metodologia para reduzir o tempo de processamento computacional necessário. Os resultados obtidos demonstraram principalmente que as VIV's devido aos movimentos do flutuante são significativas quando estes movimentos são relativamente grandes e, neste caso, a resposta é governada pelo movimento de *heave*. O movimento de *heave* é mais importante porque este exerce maior influência sobre a região do *riser* próxima ao TDP, onde se verifica o maior dano à fadiga devido a sua baixa tração e ao alto grau de não linearidade na interação solo/estrutura.

Basicamente, o modelo apresentado na OTC de 2000, [34], propõe que o amortecimento hidrodinâmico seja considerado no lado direito da equação dinâmica como forças que variam no tempo. Este artifício se fez necessário visto que os coeficientes de amortecimento hidrodinâmico podem variar no tempo, tornando-se extremamente complicado considerar essas grandezas no lado esquerdo da equação dinâmica, isto é, nas matrizes de amortecimento. Analogamente, com o intuito de aprimorar este modelo, seguindo a filosofia adotada no programa VIVANA [43], foi introduzida a consideração da variação da massa adicionada, que também pode variar no tempo em função da frequência e amplitude de vibração.

Deste modo, o vetor de cargas \mathbf{F} da equação dinâmica (4.1), no sentido transversal ao fluxo é composto por três parcelas:

- Força de sustentação (*lift*);
- Força de amortecimento;
- Força de inércia (função da massa adicionada).

Estas forças são de natureza hidrodinâmica e variam de acordo com a resposta da estrutura que por sua vez é alterada pela atuação destas forças. Este mecanismo serve para simular a interação fluido/estrutura. Neste sentido, estas forças são afetadas por coeficientes hidrodinâmicos que são dependentes da resposta da estrutura. Estes coeficientes são determinados empiricamente através de ensaios em tanques de prova em função basicamente de dois parâmetros adimensionais: a amplitude adimensional (A/D) e a razão de frequências (ω_s/ω_v). No entanto, devido a

dificuldades na realização dos ensaios e na interpretação posterior dos resultados, muitas vezes os coeficientes são tabelados apenas em função da amplitude adimensional (A/D). O programa SHEAR7, por exemplo, em sua última versão, v. 4.4, utiliza uma tabela de coeficientes de sustentação em função dos dois parâmetros, porém nas versões anteriores este coeficiente era dado apenas em função da amplitude adimensional (A/D). No Anexo 1 encontram-se algumas tabelas compiladas por *Von Karman* para determinação destes coeficientes e no decorrer deste capítulo serão apresentadas outras curvas para determinação dos coeficientes hidrodinâmicos.

Assim, com o intuito de promover maior coerência na comparação dos resultados obtidos no domínio do tempo com os de outros programas comerciais no domínio da frequência foram introduzidos no programa no domínio do tempo os coeficientes hidrodinâmicos usados nos programas no domínio da frequência, bem como seu modelo de amortecimento diferenciado. Foram utilizadas duas curvas de *lift* (coeficiente de sustentação) do SHEAR7 e a curva de variação de massa adicionada do VIVANA. Os detalhes da implementação são descritos nos itens a seguir. Este procedimento não só facilita a comparação dos resultados como a torna mais coerente, uma vez que os coeficientes são dados empíricos e influenciam diretamente na resposta.

Uma característica importante deste modelo diz respeito ao modo de obtenção das amplitudes e frequências de vibração longitudinal e transversal e correspondentes velocidades. Para determinação dessas grandezas utilizou-se o *Método Modificado de Prony* [40], [49] (Anexo 2) que considera a história recente dos deslocamentos da estrutura. Assim, a partir das amplitudes e frequências de vibração transversal e da velocidade relativa longitudinal, determinam-se os coeficientes de sustentação (ou *lift*), de massa adicionada, condição de *lock-in*, fator de amplificação do arrasto longitudinal, *números de Reynolds e Strouhal*.

No entanto, deve-se lembrar que o *Método Modificado de Prony* só é eficiente na determinação das frequências e respectivos coeficientes complexos de um sinal transiente e determinístico, seja com ou sem decaimento. Os principais aspectos do *método de Prony*, descritos no Anexo 2, estão baseados em *Marple* [49]. Foram testados vários sinais amortecidos e não amortecidos constituídos de uma, duas e três frequências. Em todas as situações, o módulo conseguiu reproduzir o sinal fornecido e ao mesmo tempo prever o sinal futuro. Na análise de estruturas reais, contudo, o sinal de deslocamentos pode ser muito mais complexo e não determinístico, o que geraria

instabilidade no programa. Com efeito, este problema foi verificado quando se trata da análise de uma estrutura mais complexa, como um SCR, conforme será apresentado no capítulo 5.

Outra grande desvantagem no uso do *Método de Prony* está no tempo de processamento que ele acrescenta à análise, [8]. Devido ao fato deste procedimento ser realizado a cada passo de integração para todos os elementos da estrutura, o processo de integração numérica torna-se muito mais lento do que uma análise dinâmica clássica no domínio do tempo.

Isto posto, baseado neste algoritmo foram elaborados dois modelos básicos, que nesta dissertação serão chamados de alfa e beta. Ambos foram acoplados a um programa de análise dinâmica não-linear, Figura 4.4, e se diferenciam na forma de calcular o coeficiente hidrodinâmico e no estabelecimento das zonas de excitação.

Para cada um desses modelos básicos foram associadas diferentes tabelas e curvas para obtenção dos coeficientes hidrodinâmicos, de modo que, dadas as combinações possíveis de utilização das diversas fontes de coeficientes, têm-se disponível 7 (sete) modelos para análise de VIV. A Tabela 4.1 apresenta o nome dado a cada modelo e seus principais pontos de diferença.

Tabela 4.1 – Modelos de cálculo de VIV no domínio do tempo.

Modelo base	Limite entre excitação e amortecimento	Identificação	Coeficiente de lift	Modelo de amortecimento	Varição da massa adicionada
alfa	elemento em lock-in => excitação	1	SHEAR7 v3.0	Morison	-
		2	SHEAR7 v4.2 (conservativo)	Venugopal	-
	elemento fora de lock-in => amortecimento	3	SHEAR7 v4.4 (não-conservativo)	Venugopal	-
beta	em função da tabela de cdv do Anexo1 (valores negativos => excitação, valores positivos => amortecimento)	1	Tabela de Blevins	Morison	Tabela de Blevins
	em função da velocidade reduzida	2	SHEAR7 v4.2 (conservativo)	Venugopal	-
		3	SHEAR7 v4.4 (não-conservativo)	Venugopal	-
		4	SHEAR7 v4.4 (não-conservativo)	Venugopal	VIVANA

No decorrer desta dissertação, os modelos no domínio do tempo serão chamados de alfa-1, alfa-2, beta-1 e assim por diante. Suas particularidades são apresentadas nos itens 4.3.1.1, 4.3.1.2 e 4.3.1.3.

Deve-se destacar que o modelo alfa-1 é o que mais se assemelha ao apresentado originalmente em [33], [34]. O modelo beta-1 utiliza todos os coeficientes apresentados no Anexo 1.

Assim, tendo em vista a comparação entre modelos no domínio do tempo e da frequência, tem-se que:

- Os modelos alfa (2 e 3) e beta (2 e 3) devem ser preferencialmente comparados ao SHEAR7;
- O modelo beta-4 deve ser preferencialmente comparado ao VIVANA.

4.3.1.1 Força de sustentação (lift)

A força de sustentação fornece energia ao sistema, atuando como força de excitação. Segundo *Blevins* [9] essa força pode ser descrita por:

$$F_L(t) = \frac{1}{2} \rho \cdot D \cdot U^2 \cdot C_L \cdot \text{sen}(\omega \cdot t - \phi) \quad (4.2)$$

Onde:

ρ : massa específica do fluido externo;

D : Diâmetro hidrodinâmico;

U : Velocidade relativa fluido/estrutura na direção da corrente;

C_L : Coeficiente de sustentação (ou *lift*), função da amplitude e frequência de vibração;

ω : frequência de vibração transversal da estrutura quando em *lock-in* e frequência de desprendimento de vórtices quando não está em *lock-in*, em rad/s;

ϕ : ângulo de fase.

O coeficiente de sustentação é um dado empírico que deve ser calibrado através de ensaios e instrumentação de estruturas em operação.

Descrição das principais características do modelo alfa:

No modelo alfa, que não considera variação da massa adicionada, o limite entre amortecimento e excitação é dado pela condição de *lock-in*, que é função de A/D e da razão de freqüências (ω_s/ω_v) conforme definido por *Blevins* em [9] (Figura 4.6. O elemento está em excitação quando em *lock-in* e em amortecimento quando fora de *lock-in*).

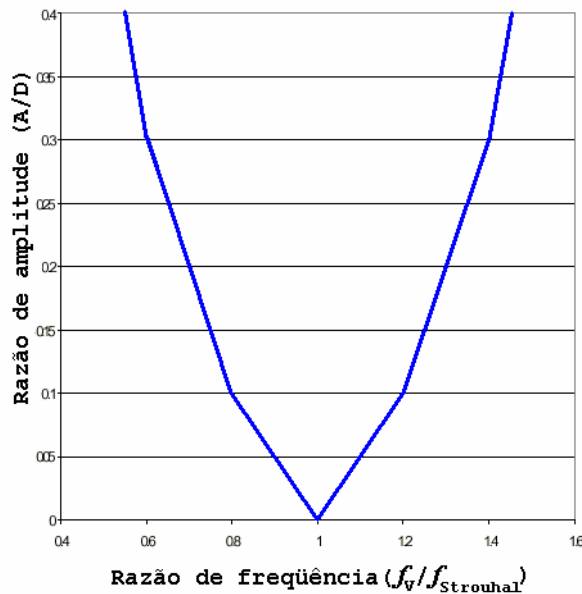


Figura 4.6 – Curva que define a condição de lock-in usada no programa [34].

Contudo, deve-se ressaltar que no modelo alfa, a força de sustentação está sempre presente, mesmo quando o elemento está em amortecimento, alterando-se apenas a sua fase: Quando em *lock-in* (excitação), a força está em fase com a velocidade do elemento. Quando fora de *lock-in* (amortecimento), a força recebe uma fase aleatória.

No modelo alfa-1, o coeficiente de sustentação é calculado a partir do valor inicial fornecido pelo usuário, normalmente 0,65, multiplicado por um fator de redução que é função da reposta de A/D (Figura 4.7).

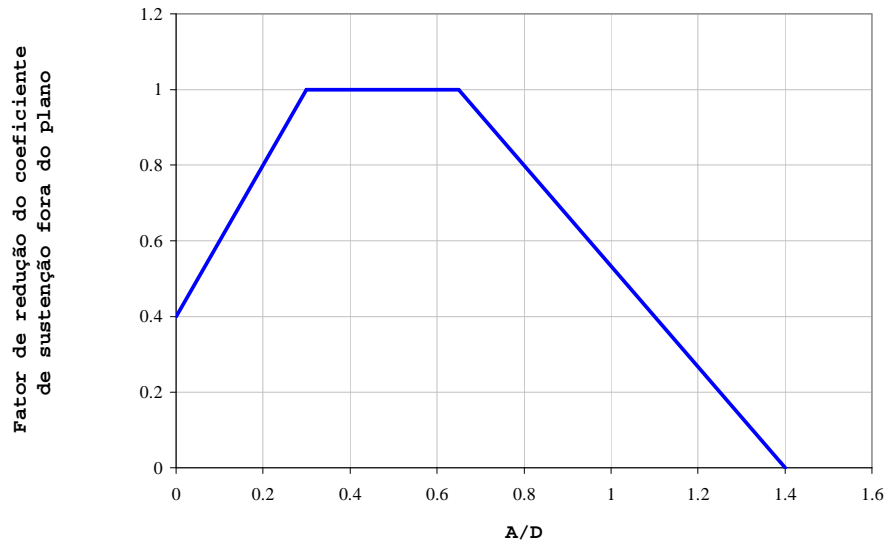


Figura 4.7 – Fator de redução do coeficiente de sustentação fora do plano [55].

O modelo alfa-1 conta com uma condição de amortecimento adicional que é acionada quando A/D ultrapassa o valor de 1,1. Este procedimento tem a intenção de conter a amplificação indefinida do movimento, visto que o fenômeno de VIV é auto-contido. No entanto, deve ressaltar que nos modelos alfa-2 e 3 este procedimento não se faz necessário, pois suas curvas para coeficientes de sustentação (Figura 4.8 e Figura 4.10 respectivamente) contam com valores negativos quando a amplitude adimensional (A/D) cresce além de limites aceitáveis. Assim, utilizando-se coeficientes de sustentação negativos, simula-se numericamente um amortecimento, evitando que a amplitude da vibração transversal cresça indefinidamente.

O modelo alfa-2 usa os coeficientes de sustentação adotados no programa SHEAR7 na versão 4.2 [55], que é função apenas de A/D (Figura 4.8). Esta curva é chamada de conservativa e, conforme foi dito anteriormente, apresenta um ramo negativo.

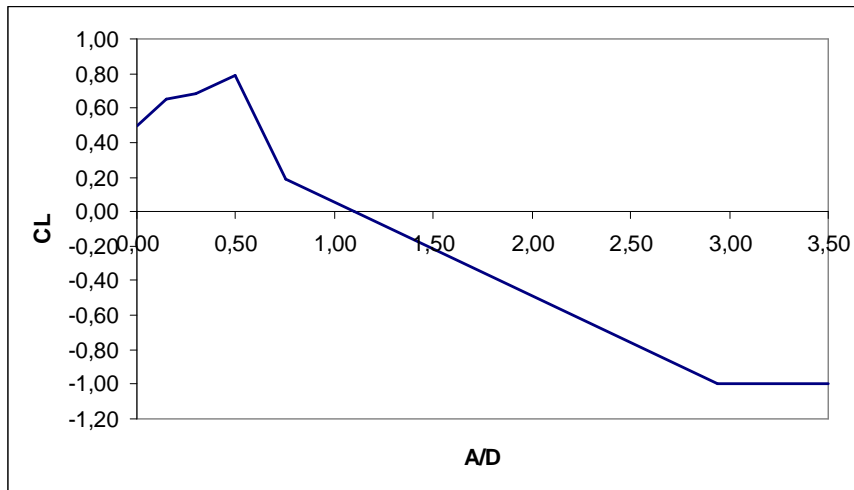


Figura 4.8 – Coeficiente de sustentação (lift) do SHEAR7, conservativo

O modelo alfa-3 usa os coeficientes de sustentação adotados na opção não-conservativa do programa SHEAR7, versão 4.4, [64], [65], composta por um conjunto de curvas função de A/D (Figura 4.9), sendo cada curva específica para uma dada razão de freqüências (ω_s/ω_n). Desta forma, o coeficiente de sustentação é obtido através de uma interpolação linear entre as curvas.

Na Figura 4.9, observa-se a existência de um parâmetro, CL_{floor} , utilizado para limitar o crescimento indefinido do ramo negativo da curva. O programa SHEAR7, [64], [65], recomenda que seja utilizado o valor de -1, que pode ser alterado pelo usuário. A construção das curvas deve ser feita através do ajuste de duas parábolas aos três pontos dados (Figura 4.9) e tangentes à horizontal no ponto 3. A Figura 4.10 apresenta algumas dessas curvas ajustadas para os valores fornecidos no programa SHEAR7, [64], [65], para diversas razões de freqüência.

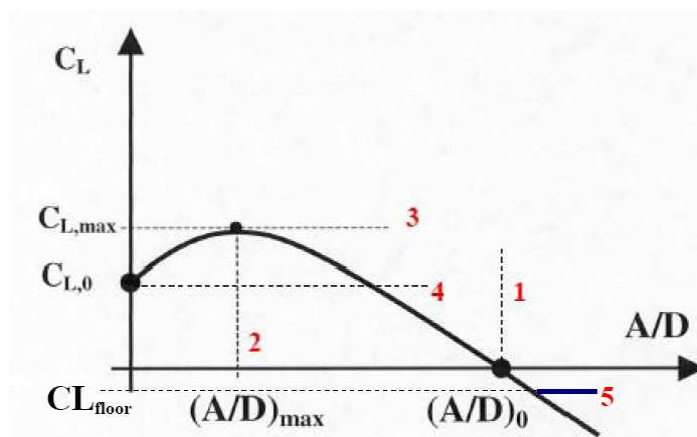


Figura 4.9 – Coeficiente de sustentação (lift) do SHEAR7, não conservativo

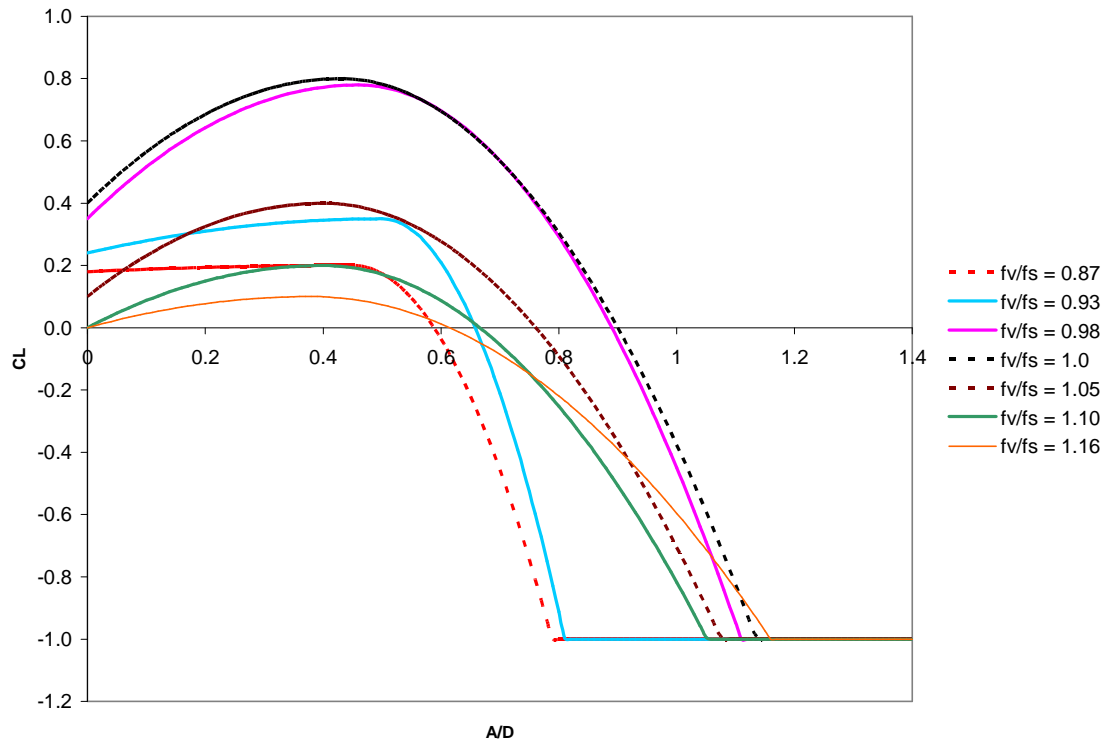


Figura 4.10 – Curvas de CL (SHEAR7 4.4, não-conservativas)

Na OTC de 2005, *Bridge et al* [10] publicaram o resultado de ensaios experimentais realizados com o intuito de gerar coeficientes hidrodinâmicos para calibrar o programa SHEAR7. Ao final deste trabalho, foi apresentado um estudo de sensibilidade do programa aos coeficientes de sustentação (*lift*) adotados, através do cálculo da vida útil de uma estrutura com diversas curvas de coeficientes diferentes. Dos resultados, observa-se que a vida útil pode variar até 10 vezes dependendo da curva adotada. Os ensaios para determinação dos coeficientes foram realizados com vibração forçada de um cilindro rugoso e os resultados para as amplitudes de vibração testadas podem ser vistos na Figura 4.11. A compilação desses coeficientes em função da amplitude adimensional e da velocidade reduzida pode ser vista na Figura 4.12.

Outro ponto importante introduzido nas curvas de sustentação (*lift*) do programa SHEAR7 a partir da versão 4.2 é a utilização de coeficientes negativos para valores de A/D acima dos limites aceitáveis. Este tramo negativo, apesar de não ser uma força de amortecimento, funciona como tal atendendo à característica auto-limitante do fenômeno, pois ocorre justamente quando A/D começa a crescer muito. Desta forma, a aplicação de uma força oscilatória contrária à que estava atuando anteriormente tende a amortecer o movimento fazendo com que a amplitude de

vibração diminua e o coeficiente volte para a parte positiva da curva. Este processo iterativo prossegue até que se alcance um valor estável para o coeficiente de sustentação.

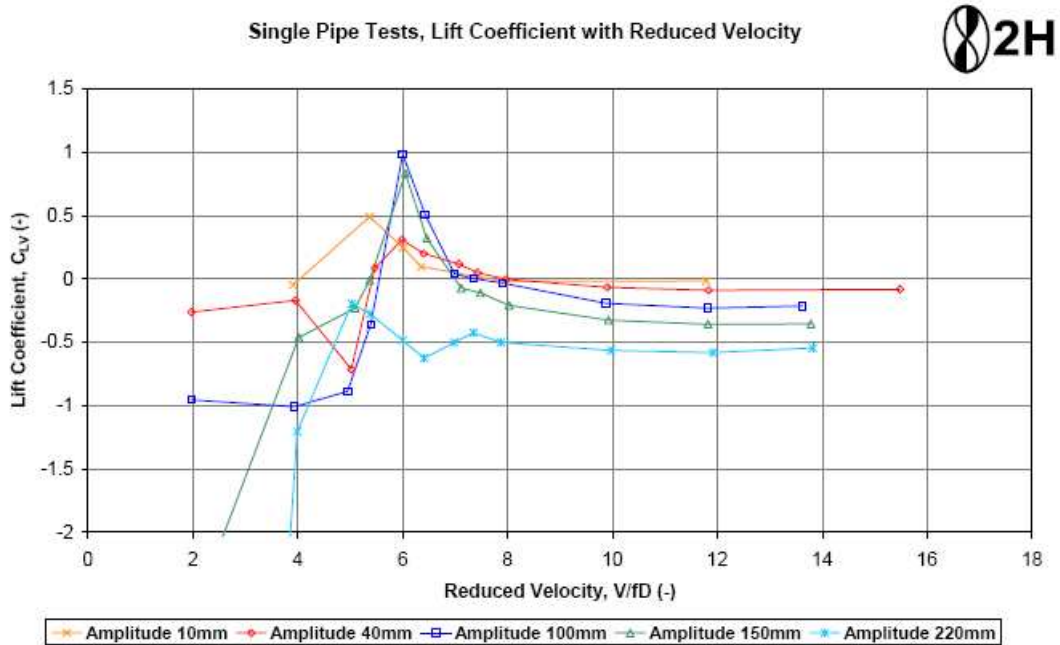


Figura 4.11 – Coeficientes de sustentação (lift) em fase com a velocidade para um cilindro rugoso solitário [10].

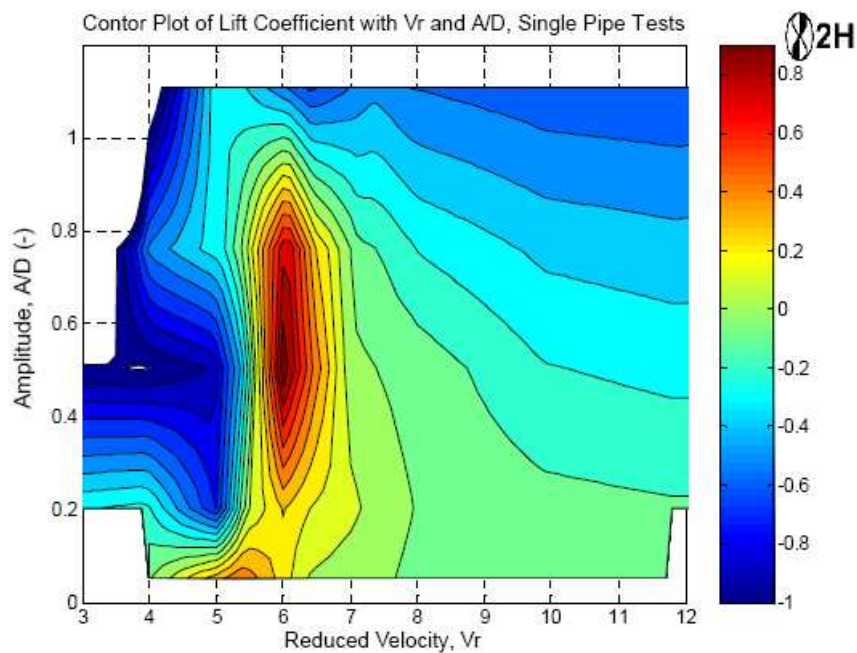


Figura 4.12 – Coeficiente de sustentação (lift) para cilindro rugoso solitário [10].

No domínio do tempo, este processo é importante para a estabilidade da solução, uma vez que é capaz de conter a amplitude de vibração sem a necessidade da introdução de uma força de amortecimento, que iria gerar uma nova frequência no problema aumentando a complexidade da solução (item 4.3.1.2).

Por outro lado, este processo pode gerar situações indesejáveis, por exemplo, quando todos os elementos ficam vibrando na parte negativa da curva, não caracterizando amortecimento.

Descrição das principais características do modelo beta:

No modelo beta, que considera a variação da massa adicionada, os limites entre excitação e amortecimento não estão mais diretamente relacionados à condição de *lock-in*, que é determinada por uma tabela função de A/D e da razão de frequências (ω_s/ω_v) (Anexo 1).

No modelo beta-1, os coeficientes de excitação e amortecimento são retirados da tabela de cdv apresentada no Anexo 1. Esta tabela também é função de A/D e da razão de frequências (ω_s/ω_v) e foi compilada por *Blevins* [9] a partir da observação de vários ensaios experimentais. O elemento está em excitação quando se encontra na região da tabela onde os valores são negativos, o que ocorre nas proximidades de ω_s/ω_v maior ou igual a um, apresentando maior banda para $\omega_s/\omega_v = 1$. Fora desta região, o elemento entra em amortecimento, cujo coeficiente é calculado a partir do valor encontrado na tabela. Deve-se ressaltar que neste modelo, as forças de excitação e amortecimento não podem ocorrer concomitantemente, o que é possível no modelo alfa-1.

Os modelos beta-2, beta-3 e beta-4 seguem a mesma regra utilizada no programa SHEAR7 para determinar os limites entre excitação e amortecimento. Esta regra é baseada no valor de velocidade reduzida e será apresentada no próximo item que trata da força de amortecimento. O modelo beta-2 utiliza a mesma curva de sustentação usada no alfa-2 e os modelos beta-3 e beta-4 utilizam a mesma curva de sustentação usada no alfa-3.

Contudo, deve-se ressaltar que em todos os modelos beta existe uma força de sustentação adicional que atua quando o elemento não está em *lock-in* e no início do processo de integração. Esta força é formada pelo coeficiente de sustentação inicial

fornecido pelo usuário e pela frequência de desprendimento de vórtices acrescida de uma fase aleatória.

4.3.1.2 Força de amortecimento

Esta força é considerada quando o desprendimento de vórtices está fora de fase com o movimento da estrutura, de forma a retirar energia do sistema estrutural. Os modelos alfa-1 e beta-1 adotam um modelo de amortecimento baseado na parcela de arrasto da força de onda proposta por *Morison* [22]. Desta forma, o amortecimento é representado por uma força de arrasto na direção transversal à corrente devido à velocidade relativa fluido/estrutura nesta mesma direção.

$$F_{arrasto} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot D \cdot C_D \cdot V_{op} \cdot |V_{op}| \quad (4.3)$$

Onde:

$F_{arrasto}$: Força de amortecimento hidrodinâmico baseada no modelo para força de arrasto de *Morison*;

C_D : coeficiente de arrasto;

ρ : massa específica do fluido externo;

D : diâmetro hidrodinâmico;

V_{op} : velocidade relativa da estrutura na direção transversal a corrente. Como a corrente atua somente no plano longitudinal, V_{op} passa a ser diretamente a velocidade da estrutura.

No modelo alfa-1, sugerido em [34], o coeficiente C_D é calculado a partir do coeficiente de arrasto inicial fornecido pelo usuário e multiplicado pelo fator de redução, função de A/D apresentado na Figura 4.13.

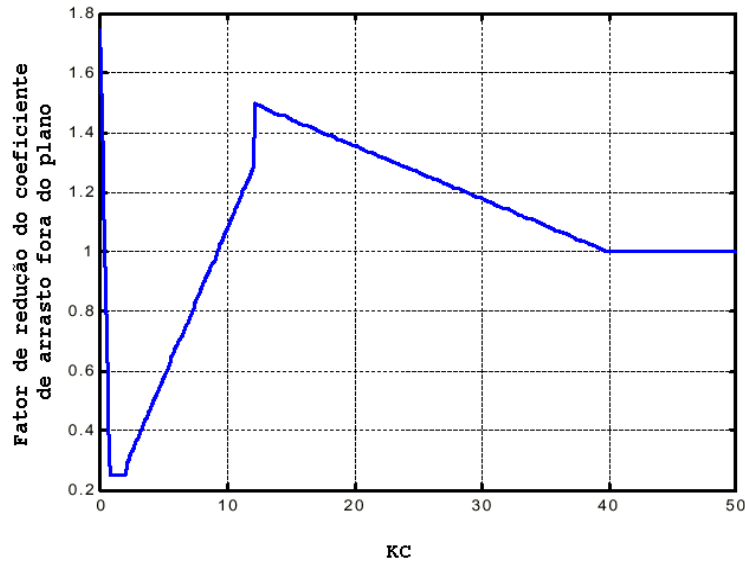


Figura 4.13 - Fator de redução do coef. de arrasto fora do plano, ($KC=2*\pi*A/D$) [34].

No modelo beta-1, o coeficiente é dado pela equação 4.4, onde o coeficiente C_{dv} é retirado da tabela do Anexo 1, lembrando que somente os valores positivos são usados, pois os negativos representam a zona de excitação e são usados como coeficientes de sustentação.

$$C_{dv \text{ |quasi-steady}} = \left(2\pi \frac{A_y}{D} \frac{fD}{U} + \frac{3}{4} \left(2\pi \frac{A_y}{D} \frac{fD}{U} \right)^3 \right) C_D \quad (4.4)$$

Onde:

A_y : Amplitude dos deslocamentos transversais;

D : diâmetro hidrodinâmico;

U : velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal.

f : freqüência de vibração.

Conforme mencionado anteriormente, foram introduzidas algumas implementações com o intuito de promover maior coerência na comparação dos resultados com os de outros programas comerciais no domínio da freqüência. Neste sentido, foi utilizado o modelo de amortecimento hidrodinâmico de *Venugopal* [68] (utilizado nos programas SHEAR7 e VIVANA) nos modelos alfa-2 e 3 e beta-2, 3 e 4, conforme mostra a Tabela 4.1.

O modelo de *Venugopal* [68] divide as regiões de amortecimento em superior (B) e inferior (A), de acordo com a velocidade reduzida (UR), apresentada no item 2.8. Tais limites são estabelecidos a partir do *lock-in* perfeito (ou seja, razão de freqüências igual a um, $\omega_s/\omega_v = 1$), considerando-se uma banda de 20% para baixo e para cima. Como o valor de *Strouhal* para os exemplos estudados nesta dissertação foi considerado constante e igual a 0,2 (valor este que abrange a maioria das estruturas esbeltas *offshore*), no *lock-in* perfeito a velocidade reduzida é igual a cinco (equação 2.4) e os limites inferior e superior são respectivamente quatro e seis.

No programa beta (2, 3 e 4), a consideração de excitação e amortecimento é feita para cada elemento em separado: se a velocidade reduzida do elemento estiver entre os limites A (inferior) e B (superior) ele deve receber força de sustentação (excitação), caso contrário deve receber força de amortecimento. No entanto, no programa alfa, optou-se por manter a metodologia original, mantendo-se os limites entre excitação e amortecimento em função da condição de *lock-in*.

O modelo de *Venugopal* [68] utiliza uma força função da velocidade, enquanto o de *Morison* é função da velocidade vezes seu módulo. Como a velocidade, neste caso a transversal, oscila com uma dada freqüência, a função de *Morison* tende a produzir um sinal composto por várias freqüências, o que traz problemas para a solução numérica da freqüência e amplitude de vibração (Anexo 3). Assim sendo, o modelo de *Venugopal* [68] pode ser visto como uma linearização do amortecimento.

Sendo assim, a força de amortecimento hidrodinâmico de *Venugopal* é calculada por unidade de comprimento, multiplicando-se o respectivo coeficiente pela velocidade relativa na direção transversal:

$$F_{amortV} = C_V \cdot V_{op} \quad (4.5)$$

Onde:

F_{amortV} : Força de amortecimento hidrodinâmico de *Venugopal*;

C_V : coeficiente de amortecimento de *Venugopal*, a ser determinado de acordo com a velocidade reduzida (R/v para velocidades reduzidas abaixo do limite inferior e R/hv para aquelas acima do limite superior).

Os coeficientes de amortecimento (dimensão [N/(m/s)/m]) são dados pelas equações, [63]:

Em águas paradas:

$$R_{sw} = \left(0.25 \cdot \left(\frac{A}{D} \right)^2 + 2 \cdot \sqrt{\frac{2}{\text{Re}_\omega}} \right) \cdot \frac{\pi \varpi \cdot \rho \cdot D^2}{2} \quad (4.6)$$

$$\text{Onde, } \text{Re}_\omega = \frac{\varpi \cdot D^2}{\mu}$$

Para regiões com velocidade reduzida abaixo do limite inferior:

$$R_{lv} = R_{sw} + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot D \cdot U \cdot C_{vl} \quad (4.7)$$

Para regiões com velocidade reduzida acima do limite superior:

$$R_{hv} = \frac{1}{2} \cdot C_{vh} \cdot \rho \cdot \frac{U^2}{\varpi_v} \quad (4.8)$$

Onde:

C_{vl} e C_{vh} : constantes do modelo; $C_{vl} = 0,36$ e $C_{vh} = 0,4$;

ω_v : freqüência de vibração instantânea do elemento;

ρ : massa específica do fluido externo;

D : diâmetro hidrodinâmico;

U : velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal, paralela ao movimento do fluido;

μ : viscosidade cinemática do fluido externo;

A : amplitude simples do movimento transversal.

É importante ressaltar que o modelo original de *Venugopal* foi desenvolvido para ser aplicado no domínio da freqüência, logo a utilização da freqüência de vibração instantânea do elemento (ω_v) foi uma adaptação feita ao modelo para ser utilizado no domínio do tempo. No modelo original, no domínio da freqüência, utiliza-se a freqüência natural, em rad/s, do modo que está sendo considerado na análise.

4.3.1.3 Força de inércia

A força devido à onda, segundo o modelo clássico proposto por *Morison* [22] para elementos verticais e sem considerar os movimentos da estrutura, é composta por duas parcelas: a de arrasto e a de inércia:

$$F_{onda} = \frac{1}{2} \cdot C_D \cdot \rho \cdot D \cdot u \cdot |u| + C_M \cdot \rho \cdot \left(\frac{\pi D^2}{4} \right) \cdot \dot{u} \quad (4.9)$$

parcela de
arrasto

parcela de
inércia

Onde:

C_D : Coeficiente de arrasto;

ρ : massa específica do fluido externo;

D : diâmetro hidrodinâmico;

u : velocidade da onda;

C_M : Coeficiente de inércia.

Convém destacar que, em algumas referências C_M é denominado como C_I , podendo gerar dúvidas.

Nas próximas expressões, serão usadas as seguintes abreviações:

$$A_D = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot D \quad A_I = \rho \cdot \left(\frac{\pi D^2}{4} \right)$$

Para elementos inclinados, a equação de *Morison* deve ser escrita em termos das velocidades e acelerações normais ao elemento. O desenvolvimento dessa equação em termos vetoriais é apresentado em [12].

O coeficiente de inércia para um fluxo em torno de um cilindro circular é igual a 2,0 [22]. Porém, na prática, ele pode ser entendido como a soma de dois termos:

$$C_M = 1 + C_A \quad (4.10)$$

A interpretação do coeficiente de inércia é dada da seguinte forma: o gradiente de pressão necessário para acelerar o fluido exerce sobre a estrutura uma força correspondente ao termo unitário da equação 4.10, chamada de força de Froude-

Krylov. O termo C_A aparece devido a um gradiente de pressão local adicional que acelera o fluido no entorno do cilindro. Neste caso, C_A é entendido como o coeficiente de massa adicionada e depende da geometria do obstáculo ao fluxo.

Expandindo a equação de *Morison*, sem considerar o movimento do cilindro, tem-se:

$$F_{onda} = C_D \cdot A_D \cdot u \cdot |u| + C_A \cdot A_I \cdot \dot{u} + A_I \cdot \ddot{u} \quad (4.11)$$

Força de arrasto
Força de massa adicionada
Força de Froude-Krylov

O caso de um cilindro submetido a um movimento oscilatório horizontal na direção longitudinal (X) em águas paradas é equivalente e cinematicamente idêntico ao caso de um cilindro fixo submetido a um fluxo oscilatório (uma onda, por exemplo). Porém, no primeiro caso a força considerada é a reação do fluido sobre o cilindro.

Dos experimentos realizados com um cilindro oscilatório sem onda observou-se que a inércia do elemento devido à sua aceleração não participa da força de reação, ou seja, a força de Froude-Krylov é zero neste caso, e a equação de *Morison* se reduz a:

$$F_{mov} = -C'_D \cdot A_D \cdot \dot{x} \cdot |\dot{x}| - C_A \cdot A_I \cdot \ddot{x} \quad (4.12)$$

Onde:

C'_D : Coeficiente de arrasto para elemento oscilatório em águas paradas;

\dot{x} : velocidade do elemento na direção longitudinal;

\ddot{x} : aceleração do elemento na direção longitudinal;

C_A : Coeficiente de massa adicionada ($C_M - 1$).

Para um cilindro livre, que oscila na presença de onda e corrente alinhadas, a equação completa de *Morison* é dada por:

$$F_{onda} = C_M \cdot A_I \cdot \ddot{u} - C_M \cdot A_I \cdot \ddot{x} + C_D \cdot A_D \cdot |u \pm U_c - \dot{x}| \cdot (u \pm U_c - \dot{x}) \quad (4.13)$$

Onde:

\dot{x} : velocidade do elemento na direção longitudinal;

\ddot{x} : aceleração do elemento na direção longitudinal;

u : velocidade da onda;

U_C : velocidade da corrente;

$u \pm U_C - \dot{x}$: velocidade relativa fluido/estrutura.

A situação de movimento oscilatório da estrutura, sem onda, equação 4.12, se enquadra muito bem no cálculo da força de inércia devido às VIV's, visto que as mesmas ocorrem no sentido transversal ao fluxo, onde não há movimento da partícula fluida podendo-se considerar um estado de águas paradas nesta direção. Além disso, o fenômeno de VIV é auto-contido e oscilatório.

Assim sendo, o algoritmo para cálculo de VIV utiliza a formulação da equação de *Morison* para um cilindro oscilatório (equação 4.12) no cálculo de duas forças transversais ao fluxo que complementam a força de sustentação. Conforme visto no item anterior, a parcela de arrasto é considerada no algoritmo como uma força de amortecimento hidrodinâmico. A seguir, desenvolve-se a parcela de inércia de forma a mostrar como ela pode ser utilizada no algoritmo para cálculo de VIV na simulação da variação da massa adicionada.

Da equação 4.12, temos que a força de inércia é dada por:

$$F_I = -C_A \cdot A_I \cdot \ddot{y} \quad (4.14)$$

Onde \ddot{y} é a aceleração da estrutura transversal ao fluxo, visto que o movimento estudado (VIV) acontece nesta direção.

Nos programas de análise dinâmica no domínio do tempo, sem cálculo de VIV, onde a variação da massa adicionada não é significativa, é comum considerar a parcela da força de inércia que multiplica a aceleração da estrutura do lado esquerdo da equação dinâmica, junto à matriz de massa:

$$\left(\mathbf{M}^E + \mathbf{M}^A \right) \cdot \ddot{x} + \mathbf{R} \cdot \dot{x} + \mathbf{K} \cdot x = \mathbf{F} \quad (4.15)$$

Onde \mathbf{M}^E é a matriz de massa estrutural e \mathbf{M}^A é a matriz de massa adicionada dada por $C_A \cdot \mathbf{M}^E$.

Portanto, como esta parcela já é considerada do lado esquerdo da equação dinâmica, a princípio não deveria entrar como uma força na formulação de VIV. No entanto, devido às vibrações transversais, a massa adicionada de cada elemento da estrutura pode variar ao longo do tempo e neste caso não poderia ser considerada do lado esquerdo da equação dinâmica. Assim sendo, o algoritmo aqui apresentado mantém uma parcela fixa de C_A do lado esquerdo da equação e a parcela variável compõe a força de inércia do lado direito. Esta formulação ajuda a manter a estabilidade numérica e possibilita acoplar o cálculo de VIV aos programas de análise dinâmica já existentes.

Assim, considerando que a parcela fixa de C_A é igual a 1 (um), a força de inércia utilizada no algoritmo é dada por:

$$F_I = -(C_A - 1) \cdot \rho \cdot A_I \cdot \ddot{y} \quad (4.16)$$

No modelo beta-1, o coeficiente utilizado é determinado pela tabela de C_{mv} , que se encontra no Anexo 1. Este coeficiente é função da amplitude adimensional (A/D) e da razão de freqüências (ω_s/ω_v) e guarda equivalência com a massa adicionada através da expressão:

$$C_{mv} = \frac{D \cdot A \cdot \pi \cdot \bar{\omega}^2}{2 \cdot U^2} \cdot C_A \quad (4.17)$$

Como o coeficiente C_{mv} guarda equivalência também com o quadrado da velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal, no modelo beta-1 optou-se por representar a força de inércia em termos desta velocidade.

A equação 4.18 foi desenvolvida a partir da consideração de que cada elemento da estrutura oscila transversalmente com uma amplitude simples A e uma freqüência ω , de modo que seu movimento transversal é dado por:

$$y = A \cdot \text{sen}(\bar{\omega} \cdot t) \quad (4.18)$$

E a sua aceleração transversal é dada por:

$$\frac{d^2 y}{dt^2} = -A.\omega^2 .sen(\omega.t) \quad (4.19)$$

Logo, a força de inércia F_I pode ser expressa por:

$$\begin{aligned} F_I &= \rho.(C_A - 1) \left(\frac{\pi D^2}{4} \right) . A.\omega^2 .sen(\omega.t) = \\ &= \frac{1}{2} . \rho . U^2 . D . (C_{mv} - C_{mv}^{ideal}) . sen(\omega.t) \end{aligned} \quad (4.20)$$

Onde:

$$C_{mv}^{ideal} = \frac{D.A.\pi.\omega^2}{2.U^2} \text{ é o valor de } C_{mv} \text{ para um } C_A = 1;$$

A : Amplitude dos deslocamentos transversais;

D : diâmetro hidrodinâmico;

U : velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal;

C_A : Coeficiente de massa adicionada;

C_{mv} : Coeficiente de massa adicionada modificado;

ω : freqüência de vibração do elemento, em rad/s;

y : deslocamento transversal;

ρ : massa específica do fluido externo;

t : tempo.

O modelo beta-4 adota os coeficientes de variação de massa adicionada utilizados no programa VIVANA [43] (Figura 4.14). Esta curva foi obtida a partir dos estudos feitos por *Gopalkrishnan* [31], para oscilação forçada de um cilindro, onde os coeficientes são apresentados em função da amplitude adimensional (A/D) e do inverso da velocidade reduzida (*non-dimensional frequency* = $\omega_v.St/\omega_s$). Estes coeficientes são apresentados como uma superfície de contorno no Anexo 4. No entanto, o programa VIVANA [43] simplifica esta curva fixando amplitude adimensional (A/D) em 0,5 e fazendo-a função apenas do inverso da velocidade reduzida ($\omega_v.St/\omega_s$). Para ficar coerente com o padrão utilizado no modelo beta-2, a curva do VIVANA foi modificada para ficar em função da razão de freqüências (ω_s/ω_v) e pode ser vista na Figura 4.15.

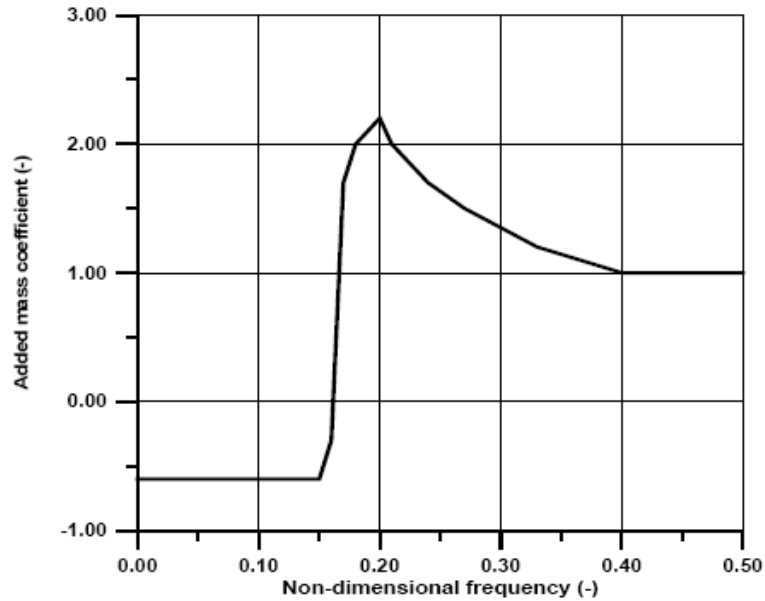


Figura 4.14 - Coeficiente de massa adicionada (C_a) utilizado no programa VIVANA [43].

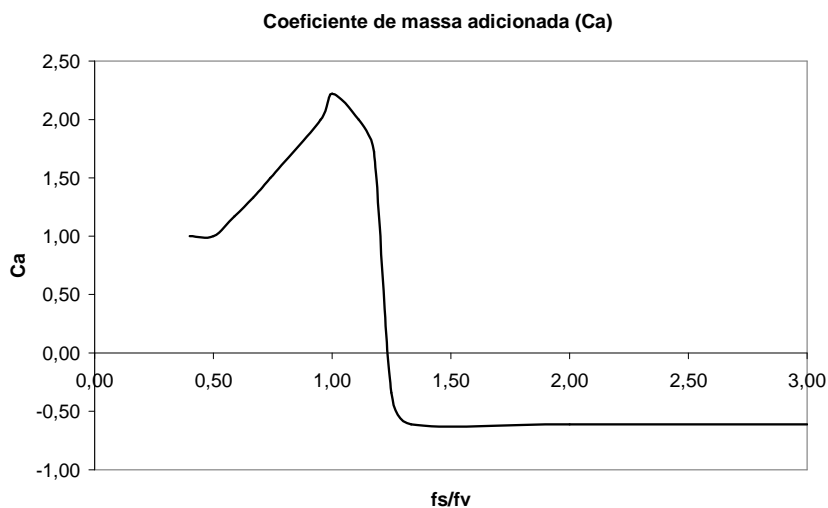


Figura 4.15 - Coeficiente de massa adicionada (C_a) utilizado no programa VIVANA [43], com o eixo das abcissas alterado.

Analisando-se o gráfico da Figura 4.15, observa-se que, quando a razão de frequências (ω_s/ω_v) fica próxima de 1,25 ocorre uma variação brusca do coeficiente de massa adicionada, o que é muito prejudicial para a convergência do modelo matemático no domínio do tempo. Do ponto de vista numérico, procura-se amenizar este problema através de uma transição suave dos parâmetros de VIV na integração no tempo. No entanto, em alguns casos, este artifício não é suficiente para garantir a estabilidade do modelo.

Esta transição suave é feita através de uma variável de controle, c , da seguinte forma:

$$Var_i = Var_{i-1} + c.(var_{temp} - Var_{i-1}) \quad (4.21)$$

Onde, Var é a variável afetada pelo fator c e var_{temp} é a variável com o valor instantâneo do tempo i .

A Figura 4.16 mostra a transição de uma variável do valor 0,65 para 0,7. Observa-se que quanto menor o fator c mais suave é a transição, contudo um maior tempo é necessário para se atingir a meta (0,7). A Figura 4.17 mostra o que ocorre caso a meta seja alterada antes da meta ser atingida.

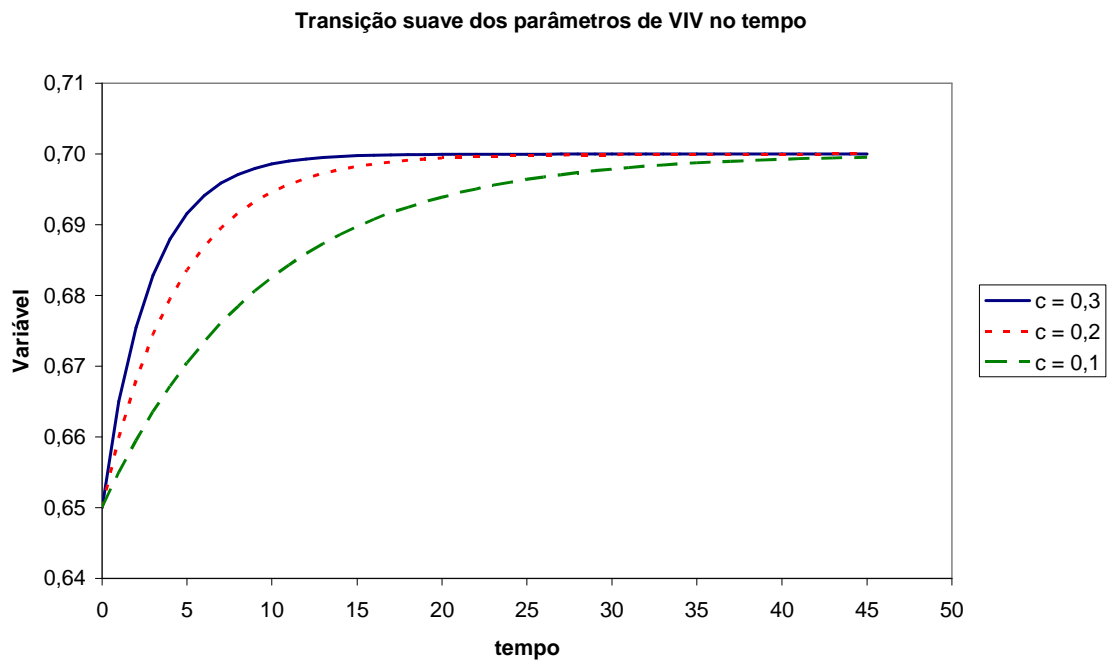


Figura 4.16 – Transição suave dos parâmetros de VIV no tempo.

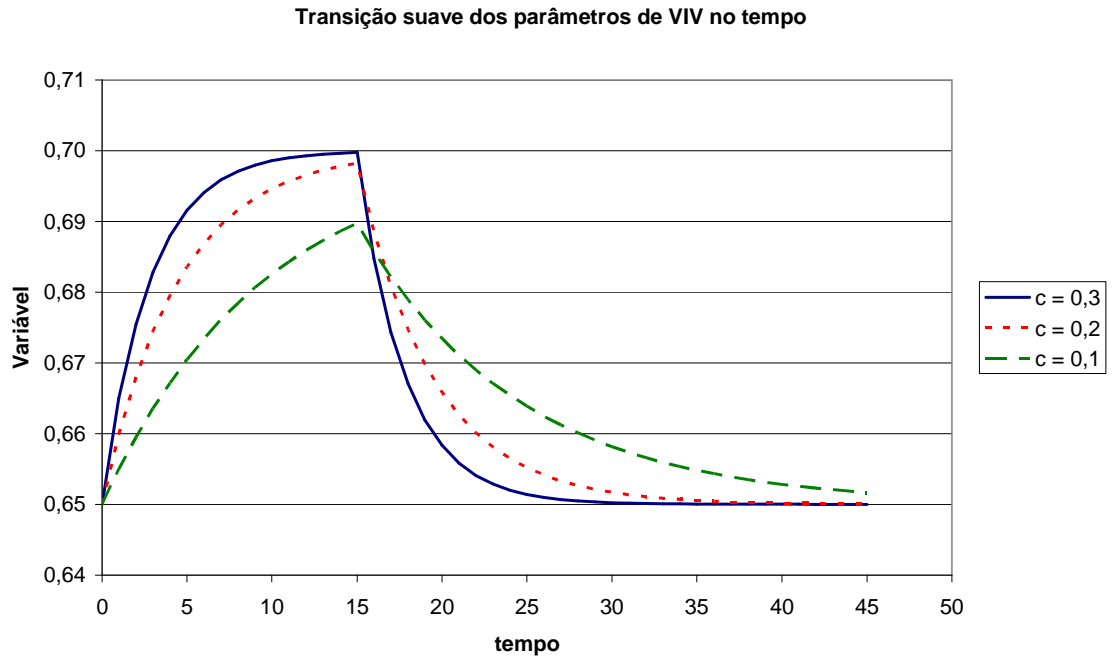


Figura 4.17 – Transição suave dos parâmetros de VIV no tempo, a meta pode não ser atingida.

Portanto, este fator de transição deve ser cuidadosamente escolhido, pois uma transição muito lenta pode impedir que o algoritmo atinja o valor desejado, isto é, a variável demora tanto para atingir sua meta que esta é alterada antes de ser alcançada.

Assim, deve-se atentar que a consideração da variação da massa adicionada no domínio do tempo introduz uma fonte de instabilidade numérica na análise, pois uma variação brusca em qualquer elemento tende a desestabilizar a convergência da análise.

Por isso, a determinação deste coeficiente hidrodinâmico, em especial, é um ponto sensível do modelo. Os primeiros ensaios com cilindros rígidos para determinação dos coeficientes hidrodinâmicos eram feitos com oscilação forçada do cilindro, [32]. Esta metodologia dificultava a separação da força de inércia das de sustentação e amortecimento, visto que a primeira, em fase com a aceleração, é significativamente maior que as duas últimas, em fase com a velocidade. Em [23], *Ding et al* apresentam uma metodologia mais apropriada para se medir estas forças, onde o cilindro é arrastado num reservatório de águas paradas e livre para oscilar transversalmente.

Conforme já foi citado no item 4.3.1.1, referente à força de sustentação, na OTC de 2005, *Bridge et al* [10] publicaram novos resultados de ensaios experimentais, realizados com o intuito de gerar coeficientes hidrodinâmicos para calibrar o programa SHEAR7. Apesar do programa SHEAR7 não considerar a variação da massa adicionada, este parâmetro também foi medido e os resultados para as amplitudes de vibração testadas podem ser vistos na Figura 4.18. A compilação desses coeficientes em função da amplitude adimensional e da velocidade reduzida pode ser vista na Figura 4.19. Estas figuras apresentam bem a variação brusca que ocorre na massa adicionada perto da condição de *lock-in*.

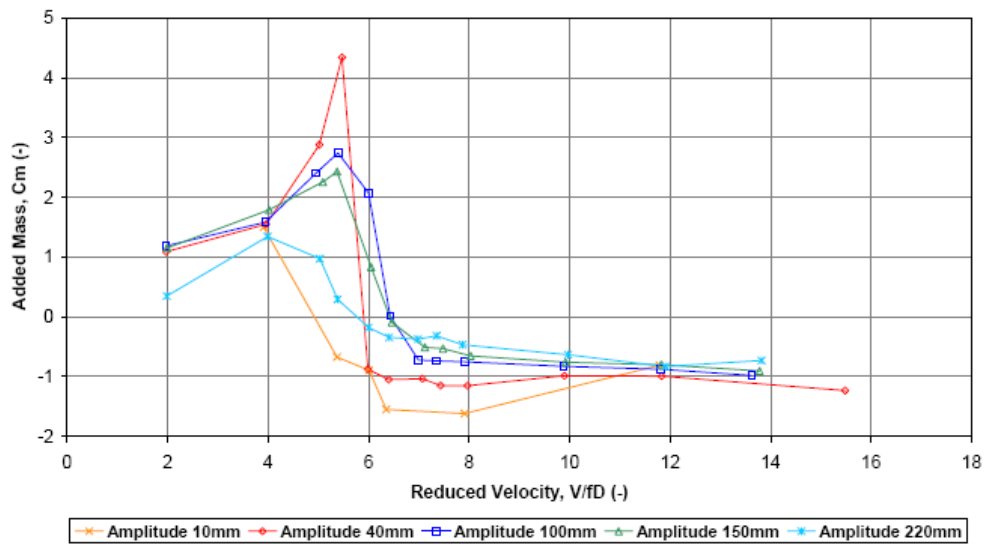


Figura 4.18 – Coeficientes de massa adicionada para um cilindro rugoso solitário [10].

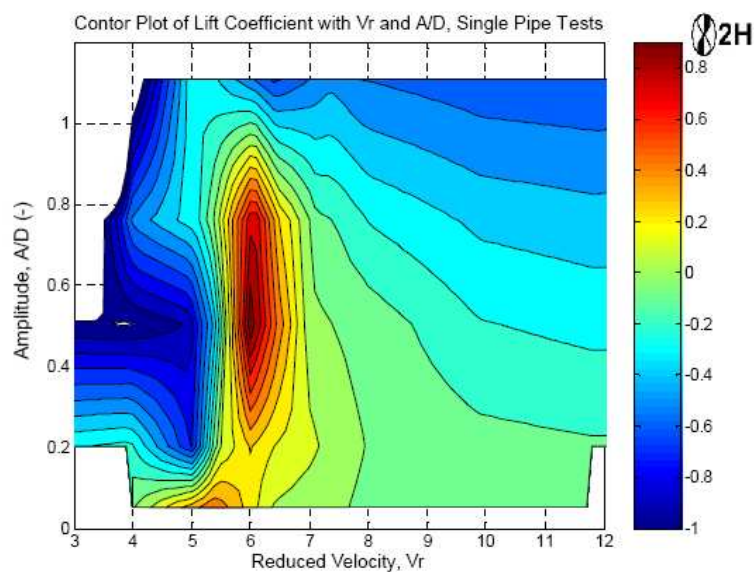


Figura 4.19 – Coeficientes de massa adicionada para cilindro rugoso solitário [10]

É importante ressaltar que existem muitos programas, como o SHEAR7, [64], [65], no domínio da frequência, que não consideram a variação da massa adicionada. O programa VIVANA [43], também no domínio da frequência, considera a massa adicionada durante a análise de vibrações livres, através de um processo iterativo, como uma forma de ajustar a frequência natural da estrutura à frequência de vibração.

Nas análises realizadas no domínio do tempo, observou-se que, na maioria dos casos, a força de inércia é sensivelmente maior que a de sustentação, chegando a ser 10 vezes maior. No entanto, isto não se traduz em amplitudes de vibração maiores, sendo que muitas vezes a força de inércia atua como limitante do movimento justamente devido a sua característica básica de estar defasada de 90° da velocidade da estrutura. Esta característica da força de inércia indica que a consideração da variação da massa adicionada pode ser de fundamental importância em algumas análises de VIV, por restringir a amplitude do movimento e, conseqüentemente, aumentar a vida útil de uma estrutura. Por outro lado, pode-se entender que a massa adicionada altera as frequências naturais da estrutura podendo retirá-la ou colocá-la na situação de *lock-in*, alterando significativamente a resposta da estrutura.

4.3.1.4 Coeficiente de arrasto longitudinal

Devido à vibração transversal causada pelo fenômeno de VIV, ocorre uma mobilização do líquido no entorno da estrutura “aumentando” sua área de obstáculo ao fluxo e, conseqüentemente, aumentando a força de arrasto longitudinal sobre a estrutura. Esse aumento na força de arrasto é traduzido numericamente como um aumento no coeficiente de arrasto longitudinal.

Sendo assim, as forças no plano são calculadas pela expressão clássica de Morison com o coeficiente de arrasto amplificado Cd_{Amp} :

$$F_{in\ plane} = F_{drag} = \frac{1}{2} \rho D C d_{Amp} V_{ip} |V_{ip}| \quad (4.22)$$

Onde:

Cd_{Amp} : coeficiente de arrasto longitudinal amplificado;

ρ : massa específica do fluido externo;

D : diâmetro hidrodinâmico;

V_{ip} : velocidade relativa da estrutura na direção longitudinal;

$F_{drag} = F_{in\ plane}$: Força de arrasto longitudinal.

No modelo alfa, o coeficiente Cd_{Amp} é calculado a partir do coeficiente de arrasto longitudinal inicial fornecido pelo usuário multiplicado pelo fator de majoração dado pela fórmula proposta por *Vandiver*, [64], [65], conforme apresentado na equação 4.23 e na Figura 4.20.

$$Cd_{Amp} = Cd_0 \left(1 + 1,043 \left(1,414 \left(\frac{A}{D} \right)^{0,065} \right) \right) \quad (4.23)$$

Onde:

Cd_0 : coeficiente de arrasto longitudinal original, fornecido no início da análise;

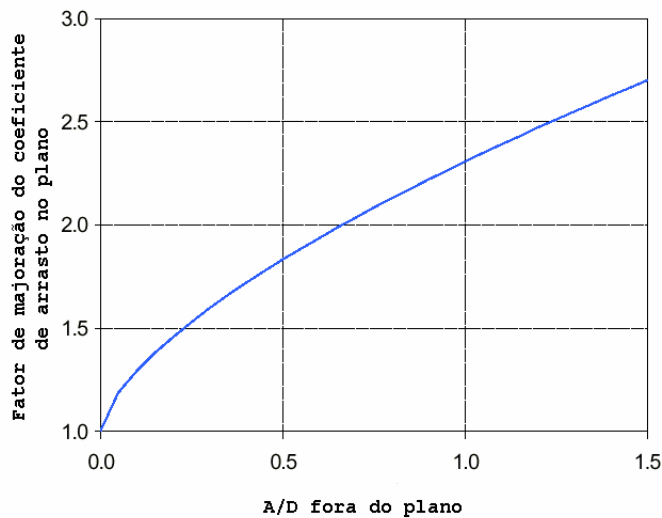


Figura 4.20 – Fator de majoração do coeficiente de arrasto no plano [34].

Na literatura, encontram-se outras fórmulas empíricas para Cd_{Amp} . A seguir, apresenta-se uma fórmula proposta por *Von Karman*:

$$Cd_{Amp} = Cd_0 \left(1 + 1,043 \frac{A}{D} \right) \quad (4.24)$$

No modelo beta, o coeficiente Cd_{Amp} é calculado através de uma tabela função de A/D e da razão de freqüências (ω_s/ω_n). Esta tabela encontra-se no Anexo 1, onde Cd_{Amp} é chamado de cd_0 .

No domínio da frequência, o coeficiente de arrasto longitudinal é ajustado uma única vez, enquanto no domínio do tempo esse ajuste é feito em todos os passos de carga, gerando uma força longitudinal variável ao longo da análise. É importante ressaltar que esta força não representa o fenômeno de VIV longitudinal (*in-line*), que é muito importante no caso de pipelines, porém não será abordado nesta dissertação.

4.4 Domínio da frequência

A análise de VIV no domínio da frequência pode ser separada em dois grandes grupos: perfil de corrente uniforme e não-uniforme. A análise de VIV para perfis de corrente uniforme pode ser feita através de fórmulas fechadas disponíveis na literatura. Santos, em sua tese de mestrado [56], apresenta diversas fórmulas fechadas aplicáveis a corrente uniforme, sejam elas: fórmula de *Blevins* (1977), fórmula de *Griffin e Ramberg* (1982), modelo harmônico não iterativo, modelo DnV, fórmula de *Brown & Root* e modelo harmônico iterativo.

A Tabela 4.2 apresenta uma comparação das respostas dessas fórmulas para o cilindro rígido, cujos dados serão apresentados no item 5.2.1. Observa-se que, mesmo utilizando-se fórmulas fechadas para um modelo estrutural bastante simples pode haver divergência entre os resultados. No próximo capítulo, será mostrado que, para modelos mais complexos aumentam-se as incertezas e a diferença entre os resultados pode variar significativamente.

Tabela 4.2 – Resultados para o cilindro rígido com corrente constante.

Metodologia	A/D		
	$\xi_s = 0,003$	$\xi_s = 0,006$	$\xi_s = 0,009$
Blevins (1977)	1,259	1,167	1,086
Griffin e Ramberg (1982)	1,240	1,192	1,147
Modelo harmônico não iterativo, CL = 0,4 (1977)	6,329	3,164	2,11
Brown & Root	1,272	1,211	1,154
DnV Rules 1981	1,223	1,179	1,135
Modelo harmônico iterativo (1977)	1,158	1,097	1,037

Por outro lado, em perfis de corrente não-uniforme, o problema complica-se ainda mais por várias razões, a saber:

- As frequências de desprendimento de vórtices (frequência de *shedding*) variam ao longo da profundidade, pois são diretamente proporcionais à velocidade do fluido. Isto implica que vários modos podem ser ressonantes. Poderá existir a situação em que um modo seja dominante, anulando os demais (resposta unimodal) ou vários modos atuando simultaneamente, cada qual com uma energia de excitação (resposta multimodal). Considerando um perfil de corrente monotônico, cada modo potencialmente excitável apresentará um trecho de excitação e um ou dois trechos de amortecimento hidrodinâmico (Figura 4.21);
- A caracterização dos limites entre as regiões de excitação e amortecimento é uma das grandes fontes de incerteza. A Figura 4.22 apresenta um gráfico da variação da velocidade reduzida, que é função da frequência de desprendimento de vórtices, ao longo da profundidade e os limites de velocidade reduzida que definem qual trecho do riser está em excitação;
- Existirão trechos em que dois ou mais modos teoricamente estarão excitados o que é fisicamente impossível. Nestes casos, há a necessidade de eliminação das superposições (*overlappings*), o que também é uma fonte de incerteza. A Figura 4.21 apresenta o exemplo de um *riser* vertical submetido a corrente triangular, onde são excitados os quatro primeiros modos da estrutura, com superposição das regiões excitadas. Neste caso, é necessário eliminar as superposições, pois dois modos diferentes não podem excitar um mesmo trecho do *riser*;
- O coeficiente de sustentação de cada modo em cada região é variável dentro do próprio trecho e dependente da amplitude de vibração;
- O amortecimento hidrodinâmico de cada trecho depende do número de *Reynolds* e da amplitude da resposta, o que implica necessariamente num processo iterativo.

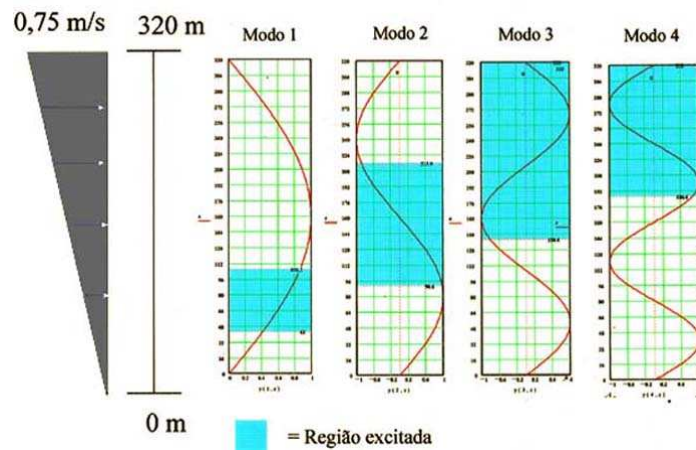


Figura 4.21 – Regiões de excitação de um riser vertical com corrente triangular.

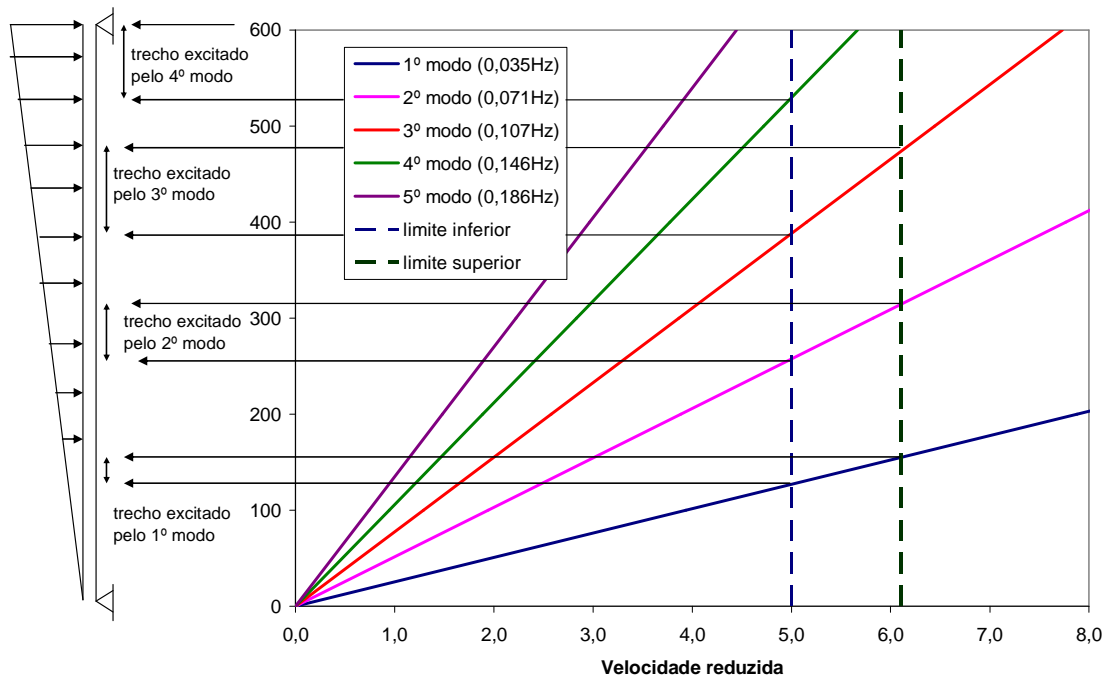


Figura 4.22 – Velocidade reduzida e limites de excitação de um riser vertical submetido a corrente triangular.

Resumidamente, a análise no domínio da frequência consiste na determinação da amplitude transversal máxima de cada modo excitado e da sua respectiva frequência de excitação. A partir destas amplitudes e frequências, determinam-se o dano estrutural e o acréscimo no coeficiente de arrasto longitudinal para cada elemento da estrutura. De uma forma simplificada, as etapas desta análise são:

- Cálculo das frequências naturais potencialmente excitáveis;
- Determinação dos modos excitados;
- Determinação das regiões de excitação e amortecimento da estrutura para cada modo considerado;
- Cálculo da amplitude transversal de cada modo;
- Cálculo da tensão, dano e vida útil para cada elemento.

A análise de VIV no domínio da frequência se propõe a resolver a equação dinâmica clássica, eq. 4.1, no domínio da frequência. Como o vetor de carregamento externo é função da resposta da estrutura às VIV's, a solução desta equação passa por um processo iterativo até que se atinja a convergência.

4.4.1 Modelo Desenvolvido pelo MIT (SHEAR7)

Um grupo de pesquisadores do MIT (*Massachusetts Institute of Technology*), coordenado pelo professor *Kim Vandiver* desenvolveu um modelo para análise estrutural do fenômeno de VIV no domínio da frequência. Este modelo resultou na formulação do programa SHEAR7, que é um dos programas comerciais, para cálculo de VIV, mais utilizado atualmente, pois dispõe do maior número de ensaios relacionados com os problemas reais, que foram transformados em gráficos e expressões semi-empíricas. As principais companhias petrolíferas do mundo associadas com exploração e exploração em águas profundas como Petrobras, *Shell*, *ExxonMobil*, etc, utilizam o programa SHEAR7.

Este modelo consiste na resolução da equação dinâmica clássica, equação 4.1, através da técnica de superposição modal tradicional. Uma apresentação detalhada deste modelo encontra-se em [54].

Um fluxograma do modelo proposto por *Vandiver e Li (2005)*, [64], [65], é apresentado na Figura 4.23.

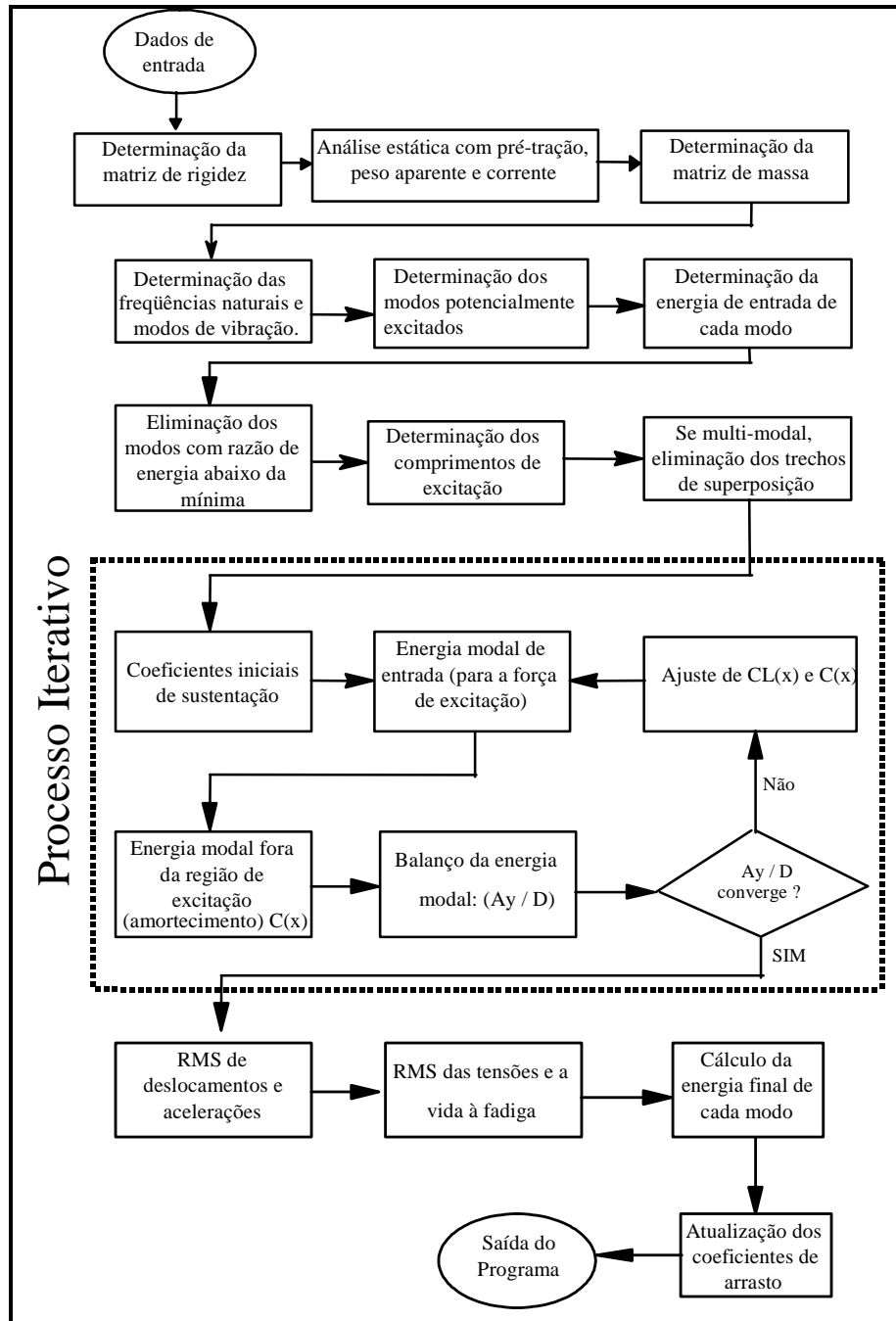


Figura 4.23 – Fluxograma de procedimento para análise de VIV no domínio da freqüência (Vandiver e Li, 2005).

O primeiro passo no modelo de Vandiver e Li (2005), [64], [65], é a determinação dos modos e freqüências naturais de vibração da estrutura analisada. Logo após, verificam-se quais modos são potencialmente excitados pelas VIV's e, dentre eles, escolhem-se os dominantes. A escolha dos modos dominantes depende de um parâmetro de entrada fornecido pelo usuário, que caracteriza um valor de corte para a energia de excitação (*cutoff*), ou seja, os modos cuja energia estejam acima

deste valor são dominantes. Na seqüência, para cada modo dominante, calcula-se a amplitude adimensional de vibração (A/D) seguindo o processo iterativo apontado na Figura 4.23.

O cerne do modelo utilizado no programa SHEAR7, [64], [65], é exatamente a solução iterativa do balanço entre a energia de excitação imposta pelas VIV's e a energia dissipada tanto estruturalmente quanto hidrodinamicamente pelo riser. Esse balanço, para cada modo dominante, é expresso pela equação:

$$A_r = \frac{\frac{1}{2} \cdot \int_{L_e_r} \rho \cdot U^2(z) \cdot D(z) \cdot C_L(z, A_r) \cdot |Y_r(z)| \cdot dz}{\int_{L-L_e_r} R_h(z) \cdot Y_r^2(z) \cdot \omega_r \cdot dz + \int_L R_s(z) \cdot Y_r^2(z) \cdot \omega_r \cdot dz} \quad (4.25)$$

Onde A_r é a máxima amplitude de vibração devida às VIV's; D é o diâmetro hidrodinâmico do riser; ρ é a massa específica da água; L é o comprimento do riser; U é a velocidade da corrente; C_L é o coeficiente de *lift* ou de sustentação; Y_r é a amplitude do modo r em um dado ponto; ω_r é a freqüência natural, em rad/s, associada ao modo r ; L_e_r é o comprimento da região de excitação no modo r ; R_s é o amortecimento estrutural e R_h é o amortecimento hidrodinâmico associado ao modo r .

Em (4.25), o numerador é a energia de excitação imposta ao riser pelas VIV's. O denominador corresponde à energia dissipada pelo amortecimento estrutural e hidrodinâmico.

O amortecimento estrutural, R_s , é dado pela expressão:

$$R_s(z) = 2 \cdot \omega_r \cdot m_z(z) \cdot \xi_s \quad (4.26)$$

onde m_z é a massa na região de influência do nó e ξ_s é o percentual do amortecimento crítico estrutural.

O amortecimento hidrodinâmico, R_h , varia com a velocidade reduzida, U_R , no ponto considerado:

$$R_h(z) = \begin{cases} R_{sw}(z) + C_{rl} \cdot \rho \cdot D(z) \cdot U(z), & U_R(z) \leq 5 \\ C_{rh} \cdot \frac{\rho_f \cdot U^2(z)}{\omega_r}, & U_R(z) > 5 \end{cases} \quad (4.27)$$

Onde:

$$U_R(z) = \frac{2 \cdot \pi \cdot U(z)}{\omega_r \cdot D(z)} \quad (4.28)$$

$$R_{sw} = \frac{\omega_r \cdot \pi \cdot \rho \cdot D(z)^2}{2} \cdot \left\{ \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{Re_\omega}} + C_{sw} \cdot \left[\frac{A_r \cdot Y_r(z)}{D(z)} \right]^2 \right\} \quad (4.29)$$

$$Re_\omega = \frac{\omega_r \cdot D^2(z)}{\nu} \quad (4.30)$$

e ν é a viscosidade cinemática da água; e C_{rl} , C_{rh} e C_{sw} são constantes relacionadas ao amortecimento hidrodinâmico em regiões, respectivamente, com alta velocidade reduzida, baixa velocidade reduzida e em águas tranqüilas.

Como se pode notar nas equações (4.25) a (4.30), tanto o amortecimento quanto a energia de excitação dependem da amplitude de vibração que, por sua vez, se modifica com o balanço de energia no sistema. Justifica-se, portanto, o processo iterativo destacado na Figura 4.23.

Por fim, determina-se o amortecimento crítico equivalente através da expressão:

$$\xi_r = \frac{R_r}{2 \cdot \omega_r \cdot M_r} = \frac{R_r}{2 \cdot \sqrt{M_r \cdot K_r}} \quad (4.31)$$

onde a massa modal, M_r , a rigidez modal, K_r , e o amortecimento modal, R_r , são dados por:

$$M_r = \int_0^L m_z(z) \cdot Y_r^2(z) \cdot dz, \quad (4.32)$$

$$R_r = \int_0^L Y_r^2(z) \cdot (R_s(z) + R_h(z)) \cdot dz \quad (4.33)$$

$$K_r = \omega_r^2 \cdot M_r \quad (4.34)$$

De posse da amplitude adimensional e do amortecimento crítico equivalente, passa-se para a análise da resposta estrutural do *riser*, que é dada em termos de RMS (*root mean square*) de deslocamento, x_{RMS} , velocidade, v_{RMS} , acelerações, a_{RMS} , e tensões, S_{RMS} :

$$x_{RMS}(z) = \sqrt{\sum_r \frac{1}{2} \cdot \left| \sum_n Y_n(z) \cdot \bar{P}_{n,r} \cdot H_{n,r} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right|^2} \quad (4.35)$$

$$v_{RMS}(z) = \sqrt{\sum_r \frac{1}{2} \cdot \omega_r^2 \cdot \left| \sum_n \frac{dY_n(z)}{dz} \cdot \bar{P}_{n,r} \cdot H_{n,r} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right|^2} \quad (4.36)$$

$$a_{RMS}(z) = \sqrt{\sum_r \frac{1}{2} \cdot \omega_r^4 \cdot \left| \sum_n Y_n(z) \cdot \bar{P}_{n,r} \cdot H_{n,r} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right|^2} \quad (4.37)$$

$$S_{RMS}(z) = \sqrt{\sum_r \frac{1}{8} \cdot \left| \sum_n \frac{d^2 Y_n(z)}{dz^2} \cdot E \cdot D_{ext} \cdot \bar{P}_{n,r} \cdot H_{n,r} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right|^2} \quad (4.38)$$

Onde

$$H_{n,r} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) = \frac{1}{K_n} \cdot \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right)^2 + 2 \cdot i \cdot \xi_n \cdot \frac{\omega_r}{\omega_n} \right]} \quad (4.39)$$

$$\bar{P}_{n,r} = \int_0^L \text{sgn}(Y_r(z)) \cdot Y_n(z) \cdot P_r(z) \cdot dz \quad (4.40)$$

$$\text{sgn}(Y_r(z)) = \begin{cases} +1, & \text{se } Y_r(z) > 0 \\ 0, & \text{se } Y_r(z) = 0 \\ -1, & \text{se } Y_r(z) < 0 \end{cases} \quad (4.41)$$

$$P_r(z) = \frac{1}{2} \rho \cdot D \cdot U^2(z) \cdot C_L(z, \frac{x_{n,máx}}{D}) \quad (4.42)$$

e n engloba não só os modos dominantes na resposta da estrutura (r) como também modos não-dominantes (No programa SHEAR7, [64], [65], são propostos três modos abaixo do menor modo dominante e três modos acima do maior modo dominante); E é o módulo de *Young* do material que forma o *riser*; D_{ext} é o diâmetro externo da tubulação.

Calculado o RMS de tensões, o dano em um ponto qualquer da estrutura, Df , independente de haver apenas um ou mais modos dominantes, é dado pela expressão:

$$Df(z) = \sum_r Df_r(z) \quad (4.43)$$

onde:

$$Df_r(z) = \frac{\omega_r \cdot T}{2 \cdot \pi \cdot C} \cdot (2 \cdot \sqrt{2} \cdot S_{RMS}(z))^b \cdot \Gamma(\frac{b+2}{2}) \quad (4.44)$$

e T corresponde ao período de um ano dado em segundos; C e b são parâmetros da curva S-N utilizada.

A amplificação do coeficiente de arrasto, $C_{d,amp}$, é, por sua vez, dada por:

$$C_{d,amp}(z) = 1 + 1,043 \cdot \left(2 \cdot \frac{x_{RMS}(z)}{D(z)} \right)^{0,65} \quad (4.45)$$

4.4.2 Programa desenvolvido na COPPE

Com o intuito de dominar melhor o processo de solução do modelo desenvolvido pelo MIT, [64], [65], foi elaborado no LACEO, em sub-rotinas FORTRAN (v. 6.1.5), um programa similar ao SHEAR7 para cálculo de VIV no domínio da frequência.

Sob o ponto de vista hidrodinâmico, o programa elaborado difere do que é disponibilizado no programa SHEAR7 nos seguintes aspectos:

- Consideram-se vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV) no plano da corrente (VIV *in-line*);
- Implementou-se um procedimento mais estável para a solução da equação de balanço de energia proposta em *Vandiver e Li* (2005). Deste modo, eliminam-se alguns problemas de convergência apresentados pelo programa SHEAR7, sobretudo em análises com perfil de corrente constante;
- Consideração de corrente não-monotônica.

Sob o ponto de vista estrutural, o programa desenvolvido propõe:

- Importação dos modos e frequências naturais de um programa de análise de vibrações livres não-linear, aplicado após a obtenção da resposta estática da estrutura;
- Consideração de regiões com propriedades físicas e/ou mecânicas distintas. Incluem-se nessas propriedades: módulo de Young, amortecimento estrutural, curvas S-N etc.;
- Determinação das tensões atuantes na estrutura diretamente através de sua matriz de rigidez;
- Cálculo do coeficiente de sustentação e de amortecimento baseado no deslocamento da estrutura ponto a ponto.

Com estas modificações, tem-se um modelo estrutural livre de algumas simplificações adotadas no programa SHEAR7.

Além dessas melhorias, tentou-se elucidar alguns pontos não muito claros no procedimento utilizado no programa SHEAR7, [64], [65], tais como:

- A determinação dos modos dominantes no fenômeno de VIV;
- A metodologia adotada para a eliminação de regiões de excitação superpostas (*overlap*).

Todas as sub-rotinas desenvolvidas são compatíveis com o programa de análise dinâmica não-linear utilizado no desenvolvimento desta dissertação, o que será de grande utilidade para implementação do método dual.

4.5 Método Dual

Este método pretende combinar as vantagens do domínio do tempo e da frequência, introduzindo-se naturalmente algumas simplificações no modelo matemático. A análise no tempo possibilita considerar as não-linearidades geométricas e as variações hidrodinâmicas, enquanto que no domínio da frequência obtém-se uma resposta mais estável facilitando a interpretação final e um posterior cálculo de fadiga, além de exigir uma menor capacidade de processamento computacional. Este método permite também ter uma visão melhor do comportamento do *riser* frente ao fenômeno de VIV, quando existe variação de rigidez, massa e perfil de velocidade no tempo.

É importante lembrar que apesar do processo no domínio da frequência ser mais rápido que no domínio do tempo, ambos são iterativos. A diferença é que no domínio do tempo, a iteração ocorre a cada passo de carga, com as forças hidrodinâmicas afetando a resposta da estrutura e vice-versa, enquanto no domínio da frequência a iteração ocorre somente na solução do balanço de energia de excitação e amortecimento. Com efeito, as forças de excitação e amortecimento são funções do nível de vibração e da razão de frequências (ω_s/ω_n).

Outra vantagem deste processo é a possibilidade de se considerar carregamentos diversos. Enquanto que no domínio da frequência, só existe a possibilidade de se considerar corrente, no domínio do tempo, podem ser aplicados carregamentos de onda, corrente e movimento imposto no topo do elemento esbelto devido aos movimentos da unidade flutuante.

Em relação ao domínio do tempo, este método apresenta a desvantagem de não fornecer os sinais de esforços e tensões no tempo, devido às solicitações de VIV.

Na literatura, foram encontradas algumas tentativas de se analisar um SCR através de modelos mistos tempo/frequência. Uma delas está baseada no próprio modelo do HCR, apresentada na conferência OTC de 2000 [48]; esta metodologia combina o domínio do tempo e o da frequência para estimar o dano à fadiga em SCR's devido às VIV's provocadas pelo movimento vertical intermitente da plataforma. Um outro modelo proposto por Larsen, primeiramente na OTC de 2000 [47] e posteriormente aprimorado na OTC de 2006 [45] apresenta um método com outro enfoque: utiliza-se um modelo no domínio da frequência para gerar forças longitudinais (de arrasto) e transversais (de sustentação ou *lift*) que posteriormente são trabalhadas para gerar um sinal no tempo a ser utilizado num programa de análise dinâmica não-linear. Na OTC de 2006 [45], foram apresentados estudos para um *riser* rígido em catenária (SCR); as conclusões indicam que o uso de um modelo de análise dinâmica não-linear é tão mais importante quanto maior a influência do solo no comportamento da estrutura e no caso da corrente estar atuando na direção perpendicular ao plano da catenária.

O método dual proposto nesta dissertação consiste nas seguintes etapas:

- Análise dinâmica não-linear no domínio do tempo. Esta análise pode ser realizada com um programa análise dinâmica não-linear comum, ou com o módulo para cálculo de VIV, apresentado nesta dissertação (item 4.3.1), acoplado. Caso se adote a segunda opção, deve-se tomar cuidado no cálculo das curvaturas associadas aos modos de vibração para não considerá-la duas vezes, uma devido à deformada no tempo e outra devido à deformada do modo. A grande vantagem de se adotar a segunda opção consiste na possibilidade de se considerar a massa adicionada atualizada na determinação das frequências naturais e modos de vibração;

- Análise de vibrações livres a partir da estrutura deformada em diversos tempos da análise dinâmica;
- Análise no domínio da frequência com a utilização dos dados obtidos nas etapas anteriores. Os modos de vibração e curvaturas são obtidos da análise de vibração livre e o perfil de velocidade é obtido na análise dinâmica;
- Tratamento dos resultados para diversas posições no tempo.

Resumidamente, a Figura 4.24 apresenta um fluxograma com os procedimentos do método dual.

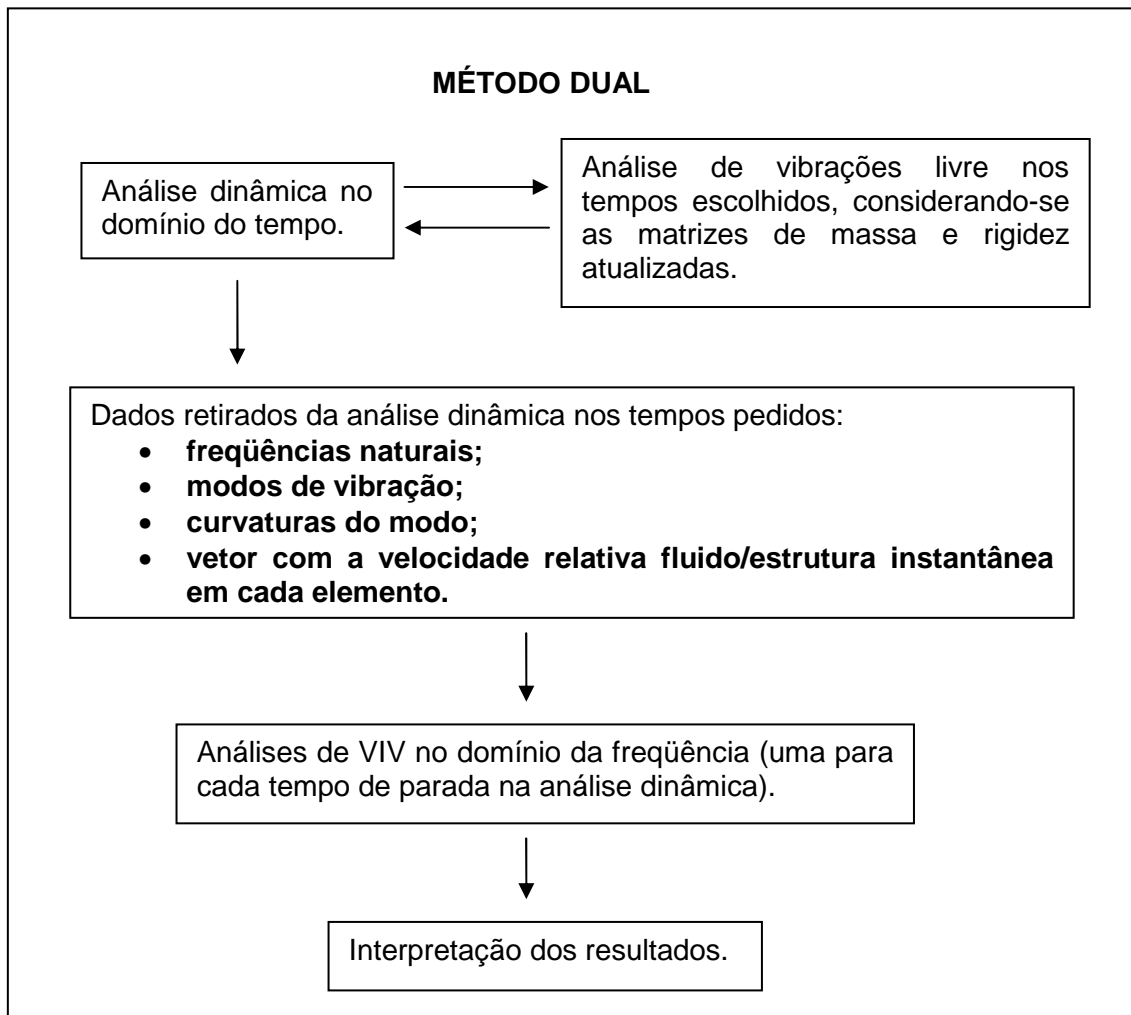


Figura 4.24 – Fluxograma para o método dual.

A idéia de realizar uma análise dinâmica no domínio do tempo no início do processo tem por objetivo considerar as não linearidades físicas e geométricas do problema. Desta forma, na segunda etapa pode-se realizar uma análise de vibração livre a partir da estrutura deformada e com a matriz de rigidez atualizada. Além disso, existe a possibilidade de realizar a análise dinâmica utilizando-se o módulo HCR para cálculo de VIV, o que permite fazer uma atualização dos coeficientes hidrodinâmicos no tempo. Assim, no caso de se utilizar um modelo que considere a variação da massa adicionada (maiores detalhes são apresentados no item 4.3.1.3), pode-se fazer uma análise de vibração livre com a matriz de massa também atualizada.

Nas análises realizadas no domínio do tempo, observou-se que nos casos onde se consegue atingir certo padrão de vibrações, o coeficiente de massa adicionada tende a se estabilizar para cada elemento. Neste caso, é coerente utilizar esta massa adicionada na matriz de massa.

Contudo, vale lembrar que o modelo de cálculo de VIV intermitente no tempo, dada a sua complexidade conforme descrito no item 4.3, encontra-se em fase de desenvolvimento e apresenta problemas de divergência em alguns casos mais complexos. Deste modo, na análise de SCR's submetidos a movimentos de apoio ou onda é mais conveniente utilizar a análise dinâmica convencional na primeira etapa. Até o momento, não se encontra nenhum programa comercial de análise de VIV no domínio de tempo que atenda plenamente e satisfatoriamente as necessidades da indústria *offshore*.

A análise dinâmica, aplicada na primeira fase do método dual, permite ainda a consideração de carregamentos diversos, pois estes são transmitidos para o domínio da frequência através da velocidade relativa fluido/estrutura.

Quando há somente corrente atuando na estrutura, a velocidade do fluido no plano de aplicação da corrente é constante e não há grandes deslocamentos dinâmicos da estrutura na direção do fluxo, exceto pela pequena variação no coeficiente de arrasto em torno de seu novo valor amplificado pelas VIV's, que pode chegar a ser duas vezes e meia maior que o valor original. Logo, neste caso, pode-se dizer que a velocidade relativa fluido/estrutura é igual à velocidade da corrente. Por outro lado, quando existe onda ou movimento de apoio atuando na mesma direção da corrente, a estrutura apresenta deslocamentos periódicos na direção do carregamento que se propagam por todo o seu comprimento.

Cabe ressaltar que em seu estágio atual, o modelo para cálculo de VIV no domínio do tempo ainda apresenta algumas limitações e devido a isto todos os carregamentos devem atuar na mesma direção.

Assim, no método dual aqui apresentado, pretende-se utilizar a velocidade relativa fluido/estrutura na direção do fluxo principal e normal ao elemento, retirada num dado instante de tempo da análise dinâmica, como dado de entrada em um programa para cálculo de VIV no domínio da frequência. Com este procedimento, consegue-se representar, no domínio da frequência, o efeito de carregamentos que, *a priori*, não poderiam ser considerados.

No programa de análise dinâmica no domínio do tempo, entende-se como velocidade relativa fluido/estrutura o módulo da diferença entre a velocidade da corrente e a velocidade do elemento considerado, na mesma direção. Como os modelos matemáticos para cálculo de VIV adotam a velocidade normal ao elemento, a velocidade relativa é posteriormente decomposta em suas componentes normal e tangencial, sendo esta última desprezada. Neste sentido, tem-se que o perfil de velocidade instantânea em uma análise cujos carregamentos contenham onda e/ou movimento imposto no topo da estrutura será altamente não-monotônico, o que pode dificultar a convergência da análise no domínio da frequência e a confiabilidade dos resultados. Neste ponto, é importante ressaltar que o modelo proposto nessa dissertação, para análise de VIV no domínio da frequência, (item 4.4.2), apesar de ser similar ao SHEAR7 apresenta melhores resultados, quanto a convergência, quando submetido a perfis de velocidade não-monotônicos.

A terceira etapa do método dual consiste em usar os dados obtidos até o momento como entrada de dados num programa para cálculo de VIV no domínio da frequência. Os dados necessários para uma análise de VIV no domínio da frequência são: frequências naturais, modos e curvaturas obtidos na análise de vibração livre e o perfil de velocidade obtido diretamente da análise dinâmica. Nesta etapa, são extraídos os resultados finais, tais como amplitude de vibração, frequência, dano e vida útil, através de um modelo simplificado que exige menor capacidade computacional e apresenta resposta mais estável facilitando a interpretação final.

Cabe ressaltar que a análise final no domínio da frequência deve ser feita para diversos dados de entrada, retirados da mesma análise dinâmica em instantes de tempo diferentes. Este procedimento se faz necessário porque um determinado

instante no domínio do tempo pode não representar a pior configuração em termos de dano à fadiga para a estrutura. Assim, visando obter uma amostra representativa da resposta da estrutura, sugere-se que os tempos tomados na análise dinâmica cubram, no mínimo, um período de vibração.

Além disso, deve-se notar que os danos à fadiga obtidos para cada instante de tempo analisado não representam a realidade, visto que a fadiga assim calculada considera que o carregamento imposto está atuando continuamente. No entanto, cada carregamento considerado representa apenas um instante de tempo que, dependendo da característica oscilatória do movimento, pode voltar a se repetir. Desta forma, fica nítida a necessidade de se adotar um procedimento para ponderar os danos encontrados em cada tempo. Contudo, neste trabalho, não foi feita nenhuma sugestão neste sentido.

O programa de análise dinâmica usado na solução dos exemplos que serão apresentados nesta dissertação, realiza análise de vibração livre e escreve um vetor com a velocidade normal instantânea em cada elemento a intervalos de tempo regulares, conforme determinado pelo usuário. Em trabalhos futuros, sugere-se estudar um modo de considerar o histórico das velocidades relativas fluido/estrutura, tentando eliminar desta forma a necessidade de parar a análise no tempo em diversos momentos.

CAPÍTULO 5

EXEMPLOS E COMPARAÇÕES

5.1 Introdução

Neste capítulo, são analisados alguns exemplos acadêmicos e outros reais na indústria *offshore*, sujeitos a carregamentos capazes de provocar VIV. Os exemplos serão estudados através das diversas metodologias aqui apresentadas e seus resultados comparados entre si.

5.2 Cilindro rígido

Vikestad, em sua tese de doutorado [71], realizou ensaios em um cilindro rígido submetido a um fluxo uniforme. O cilindro tinha seus deslocamentos limitados por molas na direção perpendicular ao fluxo e possuía restrições de deslocamento nas outras duas direções, constituindo assim um sistema de um grau de liberdade. As molas foram introduzidas para agregar rigidez ao sistema. Um desenho esquemático do aparato de ensaio pode ser visto na Figura 5.1.

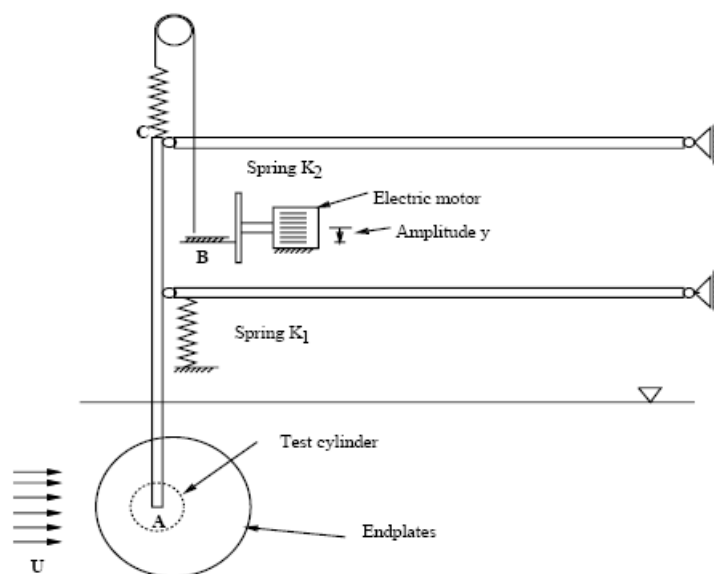


Figura 5.1 – Desenho esquemático do aparato de ensaio usado por Vikestad [71].

O modelo de cilindro rígido aqui estudado reproduz aproximadamente o modelo de *Vikestad* [71], com algumas diferenças nos dados de massa, rigidez e na condição de contorno. O cilindro ensaiado só podia se deslocar na direção transversal, porém o programa no domínio do tempo que foi usado para simulá-lo nesta dissertação é tridimensional e considera a interação entre a resposta longitudinal e a transversal, logo foi necessário liberar a translação na direção do fluxo também introduzindo molas com a mesma rigidez nas duas direções. Isto fez com que o modelo apresentasse dois graus de liberdade globais, um longitudinal e um transversal, sendo este último de maior interesse. Dados mais detalhados do modelo se encontram no próximo item.

A análise do cilindro rígido tem por objetivo avaliar o modelo de cálculo adotado e deve ser realizada a cada novo procedimento implementado no programa no domínio do tempo, tanto na inserção de novos coeficientes hidrodinâmicos quanto na aplicação de novas técnicas para melhorar a estabilidade da resposta no tempo.

Este modelo também foi utilizado para validação do algoritmo numérico para análise de VIV apresentado na OTC de 2000 [34].

Este modelo pode ser aplicado também no estudo de um outro fenômeno relacionado à formação de vórtices no mar denominado movimento induzido por vórtice, VIM (*Vortex Induced Motion*). Este fenômeno ocorre quando a frequência de formação dos vórtices (*shedding*) é mais baixa, ou seja, o período é maior. Recentemente, este problema tem sido verificado em alguns elementos *offshore* de grande diâmetro, o que contribui para diminuir a frequência de *shedding* e para um comportamento global de corpo rígido. Sendo assim, estes elementos se comportam como um cilindro rígido submetido a um fluxo oscilatório. As estruturas que se enquadram nesta situação são as plataformas do tipo *spar-buoy* (Figura 3.3) [7][18][35][58], as plataformas mono-coluna, tipo a que será instalada no campo de Piranema pela Petrobras (Figura 1.6 e Figura 1.7), a cabeça dos *risers-towers* (Figura 3.10) etc.

Apesar do foco desta dissertação não ser o de estudar o problema de VIM, o fenômeno foi brevemente mencionado por se considerar um assunto relevante.

Atualmente, adota-se uma análise desacoplada para analisar os problemas de VIM. Primeiramente, utilizam-se modelos simplificados para o corpo rígido e em seguida transfere-se a amplitude de deslocamento para os *risers*. No entanto, este é

um procedimento bastante conservador, pois não considera os efeitos não-lineares de amortecimento e rigidez atribuídos ao cilindro rígido pelas linhas de ancoragem e em menor escala pelos próprios *risers*.

Para o futuro, sugere-se a utilização de ferramentas mais sofisticadas, que comportem uma análise acoplada onde somente o cilindro rígido sofre VIV.

5.2.1 Dados do modelo

Altura do cilindro: 1,8m

Tamanho dos elementos (uniforme): 0,2m

Número de elementos: 9

Número de nós: 10

Diâmetro hidrodinâmico: 0,25m

Diâmetro externo: 0,25m

Diâmetro interno: 0,211m

Profundidade da lâmina d'água (SWL): 72,0m

Peso específico da água: 10,0553 kN/m³

Peso específico do aço: 75,5 kN/m³

Peso específico do fluido interno: 7,846 kN/m³

CA (coeficiente de massa adicionada): 1,0

CM (coeficiente de inércia): 2,0

CDN (coeficiente de arraste inicial, na direção normal): 1,0

Strouhal: 0,2

Molas de translação em X e Y com rigidez (K_i) de 0,046 kN/m nos nós do meio e 0,023 kN/m nos nós extremos.

Restrições nos nós extremos em Z e RZ.

Freqüência natural do modelo (ω_n): 1,11 rad/s

Período natural do modelo: 5,66 s

A freqüência natural do modelo pode ser obtida através de uma simulação numérica ou através da fórmula analítica clássica:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{M}}; \text{ onde } K \text{ é a rigidez e } M \text{ a massa total da estrutura.}$$

Num sistema simples como este, fica fácil resolver a expressão da frequência natural na forma analítica, uma vez que K e M podem ser tomados como um valor escalar, pois apesar do modelo possuir dois graus de liberdade eles são idênticos. Já para sistemas com vários graus de liberdade K e M são dados por matrizes tornando o cálculo das frequências mais complexo.

A seguir, apresenta-se o cálculo da frequência natural deste cilindro na forma analítica:

$$K = \sum_i K_i = 8 \cdot 0,046 + 2 \cdot 0,023 = 0,391 \text{ kN / m}$$

$$M = M^R + M^A + M^I$$

$$M^R = \frac{\gamma_{aço}}{g} \cdot Area_{aço} \cdot L = \frac{75,5}{9,81} \cdot \left(\frac{(0,25^2 - 0,211^2) \cdot \pi}{4} \right) \cdot 1,8 = 195,617 \text{ kg}$$

$$M^A = CA \cdot \frac{\gamma_{água}}{g} \cdot Area_{externa} \cdot L = 1,0 \cdot \frac{10,0553}{9,81} \cdot \left(\frac{0,25^2 \cdot \pi}{4} \right) \cdot 1,8 = 90,567 \text{ kg}$$

$$M^I = \frac{\gamma_{fluido\ int.}}{g} \cdot Area_{interna} \cdot L = \frac{7,846}{9,81} \cdot \left(\frac{0,211^2 \cdot \pi}{4} \right) \cdot 1,8 = 50,339 \text{ kg}$$

$$M = 336,523 \text{ kg}$$

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{M}} = \sqrt{\frac{391}{336,523}} = 1,1 \text{ rad / s}$$

O amortecimento estrutural foi adotado igual a 0,3% do amortecimento crítico em todas as análises.

5.2.2 Carregamento aplicado

Com o intuito de definir uma velocidade de corrente que colocasse o cilindro em *lock-in* perfeito (ressonância) foi feita uma análise prévia de vibrações livres, que confirmou os dois modos de translação do cilindro em X e Y globais, ambos com a mesma frequência natural (1,11 rad/s).

A velocidade da corrente que leva ao *lock-in* perfeito é aquela que produz uma frequência de desprendimento de vórtices igual à frequência natural da estrutura.

Assim, tomando-se por base a equação 2.2 (frequência de *Strouhal*), tem-se que a velocidade pode ser calculada da seguinte forma.

$$U = \frac{\omega_s \cdot D}{2 \cdot \pi \cdot St} = 0,221 \text{ m/s}$$

O número de *Reynolds* (*Re*) determinado pela equação 2.1 vale $5,98 \times 10^4$.

Conforme observado nos ensaios realizados por *Vikestad* [71], espera-se deste modelo uma resposta numa única frequência, onde todos os elementos vibram transversalmente à corrente com a mesma amplitude, frequência e fase e estão sempre em *lock-in*. Este modelo de resposta foi confirmado em todas as metodologias aplicadas.

Na seqüência dos estudos de verificação dos programas para cálculo de VIV no domínio do tempo, optou-se por aplicar também um carregamento combinado de corrente com movimento harmônico imposto, ambos na mesma direção. Sendo que a combinação dos dois carregamentos pretende simular uma situação de *lock-in* perfeito. Deste modo, verificam-se todos os módulos de cálculo desenvolvidos no domínio do tempo para carregamentos não uniformes e oscilatórios, que leva em consideração a velocidade relativa fluido/estrutura e não somente a velocidade do fluido.

Sabe-se que o movimento harmônico é determinado por $A \cdot \text{sen}(\varpi \cdot t)$, onde *A* é a amplitude máxima do movimento, ω a frequência e *t* o tempo. Logo, a velocidade imposta por este movimento à estrutura é dada por $A \cdot \varpi \cdot \text{cos}(\varpi \cdot t)$. Nos estudos apresentados nesta dissertação, adota-se como velocidade equivalente a um movimento o valor do RMS da expressão da velocidade, que é dado por $0,7071 \cdot A \cdot \varpi$. Assim, os carregamentos combinados de corrente com movimento harmônico imposto foram definidos como:

- Corrente = 0,1105 m/s
- Movimento harmônico: T = 6s e A = 0,149m

No domínio do tempo, foi analisado também o caso de uma corrente uniforme ligeiramente abaixo e acima da velocidade de *lock-in* perfeito, 80% e 120%

respectivamente, ou seja, 0,1768m/s e 0,2652m/s. Estas análises não foram realizadas no domínio da frequência, pois esta estrutura apresenta dois graus de liberdade, cujas frequências são praticamente as mesmas, com uma pequena diferença numérica. Porém, o programa no domínio da frequência, aqui apresentado, só pode ser executado se a variação da frequência de *shedding*, ou seja, seus valores mínimos e máximos, estiver entre os valores mínimos e máximos da frequência natural da estrutura, o que não é o caso desses dois perfis de velocidades.

5.2.3 Domínio da Frequência

Para este exemplo, foram utilizadas as fórmulas empíricas fechadas apresentadas em [56], além do programa desenvolvido no domínio da frequência, apresentado no item 4.4.2.

A Tabela 5.1 apresenta os resultados das fórmulas empíricas fechadas, onde foi utilizado um coeficiente de sustentação inicial de 0,35. Deve-se chamar atenção para o modelo harmônico não iterativo que não possui significado físico e destoa dos demais resultados.

Tabela 5.1 – Resultados do cilindro rígido para as fórmulas fechadas.

Metodologia	A/D
Blevins (1977)	1,259
Griffin e Ramberg (1982)	1,240
Modelo harmônico não iterativo (1977)	6,329
Brown & Root	1,272
DnV Rules 1981	1,223
Modelo harmônico iterativo (1977)	1,158

A Tabela 5.2 apresenta os resultados do programa no domínio da frequência, desenvolvido na COPPE, em termos de A/D e frequência excitada (ωv). Para o coeficiente de sustentação foram utilizadas as duas curvas indicadas no SHEAR7: a conservativa e a não-conservativa (Figura 4.8 e Figura 4.9 respectivamente).

Tabela 5.2 – Resultados do cilindro rígido no domínio da frequência.

Curva de CL conservativa		Curva de CL não conservativa	
A/D	ωv (rad/s)	A/D	ωv (rad/s)
1.07	1.109	0.86	1.109

Deste resultado, observa-se, como era de se esperar, que o valor de A/D calculado usando-se os coeficientes de sustentação da opção conservativa é maior que o calculado usando-se a opção não-conservativa. Conforme já foi visto, a opção conservativa é composta apenas por uma curva, cujos coeficientes dependem apenas de A/D , enquanto a opção não-conservativa é composta por um conjunto de curvas dependentes de A/D , sendo cada curva para uma dada razão de freqüências (ω_s/ω_v). Contudo, como o carregamento aplicado no cilindro o coloca em *lock-in* perfeito, mesmo na opção de cálculo não-conservativa, os coeficientes de sustentação são retirados somente da curva com razão de freqüências (ω_s/ω_v) igual a 1,0. Logo, a diferença entre os resultados se deve à diferença entre a curva de sustentação conservativa e a curva de sustentação não-conservativa para uma razão de freqüências (ω_s/ω_v) igual a 1,0, conforme pode ser visto na Figura 5.2. Observa-se que apesar da curva conservativa possuir um coeficiente de sustentação máximo menor ela é mais espreada possibilitando a ocorrência de amplitudes maiores. Com efeito, observando-se os resultados de A/D para as duas curvas percebe-se que ambos estão próximo do ponto de cruzamento com o eixo da abscissas, ou seja, quando o coeficiente de sustentação é zero.

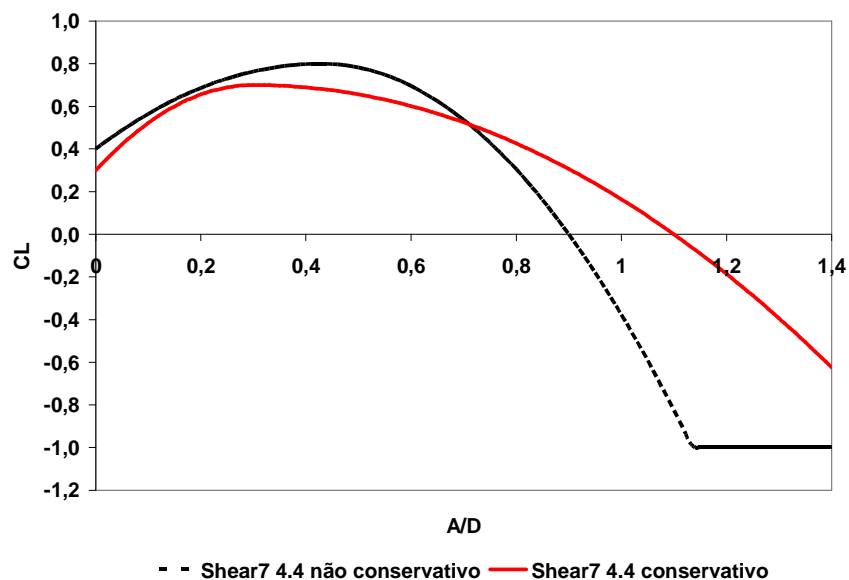


Figura 5.2 - Comparação entre as curvas de sustentação do SHEAR7 v4.4, versão conservativa e não-conservativa para razão de freqüências igual a 1,0.

5.2.4 Domínio do Tempo

Foi utilizado o programa desenvolvido no domínio do tempo apresentado no item 4.3.1. A seguir, são apresentados os resultados para todas as opções de cálculo existentes no domínio do tempo.

A Tabela 5.3 apresenta os resultados em termos de A/D e da frequência excitada (ωv) para o caso de carga com corrente uniforme somente. Todas as análises foram integradas em 400s e o valor apresentado na tabela se refere à média observada a partir de um determinado tempo em que o modelo apresenta um comportamento quase estável. Dependendo do modelo utilizado, a amplitude de vibração pode ficar fixa ou oscilando em torno de uma média.

Na Tabela 5.3, o tempo entre parênteses ao lado do valor de A/D representa a partir de quando a análise atinge a estabilidade. O sinal = significa que a amplitude se mantém fixa ao longo da análise e o sinal ~ significa que a amplitude oscila em torno do valor apresentado.

Tabela 5.3 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – corrente uniforme.

Modelo base	Identificação	A/D	ωv (rad/s)
alfa	1	~0,98 (100s)	1,11
	2	=1,00 (200s)	1,11
	3	= 0,88 (100s)	1,11
beta	1	~ 1,00 (120s)	1,13
	2	= 1,00 (250s)	1,11
	3	= 0,88 (100s)	1,11
	4	= 0,59 (130s)	0,99

OBS: Ver Tabela 4.1 para identificação dos modelos.

A Tabela 5.4 apresenta os resultados em termos de A/D e da frequência excitada (ωv) para o caso de carga com corrente uniforme e movimento harmônico. Todas as análises foram integradas em 400s e o valor apresentado na tabela se refere à média observada a partir de um determinado tempo em que o modelo apresenta um comportamento quase estável.

Tabela 5.4 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – corrente uniforme e movimento harmônico.

Modelo base	Identificação	A/D	ωv (rad/s)
alfa	1	0,99	1,11
	2	0,91	1,11
	3	0,87	1,11
beta	1	0,81	1,10
	2	0,91	1,11
	3	0,87	1,11
	4	0,55	0,99

OBS: Ver Tabela 4.1 para identificação dos modelos.

Na Tabela 5.4 observa-se que o valor da amplitude adimensional para estes casos é ligeiramente menor do que para o caso de corrente uniforme somente. Este resultado já era esperado uma vez que no fluxo oscilatório existem momentos em que a velocidade relativa fluido/estrutura, a que é considerada para o cálculo de VIV, é menor que a velocidade da corrente adotada no primeiro caso de carga.

Em ambos os resultados (corrente uniforme, Tabela 5.3, e corrente uniforme conjugada com movimento harmônico, Tabela 5.4), observa-se que o valor de A/D para o modelo beta-4 é menor que os demais. Isto ocorre porque este modelo considera a variação da massa adicionada alterando a massa total do cilindro e afastando-o um pouco do *lock-in* perfeito. Observa-se ainda, que apesar do modelo beta-1 também considerar a variação da massa adicionada, a amplitude adimensional é pouco afetada. Isto se deve, provavelmente, ao fato da tabela que fornece os coeficientes de massa adicionada neste caso ser mais complexa, função da amplitude adimensional e da razão de frequências (ω_s/ω_v) (tabela de cmv no Anexo 1).

A Tabela 5.5 apresenta os resultados em termos de A/D e da frequência excitada (ωv) para o caso de carga com 80% e 120% da corrente uniforme que coloca o cilindro em *lock-in* perfeito, 0,1768m/s e 0,2652m/s respectivamente. Para estes casos de carga só foi utilizado o modelo alfa-2.

Tabela 5.5 – Resultados do cilindro rígido no domínio do tempo – 80% e 120% da corrente uniforme original.

80% (0,1768m/s)		120% (0,2652m/s)	
A/D	ωv (rad/s)	A/D	ωv (rad/s)
0,95	1,11	1,03	1,11

5.2.5 Método Dual

Para este tipo de estrutura submetido somente a corrente não há necessidade de se aplicar o método dual, pois o perfil de velocidade retirado da análise dinâmica é basicamente igual à corrente original, visto que os deslocamentos dinâmicos na direção do fluxo são insignificantes.

Por outro lado, se a análise dinâmica no domínio do tempo considerar a variação da massa adicionada, a frequência natural da estrutura, no sentido transversal ao fluxo será alterada e a frequência de *shedding* não mais se enquadrará entre seus limites de máximo e mínimo. Desta forma, fica impossibilitado o cálculo no domínio da frequência.

Contudo, a fim de verificar a eficácia do programa desenvolvido no domínio do tempo no que diz respeito ao cálculo de vibrações livres em tempos pré-determinados foram realizados dois testes:

5.2.5.1 Teste do módulo para cálculo das frequências naturais e modos de vibração

- Análise dinâmica com cálculo de VIV do cilindro rígido no domínio do tempo com o modelo beta-4, que considera a variação da massa adicionada e atinge um patamar estável para este coeficiente igual a 1,95. Nesta análise, foram calculadas as frequências naturais e os modos de vibração em determinados tempos, depois de atingido o patamar estável. A frequência fundamental obtida foi de 0,99 rad/s;
- Análise de vibração livre convencional (ou seja, realizada após aplicação da carga estática), sendo que o coeficiente de massa adicionada foi alterado para 1,95. A frequência fundamental obtida foi de 0,99 rad/s;
- Comparação das frequências naturais calculadas pelos dois métodos anteriores.

O resultado deste teste foi bastante satisfatório. As frequências calculadas através de ambos os métodos são iguais e menores que a frequência original, como era de se esperar, uma vez que a massa aumentou.

5.2.5.2 Teste do método dual

Para realizar este teste é necessário garantir que o perfil de velocidade passe pelo valor que coloca o cilindro em *lock-in* pelo menos uma vez. Assim, o cilindro foi submetido a um carregamento combinado de corrente trapezoidal, Figura 5.3, mais movimento harmônico, com amplitude de 0,0373m e período de 3 seg.

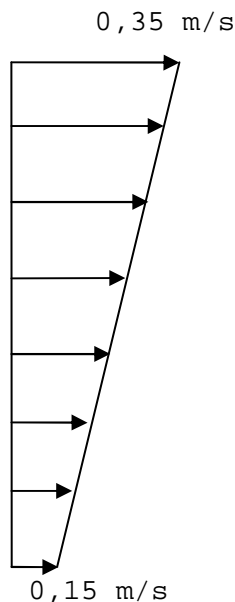


Figura 5.3 – Perfil de velocidade da corrente, cilindro rígido, método dual.

A seguir, apresentam-se os resultados do método dual sem considerar a atualização da massa adicionada no domínio do tempo, onde foi utilizado o programa alfa-2. Os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Tempos de parada na análise dinâmica – Cilindro rígido.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	190,70
2	192,10
3	193,50

Os perfis de velocidade relativa para estes três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.4 (os perfis de velocidade vel.2 e vel.3 são praticamente coincidentes). Observa-se que todos os perfis resultantes passam pela velocidade de 0,221 m/s, que coloca o cilindro em *lock-in*.

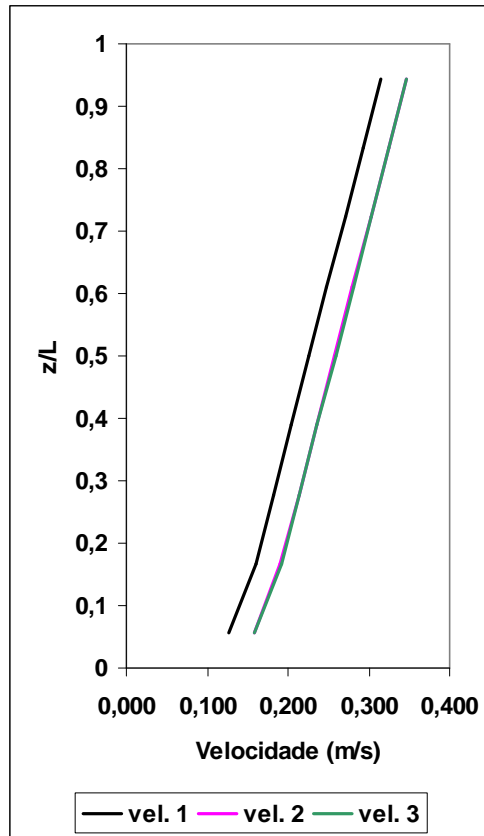


Figura 5.4 – Perfis de velocidade relativa para o cilindro rígido.

A Tabela 5.7 apresenta os resultados no domínio da freqüência, para cada instante de tempo, utilizando-se a curva de sustentação conservativa indicada no programa SHEAR7 (Figura 4.8). Cabe ressaltar que o parâmetro “Energia de excitação”, apresentado nesta tabela e em todas as outras a seguir, foi normalizado para o modo de maior energia, ou seja, para uma resposta multimodal o modo dominante é aquele cuja energia de excitação é igual a 1,0 e no caso de uma resposta unimodal o único modo dominante deve ter energia de excitação igual a 1,0.

Tabela 5.7 – Resultados do cilindro rígido – Método dual.

Tempo	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)
1	1	1,0000	1,0780	1,1094	0,1906
2	1	1,0000	1,0802	1,1094	0,1910
3	1	1,0000	1,0804	1,1094	0,1910

Observa-se que os valores de A/D são praticamente iguais aos calculados através do domínio da frequência para a corrente uniforme de 0,221 m/s. Isto ocorre, porque apesar o perfil de velocidade ser diferente do original, ele passa pelo valor que coloca a estrutura em *lock-in*. Assim, por se tratar de um cilindro rígido que só apresenta uma frequência natural na direção transversal ao fluxo, o elemento que recebe a velocidade de 0,221 m/s entra em *lock-in* e domina o resto da estrutura.

5.2.6 Conclusões

Os resultados obtidos através do domínio da frequência, com o programa aqui apresentado, e do domínio do tempo apresentaram amplitudes e frequências bastante próximas e condizentes com os ensaios experimentais. Já as fórmulas fechadas apresentam resultados mais conservativos com amplitudes de vibração maiores.

Deve-se ressaltar que este modelo estrutural, por ser bastante simples, é o mais utilizado academicamente com o intuito de reproduzir numericamente o comportamento observado em ensaios experimentais. No entanto, ainda assim, observam-se algumas divergências entre os resultados numéricos, conforme foi apresentado. No domínio do tempo, por exemplo, os modelos que consideram a variação da massa adicionada tendem a reduzir o valor da amplitude adimensional. Mesmo as fórmulas fechadas apresentam certa discrepância entre si.

Apesar dessa pequena diferença de resultados entre os modelos de cálculo utilizados, pode-se concluir que os resultados são homogêneos e satisfatórios quando comparados com os ensaios experimentais. No entanto, este é um caso bastante específico em que o modelo estrutural e o carregamento são simples, onde só existe uma frequência natural potencialmente excitável e também somente uma frequência de excitação. Nos casos reais, o problema é bem mais complexo, pode existir mais de uma frequência de excitação e, conseqüentemente, diversos modos potencialmente excitados, dificultando a convergência dos modelos de cálculo.

O cálculo de vibrações livres em tempos pré-determinados, desenvolvido para ser utilizado no método dual, produziu resultados satisfatórios. Nos casos onde a variação da massa adicionada não é considerada, as frequências naturais não sofreram alteração ao longo do tempo, enquanto nos casos onde era considerada observava-se uma alteração nas frequências correspondente ao acréscimo de massa na estrutura.

5.3 Tendão de uma TLP

Este exemplo representa o elemento de ancoragem de uma plataforma do tipo TLP (Tensioned Leg Plataform). Trata-se de uma estrutura esbelta altamente tracionada. Como a diferença da tração no topo para a tração na base é pequena diante do nível de tração aplicado, a estrutura se comporta quase que linearmente ao longo de seu comprimento.

5.3.1 Dados do modelo

Comprimento total do modelo: 1000m

Tamanho dos elementos (uniforme): 10m

Diâmetro hidrodinâmico: 0,8128m

Diâmetro externo: 0,8128m

Diâmetro interno: 0,7493m

Profundidade da lâmina d'água (SWL): 1000m

Peso específico do aço: 78,0 kN/m³

Peso específico do fluido interno: 0,0 kN/m³

Tração superior: 13260kN

Tração inferior: 12400kN

CA (coeficiente de massa adicionada): 1,0

CM (coeficiente de inércia): 2,0

CDN (coeficiente de arrasto inicial, na direção normal):1,0

Strouhal: 0,2

Condições de contorno, considerando as coordenadas globais:

Nó do topo: Restrições a translação em X e Y e a rotação em Z

Nó da base: Restrições a translação em X, Y e Z e a rotação em Z

As frequências e períodos naturais para os modos no plano YZ, transversais à direção da corrente, são apresentados na Tabela 5.8. A Figura 5.5 mostra a configuração do 3º modo da estrutura.

Tabela 5.8 – Frequências e períodos naturais do tendão.

Modo	Frequência (Hz)	Frequência (rad/s)	Período (s)
1	0,053	0,331	19,004
2	0,105	0,662	9,488
3	0,158	0,996	6,310
4	0,212	1,332	4,717
5	0,266	1,672	3,757

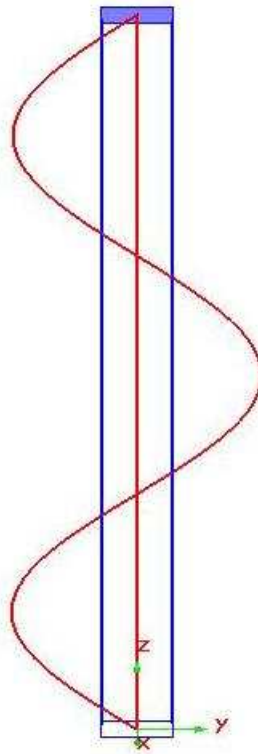


Figura 5.5 – Configuração do 3º modo do modelo do tendão de uma TLP através de uma análise numérica de vibrações livres.

5.3.2 Carregamento aplicado

Este modelo foi testado para dois perfis de corrente, um uniforme e outro triangular (Figura 5.6). Para o perfil uniforme foi calculada uma velocidade que excitasse o terceiro modo da estrutura.

$$U = \frac{\omega_s \cdot D}{2 \cdot \pi \cdot St} = \frac{0,996 \cdot 0,8128}{2 \cdot \pi \cdot 0,2} = 0,644 \text{ m/s}$$

Para o perfil triangular, foi adotada uma velocidade de corrente máxima no topo igual ao dobro do valor usado no perfil uniforme e velocidade nula na base.

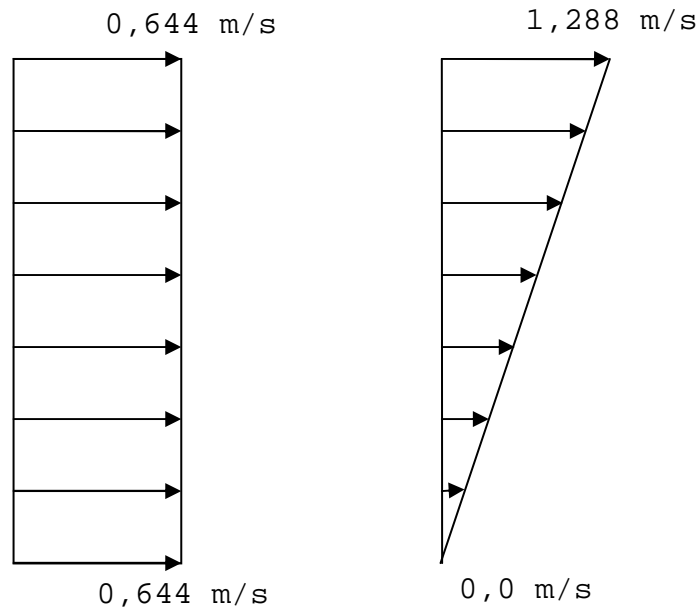


Figura 5.6 – Perfis de velocidade da corrente, tendão.

O perfil uniforme excita o *riser* em todo seu comprimento, enquanto o triangular o faz apenas em algumas regiões, apresentando outras regiões de amortecimento. No domínio da frequência, essas regiões ficam bem definidas e o modo excitado se eleva. No entanto, no domínio do tempo, dependendo do modelo de cálculo adotado, o modo excitado não fica bem definido, isto é, ocorre uma combinação dos modos.

O número de *Reynolds* (Re) determinado pela equação 2.1 vale $5,66 \times 10^5$ para o perfil uniforme e $1,13 \times 10^6$ é o valor máximo atingido no perfil triangular.

5.3.3 Domínio da Frequência

Foi utilizado o programa desenvolvido no domínio da frequência apresentado no item 4.3.1. Para o coeficiente de sustentação foram utilizadas as duas curvas indicadas no SHEAR7: a conservativa e a não-conservativa, (Figura 4.8 e Figura 4.9 respectivamente). Para a curva de fadiga foi adotada a curva X da API [6].

A Tabela 5.9 apresenta os resultados em termos de A/D , frequência excitada (ωv), dano e vida útil.

Tabela 5.9 – Resultados do tendão no domínio da frequência.

Corrente	Curva de CL	A/D	Modo	ωv (rad/s)	Dano máximo	Vida útil (anos)
Uniforme	Conservativa	1,310	3	0,996	2,265E-03	442
	Não conservativa	1,028	3	0,996	7,845E-04	1275
Triangular*	Conservativa	0,672	5	1,672	1,843E-02	54
	Não conservativa	0,452	5	1,672	2,924E-03	342

* - Foi usado $cutoff = 0,5$. $cutoff$ é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

5.3.4 Domínio do Tempo

Foi utilizado o programa desenvolvido no domínio do tempo apresentado no item 4.3.1. A seguir, são apresentados os resultados para todas as opções de cálculo existentes no domínio do tempo. Para as opções em que a estrutura atingiu um estado permanente de vibração, os valores de resposta apresentados correspondem à média, no tempo, do elemento escolhido como representativo da amplitude máxima. Nas opções onde isto não ocorreu são colocados os comentários pertinentes.

A Tabela 5.10 apresenta os resultados para corrente uniforme e a Tabela 5.11 apresenta os resultados para corrente triangular.

Tabela 5.10 – Resultados do tendão no domínio do tempo para perfil de corrente uniforme.

Modelo base	Identificação	A/D	ωv (rad/s)	Modo dominante
alfa	1	0,80	0,99	3
	2	1,34	1,00	3
	3	0,79	1,02	3
beta	1	0,70	0,93	3
	2	1,31	1,00	3
	3	0,74	1,01	3
	4	0,63	0,85	3

Tabela 5.11 – Resultados do tendão no domínio do tempo para perfil de corrente triangular.

Modelo base	Identificação	A/D	ωv (rad/s)	Modo dominante
alfa	1	0,53	1,63	5
	2	0,76	1,67	5
	3	0,35	1,68	5
beta	1	0,3	1,58	5
	2	0,4	1,18	4* ¹
	3	0,2	1,59	4 e 5* ²
	4* ³	0,2	1,56	5

*¹ – O modo é altamente instável com deslocamento para a esquerda. Todos os valores representam a média para o elemento localizado a meia altura do tendão (elemento 1051).

*² –A estrutura não apresenta um modo de vibração definido, oscilando entre os modos 4 e 5. Os valores apresentados são referentes ao elemento localizado a meia altura do tendão (elemento 1051).

*³ – A análise apresenta problemas de estabilidade global da estrutura em certos instantes da integração no tempo, especificamente quando o coeficiente de massa adicionada apresenta uma queda brusca.

5.3.5 Método Dual

Para este exemplo, foram realizadas análises mistas utilizando-se o domínio do tempo com e sem atualização da massa adicionada. No entanto, observou-se que para análise de problemas submetidos somente a corrente não há vantagens em utilizar o método dual sem atualização da massa adicionada, pois os resultados são praticamente iguais aos obtidos no domínio da frequência, uma vez que a velocidade relativa é praticamente igual à velocidade da corrente.

5.3.5.1 Análises para fluxo uniforme

A corrente uniforme aplicada pode ser vista na Figura 5.6.

Para este caso, não foi possível realizar uma análise considerando-se a atualização da massa adicionada no domínio do tempo, pois, devido à mudança provocada pela variação da massa adicionada nas frequências naturais da estrutura, o

programa para cálculo de VIV no domínio da frequência não encontra nenhuma região de excitação e, portanto, não calcula VIV. Isto ocorre porque a velocidade do fluxo uniforme aplicado foi calculada para produzir uma frequência de *shedding* exatamente igual à terceira frequência natural da estrutura, como esta última foi alterada o modelo de cálculo no domínio da frequência não encontra nenhuma zona de excitação ao longo da estrutura.

A seguir, apresenta-se a variação das frequências naturais devido à variação da massa adicionada. A Tabela 5.12 apresenta as 10 primeiras frequências naturais no plano perpendicular ao da passagem da corrente, no início e no fim da análise dinâmica. No início da análise, a massa adicionada ainda era produto somente do coeficiente fornecido pelo usuário e no final da análise este coeficiente já havia sofrido as alterações devido à interação fluido estrutura. A análise no tempo mostra que nos pontos da estrutura próximos aos anti-nós de vibração o coeficiente de massa adicionada tende a se estabilizar perto de 1,78, enquanto próximo aos nós não há uma tendência de estabilização.

Tabela 5.12 – Frequências naturais – tendão.

Modos ortogonais ao plano da corrente	Frequência em rad/s	
	Tempo = 0s	Tempo = 200s
1	0,3306	0,2891
2	0,6622	0,5789
3	0,9957	0,8549
4	1,3321	1,1641
5	1,6723	1,4621
6	2,0172	1,7329
7	2,3677	2,069
8	2,7246	2,3821
9	3,0889	2,6563
10	3,4614	3,0246

As figuras a seguir, Figura 5.7 e Figura 5.8, apresentam os modos 5 e 10, respectivamente, ortogonais ao plano da corrente, calculados em dois instantes, no início e no fim da análise dinâmica no tempo, assim como foi apresentado na Tabela 5.12. Observa-se que as maiores diferenças ocorrem para o modo mais alto.

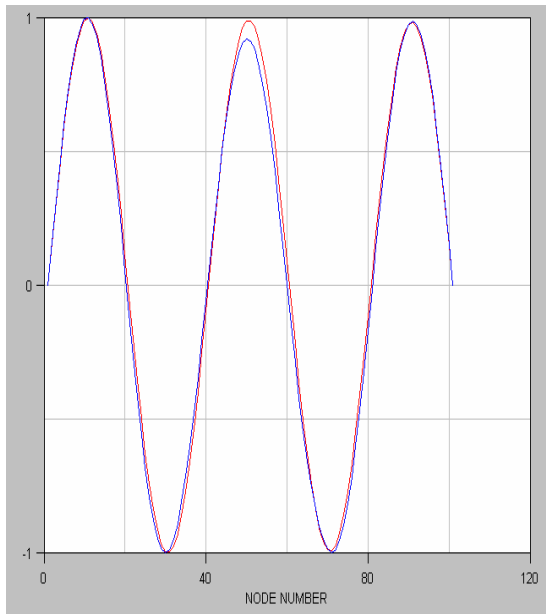


Figura 5.7 – Modo 5 ortogonal ao plano da corrente.

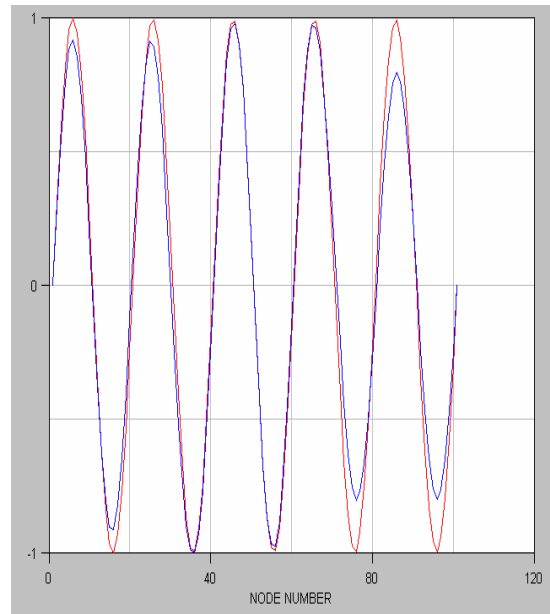


Figura 5.8 – Modo 10 ortogonal ao plano da corrente.

A seguir, apresentam-se os resultados do método dual sem considerar a atualização da massa adicionada no domínio do tempo, onde foi utilizado o programa alfa-2. Os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.13.

Tabela 5.13 – Tempos de parada na análise dinâmica sem variação da massa adicionada – tendão – Fluxo uniforme.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	200,00
2	215,00
3	230,00

Os perfis de velocidade relativa para estes três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.9. Observa-se que os perfis resultantes são praticamente iguais ao perfil de corrente uniforme original apresentado na Figura 5.6.

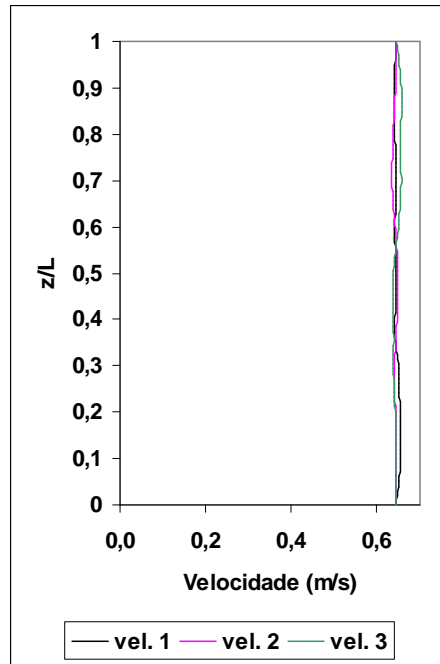


Figura 5.9 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, fluxo uniforme.

A Tabela 5.14 apresenta os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.14 – Resultados do tendão – Método dual – Fluxo uniforme.

Tempo	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	3	1,0000	1,3108	0,9958	0,7534	2,2722E-03	440
2	3	1,0000	1,3101	0,9952	0,7529	2,2655E-03	441
3	3	1,0000	1,3099	0,9954	0,7528	2,2645E-03	442

Dos resultados, observa-se que não há variação significativa entre eles, o que já era esperado uma vez que os dados de entrada também não apresentam diferenças significativas. E comparando-se os valores da amplitude e da frequência de vibração observa-se que estão bem próximos dos calculados no domínio da frequência na maneira convencional.

5.3.5.2 Análises com atualização da massa adicionada

A fim de se avaliar o efeito da massa adicionada nos resultados do método dual, foi aplicado um carregamento composto de corrente uniforme mais um pequeno movimento harmônico imposto no topo do tendão, de modo que esta variação no fluxo

possa produzir zonas de excitação mesmo quando a frequência natural da estrutura mude devido à variação da massa adicionada.

A corrente uniforme aplicada pode ser vista na Figura 5.6, e o movimento harmônico é composto por um período de 8s e amplitude de 0,09m. Os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.15.

Tabela 5.15 – Tempos de parada na análise dinâmica – tendão, com atualização da massa adicionada.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	190,00
2	190,50
3	191,00

A seguir, apresentam-se os resultados do método dual sem consideração da massa adicionada. Neste caso, no domínio do tempo, foi utilizado o programa de análise dinâmica sem o módulo para cálculo de VIV.

Os perfis de velocidade relativa para os três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.10. Observa-se que os perfis resultantes são coincidentes e próximos ao perfil de corrente uniforme original apresentado na Figura 5.6.

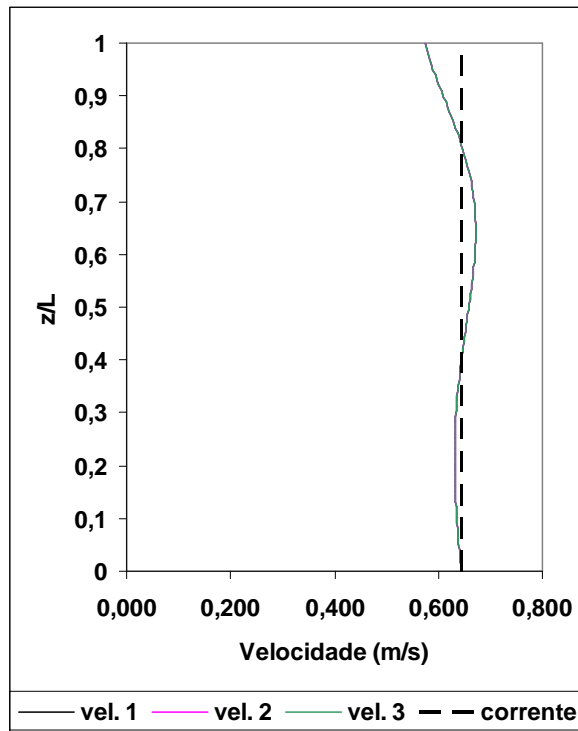


Figura 5.10 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, com atualização da massa adicionada, sem cálculo de VIV.

A Tabela 5.16 apresenta os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.16 – Resultados do tendão – Método dual – sem atualização da massa adicionada, sem cálculo de VIV.

Tempo	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	3	1,0000	1,3094	0,9957	0,7526	2,26E-03	442
2	3	1,0000	1,3094	0,9957	0,7526	2,26E-03	442
3	3	1,0000	1,3095	0,9957	0,7526	2,26E-03	442

Observa-se que não há variação significativa entre eles, o que já era esperado uma vez que os dados de entrada também não apresentam diferenças significativas, isto é, os perfis de velocidade são coincidentes e não foi considerada a variação da massa adicionada.

A seguir, apresentam-se os resultados do método dual com consideração da variação da massa adicionada. Neste caso, no domínio do tempo, foi utilizado o programa beta-4.

Os perfis de velocidade relativa para os três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.11. Observa-se que os perfis resultantes são quase coincidentes e próximos ao perfil de corrente uniforme original apresentado na Figura 5.6, assim como ocorre para o caso apresentado anteriormente, sem consideração da variação da massa adicionada.

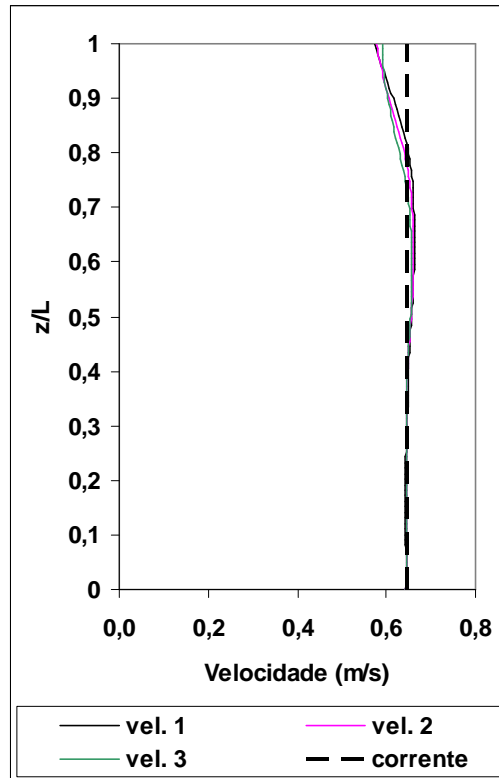


Figura 5.11 – Perfis de velocidade relativa para o tendão, com atualização da massa adicionada, com cálculo de VIV.

A Tabela 5.17 apresenta os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.17 – Resultados do tendão – Método dual – com atualização da massa adicionada, com cálculo de VIV.

Tempo	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	3	1,0000	1,3651	0,8921	0,7846	2,43E-03	411
2	3	1,0000	1,3648	0,8922	0,7844	2,43E-03	412
3	3	1,0000	1,3637	0,8925	0,7838	2,42E-03	413

Dos resultados, observa-se que não há variação significativa entre eles, o que já era esperado uma vez que os dados de entrada também não apresentam diferenças significativas. Apesar de ter sido considerada a variação da massa adicionada na análise realizada no domínio do tempo, as frequências naturais e modos de vibração de um tempo para outro não sofreram alterações significativas, pois os instantes de parada para análise de vibração livre são muito próximos. No entanto, as frequências naturais da estrutura nestes instantes são ligeiramente diferentes das originais provocando diferenças nos resultados finais da análise de VIV, como pode ser verificado na comparação apresentada na Tabela 5.18.

Tabela 5.18 – Comparação entre os resultados do tendão – Método dual.

	com atualização da massa adicionada	sem atualização da massa adicionada
A/D	1,36	1,31
ωv (rad/s)	0,89	1,00
Max. RMS de desl. (m)	0,785	0,753
Vida Útil (anos)	411	442

Observa-se, neste caso, que o acréscimo de massa adicionada provocou uma amplitude adimensional maior e uma frequência de vibração menor. Cabe ressaltar aqui, que nos casos em que se considera a variação de massa adicionada no tempo pode haver tanto acréscimo como redução da massa. Neste exemplo, especificamente houve acréscimo.

5.3.5.3 Análises sem atualização da massa adicionada, com fluxo oscilatório

A fim de avaliar a aplicabilidade do método dual para cargas de fluxo oscilatório, foram realizadas análises do tendão submetido a carga de corrente conjugada com carga de onda e/ou movimento imposto no topo pela plataforma. Os casos de carregamentos aplicados são:

- Caso de carga A: Corrente triangular (Figura 5.6) + onda anual determinística aplicada na mesma direção da corrente ($T = 13,67$ s; $H = 9,81$ m);

- Caso de carga B: Corrente triangular (Figura 5.6) + movimento horizontal harmônico imposto no topo do tendão, na mesma direção da corrente (T = 13,67 s; H = 2,0m);
- Caso de carga C: Corrente triangular (Figura 5.6) + onda anual determinística aplicada na mesma direção da corrente (T = 13,67 s; H = 9,81m) + movimento horizontal harmônico imposto no topo do tendão, na mesma direção da corrente (T = 13,67 s; H = 2,0m).

Em todos os casos de carga, o procedimento de análise segue as seguintes etapas:

- Análise dinâmica no tempo sem cálculo de VIV;
- Na análise no domínio do tempo, foram feitas três interrupções igualmente espaçadas dentro de $\frac{1}{4}$ do período da onda. Nestes tempos, foram realizadas análises de vibrações livres e tomadas as velocidades relativas fluido/estrutura instantâneas de cada elemento. A análise de vibração livre gera um arquivo com as frequências naturais, os modos de vibração e as respectivas curvaturas, a partir da condição deformada da estrutura naquele instante de tempo (atualização da matriz de rigidez não-linear geométrica);
- Análises de VIV no domínio da frequência para cada tempo de parada da análise dinâmica. Em todas as análises no domínio da frequência foi utilizada a curva de CL conservativa do SHEAR7 v. 4.4.

Todas as análises dinâmicas foram integradas por 150s e os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.19.

Tabela 5.19 – Tempos de parada na análise dinâmica – tendão.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	140,00
2	141,75
3	143,50

Os perfis de velocidade relativa instantânea para os instantes de tempo apresentados na Tabela 5.19 podem variar muito, conforme será discutido a seguir (Figura 5.13, Figura 5.14 e Figura 5.15). Por outro lado, as freqüências naturais e modos de vibração não sofrem alterações importantes de um tempo para outro, mostrando que, para esta estrutura, a atualização da matriz de rigidez não-linear geométrica não implica em mudanças significativas no cálculo dos modos e freqüências naturais. Observa-se, que as freqüências naturais sofrem modificações apenas na segunda casa decimal para os modos mais altos. A Figura 5.12 apresenta a configuração do modo 15, transversal, do tendão para os três instantes de parada da análise dinâmica no tempo.

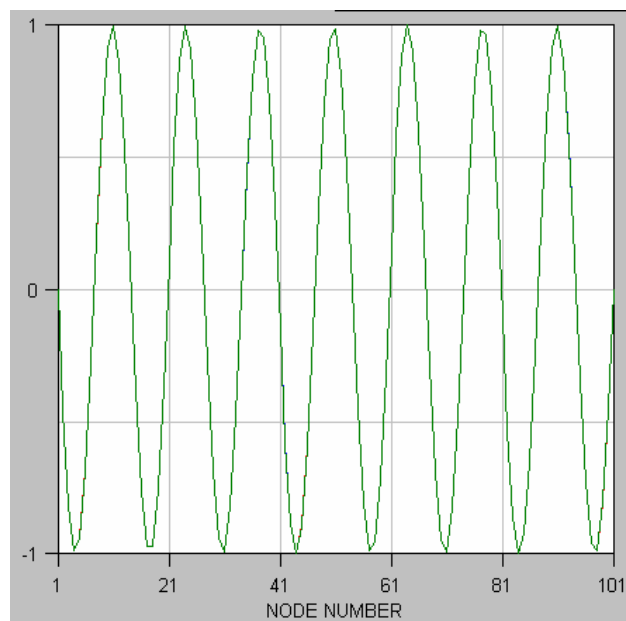


Figura 5.12 – Modo 15 do tendão para os três instantes de parada.

5.3.5.3.1 Resultados para o caso de carga A

Os perfis de velocidade relativa para estes três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.13, juntamente com o perfil de corrente isolado. Desta forma, pode-se comparar a influência da onda no perfil de velocidade original (somente corrente). Observa-se que a influência da onda no perfil de velocidade é mais significativa na região superior do tendão. As fórmulas analíticas para cálculo da velocidade de onda indicam que, neste caso, a influência da onda só é significativa até aproximadamente 20% de profundidade.

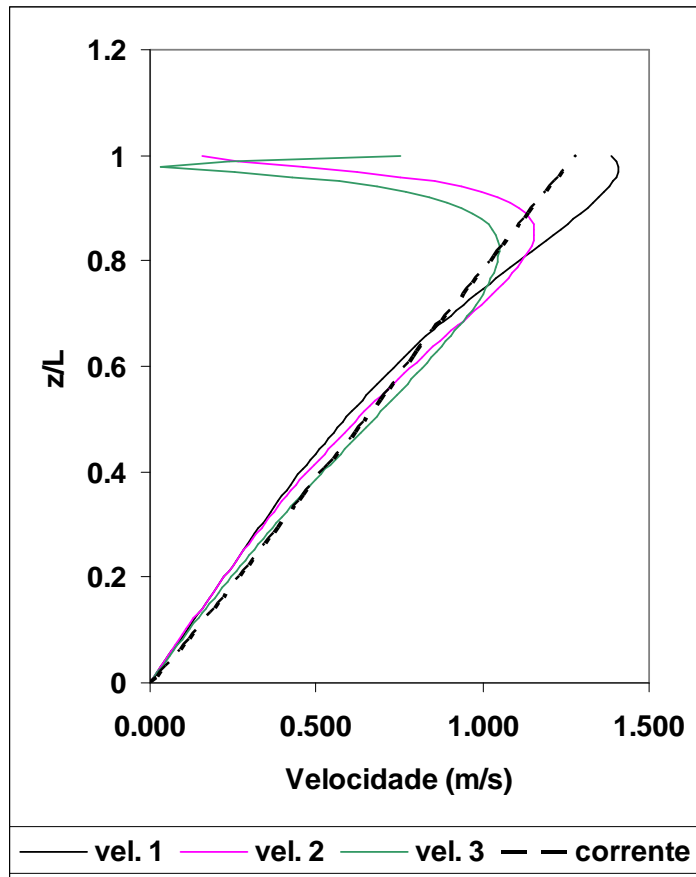


Figura 5.13 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga A.

A Tabela 5.20 apresenta os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.20 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga A.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	6	1,0000	0,5277	2,0173	0,3198	3,99E-02	25
2	4	0,2005	0,3420	1,3312	0,3763	7,19E-03	139
	5	1,0000	0,5478	1,6712			
3	4	1,0000	0,4979	1,3307	0,3415	1,21E-03	825
	5	0,7774	0,3333	1,6705			

OBS: Foi usado $cutoff = 0,2$. $cutoff$ é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Observa-se que os resultados variam de um tempo para outro, o que é natural uma vez que o perfil de velocidade se altera ao longo do tempo. No entanto, para os tempos 2 e 3, observa-se que os modos excitados são os mesmos, enquanto que para o tempo 1 a resposta é unimodal e excita um modo mais alto, provavelmente devido ao acréscimo de velocidade em relação à velocidade da corrente na parte superior do

perfil. Por isso a vida útil, neste caso, é significativamente menor que nos outros dois. Isto ocorre, principalmente, devido a maior semelhança entre os perfis de velocidade 2 e 3, enquanto que o perfil 1 é mais parecido com o perfil de corrente, ou seja, a onda não está exercendo grande influência.

5.3.5.3.2 Resultados para o caso de carga B

Os perfis de velocidade relativa para os três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.14, juntamente com o perfil de corrente isolado. Desta forma, pode-se comparar a influência do movimento imposto no perfil de velocidade original (somente corrente). Observa-se que a introdução do movimento na conexão altera o perfil de velocidade original desde o topo até a base do tendão. Contudo, o movimento não altera a característica global do perfil que se apresenta com velocidades maiores no topo caindo a zero na base.

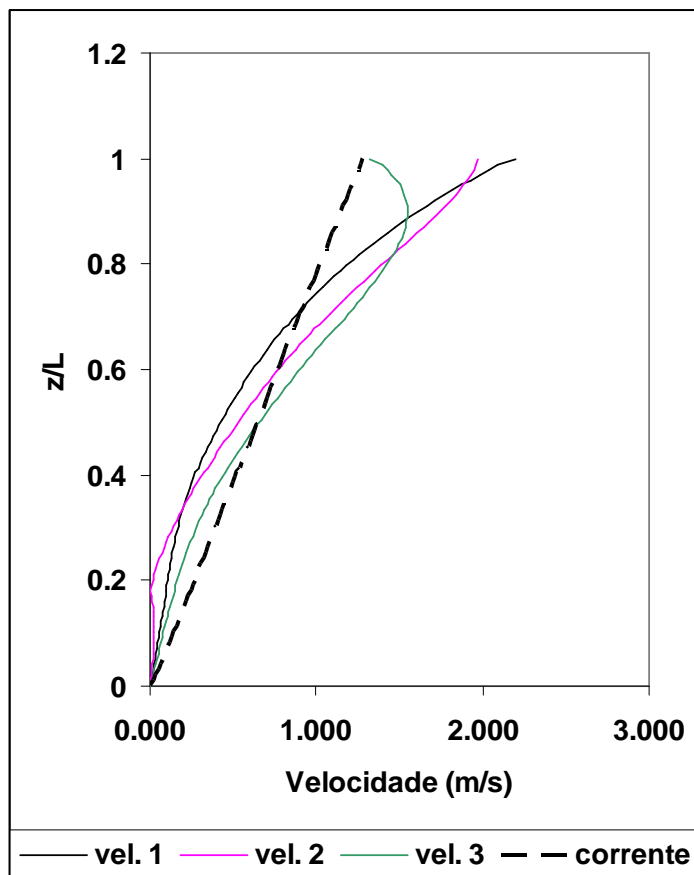


Figura 5.14 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga B.

A Tabela 5.21 apresenta os resultados no domínio da freqüência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.21 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga B.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	8	1,0000	0,2218	2,7248	0,1684	3,00E-02	33
	9	0,6368	0,1706	3,0890			
2	8	1,0000	0,2737	2,7250	0,1907	3,99E-02	25
	9	0,7513	0,1480	3,0892			
3	6	0,2848	0,3458	2,0174	0,3565	1,27E-01	8
	7	1,0000	0,4803	2,3679			

OBS: Foi usado $cutoff = 0,2$. $cutoff$ é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Assim como no caso de carga A, observa-se que os resultados variam de um tempo para outro, o que é natural uma vez que o perfil de velocidade se altera ao longo do tempo. No entanto, para os tempos 1 e 2, observa-se que os modos excitados são os mesmos, enquanto que o tempo 3 excita modos mais baixos. Isto ocorre, principalmente, devido a maior semelhança entre os perfis de velocidade 1 e 2, enquanto o perfil 3 se distancia dos outros dois justamente na parte superior onde a velocidade é maior. Nos perfis 1 e 2, a velocidade no topo é quase o dobro da velocidade da corrente, por isso eles excitam modos mais altos (8 e 9). Já no perfil 3, a velocidade no topo se aproxima da velocidade da corrente excitando modos mais baixos (6 e 7) e mais próximos dos modos excitados pelo perfil de corrente solitário (4, 5 e 6).

5.3.5.3.3 Resultados para o caso de carga C

Os perfis de velocidade relativa para estes três instantes de tempo são apresentados na Figura 5.15, juntamente com o perfil de corrente isolado. Desta forma, pode-se comparar a influência conjunta do movimento imposto e da onda no perfil de velocidade original (somente corrente). Conforme observado nos exemplos anteriores, o movimento de apoio exerce influência sobre toda a profundidade enquanto a onda influencia somente a zona próxima à superfície da água. Como esses dois carregamentos estão agindo conjuntamente, o perfil de velocidade é alterado em toda sua profundidade, adquirindo características dos dois carregamentos. Comparando-se os perfis de velocidade do caso de carga C com os

apresentados nos casos de carga A e B, observa-se nitidamente a influência da onda na zona próxima à superfície da água.

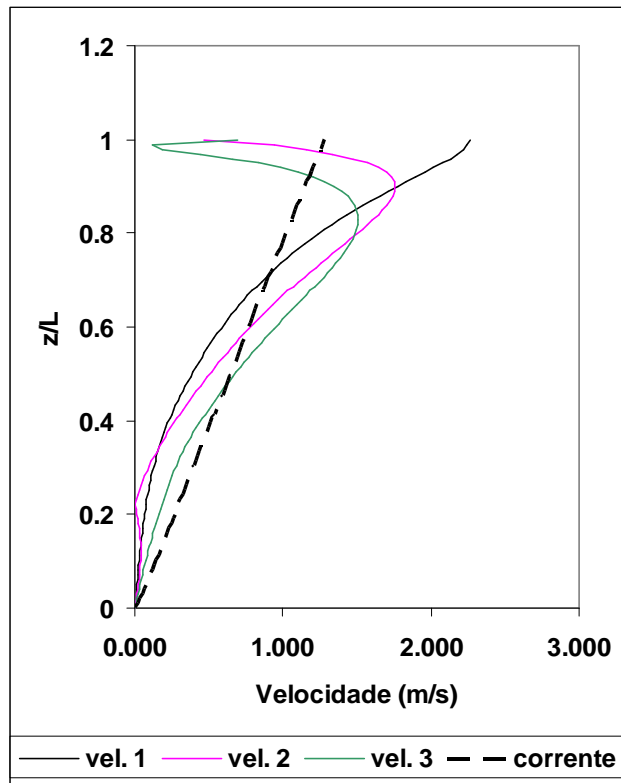


Figura 5.15 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o tendão, caso de carga C.

A Tabela 5.22 apresenta os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo.

Tabela 5.22 – Resultados do tendão – Método dual – Caso de carga C.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	9	1,0000	0,2415	3,0894	0,1637	9,05E-02	11
	10	0,6864	0,1205	3,4617			
2	6	0,3406	0,2355	2,0160	0,2800	4,19E-02	24
	7	0,9632	0,3281	2,3663			
	8	1,0000	0,2485	2,7230			
3	6	0,9606	0,4037	2,0152	0,3146	3,37E-02	30
	7	1,0000	0,3450	2,3654			

OBS: Foi usado $cutoff = 0,2$. $cutoff$ é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Observa-se que o perfil de velocidade 1 excita modos mais altos, assim como ocorre no exemplo em que há corrente e movimento imposto no topo. Contribui para

isto, o fato de ambos os perfis de velocidade serem semelhantes, mostrando que o movimento imposto no topo teve mais influência neste perfil que a onda. Já para os perfis de velocidades 2 e 3, comparando sua resposta, em termos de modos excitados, com a resposta dos exemplos anteriores pode-se dizer que a onda e o movimento imposto exerceram aproximadamente o mesmo grau de influência.

Com o intuito de comparar os resultados dos casos de carga A, B e C com os resultados provenientes somente da ação da corrente foi realizada uma análise convencional no domínio da frequência somente com a corrente atuando e com *cutoff* igual a 0,2. Este procedimento foi necessário para tornar a comparação coerente, uma vez que os resultados apresentados anteriormente no domínio da frequência foram calculados com *cutoff* igual a 0,5. É importante ressaltar também que na análise do tendão submetido somente a corrente não é necessário aplicar o método dual, pois a carga não varia no tempo e as frequências naturais e modos de vibração são poucos afetados pelo deslocamento dinâmico da estrutura.

Tabela 5.23 – Resultados no domínio da frequência para o tendão submetido somente a corrente triangular.

Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
4	0,3211	0,3079	1,3322	0,3032	1,66E-03	601
5	1,0000	0,3745	1,6723			
6	0,3039	0,1939	2,0172			

OBS: Foi usado *cutoff* = 0,2. *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

5.3.6 Conclusões

Comparando os resultados do domínio da frequência aos resultados do domínio do tempo pode-se observar:

1. Para o perfil de corrente uniforme:

- Os modelos no tempo alfa-2 e beta-2, que usam a curva de sustentação conservativa do programa SHEAR7, estão em concordância com o modelo na frequência que usa esta mesma curva. Isto comprova que o modelo no tempo está bem calibrado para este tipo de estrutura;

- Os modelos no tempo alfa-3 e beta-3, que usam a curva de sustentação não-conservativa do programa SHEAR7, apresentaram valores de A/D menores que os obtidos no modelo na frequência com esta mesma curva. Uma possível causa dessa discordância está no fato da determinação dos coeficientes de sustentação nesta opção dependerem da razão de frequências (ω_s/ω_v): no domínio do tempo este parâmetro é tomado a cada passo de integração enquanto no domínio da frequência ele é determinado para cada elemento através de um processo iterativo. Por outro lado, ambos os modelos prevêm frequências de vibração bastante próximas;
- Os modelos no tempo alfa-1, beta-1 e beta-4 não podem ser diretamente comparados com os modelos no domínio da frequência, pois permitem variação da massa adicionada. No entanto, apresentam resultados próximos dos outros, com uma pequena mudança na frequência de vibração, como era de se esperar.

2. Para o perfil de corrente triangular:

- De um modo geral, os modelos no domínio do tempo previram um comportamento global da estrutura semelhante ao 5º modo de vibração, assim como o fizeram os modelos no domínio da frequência;
- Comparando-se os valores de A/D dos modelos no domínio do tempo as do domínio da frequência, observa-se que, de um modo geral, no domínio do tempo o modelo alfa se mostrou mais convergente que o beta. A principal diferença entre o modelo alfa e beta consiste na consideração dos limites entre excitação e amortecimento. A metodologia utilizada no modelo beta segue a filosofia utilizada nos programas no domínio da frequência. Logo, esta conclusão sugere que tal metodologia deve ser revisada e melhor adaptada para o modelo no domínio do tempo;
- Nos modelos alfa-2 e alfa-3, observa-se que as amplitudes de vibração (A/D) são ligeiramente diferentes das obtidas no domínio da frequência, modelo conservativo e não conservativo respectivamente. Uma das justificativas para esta diferença é que no domínio da frequência, a resposta é calculada por superposição modal e os modos a serem considerados na

análise são definidos pela energia mínima de excitação a ser considerada, parâmetro chamado de *cutoff*, enquanto no domínio do tempo não se trabalha com o conceito de modo.

Os casos de carga analisados através do método dual tem por objetivo avaliar a atuação conjunta de onda, movimento imposto no topo e corrente. A Tabela 5.24 apresenta os resultados mais críticos, em termos de RMS de deslocamento e vida útil, para os três casos de carga analisados.

Tabela 5.24 – Resultados mais críticos do tendão através do Método dual.

Carregamento	Max. RMS de desl. (m)	Vida útil (anos)
corrente triangular	0,3032	601
corrente triangular + onda anual	0,3763	139
corrente triangular + movimento imposto no topo	0,3565	8
corrente triangular + onda anual + movimento imposto no topo	0,3146	30

Da Tabela 5.24, observa-se que apesar do RMS de deslocamento variar pouco de um caso para o outro, a vida útil pode variar significativamente. Isto ocorre, principalmente, devido aos modos excitados em cada caso serem diferentes, uma vez que o cálculo do dano e da vida útil depende da forma do modo e de sua curvatura. Deve-se ressaltar, portanto, que o parâmetro *cutoff* é de fundamental importância neste caso, pois é ele que determina quais e quantos modos serão excitados.

Além disso, os casos analisados através do método dual permitiram concluir que as frequências naturais e modos de vibração não sofrem alterações importantes de um tempo para outro, mostrando que, para esta estrutura, a atualização da matriz de rigidez não-linear geométrica não implica mudanças significativas no cálculo dos modos e frequências naturais. Observa-se, que as frequências naturais sofrem modificações apenas na segunda casa decimal para os modos mais altos.

5.4 Riser em catenária livre (SCR)

Conforme já foi dito anteriormente, este tipo de estrutura apresenta uma série de não linearidades físicas e geométricas que tornam sua análise através de um

modelo no domínio da frequência difícil. Contudo, com o intuito de comparar os resultados, são apresentadas a seguir, análises realizadas no domínio da frequência, no domínio do tempo e utilizando-se o método dual.

O algoritmo no domínio do tempo ainda apresenta algumas instabilidades para análises de estruturas altamente complexas e não-lineares, como é o caso de um SCR, submetidas a carregamentos igualmente complexos, como onda e movimento imposto pelo corpo flutuante. Dentre os diversos estudos realizados com este modelo, observou-se que o programa no domínio do tempo que apresenta resultado mais estável é o alfa-2, com carga de corrente. Deste modo, optou-se por fazer a comparação dos resultados entre o domínio do tempo e da frequência utilizando-se uma corrente constante e os parâmetros de análise referentes ao programa alfa-2. Os parâmetros de análise mais importantes se referem à curva de coeficientes de sustentação (CL) adotada e ao modelo de amortecimento, conforme mostra a Tabela 4.1, ou seja, curva de CL conservativa do programa SHEAR7, [64], [65], e modelo de amortecimento de *Venugopal* [68]. O programa no domínio da frequência proposto nesta dissertação utiliza sempre o modelo de amortecimento de *Venugopal* [68].

É importante salientar que para este exemplo, é a primeira vez que se tem a possibilidade de efetuar comparações entre o domínio do tempo e o domínio da frequência de uma forma direta com as mesmas formulações de excitação e amortecimento. Isto só foi possível devido ao fato de se ter implementado a mesma formulação no domínio do tempo e no domínio da frequência.

O método dual, por outro lado, permite que se realizem análises com carregamentos mais complexos. Logo, para esta estrutura serão apresentados também os resultados de VIV para um caso de carga que combina corrente uniforme com os movimentos impostos pelo corpo flutuante.

5.4.1 Dados do modelo

Os dados do SCR aqui apresentado foram retirados da Tese de doutorado de Santos, [54], e se referem a um *riser* da plataforma de produção da Petrobras P18.

Profundidade da lâmina d'água (SWL): 1000m

Altura do ponto de conexão: 918,0m

Ângulo de topo: 20°

Tração no topo: 950,447 kN

Tração na base: 325,08 kN

Pressão interna do topo do *riser*: 16200,0 kN/m²

Número de *Strouhal*: 0,2

Condições de contorno, considerando as coordenadas globais:

Nó do topo (conexão): Restrições a translação em Y, a rotação em X, Y e Z e movimento prescrito nos demais graus de liberdade

Nó da base (âncora): Totalmente engastado

Na análise estática, o movimento prescrito é nulo em todos os graus de liberdade, enquanto na dinâmica, dependendo do caso de carga, pode ser nulo ou receber movimento prescrito.

A Figura 5.16 apresenta uma vista de perfil da catenária.

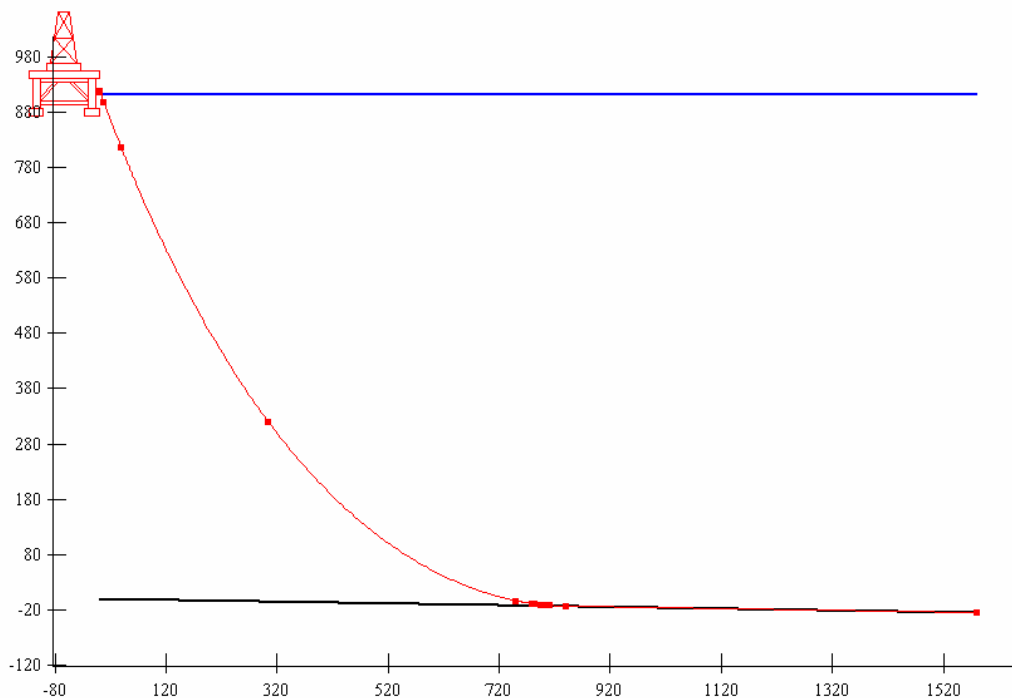


Figura 5.16 – Vista de perfil da catenária.

Este *riser* foi modelado no programa ANFLEX [3], da Petrobras, e as tabelas a seguir apresentam suas principais características de acordo com a nomenclatura adotada pelo ANFLEX [4].

Tabela 5.25 - Propriedades dos Elementos do SCR.

Segment	Type	Length(m)	#FE	First FE(m)	Last FE(m)
1	RIGIDTUBE	739,3	246	5,01	1
2	RIGIDTUBE	30	30	1	1
3	RIGIDTUBE	12	12	1	1
4	RIGIDTUBE	2,75	2	1,37	1,38
5	RIGIDTUBE	1,99	2	0,99	0,99
6	RIGIDTUBE	12	12	1	1
7	RIGIDTUBE	2,75	2	1,38	1,38
8	RIGIDTUBE	30	30	1	1
9	RIGIDTUBE	563,15	102	1	10,04
10	RIGIDTUBE	563,15	87	9,96	2,99
11	RIGIDTUBE	88,67	44	3,02	1,01
12	RIGIDTUBE	18,86	30	1,1	0,15
13	RIGIDTUBE	1,23	8	0,15	0,15
14	STRESSJOINT	0,79	5	0,16	0,16
15	STRESSJOINT	0,31	2	0,16	0,16
16	FLEXJOINT	0	1	1	1
Total		2066,95	615		

Tabela 5.26 – Pesos dos segmentos do SCR.

Segment	Dry(kN)	Wet(kN)	Dry(kN/m)	Wet(kN/m)
1	947,51	494,82	1,282	0,669
2	38,45	20,08	1,282	0,669
3	15,38	8,03	1,282	0,669
4	3,52	1,84	1,282	0,669
5	2,55	1,33	1,282	0,669
6	15,38	8,03	1,282	0,669
7	3,52	1,84	1,282	0,669
8	38,45	20,08	1,282	0,669
9	721,75	376,92	1,282	0,669
10	721,75	376,92	1,282	0,669
11	123,98	67,32	1,398	0,759
12	26,37	14,32	1,398	0,759
13	1,72	0,93	1,398	0,759
14	1,02	0,55	1,287	0,695
15	2,63	2,15	8,391	6,871
16	0	0	0	0
Total	2663,97	1395,16		

Tabela 5.27 - Propriedades Físicas do SCR.

Segment	E(kN/m ²)	Density(kN/m ³)
1	2,07E+08	77
2	2,07E+08	77
3	2,07E+08	77
4	2,07E+08	77
5	2,07E+08	77
6	2,07E+08	77
7	2,07E+08	77
8	2,07E+08	77
9	2,07E+08	77
10	2,07E+08	77
11	2,07E+08	77
12	2,07E+08	77
13	2,07E+08	77
14	2,07E+08	77
15	2,07E+08	77
16	0,00E+00	0

Tabela 5.28 - Propriedades Geométricas do SCR.

Segment	Area(m2)	Ix(m4)	Iy(m4)	Iz(m4)
1	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
2	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
3	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
4	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
5	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
6	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
7	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
8	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
9	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
10	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
11	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
12	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
13	2,00E-02	2,62E-04	1,31E-04	1,31E-04
14	3,00E-02	4,86E-04	2,43E-04	2,43E-04
15	1,50E-01	5,40E-03	2,70E-03	2,70E-03
16	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00

Tabela 5.29 - Propriedades Hidrodinâmicas do SCR.

Segment	CM	CD	HD(m)	HSAR(m2)
1	2,00	0,70	0,28	0,06
2	2,00	0,70	0,28	0,06
3	2,00	0,70	0,28	0,06
4	2,00	0,70	0,28	0,06
5	2,00	0,70	0,28	0,06
6	2,00	0,70	0,28	0,06
7	2,00	0,70	0,28	0,06
8	2,00	0,70	0,28	0,06
9	2,00	0,70	0,28	0,06
10	2,00	0,70	0,28	0,06
11	2,15	0,70	0,28	0,06
12	2,15	0,70	0,28	0,06
13	2,15	0,70	0,28	0,06
14	2,15	0,70	0,30	-1,#IO
15	2,15	0,70	0,49	-1,#IO
16	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabela 5.30 – Outras propriedades geométricas do SCR.

Segment	De(m)	Di(m)	Fluid(kN/m3)	Floater's Weight(kN/m)	Floater's Force(kN/m)
1	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
2	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
3	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
4	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
5	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
6	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
7	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
8	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
9	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
10	0,27	0,23	0,00	0,02	0,024
11	0,27	0,23	0,00	0,14	0,050
12	0,27	0,23	0,00	0,14	0,050
13	0,27	0,23	0,00	0,14	0,050
14	0,30	0,23	0,00	0,00	0,000
15	0,49	0,23	0,00	0,00	0,000
16	0,00	0,00	0,00	0,00	0,000

Além dessas propriedades, foi adotado um amortecimento estrutural com taxa de 0,3% do amortecimento crítico, considerado somente na análise dinâmica. No ANFLEX [3], existem duas variáveis que definem o amortecimento estrutural a partir de dois valores de percentagem de amortecimento crítico, correspondentes a dois valores de frequência. Estas variáveis são:

- AMASS – Coeficiente de amortecimento proporcional à massa;
- ARIG – Coeficiente de amortecimento proporcional à rigidez.

Para este *riser*, os valores de AMASS e ARIG foram calculados a partir das frequências naturais dos modos 15 e 16, ambos com taxa de amortecimento de 0,3%, resultado em:

- AMASS = 3,267E-03
- ARIG = 2,752E-03

Devido a uma limitação do algoritmo proposto para cálculo de VIV, os carregamentos devem estar alinhados na direção X global, no sentido positivo. Quanto à geometria, o *riser* deve estar contido no plano XZ ou YZ. Dentre os diversos estudos realizados com este tipo de estrutura, observou-se que os resultados mais estáveis ocorrem quando a catenária é considerada no plano XZ, ou seja, alinhada com o carregamento. Isto ocorre, provavelmente, porque a formulação do modelo matemático no domínio do tempo aqui apresentado considera que a catenária está contida em um plano perpendicular ao do carregamento, no entanto, quando a corrente é aplicada em um plano perpendicular ao da catenária, esta se deforma deixando de pertencer ao seu plano inicial. Além disso, deve-se notar que quando solicitada na direção *far*, a catenária apresenta um comportamento ligeiramente mais rígido, devido a participação de sua matriz de rigidez geométrica não-linear.

Sendo assim, optou-se por apresentar nesta dissertação os resultados da catenária alinhada no plano XZ. Portanto, os modos de interesse para a análise de VIV são aqueles contidos no plano YZ. A Tabela 5.31 e a Tabela 5.32 apresentam as frequências e períodos naturais para os modos fora do plano da catenária (YZ) e no plano da catenária (XZ).

Tabela 5.31 – Frequências e períodos naturais para os modos fora do plano da catenária.

ORIG. N.	FREQ. (RAD/SE)	PERIODO (SEG)	FREQ (HZ)	Nº de corcovas
1	0,1259	49,9193	0,0200	1
3	0,2493	25,2044	0,0397	2
5	0,3731	16,8398	0,0594	3
6	0,4973	12,6338	0,0792	4
8	0,6219	10,1025	0,0990	5
10	0,7471	8,4104	0,1189	6
12	0,8728	7,1986	0,1389	7
14	0,9995	6,2864	0,1591	8
16	1,1271	5,5744	0,1794	9
18	1,2561	5,0020	0,1999	10
20	1,3865	4,5317	0,2207	11
22	1,5184	4,1379	0,2417	12
24	1,6520	3,8034	0,2629	13
26	1,7873	3,5156	0,2845	14
28	1,9241	3,2656	0,3062	15
31	2,0632	3,0454	0,3284	16
33	2,2033	2,8517	0,3507	17
35	2,3452	2,6791	0,3733	18
36	2,4889	2,5245	0,3961	19
38	2,6347	2,3848	0,4193	20

Tabela 5.32 – Frequências e períodos naturais para os modos no plano da catenária.

ORIG. N.	FREQ. (RAD/SE)	PERIODO (SEG)	FREQ (HZ)	Nº de corcovas
2	0,2257	27,8375	0,0359	2
4	0,3679	17,0773	0,0586	3
7	0,5132	12,2434	0,0817	4
9	0,6456	9,7319	0,1028	5
11	0,7848	8,0064	0,1249	6
13	0,9174	6,8492	0,1460	7
15	1,0562	5,9487	0,1681	8
17	1,1908	5,2763	0,1895	9
19	1,3313	4,7195	0,2119	10
21	1,4689	4,2776	0,2338	11
23	1,6120	3,8977	0,2566	12
25	1,7530	3,5842	0,2790	13
27	1,8994	3,3080	0,3023	14
29	2,0050	3,1337	0,3191	15
30	2,0440	3,0740	0,3253	16
32	2,1938	2,8641	0,3491	17
34	2,3419	2,6829	0,3727	18
37	2,4954	2,5179	0,3972	19

A Figura 5.17 mostra a configuração do 8º modo no plano YZ.

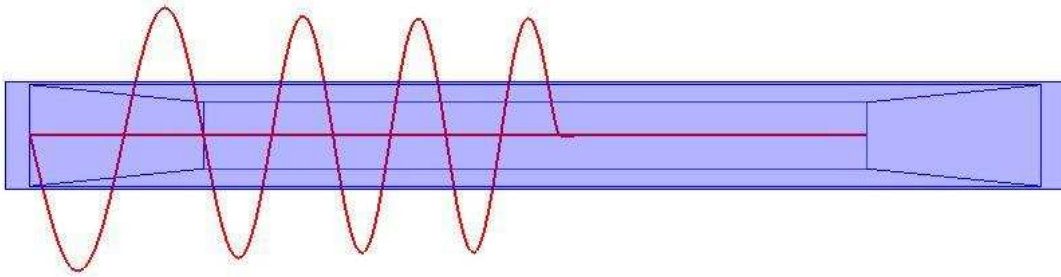


Figura 5.17 – Configuração do 8º modo do modelo da catenária livre através de uma análise numérica de vibrações livres (vista de topo).

5.4.2 Carregamento aplicado

Foram aplicados dois tipos de carregamento neste modelo: corrente uniforme para análises no domínio da frequência e do tempo e movimento imposto pelo corpo flutuante para análises no domínio do tempo e com o método dual.

Nas análises realizadas através do método dual, os carregamentos aplicados foram escolhidos de tal forma a melhor ilustrar suas características. Nestas análises, em algumas combinações de carga e em certos tempos de análise foram encontrados danos muito altos que não refletem a realidade do *riser* (SCR) instalado na P18. Conforme já foi mencionado anteriormente, os diversos danos obtidos com o método dual, devido aos movimentos impostos no topo do SCR devem ser vistos como valores extremos (máximos e mínimos).

A corrente foi calculada para excitar aproximadamente o oitavo modo fora do plano da catenária. É importante ressaltar, no entanto, que a velocidade do fluido normal ao elemento varia ao longo da estrutura, devido à curvatura da catenária. Como é a velocidade normal que determina a formação de vórtices e a vibração transversal, a catenária poderá apresentar regiões de excitação e outras de amortecimento, mesmo submetida à corrente uniforme. Portanto, a resposta de um SCR submetido à corrente uniforme é multimodal e não se pode garantir que o oitavo modo será o dominante.

$$U = \frac{\omega_s \cdot D}{2 \cdot \pi \cdot St} = \frac{0,9979 \cdot 0,278}{2 \cdot \pi \cdot 0,2} = 0,221 \text{ m/s}$$

Considerando-se a velocidade normal à estrutura o número de *Reynolds* (*Re*) para este carregamento determinado pela equação 2.1 varia de $1,13 \times 10^{-1}$ a $6,26 \times 10^4$.

Conforme foi verificado em [14], o movimento vertical (*heave*) é principalmente responsável pelas vibrações próximas à região do TDP e o movimento de translação horizontal alinhado com o plano da catenária é principalmente responsável pelas vibrações na parte mais vertical do *riser*. Como é na região do TDP, onde se verifica o maior dano à fadiga, devido a sua baixa tração e ao alto grau de não linearidade na interação solo/estrutura, optou-se por considerar somente o movimento vertical (*heave*) na análise aqui apresentada.

Para definir o movimento a ser imposto no topo do SCR, foi estudado um estado de mar anual da Bacia de Campos para uma plataforma semi-submersível, a partir do qual se retirou um harmônico equivalente, cuja direção e período são apresentados na Tabela 5.33.

Tabela 5.33 – Movimentos harmônicos aplicados no topo da catenária.

Direção global	Período (s)	Amplitude (m)	Fase
Z	12,437	1,9862	28.56°

5.4.3 Domínio da Freqüência

Conforme dito anteriormente, nesta etapa foi utilizado somente o carregamento de corrente uniforme. A curva de fadiga utilizada foi a X da API [6]. Para o coeficiente de sustentação foi utilizada a curva conservativa indicada no programa SHEAR7 versão 4.2, (Figura 4.8).

A Tabela 5.34 apresenta os resultados em termos de *A/D*, freqüência excitada (ω), dano e vida útil.

Tabela 5.34 – Resultados da catenária submetida à corrente uniforme, domínio da frequência.

Cutoff	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max, RMS de desl, (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
0,1	5	0,1163	0,5909	0,6219	0,1458	3,90E-04	2562
	6	0,1937	0,1769	0,7471			
	7	1,0000	0,4441	0,8728			
0,5	7	1,0000	0,9765	0,8728	0,1849	1,13E-02	89

OBS: *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Ao utilizar um *cutoff* alto, a análise se torna mais conservativa, pois considera menos modos de vibração na composição da resposta. Neste exemplo, pode-se observar, através da Tabela 5.34, que a resposta para um *cutoff* menor apresenta uma vida útil maior e um menor valor de RMS de deslocamento.

5.4.4 Domínio do Tempo

Conforme dito anteriormente, nesta etapa foram aplicados dois casos de carregamento:

- Caso de carga A: Corrente uniforme de 0,221m/s (a mesma aplicada no domínio da frequência);
- Caso de carga B: Corrente uniforme de 0,221m/s + movimento vertical (*heave*) harmônico imposto no topo do SCR (Tabela 5.33);

Para o caso de carga A, foram realizadas duas análises: uma com o programa alfa-2 e outra com o beta-1, sendo que este último considera a variação da massa adicionada. Assim foi possível comparar as mudanças nas frequências naturais e nos modos de vibração devido à variação da massa adicionada. Para o caso de carga B, por se tratar de um carregamento mais complexo, foi utilizado apenas o programa alfa-2, que se mostrou mais estável.

5.4.4.1 Resultados para o caso de carga A

Como a estrutura apresenta uma resposta multimodal, oscilando entre o modo 5 e 6, optou-se por apresentar os resultados através de gráficos dos principais

parâmetros de resposta variando no tempo. Foram escolhidos cinco pontos relevantes da catenária:

- Ponto 1: Próximo à região do TDP (elemento: lin10900001);
- Ponto 2: Entre o TDP e o meio da catenária (elemento: lin10900051);
- Ponto 3: No centro da catenária (elemento: lin11000001);
- Ponto 4: Entre o centro da catenária e o topo (elemento: lin11000044);
- Ponto 5: Próximo ao topo da catenária (elemento: lin11000087).

A seguir, apresentam-se os gráficos de resposta no tempo, resultantes do programa alfa-2, referentes ao deslocamento transversal (em metros), à amplitude adimensional, à frequência de *shedding* (em rad/s), à frequência de vibração (em rad/s) e ao *lock-in* dos pontos considerados. No gráfico de *lock-in*, o valor zero significa que o elemento não está em *lock-in* e um significa que está em *lock-in*. No eixo das abscissas está o tempo em segundos e no eixo das ordenadas o parâmetro representado.

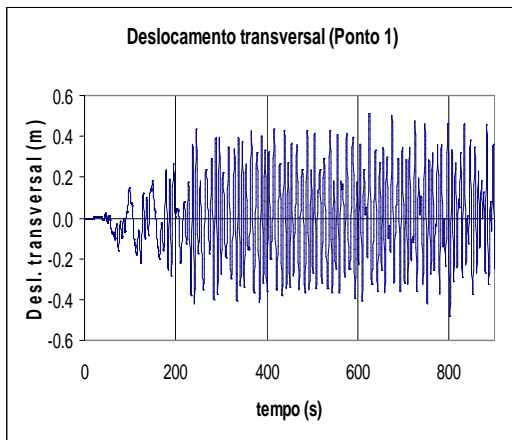


Figura 5.18

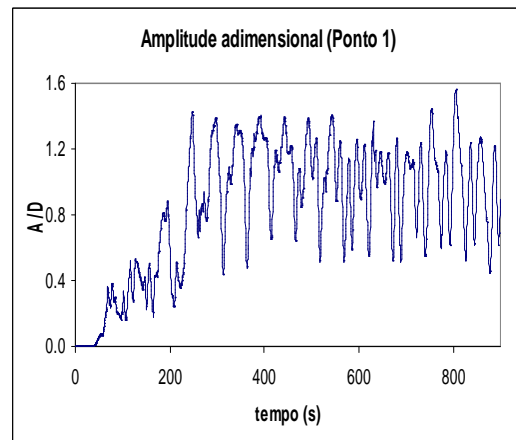


Figura 5.19

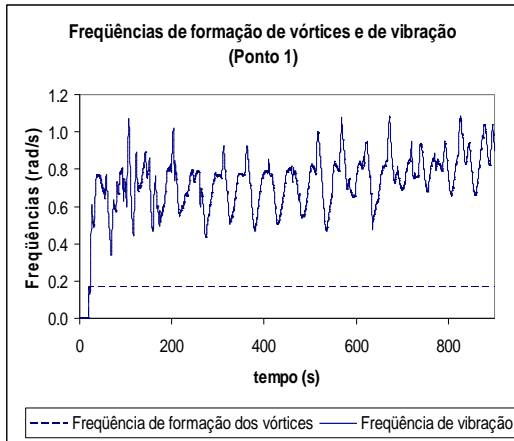


Figura 5.20

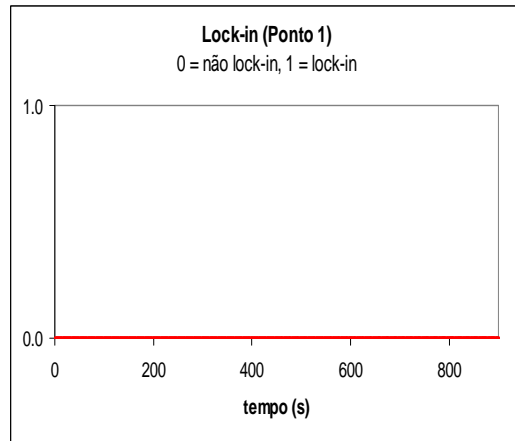


Figura 5.21

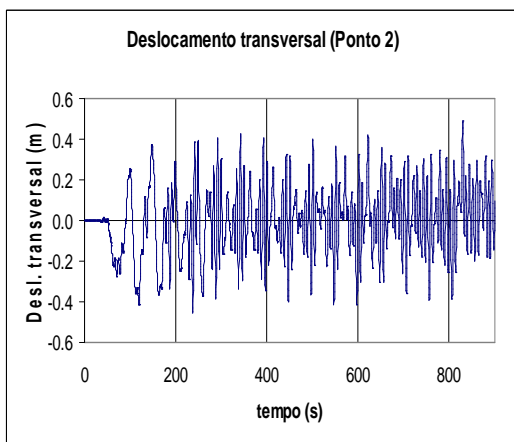


Figura 5.22

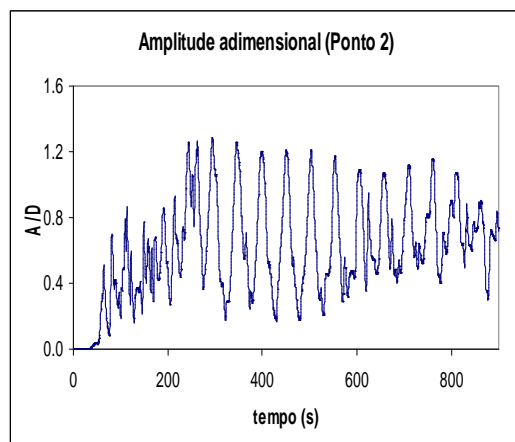


Figura 5.23

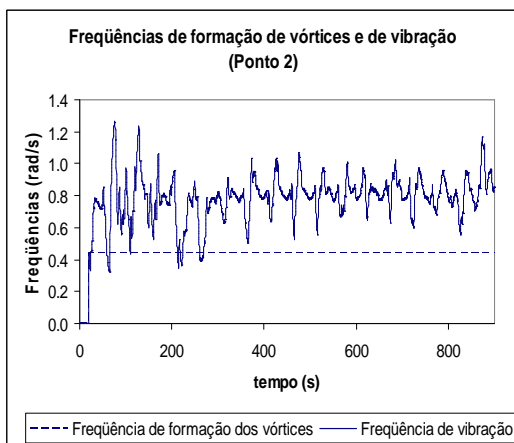


Figura 5.24

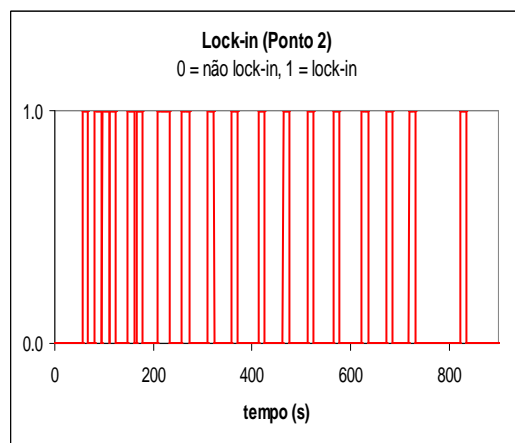


Figura 5.25

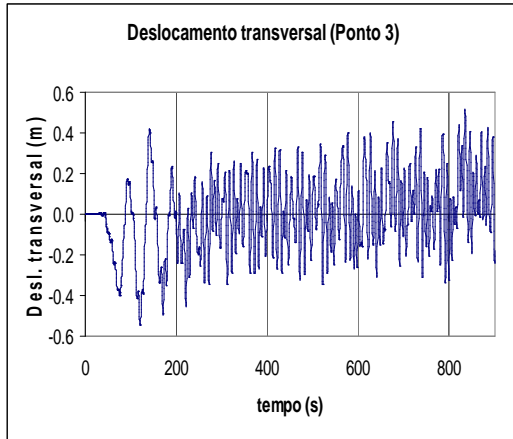


Figura 5.26

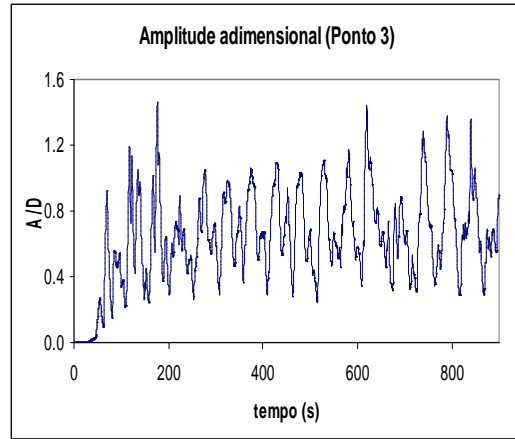


Figura 5.27

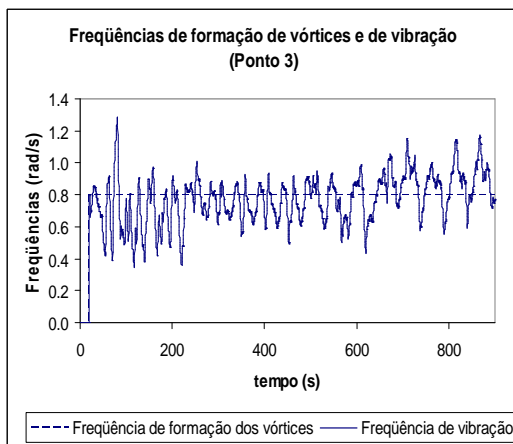


Figura 5.28

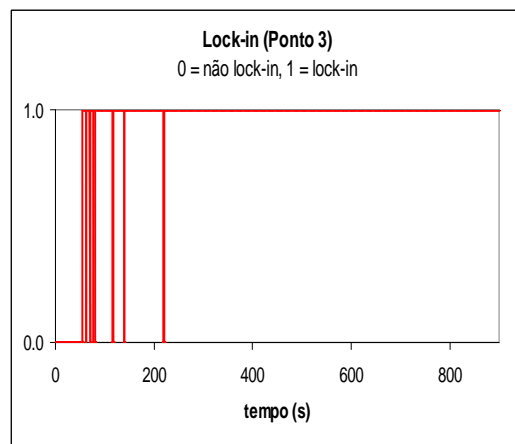


Figura 5.29

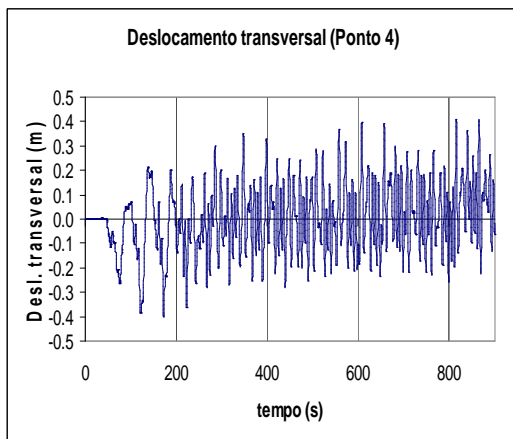


Figura 5.30

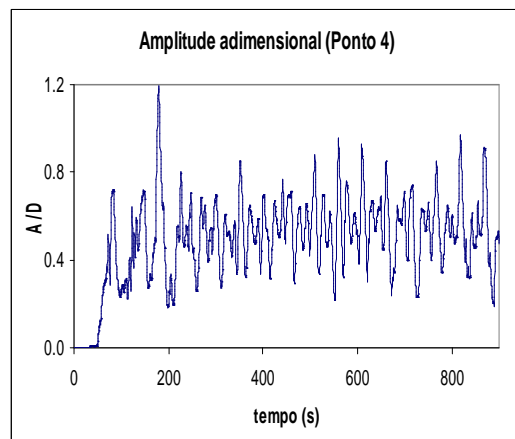


Figura 5.31

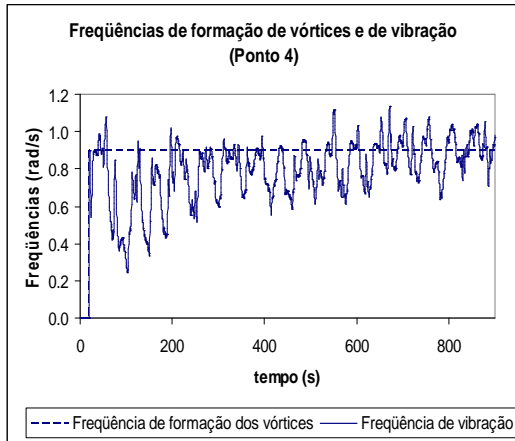


Figura 5.32

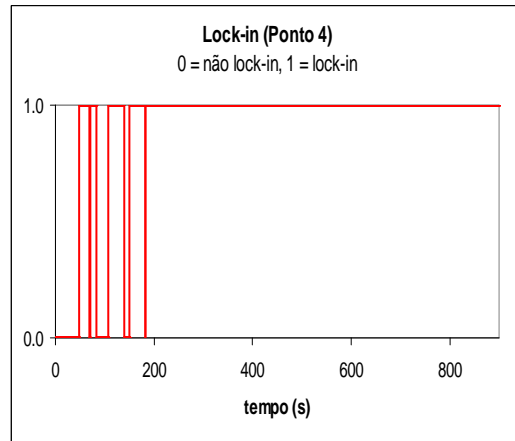


Figura 5.33

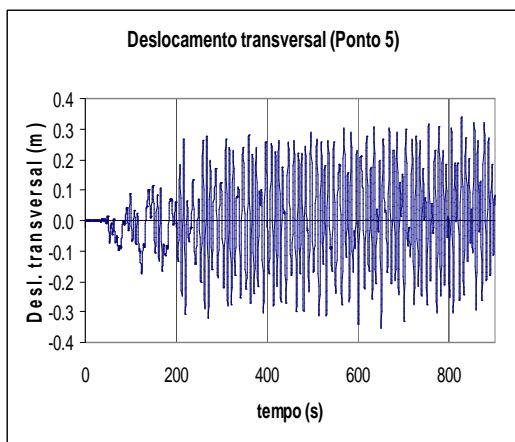


Figura 5.34

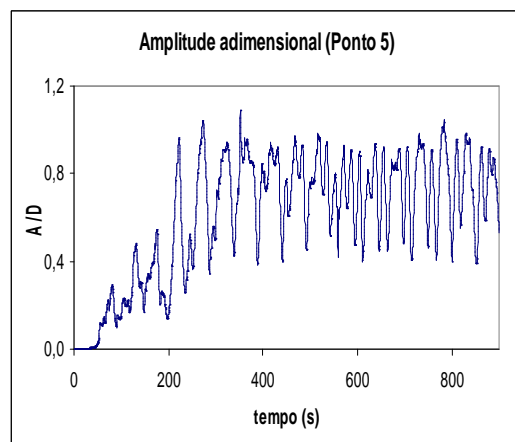


Figura 5.35

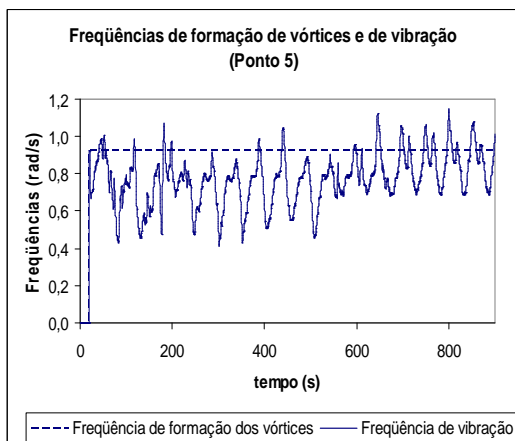


Figura 5.36

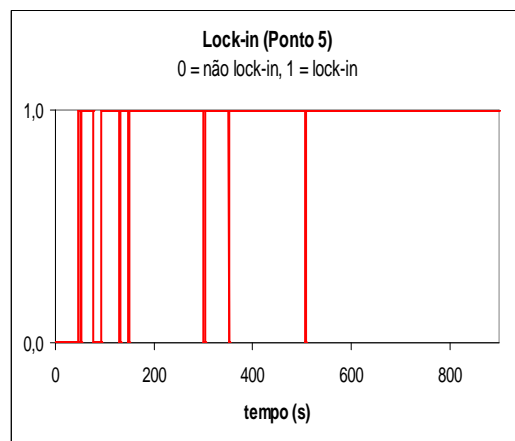


Figura 5.37

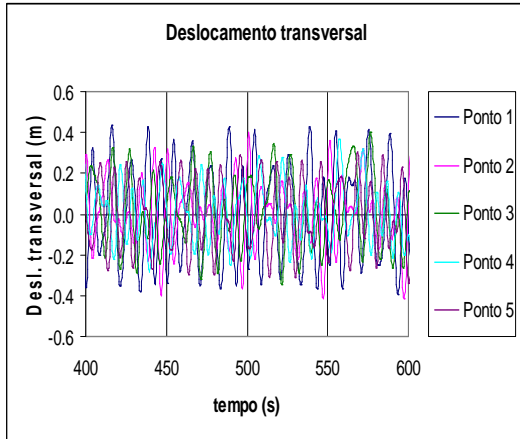


Figura 5.38 – Deslocamento transversal (m) nos cinco pontos considerados.

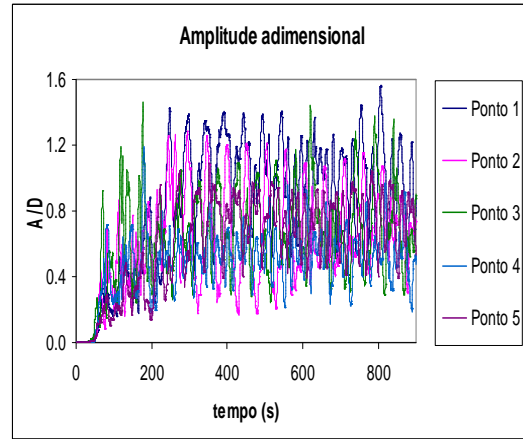


Figura 5.39 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.

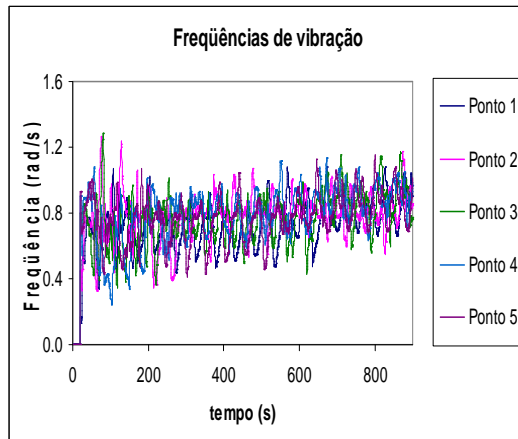


Figura 5.40 – Frequência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.

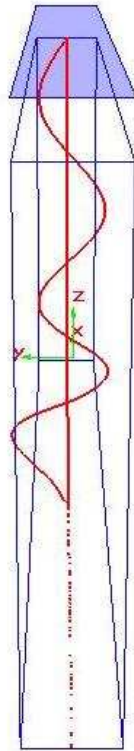


Figura 5.41 – Fotografia em 316,6s de análise.

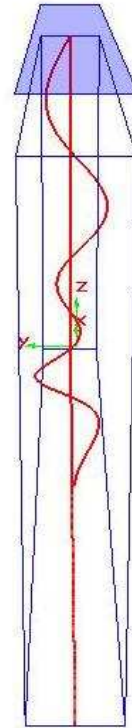


Figura 5.42 – Fotografia em 274,4s de análise.

Para essa situação, os resultados no domínio do tempo estão condizentes com os do domínio da frequência. No entanto, é importante destacar a sensibilidade do algoritmo ao tamanho do passo de integração utilizado; em alguns testes, com a utilização de outros valores para este parâmetro, a resposta não apresentou boa convergência. Esta sensibilidade está diretamente ligada ao *método de Prony*, utilizado para determinação da frequência e amplitude do movimento. Para trabalhos futuros, sugere-se estudar este método com mais profundidade.

Dos resultados apresentados, observa-se que, para o ponto 1 (região próxima ao TDP), o elemento não entra em *lock-in* (Figura 5.21). Por outro lado, nas regiões próximas ao topo, a razão de frequências (ω_s/ω_v) se aproxima de um e os elementos vão permanecendo cada vez mais em *lock-in*, conforme era de se esperar, uma vez que nesta região a velocidade do fluido normal ao elemento é quase igual a velocidade da corrente aplicada.

Apesar disso, devido ao fato dos elementos trabalharem em conjunto, o deslocamento transversal (Figura 5.38), a amplitude adimensional (Figura 5.39) e a

freqüência de vibração (Figura 5.40) para os cinco pontos considerados ficam oscilando em torno de valores muito próximos, mostrando uma boa correlação entre os elementos da estrutura.

Na Figura 5.41, é apresentada uma fotografia em um tempo qualquer de análise (316s), onde a estrutura está vibrando em torno do 5º modo. Como é uma análise multimodal, isto não permanece constante em toda a análise, podendo variar e pegar modos diferentes do quinto, como, por exemplo, na Figura 5.42, onde a estrutura esta vibrando no sexto modo. Estes modos de vibração estão de acordo com os modos dominantes encontrados na análise no domínio da freqüência com a curva de coeficiente de sustentação conservativa do SHEAR7, a mesma utilizada nesta análise no domínio da freqüência.

Comparando os valores de A/D da análise no domínio da freqüência com os resultados do domínio do tempo, pode-se considerar que estão de acordo. Ao utilizar um *cutoff* alto, o modelo na freqüência retorna valores maiores para a amplitude adimensional (A/D), o que, no domínio do tempo, ocorre nos elementos mais próximos ao topo da estrutura. Por outro lado, utilizando-se um *cutoff* menor no domínio da freqüência, o valor da amplitude adimensional (A/D) também é menor, o que é capturado pelo modelo no domínio do tempo nos elementos mais próximos ao solo.

A seguir, apresentam-se os gráficos de resposta no tempo, resultantes do programa beta-1, referentes à amplitude adimensional e à freqüência de vibração. Observa-se que, comparativamente aos resultados do programa alfa-2, o valor médio da amplitude adimensional é menor, mas a freqüência de vibração é praticamente a mesma.

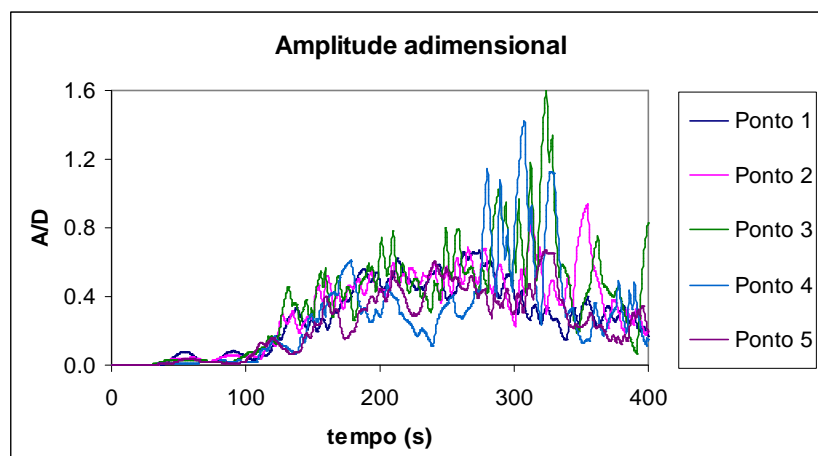


Figura 5.43 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.

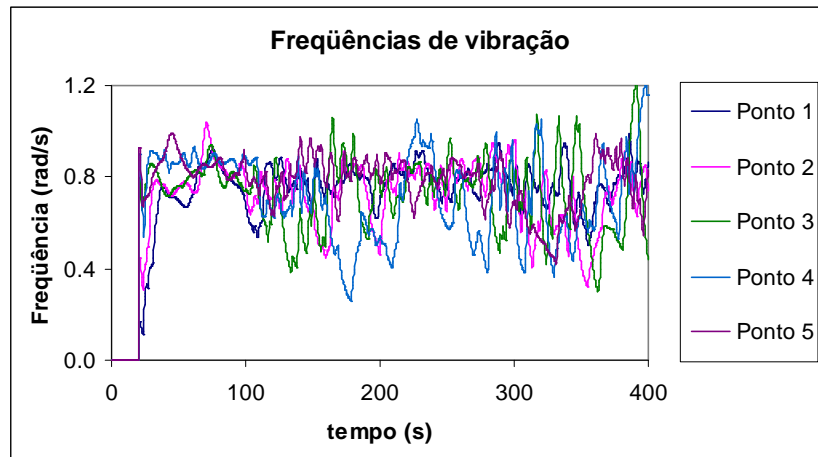


Figura 5.44 – Frequência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.

Quanto às frequências naturais e modos de vibração da estrutura, observa-se uma pequena mudança devido à variação da massa adicionada. A Tabela 5.35 apresenta as dez primeiras frequências naturais em diversos instantes de tempo da análise dinâmica. Observa-se que não há grandes variações entre elas.

Tabela 5.35 – Frequências naturais fora do plano do SCR.

Modo	Tempo de parada da análise dinâmica (s)					
	0	50	100	250	300	350
	Frequência (rad/s)	Frequência (rad/s)	Frequência (rad/s)	Frequência (rad/s)	Frequência (rad/s)	Frequência (rad/s)
1	0,1259	0,1261	0,1261	0,1262	0,1260	0,1261
2	0,2493	0,2497	0,2497	0,2500	0,2496	0,2497
3	0,3731	0,3737	0,3737	0,3741	0,3736	0,3738
4	0,4973	0,4981	0,4981	0,4987	0,4980	0,4982
5	0,6219	0,6229	0,6228	0,6236	0,6227	0,6230
6	0,7471	0,7482	0,7481	0,7489	0,7480	0,7483
7	0,8728	0,8741	0,8740	0,8751	0,8739	0,8743
8	0,9995	1,0009	1,0008	1,0020	1,0006	1,0011
9	1,1271	1,1287	1,1286	1,1300	1,1284	1,1290
10	1,2561	1,2579	1,2577	1,2593	1,2575	1,2581

Da mesma forma que as frequências naturais, os modos de vibração não apresentam diferenças significativas de um tempo para outro. As figuras a seguir, apresentam a configuração de alguns modos, tomados a cada 100s na integração da análise dinâmica.

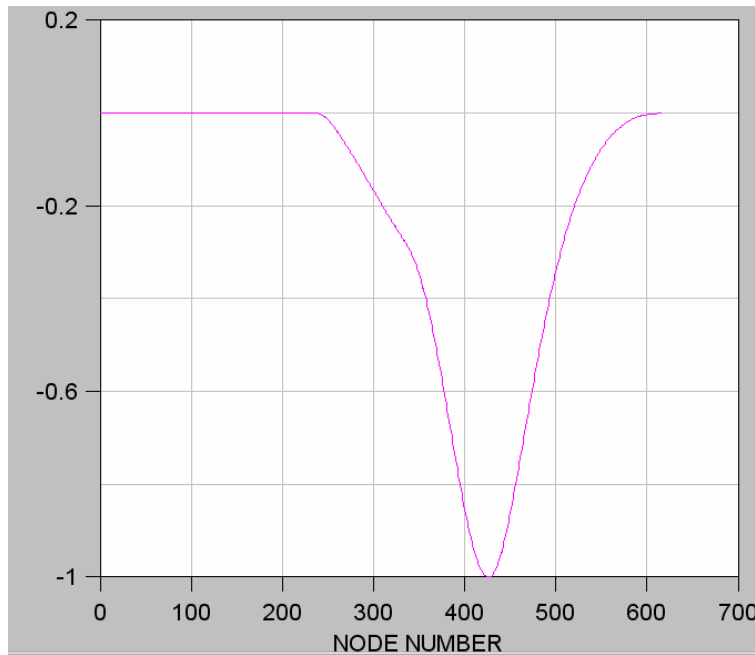


Figura 5.45 – 1º modo de vibração fora do plano da catenária.

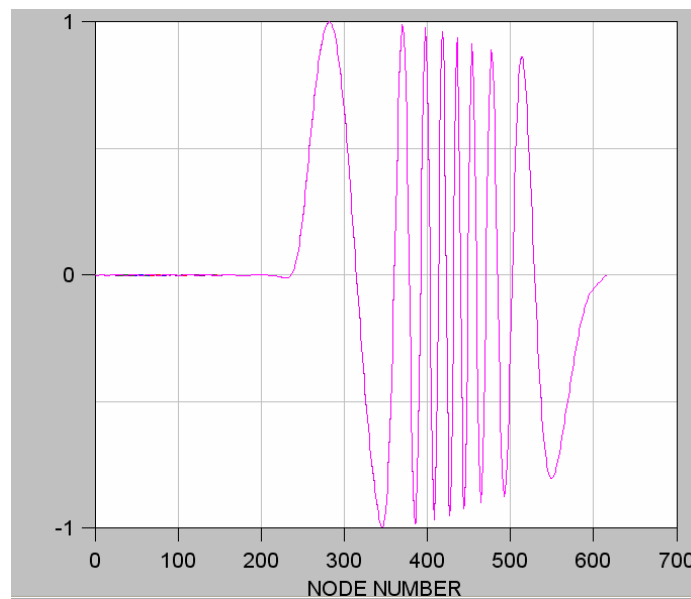


Figura 5.46 – 17º modo de vibração fora do plano da catenária.

A fim de se verificar a capacidade máxima da massa adicionada de alterar as frequências naturais desta estrutura, apresenta-se na Tabela 5.36 as frequências calculadas com o coeficiente massa adicionada alterado. O valor usual deste coeficiente em águas paradas é igual a um, já de acordo com a curva adotada no programa VIVANA, [43], este coeficiente pode variar de -0,61 a 2,22.

Tabela 5.36 – Frequências naturais fora do plano do SCR, para diversos coeficientes de massa adicionada.

Modos ortogonais ao plano da corrente	Frequência em rad/s		
	CA = -0,61	CA = 1,0	CA = 2,22
1	0,1814	0,1256	0,1064
2	0,3594	0,2488	0,2107
3	0,5379	0,3724	0,3155
4	0,7170	0,4964	0,4206
5	0,8968	0,6208	0,5262
6	1,0773	0,7457	0,6323
7	1,2588	0,8712	0,7390
8	1,4416	0,9976	0,8465
9	1,6258	1,1251	0,9548
10	1,8120	1,2539	1,0642
11	2,0001	1,3840	1,1747
12	2,1904	1,5158	1,2864
13	2,3831	1,6492	1,3995
14	2,5782	1,7842	1,5139
15	2,7756	1,9209	1,6297
16	2,8984	2,0058	1,6996
17	2,9766	2,0598	1,7475
18	3,1793	2,1998	1,8665
19	3,3862	2,3416	1,9880
20	3,6003	2,4852	2,1142

5.4.4.2 Resultados para o caso de carga B

Para este caso de carga, a resposta do programa não foi muito satisfatória devido à dificuldade do *método de Prony* em prever sinais não harmônicos e compostos por diversas frequências (Anexo 2).

As figuras a seguir, apresentam os gráficos de resposta no tempo, resultantes do programa alfa-2, referentes ao deslocamento transversal (em metros), à amplitude adimensional e à frequência de vibração (em rad/s) dos mesmos pontos considerados no caso de carga A, sejam eles:

- Ponto 1: Próximo à região do TDP (elemento: lin10900001);
- Ponto 2: Entre o TDP e o meio da catenária (elemento: lin10900051);
- Ponto 3: No centro da catenária (elemento: lin11000001);
- Ponto 4: Entre o centro da catenária e o topo (elemento: lin11000044);
- Ponto 5: Próximo ao topo da catenária (elemento: lin11000087).

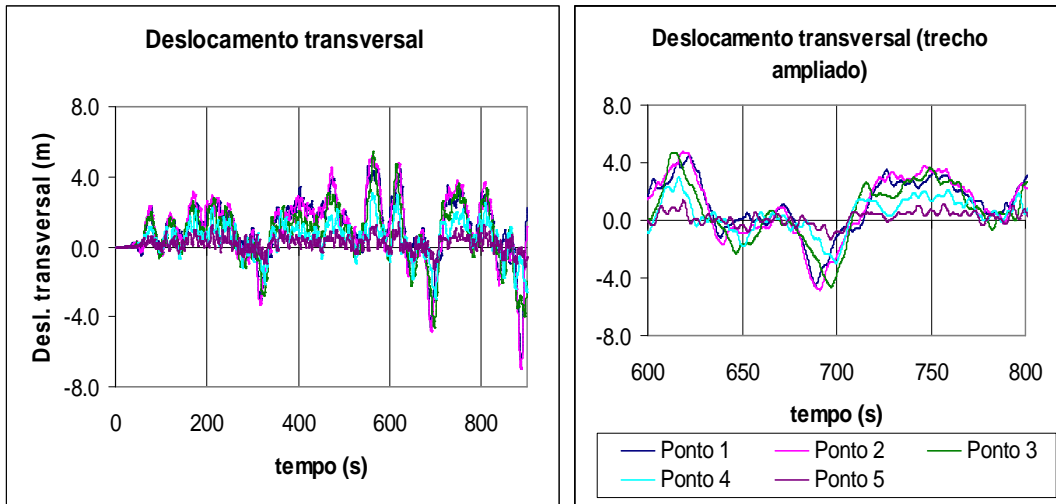


Figura 5.47 – Deslocamento transversal (m) nos cinco pontos considerados.

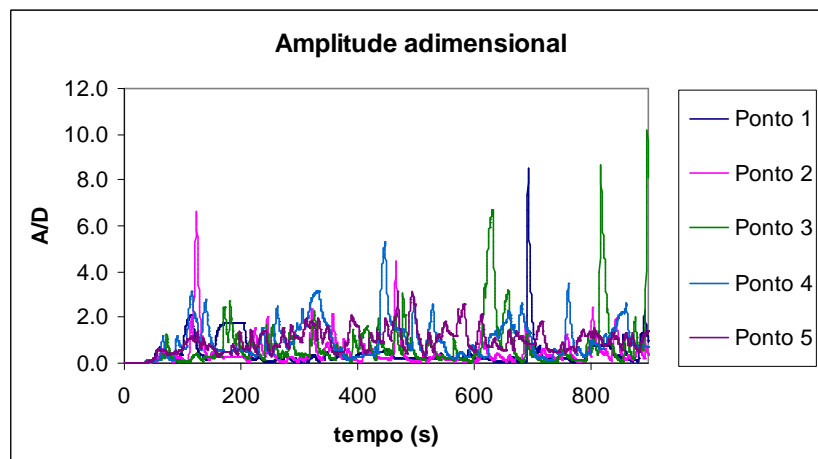


Figura 5.48 – Amplitude adimensional nos cinco pontos considerados.

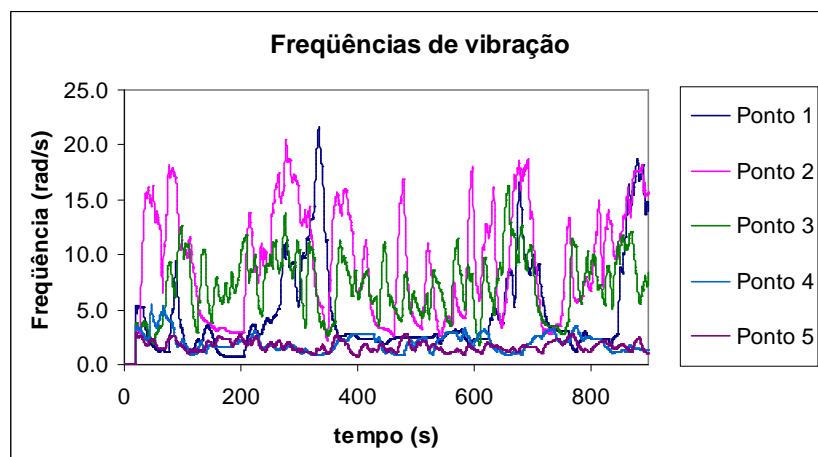


Figura 5.49 – Frequência de vibração (rad/s) nos cinco pontos considerados.

Nos gráficos de amplitude adimensional e frequência de vibração (Figura 5.48 e Figura 5.49), observa-se que ocorrem alguns picos fora do padrão esperado. Como esses parâmetros de resposta determinam as forças hidrodinâmicas que são aplicadas à estrutura, esta falha se propaga para a análise como um todo, o que pode ser visto na instabilidade do padrão de resposta dos deslocamentos transversais, Figura 5.47. Sendo assim, o método dual, aqui proposto, se apresenta como uma alternativa para cálculo de VIV em estruturas complexas e com carregamentos oscilatórios.

5.4.5 Método Dual

A fim de avaliar a aplicabilidade do método dual, foi realizada uma análise do SCR submetido a dois casos de carregamento:

- Caso de carga A: Corrente uniforme de 0,221m/s (a mesma aplicada nos casos estudados no domínio do tempo e da frequência);
- Caso de carga B: Corrente uniforme de 0,221m/s + movimento vertical (*heave*) harmônico imposto no topo do SCR (Tabela 5.33);

O procedimento de análise segue as seguintes etapas:

- Análise dinâmica no tempo, sendo que no caso de carga A foram realizadas duas análises com cálculo de VIV (programa alfa-2 e beta-1, Tabela 4.1) e no caso de carga B sem cálculo de VIV;
- Na análise no domínio do tempo foram feitas quatro interrupções igualmente espaçadas dentro de aproximadamente $\frac{1}{4}$ do período do movimento. Nestes tempos, foram realizadas análises de vibração livre e tomadas as velocidades relativas fluido/estrutura instantâneas de cada elemento. A análise de vibração livre gera um arquivo com as frequências naturais, os modos de vibração e as respectivas curvaturas, a partir da condição deformada da estrutura naquele instante de tempo (atualização da matriz de rigidez não-linear geométrica);

- Análises de VIV no domínio da frequência para cada tempo de parada da análise dinâmica. Em todas as análises no domínio da frequência, foi utilizada a curva de CL conservativa do SHEAR7 v. 4.4.

5.4.5.1 Resultados para o caso de carga A

Esta análise foi integrada por 400s e os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.37.

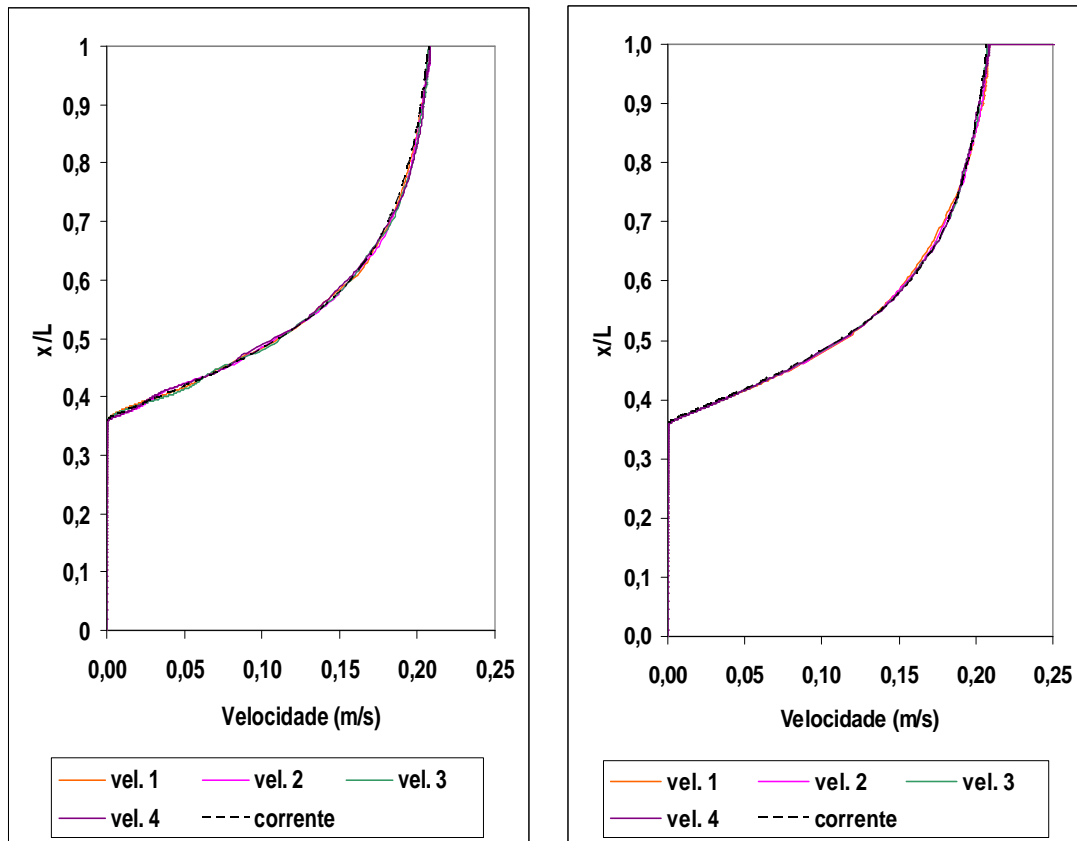
Tabela 5.37 – Tempos de parada na análise dinâmica – SCR – Caso de carga A.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	390,00
2	391,65
3	393,10
4	394,65

Os perfis de velocidade relativa para estes quatro instantes de tempo são apresentados na Figura 5.50. Observa-se que os quatro perfis de velocidade são muito parecidos e próximos à velocidade da corrente aplicada, o que já era esperado visto que não há carregamento oscilatório.

Analogamente às velocidades, em ambos os programas (alfa-2 e beta-1), as frequências naturais e modos de vibração também não sofrem alterações significativas de um tempo para outro. A Tabela 5.35 apresenta as diferenças nas frequências naturais quando utilizado o programa beta-1, que considera a variação da massa adicionada. Observa-se que também, neste caso, não há alteração significativa.

As Tabela 5.38 e Tabela 5.39 apresentam os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo, relativos ao programa alfa-2 e beta-1 respectivamente.



(a) programa alfa-2

(b) programa beta-1

Figura 5.50 – Perfis de velocidade relativa para o SCR, caso de carga A.

Tabela 5.38 – Resultados do SCR - Método dual, caso de carga A – programa alfa-2.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	5	0,1169	0,5852	0,6220	0,1428	1,21E-04	8238
	6	0,1970	0,1307	0,7471			
	7	1,0000	0,4439	0,8726			
2	5	0,1132	0,5569	0,6233	0,1396	1,14E-04	8779
	6	0,1880	0,1560	0,7487			
	7	1,0000	0,4441	0,8747			
3	5	0,1161	0,5670	0,6220	0,1400	1,19E-04	8387
	6	0,1937	0,1114	0,7471			
	7	1,0000	0,4473	0,8725			
4	5	0,1184	0,5869	0,6230	0,1475	1,29E-04	7772
	6	0,1969	0,2183	0,7483			
	7	1,0000	0,4493	0,8742			

OBS: Foi utilizado *cutoff* de 0,1. *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Tabela 5.39 – Resultados do SCR - Método dual, caso de carga A – programa beta-1.

Tempo	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	5	0,1337	0,5284	0,6227	0,1307	8,51E-05	11754
	6	0,2216	0,1517	0,7480			
	7	1,0000	0,2545	0,8738			
	8	0,6752	0,3691	1,0006			
2	5	0,1335	0,4742	0,6228	0,1221	7,52E-05	13299
	6	0,2206	0,1097	0,7480			
	7	1,0000	0,2632	0,8739			
	8	0,6722	0,3678	1,0007			
3	5	0,1314	0,4249	0,6227	0,1331	1,96E-04	5102
	6	0,2158	0,1768	0,7480			
	7	1,0000	0,5404	0,8739			
4	5	0,1315	0,4255	0,6228	0,1213	6,72E-05	14880
	6	0,2146	0,1774	0,7480			
	7	1,0000	0,3104	0,8740			
	8	0,6250	0,3492	1,0007			

OBS: Foi utilizado *cutoff* de 0,1. *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Analisando-se os resultados, observa-se que não há variação significativa entre eles, o que já era esperado uma vez que os dados de entrada também não apresentam diferenças significativas. E comparando-se os valores da amplitude adimensional e da frequência de vibração, observa-se que estão bem próximos dos calculados no domínio da frequência na maneira convencional.

5.4.5.2 Resultados para o caso de carga B

A análise dinâmica no tempo foi realizada sem o módulo para cálculo de VIV, por 120s. Os tempos de parada são apresentados na Tabela 5.40.

Tabela 5.40 – Tempos de parada na análise dinâmica – SCR.

Contador do tempo	Tempo (s)
1	110,05
2	111,60
3	113,15
4	114,70

Os perfis de velocidade relativa instantânea para os instantes de tempo apresentados na Tabela 5.40 podem variar muito, conforme pode ser visto na Figura 5.51, onde se apresenta também o perfil de corrente isolado. O eixo das ordenadas representa x/L , onde x é o comprimento da catenária contado a partir da âncora e L é o comprimento total. Desta forma, pode-se comparar a influência do movimento imposto no perfil de velocidade original (somente corrente). Observa-se que a introdução do movimento na conexão altera o perfil de velocidade original desde o topo até a o solo. Observa-se que a região que fica em contato com o solo continua imóvel, contudo, na região próxima ao TDP observa-se um considerável aumento de velocidade.

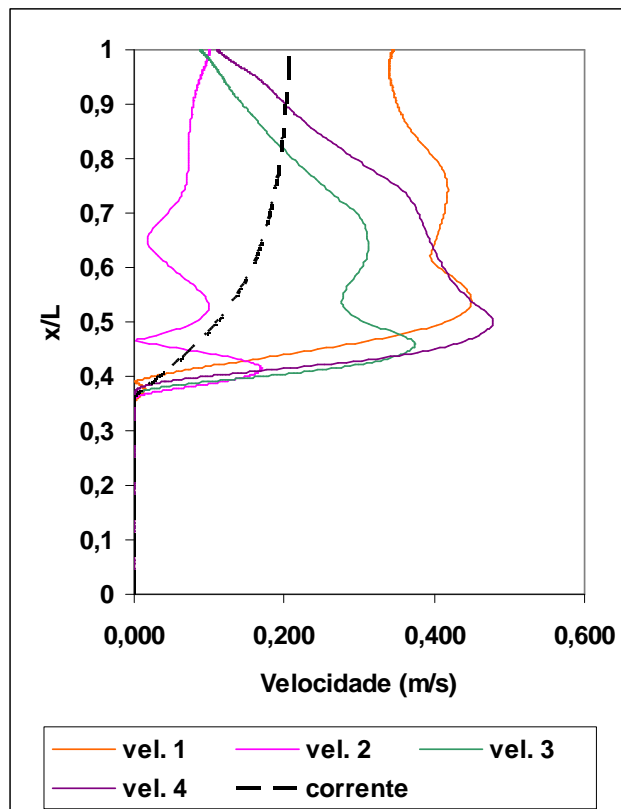


Figura 5.51 – Perfis de velocidade relativa e corrente para o SCR.

Por outro lado, as freqüências e os modos naturais, de um tempo para outro, apresentam pequenas diferenças que vão crescendo para os modos mais altos, principalmente na região próxima ao solo, como pode ser visto na Figura 5.52. Nas freqüências naturais, dadas em rad/s, observa-se que, para os modos mais altos, a diferença chega a ser de um décimo. Isto significa que, para esta estrutura, a atualização matriz de rigidez não-linear geométrica implica pequenas mudanças nas freqüências naturais e modos de vibração da estrutura.

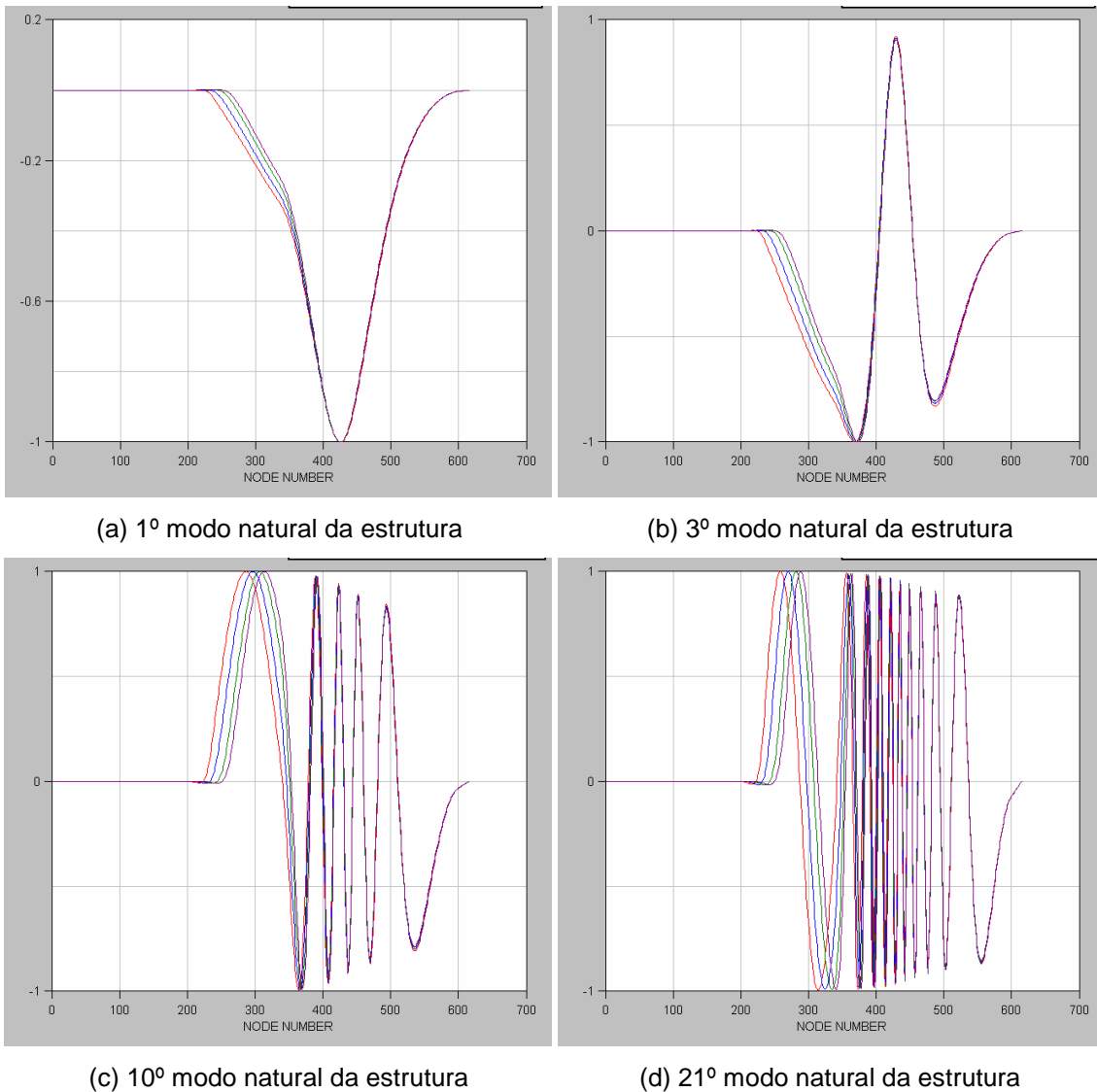


Figura 5.52 – Modos naturais da estrutura para os quatro tempos de parada da análise dinâmica.

A Tabela 5.41 e a Tabela 5.42 apresentam os resultados no domínio da frequência, para cada instante de tempo, com dois valores de *cutoff* diferentes.

Tabela 5.41 – Resultados do SCR – Método dual – Caso de carga B – *cutoff*=0,9.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ω_v (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	15	1,0000	1,1553	1,8554	0,2171	6,55E+01	0
2	3	1,0000	1,4516	0,3451	0,2856	1,25E-04	8011
3	11	1,0000	0,9545	1,2999	0,1885	2,13E-02	47
4	15	0,9466	0,5217	1,8858	0,1969	6,69E+04	0
	16	1,0000	0,4604	2,0070			

OBS: *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Tabela 5.42 – Resultados do SCR – Método dual – Caso de carga B – *cutoff*=0,2.

TEMPO	Modos excitados	Energia de excitação	A/D	ωv (rad/s)	Max. RMS de desl. (m)	Dano máximo	Vida Útil (anos)
1	13	0,2490	0,3297	1,5931	0,2162	4,87E+04	0
	14	0,8430	0,5791	1,7234			
	15	1,0000	0,4062	1,8554			
	16	0,8777	0,0000	1,9876			
	17	0,8476	0,4319	1,9998			
2	3	1,0000	0,8823	0,3451	0,1722	1,41E-05	71109
	4	0,2588	0,0489	0,4601			
	6	0,8989	0,1933	0,6916			
3	10	0,2307	0,3570	1,1770	0,1496	2,79E-03	359
	11	1,0000	0,5069	1,2999			
	12	0,8575	0,3218	1,4246			
	13	0,4454	0,2940	1,5510			
4	13	0,2460	0,1670	1,6175	0,0949	1,50E+02	0
	14	0,7626	0,2026	1,7508			
	15	0,9466	0,2459	1,8858			
	16	1,0000	0,0953	2,0070			
	17	0,8957	0,1089	2,0243			
	18	0,4358	0,1755	2,1619			

OBS: *cutoff* é o valor de referência para cortar os modos de baixa energia. A energia de cada modo é normalizada em relação à máxima.

Observa-se que os resultados variam muito com relação àqueles observados no domínio da frequência quando se tinha somente corrente atuando. Isto se deve, principalmente, à grande variação no perfil de velocidade, fazendo com que os resultados variem muito de um tempo para outro. O perfil vel.2, por apresentar velocidades significativamente menores que os outros ao longo de quase toda a profundidade, resulta em uma vida útil destacadamente maior que as demais.

Observa-se também que ao adotar um *cutoff* mais alto (Tabela 5.41) a quantidade de modos excitados diminui, tendendo para uma análise mais conservativa, isto é, danos maiores. No entanto, para o tempo 1, observa-se que o uso de um *cutoff* menor propiciou uma análise multimodal onde o modo mais alto excitado é maior que o modo excitado na análise com unimodal (*cutoff* menor). Desta forma, a análise multimodal apresenta um dano maior que a análise unimodal, evidenciando que modos mais altos provocam danos maiores.

Na análise dos resultados obtidos, é importante ressaltar que os dados de entrada para o método dual, principalmente o perfil de velocidade, representam estaticamente um dado instante de tempo, ou seja, cada perfil de velocidade avaliado não está atuando continuamente na estrutura. No entanto, o dano aqui calculado

considera que o perfil está atuando continuamente. Logo, infere-se que os danos assim calculados não representam a realidade, devendo cada um ter sua participação ponderada e combinada.

5.4.6 Conclusões

Das análises realizadas com esta estrutura pode-se inferir que:

- No domínio da frequência, o valor de *cutoff* é extremamente importante, podendo alterar significativamente o valor da vida útil;
- O algoritmo desenvolvido no domínio do tempo ainda apresenta algumas instabilidades para carregamentos oscilatórios devido à dificuldade do *método de Prony* em prever sinais não harmônicos e compostos por diversas frequências (Anexo 2). Isto faz com que ocorram alguns picos errôneos na amplitude adimensional e na frequência de vibração.
- No caso de análises de VIV no domínio do tempo, a melhor abordagem para cálculo de fadiga seria a aplicação do método de *rainflow* [21] nas curvas de tensão no tempo;
- O método dual permite o cálculo de VIV para carregamentos oscilatórios, inclusive para *risers* em catenária (estrutura altamente não-linear), utilizando um tempo de processamento reduzido. No entanto, na análise dos resultados obtidos, é importante ressaltar que os danos isoladamente calculados não representam a realidade, devendo cada um ter sua participação ponderada e combinada;
- No método dual, observa-se que perfis com velocidade mais elevadas apresentam danos maiores e vice-versa.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES FINAIS

6.1 Introdução

Nesta dissertação, foi abordado um tema que vem sendo amplamente discutido na comunidade científica e de pesquisa da indústria *offshore*, o fenômeno das vibrações induzidas por vórtices. Contudo, apesar dos investimentos constantes nessa área, ainda não existe uma resposta fechada que atenda a toda a diversidade de casos que podem ocorrer nas estruturas *offshore*. A elaboração de um modelo matemático capaz de simular adequadamente este fenômeno é uma tarefa bastante complexa.

Por se tratar de um fenômeno hidroelástico, a abordagem matemática mais adequada seria através de modelos computacionais calcados na dinâmica dos fluidos, isto é, CFD (*Computer Fluid Dynamics*). Porém, devido ao seu alto custo computacional ainda é inviável a realização de uma análise completa e rigorosa de um *riser* real através de CFD, o que poderia levar meses. Por outro lado, os modelos empíricos ainda apresentam algumas divergências entre si devido à grande interatividade fluido estrutura e à escassa fonte de dados experimentais, seja de modelos reduzidos ou de estruturas reais monitoradas.

6.2 Enfoque deste trabalho

O objetivo principal desta dissertação foi apresentar uma contribuição em relação aos diversos modelos de análise de VIV existentes, apontar as principais dificuldades hoje existentes e sinalizar caminhos a serem seguidos na continuidade de um modelo que atenda às necessidades dos projetistas de risers.

Inicialmente, nesta dissertação, foi apresentada uma breve discussão sobre vibrações induzidas por desprendimento de vórtices. Foram descritos: os principais parâmetros utilizados para descrever e estudar o fenômeno; a composição das forças hidrodinâmicas atuantes sobre a estrutura; os modelos matemáticos empíricos

disponíveis para análise; os principais problemas acarretados pelas VIV's e a utilização de supressores de vórtices. Em seguida, foram apresentados alguns elementos esbeltos *offshore* e suas principais características em relação ao fenômeno de VIV.

Isto posto, atacou-se o principal objetivo desta dissertação que é apresentar, discutir, implementar e aprimorar, na medida do possível, alguns dos modelos matemáticos empíricos existentes para análise. Foram apresentadas e comparadas duas metodologias para solução do problema: domínio da frequência e domínio do tempo, sendo apresentadas as vantagens e desvantagens de cada uma.

No domínio da frequência, os estudos estão mais consolidados e já existem modelos que são utilizados comercialmente. Por outro lado, as pesquisas com modelos no domínio do tempo são mais recentes e ainda estão em desenvolvimento, não existindo ainda nenhum modelo comercial que atenda aos projetistas de *risers* de uma forma adequada. Sendo assim, nesta dissertação, foi estudado e aprimorado o modelo de análise no domínio do tempo apresentado na OTC de 2000 [34], acrescentado-lhe novas opções de consideração dos coeficientes hidrodinâmicos, o que resultou em sete opções de análise (Tabela 4.1). Durante o desenvolvimento destes modelos, foram estudadas algumas peculiaridades das forças hidrodinâmicas, tais como o amortecimento e a massa adicionada, que podem contribuir negativamente para a convergência do problema. É importante destacar também que para obtenção das frequências e amplitudes dos deslocamentos foi utilizado o *método modificado de Prony*, que considera a história recente dessas grandezas para sua determinação.

Além disso, foi proposta uma metodologia mista (método dual) para análise de VIV, envolvendo o domínio do tempo e o domínio da frequência, com o objetivo de combinar as vantagens desses dois métodos. Este método permite também ter uma visão melhor do comportamento do *riser* frente ao fenômeno de VIV, quando existe variação de rigidez, massa e perfil de velocidade no tempo.

Na seqüência, com o objetivo de testar e avaliar os modelos de cálculo apresentados, foram estudados alguns casos de estruturas esbeltas *offshore* sujeitas a VIV.

O primeiro teste realizado foi com o modelo de um cilindro rígido, estrutura que é utilizada na maioria dos ensaios de laboratório para determinação dos coeficientes hidrodinâmicos. Os resultados deste teste foram todos satisfatórios, tanto no domínio da frequência quanto no domínio do tempo para todos os modelos de cálculo propostos. Cabe ressaltar que este teste foi realizado em *lock-in* perfeito. Este modelo apresenta dois graus de liberdade, cujas frequências são praticamente as mesmas, com uma pequena diferença numérica.

Este primeiro teste serviu para calibrar os modelos de cálculo desenvolvidos no domínio do tempo.

O segundo teste foi realizado com um elemento vertical de ancoragem de uma plataforma do tipo TLP, isto é, um tendão de TLP. Este tipo de estrutura tem um comportamento quase linear devido a sua alta pré-tração, isto é, a diferença entre a tração no topo e na base é muito pequena. Para esta estrutura, foram realizados testes no domínio do tempo e da frequência para carregamentos de corrente e através do método dual para cargas de corrente associadas com movimentos impostos no topo e onda, ambos incidindo na mesma direção da corrente. Os resultados no domínio do tempo e da frequência foram totalmente satisfatórios para o caso de corrente uniforme, porém para o caso de corrente triangular alguns modelos de cálculo utilizados no domínio do tempo apresentaram problemas de divergência, enquanto outros convergiram bem apresentando resultados próximos ao do domínio da frequência. Os resultados obtidos através do método dual foram satisfatórios mostrando que o método é adequado para casos com carregamentos de fluxo oscilatório.

O terceiro teste realizado foi com um *riser* rígido em catenária livre (SCR). Ao contrário de um tendão de TLP, esta estrutura é altamente complacente, de forma que sua análise através do modelo desenvolvido no domínio do tempo se tornou mais complexa. Seus resultados apresentaram certa instabilidade, principalmente para carregamentos de fluxo oscilatório. Para o carregamento de corrente, um dos modelos propostos para cálculo de VIV no domínio do tempo apresentou uma resposta satisfatória. Para carregamentos com fluxo oscilatório, foi utilizado o método dual, que ainda assim apresentou respostas bastante distintas dependendo do instante analisado, sendo necessário fazer uma análise crítica dos resultados.

Diante do exposto, e dados os resultados obtidos, reafirma-se que o fenômeno de VIV é bastante complexo. As VIV's representam um problema desafiador tanto no campo hidrodinâmico quanto no campo estrutural. A completa solução deste problema só será alcançada com o desenvolvimento de ferramentas hidrodinâmicas, estruturais e computacionais bastante sofisticadas, além da realização de exaustivos ensaios experimentais e instrumentação de estruturas reais para calibração destas ferramentas.

6.3 Propostas para trabalhos futuros

Durante os estudos desenvolvidos para a elaboração desta dissertação, foram percebidos alguns pontos críticos no desenvolvimento de modelos que melhor representem o fenômeno de VIV.

No domínio do tempo, o modelo em estudo deve ser melhor investigado nos seguintes pontos:

- Variação da massa adicionada, pois este parâmetro pode modificar significativamente a resposta da estrutura, ao passo que, no domínio do tempo, mudanças bruscas podem desestabilizar a análise;
- Estudo do *método de Prony*, responsável por calcular as amplitudes e as freqüências dos deslocamentos no plano e fora do plano do fluxo, a partir de um sinal curto no tempo, ou seja, considerando a história recente dessas grandezas. Ou, alternativamente, estudo de algum outro método capaz de retirar as freqüências e amplitudes de um sinal curto;
- Estudo do melhor modelo de amortecimento a ser usado e determinação dos limites entre amortecimento e excitação;
- Calibração dos coeficientes hidrodinâmicos;
- Estudo do melhor comprimento de correlação a ser usado.

No domínio da frequência, os pontos a serem investigados mais a fundo são:

- Aprimorar a escolha dos coeficientes hidrodinâmicos a serem utilizados no cálculo inicial das energias de excitação e amortecimento de cada modo, a fim de se determinar os modos dominantes;
- A metodologia adotada na eliminação das regiões de excitação superpostas (overlapping).
- Melhor definição dos coeficientes de sustentação (*lift*) e amortecimento para o caso multimodal;
- No estudo de SCR's, investigar metodologia para decomposição de um perfil de corrente tridimensional no plano da catenária ou perpendicular a este, visto que o programa no domínio da frequência não admite corrente tridimensional.

Em relação ao método dual, sugere-se focar nos seguintes pontos:

- Incorporar a história recente de deslocamentos e velocidades na determinação dos coeficientes hidrodinâmicos;
- Calibrar o valor do dano entre os valores máximo e mínimo em estruturas onde os movimentos impostos no topo são significativos;
- Considerar o caráter tri-dimensional da corrente.

CAPÍTULO 7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Armstrong, S.P., *VIV Suppression Installation on Existing Horizontal Pipeline Spans*, OTC16600, 2004.
- [2] Armstrong, S.P., *Planning, Procedures, and Results of a Deepwater Vertical SCR VIV Suppression Retrofit Project*, OTC18362, 2006.
- [3] ANFLEX, *Manual de Utilização*, Petrobras, Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello, SUPEN, Rio de Janeiro, Brasil, 1996.
- [4] ANFLEX, *Manual de entrada de dados*, 2002.
- [5] ANP, 2006. *Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo e do Gás Natural 2006*. Agência Nacional do Petróleo, Rio de Janeiro, Brasil. http://www.anp.gov.br/conheca/anuario_2006.asp
- [6] API-RP-2A-WSD, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*. American Petroleum Institute, 1993.
- [7] Alturi, S., Halkyard, J., Srinivas S., *CFD Simulation of Truss Spar Vortex-Induced Motion*, OMAE2006-92400, Hamburg, Germany, 2006.
- [8] Aveleda, A.A., *Utilização de Sistemas de Alto Desempenho no Processamento de Sinais na Análise de Problemas de Vibrações Induzidas por Desprendimento de Vórtices em Estruturas Offshore*. Tese de doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2003.
- [9] Blevins, R.D., *Flow Induced Vibration*. Van Nostrand Reinhold Company, New York, USA, 1994.
- [10] Bridge, C., Willis, N., Sworn, A. and Wilde, J., *Development of SHEAR7 lift curves for VIV Analysis and Application to Single Pipe and Bundle Risers*, OTC17533, Houston, USA, 2005.

- [11] Carneiro, F.L.L.B., *Análise Dimensional e Teoria da Semelhança e dos Modelos Físicos*. UFRJ, 2^a edição, Rio de Janeiro, 1996.
- [12] Chakrabarti, S.K., *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computational Mechanics Publications, 1987.
- [13] Chaplin, J.R., Bearman, P.W., Cheng, Y., Fontaine, E., Graham, J.M.R., Herfjord, K., Huera Huarte, J., Isherwood, M., Lambrakos, K., Larsen, C.M., Meneghini, J.R., Moe, G., Pattenden, R.J., Triantafyllou, M.S., Willden, R.H.J., *Blind predictions of laboratory measurements of vortex-induced vibrations of a tension riser*, Journal of Fluids and Structures, vol. 21, pp. 25-40, 2005.
- [14] Cheng, Y., Lambrakos, K.F. *Time Domain Computation of Riser VIV From Vessel Motions*, OMAE2006-92432, Hamburg, Germany, 2006.
- [15] Chezian, M., Mørk, K., Meling, T.S., Makrygiannis, C., Lespinasse, P., *NDP Review of State-of-the-Art in Riser Monitoring: Lessons Learned and Experiences Gained*, OTC 17810, Houston, Texas, USA, 2006.
- [16] Clough, R.W., Penzien, J., *Dynamics of Structures*. McGraw-Hill Inc, 2nd edition, Singapore, 1993.
- [17] Constantinides, Y., Oakley, O.H. Jr., *Numerical Prediction of Bare and Straked Cylinder VIV*, 25th International Conference on Offshore Marine and Arctic Engineering, OMAE2006-92334, Hamburg, Germany, 2006.
- [18] Constantinides, Y., Oakley, O.H. Jr., Holmes, S., *Analysis of Turbulent Flows and VIV of Truss Spar Risers*, 25th International Conference on Offshore Marine and Arctic Engineering, OMAE2006-92674, Hamburg, Germany, 2006.
- [19] Cook, H.H., Dopjera, D.E., Thethi, R., Williams, L., *Riser Integrity Management for Deepwater Developments*, OTC 17891, Houston, Texas, USA, 2006.
- [20] Cornut, S. F. A., Vandiver, J. K., *Offshore VIV Monitoring at Schiehallion – Analysis of Riser VIV Response*, 19th International Conference on Offshore Marine and Arctic Engineering, OMAE2000/PIPE-5022, New Orleans, USA, 2000.
- [21] Dantas, C.M.S., *Metodologia para análise de risers rígidos no domínio da frequência com a utilização de modelos hidrodinâmicos tridimensionais*

- linearizado*. Tese de DSc., Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2004.
- [22] Dean, R.G., Dalrymple, R.A., *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*. Advanced Series on Ocean Engineering – Vol. 2. World Scientific, Copyright 1991, Singapore, 2000.
- [23] Ding, Z.J., Balasubramanian, S., Lokken, R.T., Yung, T-W., *Lift and Damping Characteristics of Bare and Straked Cylinders at Riser Scale Reynolds Numbers*, OTC 16341, Houston, Texas, USA, 2004.
- [24] DnV RP F105, *Free Spanning Pipelines*, 2002.
- [25] Farfán, D.C., *Estudo do Comportamento Estático e Dinâmico de um Riser Vertical com Bóia de Superfície*. Dissertação de mestrado, Instituto de Geociências, Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, Campinas, Brasil, 2005.
- [26] Finn, L., Lambrakos, K.F., Maher, J., *Time Domain Prediction of Riser VIV*, 4th International Conference on Advances in Riser Technologies, Aberdeen, May, 1999.
- [27] Fox, R.W. and McDonald, A.T., *Introdução à Mecânica dos Fluidos*. LTC, 4^a edição, Rio de Janeiro, Brasil, 1998.
- [28] Franciss, R., Santos, C.P., *Understanding the Measured VIV Data of a Steel Catenary Riser Installed at P-18 Platform in Campos Basin*, OMAE2004-51177, 2004.
- [29] Franciss, R., *Vortex Induced Vibration Monitoring System in the Steel Catenary Riser of P-18 Semi-Submersible Platform*, OMAE2001-1164, 2001.
- [30] Franciss, R., *Vibrações Induzidas por Vórtices em Membros Esbeltos de Estruturas Offshore Flutuantes*. Tese de doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1999.
- [31] Frank, W.R., Tognarelli, M.A., Slocum, S.T., Campbell, R.B., Balasubramanian, S., *Flow-Induced Vibration of a Long, Flexible, Straked Cylinder in Uniform and Linearly Sheared Currents*, OTC 16340, Houston, Texas, USA, 2004.

- [32] Gopalkrishnan, R., *Vortex-Induced Forces on Oscillating Bluff Cylinders*. DSc. Thesis, Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA, 1993.
- [33] Grant, G.R., Litton, R.W., Mamidipudi, P., *Highly Compliant Rigid (HCR) Riser Model Test and Analysis*, OTC 10973, Houston, Texas, USA, 1999.
- [34] Grant, G.R., Litton, R.W., Finn, L., *Highly Compliant Rigid Risers: Field Test Benchmarking a Time Domain VIV Algorithm*, OTC 11995, Houston, Texas, USA, 2000.
- [35] Halkyard, J., Alturi, S., Srinivas, S., *Truss Spar Vortex Induced Motions: Benchmarking of CFD and Model Tests*, OMAE2006-92673, Hamburg, Germany, 2006.
- [36] Huse, E., Kleiven, G. and Nielsen, F. G., *Large Scale Model Testing of Deep Sea Risers*. Offshore Technology Conference, OTC 8701, Houston, USA, 1998.
- [37] Huse, E., Kleiven, G. and Nielsen, F. G., *VIV-Induced Axial Vibrations in Deep Sea Risers*. Offshore Technology Conference, OTC 10932, Houston, USA, 1999.
- [38] Incropera, F.P., Dewitt, D.P., *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*, 5ª ed, Rio de Janeiro, LTC, 2003.
- [39] Jesudasan, A.S., McShane, B.M., McDonald, W.J., Vandenbossche, M., Souza, L.F., *Design Considerations Particular to SCRs Supported by Spar Buoy Platform Structures*, OTC 16634, 2004.
- [40] JIP – HCR - Phase 2, Higly Compliant Rigid Riser Large Scale Model Test and Analysis JIP, Time - Domain Algorithm Development, 1999.
- [41] JIP – HCR - Phase 3, Higly Compliant Rigid Riser Large Scale Model Test and Analysis JIP, Time - Domain Algorithm Development, Moffatt & Nichol International, 2001.
- [42] Koopman, G.H., *The Vortex Wakes of Vibrating Cylinders at Low Reynolds Numbers*. Journal of Fluid Mechanics, vol. 28, pp. 501-512, 1967.
- [43] Larsen, C.M., Viskestad, K., Yttervik, R. and Passano, E., *VIVANA, Theory Manual*, Project 513102, 2000.

- [44] Larsen, C. M. and Halse, K. H., *Comparison of Models for Vortex Induced Vibrations of Slender Marine Structures*. Proceedings of the 6th International Conference on Flow-Induced-Vibration, London, United Kingdom, 1995.
- [45] Larsen, C.M., Passano, E., *Time and Frequency Domain Analysis of Catenary Risers Subjected to Vortex Induced Vibrations*, OMAE2006-92149, Hamburg, Germany, 2006.
- [46] Lee, L., Allen, D.W., *VIV Modeling of Bare and Suppressed Risers*, OTC 16183, Houston, Texas, USA, 2004.
- [47] Lie, H., Larsen, C.M., *Vortex Induced Vibration Analysis of Catenary Risers*, OTC 13115, Houston, Texas, USA, 2001.
- [48] Maher, J. and Finn, L., *A Combined Time-Frequency Domain Procedure to Estimate Riser Fatigue Caused by Heave-Induced Vortex-Induced Vibration*, OTC 11994, Houston, Texas, 2000.
- [49] Marple, S.L., *Digital Spectral Analysis with applications*, Prentice Hall, New Jersey, 1987.
- [50] Mathcad, *Mathcad Professional 8.0 User's Guide*. Mathsoft, Cambridge, Massachusetts, USA, 1998.
- [51] Moan, T., *Marine Structures for the Future*. CORE Report No. 2003-01. Centre for Offshore Research & Engineering. National University of Singapore, 2003.
- [52] Pitella, B.D. de A., *Investigação da eficiência de materiais viscoelásticos para redução de vibrações em risers*. Dissertação de mestrado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2006.
- [53] POSFAL, *Manual do Usuário*. Petrobras, Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello, SUPEN, Rio de Janeiro, Brasil, 1999.
- [54] Santos, C.M.P.M., *Análise de Estruturas Esbeltas Offshore Sujeitas à Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV)*. Tese de Doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2005.
- [55] Santos, C.M.P.M., *Vibrações Induzidas por Desprendimento de Vórtices no Domínio do Tempo*. Monografia de Doutorado, COPPE/UFRJ, 2000.

- [56] Santos, C.M.P.M., *Análise de Risers e Linhas de Ancoragem*. Tese de MSc, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1998.
- [57] Sertã, O.B., *Vibrações Induzidas por Vórtices no Projeto à Fadiga de "Risers"*. Tese de MSc., Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1999.
- [58] Sirnivas, S., Allain, O., Wornom, S., Dervieux, A., Koobus B., *A Study LES Models for the Simulation of a Turbulent Flow Around a Truss Spar Geometry*, OMAE2006-92355, Hamburg, Germany, 2006.
- [59] Sousa, J.R.M., *Análise de Vibrações Axiais Induzidas por Desprendimento de Vórtices*. Seminário de Doutorado, COPPE/UFRJ, 2001.
- [60] Sousa, J.R.M., *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, 2005.
- [61] Vandiver, J.K., *Dimensionless Parameters Important to the Prediction of Vortex-Induced Vibration of Long Flexible Cylinders in Ocean Currents*. OTC 17383, Houston, Texas, 2005.
- [62] Vandiver, J.K., Marcollo, H., Swithenbank, S., Jhingran, V., *High Mode Number Vortex-Induced Vibration Field Experiments*, Journal of Fluids and Structures, vol. 7, pp. 423-455, 1993.
- [63] Vandiver, J.K., Vikestad, K., Larsen, C.M., *Norwegian Deepwater Program: Damping of Vortex-Induced Vibration*. OTC 11998, Houston, Texas, 2000.
- [64] Vandiver, J.K. and Li, L., *SHEAR7 Program Theoretical Manual*. Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA, 2005.
- [65] Vandiver, J. K. and Li, L., *SHEAR7 version 2.0 – Program Parameter Selection Guide*. Department of Ocean Engineering, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA, 1996.
- [66] Vandiver, J.K., Allen, D. and Li, L., *The Occurrence of Lock-in Under Highly Sheared Conditions*. Journal of Fluids and Structures, vol. 10, pp. 555-561, 1996.

- [67] Vandiver, J.K., Swithenbank, S., Jaiswal, V., Marcollo, H., *The Effectiveness of Helical Strakes in the Suppression of High-Mode-Number VIV*. OTC 18276, Houston, Texas, 2006.
- [68] Venugopal, M., *Damping and Response Prediction of a Flexible Cylinder in a Current*, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA, 1996.
- [69] Venugopal, M. and Vandiver, J.K., *Cross flow and in-line damping measurements from forced excitations of a flexible cylinder in a uniform flow*, OMAE 51397, 2004.
- [70] Vikestad, K., Larsen, C.M. and Vandiver, J.K., *Added Mass and Oscillation Frequency for a Circular Cylinder Subjected to Vortex Induced Vibrations and External Disturbance*. Proceedings of the 2nd Conference on Hydroelasticity in Marine Technology, Research Institute for Applied Mechanics (RIAM), Kyushu University, Fukuoka, Japan, 1998.
- [71] Vikestad, K., *Frequency Response of a Cylinder Subjected do Vortex Shedding and Support Motions*, PhD Thesis, Norwegian Deepwater Program: Multi-Trondheim, 1998.
- [72] Williamson, C.H.K. and Roshko, A., *Vortex Formation in the Wake of an Oscillating Cylinder*, Journal of Fluids and Structures, Vol. 2, pp. 355-381, 1988.
- [73] Willis, N., *STRIDE PROJECT – Steel Risers in Deepwater Environments – Recent Highlights*, Latest Developments in Deep and Ultra Deepwater Risers Conference, 2001.
- [74] <http://www.2hoffshore.com/>
- [75] <http://www.shellglobalsolutions.com/exploration/viv/fairings.htm>,
- [76] <http://www.comciencia.br/reportagens/petroleo/pet17.shtml>
- [77] <http://www.clickmacae.com.br/?sec=361&pag=pagina&cod=272>
- [78] <http://www.infonet.com.br/clauidionunes/ler.asp?id=50449&titulo=clauidionunes>
- [79] <http://www2.petrobras.com.br/Petrobras/portugues/Autosuficiencia/index.htm>

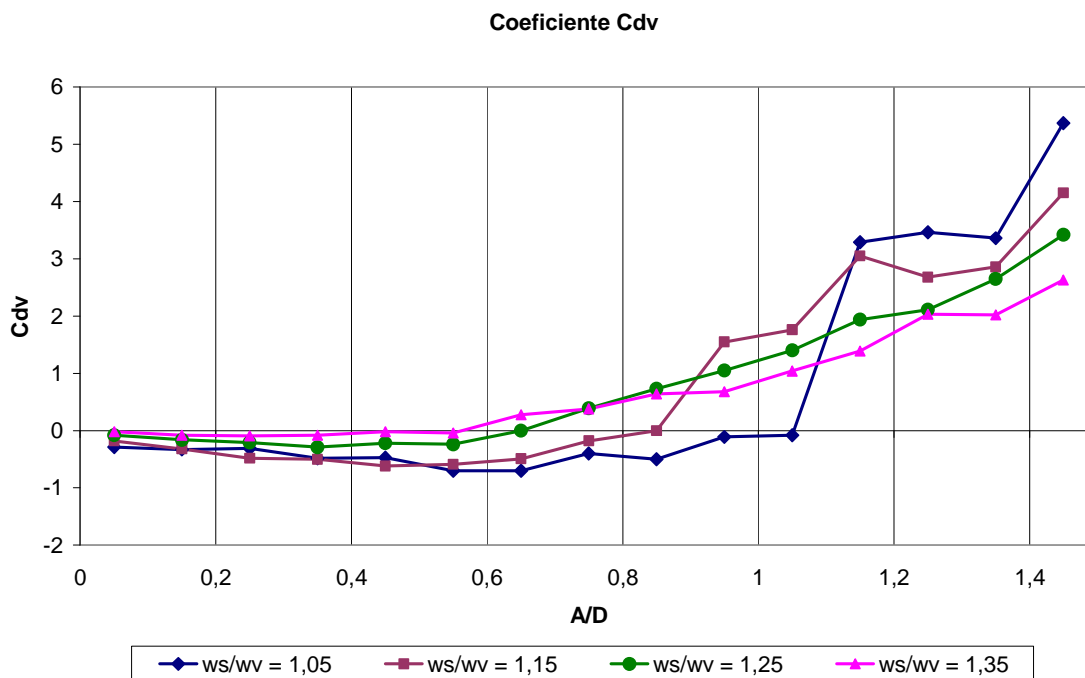
ANEXO 1

COEFICIENTES HIDRODINÂMICOS – TABELAS COMPILADAS POR BLEVINS

Coeficiente C_{dv} (guarda equivalência com a sustentação e o amortecimento)

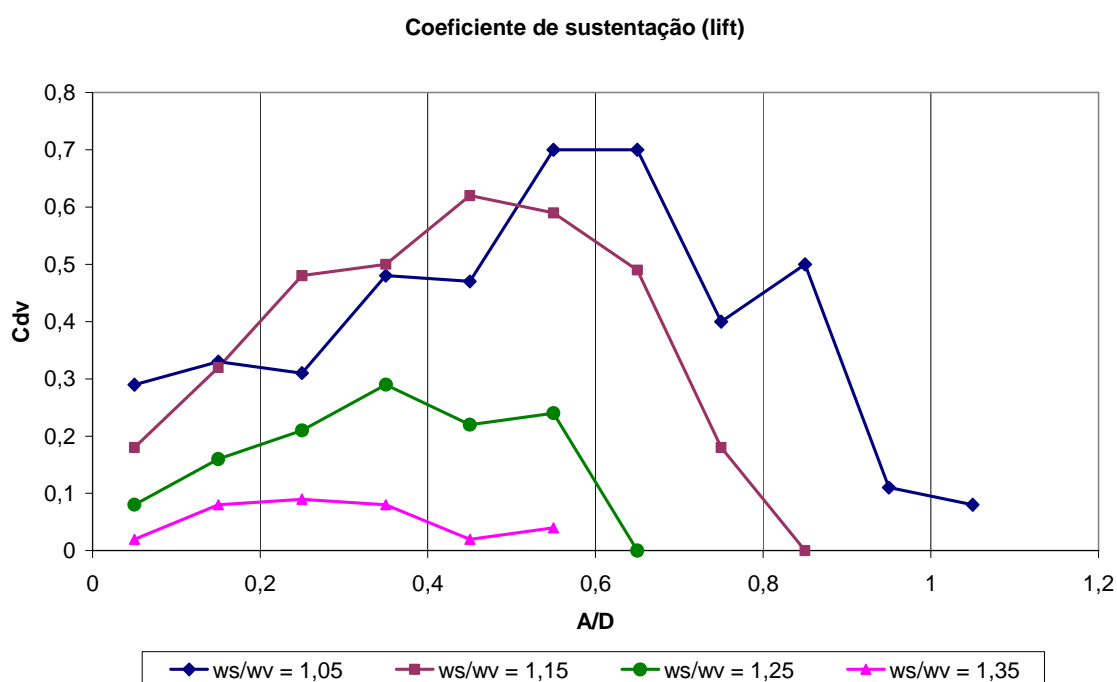
$\omega s/\omega v$	A/D														
	0-0,1	0,1-0,2	0,2-0,3	0,3-0,4	0,4-0,5	0,5-0,6	0,6-0,7	0,7-0,8	0,8-0,9	0,9-1,0	1,0-1,1	1,1-1,2	1,2-1,3	1,3-1,4	1,4-1,5
0-0,1	1,85	12,67	34,14	66,31	109,20	162,82	227,16	302,23	388,01	484,52	591,76	709,71	838,39	977,80	1127,92
0,1-0,2	0,45	1,85	4,29	7,89	12,67	18,65	25,79	34,14	43,67	54,39	66,31	79,42	93,72	109,21	125,89
0,2-0,3	0,26	0,90	1,85	3,18	4,92	7,08	9,66	12,67	16,11	19,97	24,27	28,99	34,14	39,71	45,72
0,3-0,4	0,18	0,59	1,13	1,85	2,76	3,88	5,20	6,75	8,50	10,48	12,67	15,08	17,71	20,56	23,63
0,4-0,5	0,14	0,45	0,82	1,28	1,85	2,54	3,35	4,29	5,36	6,56	7,89	9,36	10,95	12,67	14,53
0,5-0,6	0,11	0,36	0,64	0,97	1,37	1,85	2,40	3,04	3,77	4,57	5,47	6,45	7,52	8,68	9,92
0,6-0,7	0,00	0,03	0,14	0,07	0,24	0,26	0,66	1,01	1,40	1,92	1,54	3,32	4,22	11,27	5,85
0,7-0,8	0,00	0,02	0,05	0,07	0,22	0,13	0,62	0,63	1,31	1,79	2,39	3,10	3,94	8,46	5,47
0,8-0,9	0,00	0,10	0,18	0,13	0,26	0,20	0,72	0,40	1,53	2,10	2,80	3,64	4,62	5,40	6,42
0,9-1,0	0,33	0,45	0,42	0,61	0,59	0,62	0,87	0,41	0,30	0,85	2,51	4,01	5,68	4,25	7,88
1,0-1,1	-0,29	-0,33	-0,31	-0,48	-0,47	-0,70	-0,70	-0,40	-0,50	-0,11	-0,08	3,29	3,46	3,36	5,37
1,1-1,2	-0,18	-0,32	-0,48	-0,50	-0,62	-0,59	-0,49	-0,18	0,00	1,55	1,76	3,05	2,68	2,86	4,15
1,2-1,3	-0,08	-0,16	-0,21	-0,29	-0,22	-0,24	0,00	0,39	0,73	1,05	1,40	1,94	2,11	2,65	3,42
1,3-1,4	-0,02	-0,08	-0,09	-0,08	-0,02	-0,04	0,28	0,38	0,64	0,68	1,04	1,39	2,03	2,02	2,63
1,4-1,5	-0,01	-0,04	-0,03	0,00	0,04	0,08	0,22	0,32	0,52	0,70	0,90	1,15	1,39	1,74	2,15
1,5-1,6	-0,01	-0,01	0,04	0,05	0,10	0,14	0,24	0,30	0,46	0,57	0,75	0,98	1,15	1,74	1,78
1,6-1,7	-0,12	0,01	0,03	0,05	0,08	0,09	0,19	0,28	0,38	0,51	0,74	0,76	0,97	1,21	1,49
1,7-1,8	0,00	0,01	0,06	0,04	0,07	0,24	0,16	0,32	0,32	0,43	0,50	0,64	0,82	1,02	1,26
1,8-1,9	0,00	0,02	0,08	0,04	0,06	0,12	0,14	0,32	0,28	0,37	0,43	0,55	0,70	0,87	1,08
1,9-2,0	0,00	0,01	0,02	0,03	0,05	0,08	0,12	0,17	0,24	0,32	0,67	0,48	0,60	0,75	0,93
2,0-2,1	0,00	0,04	0,10	0,03	0,05	0,18	0,11	0,33	0,21	0,28	0,27	0,42	0,53	0,66	0,81
2,1-2,2	0,00	0,01	0,01	0,03	0,04	0,06	0,10	0,14	0,19	0,25	0,28	0,36	0,46	0,57	0,70
2,2-2,3	0,00	0,01	0,01	0,10	0,04	0,15	0,09	0,12	0,16	0,22	0,30	0,32	0,41	0,51	0,62
2,3-2,4	0,00	0,01	0,01	0,02	0,03	0,05	0,08	0,11	0,15	0,19	0,22	0,29	0,36	0,45	0,55
2,4-2,5	0,03	0,08	0,13	0,18	0,24	0,35	0,41	0,47	0,53	0,58	0,59	0,66	0,73	0,81	0,88
2,5-2,6	0,02	0,07	0,12	0,17	0,23	0,33	0,39	0,45	0,51	0,55	0,57	0,63	0,70	0,77	0,84
2,6-2,7	0,02	0,07	0,12	0,17	0,22	0,32	0,37	0,43	0,48	0,52	0,54	0,60	0,67	0,73	0,80
2,7-2,8	0,02	0,07	0,11	0,16	0,21	0,31	0,36	0,41	0,46	0,50	0,52	0,58	0,64	0,70	0,76
2,8-2,9	0,02	0,07	0,11	0,16	0,20	0,30	0,34	0,39	0,45	0,48	0,50	0,55	0,61	0,67	0,73
2,9-3,0	0,02	0,06	0,11	0,15	0,19	0,28	0,33	0,38	0,43	0,46	0,48	0,53	0,59	0,64	0,70

A seguir apresentam-se curvas de C_{dv} em função de A/D, para algumas razões de frequência:

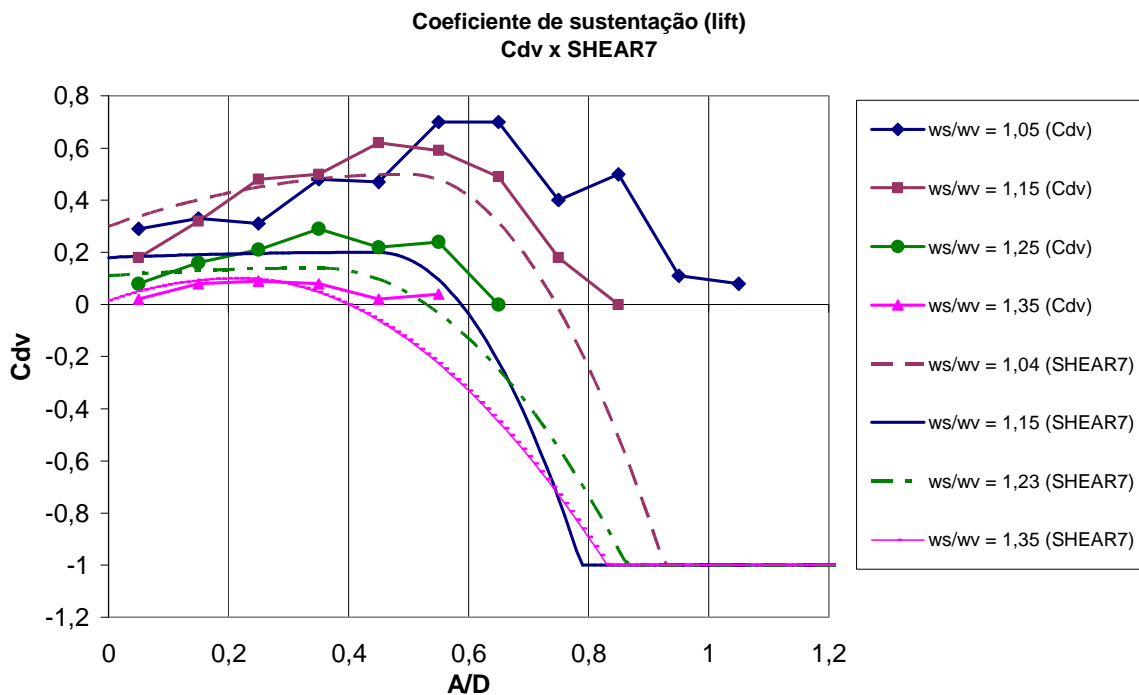


Desta tabela de C_{dv} , a parte negativa é utilizada como coeficiente de sustentação (*lift*) e a parte positiva é utilizada para calcular um coeficiente de amortecimento equivalente, conforme é explicado no corpo desta dissertação.

A seguir apresentam-se curvas correspondentes ao coeficiente de sustentação, ou seja, a parte negativa da tabela de C_{dv} , em função de A/D . Para melhor visualização e comparação com outras fontes de dados, estas curvas foram rebatidas sobre o eixo positivo das ordenadas.



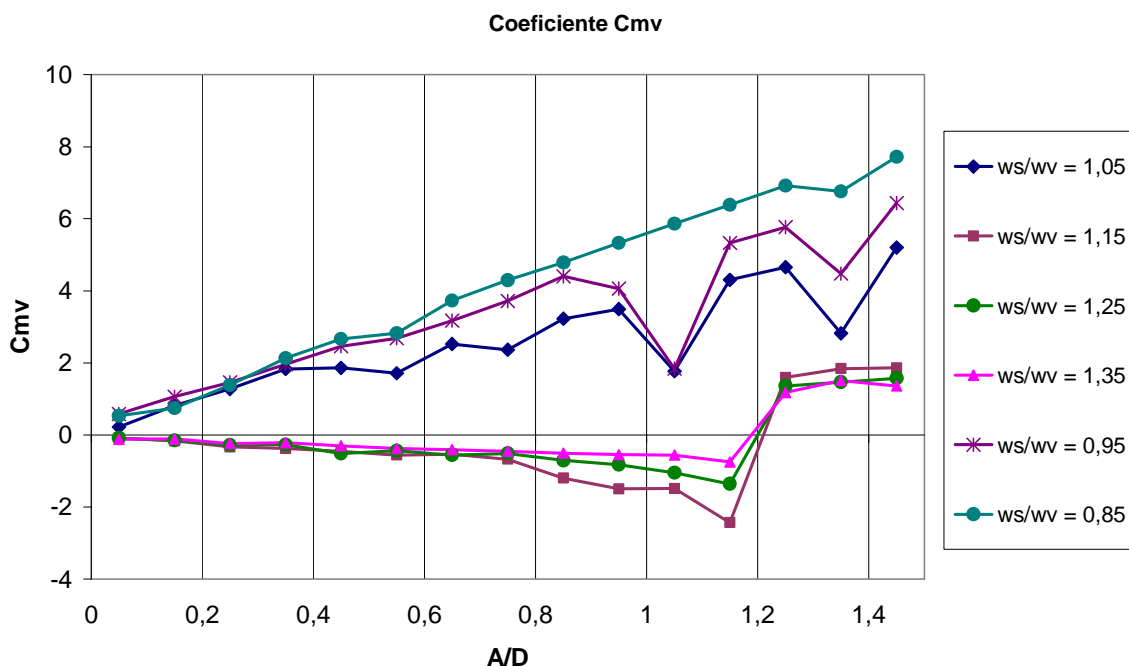
A figura a seguir compara as curvas de sustentação provenientes da tabela de C_{dv} com as curvas não-conservativas utilizadas no programa SHEAR7 versão 4.4.



Coefficiente C_{mv} (guarda equivalência com a massa adicionada)

ω_s/ω_v	A/D														
	0-0,1	0,1-0,2	0,2-0,3	0,3-0,4	0,4-0,5	0,5-0,6	0,6-0,7	0,7-0,8	0,8-0,9	0,9-1,0	1,0-1,1	1,1-1,2	1,2-1,3	1,3-1,4	1,4-1,5
0-0,1	49,61	148,83	248,05	347,3	446,49	545,71	644,93	744,15	843,37	942,59	1041,81	1141,03	1240,25	1339,47	1438,69
0,1-0,2	5,51	16,54	27,56	38,59	49,61	60,63	71,66	82,68	93,71	104,73	115,76	126,78	137,81	148,83	159,85
0,2-0,3	1,98	5,95	9,92	13,89	17,86	21,83	25,8	29,77	33,73	37,7	41,67	45,64	49,61	53,58	57,55
0,3-0,4	1,01	3,04	5,06	7,09	9,11	11,14	13,16	15,19	17,21	19,24	21,26	23,29	25,31	27,34	29,36
0,4-0,5	0,61	1,84	3,06	4,29	5,51	6,74	7,96	9,19	10,41	11,64	12,86	14,09	15,31	16,54	17,76
0,5-0,6	0,41	1,23	2,05	2,87	3,69	4,51	5,33	6,15	6,97	7,79	8,61	9,43	10,25	11,07	11,89
0,6-0,7	0,7	1,12	1,87	2,92	3,48	3,79	4,87	5,4	6,26	6,96	5,98	8,35	9,04	8,37	10,09
0,7-0,8	0,62	0,82	1,51	2,49	3,1	3,27	4,34	4,71	5,58	6,21	6,83	7,45	8,07	4,03	9
0,8-0,9	0,53	0,75	1,38	2,13	2,66	2,82	3,73	4,3	4,79	5,33	5,86	6,39	6,92	6,76	7,72
0,9-1,0	0,59	1,06	1,46	1,96	2,46	2,69	3,18	3,72	4,4	4,06	1,84	5,33	5,77	4,48	6,44
1,0-1,1	0,22	0,82	1,28	1,83	1,86	1,71	2,53	2,37	3,23	3,5	1,77	4,31	4,66	2,82	5,2
1,1-1,2	-0,09	-0,16	-0,33	-0,37	-0,45	-0,56	-0,53	-0,67	-1,2	-1,49	-1,48	-2,43	1,6	1,84	1,86
1,2-1,3	-0,09	-0,15	-0,28	-0,27	-0,51	-0,44	-0,56	-0,51	-0,7	-0,82	-1,05	-1,36	1,36	1,47	1,58
1,3-1,4	-0,12	-0,11	-0,24	-0,22	-0,3	-0,38	-0,41	-0,45	-0,5	-0,55	-0,56	-0,75	1,18	1,51	1,36
1,4-1,5	-0,03	-0,12	-0,22	-0,24	-0,28	-0,34	-0,39	-0,41	-0,45	-0,5	-0,57	-0,65	1,03	1,11	1,19
1,5-1,6	-0,04	-0,11	-0,2	-0,23	-0,23	-0,33	-0,37	-0,38	-0,44	-0,49	-0,52	-0,59	0,9	1	1,05
1,6-1,7	-0,07	-0,09	-0,13	-0,19	-0,23	-0,27	-0,31	-0,33	-0,4	-0,44	-0,57	-0,54	0,8	0,86	0,93
1,7-1,8	-0,06	-0,08	-0,11	-0,17	-0,2	-0,29	-0,28	-0,28	-0,35	-0,39	-0,44	-0,48	0,71	0,77	0,83
1,8-1,9	-0,05	-0,06	-0,1	-0,15	-0,18	-0,22	-0,25	-0,22	-0,32	-0,35	-0,39	-0,43	0,64	0,69	0,74
1,9-2,0	-0,05	-0,08	-0,11	-0,13	-0,16	-0,19	-0,22	-0,25	-0,29	-0,32	-0,58	-0,39	0,58	0,62	0,67
2,0-2,1	-0,04	-0,04	-0,07	-0,12	-0,15	-0,18	-0,2	-0,24	-0,26	-0,29	-0,31	-0,35	0,52	0,56	0,61
2,1-2,2	-0,04	-0,06	-0,09	-0,11	-0,14	-0,16	-0,18	-0,21	-0,24	-0,26	-0,29	-0,32	0,48	0,51	0,55
2,2-2,3	-0,04	-0,06	-0,08	-0,01	-0,12	-0,14	-0,17	-0,19	-0,22	-0,24	-0,18	-0,29	0,44	0,47	0,51
2,3-2,4	-0,03	-0,03	-0,05	-0,09	-0,04	-0,13	-0,16	-0,14	-0,2	-0,22	-0,25	-0,27	0,4	0,21	0,46
2,4-2,5	0,02	0,06	0,1	0,14	0,19	0,23	0,27	0,31	0,35	0,39	0,43	0,48	0,52	0,56	0,6
2,5-2,6	0,02	0,06	0,1	0,13	0,17	0,21	0,25	0,29	0,32	0,36	0,4	0,44	0,48	0,51	0,55
2,6-2,7	0,02	0,05	0,09	0,12	0,16	0,19	0,23	0,26	0,3	0,34	0,37	0,41	0,44	0,48	0,51
2,7-2,8	0,02	0,05	0,08	0,11	0,15	0,18	0,21	0,25	0,28	0,31	0,34	0,38	0,41	0,44	0,48
2,8-2,9	0,02	0,05	0,08	0,11	0,14	0,17	0,2	0,23	0,26	0,29	0,32	0,35	0,38	0,41	0,44
2,9-3,0	0,01	0,04	0,07	0,1	0,13	0,16	0,19	0,21	0,24	0,27	0,3	0,33	0,36	0,38	0,41

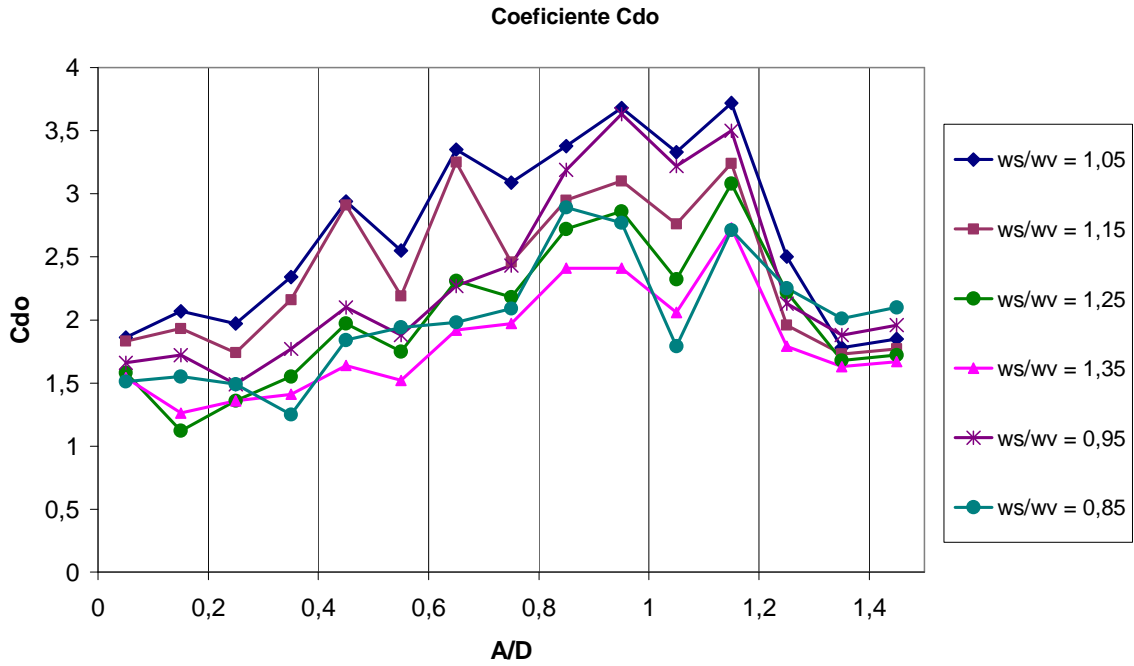
A seguir apresentam-se curvas de C_{mv} em função de A/D , para algumas razões de frequência:



Coefficiente C_{d0} (guarda equivalência com a amplificação do arrasto longitudinal)

$\omega S/\omega V$	A/D														
	0-0,1	0,1-0,2	0,2-0,3	0,3-0,4	0,4-0,5	0,5-0,6	0,6-0,7	0,7-0,8	0,8-0,9	0,9-1,0	1,0-1,1	1,1-1,2	1,2-1,3	1,3-1,4	1,4-1,5
0-0,1	1,58	3,2	5,02	6,89	8,78	10,7	12,6	14,5	16,4	18,3	20,2	22,1	24,1	26	27,9
0,1-0,2	1,25	1,58	2,07	2,62	3,2	3,8	4,41	5,02	5,65	6,27	6,89	7,52	8,15	8,78	9,42
0,2-0,3	1,22	1,36	1,58	1,87	2,18	2,51	2,85	3,2	3,56	3,92	4,29	4,66	5,02	5,4	5,77
0,3-0,4	1,21	1,28	1,41	1,58	1,78	2	2,23	2,46	2,7	2,95	3,2	3,46	3,71	3,97	4,23
0,4-0,5	1,21	1,25	1,33	1,45	1,58	1,74	1,9	2,07	2,25	2,43	2,62	2,81	3,01	3,2	3,4
0,5-0,6	1,2	1,23	1,29	1,37	1,47	1,58	1,71	1,84	1,98	2,12	2,27	2,42	2,57	2,72	2,88
0,6-0,7	1,2	1,22	1,27	1,32	1,4	1,49	1,4	2,11	1,79	1,91	1,52	2,15	2,28	2,41	2,53
0,7-0,8	1,35	1,38	1,43	1,32	1,62	1,67	1,69	2,18	2,89	2,48	1,68	1,92	2,16	2,18	2,28
0,8-0,9	1,51	1,55	1,49	1,25	1,84	1,94	1,98	2,09	2,89	2,77	1,79	2,71	2,25	2,01	2,1
0,9-1,0	1,66	1,72	1,49	1,77	2,1	1,88	2,27	2,43	3,19	3,63	3,22	3,5	2,13	1,88	1,96
1,0-1,1	1,86	2,07	1,97	2,34	2,94	2,55	3,35	3,09	3,38	3,68	3,33	3,72	2,5	1,78	1,85
1,1-1,2	1,83	1,93	1,74	2,16	2,91	2,19	3,25	2,46	2,95	3,1	2,76	3,24	1,96	1,73	1,77
1,2-1,3	1,58	1,12	1,36	1,55	1,97	1,75	2,31	2,18	2,72	2,86	2,32	3,08	2,22	1,68	1,72
1,3-1,4	1,54	1,26	1,36	1,41	1,64	1,52	1,92	1,97	2,41	2,41	2,06	2,73	1,79	1,63	1,67
1,4-1,5	1,59	1,66	1,52	1,68	1,74	1,73	2,06	1,91	2,34	2,46	2,5	2,85	1,62	1,6	1,63
1,5-1,6	1,49	1,52	1,35	1,53	1,73	1,58	1,8	1,78	2,12	2,31	2,45	2,58	1,59	1,57	1,6
1,6-1,7	1,75	1,79	1,64	1,54	1,81	1,59	2,01	1,82	2,06	2,27	2,14	2,64	1,56	1,54	1,57
1,7-1,8	1,12	1,15	1,2	1,28	1,24	1,07	1,3	1,53	1,67	1,39	1,42	1,45	1,48	1,51	1,54
1,8-1,9	1,12	1,15	1,17	1,27	1,23	1,37	1,29	1,4	1,35	1,38	1,4	1,43	1,46	1,49	1,52
1,9-2,0	1,12	1,15	1,17	1,2	1,23	1,35	1,28	1,31	1,55	1,36	1,39	1,42	1,45	1,47	1,5
2,0-2,1	1,12	1,15	1,17	1,2	1,22	1,28	1,27	1,38	1,33	1,35	1,38	1,4	1,43	1,45	1,48
2,1-2,2	1,12	1,14	1,12	1,24	1,22	1,24	1,27	1,36	1,45	1,34	1,36	1,39	1,41	1,44	1,46
2,2-2,3	1,12	1,14	1,17	1,19	1,21	1,26	1,26	1,19	1,31	1,33	1,35	1,38	1,4	1,42	1,45
2,3-2,4	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,4-2,5	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,5-2,6	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,6-2,7	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,7-2,8	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,8-2,9	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43
2,9-3,0	1,12	1,14	1,16	1,19	1,21	1,23	1,25	1,28	1,3	1,32	1,34	1,36	1,39	1,41	1,43

A seguir apresentam-se curvas de Cd_0 em função de A/D , para algumas razões de freqüência:



Condição de lock-in

Ay/D	0-0.1	0.1-0.2	0.2-0.3	0.3-0.4	0.4-0.5	0.5-0.6	0.6-0.7	0.7-0.8	0.8-0.9	0.9-1.0	1.0-1.1	1.1-1.2	1.2-1.3	1.3-1.4	1.4-1.5
0 to 0.1	NO LOCKIN														
0.1 to 0.2	NO LOCKIN														
0.2 to 0.3	NO LOCKIN														
0.3 to 0.4	NO LOCKIN														
0.4 to 0.5	NO LOCKIN														
0.5 to 0.6	NO LOCKIN														
0.6 to 0.7	NO LOCKIN														
0.7 to 0.8	NO LOCKIN														
0.8 to 0.9	NO LOCKIN														
0.9 to 1.0	NO LOCKIN														
1.0 to 1.1	NO LOCKIN														
1.1 to 1.2	NO LOCKIN														
1.2 to 1.3	NO LOCKIN														
1.3 to 1.4	NO LOCKIN														
1.4 to 1.5	NO LOCKIN														

St*U/fd	0-0.1	0.1-0.2	0.2-0.3	0.3-0.4	0.4-0.5	0.5-0.6	0.6-0.7	0.7-0.8	0.8-0.9	0.9-1.0	1.0-1.1	1.1-1.2	1.2-1.3	1.3-1.4	1.4-1.5
0 to 0.1	NO LOCKIN														
0.1 to 0.2	NO LOCKIN														
0.2 to 0.3	NO LOCKIN														
0.3 to 0.4	NO LOCKIN														
0.4 to 0.5	NO LOCKIN														
0.5 to 0.6	NO LOCKIN														
0.6 to 0.7	NO LOCKIN														
0.7 to 0.8	NO LOCKIN														
0.8 to 0.9	NO LOCKIN														
0.9 to 1.0	NO LOCKIN														
1.0 to 1.1	NO LOCKIN														
1.1 to 1.2	NO LOCKIN														
1.2 to 1.3	NO LOCKIN														
1.3 to 1.4	NO LOCKIN														
1.4 to 1.5	NO LOCKIN														

ANEXO 2

Método de *Prony*

Objetivo:

Extrair frequências, fases e amplitudes de um sinal discreto no tempo assumindo que este pode ser escrito na seguinte forma:

$$x(n) = \sum_{k=1}^n c_k \cdot \lambda_k^n \quad (1)$$

Onde λ é complexo.

Hipóteses:

- Sinal curto
- Sinal determinístico
- Sinal composto por número limitado de harmônicos

Extrai:

- Frequências
- Fases
- Amplitudes

Vantagem: Utiliza um pequeno conjunto de pontos.

Etapas:

1. Frequências
2. Amplitudes complexas

Metodologia:

Seja um sinal $\eta(i)$ e $S(i)$ seus últimos pontos de trás para frente. Fazemos:

$$-\sum_{k=1}^n a_k \cdot S(m+k+1) = S(m) \quad (2)$$

formando assim um sistema de equações onde n é o número de coeficientes e m o número de equações. Pode ser adotado um sistema superdeterminado onde $m > n$.

Na forma matricial:

$$- \begin{bmatrix} s[1] & s[-2] & \dots & s[n] \\ s[2] & s[-3] & \dots & s[n+1] \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ s[m] & s[m+1] & \dots & s[m+n-1] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ a_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s[1] \\ s[2] \\ \cdot \\ \cdot \\ s[m] \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$SS \cdot a = S$$

Onde a são os coeficientes a serem determinados.

Como pode-se ter $m > n$, faz-se uso do SVD de SS para resolver o sistema.

SVD:

$$SS_{m \times n} = U_{m \times n} \cdot W_{n \times n} \cdot V_{n \times n}^T ; \quad U \cdot U^T = U^T \cdot U = V^T \cdot V = V \cdot V^T = I$$

W é o SVD de SS , matriz diagonal

Assim:

$$\begin{aligned} -SS \cdot a &= S \\ -U \cdot W \cdot V^T \cdot a &= S \\ -W \cdot V^T \cdot a &= U^T S \\ -V^T \cdot a &= W^{-1} U^T S \\ \mathbf{a} &= -\mathbf{V} \cdot \mathbf{W}^{-1} \cdot \mathbf{U}^T \cdot \mathbf{S} \end{aligned}$$

Ao **vetor a** acrescenta-se o valor 1 (um) na primeira linha e em seguida inverte-o (a última linha passa a ser a primeira e sucessivamente). Chamaremos este novo vetor de **vetor v**. Assim as freqüências complexas do sinal (λ) serão as raízes do polinômio cujos coeficientes vêm do vetor v .

Raízes de v : λ_k onde λ_k é complexo.

A aproximação do sinal será dada por:

$$x(n) = \sum_{k=1}^n c_k \cdot \lambda_k^n \quad (4)$$

Falta então descobrir o vetor c .

$$S(i) = \sum_{k=1}^n c_k \cdot \lambda_k^{m-i} \quad (5)$$

$$\begin{bmatrix} \lambda_1^{m-1} & \lambda_2^{m-1} & \dots & \lambda_n^{m-1} \\ \lambda_1^{m-2} & \lambda_2^{m-2} & \dots & \lambda_n^{m-2} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \lambda_1^0 & \lambda_2^0 & \dots & \lambda_n^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c_1 \\ c_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ c_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s[1] \\ s[2] \\ \cdot \\ \cdot \\ s[m] \end{bmatrix} \quad (6)$$

A matriz dos coeficientes λ é chamada de Matriz de Vandermonde e seus coeficientes são números complexos. Logo, para resolver este sistema em c deve-se usar o SVD complexo, o qual o Math-Cad não possui.

As freqüências amplitudes e fases serão dadas por:

$$Amp_k = |c_k| + |c_k^*| \quad (7)$$

c^* é o conjugado de c

$$\phi_k = \tan^{-1} \left[\frac{\text{Im}(c_k)}{\text{Re}(c_k)} \right] \quad (8)$$

$$\theta_k = \tan^{-1} \left[\frac{\text{Im}(\lambda_k)}{\text{Re}(\lambda_k)} \right] \quad (9)$$

$$\omega_k = \frac{\theta_k}{\Delta t} \quad (10)$$

PLANILHA MATH-CAD

Foi elaborada uma planilha Math cad para resolver este tipo de problema.

Conclusões:

1. As respostas são altamente sensíveis ao número de coeficientes e de equações, n e m . Foi estudado um sinal com 3 frequências. Os valores de m e n que apresentaram melhores resultados foram 6 e 6 (isto pq o Math cad não resolve para valores de m e n diferentes).
2. A planilha consegue reproduzir bem o sinal e acertar as frequências e amplitudes, mas o cálculo das fases ainda é obscuro.

Uma reprodução da planilha é apresentada abaixo:



Universidade Federal do Rio de Janeiro
COPPE - PEC - Método Prony
 Data: 29/11/2005

↳ Planilha mathcad - Método de Prony

1 - Dados do sinal não amortecido

Período do sinal: $T := 12$

frequencia correspondente: $w := 2 \cdot \frac{\pi}{T}$ $w = 0.5236$

amplitude: $A := 1$

GERAÇÃO DE SINAL COM 3 FREQUÊNCIAS AMPLITUDES E FASES

$w1 := w$ $w2 := 2 \cdot w$ $w3 := 3 \cdot w$

$A1 := A$ $A2 := 2 \cdot A$ $A3 := 3 \cdot A$

Fase1 := $\frac{\pi}{2}$ Fase2 := 0.0 Fase3 := π

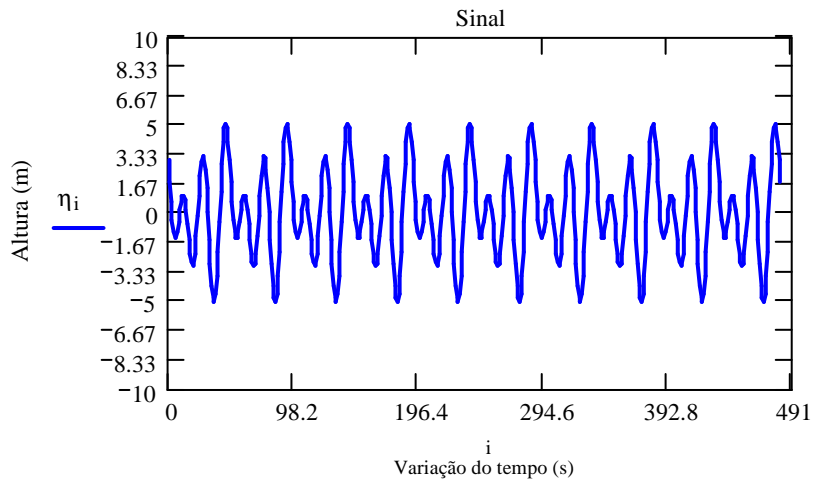
Time step: $\Delta t := 0.25$

Time de geração do sinal: $T_{total} := 10 \cdot T$

Número de pontos: $N_{pontos} := \frac{T_{total}}{\Delta t} + 1$ $N_{pontos} = 481$

$i := 0.. N_pontos$

Geração do sinal: $\eta_i := A1 \sin(w1 \cdot \Delta t \cdot i + Fase1) + A2 \cdot \cos(w2 \cdot \Delta t \cdot i + Fase2) + A3 \cdot \sin(w3 \cdot \Delta t \cdot i + Fase3)$



média: $mean(\eta) = 9.9071 \times 10^{-3}$

desvio padrão: $stdev(\eta) = 2.645$

Reordenando o vetor de termos independentes; $S_i := \eta_{N_pontos-i}$ (S = η de trás pra frente)

Número de coeficientes; $Ncoef := 6$

Número de equações utilizadas; $Neq := 6$

Time shifted $shift := 0$

Construção da matriz dos coeficientes;

$$SS := \begin{cases} \text{for } m \in 0.. Neq - 1 \\ \text{for } k \in 0.. Ncoef - 1 \\ s_{m,k} \leftarrow S_{m+1+k+shift} \end{cases} \quad SS = \begin{pmatrix} 3 & 4.0713 & 4.8193 & 5.1097 & 4.866 & 4.0826 \\ 4.0713 & 4.8193 & 5.1097 & 4.866 & 4.0826 & 2.8284 \\ 4.8193 & 5.1097 & 4.866 & 4.0826 & 2.8284 & 1.2392 \\ 5.1097 & 4.866 & 4.0826 & 2.8284 & 1.2392 & -0.5 \\ 4.866 & 4.0826 & 2.8284 & 1.2392 & -0.5 & -2.1796 \\ 4.0826 & 2.8284 & 1.2392 & -0.5 & -2.1796 & -3.5946 \end{pmatrix}$$

Decompondo a matriz dos coeficientes utilizando SVD; $SVD_SS := svd(SS)$

$rows(SVD_SS) = 12$

Extraindo a matriz U; $U := \text{submatrix}(\text{SVD_SS}, 0, \text{rows}(\text{SS}) - 1, 0, \text{Ncoef} - 1)$
 $\text{rows}(U) = 6$ $\text{cols}(U) = 6$

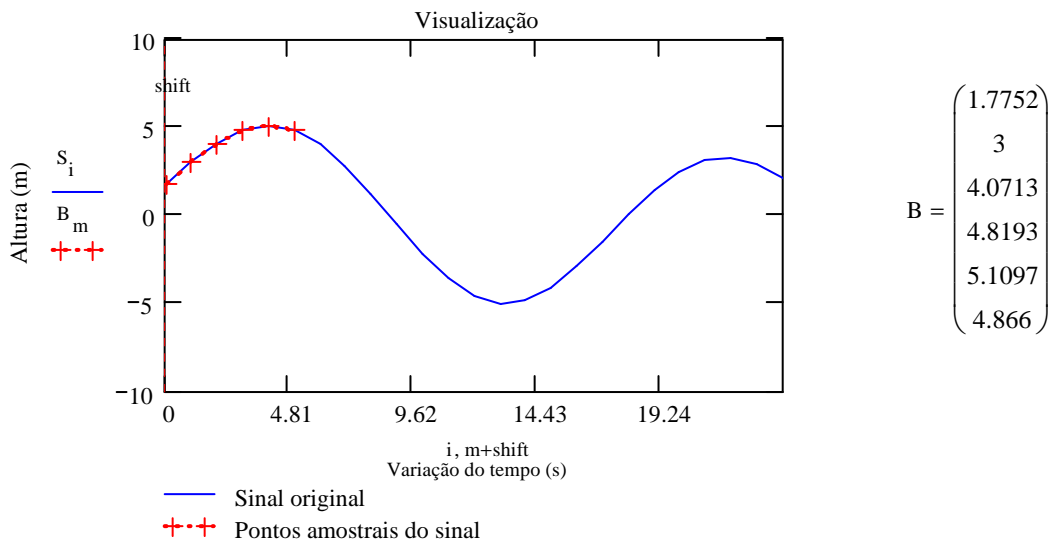
Extraindo a de V; $V := \text{submatrix}(\text{SVD_SS}, \text{rows}(\text{SS}), \text{rows}(\text{SS}) + \text{Ncoef} - 1, 0, \text{Ncoef} - 1)$
 $\text{rows}(V) = 6$

Matriz diagonal; $W := \text{diag}(\text{svds}(\text{SS}))$

Construção do vetor com os pontos utilizados do sinal;

$m := 0.. \text{Neq} - 1$

$B := \begin{cases} \text{for } m \in 0.. \text{Neq} - 1 \\ b_m \leftarrow S_{m+\text{shift}} \\ b \end{cases}$



$$SS_{m \times n} = U_{m \times n} \cdot W_{n \times n} \cdot V^T_{n \times n}; \quad U \cdot U^T = U^T \cdot U = V \cdot V^T = V^T \cdot V = I, \quad W = \text{diagonal}$$

$$- SS \cdot a = B$$

$$- U \cdot W \cdot V^T \cdot a = B$$

$$a = -V \cdot W^{-1} \cdot U^T \cdot B$$

Cálculo dos coeficientes;

$$a := -V \cdot W^{-1} \cdot (U^T \cdot B)$$

$$a = \begin{pmatrix} -5.7625 \\ 14.0642 \\ -18.6031 \\ 14.0642 \\ -5.7625 \\ 1 \end{pmatrix}$$

Verificação; $SS_{a+B} = \begin{pmatrix} -1.8208 \times 10^{-14} \\ -7.9936 \times 10^{-15} \\ 1.7764 \times 10^{-15} \\ 0 \\ 4.4409 \times 10^{-15} \\ 2.3093 \times 10^{-14} \end{pmatrix}$

Cálculo do sinal utilizando a expressão (2);

$m := 0..N_{eq} - 1$ $S_{_approach} := SS_{a+B}$

Sinal original; $S_{_original} := B$

$N_{coef} = 6$

Reordenando os termos do vetor ;
(cálculo de a com uma posição a mais no início, igual a 1)

$a := \begin{cases} \text{for } k \in 0..N_{coef} - 1 \\ \quad Aux2_{k+1} \leftarrow a_k \\ \quad Aux2_k \leftarrow 1 \text{ if } k = 0 \\ \quad Aux2 \end{cases}$

$a = \begin{pmatrix} 1 \\ -5.7625 \\ 14.0642 \\ -18.6031 \\ 14.0642 \\ -5.7625 \\ 1 \end{pmatrix}$

$v := \begin{cases} \text{for } k \in 0..N_{coef} \\ \quad v_k \leftarrow a_{(N_{coef}-k)} \\ \quad v \end{cases}$ $v = \begin{pmatrix} 1 \\ -5.7625 \\ 14.0642 \\ -18.6031 \\ 14.0642 \\ -5.7625 \\ 1 \end{pmatrix}$

v é o vetor a de trás para frente

Polos;

$\lambda_1 := \text{polyroots}(v)$ $\lambda_1 = \begin{pmatrix} 0.9238 - 0.3827i \\ 0.9239 + 0.3826i \\ 0.9658 + 0.2592i \\ 0.9663 - 0.259i \\ 0.991 - 0.1302i \\ 0.9917 + 0.1301i \end{pmatrix}$

$k := 0..N_{coef} - 1$

Módulo;

$|\lambda_{1k}| =$

0.9999
1
1
1.0004
0.9996
1.0002

FREQÜÊNCIAS

$$\theta_k := \operatorname{atan}\left(\frac{\operatorname{Im}(\lambda_{1k})}{\operatorname{Re}(\lambda_{1k})}\right) \quad f_k := \frac{\theta_k}{2 \cdot \pi \cdot \Delta t} \quad \text{wapproach}_k := \frac{\theta_k}{\Delta t}$$

$$\theta = \begin{pmatrix} -0.3927 \\ 0.3926 \\ 0.2622 \\ -0.2619 \\ -0.1307 \\ 0.1304 \end{pmatrix} \quad f = \begin{pmatrix} -0.25 \\ 0.2499 \\ 0.1669 \\ -0.1667 \\ -0.0832 \\ 0.083 \end{pmatrix} \quad \text{wapproach} = \begin{pmatrix} -1.5709 \\ 1.5704 \\ 1.0488 \\ -1.0474 \\ -0.5226 \\ 0.5217 \end{pmatrix}$$

w3 = 1.5708
w2 = 1.0472
w1 = 0.5236

Construção da matriz de Vandermonde (complexos);

$$\text{Vandermonde} := \begin{cases} \text{for } m \in 0.. \text{Neq} - 1 \\ \text{for } k \in 0.. \text{Ncoef} - 1 \\ r_{m,k} \leftarrow (\lambda_{1k})^{\text{Neq}-1-m} \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{cols}(\text{Vandermonde}) = 6 \\ \text{rows}(\text{Vandermonde}) = 6 \end{matrix}$$

Calculando as amplitudes complexas;

$$\text{Neq} = \text{Ncoef} = 6 \quad c1 := \text{lsolve}(\text{Vandermonde}, B) \quad c1 = \begin{pmatrix} 1.5004 + 1.7399i \times 10^{-3} \\ 1.5018 + 1.2622i \times 10^{-4} \\ 0.4964 - 0.8635i \\ 0.5019 + 0.8619i \\ 0.4296 + 0.2537i \\ 0.4359 - 0.2541i \end{pmatrix}$$

AMPLITUDES

(Metodologia de cálculo automático válida somente para quando os conjugados são vizinhos no vetor c1)

$$\text{amp} := \begin{cases} \text{for } k \in 0, 2.. (\text{Ncoef} - 1) \\ \text{amp} \frac{1}{2} \leftarrow |c1_k| + |c1_{k+1}| \end{cases} \quad \text{amp} = \begin{pmatrix} 3.0022 \\ 1.9934 \\ 1.0035 \end{pmatrix}$$

FASES

$$\phi_{1k} := \text{atan}\left(\frac{\text{Im}(c1_k)}{\text{Re}(c1_k)}\right)$$

$$\phi_1 = \begin{pmatrix} 1.1596 \times 10^{-3} \\ 8.4045 \times 10^{-5} \\ -1.049 \\ 1.0435 \\ 0.5335 \\ -0.5277 \end{pmatrix}$$

Fase1 = 1.5708
Fase2 = 0
Fase3 = 3.1416

Cálculo do sinal utilizando a expressão (5): $j := 0.. 2 \cdot N_pontos$

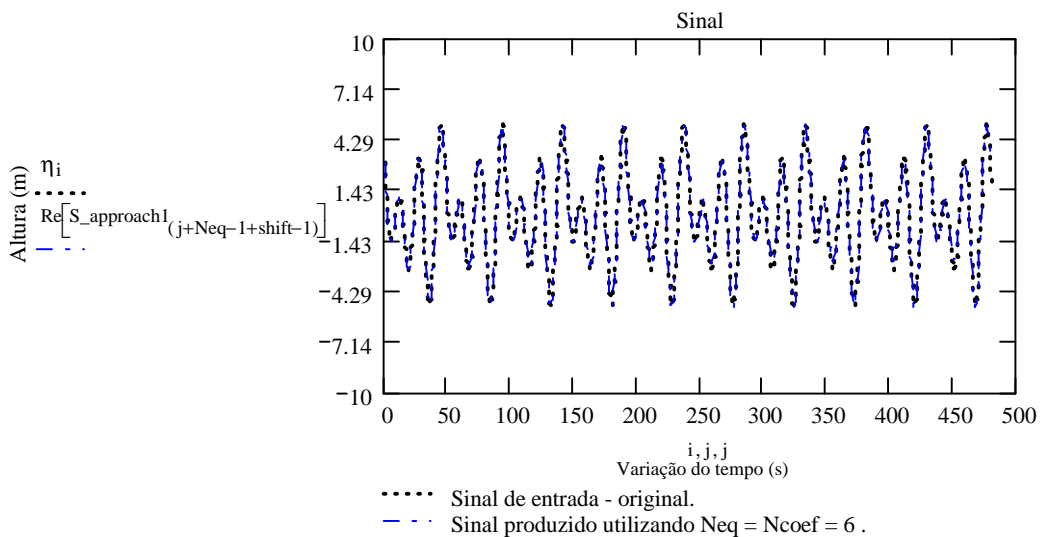
Sinal 1 obtido utilizando 6 coeficientes e 6 equações;

$$S_approach1_j := \sum_{k=0}^{Ncoef-1} c1_k \cdot (\lambda1_k)^j$$

Desvio padrão e média do sinal original e da aproximação através do método Prony:

	sinal original	sinal aproximado
desvio padrão:	stdev(η) = 2.645	stdev(Re($S_approach1$)) = 2.6805
média:	mean(η) = 9.9071×10^{-3}	mean(Re($S_approach1$)) = 0.0135

$j := 0.. N_pontos - 1$



ANEXO 3

SÉRIE DE FOURIER

A seguir, apresenta-se um estudo de expansão em série de Fourier da função do tipo $\text{sen.}|\text{sen}|$. Dos resultados, observa-se que a série só é capaz de representar bem a função original em todos os pontos para um número relativamente grande de coeficientes. Em outras palavras, pode-se dizer que uma função do tipo $\text{sen.}|\text{sen}|$ é composta por diversas frequências.

Os resultados do estudo realizado são apresentados antecipadamente na tabela abaixo, onde $f(a)$ é a função estudada e $g(a)$ sua expansão em série de Fourier. Na Tabela apresenta-se a comparação dos resultados para pontos próximos a 0 rad ($a=6$) e $3\pi/2$ ($a=2$).

Função	2 coeficientes			5 coeficientes			20 coeficientes		
	f(2)	g(2)	erro	f(2)	g(2)	erro	f(2)	g(2)	erro
A.senx senx	-9.947	-8.466	14.89%	-9.947	-9.896	0.51%	-9.947	-9.947	0.00%
A.cosx cosx	0.053	0.619	1067.9%	0.053	0.164	209.43%	0.053	0.062	16.98%

Função	2 coeficientes			5 coeficientes			20 coeficientes		
	f(6)	g(6)	erro	f(6)	g(6)	erro	f(6)	g(6)	erro
A.senx senx	0.472	1.844	290.68%	0.472	0.592	25.42%	0.472	0.468	0.85%
A.cosx cosx	9.528	8.285	13.05%	9.528	9.519	0.09%	9.528	9.527	0.01%

Número de coeficiente que formarão a série de Fourier: $n_{coef} := 3$

Período da função: $L := \frac{\pi}{2}$

Amplitude da função: $A := 10$

Fase: $\phi_1 := \frac{\pi}{4}$

Função a ser estudada:

$$f(x) := A \cdot \sin\left(\frac{\pi}{L} \cdot x + \phi_1\right) \cdot \left| \sin\left(\frac{\pi}{L} \cdot x + \phi_1\right) \right|$$

$$a_0 := \left(\frac{1}{2 \cdot L} \cdot \int_{-L}^L f(x) \, dx \right) \quad a_0 = 0$$

$$c_0 := a_0 \quad cc_0 := a_0$$

$$n := 1, 2, \dots, n_{coef}$$

$$a_n := \left(\frac{1}{L} \cdot \int_{-L}^L f(x) \cdot \cos\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \, dx \right)$$

$$b_n := \left(\frac{1}{L} \cdot \int_{-L}^L f(x) \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right) \, dx \right)$$

$$a = \begin{pmatrix} 0 \\ 6.002 \\ 0 \\ -1.2 \end{pmatrix}$$

$$b = \begin{pmatrix} 0 \\ 6.002 \\ 0 \\ 1.2 \end{pmatrix}$$

Determinação dos coeficientes complexos $c(n)$ a partir dos coeficientes reais $a(n)$ e $b(n)$
 $c(n)$ ---> coeficientes c/n positivo
 $d(n)$ ---> coeficientes c/n negativo = $c(-n)$

$$i := \sqrt{-1}$$

$$c_n := \frac{a_n - i \cdot b_n}{2} \qquad d_n := \frac{a_n + i \cdot b_n}{2}$$

Determinação dos coeficientes complexos a partir da integral complexa $c/n > 0$

$$cc_n := \left[\frac{1}{2 \cdot L} \cdot \int_{-L}^L f(x) \cdot \left(e^{-i \cdot n \cdot \pi \cdot \frac{x}{L}} \right) dx \right]$$

Determinação dos coeficientes complexos a partir da integral complexa $c/n < 0$

$$dd_n := \left[\frac{1}{2 \cdot L} \cdot \int_{-L}^L f(x) \cdot \left(e^{i \cdot n \cdot \pi \cdot \frac{x}{L}} \right) dx \right]$$

$$c = \begin{pmatrix} 0 \\ 3.001 - 3.001i \\ 0 \\ -0.6 - 0.6i \end{pmatrix} \quad cc = \begin{pmatrix} 0 \\ 3.001 - 3.001i \\ 0 \\ -0.6 - 0.6i \end{pmatrix} \quad d = \begin{pmatrix} 0 \\ 3.001 + 3.001i \\ 0 \\ -0.6 + 0.6i \end{pmatrix} \quad dd = \begin{pmatrix} 0 \\ 3.001 + 3.001i \\ 0 \\ -0.6 + 0.6i \end{pmatrix}$$

Reprodução da função a partir dos coeficientes de Fourier

Série Real

$$g(x) := a_0 + \sum_{n=1}^{ncoef} \left(a_n \cdot \cos\left(\frac{n \cdot \pi}{L} \cdot x\right) + b_n \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi}{L} \cdot x\right) \right)$$

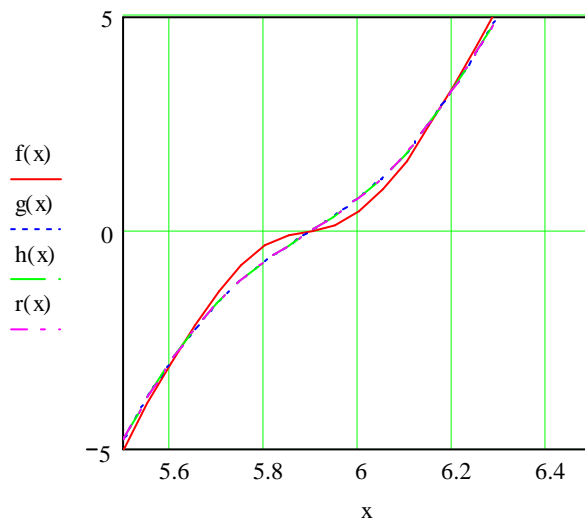
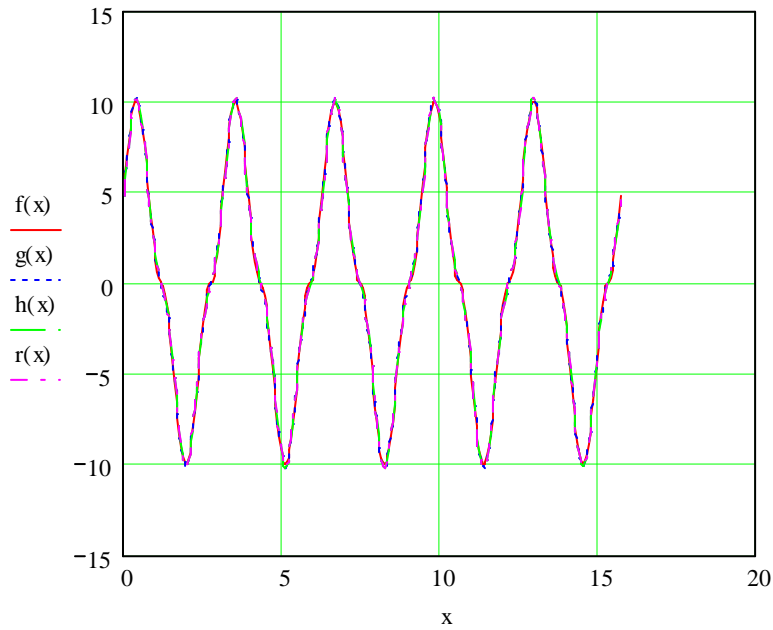
Série complexa a partir da série real

$$h(x) := c_0 + \sum_{n=1}^{ncoef} \left[c_n \cdot e^{(i \cdot n \cdot x) \cdot \frac{\pi}{L}} \right] + \sum_{n=1}^{ncoef} \left[d_n \cdot e^{(-i \cdot n \cdot x) \cdot \frac{\pi}{L}} \right]$$

Série complexa a partir da integral complexa

$$r(x) := c_0 + \sum_{n=1}^{ncoef} \left[cc_n \cdot e^{(i \cdot n \cdot x) \cdot \frac{\pi}{L}} \right] + \sum_{n=1}^{ncoef} \left[dd_n \cdot e^{(-i \cdot n \cdot x) \cdot \frac{\pi}{L}} \right]$$

x := 0, 0.05.. 10·L



Verificação numérica p/x=2 e série composta por 3 coeficientes:

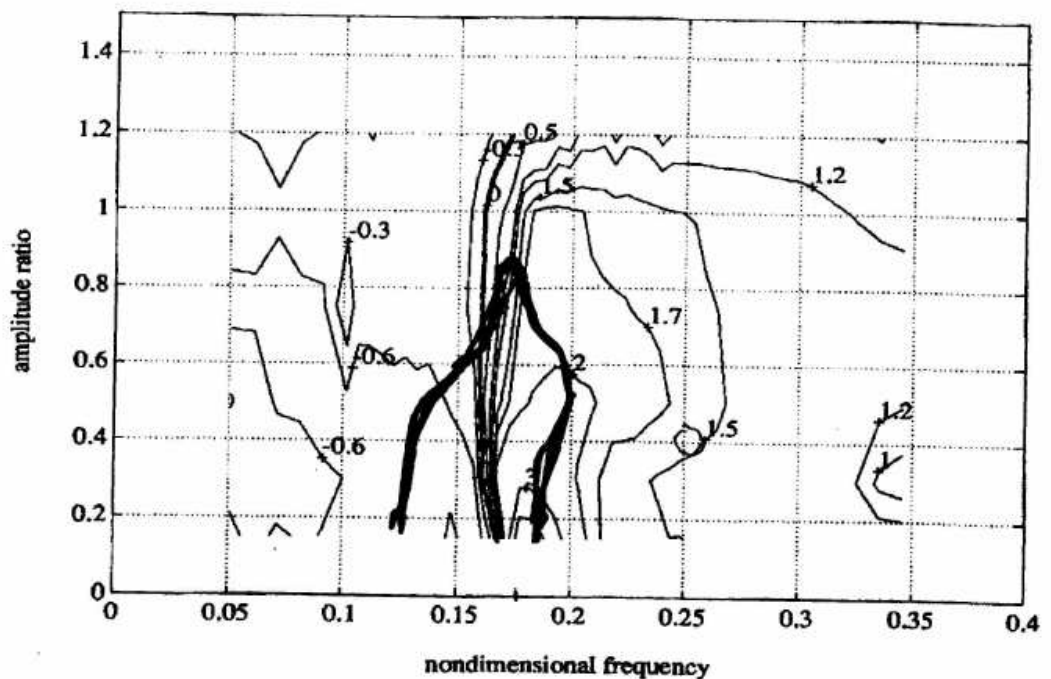
ncoef = 3

f(2) = -9.947	f(6) = 0.472
g(2) = -10.123	g(6) = 0.807
h(2) = -10.123	h(6) = 0.807
r(2) = -10.123	r(6) = 0.807

ANEXO 4

COEFICIENTES HIDRODINÂMICOS POR GOPALKRISHNAN

A figura abaixo apresenta as curvas de coeficiente de massa adicionada em função da amplitude adimensional (A/D) e do inverso da velocidade reduzida (*nondimensional frequency* = $\omega_v St/\omega_s$). Os valores foram obtidos por *Gopalkrishnan* [32] para ensaios com cilindro rígido e movimentos harmônicos.



Esta base de dados foi usada na elaboração do programa VIVANA de forma simplificada: a amplitude adimensional foi fixada em 0,5 e foi traçada uma curva função apenas do inverso da velocidade reduzida ($\omega_v St/\omega_s$).

ANEXO 5

VISCOSIDADE ABSOLUTA DA ÁGUA

A figura abaixo apresenta a variação da viscosidade absoluta da água de acordo com a temperatura da água. Dados retirados de [38].

