MARCOS SALLES CUEVA

**ESTUDO DE VIM - MOVIMENTOS INDUZIDOS POR VÓRTICES EM
PLATAFORMAS DO TIPO MONOCOLUNA: ABORDAGEM
NUMÉRICO-EXPERIMENTAL E IMPACTOS NO SISTEMA DE
AMARRAÇÃO**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Engenharia**

São Paulo

2011

MARCOS SALLES CUEVA

**ESTUDO DE VIM - MOVIMENTOS INDUZIDOS POR VÓRTICES EM
PLATAFORMAS DO TIPO MONOCOLUNA: ABORDAGEM
NUMÉRICO-EXPERIMENTAL E IMPACTOS NO SISTEMA DE
AMARRAÇÃO**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Engenharia**

**Área de Concentração:
Engenharia Naval e Oceânica**

**Orientador:
Prof. Dr. André Luis Condino Fugarra**

São Paulo

2011

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 22 de março de 2011.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

FICHA CATALOGRÁFICA

Cueva, Marcos Salles

Estudo de VIM – Movimentos Induzidos por Vórtices em plataformas do tipo monocoluna: abordagem numérico-experimental e impacto no sistema de amarração / M.S. Cueva. -- ed.rev. -- São Paulo, 2011.

116 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1. Vórtices dos líquidos 2. Estruturas marítimas 3. Fadiga das estruturas 4. Amarração (Impacto) 5. Ancoragem I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II. t.

À minha esposa Claudia, que
sempre me incentivando,
exigiu meu melhor.

AGRADECIMENTOS

A Deus, soberano sobre todas as coisas.

A toda a minha família, especialmente Carmen, Marina, Guilherme e Moacir, que sempre me apoiaram em todas as minhas atividades.

Ao amigo, primo e sócio Daniel Cueva, com quem venho compartilhando há mais de 10 anos todas as minhas experiências profissionais.

Ao Nelson, que além de meu tio, é o meu grande orientador profissional.

Aos meus amigos, Grilo (Zé), Rato (Passarelli) e (Pepo) Saldiba, que acharam que meu mestrado era uma lenda.

Aos amigos, Antonio Russo e João Sparano, que também passam pela mesma aventura de abrir uma empresa pequena no Brasil.

Ao Prof. André L. C. Fajarra, que me auxiliou a manter o foco da pesquisa, e me orientou com relação a interpretação de dados até então inéditos.

Ao Prof. Dr. Kazuo Nishimoto, que iniciou os estudos sobre monocolunas no Brasil, e na mesma época me convenceu a continuar os desenvolvimentos acadêmicos, uma das sementes da Oceânica.

Aos profissionais da Oceânica Offshore, que participaram de discussões sobre o tema.

À toda equipe, da USP e do IPT, que participou dos desenvolvimentos dos quais fiz parte, e ainda continuam os trabalhos na área, como o engenheiro Rodolfo T. Gonçalves, e Guilherme Feitosa Rosetti.

À Petrobras Petróleo Brasileiro S/A, que viabilizou a execução dos ensaios realizados no tanque de reboque do IPT, e deu todo o suporte necessário à pesquisa.

À Sevan Marine, que disponibilizou os dados de sua propriedade para este trabalho.

RESUMO

A vibração induzida por vórtices - VIV é um assunto muito estudado na engenharia oceânica, tendo seu nome adaptado para VIM por ocasião de observação semelhante em plataformas do tipo *Spar* no Golfo do México.

Com o início da utilização de plataformas monocolunas, especificamente com a instalação da Sevan Piranema no Nordeste Brasileiro, em 2007, questionou-se sobre a ocorrência deste fenômeno nestas unidades de seção cilíndricas, aplicando cargas não previstas aos sistemas de ancoragem, e eventualmente tornando estes subdimensionados.

Em um primeiro momento, foi realizado estudo detalhado sobre os trabalhos já realizados na área, e tendo sido encontrado material insuficiente sobre o VIM em plataformas monocolunas, buscou-se a sua caracterização em termos de amplitudes e períodos de oscilação a partir de ensaios em tanques de prova, estratégia justificada pela dificuldade em se obter tais resultados de forma confiável via uma abordagem analítica e/ou numérica.

Posteriormente, com o objetivo de se verificar o impacto do VIM nas cargas extremas, e principalmente na fadiga do sistema de ancoragem, foram realizadas análises com dois métodos distintos encontrados na literatura. Em linhas gerais, o primeiro método é descrito como aquele que considera a aplicação do VIM via movimentos equivalentes aos identificados experimentalmente e o segundo, por sua vez, via a consideração apenas das respectivas forças. Para esses estudos foi analisado o sistema de amarração em um cenário típico, sob condições ambientais de vento, onda e correnteza.

Finalmente, dada a sua importância observada nos resultados, foram discutidas as relações entre o VIM e alguns fatores externos, tais como: a razão de aspecto da plataforma; a presença concomitante de ondas e o amortecimento viscoso atuante nas linhas de ancoragem, sendo apresentados para este último uma comparação dos resultados obtidos numericamente com aqueles experimentais.

Palavras chave: VIM, VIV, Monocoluna, Amarração, Ancoragem, Fadiga, Ensaios, Análise de extremos e de vida útil

ABSTRACT

The vortex induced vibration – VIV is a main subject studied in the *offshore* engineering, having its name adapted to VIM by the occurrence in *Spar* platforms in the Gulf of México. As the first monocolumn unit, the Sevan Piranema, was in Northeast Brazil in 2007, VIM occurrence in cylindrical units like this was questioned, having the mooring lines design dimensioned without this load.

Firstly a detailed study about the works developed in this field was performed, and not being found enough publications about VIM in monocolumns, its characterization was aimed in terms of oscillation amplitude and period through model tests, due to the difficulty to obtain reliable results by means of analytical or numerical approaches.

Later, with the objective of verifying the impact of VIM in extreme loads and, mainly, in fatigue damage, analyses with two different methods found in the literature were performed. The first consider the application of VIM as a motion in the numerical model, based on the experimental results, and the second applies the observed forces. For these studies the mooring system for a typical scenario was analyzed, under the wave, wind and current environmental force.

At last, due to the importance observed from the results, there were discussed the relation of VIM with some external factors, like span wise relation, presence of waves and viscous damping, being presented for this last a comparison of the numerical model results with the experimental is presented.

Key words: VIM, VIV, Monocolumn, Mooring system, Fatigue, Model Testing, Extreme analysis

SUMÁRIO

FICHA CATALOGRÁFICA	3
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVO	8
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	9
3.1. Plataformas tipo monocoluna	9
3.2. Conceitos básicos sobre VIV	13
3.3. VIM em <i>Spars</i>	17
3.4. VIM em outras geometrias	28
3.5. VIM em monocolunas	30
3.6. Impacto do VIM em linhas de amarração.....	32
4. OBSERVAÇÃO EXPERIMENTAL DO VIM.....	39
4.1. Os desafios e as dificuldades	39
4.2. Os tipos de ensaios.....	40
4.3. A escolha do tanque de provas e da escala	45
4.4. Os efeitos de escala.....	47
4.5. A assimetria do casco	51
4.6. Reprodução da amarração.....	56
5. VERIFICAÇÃO DO IMPACTO DO VIM NO PROJETO DO SISTEMA DE ANCORAGEM.....	61
5.1. Definição do cenário de estudo	62
5.2. Definição das amplitudes de VIM.....	67
5.3. VIM aplicado como movimento.....	71
5.4. Aplicação do VIM como força.....	81
6. RELAÇÕES ENTRE O VIM E OUTROS AGENTES HIDRODINÂMICOS	90
6.1. A influência da direção de incidência da correnteza.....	91
6.2. A influência da coexistência de ondas e o VIM.....	93
6.3. A influências de elementos atenuadores do VIM	97
6.4. A influência razão de aspecto	100
6.5. A influência de amortecimento extra	102
7. CONCLUSÕES FINAIS E RECOMENDAÇÕES	106
8. BIBLIOGRAFIA	111

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Poços <i>offshore</i> pioneiros, em 1901. Fonte: Leffler et al. (2003)	2
Figura 2 - Primeiras unidades <i>offshore</i> desconectadas da terra, 1947. Fonte: Leffler et al. (2003)	2
Figura 3 - Variação da profundidade explorada ao longo dos anos, com indicação dos tipos de unidades e regiões de utilização. Fonte: Clauss, (2007),	3
Figura 4 - Exemplos das unidades <i>offshore</i> flutuantes utilizadas. a)FPSO, b)semisubmersível, c) <i>Spar</i> , d)TLP, e)Monocoluna, f)Monocoluna	4
Figura 5 - Quantidade de unidades flutuantes de produção no mundo. Fonte: Cueva et al. (2009)	5
Figura 6 - Corte esquematizado de uma monocoluna. Fonte: Campos et. al. (2004)b, sendo adicionadas as cotas principais	9
Figura 7 - Os conceitos da MPU SEMO e Aker Solutions (à direita). Fonte: MPU-SEMO e Aker Solutions	11
Figura 8 - Conceitos da SSP e Sevan Marine (à direita). Fonte: Cueva et al. e Syvertsen e Lopes (2007)	11
Figura 9 - Conceitos da MonoBR e MonoBR-GoM (à direita). Fonte: Gonçalves et al. (2010)b	12
Figura 10 - Esteira de cilindro em regime laminar. Fonte: Batchelor (1967)	14
Figura 11 - Esteira de von Kármán em regime laminar e turbulento. Fonte: van Dyke (1982)	14
Figura 12 - Variação do número de Strouhal em função de Reynolds para cilindros. Fonte: Norberg (2000)	15
Figura 13 - Resultado típico de VIV. Fonte: Faltinsen (1990)	16
Figura 14 - <i>Spars</i> instaladas até 2009, com detalhe da evolução do conceito. Fonte: Offshore Magazine, 2009	17
Figura 15 - Componentes típicos de uma <i>Truss Spar</i> . Fonte: Offshore Magazine	18
Figura 16 - <i>Cell Spar</i> estudada por Finn et al. (2003)	19
Figura 17 - Resultados apresentados por Finn et al. (2003)	20
Figura 18 - Amplitude adimensionalizada (amplitudes maiores representadas por cores mais quentes) de VIM em função da velocidade reduzida (ordenada) e aproamento (abscissa). Fonte: van Dijk (2003)	22
Figura 19 - Modelo de <i>Spar</i> utilizado. Fonte: Irani e Finn (2004)	23
Figura 20 - Arranjo no tanque de reboque. Fonte: Irani e Finn (2004)	24
Figura 21 - Modelo ensaiado por Finnigan et al. (2005)	25
Figura 22 - a) comparação dos resultados de ensaios de reboque versus ensaios em tanque oceânico, b) série temporal com teste de correnteza com e sem ondas ($H_s=3m$), c) ensaio em ondas, d) resultados com e sem ondas ($H_s=7,6m$ e $11,9m$). Fonte: Finnigan et al. (2005)	26
Figura 23 - Coeficiente de arrasto (C_d) em função de Reynolds para cilindros livres e rugosos. Fonte: Allen e Henning (2001)	28
Figura 24 - Modos de vibrar para configuração de <i>free standing riser</i> . Fonte: Wilde (2007)	29
Figura 25 - Arranjo experimental para ensaio de VIV de <i>free standing riser</i> . Fonte: Wilde (2007)	29
Figura 26 - Modelo utilizado e resultados numéricos x experimentais obtidos por Lacerda et al. (2009)	31
Figura 27 - Modelo utilizado e resultados numéricos x experimentais obtidos por Rosetti et al. (2009)a	31

Figura 28 - Variação do período natural em função do aproamento ou incidência. Fonte: Magee et al. (2003)	32
Figura 29 - Variação da amplitude de oscilação, em função do aproamento ou incidência. Fonte: Magee et al. (2003)	33
Figura 30 - Variação do fator de segurança em função do aproamento, com comparação do VIM aplicado como movimento (DRIVESIM) e como força (FORCE-IT). Fonte: Magee et al. (2003)	33
Figura 31 - Fator de segurança obtido por Huang et al. (2003), com diferentes velocidades de correnteza e materiais.....	34
Figura 32 - Fadiga obtida por Huang et al. (2003), com diferentes velocidades e materiais ...	35
Figura 33 - Relação de VIM com a amarração e resposta de VIM para cada aproamento (à direita). Fonte: Kokkinis et al. (2004).....	36
Figura 34 – Esquema de arranjo de ensaios submersos. Fonte: Kokkinis et al. (2004)	40
Figura 35 - Ensaios em oscilação forçada	41
Figura 36 - Ensaios de VIM com 1 grau de liberdade (cross-flow)	41
Figura 37 - Arranjo em ensaio livre com seis graus de liberdade (6 GDL)	42
Figura 38 - Coeficiente de massa adicional (Ca): ensaio livre versus forçado. Fonte: Cueva e Faria (2008).....	44
Figura 39 - Coeficiente de massa adicional (Ca) no ensaio forçado. Fonte: Cueva e Faria (2008).....	44
Figura 40 - Variação de coeficiente de arrasto (Cd) para cilindros em função da rugosidade. Fonte: Adaptação de Achenbach e Heinecke (1981) e Macha e Reid (1984)	47
Figura 41 - Montagem para teste cativo	48
Figura 42 - Casco liso testado	48
Figura 43 - Casco com rugosidade de $k/D=4.10^{-3}$	49
Figura 44 - Resultados de coeficiente de arrasto (Cd) para o ensaio cativo com variação de rugosidade. Fonte: Cueva et al. (2006)	50
Figura 45 - Resultados de VIM para modelo livre e variação de rugosidade. Fonte: Cueva et al. (2006).....	50
Figura 46 - Modelos da a) MonoBR-GoM, b) Sevan Piranema e c) MonoBR com apêndices.	52
Figura 47 – Coeficiente de arrasto (Cd) para ensaio cativo da MonoBR em dois aproamentos. Fonte: Cueva et al. (2006), adaptado	53
Figura 48 - Amplitude de VIM (A/D) para MonoBR em diversos aproamentos. Fonte: Cueva e Faria (2008).....	53
Figura 49 - Definição dos aproamentos (e incidências de correnteza), para explicações ver nota de rodapé 22, na página 43.....	54
Figura 50 - Resultados para Incidência de 0° obtidos por Fugarra et al. (2009)	54
Figura 51 - Resultados para Incidência de 315° obtidos por Fugarra et al. (2009)	55
Figura 52 - Exemplo de amarração típica para monocolunas	56
Figura 53 - Procedimento para determinação da amarração para testes de VIM utilizado por Huang et al. (2003)	57
Figura 54 - Arranjo de linhas do modelo em escala	58
Figura 55 - Exemplo de calculo de rigidez para cada aproamento, Huang et al. (2003).....	58
Figura 56 - Exemplo de rigidez cross-flow experimental para o caso de aproamento 0° e $V_r=15$, Cueva e Faria (2008)	59
Figura 57 - Regiões de interesse de VIM	59
Figura 58 - Vista de topo do arranjo utilizado e orientação definida	62
Figura 59 - Definição da verificação inicial da rigidez <i>cross-flow</i>	63
Figura 60 - Variação do período natural <i>cross-flow</i> em função do aproamento e da deriva....	64

Figura 61 - Regiões de interesse de VIM com os períodos naturais observados para várias derivas.....	65
Figura 62 - Fluxograma para definição dos parâmetros de estudo.....	68
Figura 63 - Obtenção dos valores de amplitude (A/D) e período (T/Tn) adimensionalizados, nas direções <i>in-line</i> e <i>cross-flow</i>	69
Figura 64 - Variação da velocidade reduzida em função dos períodos naturais <i>cross-flow</i> e velocidades de correnteza, com os cinco casos analisados.....	70
Figura 65 - Trajetória de VIM obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como movimento.....	71
Figura 66 - Trajetória de VIM e deriva obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como movimento.	72
Figura 67 - Força de restauração das linhas em função do deslocamento <i>cross-flow</i> obtidas na análise numérica do caso com correnteza de 3m/s e Hs=13m (C3H13), para VIM aplicado como movimento.....	73
Figura 68 - Trajetória dos casos com onda/vento/correnteza em relação a lâmina d'água, no modelo numéricos, sem VIM.....	74
Figura 69 - Séries temporais de tração da linha 3 nas condições ambientais analisadas, com onda, vento e correnteza, sem VIM.....	75
Figura 70 - Tração média e desvio padrão em relação ao <i>Minimum Breaking Strength</i> (MBS) Para os casos com onda, vento, correnteza e VIM aplicado como movimento analisados separadamente.	75
Figura 71 - Percentual admissível de ocorrência para uma vida útil mínima de 75 anos (fator de segurança 3): Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento.....	77
Figura 72 - Somatória de trações na linha de ancoragem com Onda+Vento+Correnteza e VIM, para os casos C3H3, C3H7 e C3H13, com correnteza de 3m/s e onda com Hs=3m (topo), Hs=7m (meio) e Hs=13m, respectivamente.....	79
Figura 73 - Percentagem admissível de ocorrência: Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento, com os danos e séries temporais de ambos somados..	79
Figura 74 - Tração média e desvio padrão em relação ao MBS, com onda+vento+correnteza, VIM, soma direta e soma das séries temporais.....	80
Figura 75 - Exemplo de análises de ancoragem considerando como força o VIM.....	81
Figura 76 – Série temporal de força <i>cross-flow</i> aplicada no caso C3H13.....	82
Figura 77 - Trajetória de VIM obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como força.....	83
Figura 78 - Trajetória de VIM e deriva obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como força.	84
Figura 79 - Força de restauração das linhas em função do deslocamento <i>cross</i> obtidas na análise do caso com correnteza de 3m/s e Hs=13m (C3H13), para VIM aplicado como força.....	84
Figura 80 - Percentagem admissível de ocorrência: Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento e como Força.....	85
Figura 81 - Amplitudes <i>cross-flow</i> nos diferentes casos testados com VIM como força.....	87
Figura 82 – Percentagem admissível de ocorrência permitido nos diferentes casos testados com VIM Força.....	87
Figura 83 - Tração nos diferentes casos testados com VIM Força.....	88
Figura 84 – Percentagem admissível de ocorrência permitido nos casos como Onda, vento e correnteza; com os danos somados com o caso com o VIM aplicado como movimento e como VIM Força, com a presença de todos os agentes ambientais...	88

Figura 85 - Tração nos casos como Onda, vento e correnteza; com as trações somadas com o caso com o VIM aplicado como movimento e como VIM Força, com a presença de todos os agentes ambientais	89
Figura 86 - Influência da posição dos <i>fairleads</i> no VIM, apresentado por Fugarra et al. (2009)	91
Figura 87 - VIM para $V_r=7$ e com a presença de onda $H=4m$ $T=14s$ (à direita). Fonte: Cueva e Faria (2008)	94
Figura 88 - Impacto das ondas no VIM. Fonte: Cueva e Faria (2008)	94
Figura 89 - VIM para $V_r=12$ a) sem ondas, b) com onda $H=4m$ $T=14s$ e c) com onda de $H=6,6m$ $T=18s$. Fonte: Cueva e Faria (2008)	95
Figura 90 - Percentual admissível de ocorrência com diferentes fases de aplicação da força de VIM, com a presença de ondas	96
Figura 91 - Exemplos de dispositivos redutores de VIV. Fonte: Blevins (1990)	98
Figura 92 - Resultados com <i>Spoiler plates</i> para a MonoBR-GoM, Cueva et al. (2006) e para MonoBR, Gonçalves et al. (2010) (à direita)	98
Figura 93 - Comparação dos resultados com diferentes razões de aspecto MonoBR (à esquerda), Cueva e Faria (2008) e Sevan Piranema, Fugarra et al. (2007)	101
Figura 94 - Dispositivo utilizado para simulação de amortecimento devido aos risers e linhas de ancoragem	103
Figura 95 - Impacto do amortecimento extra. Fonte: Gonçalves, et al. (2010)	103
Figura 96 - Comparação do VIM experimental x numérico com amortecimento das linhas.	104
Figura 97 – Consolidação dos resultados de VIM para monocolunas, para verificação inicial	107
Figura 98 – Consolidação dos resultados de fadiga obtidos	109

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Resumo dos tipos de ensaios para VIM	42
Tabela 2 - Condições ambientais testadas	65
Tabela 3 - Definição de velocidade reduzida (V_r), amplitude (A/D) e período (T/T_n) adimensionalizados, nas direções <i>in-line</i> e <i>cross-flow</i> e coeficiente de arrasto (C_d) <i>inline</i>	69
Tabela 4 – Coeficientes de força de arrasto média e oscilatória <i>in-line</i> e força de sustentação utilizados na consideração de VIM como força.....	82
Tabela 5 - Características das simulações numéricas considerando o VIM como a aplicação de uma força externa.....	86
Tabela 6 - Razões de aspecto das monocolunas testadas e de alguns projetos existentes apresentados na seção 3.1	100
Tabela 7 - Variação de amortecimento no modelo numérico.....	104

LISTA DE SÍMBOLOS

Esta lista relaciona apenas os símbolos utilizados ao longo de toda a dissertação. Símbolos presentes apenas em algumas passagens, não são apresentados nesta seção, mas definidos à medida que são citados.

Símbolo	Unidade	Descrição
A	m	Amplitude de movimento
c	m/s	Velocidade de propagação da onda
Cd	adimensional	Coefficiente de arrasto
Cl	adimensional	Coefficiente de sustentação
Ca	adimensional	Coefficiente de massa adicional
D	m	Dimensão característica
F	kN	Força
Fr	adimensional	Número de Froude
g	m/s ²	Aceleração da gravidade
H	m	Altura
Hs	m	Altura significativa
K	kN/m	Rigidez
L	m	Comprimento da embarcação
LD	m	Lâmina d'água
M	tons	Massa
Re	adimensional	Número de Reynolds
S	m ²	Área projetada
T	s	Período de oscilação
Tp	s	Período de pico
Tn	s	Período natural
U	m/s	Velocidade do escoamento
V	m/s	Velocidade de avanço
Vr	adimensional	Velocidade reduzida
Vs	m/s	Velocidade de vento
ρ	t/m ³ ou kg/m ³	Densidade do fluido

ABREVIATURAS E SIGLAS

Esta lista relaciona as abreviaturas e siglas utilizadas ao longo de toda a dissertação.

Abreviatura	Descrição
API	<i>American Petroleum Institute</i>
BBL	<i>Blue Barrel of Liquid</i>
BPD	Barris de petróleo por dia
CFD	<i>Computed Fluid Dynamics</i>
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
DP	<i>Dynamic Positioning</i>
EPS	<i>Early Production System</i>
EPUSP	Escola Politécnica da Universidade de São Paulo
ETLP	<i>Extended Tension Leg Platform</i>
ESISCF	<i>Extended Self Installed Single Column Floater</i>
FPSO	<i>Floating Production Storage and Offloading</i>
GDL	Grau(s) de liberdade
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
JONSWAP	<i>Joint North Sea Wave Observation Project</i>
MBL	<i>Minimum Breaking Load</i>
MBS	<i>Minimum Breaking Strength</i>
NMRI	<i>National Maritime Research Institute</i>
NPD	<i>Norwegian Petroleum Directorate</i>
O+V+C	Condição ambiental considerando onda, vento e correnteza concomitantes
PMM	<i>Planar Motion Mechanism</i>
r.m.s.	<i>Root Mean Square</i>
S-N	Tensão-Número de ciclos
TLP	<i>Tension Leg Platform</i>
T-N	Tração-Número de ciclos
USP	Universidade de São Paulo
VIM	<i>Vortex Induced Motion</i>
VIV	<i>Vortex Induced Vibration</i>

1. INTRODUÇÃO

Sendo a engenharia oceânica uma área consideravelmente nova, visto ter iniciado a produção a primeira unidade desconectada da terra somente uma década antes do primeiro ser vivo ser colocado no espaço, seus desenvolvimentos ainda estão em franca expansão, com conceitos de plataformas modificados conforme novas áreas são abertas para exploração e, desta forma, necessitando de desenvolvimento contínuo para as novas tecnologias que afloram.

Para se compreender de forma mais clara como se dá o desenvolvimento de um novo conceito de unidade petrolífera, achou-se por bem fazer uma rápida descrição da evolução dos conceitos ao longo da história desta indústria, baseando-se no livro de Leffler *et al.* (2003).

A produção de petróleo *offshore* foi iniciada em 1897, na Califórnia, com a utilização de *piers* de madeira e torres para a produção em 10m de profundidade (Figura 1). No entanto, somente em 1947, no Golfo do México, os primeiros campos desconectados da costa foram explorados em profundidades de 8m (Figura 2), dando início a produção *offshore* da maneira que é conhecida atualmente.

No início, os campos eram perfurados por plataformas do tipo jaqueta, porém, devido aos altos custos da construção de uma estrutura para cada poço a ser perfurado, já em 1949 o uso com sucesso de plataformas de perfuração do tipo submersíveis foi iniciado com a sonda Breton Rig 20, conceito aposentado apenas na década de 90, chegando a ser utilizado em profundidades próximas à 50m.

Em 1950, a primeira plataforma de perfuração do tipo auto-elevatória foi construída, a DeLong-McDermott N^o 1. Curiosamente, esta teve sua aplicação modificada e acabou sendo utilizada definitivamente como uma plataforma de produção. Depois de um período de desconfiança inicial por parte das operadoras, e a inclusão de melhorias como as pernas treliçadas e o sistema de ascensão modernizado, este conceito se mostrou muito versátil para operações temporárias, sendo utilizado com sucesso até os dias atuais, principalmente para perfuração em águas rasas.

Com a perspectiva de encontrar petróleo em águas mais profundas, iniciou-se a era das unidades flutuantes, sendo o CUSS 1 o primeiro navio convertido em plataforma em 1961, mesmo ano em que a primeira semisubmersível, chamada de Bluewater I, entrou em operação.

Figura 1 - Poços offshore pioneiros, em 1901. Fonte: Leffler et al. (2003)

Figura 2 - Primeiras unidades offshore desconectadas da terra, 1947. Fonte: Leffler et al. (2003)

Com o aumento do volume de hidrocarbonetos em águas inacessíveis às unidades fixas, o uso das flutuantes se popularizou, e o crescimento da profundidade explorada cresceu exponencialmente ao longo do tempo, forçando o desenvolvimento e a adaptação dos conceitos para os diversos usos e regiões (Figura 3). Os navios-sonda deram origem aos FPSOs – *Floating Production Storage and Offloading*, e as semisubmersíveis começaram a ser intensamente utilizadas para produção de petróleo e gás. Foram criadas as *Spars*, com a

instalação, em 1996, da unidade Neptune, evoluindo para o conceito *Truss-Spar* em 2004 e, posteriormente, para as chamadas *Cell-Spar*, como a unidade Red Hawk.

Por sua vez, as TLP – *Tension Leg Platforms* com suas variações Mini-TLP e ETLP – *Extended Tension Leg Platform* estrearam em uma etapa mais recente, posterior a qual vieram, ainda, os FPSOs monocolunas como a unidade Sevan Piranema, em 2007. Ver a Figura 3 para exemplos dos conceitos de plataformas flutuantes.

Figura 3 - Variação da profundidade explorada ao longo dos anos, com indicação dos tipos de unidades e regiões de utilização. Fonte: Clauss, (2007),

(a)

(b)

(c)

(d)

(e)

(f)

Figura 4 - Exemplos das unidades offshore flutuantes utilizadas. a)FPSO, b)semisubmersível, c)Spar, d)TLP, e)Monocolumna, f)Monocolumna

Os FPSOs e as semisubmersíveis são de longe as unidades mais populares do mundo (Figura 5). De modo geral, os FPSOs possuem grande capacidade de *deckload*, devido à grande área de convés e alta estabilidade. Além disso, tendem a ser mais baratos, pois são navios convertidos ou, quando construídos novos, são caracterizados por estruturas simples. Possuem capacidade de armazenamento, o que os possibilita operar em regiões onde não existe infraestrutura de escoamento instalada. Por outro lado, os movimentos podem ser um problema, aumentando o *downtime*¹ de operação.

Por sua vez, as semisubmersíveis possuem baixos movimentos, mas normalmente não o suficiente para a instalação de árvores de natal secas. Têm custo de instalação baixo e alta mobilidade, sendo uma ótima opção para perfuração. No entanto, a construção do casco é mais complexa devido à necessidade de utilizar estruturas mais caras, tais como: elementos fundidos, conexões e contraventamentos (*bracings*).

Figura 5 - Quantidade de unidades flutuantes de produção no mundo. Fonte: Cueva et al. (2009)

Na busca por um conceito que pudesse unir as vantagens das semisubmersíveis e dos FPSOs, Miyagawa et al. (1989) apresentaram uma comparação entre quatro novos conceitos

¹ De modo a verificar o resultado econômico das unidades *offshore*, estas são muitas vezes definidas pelo percentual do tempo que podem operar sem extrapolar os limites pré-estabelecidos de projeto. Esta disponibilidade, *uptime*, é o valor complementar do tempo que não podem operar, chamado de *downtime*.

de plataformas flutuantes para campos marginais de petróleo, todos com capacidade de produção e armazenamento, comparados, segundo seus movimentos de 1ª ordem, com uma semisubmersível e um navio aliviador. Tal comparação apresentou resultados promissores para dois dos modelos propostos, dentre eles uma monocoluna. Depois disso, diversos autores como Matsuura *et al.* (1995), Tanabe e Matsuura (1997), Chou *et al.* (2004), Syvertsen e Lopes (2007) e Cueva *et al.* (2005), dentre outros, apresentaram estudos ligados a este tipo de conceito. Um sumário descritivo destes trabalhos é apresentado na seção 3.1 deste texto.

Em linhas gerais, o conceito da monocoluna pode ser caracterizado como um casco cilíndrico com diâmetro maior do que o calado. Pode ou não ser provido de capacidade para armazenamento de óleo e, dependendo do projeto, os movimentos observados podem variar consideravelmente, mas em geral são de menor monta. Pelo fato de possuir uma seção aproximadamente circular, a preocupação com vibrações induzidas por vórtices existe, bem como a necessidade de verificar seu impacto na fadiga de linhas de ancoragem e *risers*.

A esse respeito, sabe-se que em corpos cilíndricos submetidos à ação de correnteza, movimentos excitados por vórtices podem ocorrer, sendo usualmente chamados de VIV. Conforme revisão feita sobre os conceitos de VIV na seção 3.2, estes movimentos podem chegar a amplitudes iguais à dimensão característica da seção transversal, a depender de fatores do sistema e do ambiente no qual este está instalado.

Baseado nas observações do VIV em *Spars*, unidades cilíndricas com calado consideravelmente maior do que o diâmetro, o fenômeno foi rebatizado de VIM - *Vortex-Induced Motion*. Por conter particularidades como assimetrias e comprimento finito, uma série de trabalhos foi realizada sobre este fenômeno, a maioria focada nas plataformas *Spar*, apresentados na seção 3.3, e em geometrias semelhantes, na seção 3.4.

Com o desenvolvimento das monocolunas, surgiu o questionamento quanto à ocorrência do VIM em plataforma desta natureza. Na falta de estudos específicos, alguns trabalhos pioneiros foram apresentados pelo grupo de pesquisa do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da USP do qual o presente autor faz parte. Estes trabalhos são apresentados em detalhes na seção 3.5.

O capítulo 4, por sua vez, apresentará a observação experimental típica do fenômeno de VIM, que em geral se concentra na obtenção dos valores de amplitude do VIM para unidades flutuantes, no caso específico deste texto, as monocolunas. Apresentará as

dificuldades, os pontos de questionamento e a abordagem adotada para se obter as respostas necessárias.

Uma vez confirmada a presença de VIM nas monocolunas, o capítulo 5 verificará qual o impacto deste fenômeno em um projeto de unidade flutuante, mais especificamente sobre o sistema de ancoragem². É importante lembrar que este é responsável por manter a posição da plataforma em torno de uma posição pré-estabelecida, mantendo sua deriva dentro dos valores aceitáveis estabelecidos no projeto de *risers*. Desta forma, ao se incluir mais um movimento ressonante no plano horizontal, preocupa-se com seu impacto sobre o projeto do sistema e, eventualmente, com a maneira de como considerá-lo de maneira consistente.

A esse respeito, com base no levantamento bibliográfico mais adiante apresentado (seção 3.6), sabe-se haver uma divergência entre as metodologias existentes nas duas das principais normas para ancoragem, a DNV OS E301 (2005) e a API RP 2SK. Também no capítulo 5, estes dois métodos foram estudados e aplicados a um cenário composto por uma monocoluna ancorada em águas ultra-profundas, utilizando uma ferramenta numérica dinâmica acoplada.

Ao se perceber que a presença de diferentes forças hidrodinâmicas podem modificar drasticamente o VIM, tais como aquelas devidas às ondas, ao amortecimento das linhas de ancoragem e *risers* e a dispositivos supressores, no capítulo 6 foi realizada uma discussão sobre estas relações e, mediante comparações, feitas proposições de como considerá-las numérica e experimentalmente, com vista a um correto projeto de ancoragem.

Finalmente, conclusões acerca dos resultados obtidos e recomendações para trabalhos futuros são apresentadas no capítulo 7 deste texto.

² O sistema de ancoragem consiste em pendurar livremente linhas conectando a plataforma à âncoras ou estacas posicionadas à alguma distância da plataforma. Normalmente, as linhas de ancoragem são lançadas em um arranjo aproximadamente simétrico ao redor da unidade flutuante.

As linhas produzem uma rigidez não-linear que promove a manutenção de posição. A força aumenta com a deriva e equilibra as forças ambientais atuantes na plataforma. A rigidez proporcionada pela ancoragem é geralmente muito pequena para influenciar significativamente os movimentos de 1ª ordem da unidade flutuante, embora as forças de deriva lenta possam induzir uma amplificação dinâmica nos movimentos horizontais da plataforma e levar a trações altas nas linhas. (CHAKRABARTI, 2005, p.663).

2. OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é identificar a importância do fenômeno de VIM em projetos de linhas de amarração de unidades FPSO do tipo monocoluna, considerando as recomendações atuais da comunidade científica, das sociedades classificadoras e da indústria petrolífera *offshore*.

Decorridos poucos anos após a apresentação do primeiro trabalho sobre VIM em monocolunas, algumas variações sobre o tema começaram a surgir, muitas delas abordando resultados até inéditos e interessantes. Desta forma, baseando-se nestes, pretende-se analisar criticamente as proposições para a investigação do VIM e, então, estabelecer um procedimento detalhado para a execução de ensaios para a sua verificação em monocolunas. Esta proposição, por sua vez, tem o objetivo de também consolidar o conhecimento acerca deste fenômeno atuando sobre plataformas monocolunas.

Outro objetivo fundamental desta pesquisa é avaliar o impacto do VIM no dimensionamento das linhas de amarração de unidades flutuantes, verificando se há divergência entre as normas propostas por sociedades classificadoras e adotadas pela indústria *offshore*, particularmente aquelas feitas pela API e DNV, as quais, inclusive, apresentam abordagens sabidamente distintas para a consideração deste fenômeno.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Plataformas tipo monocoluna

Com o objetivo de desenvolver uma unidade flutuante que tivesse as vantagens de um FPSO (simplicidade estrutural e capacidade de armazenamento de petróleo) e de uma semisubmersível (baixos movimentos), **Miyagawa *et al.* (1989)** apresentou uma comparação de quatro novos conceitos de plataformas flutuantes para campos marginais de petróleo, com capacidade de produção de 20.000BPD³, armazenamento de 260.000bbl⁴ e com lastro segregado. Foram comparados os movimentos de 1ª ordem obtidos numericamente, sendo apresentados resultados promissores para dois modelos, entre eles uma monocoluna.

Para as melhores soluções (conceitos), ensaios em tanque de provas foram realizados, confirmando as boas características hidrodinâmicas da monocoluna e evidenciando alguma discrepância entre os modelos numérico e experimental. Com base nestas comparações, ao final, duas monocolunas foram definidas: a primeira com diâmetro da saia de 96m, diâmetro principal de 66m, diâmetro do *moonpool* de 42m, calado de 20m, com deslocamento de 55.400t e capacidade de armazenamento de 200.000bbl; já a segunda, com os respectivos valores: 90m, 64m, 48m, 16m, 35.700t e 100.000bbl. Para estas duas unidades, a razão de aspecto (calado sobre diâmetro principal) esteve entre 0,3 e 0,25.

Figura 6 - Corte esquematizado de uma monocoluna. Fonte: Campos et. al. (2004)b, sendo adicionadas as cotas principais

³ Barris de petróleo por dia

⁴ *Blue Barrel of Liquid* – Barris de líquido. Um barril corresponde a aproximadamente 159 litros ou 0,159m³

Continuando o trabalho de Miyagawa *et al.* (1989), **Matsuura *et al.* (1995)** apresentou um estudo com o objetivo de reduzir os movimentos em baixa frequência de *pitch* e *roll* do casco desenvolvido anteriormente, sem piorar os bons resultados obtidos em *heave*. Para o estudo foram utilizados algumas dimensões diferentes, com o corpo principal entre 66m e 68m, diâmetro do *moonpool* em 42m, diâmetro da saia de 86m a 92,4m e calado de 25m, com razão de aspecto de 0,37. Para a melhoria dos resultados, foram utilizadas de forma eficiente placas amortecedoras na parte inferior do casco e tanque de amortecimento inundáveis instalados na lateral da unidade.

Por sua vez, **Tanabe e Matsuura (1997)** apresentaram uma visão geral do projeto de monocolunas para campos marginais. A unidade apresentada possuía capacidade de armazenamento de 200.000bbl e poderia produzir até 20.000BPD, tendo seu foco na utilização em testes e produção antecipada (EPS⁵ – *Early Production System*). O casco apresentado tinha saia de 82m com altura de 5m, diâmetro principal com 68m e *moonpool* com 42m. Neste caso, casco e saia tinham uma seção poligonal com 12 lados para facilitar a construção. Comparando-se as forças de deriva entre a monocoluna e uma semisubmersível, foi observado que a força de deriva em ondas era maior na primeira, porém a de correnteza menor e a de vento equivalente, totalizando, assim, forças equivalentes entre ambos os conceitos. Desta forma, um eventual sistema de posicionamento dinâmico⁶ (DP – *Dynamic Positioning*) utilizado em ambas as unidades tenderia a ser equivalente, conclusão que poderia ser estendida a sistemas passivos de posicionamento. Foi estudado também um casco maior, com capacidade de mais 55.000bbl, mas necessitando 14.000tons de lastro no calado de reboque para manter a estabilidade. Estimou-se, ainda, qual seria o *downtime* de operação para essa unidade e, considerando que o limite de operação para uma unidade não *weathervane*⁷ fosse de 2° em *pitch*, os valores obtidos foram de 0,3% para o caso de instalação no Sudeste da Ásia e 3,3% para o Mar do Norte. A presença de VIM não foi considerada nestes resultados.

Pouco depois, algumas empresas também desenvolveram seus próprios conceitos de monocoluna, cada qual com suas vantagens. **Chou *et al.* (2004)** apresentaram a plataforma

⁵ Os sistemas EPS são normalmente afretados pelas companhias petrolíferas para iniciar a produção de petróleo antes da unidade definitiva estar disponível, acelerando o aumento do fluxo de caixa e melhorando o entendimento sobre o comportamento do campo.

⁶ Os sistemas DP são sistemas de manutenção de posição ativos, que utilizam propulsores para manter a unidade *offshore* na posição desejada.

⁷ As unidades *weathervane* são complacentes em seu aproamento às condições ambientais, reduzindo o esforço do sistema de ancoragem, como no caso dos FPSOs com o uso de *turret*.

monocoluna capaz de se instalar no campo sem apoio de guindastes *offshore*, chamada de ESISCF – *Extended Self Installed Single Column Floater*. O conceito tem geometria similar às *Spars*, mas com calado menor e tem presença de anéis circulares. O conceito MPU-SEMO, e a *Tentech Buoyform*, são apresentados na Figura 7, buscam apresentar vantagens construtivas e de operação em relação aos conceitos existentes, mesma estratégia utilizada pelo conceito da Sevan Marine, apresentado por Syvertsen e Lopes (2007), e da empresa SSP, apresentados na Figura 8.

Figura 7 - Os conceitos da MPU SEMO e Aker Solutions (à direita). Fonte: MPU-SEMO e Aker Solutions

Figura 8 - Conceitos da SSP e Sevan Marine (à direita). Fonte: Cueva et al. e Syvertsen e Lopes (2007)

A Petrobras, por sua vez, também desenvolveu seu próprio conceito de monocoluna. Diversos autores abordaram temas como estabilidade (CAMPOS *et al.*, 2004), movimentos em ondas (CUEVA *et al.*, 2005) e dimensionamento do *moonpool* (TORRES *et al.* 2004). Durante este desenvolvimento, foram projetados conceitos adaptados às condições ambientais do Brasil e do Golfo do México, chamados respectivamente de MonoBR e MonoBR-GoM, ver estes conceitos na Figura 9. Concomitantemente, os primeiros artigos sobre VIM em *Spars* começaram a ser publicados, despertando a preocupação com este fenômeno também nas monocolunas.

Figura 9 - Conceitos da MonoBR e MonoBR-GoM (à direita). Fonte: Gonçalves et al. (2010)b

Foi exatamente neste ponto do desenvolvimento que se iniciaram os trabalhos mais adiante apresentados, na forma de resultados experimentais até então inexistentes e também de estudos numéricos acerca dos impactos do VIM sobre o sistema de ancoragem. Antes disso, porém, fez-se necessária a apresentação de alguns conceitos básicos sobre a fenomenologia das Vibrações Induzidas por Vórtices - VIV e dos Movimentos Induzidos por Vórtices - VIM, conceitos estes que nortearam os trabalhos realizados na sequência do texto.

3.2. Conceitos básicos sobre VIV

Antes de apresentar os estudos de VIM, serão apresentados os conceitos básicos de VIV, que serve como base fundamental em termos de adimensionais importantes, descrição de fenômenos e nomenclatura, acreditando-se que, em essência, o fenômeno de VIM tenha a mesma física observada para *risers* e cabos em geral.

Baseando-se nos trabalhos de **Fujarra (2002)**, **Sarpkaya (2004)** e **Assi (2005)**, que descrevem de maneira muito didática o fenômeno de VIV, sabe-se que um corpo rombudo é determinado pela geometria que causa um descolamento das linhas de corrente em boa parte de sua superfície. Este descolamento é iniciado no ponto de separação, sendo este ponto fixo no caso de corpos com quinas, saliências ou irregularidades, ou variável com as condições do escoamento, no caso de corpos rombudos.

O número de Reynolds⁸ (Re) tem grande influência na maneira como o escoamento se comporta nas proximidades do corpo imerso, ver Figura 10, sendo definido em termos da densidade do fluido (ρ), velocidade do escoamento incidente (U), dimensão característica do corpo (D) e viscosidade dinâmica (μ) ou cinemática do fluido (ν). O valor de Reynolds é utilizado como referência para o entendimento dos regimes de escoamento laminar e turbulento. Como referência, valores típicos para uma plataforma monocoluna de 100m de diâmetro e 2m/s de velocidade de correnteza incidente implicam em $Re = 2 \cdot 10^8$, valor claramente dentro do regime turbulento, utilizando como base as curvas tradicionais para cilindros, Figura 40.

$$Re = \frac{UD}{\mu/\rho} = \frac{UD}{\nu}$$

A esteira formada a jusante do corpo, também chamada de esteira de von Kármán⁹, Figura 11, é bastante dependente do valor de Reynolds, requerendo cuidados adicionais na preparação do experimento, dada a dificuldade de reprodução deste número em laboratório.

⁸ O número ou coeficiente de Reynolds diz respeito a relação entre as forças inerciais e viscosas, sendo o conceito introduzido por George Gabriel Stokes, em 1851. No entanto, o nome é em referência a Osborne Reynolds, que popularizou o uso do coeficiente em 1883.

⁹ Em referência a Theodor von Kármán, um dos primeiros pesquisadores a descrever o fenômeno da geração de vórtices alternados, em 1912.

Figura 10 - Esteira de cilindro em regime laminar. Fonte: Batchelor (1967)

Figura 11 - Esteira de von Kármán em regime laminar e turbulento. Fonte: van Dyke (1982)

Pode ser observado que a emissão dos vórtices é alternada, e sua frequência de emissão (f_s) é obtida a partir do número de Strouhal¹⁰ (St), sendo este último bem conhecido no caso de cilindros circulares infinitos, ver Figura 12, porém apresentando diferenças no caso das monocolunas por conta da geometria tridimensional, e o próprio número de Reynolds,

¹⁰ O número de Strouhal diz respeito a frequência de emissão de vórtice adimensionalizada, tendo assumido este nome após o trabalho de Vincenc Strouhal, em 1878.

ordens de grandeza maior, uma vez que os *risers* tem diâmetros máximos da ordem de 18in e Re de 10^5 .

$$St = \frac{f_s D}{U}$$

Figura 12 - Variação do número de Strouhal em função de Reynolds para cilindros. Fonte: Norberg (2000)

Se o corpo submetido ao escoamento for livre para oscilar, poderá ter uma ou várias frequências naturais de oscilação (f_n). Se, ao se aumentar a velocidade do escoamento, a frequência de emissão de vórtices se aproximar de uma destas frequências naturais, ocorre o chamado fenômeno de sincronização (*lock-in*), representado usualmente em termos de velocidade reduzida (V_r) e, segundo o qual, para uma faixa razoavelmente larga de V_r , a frequência de emissão (f_s) se mantém aproximadamente igual a uma das frequências naturais do corpo (f_n). A Figura 13 apresenta uma curva característica de altura de oscilação ($2A$) adimensionalizada pelo diâmetro característico D , em função de V_r , definida como:

$$V_r = \frac{U}{f_n D}$$

O estudo de VIV na indústria *offshore* sempre esteve muito ligado a *risers* e oleodutos, com diâmetros máximos em torno de 30in (0,8m) e comprimentos (L) praticamente infinitos em relação ao diâmetro ($L/D > 30$). No entanto, eventos inesperados em *Spars* no início da década de 2000 trouxeram à luz o que viria a ser chamado de VIM – *Vortex-Induced Motion*.

A próxima seção descreve um pouco mais a fenomenologia do VIM em plataformas desta natureza.

Figura 13 - Resultado típico de VIV. Fonte: Faltinsen (1990)

3.3. VIM em Spars

Conforme mencionado, as *Spars* (Figura 14) são plataformas cilíndricas utilizadas para exploração de petróleo e gás em alto mar, apresentando diâmetros característicos que variam entre 16m e 45m, e calados entre 130m e 198m, e que, portanto, podem estar sujeitas ao fenômeno descrito na seção anterior.

No entanto, apesar de lembrarem os cilindros infinitos utilizados como base para o estudo de VIV, a estrutura das *Spars* apresenta algumas diferenças básicas: a) os cilindros onde se estuda o VIV têm superfície contínua, enquanto as *Spars* apresentam diversos apêndices na sua superfície (Figura 15); b) as *Spars* apresentam apenas 1 modo de vibrar transversal, contra infinitos modos nos cilindros flexíveis onde pode atuar o VIV e c) a razão de aspecto (comprimento sobre diâmetro) é sempre maior que 30 nos cilindros, contra valores entre 3,9 e 9,1 para as *Spars* instaladas até 2009 (OFFSHORE MAGAZINE, 2009).

Figura 14 - *Spars* instaladas até 2009, com detalhe da evolução do conceito. Fonte: Offshore Magazine, 2009

Historicamente, somadas as diferenças apresentadas anteriormente a uma troca prematura de amarras da *Spar* Genesis, causada pelo consumo de vida útil acima do previsto provocado pela ocorrência de uma ocorrência de VIM subestimada, suscitaram uma extensa sequência de estudos e publicações, sendo que as de maior interesse para este trabalho estão apresentadas a seguir.

Figura 15 - Componentes típicos de uma Truss Spar. Fonte: Offshore Magazine

Sendo o mais novo desenvolvimento da família da *Spars*, as *Cell Spars*, ou *Spars* de 3^a geração, foram concebidas para uma construção mais simples e barata. Adicionalmente, esperava-se que não apresentassem VIM apreciável em virtude de apresentarem uma seção horizontal não cilíndrica. Nesta investigação, **Finn *et al.* (2003)** apresentam uma visão geral deste tipo de plataforma, Figura 16, com ênfase nos experimentos para estimativa de VIM. Além disso, algumas variações de *strakes*¹¹ também foram testadas. Todos os *strakes* testados tinham passo de cinco vezes a dimensão característica da *Cell Spar* e largura de 10 a 14% desta mesma dimensão. As variações testadas visavam verificar a eficácia de variações de construção mais fácil em detrimento de buscar uma nova maneira de reduzir VIM. A variação mais ousada, propunha *strakes* compostos de placas planas, conectadas por placas triangulares. Os resultados, no entanto, não foram promissores.

¹¹ No contexto de VIV e VIM, os *strakes* são estruturas helicoidais instaladas nos *risers* ou nas *Spars* com o objetivo de tirar a sincronia da emissão de vórtices e reduzir o movimento resultante.

Figura 16 - Cell Spar estudada por Finn et al. (2003)

Os ensaios foram realizados com 6 graus de liberdade e, para os testes sem *strakes*, os resultados de amplitude adimensionalizada pelo diâmetro (A/D) para o movimento *cross-flow* foram próximos de 0,6. Com a instalação de *strakes* com largura de 10% e 14% do diâmetro da plataforma, a amplitude reduziu para 0,25 e 0,1 vezes o diâmetro, respectivamente, conforme apresentados na Figura 17.

Usualmente, devido à não simetria causada principalmente por limitações construtivas, as *Classic Spars* e principalmente as *Truss Spars*, têm que ser testadas em vários aproamentos com diferenças bem pequenas. No entanto, devido a sua simetria, o teste da *Cell Spar* foram consideravelmente mais simples.

Por último, Finn *et al.* (2003) apresentam uma comparação de testes em tanques de reboque e canais de água circulante¹², ver Figura 17b. Os resultados foram bem aderentes e, daquele momento em diante, abriram a possibilidade de ensaios em tanques oceânicos com a presença de outros agentes ambientais.

¹² Para mais informações sobre os tipos de tanque de provas, ver Chakrabarti (1994), para mais informações sobre tanque de provas brasileiros, ver Malta (2010)

Figura 17 - Resultados apresentados por Finn et al. (2003)

Já **van Dijk et al. (2003)** apresentam uma abordagem experimental completa para a análise de VIM em *Truss Spars*. Seus ensaios foram feitos em um tanque de reboque, consequentemente com perfil de velocidade de correnteza constante. A amarração foi reproduzida com linhas horizontais, apenas com um pequeno ângulo para que as molas ficassem fora da água. Foram utilizadas uma ou mais molas lineares em cada linha, de modo a reproduzir a não linearidade da amarração com a deriva e, assim, simular o correto período

natural em cada posição. Foram medidos os movimentos e as força nas linhas, para um futuro cálculo do arrasto total no modelo da unidade.

Foram testados aproamentos nos 360° de circunferência, mantendo a velocidade em semelhança por Froude¹³. Variações com relação à presença de *strakes* e rugosidade superficiais (com $k/D^{14}=4.10^{-3}$) também foram testadas. Para o caso com rugosidade e sem *strakes*, foi obtida uma amplitude adimensional $A/D=0,65$ para velocidade reduzida igual a 8, com início da região de *lock-in* em $V_r=5$. A trajetória apresentou o característico “formato de oito”, típico de movimentos no plano com acoplamento entre os graus de liberdade na direção da correnteza e transversal à mesma. Já para o caso com rugosidade e *strakes*, a amplitude sobre o diâmetro não ultrapassou 0,1.

Foi notado que as grandes amplitudes de VIM ocorrem somente para alguns aproamentos bem definidos, abrindo espaço para um posicionamento inteligente da unidade, que considere os dados de *metocean*¹⁵ da região, ver Figura 18.

Em um teste com *strakes*, foi retirada a rugosidade. De uma maneira geral, apesar de atingir os mesmos resultados, os casos com rugosidade foram mais consistentes, resultando em maior número de repetições semelhantes.

Por último, van Dijk *et al.* (2003) concluiriam que pequenos detalhes no casco e *strakes* não podem ser ignorados, e que variações devem ser verificadas em trabalhos futuros.

¹³ O número de Froude é a relação de uma velocidade pela velocidade de propagação de uma onda $Fr=V/c$ ou também a relação entre as forças inerciais de um corpo e as gravitacionais. Definido usualmente como $Fr=V/(g.L)^{0,5}$, também é encontrado na forma $Fr=V^2/g.L$. O nome é em homenagem a William Froude, um dos pioneiros no estudo de resistência ao avanço de navios.

¹⁴ A rugosidade é usualmente apresentada pelo seu valor k adimensionalizado pela dimensão característica da estrutura, neste caso o diâmetro D .

¹⁵ Os dados de *metocean* ou meteoceanográficos, são um conjunto de dados ambientais de uma determinada região, utilizados como condições de contorno dos projetos *offshore*.

Figura 18 - Amplitude adimensionalizada (amplitudes maiores representadas por cores mais quentes) de VIM em função da velocidade reduzida (ordenada) e aproamento (abscissa).
Fonte: van Dijk (2003)

De maneira complementar, **Yung et al. (2004)** apresentam uma discussão de diversos aspectos na previsão de VIM em *Classic Spars*, baseados nos dados e análise da plataforma Hoover comparados com dados experimentais. A unidade Hoover em escala real tem diâmetro igual a 37,2m, calado de 198m, *strakes* com largura de 10% do diâmetro da unidade e 3 saídas, cobrindo 64% do comprimento do casco. Em todos os ensaios realizados foi utilizada amarração horizontal, com reprodução dos detalhes do casco, medição de força nas amarras, um atuador de força para simular diferentes amortecimentos e um sistema de simulação de turbulência, para emular os números de Reynolds reais, levando o escoamento a uma região supercrítica.

No trabalho de Yung et al. (2004) também é apresentado que a característica senoidal do fenômeno não ocorre necessariamente para todas as velocidades reduzidas, podendo apresentar um comportamento irregular. Baseando-se em dados medidos na Hoover em escala real, apresentam valores da relação entre amplitude e *r.m.s* – *root mean square*, entre 1,6 a 1,8, podendo chegar a valores superiores a 2,5. Estes valores estão bem acima do máximo esperado em movimentos senoidais de $\sqrt{2}$ vezes o *r.m.s*.

Finalmente, os autores discutem com pouca profundidade a utilização de vários graus de liberdade, argumentando que a unidade em questão não tem acoplamento relevante entre os mesmos e, portanto, o ensaio com liberdade apenas na direção transversal à correnteza é suficiente.

Não se restringindo a apenas um tipo de unidade, **Irani e Finn (2004)** apresentam uma visão geral de ensaios em escala reduzida para os diversos tipos de plataformas *Spar* existentes: *Classic*, *Truss* e *Cell*. Segundo os autores, apesar de muitas vezes serem utilizados ensaios submersos, que visam atingir número de Reynolds maiores, por permitir o ajuste de restauração em apenas uma direção e restringir o uso em escala menores (da ordem de 1:100), esse método é preterido em relação à utilização do modelo flutuante, apesar deste ter limitações devido ao efeito de geração de ondas em Froude maiores.

Os autores também listam diversas relações entre as características das *Spars* e o VIM nas mesmas, dentre as quais: a região de *lock-in* entre velocidade reduzida 6 e 8; bem como o uso tradicional de 3 *strakes* com saídas defasadas de 120°, passo variando de 3,5 a 5 vezes o diâmetro e largura de 10% a 14% do mesmo, como forma de reduzir significativamente este fenômeno.

Figura 19 - Modelo de Spar utilizado. Fonte: Irani e Finn (2004)

Figura 20 - Arranjo no tanque de reboque. Fonte: Irani e Finn (2004)

A respeito da metodologia de ensaio, Irani e Finn (2004) apresentam duas maneiras de modelagem da amarração: a primeira focada na reprodução da velocidade reduzida, onde o período natural é calculado e reproduzido para vários *offsets* e a segunda, onde a amarração é reproduzida geometricamente em escala, com foco na reprodução da força de restauração no plano. Neste último, cuidados devem ser tomados para que não se inclua amortecimento extra no modelo. Além disso, recomendam a reprodução de todos os detalhes geométricos do casco, utilização de escala entre 1:40 e 1:55, intervalo mínimo de aproamentos de 15°, podendo chegar a 7,5° nas regiões críticas e utilização de sistema com 6 graus de liberdade (6 GDL).

De acordo com esta metodologia, na comparação do VIM sobre a Genesis em escala real, assumindo uma diminuição de 30% nas amplitudes obtidas no ensaio devido ao perfil de correnteza não constante no caso real, os poucos resultados apresentados por Irani e Finn (2004) foram aderentes com os resultados medidos em campo.

Com a intenção de verificar o impacto de outras condições ambientais no VIM, **Finnigan et al. (2005)** apresentam os resultados de ensaios de uma *Truss Spar* realizados em um tanque oceânico. A escala utilizada foi de 1:40, para uma plataforma com dimensões principais iguais a 30m e 154m, respectivamente diâmetro e calado. Todos os detalhes do casco foram modelados, Figura 21, e a amarração preparada para reproduzir uma restauração

linear na direção da correnteza e transversal à mesma, respectivamente denominadas por *in-line* e *cross-flow*¹⁶.

Naquele trabalho, foi testada apenas uma velocidade de correnteza (0,94m/s), sendo a variação de velocidade reduzida conseguida com a mudança das molas da amarração. A correnteza foi calibrada tanto para perfis de velocidade constantes, quanto variáveis, neste caso, apresentando inversão na região da treliça, o que, no entanto, não gerou variações nos resultados. Especial cuidado foi tomado para manter a correnteza constante e com turbulência baixa (menor do que 10%). O tempo de ensaio reproduziu 6 horas na escala real, medindo em torno de 200 ciclos do fenômeno de VIM em cada condição, contra os 30 usuais em tanques de reboque. Apesar disso, quando comparados, os resultados obtidos em ambos os tanques foram próximos, Figura 22a.

Figura 21 - Modelo ensaiado por Finnigan et al. (2005)

¹⁶ Os movimentos paralelos e transversais as condições ambientais podem ter diversas nomenclaturas, como *Surge* e *Sway* ou *in-line* e *cross-flow*. A primeira é mais usada no contexto de dinâmica de embarcações e a segunda no de vibrações induzidas por vórtices. Neste trabalho, a segunda será adotada.

Finnigan *et al.* (2005) também executaram testes somente em ondas, sendo medido algum movimento de *sway*, transversal às ondas, atribuído à assimetria da amarração. Nos testes em ondas e correnteza, os resultados com ondas de $H_s=3,0\text{m}$ não apresentaram mudança em relação ao VIM no teste somente com correnteza. No entanto, foi observada uma redução de VIM significativa para mares de $H_s=7,6\text{m}$ e $H_s=11,9\text{m}$. Ver detalhes na Figura 22.

a)

b)

c)

d)

Figura 22 - a) comparação dos resultados de ensaios de reboque versus ensaios em tanque oceânico, b) série temporal com teste de correnteza com e sem ondas ($H_s=3\text{m}$), c) ensaio em ondas, d) resultados com e sem ondas ($H_s=7,6\text{m}$ e $11,9\text{m}$). Fonte: Finnigan *et al.* (2005)

Em seu trabalho, Halkyard *et al.* (2005) apresentam uma abordagem diferente para a análise de VIM, buscando comparar resultados experimentais de uma *Truss Spar* com valores obtidos via métodos computacionais usando um *software* de CFD – *Computed Fluid Dynamics*.

Apesar de não serem completos, os resultados apresentados mostram que a análise por CFD consegue prever qualitativamente quais são os aproamentos que apresentam maiores valores de amplitude. Porém, quantitativamente, esses valores previstos são maiores do aqueles obtidos experimentalmente.

3.4. VIM em outras geometrias

Além de VIV em cilindros e VIM em *Spars*, alguns estudos interessantes sobre este fenômeno em outras geometrias podem ser encontrados na literatura, sendo sintetizados nesta seção aqueles com maior interesse para os estudos mais adiante apresentados.

Dando embasamento aos testes de *Spars* apresentados na seção 3.3, **Allen e Henning (2001)** apresentam estudo de um cilindro submerso com diferentes rugosidades. Em análises experimentais, verificam os movimentos *in-line* e *cross-flow*, bem como o coeficiente de arrasto, para quatro diferentes níveis de rugosidades: liso ($k/D=5,09.10^{-5}$), $k_1/D=1,939.10^{-4}$, $k_2/D=2,493.10^{-3}$ e $k_3/D=5,820.10^{-3}$.

De modo geral, verificaram que a partir da rugosidade k_2 , os resultados do coeficiente de arrasto são similares e constantes, ou seja, apesar de estar em valores de Reynolds abaixo da região supercrítica, o escoamento já se encontra além da “crise do arrasto”, portanto, em regime de camada limite turbulenta. Ver Figura 23.

Figura 23 - Coeficiente de arrasto (C_d) em função de Reynolds para cilindros livres e rugosos. Fonte: Allen e Henning (2001)

Em outro trabalho interessante, **Wilde (2007)** apresenta um estudo baseado em um modelo truncado em tanque de reboque para um *free standing riser*¹⁷. De acordo com o

¹⁷ O arranjo de um *free standing riser* consiste em um *riser* sustentado por um flutuador, chamado de *buoyancy can*, em profundidade suficiente para não receber grande influência de ondas. A partir deste, um *jumper* flexível faz a conexão com a plataforma flutuante.

esquema da Figura 24 e montagem do ensaio da Figura 24, foi observado que entre 0,5m/s e 0,83m/s apareceu o tradicional movimento em “forma de oito”, com a oscilação no primeiro modo ocorrendo com amplitudes de até 0,9 vezes do diâmetro do flutuador. Acima da maior velocidade, o movimento ficou complexo e com maior participação de modos superiores de vibração do *riser*.

Figura 24 - Modos de vibrar para configuração de free standing riser. Fonte: Wilde (2007)

Figura 25 - Arranjo experimental para ensaio de VIV de free standing riser. Fonte: Wilde (2007)

3.5. VIM em monocolunas

A partir do desenvolvimento realizado para a Petrobras, citado na seção 3.1, e com o questionamento sobre a existência e magnitude do VIM em unidades monocolunas, alguns autores apresentaram trabalhos a respeito, em muitos casos, com a participação direta deste autor.

Tendo sido reconhecido pela ITTC (2008) como o primeiro experimento de VIM em unidades tipo monocoluna, **Cueva *et al.* (2006)** apresentam o procedimento utilizado para o teste e resultados de amplitude em dois diferentes aproamentos para a plataforma MonoBR-GoM. Neste trabalho foi observada a influência da rugosidade do casco no movimento de VIM, e identificada que a relação com o aproamento ocorre nos mesmo moldes das *Spars*. Foi também foi estudada uma maneira de redução de VIM com o uso de *spoiler plates*¹⁸, posteriormente patenteada.

Em **Fujarra *et al.* (2007)** estes resultados foram estendidos para a Sevan Piranema, que apresentou amplitudes bem menores do que as obtidos com a MonoBR-GoM. Além disso, foi observada a influência da presença de *risers* perto do costado da embarcação, que devido a perturbação causada no escoamento, impactou a dinâmica do VIM.

Na sequência de trabalhos apresentados por **Gonçalves *et al.* (2009)**, **Fujarra *et al.* (2009)** e **Gonçalves *et al.* (2010)** o trabalho iniciado em 2006 foi complementado com os ensaios da MonoBR. Nestes, pode ser observado com mais detalhe a influência do aproamento nos resultados, comprovada a região de *lock-in* e estendidos os estudos sobre a redução do VIM.

Lacerda (2007) e posteriormente **Lacerda *et al.* (2009)** apresentaram trabalhos que discutem modelos analítico para o cálculo do VIM, com 1 grau de liberdade, utilizando ensaios em tanque de provas para sua calibração. Resultados comparativos obtidos por este trabalho estão apresentados na Figura 26, mostrando um possível caminho para a modelagem do VIM.

A discussão fenomenológica e adequação de um modelo analítico mais completo para o VIM em monocolunas é apresentada em **Rosetti *et al.* (2009)a** e **Rosetti *et al.* (2009)b**, que buscam através de um modelo com dois graus de liberdade, oscilador baseado no modelo de

¹⁸ Ver seção 6.3 para mais informações

van der Pol e coeficientes baseado nos ensaios previamente realizados, entender melhor a dinâmica do VIM neste tipo de unidade. Ver resultados na Figura 27.

Figura 26 – Modelo utilizado e resultados numéricos x experimentais obtidos por Lacerda et al. (2009)

Figura 27 - Modelo utilizado e resultados numéricos x experimentais obtidos por Rosetti et al. (2009)a

3.6. Impacto do VIM em linhas de amarração

Alguns estudos foram realizados com o intuito de discutir a relação entre a amarração e o VIM. Em função disso, algumas normas também apresentam procedimentos de como incluir este fenômeno nos projetos. Nesta seção são apresentados os trabalhos mais importantes acerca deste assunto, que é o foco do presente trabalho.

Magee et al. (2003) discute os resultados do impacto do VIM em linhas de amarração para *Spars*, abordando a importância do aproamento da unidade. Deve ser considerada a amplitude de oscilação a partir de resultados experimentais, com base na velocidade reduzida obtida no ponto de deriva média da análise computacional. Esta deriva deve considerar a presença de onda, vento e correnteza, esta última com os coeficientes de arrasto considerando a parcela de amplificação dinâmica¹⁹. Os resultados da variação de período natural *cross-flow* em função do aproamento e respectivas amplitudes aplicadas ao modelo estão apresentados na Figura 28 e na Figura 29, respectivamente.

O foco do trabalho foi depositado na comparação de cargas extremas, e comparou a aplicação do VIM por meio de um movimento oscilatório (“em forma de oito”) e com a aplicação de uma força externa, também oscilatória, que recupera as amplitude experimentais, ambos sem a consideração de outros agentes ambientais. Em ambas as abordagens, os resultados foram próximos, conforme demonstrado na Figura 30.

Figura 28 - Variação do período natural em função do aproamento ou incidência. Fonte: Magee et al. (2003)

¹⁹ Para mais informações, ver a seção 4, Blevins (1990) e Cueva et al. (2006).

Figura 29 - Variação da amplitude de oscilação, em função do aproamento ou incidência.
 Fonte: Magee et al. (2003)

Figura 30 - Variação do fator de segurança²⁰ em função do aproamento, com comparação do VIM aplicado como movimento (DRIVESIM) e como força (FORCE-IT). Fonte: Magee et al. (2003)

Por sua vez, **Huang et al. (2003)** apresentam o impacto do VIM em linhas de amarração, bem como o impacto do material das mesmas (poliéster versus cabo de aço) em diversas profundidades. São utilizadas velocidades de correnteza de até 2m/s e ondas de até 14m de altura significativa, não associadas.

²⁰ Definido como o MBL – Minimum Breaking Load sobre a tração observada

Todo o procedimento para a consideração do VIM deixa mais claro sem um modelo hidrodinâmico do mesmo é apresentado. Os dados de entrada de amplitude versus velocidade reduzida e coeficiente de arrasto, utilizados para o estudo, não foram baseados em um ensaio específico, e sim em valores genéricos obtidos da literatura.

Foram apresentados os resultados não somente de fadiga, mas também de tração máxima, em termos de margem de segurança. Na Figura 31 é possível observar o impacto da velocidade de correnteza, amplitude de VIM e aproamento neste último parâmetro, reproduzido somente para a profundidade de 6.000 pés (aproximadamente 2.000m). Não se observa grande diferença entre os aproamentos, e o impacto das diferentes amplitudes de VIM é secundário, sendo o impacto mais relevante devido a mudança de velocidade.

Já na Figura 32 a fadiga é apresentada em termos de percentagem de dano, calculada com uma abordagem por ciclos regulares. É possível observar que em nenhum dos casos com poliéster o dano ultrapassa 10% do total admissível.

Além do esperado efeito de fadiga em condições ambientais de longo termo, é salientada a necessidade de se verificar a fadiga em uma condição ambiental extrema, de curto termo, que por levar as linhas a cargas altas, pode causar fadiga mesmo com pouco tempo de exposição.

Figura 31 - Fator de segurança obtido por Huang et al. (2003), com diferentes velocidades de correnteza e materiais

Figura 32 - Fadiga obtida por Huang et al. (2003), com diferentes velocidades e materiais

Em **Smith et al. (2004)** é apresentado o estudo da *Spar Genesis*, que resultou na troca de 4 de suas 14 amarras, feito em conjunto com um procedimento de tração da amarra para se evitar o rompimento das mesmas. É apresentado que o primeiro estudo de VIM para a *Genesis*, em 1995, resultou em valores de amplitudes adimensionais de 0,17, bem menores do que os 0,4 observados em campo em 2001. A causa diagnosticada não foi na velocidade da correnteza mal estimada, que esteve em 1,1m/s, na condição medida, contra o 1,9m/s utilizado para projeto, e sim na estimativa das amplitudes de VIM. Como principais conclusões do trabalho, foi indicada a importância da verificação da fadiga em condições de curto termo, pois as *Loop Currents*²¹ podem durar semanas, a correta observação da curva S-N adequada para cargas altas, a utilização de fatores de tensão adequados e a análise local das amarras conectadas aos *fairleads*.

Para a determinação dos fatores de tensão (SCF para o termo em inglês) aplicável à sistemas de amarração sujeitos a VIM, os autores referenciam o trabalho de **Vargas et al. (2004)**, que para um sistema com amarras *stud-less* em um *fairlead* do tamanho ideal para a amarra, calculou um valor máximo de fator de tensão de 1,15, bem menor do que os 2,5

²¹ A *Loop Current* é uma corrente que ocorre no Golfo do México, e pode atingir velocidades altas. É sempre considerada como uma condição ambiental em projetos da região, normalmente associada à ondas pequenas.

recomendados pela DNV OS E301 (2008), podendo, esta diferença, causar um impacto significativo na vida a fadiga de uma linha.

Em conjunto com o trabalho de Smith *et al.* (2004), **Kokkinis *et al.* (2004)** apresentam uma alternativa para a redução do impacto do VIM nas linhas de amarração, neste caso, baseada na mudança de tração das linhas gradual de acordo com a condição ambiental prevista, uma vez que a mesma não comportaria carga devido ao VIM, ver Figura 33a. Desta forma, o período natural do sistema e consequentemente a velocidade reduzida se alteram, possivelmente deixando o sistema fora da região de *lock-in*.

Esta foi a melhor solução para se acomodar o VIM não previsto em uma unidade existente, tendo sido estudada a inclusão de bóias, mudança de material das linhas e até mesmo a adição de linhas. Neste trabalho também é apresentada a estimativa de VIM para a *Spar*, através de ensaios com a plataforma posicionada horizontalmente e submersa.

Neste estudo foi considerada a verificação do VIM para as incidências reais de correnteza, em relação ao aproamento da plataforma, focando somente em uma região problemática, ver Figura 33(b).

Figura 33 - Relação de VIM com a amarração e resposta de VIM para cada aproamento (à direita). Fonte: Kokkinis *et al.* (2004)

Com relação as normas, estas tendem a consolidar o conhecimento já aceito pela indústria, dando as diretrizes para projetos seguros. Dentre as normas mais utilizadas estão as

da API e da DNV. As duas instituições publicam normas específicas para orientar o projeto de ancoragem, a API RP 2SK (2005) e a DNV OS E301 (2008), respectivamente.

Apesar de ambas serem igualmente reconhecidas, e de modo geral os resultados de um projeto realizado por uma ou por outra com a consideração de onda, vento e correnteza não diferir muito, no tocante à consideração do VIM, caminhos diferentes são trilhados por ambas as normas.

Na **API RP 2SK (2005)**, um anexo descreve a metodologia de aplicação do VIM. Assumindo a hipótese de ondas pequenas, possivelmente focando nas *Spars* do Golfo do México submetidas à *Loop Current*, sugere que seja calculada a deriva média com a presença de onda, vento e correnteza, e em torno deste ponto um movimento “em forma de 8” com amplitudes observadas experimentalmente seja aplicado.

Como neste caso apenas o dano devido ao VIM é considerado, a parcela devida aos outros fatores dinâmicos, prioritariamente as ondas, deve ser calculado em uma análise à parte, e os resultados de ambas combinados. Para esta combinação, no entanto, nenhuma metodologia específica é apresentada, e os métodos sugeridos são os mesmos da combinação dos resultados de movimento devido a excitações de 1ª e 2ª ordens de onda, no caso de serem calculados à parte.

O primeiro método propõe a simples soma dos danos através de uma formulação específica, o segundo método propõe a soma dos espectros, para posterior obtenção dos resultados combinados, e o terceiro realiza a soma dos resultados, no domínio do tempo, tendo os ciclos contados por algum método, como *Rainflow*, por exemplo. Este último é citado como o mais preciso, porém mais trabalhoso.

Como este método impõe qual serão as amplitude máximas de VIM, ele não leva em conta as diferenças de rigidez da ancoragem, normalmente não linear. Além disso, as relações entre o VIM e outros agentes ausentes nos ensaios tradicionais, como onda, vento e arrasto nas linhas, também não são consideradas.

Com a alegação de que as não linearidades não podem ser ignoradas, pois o método de fadiga de Palmgreen-Miner é essencialmente não linear, impedindo a superposição de resultados, e de que as relações hidrodinâmicas entre os agentes possam ser relevantes, a **DNV OS E301 (2008)** apresenta uma abordagem diferente para a consideração do VIM.

Nesta abordagem, o VIM deve ser aplicado como uma força senoidal externa na simulação numérica, calibrada até que o resultado de amplitude observada no ensaio seja

reproduzido. Após essa calibração, os outros agentes ambientais são adicionados, e os resultados de tração máxima e fadiga obtidos a partir de uma só análise numérica.

Tendo em vista esta diferença de metodologia, e o fato de todos os trabalhos até agora terem sido voltados à verificação da ancoragem de *Spars* no Golfo do México, o presente trabalho buscou abordar a verificação do impacto do VIM no sistema de ancoragem de monocolunas, considerando tanto a abordagem proposta pela API como a pela DNV, em um cenário mais abrangente, não antes sem passar por uma correta caracterização do VIM através de um procedimento experimental fundamentado.

4. OBSERVAÇÃO EXPERIMENTAL DO VIM

Até onde se tem conhecimento, antes do primeiro trabalho apresentado por Cueva *et al.* (2006), não haviam estudos sobre o fenômeno de VIM para plataformas monocoluna. A opção pela abordagem experimental foi motivada pela necessidade de uma correta estimativa das amplitudes de oscilação, essencial para as análises numéricas do sistema de amarração, realizada a posteriori via *softwares*.

Face aos aspectos observados na revisão bibliográfica, acredita-se que, até então, a abordagem experimental é a mais adequada e única possível no atual estágio de conhecimento.

Neste capítulo será apresentada a metodologia (materiais e métodos) utilizada para a obtenção dos resultados experimentais desejados. Serão expostos aspectos como: a escolha do tanque e da escala reduzida para os modelos; a preparação necessária para os testes; a análise adequada da base de dados colhida e, finalmente, a interpretação dos resultados auferidos.

4.1. Os desafios e as dificuldades

Em fase preliminar aos ensaios realizados por Cueva *et al.* (2006), foram levantados todos os desafios e dificuldades que deveriam ser atacados para a obtenção de resultados confiáveis. Estes são apresentados na lista abaixo, e as respectivas soluções adotadas descritas ao longo do capítulo. São eles:

1. Definição dos tipos de ensaios possíveis para observação do VIM;
2. Escolha do tanque de provas: tanque oceânico *versus* tanque de reboque;
3. Reprodução da rigidez do sistema de amarração, que possui características não-lineares e rigezas diferentes para os movimentos *in-line* e *cross-flow*;
4. Avaliação dos efeitos de escala envolvendo o número de Reynolds e, conseqüentemente, as implicações para as forças hidrodinâmicas envolvidas;
5. Avaliação da assimetria dos cascos, principalmente devido à presença de apêndices como, por exemplo: amarras, anodos de sacrifício, *fairleads*, escadas e *risers*;
6. A medição precisa dos movimentos e das forças envolvidas;
7. Os métodos de análise e interpretação dos resultados.

4.2. Os tipos de ensaios

De modo geral, quatro tipos de ensaios podem ser realizados para a obtenção de informações acerca do VIM: ensaios submersos, em oscilação forçada, ensaios livres com um grau de liberdade (1 GDL) e livres com seis graus de liberdade (6 GDL).

Nos **ensaios submersos**, a estrutura totalmente imersa é fixada em um carro dinamométrico devidamente reforçado, sendo possível realizar testes de reboque em velocidades mais altas sem que se tenha o problema de geração de ondas, comum em ensaios na superfície livre do fluido com números de Froude mais altos. Nestes pode ser medida a amplitude de movimento e seu período. Como inconveniente, este tipo de ensaio necessita uma infraestrutura adaptada, que impõe uma dificuldade maior à definição correta da rigidez da amarração, bem como na liberação simultânea dos movimentos *in-line* e *cross-flow*.

Apesar de ser mais utilizado para ensaios com modelos de *risers*, este tipo de montagem já foi utilizado em modelos de plataformas *Spar*, como apresentado, por exemplo, em Kokkinis *et al.* (2004), Figura 34.

Figura 34 – Esquema de arranjo de ensaios submersos. Fonte: Kokkinis *et al.* (2004)

Nos **ensaios em oscilação forçada**, o modelo é excitado com amplitudes e períodos definidos, sendo medidas as forças causadas no braço de conexão do atuador e estas apresentadas em termos do coeficiente de sustentação C_l , de massa adicional C_a e de arrasto C_d . Em geral, estes ensaios servem à obtenção de parâmetros de entrada para modelos

fenomenológicos. Tendem a ser ensaios mais rápidos, mas exigem uma infraestrutura robusta (rígida o suficiente) para a imposição dos movimentos. A Figura 35 ilustra uma estrutura deste tipo, o PMM – *Planar Motion Mechanism*, disponível no IPT – Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo.

Figura 35 - Ensaio em oscilação forçada

No **ensaio livre com um grau de liberdade (1 GDL)**, o movimento *cross-flow* é liberado para oscilar com o modelo montado em um suporte elástico com baixo amortecimento para a medição da amplitude e período de oscilação, Figura 36. A preparação do ensaio é bem mais simples do que no caso com 6 graus de liberdade, no entanto, não permite o estudo de movimentos acoplados no plano da superfície livre, os quais se sabe serem importantes ao VIM.

Figura 36 - Ensaio de VIM com 1 grau de liberdade (cross-flow)

No **ensaio com seis graus de liberdade (6 GDL)**, o modelo reduzido tem sua flutuação e propriedades inerciais ajustadas conforme o protótipo, bem como sua amarração reproduzida por molas equivalentes, em geral lineares, preparadas para a medição da amplitude e do período de oscilação. A dificuldade no ajuste do modelo e das linhas pode, no entanto, limitar os resultados obtidos, em virtude do grande tempo necessário para os ensaios.

A Figura 37 ilustra a configuração de um dos ensaios com 6GDL realizados no IPT com um modelo de monocoluna. Na Tabela 1 está apresentado um resumo dos tipos de ensaios citados, com suas características principais em relação ao número de graus de liberdade observados, resultados usualmente obtidos, tipo de tanque de provas necessário e possibilidade de realização no Brasil à época deste trabalho.

Figura 37 - Arranjo em ensaio livre com seis graus de liberdade (6 GDL)

Tabela 1 - Resumo dos tipos de ensaios para VIM

Tipo de ensaio	Graus de liberdade observados	Resultados obtidos	Tipo de tanque de provas requerido	Possibilidade de realização no Brasil
Submerso	1	A/D, T	Reboque	Não
Oscilação forçada	Até 2	Cl, Ca, Cd	Reboque ou oceânico	Sim
Livre com 1 GDL	1	A/D, T	Reboque ou oceânico	Sim
Livre com 6 GDL	6	A/D, T	Reboque ou oceânico	Sim

Face às características da infraestrutura experimental no Brasil, o ensaio submerso foi logo de início descartado. Baseando-se nos resultados obtidos pelas *Spars*, onde foram observados movimentos “em forma de oito” por van Dijk *et al.* (2003), o ensaio livre com

apenas um grau de liberdade também foi desconsiderado, pois, conforme mencionado, espera-se que o acoplamento exista e, se não for permitido, pode levar a resultados errôneos ou no mínimo subestimados.

Por outro lado, para o correto uso dos ensaios cativos é necessária uma ferramenta confiável na estimativa do VIM em monocolunas. Apesar dos trabalhos apresentados por Lacerda *et al.* (2009) e Rosetti *et al.* (2009) apresentarem resultados promissores no que possa ser uma ferramenta viável para este uso, esta, de fato, ainda não se encontra disponível. Além disso, o PMM disponível para uso no tanque de provas do IPT suporta apenas movimentos cíclicos em 1 grau de liberdade de interesse, *cross-flow*, recaindo nos mesmos problemas do acoplamento anteriormente citados.

Desta forma, foi escolhido o ensaio livre com 6 graus de liberdade para a obtenção dos resultados deste trabalho. No entanto, para melhor entendimento do problema e a verificação das hipóteses adotadas, muitas delas descritas adiante, foram realizados alguns pré-testes livres e em oscilação forçada com 1 grau de liberdade, sendo os coeficientes de força assim obtidos com a metodologia apresentada por Cueva e Faria (2008), comparados entre si.

Na Figura 38 é apresentada a comparação entre o coeficiente de massa adicional obtido pelo ensaio livre e pelo de oscilação forçada, para os aproamentos²² de 0° e 180°. No caso forçado, foram impostas as mesmas amplitudes e períodos obtidos do ensaio livre. É possível perceber que, apesar de não reproduzir completamente os resultados obtidos no ensaio livre, possivelmente por não aplicar movimentos *in-line* concomitantemente, os resultados apresentam uma tendência comum, principalmente para o aproamento de 0°. A diferença entre os aproamentos será melhor explicada mais adiante, seção 4.5.

²² O aproamento diz respeito à angulação do eixo popa-proa da embarcação em relação ao Norte, no sentido horário. Neste trabalho também será utilizado o termo incidência, que diz respeito a direção da correnteza em relação ao Norte, no sentido horário. Por exemplo, um aproamento de 0° é equivalente a uma incidência de 180°. Estas definições não são padronizadas na engenharia *offshore*, e devem ser sempre verificadas para a comparação de resultados.

Figura 38 - Coeficiente de massa adicional (C_a): ensaio livre versus forçado. Fonte: Cueva e Faria (2008)

Embora os resultados da Figura 38 pareçam indicar uma situação favorável aos ensaios forçados, esta impressão logo se desfaz quando se analisam variações parametrizadas na amplitude imposta, A/D , pois os coeficientes de massa adicional variam significativamente com a mesma, Figura 39. Assim, conclui-se que se a amplitude de oscilação não for conhecida de antemão, o que só se consegue com ensaios com 6 graus de liberdade, as forças medidas nos ensaios forçados não retratarão a condição fenomenológica real do VIM.

Portanto, justifica-se desta forma a opção por ensaios com 6 graus de liberdade a partir de modelos reduzidos das plataformas monocolumnas estudadas.

Figura 39 - Coeficiente de massa adicional (C_a) no ensaio forçado. Fonte: Cueva e Faria (2008)

4.3. A escolha do tanque de provas e da escala

Em linhas gerais, uma possível classificação separa os tanques de prova em tanques de reboque e tanques oceânicos. Os primeiros são projetados predominante para os ensaios de embarcações e sistemas com velocidade de avanço, apresentando o comprimento muito maior do que a largura e a profundidade. Neste caso, efeitos advindos da correnteza são emulados pelo movimento de um carro dinamométrico, o qual o modelo é fixado. Em geral, as ondas só podem ser geradas na direção longitudinal do tanque de reboque, com eventual presença de vento nesta mesma direção.

Já em um tanque oceânico, o objetivo é emular os sistemas *offshore*, como plataformas de perfuração e de produção de petróleo, da maneira mais completa possível. Com largura e comprimento equivalentes e profundidades consideravelmente maiores do que as dos tanques de reboque, nos tanques oceânicos normalmente é possível a montagem de todo o arranjo de linhas de ancoragem e operação, com incidência simultânea de ondas de superfície e ventos de várias direções. A correnteza, neste caso, é gerada pela movimentação da água através de bombas, em um sistema de recirculação.

Na análise básica de VIM, sabe-se que a qualidade da correnteza, se caracterizado pelo baixo nível de turbulência, é um fator importante, deixando os tanques de reboque em vantagem, mesmo com as limitações em relação à presença das demais condições ambientais e a possibilidade de montagem dos sistemas de ancoragem e operação. De fato, apesar de alguns trabalhos sobre *Spars* apresentados na seção 3.3, apresentarem resultados interessantes sobre testes em tanque de reboque, nenhum baseia seus resultados somente neste tipo de infraestrutura, e todos utilizam o tanque de reboque para as principais conclusões.

Além deste aspecto, outro também contribuiu para a escolha dos tanques de reboque. À época dos ensaios deste trabalho, o único tanque oceânico nacional, o LabOceano no Rio de Janeiro, ainda não possuía a capacidade de geração de correnteza, tornando a opção pelo tanque de reboque do IPT a única possível no Brasil. Obviamente, verificação quanto à adequação das dimensões desse tanque ainda se fizeram necessárias, em conjunto com a definição da escala reduzida dos modelos.

A este respeito, sabe-se que a largura total do tanque de reboque do IPT é de 6,5m, sendo 4,5m entre as lages de apoio dos trilhos do carro dinamométrico. Pela característica da montagem experimental pretendida, somente o menor desses valores pode ser considerado. Além disso, baseando-se na hipótese de que a amplitude do movimento é da ordem do

diâmetro do modelo (comportamento semelhante ao VIV em *risers*), bem como a opção prévia por um sistema de restauração linear a partir de molas horizontais equivalente, mesmos para as grandes excursões do modelo, foi escolhido um tamanho de modelo de 0,5m, resultando em escala de 1:200 para os modelos das plataformas MonoBR-GoM e MonoBR e 1:120 para o modelo da Sevan Piranema. Estes três modelos testados, tiveram resultados respectivamente detalhados em Cueva *et al.* (2006), Fajarra *et al.* (2009) e Fajarra *et al.* (2007). Somente os resultados mais relevantes para este trabalho serão apresentados mais adiante.

As escalas empregadas são significativamente menores do que as utilizadas nos testes das *Spars*, as quais contam com diâmetros menores e foram testadas em tanques mais largos. Para a verificação da qualidade dos testes, Gonçalves *et al.* (2009) apresentam comparação entre os resultados em escalas distintas obtidos no IPT e no NMRI – *National Maritime Research Institute*, no Japão, a partir de uma mesma geometria. Pela aderência entre os resultados, pode-se concluir que a escolha pela escala menor no IPT, desde que seja acompanhada de uma preparação e instrumentação adequada, não interfere nos resultados.

Por último, ainda com relação à escala do modelo, foi verificada sua adequação ao comprimento do tanque de reboque. Apesar de contar com 280m de comprimento, somente 200m do tanque do IPT são úteis para ensaios de VIM. Deste modo, assumindo a hipótese de que o período natural *cross-flow* do fenômeno de VIM nas monocolunas seria da ordem de 400s, e desejando-se testar velocidades reduzidas até 16, verificou-se que para uma plataforma de 100m de diâmetro, em escala reduzida de 1:200, vinte e cinco ciclos completos de oscilação *cross-flow* poderiam ser observados, valor adequado para o estabelecimento de um regime permanente passível de caracterização estatística pertinente. Em uma escala maior, este número não seria possível.

4.4. Os efeitos de escala

Enquanto na escala real os números de Reynolds observados são da ordem de 10^8 , na escala do modelo esses valores estão na faixa de 10^4 a 10^5 . Desta forma, sabe-se que o caso real encontra-se na região transcítica e o modelo reduzido provavelmente em um regime subcrítico ou, no máximo, crítico. Devido à impossibilidade de se manter o número de Froude e o número de Reynolds semelhantes aos da escala real²³, e na iminência de um possível efeito de escala, para os ensaios de VIM adotou-se o procedimento tradicional de se manter o número de Froude conforme a escala real e incluir rugosidade superficial no modelo, buscando forçar um regime pós-crítico, ou seja, um regime caracterizado por apresentar uma camada limite turbulenta. Ver Figura 40.

Figura 40 - Variação de coeficiente de arrasto (C_d) para cilindros em função da rugosidade. Fonte: Adaptação de Achenbach e Heinecke (1981) e Macha e Reid (1984)

Para a definição do valor mais adequado desta rugosidade, foi executada uma investigação experimental a partir de um modelo cativo, Figura 41, comparando as medidas de força de arrasto dos modelos lisos, Figura 42, com aquelas onde o mesmo apresentava rugosidades de $k/D=1,6 \cdot 10^{-3}$ a $k/D=4 \cdot 10^{-3}$, exemplo na Figura 43. Nestes ensaios, a força de arrasto foi adimensionalizada em termos de coeficiente de arrasto, C_d , com vistas a uma comparação direta com os dados da literatura.

$$C_d = \frac{F}{0,5 \cdot \rho \cdot S \cdot U^2}$$

²³ Mais informações em Chakrabarti (1994) e Malta (2010)

Figura 41 - Montagem para teste cativo

Para complementar esse estudo, também foi verificado o comportamento de VIM em oscilação livre, considerando um aproamento específico e três rugosidades diferentes.

Figura 42 - Casco liso testado

Figura 43 - Casco com rugosidade de $k/D=4.10^{-3}$

Os resultados obtidos, apresentados em relação ao número de Reynolds, estão apresentados na Figura 44. Mostram que com rugosidade baixa os coeficientes obtidos tiveram um comportamento semelhante ao de um cilindro liso, com coeficientes decrescentes em região de $Re < 6.10^4$, voltando a ser estáveis para Reynolds mais altos. Nesse caso, esta estabilização ocorreu em torno de $Re = 2.10^5$. Para o caso com rugosidade maior, os coeficientes de arrasto já se mostram praticamente estáveis a partir de $Re = 6.10^4$, correspondentes à velocidade de 2m/s na escala real da plataforma estudada, indicando um possível padrão de escoamento turbulento, conforme desejado. Além disso, é possível observar que o aumento na rugosidade não afetou significativamente o valor do coeficiente de arrasto para Reynolds altos, mantendo-o próximo de 0,7. As conclusões acerca da rugosidade são coerentes com as apresentadas por Allen e Henning (2001), que mostram valores ideais de rugosidade de $k/D = 2,5.10^{-3}$ e de van Dijk *et al.* (2003), que realizou testes com $k/D = 4.10^{-3}$.

Figura 44 - Resultados de coeficiente de arrasto (C_d) para o ensaio cativo com variação de rugosidade. Fonte: Cueva et al. (2006)

Os resultados de amplitude de oscilação *cross-flow* de VIM para o modelo livre estão apresentados na Figura 45. Mostram que a definição correta da rugosidade pode influenciar os resultados obtidos, especialmente nas velocidades reduzidas próximas à região de sincronização (*lock-in*).

Figura 45 - Resultados de VIM para modelo livre e variação de rugosidade. Fonte: Cueva et al. (2006)

4.5. A assimetria do casco

Conforme visto na Figura 15, devido à presença de *strakes*, escadas, anodos de sacrifício, *fairleads*, amarras, entre outras estruturas e apêndices próximos a superfície dos cascos das plataformas *Spar* não são contínuos. Da mesma forma, no caso de uma plataforma monocoluna, a mesma característica ocorre.

Essas estruturas podem aumentar o arrasto do corpo, modificando a deriva da unidade. No entanto, o principal efeito é modificar a geração de vórtices, fixando ou alterando a posição do ponto de separação da camada limite (ponto de emissão de vórtices). Isso pode modificar a sintonia entre os vórtices da esteira eventualmente formada, modificando as forças hidrodinâmicas e, consequentemente, o movimento de VIM.

Desta forma, sempre que se realizam ensaios hidrodinâmicos, procura-se modelar as unidades com o máximo de detalhes possível, de acordo com metodologia para os testes de *Spars* apresentada, por exemplo, no trabalho de van Dijk *et al.* (2003).

Seguindo esta consideração, nos três modelos apresentados na Figura 46, foram incluídos três grupos de *fairleads* e amarras, espaçados de 120° entre si. No caso da MonoBR-GoM, os *spoiler plates* também podem ser vistos, sendo discutidos em detalhes no capítulo 6. Para a Sevan Piranema, por outro lado, parte dos *risers* também foram incluídos, pois estes descem da planta de processo próximos ao costado e podem afetar consideravelmente o escoamento ao redor do casco.

Para se verificar de maneira isolada o impacto da assimetria do casco e da assimetria da amarração, abordada mais adiante na seção 4.6, foram comparados testes com e sem os apêndices descritos, a partir de uma mesma condição de amarração, em aproamentos diferentes e com rigezas semelhantes.

Na Figura 47 são apresentados os resultados da MonoBR com a presença de apêndices em ensaio cativo (portanto, sem a influência da amarração), a partir de dois aproamentos diferentes. De acordo com esta figura, é possível observar que, apesar de se tratar do mesmo casco, os coeficientes de arrasto são ligeiramente superiores em um dos aproamentos, evidenciando a influência hidrodinâmica dos apêndices assimétricos.

(a)

(b)

(c)

Figura 46 - Modelos da a) MonoBR-GoM, b) Sevan Piranema e c) MonoBR com apêndices.

Finalizando o estudo da influência dos apêndices, os resultados da MonoBR para diferentes aproamentos são apresentados na Figura 48, conforme definições da Figura 49. Além disso, na Figura 50 e na Figura 51, podem ser vistos exemplos de trajetórias observadas com dois diferentes aproamentos em algumas velocidades de correnteza, observando-se que a diferença não se dá somente na amplitude, mas também na forma da trajetória.

Resultados do impacto do aproamento na Sevan Piranema podem ser vistos no trabalho de Fajarra *et al.* (2007), e não serão reproduzidos neste trabalho.

Figura 47 – Coeficiente de arrasto (C_d) para ensaio cativo da MonoBR em dois aproamentos. Fonte: Cueva *et al.* (2006), adaptado

Figura 48 - Amplitude de VIM (A/D) para MonoBR em diversos aproamentos. Fonte: Cueva e Faria (2008)

Os resultados mostram que da mesma forma que nas *Spars*, pequenas alterações no aproamento podem alterar significativamente o resultado.

Figura 49 - Definição dos aproamentos (e incidências de correnteza), para explicações ver nota de rodapé 22, na página 43.

Figura 50 - Resultados para Incidência de 0° obtidos por Fajarra et al. (2009)

Figura 51 - Resultados para Incidência de 315° obtidos por Fugarra et al. (2009)

4.6. Reprodução da amarração

Como último desafio importante para a realização de ensaios de VIM, cumpre discutir o sistema de amarração como origem da restauração do modelo no plano horizontal.

Um sistema de amarração típico para monocolunas consiste em linhas compostas de segmentos de amarra e poliéster, geralmente divididas em três grupos simétricos. No caso de projetos para locações específicas, o número de linhas em cada grupo pode ser alterado de modo a suportar as diferentes condições ambientais que incidem de todas as direções e sentidos possíveis, com intensidades diferentes, ver Figura 52.

Figura 52 - Exemplo de amarração típica para monocolunas

Como já explicitado na seção 3.2, a velocidade reduzida é a abscissa para a representação gráfica das variações de amplitude e período do VIM. Como este adimensional depende do período natural do sistema, que por sua vez depende da rigidez da amarração, o entendimento e a modelagem da restauração em escala reduzida se tornam um pouco mais complexos do que o tradicional método para ensaio em ondas.

A metodologia para a preparação da amarração experimental é apresentada na Figura 53, conforme proposta por Huang *et al.* (2003). No entanto, alguns pontos importantes devem ser observados sobre este método.

A primeira atividade apresentada no fluxograma diz respeito a escolha do valor de amplitude máxima a ser considerada. Por estar tratando de *Spars*, a escolha de Huang *et al.*

(2003) pode ser realizada baseada em resultados experimentais anteriores. Já no caso das monocolumnas, somente agora se começa a ter uma comprovação de características de amplitude e período em função da velocidade reduzida, sendo possível a escolha dos valores máximos. À época dos primeiros testes, no entanto, não se tinha esta informação.

Figura 53 - Procedimento para determinação da amarração para testes de VIM utilizado por Huang et al. (2003)

Outro ponto importante é a maneira como se modela corretamente a rigidez experimental. Assumindo que o acoplamento dos movimentos *cross-flow* e *in-line* são relevantes, a equipe de pesquisa da EPUSP optou por reproduzir ambas com precisão, a partir de um arranjo de linhas “em cruz”, com molas aproximadamente horizontais, corretamente calibradas, Figura 54. Estes valores foram obtidos a partir da observação das rigezas em torno dos pontos de deriva média, para cada aproamento, conforme Figura 55.

Desta forma, obtém-se um comportamento aproximadamente linear de restauração durante todo o movimento, conforme pode ser observado no gráfico com a força transversal apresentada em função do movimento *cross-flow*, Figura 56.

Figura 54 - Arranjo de linhas do modelo em escala

Figura 55 - Exemplo de calculo de rigidez para cada aproamento, Huang et al. (2003)

Figura 56 - Exemplo de rigidez cross-flow experimental para o caso de aproamento 0° e $Vr=15$, Cueva e Faria (2008)

Sabendo-se pela formulação clássica, $Vr = U \cdot \frac{T_n}{D}$, que a velocidade reduzida varia com a velocidade de correnteza U , período natural T_n e dimensão característica D , foi preparado um gráfico, apresentado na Figura 57, com a variação do Vr para diferentes períodos naturais e velocidades, assumindo-se diâmetro característico da unidade de 100m.

Tendo em mãos o resultado de aproamento de 0° apresentado na Figura 48, é possível destacar as regiões de interesse, onde o A/D terá valor acima de 0,2 e a região de sincronização, assumida aqui como a com Vr maior do que 10.

Figura 57 - Regiões de interesse de VIM

Observando-se as regiões definidas pelos resultados das experimentais, percebe-se que, para uma grande faixa de velocidades de correnteza e períodos naturais possíveis, a unidade apresentará sincronização e, conseqüentemente, movimentos de grande amplitude serão observados, sendo levantada a questão da tração e dano que estas condições de VIM irão causar no sistema de ancoragem. Esta verificação será apresentada no próximo capítulo.

5. VERIFICAÇÃO DO IMPACTO DO VIM NO PROJETO DO SISTEMA DE ANCORAGEM

Por se tratar de um assunto contemplado nas normas de algumas das principais classificadoras, talvez poucos autores têm se dedicado a discutir o impacto do VIM em linhas de ancoragem de plataformas. Os que o fizeram, como Magee *et al.* (2003), Huang *et al.* (2003) e Smith *et al.* (2004), focaram no estudo específico de *Spars* instaladas no Golfo do México, reflexo do problema ocorrido com a plataforma Genesis. As próprias normas API RP 2SK (2005) e a DNV OS E301 (2008) também se fundamentam nos estudos deste tipo específico de plataforma, até então, os únicos disponíveis sobre o tema.

Dentre os trabalhos apresentados, é possível observar diversas abordagens em relação à metodologia de análise, basicamente distintas quanto à maneira como consideram a aplicação do VIM identificado experimentalmente. A esse respeito, sabe-se que o ideal seria a aplicação de um equacionamento completo de forças, possivelmente baseado em coeficientes obtidos de ensaios ou de banco de dados, de forma semelhante à utilizada em muitos modelos para análise de VIV de *risers*. No entanto, é consenso entre os autores que tal formulação ainda não se encontra disponível.

Desta forma, recorre-se a medições em escala real ou a resultados experimentais em escala reduzida, sendo possíveis duas formas de aplicá-los aos modelos de estimativa de solicitações extremas ou de vida útil.

A aplicação dos movimentos observados em ensaio é uma abordagem mais simples e direta, anulando a interferência de outras forças hidrodinâmicas no movimento de VIM, como as advindas de ondas e do próprio amortecimento promovido pelos *risers*. Esta abordagem é a sugerida pela API RP 2SK (2005), tendo como ponto positivo a simplicidade da aplicação de nada além dos deslocamentos no plano da superfície livre, a partir dos parâmetros facilmente medidos de maneira direta e com precisão nos ensaios em escala reduzida. Por outro lado, esta abordagem não considera as não linearidades da ancoragem, observadas nos arranjos atualmente utilizados.

A outra abordagem possível parte da hipótese razoável, mas não ainda provada com generalidade e precisão, de que o VIM irá ser diminuído quando coexistir com outras solicitações advindas de ondas, por exemplo, quer seja pela perturbação do escoamento ou pela interação entre fenômenos ressonantes. Esta é a abordagem preconizada pela DNV OS

E301 (2008), segundo a qual sugere-se a aplicação de uma força de VIM, seja ela medida em ensaios ou equivalente para se recuperar as amplitudes de movimento identificadas a partir dos mesmos.

Conforme mencionado, neste capítulo serão apresentados mais detalhes dessas duas abordagens (aplicação de movimento e aplicação de força) e os resultados obtidos à luz a comparação do seus impactos no sistema de ancoragem de plataformas monocoluna. Antes disso, porém, será estabelecido um cenário propício para estas comparações.

5.1. Definição do cenário de estudo

Para a verificação do impacto do VIM em sistemas de ancoragem, foi escolhido um cenário em águas ultra-profundas, com 2.500m de lâmina d'água, usando as tradicionais linhas de poliéster com amarras no topo e no fundo, em arranjo *taut-leg*, divididas em três grupos simétricos de quatro amarras, conforme pode ser observado na Figura 58.

Figura 58 - Vista de topo do arranjo utilizado e orientação definida

Como o fenômeno de VIM é função da velocidade reduzida ($V_r = U \cdot \frac{T_n}{D}$), o período natural do sistema submetido a ele é um parâmetro de grande importância para o estudo realizado.

Sabendo-se que os sistemas de ancoragem podem ter um comportamento não-linear, foi realizada uma verificação do período natural *cross-flow* em função do aproamento e deriva, buscando a situação crítica de ocorrência do VIM a partir da verificação da rigidez para cada direção de interesse, considerando um movimento inicial *cross-flow* com amplitude igual ao diâmetro característico da unidade, conforme indicado na Figura 59.

Figura 59 - Definição da verificação inicial da rigidez *cross-flow*

Por se tratar de um arranjo simétrico, o sistema de amarração considerado se comporta de maneira idêntica a cada 120°. Além disso, sem prejuízo para as análises pretendidas e buscando não onerá-las em tempo, foram escolhidos apenas aproamentos a cada 30°, ou seja, apenas incidências dentro de um único quadrante.

Tendo sido realizado o levantamento da rigidez K na direção *cross-flow* em torno das derivas correspondente a 0%, 2,5%, 5%, 10% e 17% da lâmina d'água, para cada uma das incidências: 0°, 30°, 60° e 90°, foram calculados os períodos naturais utilizando-se a tradicional formulação conforme apresentada abaixo, com massa M igual ao deslocamento da unidade e coeficiente de massa adicional Ca igual a 0,94, obtido a partir de análise numérica potencial tridimensional. Os resultados assim obtidos estão sintetizados na forma da Figura 60.

$$T_n = 2\pi \sqrt{\frac{M(1+Ca)}{K}}$$

Foi observado que a incidência à 0°, caracterizada por uma deriva oposta a um grupo de linhas de amarração, tem o comportamento não linear mais pronunciado, sendo o aproamento mais interessante para as análises comparativas desejadas. Além disso, como a velocidade reduzida é diretamente proporcional ao período natural, e sabendo-se que, normalmente, para monocolunas, maiores velocidades reduzidas levam a amplitudes de VIM mais expressivas, assume-se que esta incidência seja a mais crítica para a ancoragem. Por último, de fato, a incidência de 0° foi a que apresentou os movimentos mais críticos nos experimentos apresentados no capítulo 4, justificando de maneira definitiva a escolha deste único aproamento no estudo mais adiante apresentado.

Certamente, outros aproamentos poderiam ser estudados, mas implicariam em uma quantidade de análise muito grande, incompatível com atual estágio da pesquisa.

Figura 60 - Variação do período natural cross-flow em função do aproamento e da deriva

Mesclando a informação de variação do período natural para 0° contida na Figura 60 com as regiões de interesse de VIM da Figura 57, tem-se o gráfico apresentado na Figura 61. Nele é possível observar que, para as derivas observadas, o comportamento de VIM pode se alterar significativamente. Com deriva de até 5% da lâmina d'água, uma correnteza de até 2m/s não deve causar impacto de VIM, devido as baixas amplitudes identificadas. Por outro lado, com correntezas de 3m/s, valor extremo identificado no Golfo do México, e com deriva

a partir de 2,5% da lâmina d'água, a unidade já se encontra em pleno regime de sincronização do VIM, *lock-in*, tendo grande possibilidade de impacto na ancoragem.

Figura 61 - Regiões de interesse de VIM com os períodos naturais observados para várias derivas

Com base nestes resultados, foram escolhidas cinco condições ambientais para o estudo, ver Tabela 2. As duas primeiras condições contemplam somente velocidade de correnteza de 2m/s e 3m/s, já as demais todas com 3m/s de correnteza contam com a presença concomitante de ondas irregulares e vento em três magnitudes diferentes. Desta forma, foi possível isolar os efeitos do VIM nas diferentes metodologias e o impacto de outras condições ambientais simultaneamente.

Tabela 2 - Condições ambientais testadas

Parâmetro \ Código	C2H0	C3H0	C3H3	C3H7	C3H13
Velocidade de correnteza U (m/s)	2	3	3	3	3
Velocidade de vento V_s (m/s)	-	-	15	20	25
Altura significativa de onda H_s (m)	-	-	3	7	13
Período de pico de onda T_p (s)	-	-	9,5	17	17

Para a análise das linhas de amarração foi utilizado o *software* Orcaflex, desenvolvido pela empresa Orcina, com um histórico profícuo de aplicação na indústria *offshore*. Neste, a unidade foi considerada como flutuante, tendo os dados hidrodinâmicos adequados às plataformas monocoluna, e deriva lenta obtida a partir da aproximação de Newman²⁴. As

²⁴ Para mais informações, verificar Faltinsen (1990) e Newman (1977).

linhas foram modeladas com elementos *lumped-mass*²⁵, garantindo a consideração adequada dos carregamentos hidrodinâmicos nos mesmos.

Para a análise potencial da unidade, foi utilizado o *software* WAMIT, desenvolvido pelo *Massachusetts Institute of Technology*, utilizando coeficiente de amortecimento externo viscoso em *roll* e *pitch* calibrado a partir de ensaios em tanque de provas, conforme apresentado em Cueva *et al.* (2005).

Os coeficientes de arrasto devido ao vento foram obtidos seguindo a metodologia proposta pela API RP 2SK (2005) e os coeficientes de arrasto e massa adicional nas amarras e trechos de poliéster foram baseados nas tabelas anexas da DNV OS C205 (2007), segundo as quais $C_d=1,2$ e $C_m=1$ ²⁶.

²⁵ Linhas modeladas como elementos finitos, tendo as propriedades dinâmicas e carregamentos hidrodinâmicos considerados nas mesmas.

²⁶ Conforme definição apresentada na seção 4.4.

5.2. Definição das amplitudes de VIM

Conforme mencionado, independente da metodologia utilizada para a análise de ancoragem com VIM, existe a dependência de dados experimentais de amplitude e período de oscilação, bem como dos coeficientes de arrasto a serem aplicados nos modelos computacionais. Uma vez que o sistema de ancoragem não é o mesmo daquele ensaiado, em virtude de limitações do tanque de provas, a equivalência entre os comportamentos hidrodinâmicos se faz em função da velocidade reduzida.

Para o cálculo das velocidades reduzidas nas condições em questão, é necessário o cálculo da deriva média resultante da incidência de onda, vento e correnteza. Este cálculo é feito com a inclusão das condições ambientais no modelo computacional construído. No entanto, devido ao fenômeno de amplificação dinâmica, que modifica o valor do coeficiente de arrasto, conforme mostrado em Cueva *et al.* (2006), o cálculo da deriva deve ser feito de forma iterativa, conforme apresentado na Figura 62.

Com a velocidade reduzida definida, é possível se obter os valores de amplitude e período dos movimentos nas direções *in-line* e *cross-flow* a partir dos resultados experimentais representados na Figura 63. Nestes, as velocidades reduzidas obtidas do cálculo mencionado e utilizadas para o estudo estão marcados com linhas vermelhas verticais.

Figura 62 - Fluxograma para definição dos parâmetros de estudo

Como existe uma variação de velocidade de correnteza, e principalmente uma não linearidade da rigidez da ancoragem em função da deriva, já apresentada na Figura 60, foi observada uma diferença considerável entre as velocidades reduzidas das condições escolhidas, com valores entre 7 e 16, praticamente coincidentes com a região de *lock-in* da unidade, que conhecidamente se inicia em velocidade reduzida próxima de 10. Desta forma, os valores de amplitude *cross-flow* utilizados são grandes, com um valor de 0,25 vezes o diâmetro para a condição com velocidade de 2m/s (C2H0) e próxima do diâmetro para os outros quatro casos.

Na Tabela 3 é apresentado um resumo dos cálculos realizados.

Figura 63 - Obtenção dos valores de amplitude (A/D) e período (T/T_n) adimensionalizados, nas direções in-line e cross-flow.

Tabela 3 - Definição de velocidade reduzida (V_r), amplitude (A/D) e período (T/T_n) adimensionalizados, nas direções in-line e cross-flow e coeficiente de arrasto (C_d) inline

Nome da Condição	C2H0	C3H0	C3H3	C3H7	C3H13
$M(t)$	267000,00				
Ca	0,94				
D (m)	100,00				
U (m/s)	2,00	3,00	3,00	3,00	3,00
H_s (m)	0,00	0,00	3,00	7,00	13,00
Deriva media / LD (%)	2,10	5,20	5,40	6,00	7,90
$K_{\text{cross-flow}}$ na deriva media (kN/m)	156,00	102,00	100,00	91,00	72,00
$T_{n\text{cross-flow}}$ (s) na deriva média	362,00	448,00	452,00	474,00	533,00
V_r na deriva média	7,20	13,40	13,60	14,20	16,00
A/D_{inline} experimental	0,025	0,16	0,16	0,16	0,16
$A/D_{\text{cross-flow}}$ experimental	0,24	0,92	0,95	0,95	0,95
$C_{d\text{inline}}$ médio	0,70	0,85	0,85	0,85	0,85

Novamente, apresentando os resultados no gráfico de regiões de VIM, mas agora com as derivas observadas para este estudo, percebe-se que quatro das cinco condições escolhidas

possuem velocidades reduzidas altas, colocando as condições selecionadas para análise dentro da região crítica de VIM, como observado na Figura 64.

Portanto, com base nestas condições, a próxima seção deste texto dá início às comparações entre resultados advindos das abordagens possíveis para a consideração do fenômeno de VIM.

Figura 64 - Variação da velocidade reduzida em função dos períodos naturais cross-flow e velocidades de correnteza, com os cinco casos analisados

5.3. VIM aplicado como movimento

A aplicação de um movimento no modelo numérico, que reproduza o observado nos ensaios, é a forma mais simples e direta de verificação do impacto do VIM no sistema de amarração.

A API RP 2SK (2005) é a principal referência deste método, que não aplica a trajetória observada nos ensaios, mas sim um movimento “em forma de 8”, com amplitudes e períodos obtidos experimentalmente, conforme apresentado na Tabela 3.

Na Figura 65 estão apresentadas as trajetórias no plano horizontal observadas no ensaio e aplicadas no modelo numérico, adimensionalizadas pelo diâmetro característico. É possível observar que, exceto pelo caso com velocidade reduzida 7, que particularmente não exibe um comportamento estabelecido de VIM, a comparação entre as trajetórias é bastante boa.

Figura 65 - Trajetória de VIM obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como movimento

Adicionalmente, ver Figura 66, se forem comparadas as trajetórias não no entorno da deriva média, e sim em relação ao equilíbrio estático, é possível observar que as derivas também estão de acordo com o desejado pelos cálculos da Tabela 3, porém com diferença em relação aos resultados experimentais. A esse respeito é importante lembrar que, como a ancoragem experimental é linear e ajustada para trabalhar próxima de um valor que ajuste o período natural, e no modelo numérico o comportamento não linear pode existir, opta-se por compatibilizar velocidades reduzidas em detrimento da deriva média.

Na Figura 67 observa-se a força de restauração das linhas em função do deslocamento *cross-flow* no modelo computacional, a partir da deriva média para o caso C3H13.

Figura 66 - Trajetória de VIM e deriva obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como movimento.

Se por um lado ganha-se com a facilidade no momento de aplicação do VIM, esta abordagem torna-se mais trabalhosa e com pontos de discussão quanto à maneira de se considerar outras parcelas de força advindas do demais agentes ambientais, especialmente a variação de tração devido aos movimentos de 1ª e, principalmente, 2ª ordem²⁷ em ondas. A esse respeito, uma vez que os movimentos de VIM são aplicados no modelo numérico, não é

²⁷ Os movimentos de 1ª ordem são na frequência da onda, e os de segunda ordem, na frequência natural do sistema no plano horizontal, também chamado de deriva lenta. Mais informações em Faltinsen (1990).

possível a inclusão de outras forças ambientais. Desta forma, conforme recomendado pela API RP SK (2005), a análise tradicional com a consideração de ondas, vento e correnteza deve ser feita de forma independente, com resultados combinados posteriormente.

Figura 67 - Força de restauração das linhas em função do deslocamento cross-flow obtidas na análise numérica do caso com correnteza de 3m/s e $H_s=13m$ (C3H13), para VIM aplicado como movimento

Para este estudo, foram escolhidas para as análises condições ambientais colineares (onda/vento/correnteza), uma vez que esta situação, em tese, deve causar as piores derivas e, consequentemente, os piores resultados, conforme Figura 57.

Com relação à correnteza, esta foi incluída com direção única e velocidade linearmente decrescente com a profundidade. O vento, por sua vez, foi incluído na forma de uma velocidade média associada a rajadas, de acordo com o perfil definido pela *Norwegian Petroleum Directorate* - NPD²⁸. Já as ondas foram incluídas como um mar aleatório, utilizando o espectro padronizado de JONSWAP²⁹. Os parâmetros gama foram definidos de acordo com a formulação proposta por Isherwood (1987).

Nas análises realizadas, Figura 68, é possível observar a predominância do movimento de deriva lenta na trajetória, sendo que os movimentos oscilatórios, quando existem, acontecem praticamente na direção da aplicação das condições ambientais.

Ainda de acordo com estas análises, foi observado que as linhas de número 3 e 4, lançadas praticamente na direção do eixo x positivo (Figura 58), são as que apresentam as maiores trações, sendo, portanto, aquelas que atraem a maior atenção em termos de

²⁸ Para unidades permanentes, o vento deve ser considerado como uma parcela constante mais uma oscilatória, definida através de um espectro de potência em função da frequência. Dentre os vários modelos existentes, o mais recomendado pelas normas vigentes é o proposto pela *Norwegian Petroleum Directorate* - NPD

²⁹ Os mares irregulares são considerados como espectros de potência em função da frequência. O mais comum utilizado em projetos *offshore* é o modelo de JONSWAP, que é definido pelos parâmetros de altura significativa H_s , período de pico T_p e parâmetro de pico γ .

dimensionamento. Desta forma, por opção, neste trabalho só serão apresentados os resultados da linha 3, com séries temporais apresentados na Figura 69.

A partir desta consideração, primeiramente foram estudados os resultados de tração da linha para as diferentes condições ambientais da Tabela 2, considerando o caso tradicional com onda, vento e correnteza (O+V+C), posteriormente confrontado com o caso de VIM puro, imposto como movimento. Na Figura 69, são apresentadas as séries temporais de tração em relação ao MBS³⁰ da linha, sendo possível observar que o desvio padrão é pequeno em relação a tração média, exceto para o caso com onda de altura significativa de 13 m, mas sua correta determinação é de extrema importância para um dimensionamento consistente das linhas de ancoragem.

Figura 68 - Trajetória dos casos com onda/vento/correnteza em relação a lâmina d'água, no modelo numéricos, sem VIM

³⁰ O MBS – *Minimum Breaking Strength*, é tratado como a referencia para a tração máxima em cabos de ancoragem, antes da consideração da margem de segurança. Antigamente era chamado de MBL – *Minimum Breaking Load*

Figura 69 - Séries temporais de tração da linha 3 nas condições ambientais analisadas, com onda, vento e correnteza, sem VIM

Verifica-se também, Figura 70, que o desvio padrão de tração causado pelo VIM é superior ao causado pelas condições ambientais de onda e vento (O+V+C) em todos os casos testados, exceto aquele com onda de altura significativa igual a 13m, extremamente severa.

Figura 70 - Tração média e desvio padrão em relação ao Minimum Breaking Strength (MBS) Para os casos com onda, vento, correnteza e VIM aplicado como movimento analisados separadamente.

Além disso, foi observada a vida útil da linha em função das condições ambientais. Para isso, foi utilizada uma curva T-N³¹, com coeficientes baseados nas recomendações da API RP 2 SK (2005) e contagem de ciclos pelo método *Rainflow*.

Para se apresentar os resultados de forma mais geral possível, não dependendo da frequência de ocorrência de uma determinada condição ambiental, na Figura 71 foi apresentado o percentual de ocorrência da condição estudada admissível, para que não seja excedida a vida útil da linha de amarração, neste caso, 75 anos, já aplicada uma margem de segurança de 3, também de acordo com a API RP 2 SK (2005).

Nos casos com velocidade de correnteza com 2m/s e 3m/s e ondas com altura nula, respectivamente C2H0 e C3H0, a fadiga nos casos sem a presença de VIM (O+V+C) é praticamente nula, pois apenas o vento contribui com esforços dinâmicos indiretos nas linhas. Na medida em que a onda aumenta para 3m, 7m e, finalmente, 13m de altura significativa, é possível observar um decréscimo acentuado no tempo de exposição aceitável devido à maior solicitação promovida pelas ondas no casco.

Por outro lado, no caso de VIM isoladamente aplicado como movimento, com velocidade de 2m/s, caso C2H0, o dano é praticamente nulo, fato bastante modificado para os outros quatro casos, que contam com a velocidade de correnteza de 3m/s. Apesar dos quatro casos terem amplitudes de VIM praticamente iguais, as alterações de deriva e rigidez podem estar levando as pequenas diferenças entre os resultados, como observado.

Para se ter uma idéia da ordem de grandeza destes resultados, os mesmos podem ser interpretados à luz do número de dias por ano que a unidade pode ficar exposta a condição ambiental estudada, assumindo-se que no restante do ano a fadiga seja nula. No caso de VIM, com valores na casa de 9%, essa exposição pode ser de 33 dias. Já nos casos de onda, as exposições relevantes variam de 90% a 0,8%, ou seja, de 328 a 3 dias, dependendo basicamente da condição de mar.

³¹ A curva T-N traz a informação do número de ciclos em função da tração, utilizada para linhas de ancoragem. Não confundir com as tradicionais curvas S-N, que apresentam o número de ciclos em função da tensão, utilizadas para materiais em geral, podendo ser também usadas para verificação de ancoragem.

Figura 71 - Percentual admissível de ocorrência para uma vida útil mínima de 75 anos (fator de segurança 3): Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento

Estes valores devem ser observados, ainda, considerando-se as janelas de ocorrência dos fenômenos. Ocorrências de ondas grandes são bem mais rápidas (passageiras) que as de correnteza, sendo usualmente consideradas janelas de 3 horas de exposição como um período adequado de tempestade. Já as *Loop Currents* do Golfo do México, por exemplo, podem ter a duração de algumas semanas, com picos de velocidade de alguns dias, sempre na mesma direção, conforme apresentado por Smith *et al.* (2004).

Com o objetivo de se obter um resultado que considere essas duas observações apresentadas, é preciso realizar uma combinação dos resultados obtidos separadamente. Alguns autores, como Galvin e Hill (2007) e Bai e Bai (2005), em trabalhos focados na composição de danos de ondas, VIM e VIV em *risers*, realizam uma soma direta dos danos, mas atribuem pesos diferentes para cada um dos danos obtidos separadamente, no entanto, sem deixar claro a maneira de escolha dos pesos.

Baseando-se nesta abordagem, é possível realizar algo equivalente para as linhas de ancoragem, com a consideração apenas das parcelas de onda e VIM. Nesta, os danos obtidos de ambas as análises são simplesmente somados, obtendo-se o resultado final. Não se usa, portanto, qualquer fator ponderador de natureza *ad hoc*.

A API RP 2SK (2005) não faz uma discussão específica sobre as maneiras de se combinar os resultados de ambas as análises, ao invés disso, talvez por partir da hipótese de que o VIM sempre ocorre com ondas pequenas, remeta o assunto à analogias com os métodos de combinação de resultados utilizados em análises onde a primeira ordem e segunda ordem de ondas são avaliadas separadamente.

Os métodos recomendados pela norma são: a soma dos danos através de uma formulação específica; a soma dos respectivos espectros e a soma das séries temporais. Na análise de soma dos danos é salientado que esta suscita resultados adequados, desde que a relação entre desvios padrões das duas análises não estejam entre 0,05 e 1,5. Pelos resultados apresentados na Figura 72, é observado que esta condição não é atingida, e como foi julgado pelo autor que o método de soma dos espectros não seria menos trabalhoso do que a soma das séries temporais, optou-se por utilizar diretamente este terceiro método, referenciado pela API como o mais preciso.

Desta forma, foi realizada a soma das séries temporais do caso com ondas e com VIM puro, nas três condições ambientais aplicáveis, apresentadas em conjunto na Figura 72. É possível observar que no caso C3H3 a parcela de onda é praticamente desprezível, e a série temporal de tração é praticamente a observada com VIM. Condição oposta ocorre com caso C3H13, com o VIM sendo praticamente imperceptível na série final. Já na condição C3H7, é possível observar a influência de ambos os fenômenos, mas com claro prevalectimento do VIM.

Este comportamento se reflete nos resultados de fadiga apresentados da Figura 73, onde se estabelece uma comparação entre a situação com onda, vento e correnteza com aquela considerando o VIM isoladamente. Em conjunto estão apresentados os resultados combinados das duas análises através da soma dos danos e através da soma das séries temporais, com danos obtidos pela contagem *Rainflow*.

Os resultados obtidos por ambos os métodos de soma foram bem próximos, Figura 73, e sempre dominados por uma condição ambiental predominante. A análise com a soma das séries apresentou resultados um pouco mais conservadores, mas com diferenças de resultados que não resultariam em conclusões diferentes sobre a viabilidade do sistema.

Da mesma forma, Figura 74, foram obtidos os valores de desvio padrão através da soma dos mesmos e das séries temporais somadas. Os resultados entre ambas as análises também foi muito próximos, sendo difícil dizer qual a mais precisa.

Figura 72 - Somatória de trações na linha de ancoragem com Onda+Vento+Correnteza e VIM, para os casos C3H3, C3H7 e C3H13, com correnteza de 3m/s e onda com $H_s=3m$ (topo), $H_s=7m$ (meio) e $H_s=13m$, respectivamente.

Figura 73 - Percentagem admissível de ocorrência: Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento, com os danos e séries temporais de ambos somados

Figura 74 - Tração média e desvio padrão em relação ao MBS, com onda+vento+correnteza, VIM, soma direta e soma das séries temporais

5.4. Aplicação do VIM como força

Quase como um contraponto da metodologia da API RP 2SK (2005), e partindo da argumentação de que a ancoragem é não linear e a soma dos danos não é adequada pelo próprio método de análise de fadiga de Palmgreen-Miner, que conta com um componente não linear grande, a DNV OS E301 (2008) propõe que o VIM seja considerado como uma força externa na análise de ancoragem, calibrada de modo que resulte de movimentos máximos que sejam próximos aos observados nos experimentos.

A partir desta calibração, realizada nas mesmas condições do ensaio, i.e. sem ondas, vento ou amortecimento de linhas, e com a deriva média devida a todos os agentes ambientais modelada através de uma força externa constante. Com isso, é possível calcular a tração e a fadiga nas linhas de ancoragem, conforme indicado na Figura 72.

Adicionalmente, este método permite a adição das condições ambientais de onda e vento na mesma simulação, obtendo o resultado do combinado de um só modelo, conforme detalhado mais a frente neste seção.

Figura 75 - Exemplo de análises de ancoragem considerando como força o VIM

Neste trabalho, as forças *in-line* e *cross-flow* foram aplicadas com uma defasagem de 90° , e com o período do movimento *in-line* duas vezes menor do que o transversal, resultando, assim, no movimento esperado “em forma de 8”, com intensidade calibradas para se obter as amplitudes apresentadas na Tabela 3.

Na Tabela 5, os coeficientes de arrasto *in-line* e sustentação (*cross-flow*) utilizados na simulação são apresentados, bem como um exemplo de força, na Figura 78.

Tabela 4 – Coeficientes de força de arrasto média e oscilatória in-line e força de sustentação utilizados na consideração de VIM como força

Nome da Condição	C2H0	C3H0	C3H3	C3H7	C3H13
$C_{d_{in-line}}$ médio	0,7	0,85	0,85	0,85	0,85
$C_{d_{in-line}}$ oscilatório	0,02	0,16	0,19	0,07	0,16
Cl	0,13	0,18	0,19	0,15	0,19

Figura 76 – Série temporal de força cross-flow aplicada no caso C3H13

Na Figura 77 estão apresentadas as trajetórias no plano horizontal, observadas no ensaio e resultantes da aplicação de força de VIM no modelo numérico, todas adimensionalizadas pelo diâmetro característico da unidade. É possível observar que, apesar das amplitudes calibradas, a forma da trajetória não é a mesma.

Nos resultados experimentais, o movimento “em forma de 8” assumiu a também esperada forma de “meia lua”, com valores extremos *in-line* menores do que os valores médios. Já no caso numérico, os valores extremos tem valores maiores do que os médios. Esse comportamento é causado pelo aumento da força de restauração *in-line* das linhas de ancoragem, quando submetidas a uma deriva maior nas extremidades da trajetória.

Figura 77 - Trajetória de VIM obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como força

Em resultados análogos aos apresentados na Figura 66, as trajetórias obtidas para as rodadas realizadas com a aplicação de forças estão apresentadas na Figura 78. Já na Figura 79, é possível observar as forças de restauração da ancoragem e, comparando com os valores para VIM com movimento imposto, na Figura 67, verifica-se a diferença dos métodos com relação a rigidez no plano.

Figura 78 - Trajetória de VIM e deriva obtida dos ensaios e do modelo computacional, com VIM aplicado como força.

Figura 79 - Força de restauração das linhas em função do deslocamento cross obtidas na análise do caso com correnteza de 3m/s e $H_s=13m$ (C3H13), para VIM aplicado como força

Da mesma forma que os resultados com movimento aplicado, foi feita a análise de fadiga para a condição com força aplicada. Observa-se que apesar desta análise utilizar trajetórias com amplitudes iguais as aplicadas como movimento, os resultados de fadiga da aplicação como força, por possuir uma trajetória diferente, proporcionam uma vida a fadiga maior do que na primeira análise, conforme apresentado na Figura 80.

Apesar desta diferença, verifica-se que ambos os métodos resultam em danos consideráveis, nas linhas de ancoragem, devido ao VIM.

Figura 80 - Percentagem admissível de ocorrência: Onda+Vento+Correnteza versus VIM aplicado como Movimento e como Força

Pelo fato do VIM ser aplicado como força, é possível, em uma mesma simulação, incluir outros esforços durante a simulação, como onda, vento e força de arrasto nas linhas. Desta forma, tendo-se uma simulação com todos os agentes ambientais representados, elimina-se a necessidade da combinação dos resultados, conforme apresentada parte na seção 5.3.

Para um entendimento mais adequado dos fatores impactantes nesta simulação conjunta, os diferentes esforços ambientais foram sendo incluídos em separado, conforme detalhado na Tabela 5.

O caso calibrado com o ensaio, chamado de VIM FOR, possui os coeficientes que causam a chamada força de Morison nas linhas nulos, uma vez que no experimento essas forças não existiam pela inexistência de cabos na água. Na primeira variação VIM FOR + MORISON, esses coeficientes foram incluídos.

A partir do modelo original VIM FOR, também foram incluídas ondas irregulares nos casos C3H3, C3H7 e C3H13, mas mantendo os coeficientes de Morison nulos. Já na terceira variação adicionou-se velocidade de correnteza ao caso com o VIM calibrado, e manteve-se

os coeficientes de Morison ativos. Por último, adicionou-se as ondas e vento, mantendo-se a presença da correnteza e das forças de Morison.

Tabela 5 - Características das simulações numéricas considerando o VIM como a aplicação de uma força externa

Variação	Condição ambiental	Força de Morison nas linhas?
VIM FOR	Somente VIM	Não
VIM FOR+MORISON	Somente VIM	Sim
VIM FOR+O	VIM + Ondas	Não
VIM FOR+CORR+MORISON	VIM + Correnteza	Sim
VIM FOR+O+V+C	VIM + Onda + Vento + Correnteza	Sim

Em todos os casos a deriva média foi mantida de acordo com os valores da Tabela 3. No caso da inexistência de todas as forças ambientais, forças externas constantes foram incluídas para se atingir este valor.

Os resultados de amplitude *cross-flow*, fadiga e tração são apresentados na Figura 81, na Figura 82 e na Figura 83, respectivamente. Observa-se que com a consideração da força de Morison, alguma redução de movimento é observada, com a aplicação das ondas, como era de se esperar, uma vez que neste modelo a força de ondas não afeta a força de VIM, os resultados de amplitude foram praticamente mantidos.

Já para os casos com Morison ativo e a presença de correnteza, seja com ou sem ondas, a redução do movimento é significativa, sendo reduzida para em torno de 25% da amplitude original. Esta redução se dá pelo aumento de velocidade relativa entre as linhas e o fluido, devido a velocidade de correnteza presente, o que aumenta a força de arrasto.

Figura 81 - Amplitudes cross-flow nos diferentes casos testados com VIM como força

Quando verificada a diferença que estas mudanças causam na fadiga, é possível observar o impacto da redução das amplitudes de movimento, alterando completamente a conclusão sobre os tempos de exposição permitidos.

Figura 82 – Percentagem admissível de ocorrência permitido nos diferentes casos testados com VIM Força

Figura 83 - Tração nos diferentes casos testados com VIM Força

Ao se observar agora os resultados de fadiga e tração da rodada tradicional com onda, vento e correnteza, comparados com os resultados da análise do VIM como movimento com séries temporais somadas, obtidos da Figura 73 e da Figura 74, com os obtidos da simulação do VIM como força, mas com todos os agentes ambientais incluídos, obtidos da Figura 82 e da Figura 83, tem-se a comparação apresentada na Figura 84 e na Figura 85.

Figura 84 – Percentagem admissível de ocorrência permitida nos casos como Onda, vento e correnteza; com os danos somados com o caso com o VIM aplicado como movimento e como VIM Força, com a presença de todos os agentes ambientais

Figura 85 - Tração nos casos como Onda, vento e correnteza; com as trações somadas com o caso com o VIM aplicado como movimento e como VIM Força, com a presença de todos os agentes ambientais

Como estes resultados é possível concluir dois pontos principais. O primeiro é que dependendo da condição ambiental incidente, ambos os métodos indicam que o VIM é um agente importante na determinação da fadiga das linhas de ancoragem.

A segunda conclusão, ainda mais interessante do que a primeira, é de que a escolha do método pode resultar em conclusões totalmente diferentes com relação ao tempo de exposição permitido a uma determinada condição ambiental e ao desvio padrão de tração obtido, este último relacionado à tração máxima.

Esta diferença se dá, principalmente, devido a influência de outros agentes ambientais no VIM, dentro da simulação realizada, principalmente a do arrasto das linhas de ancoragem.

Sabendo-se que o modelo numérico é pobre com relação as interferência hidrodinâmicas entre os diferentes fenômenos e, em face da importância observada do entendimento destas relações, decidiu-se pelo estudo mais aprofundado deste ponto, com discussões e resultados apresentados no capítulo 6.

6. RELAÇÕES ENTRE O VIM E OUTROS AGENTES HIDRODINÂMICOS

O fenômeno de VIM em monocolunas, mesmo que estudado de forma isolada, ainda é campo de estudo bastante amplo para pesquisadores. Depois do pioneiro trabalho de Cueva *et al.* (2006), constatando e caracterizando sua ocorrência naquele tipo de plataforma, trabalhos como o de Rosetti *et al.* (2009) começaram a discutir a natureza fenomenológica do VIM, buscando entender o seu comportamento mediante diversas condições de interação com elementos adicionais comuns aos cenários reais de operação no mar.

Como foi observado nos resultados apresentados no capítulo anterior, no caso de se modelar o VIM como força externa que ocorre em conjunto com outras forças ambientais, o correto entendimento destas relações é essencial para uma predição adequada da vida útil das linhas de ancoragem.

Nos trabalhos apresentados por Cueva *et al.* (2006) e por Fugarra *et al.* (2009), com co-autoria deste autor, alguns resultados experimentais do impacto da interação do VIM com ondas, amortecimento externo devido a elementos estruturais como os *risers*, aletas supressoras, dos próprios aproamentos e da mudança na razão de aspecto (imersão das plataformas) foram apresentados.

Neste capítulo, esses resultados serão vistos à luz do impacto na fadiga das linhas de ancoragem, comparando-os em alguns casos com aqueles numericamente obtidos no capítulo anterior e, ao mesmo tempo, realizando discussões sobre a maneira correta de considerá-los em termos de interações hidrodinâmicas.

6.1. A influência da direção de incidência da correnteza

Devido às assimetrias dos cascos, causada pela presença de *fairleads*, *hard pipes*, amarras ao longo do costado, anodos de sacrifício, escadas e qualquer outra estrutura que não esteja presente por toda a superfície, o escoamento resultante de correntezas em diferentes incidências, mesmo que em intensidades iguais, podem resultar em comportamentos diferentes. Além disso, como visto anteriormente, o próprio comportamento da ancoragem pode modificar sensivelmente a velocidade reduzida e a magnitude do VIM.

Nas *Spars*, o trabalho de van Dijk *et al.* (2003) mostra bem essa influência da incidência, chegando à necessidade de realização do teste com pelo menos 15° de discretização para um mapeamento mais preciso do comportamento do VIM naquelas unidades.

No trabalho de Cueva *et al.* (2006), conforme reconhecido pela ITTC (2008), os primeiros resultados de comportamento semelhante para as monocolunas foram observados. Posteriormente, este mapeamento foi entendido nos trabalhos de Fajarra *et al.* (2007) e Fajarra *et al.* (2009), resultando em gráficos que permitem a observação da profunda variação da amplitude com a variação da direção de incidência de correnteza, conforme já apresentado na Figura 48.

Por sua vez, a Figura 86 apresentada por Fajarra *et al.* (2009) compara os resultados para as incidências de 0° e 180°, com destaque para a influência da posição dos *fairleads* na resposta de VIM *cross-flow* observada. De acordo com os gráficos, observa-se que no caso da incidência a 180°, com os *fairleads* à juzante, as amplitudes são reduzidas sensivelmente em relação à incidência de 0°.

Figura 86 - Influência da posição dos *fairleads* no VIM, apresentado por Fajarra *et al.* (2009)

Do ponto de vista do impacto sobre as linhas de ancoragem, a influência da direção de incidência da correnteza pode se processar de duas formas. Primeiramente, com a alteração da rigidez que, por sua vez, pode alterar sensivelmente as velocidades reduzidas. Lembrando de que um aproamento com ancoragem mais rígida irá reduzir o período natural e, conseqüentemente, diminuir as velocidades reduzidas para uma mesma intensidade de correnteza. De modo geral, esse comportamento irá melhorar o resultado, uma vez que, as amplitudes tendem a ser menores quanto menor for a velocidade reduzida.

Como recomendação geral sugere-se que, havendo no sistema um comportamento semelhante ao apresentado na Figura 60, seja feito o posicionamento conveniente da unidade, de modo que as correntezas críticas incidam em regiões entre grupos de amarras, tendo o benefício da menor variação de período natural com o aproamento e menor amplitude de VIM nesta condição de aproamento.

6.2. A influência da coexistência de ondas e o VIM

Talvez baseada no senso comum, a DNV OS E301 (2008) trabalha com a hipótese de que, pela perturbação do escoamento ao redor do corpo, as ondas devam alterar o comportamento do VIM, reduzindo-o. Desta forma, sugere que a consideração de uma força de VIM inalterada com a presença de ondas, em tese, mostra-se como uma abordagem conservadora.

De fato, no trabalho de Finnigan *et al.* (2005) foram apresentados resultados de VIM praticamente inalterados para uma correnteza concomitante a uma onda irregular de $H_s=3\text{m}$ $T_p=9,6\text{s}$. No entanto, comportamento absolutamente distinto, com redução do VIM, foi observado para outros mares caracterizados por $H_s=7,6\text{m}$ $T_p=11,8\text{s}$ e $H_s=11,9\text{m}$ $T_p=14\text{s}$. Neste caso os períodos naturais de *heave* e *pitch* não estão definidos, mas tratando-se de uma *Spar*, devem estar acima dos 30s

Por outro lado, com o modelo da MonoBR, apresentado no capítulo 4, foi testado o VIM concomitante com ondas regulares de $H=4\text{m}$, $H=5,2\text{m}$ e $H=6\text{m}$, e respectivos períodos $T=14\text{s}$, $T=16\text{s}$ e $T=18\text{s}$. A partir destes ensaios, percebeu-se uma redução percentual significativa dos resultado de VIM na região de velocidades reduzidas entre 6 e 8. No entanto, na região de velocidades reduzidas entre 12 e 14, a redução só ocorreu para as ondas mais longas. A explicação, detalhada em Fajarra *et al.* (2009) e também mais tarde em Gonçalves *et al.* (2010), refere-se ao fato de que na primeira região a emissão de vórtice não é tão forte, causando um movimento de VIM irregular e pouco definido, como pode ser visto na Figura 87. Neste caso, a presença de ondas, por menor que seja, altera o fraco padrão estabelecido e reduz a excitação e, portanto, valendo a hipótese apresentada pela DNV OS E301 (2008).

Entretanto, na segunda região, onde os vórtices já estariam bem definidos e causando um movimento harmônico bem estabelecido, o VIM não seria facilmente alterado pela ação das ondas de superfície, como pode ser visto na Figura 89. Neste caso, somente com os movimentos pronunciados da unidade, excitados pela onda de 18s, próxima ao período natural de *heave*, é que esta influência se faria notar de maneira evidente. Ou seja, somente a perturbação do escoamento não é suficiente para reduzir os vórtices mais pronunciados, sendo necessária a perturbação do escoamento causada pelo movimento ressonante da unidade.

Figura 87 - VIM para $V_r=7$ e com a presença de onda $H=4m$ $T=14s$ (à direita). Fonte: Cueva e Faria (2008)

Figura 88 - Impacto das ondas no VIM. Fonte: Cueva e Faria (2008)

Desta forma, a relação entre ondas e VIM pode se tornar razoavelmente complexa, lembrando que em ondas irregulares o efeito de deriva lenta aparece, o que poderia dificultar ainda mais o entendimento, uma vez que este movimento, bem como o VIM, se manifestam de acordo com os períodos ressonantes no plano horizontal, apesar das direções predominantemente distintas, um na *in-line* e outro na *cross-flow*.

a)

b)

c)

Figura 89 - VIM para $Vr=12$ a) sem ondas, b) com onda $H=4m$ $T=14s$ e c) com onda de $H=6,6m$ $T=18s$. Fonte: Cueva e Faria (2008)

Como conclusão, ao menos até o presente momento, pode-se dizer que a relação entre VIM e efeitos de primeira ordem de ondas é função da intensidade presente daquele fenômeno e também da altura e do período da onda em relação aos períodos naturais da unidade.

Desta forma, sugere-se que o impacto das ondas seja, de um modo geral, desprezível no tocante às linhas de amarração, exceção feita quando as ondas têm períodos coincidentes com algum dos períodos ressonantes da unidade, podendo induzir seus movimentos de primeira ordem. Isso posto, verifica-se que a hipótese adotada pela DNV OS E301 (2008) não é conservadora, e sim adequada em boa parte dos casos.

Conforme citado, os movimentos de deriva lenta e VIM guardam grandes semelhanças com relação ao período de oscilação e ordem de grandeza das respectivas amplitudes de oscilação. Nas simulações executadas, a força de VIM foi adicionada com fase de 0° em relação ao início da simulação, enquanto a força de deriva lenta adicionada com uma fase

randômica definida pelo programa utilizado nas análises, característica de códigos que utilizam a aproximação de Newman para a determinação desta força, a partir da deriva média.

Com a preocupação de que a fase do VIM utilizada possa alterar os resultados de fadiga nas linhas, foram realizados testes com outras fases relativas de VIM, no caso, iniciando também com 90° e 180°. A partir deste procedimento de simulação, verificou-se que a fase inicial entre VIM e ondas pode ter impacto, mas moderado, nos resultados, conforme apresentado na Figura 90.

Figura 90 - Percentual admissível de ocorrência com diferentes fases de aplicação da força de VIM, com a presença de ondas

Uma vez que até o momento não se tem um entendimento completo da relação de entre ondas e VIM, muito menos com relação as fases apresentadas, sugere-se que em um projeto estas relações sejam estudadas de forma experimental. Caso isso não seja possível, análises com diferentes fases devem ser realizadas, para que o pior caso seja considerado.

6.3. A influências de elementos atenuadores do VIM

O estudo de dispositivos para redução de VIV já vem sendo realizado há muitos anos por diversos pesquisadores, gerando diversas soluções, como pode ser visto na Figura 91. A idéia por trás destes atenuadores é modificar o escoamento no entorno do corpo, diminuindo a correlação entre emissão de vórtices ao longo do seu comprimento.

Tanto para dutos como plataformas *Spar*, a solução mais utilizada é baseada no uso de *strakes*, geralmente com 3 entradas de helicóides de largura entre 10% e 15% do diâmetro, instaladas ao longo da superfície e, portanto, gerando o efeito atenuador necessário para a redução dos movimentos. Trabalhos como o de Finn *et al.* (2003) apresentam resultados comprovando a efetividade deste dispositivo.

Se fosse seguida a mesma solução para o caso das monocolunas, os *strakes* seriam estruturas muito grandes, provavelmente inviáveis em termos econômicos, estruturais e construtivos, devido ao grande diâmetro envolvido. Desta forma, em Cueva *et al.* (2006), Fajarra *et al.* (2009) e Gonçalves *et al.* (2010), foi testado o uso de *spoiler plates* para o mesmo fim. Os testes foram realizados com placas de 5m x 5m (dimensões na escala real), em uma distribuição helicoidal, com duas entradas no casco da MonoBR-GoM e três entradas no casco da MonoBR. Na Figura 46 é possível observar a instalação destas estruturas atenuadoras na MonoBR-GoM.

Apesar de serem muito similares com relação aos cascos e aos arranjos dos *spoiler plates*, os resultados diferem um pouco diferentes nas duas plataformas. Se por um lado o primeiro arranjo na MonoBR-GoM apresentou eficiência desde as primeiras velocidades reduzidas do VIM, o segundo arranjo na MonoBR só teve ação atenuadora apreciável em velocidades muito altas, ou seja, aquelas com grandes amplitudes de VIM.

Figura 91 - Exemplos de dispositivos redutores de VIV. Fonte: Blevins (1990)

Figura 92 - Resultados com Spoiler plates para a MonoBR-GoM, Cueva et al. (2006) e para MonoBR, Gonçalves et al. (2010) (à direita)

Obviamente, em termos de impacto sobre a ancoragem, este será tão grande quanto maior for a redução do VIM. Resultados como os apresentados na Figura 92 para a MonoBR-GoM praticamente eliminam qualquer fadiga prematura devido ao fenômeno de VIM, enquanto que os resultados obtidos para a MonoBR merecem maior cuidado e/ou, pelo menos, a investigação de outras geometrias e distribuição dos *spoiler plates*.

De uma maneira geral, sugere-se que, havendo a necessidade de dispositivos de atenuação do VIM como forma de diminuir os impactos do VIM sobre as linhas de ancoragem, estes sejam ensaiados em diversas condições para a geometria específica da plataforma, pois sua eficácia pode não ser a esperada a partir de geometrias convencionais.

6.4. A influência razão de aspecto

Nos cilindros infinitos, estudados como paradigmas para as investigações de VIV, a relação entre comprimento e diâmetro é sempre maior do que 30, evitando efeitos tridimensionais naquelas condições.

Já nas plataformas *Spar*, esta relação fica entre 4 e 9, significativamente menor do que nos cilindros com os quais se estuda o fenômeno de VIV, mas ainda evidenciando uma influência menor da extremidade inferior. Nos casos de monocolunas, no entanto, nos quais se tem razões de aspecto como as apresentadas na Tabela 6, é possível perceber que estas definitivamente terão impacto relevante sobre a característica do fenômeno de VIM nelas identificado.

No caso das plataforma MonoBR e MonoBR-GoM em calados de projeto, a razão de aspecto teve o valor de 0,4 mantido para ambas, enquanto para a plataforma Sevan Piranema, mesmo em calado cheio, valores razoavelmente menores foram obtidos.

Ao se comparar os resultados obtidos para todas as plataformas, com exemplos para a MonoBR e SEVAN PIRANEMA apresentados na Figura 93, é possível perceber que há relação direta entre a razão de aspecto e o VIM.

Tabela 6 - Razões de aspecto das monocolunas testadas e de alguns projetos existentes apresentados na seção 3.1

Plataforma	Razão de aspecto
MonoBR-GoM	0,40
Sevan Piranema	0,28
MonoBR	0,40
MonoBR calado leve	0,21
Miyagawa <i>et al.</i> (1989)	entre 0,25 e 0,3
Matsuura <i>et al.</i> (1995)	0,37
MPU SEMO	0,75-1,14
SSP	0,61

Figura 93 - Comparação dos resultados com diferentes razões de aspecto MonoBR (à esquerda), Cueva e Faria (2008) e Sevan Piranema, Fajarra et al. (2007)

Conforme observado na Figura 81 e na Figura 82, a redução da amplitude de VIM para a faixa de 0,2 causa um dano a fadiga praticamente nulo. Em unidades monocolumna que possuírem capacidade de modificação de calado, sendo possível levar para níveis que reduzam a razão de aspecto para em torno de 0,2 a 0,3, esta operação pode ser realizada em caso de VIM danoso as linhas, reduzindo a amplitude de oscilação.

6.5. A influência de amortecimento extra

Assim como todas as unidades flutuantes, as monocolunas têm linhas de amarração e *risers* que estão sujeitos a condições ambientais de acordo com a devida consideração pela equação de Morison, explicada em Chakrabarti (1987), onde a força em cada elemento no comprimento destas estruturas é dada pela equação abaixo.

$$f = 0,5 \cdot \rho \cdot D \cdot V^2 \cdot C_d + \dot{V} \pi \cdot D^2 / 4 \cdot C_a$$

A velocidade e a aceleração são relativas, levando em conta a correnteza, a partícula da onda e o movimento da estrutura. Para corpos muito pequenos, a parcela inercial, proporcional a aceleração, pode ser desprezada, ficando somente a força viscosa, que normalmente amortece o movimento de oscilação, a ser considerada.

Na impossibilidade de se preparar o arranjo das linhas e *risers* em escala reduzida, devido às restrições do tanque de reboque, foi preparado um sistema apenas com o objetivo de incluir algum amortecimento extra no sistema, Figura 94, porém, mantendo a característica geométrica próxima ao corpo de modo a não se alterar o escoamento na região.

O sistema ensaiado apresentou valor de amortecimento, analisado pela abordagem linear proposta por Chakrabarti (1994), de 4% do amortecimento crítico. Considerando-se que o amortecimento do casco é de 6%, o aumento na dissipação de energia foi considerável.

Os resultados obtidos, apresentados na Figura 95, são positivos. A presença do amortecimento extra reduz consideravelmente as amplitudes de oscilação em todas as velocidades de correnteza.

Figura 94 - Dispositivo utilizado para simulação de amortecimento devido aos risers e linhas de ancoragem

Figura 95 - Impacto do amortecimento extra. Fonte: Gonçalves, et al. (2010)

No caso computacional testado, foram realizados testes de decaimento numéricos com variantes no modelo. Foi primeiramente desligada a força de Morison nas linhas, para se ter um valor de amortecimento do casco somente, depois a força foi religada e por último adicionada correnteza. Os valores da Tabela 7 mostram amortecimentos do casco próximos dos obtidos na fase experimental e o grande aumento de amortecimento causado pelas linhas com a presença da correnteza.

O valor obtido numericamente deve ser considerado com cautela, pois o método de análise demanda a consideração de alguns ciclos para a estimativa de um valor confiável, fato que não ocorreu no teste de decaimento realizado. No entanto, é fato que o amortecimento existente foi acrescido substancialmente.

Tabela 7 - Variação de amortecimento no modelo numérico

Condição	Amortecimento (% amortecimento crítico)
Somente amortecimento do casco	4,5
Amortecimento casco + linhas	5,5
Amortecimento casco + linhas com correnteza	40

Comparando-se os resultados de amplitude obtidas no ensaio com o modelo numérico na Figura 96, observa-se que as amplitudes obtidas numericamente após a inclusão das condições ambientais são menores do que as experimentais, apesar dessas já terem mostrado uma redução expressiva com relação ao caso base.

Esta diferença pode ser causada pelo valor de amortecimento superior no modelo numérico, valor difícil de ser atingido experimentalmente pela dificuldade de arranjo completo em tanques de reboque.

Por outro lado, é importante ser observado em que sendo o VIM um fenômeno auto alimentado (MENECHINI, 2002), e uma redução de sua amplitude pode causar uma redução da força excitante, fato este não presente no modelo numérico, tornando-o mais conservador a princípio. No entanto, mais testes são necessários para o correto entendimento desta relação.

Figura 96 - Comparação do VIM experimental x numérico com amortecimento das linhas

A partir dos resultados obtidos neste capítulo, é possível observar que apesar de todos os fatores estudados apresentarem algum tipo de impacto no VIM, este ocorre em diferentes níveis.

Ainda não é totalmente compreendida a relação das ondas com VIM, mas aparenta-se que somente quando excitando o casco em ressonância a redução no VIM é significativa. Sendo assim, não é muito razoável considerá-lo como um redutor eficiente. A preocupação com a diferença de fase entre a onda e o VIM também se mostrou pouco impactante com relação às conclusões sobre a vida a fadiga.

Da mesma forma, o uso de atenuadores de VIM como *spoiler plates* pode ter um impacto significativo, mas necessitam de mais testes para a definição de um arranjo que maximize a eficiência do dispositivo.

Por outro lado, parece claro que unidades com razão de aspecto inferiores a 0,3 tem o comportamento de VIM bastante reduzido. Esta característica pode ser explorada no dimensionamento de unidades ou, de forma menos invasiva ao projeto, operacionais da unidade, para que em procedimentos na ocorrência de velocidades de correnteza altas, uma mudança de calado seja feita. Este procedimento, no entanto, não é possível em todos os tipos de monocolunas.

Por fim, a adição de amortecimento extra devido ao arrasto nas linhas de ancoragem mostrou tanto numericamente como experimentalmente que causa uma redução considerável de amplitude de VIM.

Assim, com o foco no sistema de ancoragem, é possível afirmar com base nos resultados obtidos, que a consideração da influência de agentes externos no VIM é de grande relevância, com ênfase no amortecimento das própria linhas, causando claramente uma mudança na conclusão sobre o impacto do VIM no sistema de amarração, com relação ao cenário ideal dos experimentos.

7. CONCLUSÕES FINAIS E RECOMENDAÇÕES

Nos últimos anos, a evolução da exploração de petróleo *offshore* levou ao desenvolvimento de conceitos de plataformas adaptadas as novas condições operacionais, tendo sido desenvolvidas unidades flutuantes específicas, de seção aproximadamente cilíndrica, com grande capacidade de armazenamento e que apresentam movimentos reduzidos, chamadas de plataformas monocolunas.

Em virtude da observação de Movimentos Induzidos por Vórtices – VIM em plataformas do tipo *Spars*, semelhantes às monocolunas, concomitante ao desenvolvimento deste último tipo de plataforma, questionou-se a ocorrência deste mesmo fenômeno, implicando em eventuais sistemas de ancoragem subdimensionados, já que os projetos existentes até então não consideravam os impactos do VIM.

Neste contexto, em sua primeira parte o trabalho de pesquisa levantou referências sobre os assuntos relacionados ao desenvolvimento de monocolunas, bem como aos fenômenos de VIV e VIM. Com base neste levantamento, não tendo observado referências suficientes para o entendimento e conclusão a respeito do VIM em monocolunas, lançou-se à execução e estudo de um conjunto de ensaios próprios e originais em tanque de reboque, não sem antes ponderar sobre as vantagens e desvantagens de cada tipo de infraestrutura laboratorial, tendo sido escolhido um tanque de reboque para os estudos, principalmente pelo controle mais preciso do escoamento incidente no casco avaliado.

Os tipos de arranjos de ensaio também foram discutidos, com opção por aquele com 6 graus de liberdade, por apresentar melhores resultados em relação ao ensaio de oscilação forçada ou ao ensaio com somente 1 grau de liberdade livre. De acordo com o arranjo totalmente livre, tem-se a convicção de que o estudo do acoplamento entre os movimentos *in-line* e *cross-flow* seja realizado com mais propriedade, visto serem interdependentes e de grande importância para que a estimativa da amplitude do VIM não seja subestimada.

Com relação a dependência do VIM com o aprofundamento entre a unidade e a correnteza incidente, da mesma forma que nas *Spars*, foi observada que a diferença da rigidez do sistema de ancoragem, e principalmente as assimetrias no casco causadas por apêndices que modificam sua superfície, são responsáveis por alterar significativamente a resposta de amplitude devido ao fenômeno. Assim, uma correta modelagem da ancoragem no ponto de deriva de interesse para o VIM e da superfície do casco são de vital importância para uma investigação com qualidade.

Neste sentido, a partir dos resultados obtidos para diversas condições testadas, foi possível extrair um gráfico sintetizado na Figura 97, que mostra para uma unidade com 100m de diâmetro sujeita as velocidades de correnteza existentes, quais períodos naturais do movimento cross-flow podem levar a amplitudes críticas de VIM. Este gráfico pode ser utilizado como uma primeira referência para se observar se uma unidade monocoluna será ou não suscetível ao fenômeno de VIM, orientando a decisão sobre o desenvolvimento de um determinado projeto.

Figura 97 – Consolidação dos resultados de VIM para monocolunas, para verificação inicial

Na segunda parte do trabalho, com o objetivo de se estudar o impacto do VIM nas linhas de ancoragem, foi realizado um levantamento sobre as proposições para a consideração do tema em plataformas *Spars*, particularmente, pelas normas consagradas da indústria. Tendo sido observada uma diferença conceitual entre os métodos observados, especialmente entre os apresentados pelas normas da API e da DNV, decidiu-se pela realização de análises com ambos os métodos, buscando uma conclusão comparativa.

Em linhas gerais, o método da API considera que a análise de VIM deve ser realizada a parte da análise tradicional de ancoragem, que considera apenas as cargas de onda, vento e

correnteza. Os resultados de ambas análises são então combinados para se obter uma resposta final.

Já o método da DNV sugere que o VIM seja aplicado através de uma força externa em uma simulação numérica, de modo a recuperar as amplitudes observadas experimentalmente. Como principal diferença com relação ao método anterior, permite a inclusão de outros agentes ambientais no modelo numérico, como ondas e forças de arrasto, bem como a consideração das não linearidades da ancoragem.

Os resultados obtidos mostram que, sem a presença de outros agentes hidrodinâmicos, como amortecimento de linhas ou redução de VIM devido as ondas, ambos os métodos (API e DNV) resultam em conclusões semelhantes, ou seja, em uma representação semelhante das amplitude máximas do VIM, seus impactos as linhas de ancoragem se equivalem.

No entanto, quando se considera o amortecimento das linhas de ancoragem na análise, está conclusão se modifica, pois o movimento de VIM é reduzido em aproximadamente 70%, praticamente anulando o impacto do VIM nas amarras.

Estes resultados são consolidados na Figura 98, onde os percentuais permitidos de exposição são comparados segundo as três considerações possíveis: método tradicional (sem VIM), VIM considerado como movimento (método proposto pela API) e VIM considerado como força (método proposto pela DNV).

Finalmente, dada a diferença e a percepção quanto à importância da consideração concomitante do VIM e outros efeitos no cálculo da amarração, este assunto foi estudado com profundidade, considerando-se: diferentes aproamentos da unidade em relação à velocidade de correnteza, a presença de ondas e elementos atenuadores, a mudança da razão de aspecto e a influência de amortecimento extra.

Todos os agentes, em diferentes graus, impactaram sobre o movimento induzido por vórtice e afetaram o cálculo de ancoragem realizado. As diferentes incidências puderam modificar o escoamento ao redor do corpo com consequências para a emissão sincronizada de vórtices. As ondas, por sua vez, ainda merecem mais estudo pois, aparentemente, têm um mecanismo complexo de ação modificadora do VIM, aparentemente associado à ressonância de algum movimento da plataforma, no caso, o *heave*.

Figura 98 – Consolidação dos resultados de fadiga obtidos

A razão de aspecto causou um dos resultados mais impactantes sobre o VIM das monocolumnas. Ao modificar a unidade de uma razão entre calado e diâmetro de 0,4 para algo entre 0,2 e 0,3, o VIM foi reduzido em torno de 80%. Ou seja, caso uma unidade monocolumna com a capacidade de modificação de calado esteja sujeita a VIM, a modificação do seu calado pode ser uma boa atitude mitigadora, evitando-se danos às linhas de ancoragem.

O efeito de amortecimento extra causado pelas linhas de ancoragem e risers foi verificado experimentalmente, mas devido a limitações do tanque de provas, somente uma parte das linhas foi modelada, adicionando amortecimento com ordem de grandeza próxima ao amortecimento causado pelo casco. No modelo numérico, por sua vez, a adição de amortecimento se deu de forma mais expressiva, pelo fato das linhas estarem modeladas em todo o seu comprimento. Como resultado, a redução de movimento no modelo numérico foi, conforme esperado, maior do que no modelo numérico.

Pela importância tomada pelos outros agentes hidrodinâmicos e o VIM, sugere-se que, como continuidade, este assunto seja melhor explorado com relação ao impacto das ondas e principalmente do amortecimento das linhas no VIM. Para isso, é necessária a modificação do aparato de testes, eventualmente com a utilização de um tanque oceânico devidamente

verificado quanto a sua capacidade de reprodução dos resultados já conhecidos a partir de tanques de reboque.

Além disso, apesar de não documentado no texto, mas verificado em referências consultadas, os procedimentos de consideração de VIM em projetos e análises de *risers* também são realizados com a consideração de dados experimentais sem a presença de efeitos externos na dinâmica do sistema. Assim, diferenças com relação a amplitude de VIM, observadas nos métodos empregados neste trabalho, também poderão refletir no dimensionamento dos *risers*. Desta forma, recomenda-se que abordagem semelhante a utilizada neste texto seja empregada em análises de *risers*, de modo a se obter uma estimativa mais precisa de cargas máximas e dano.

Por último, entende-se como sendo uma consequência natural o desenvolvimento de ferramentas computacionais que calculem o VIM a partir de coeficientes empíricos ou a partir de equações fundamentais. Em se obtendo sucesso nesta empreitada, essas ferramentas poderão ser integradas aos software atualmente utilizados para a análise de linhas de amarração e *risers*, podendo ser realizado o dimensionamento das linhas sem a necessidade de ensaios dedicados, e mais importante, com a consideração de diferentes efeitos no VIM, resultando em conclusões mais precisas acerca de seu impacto.

Em suma, é possível concluir que considerando o VIM da forma como observada no ambiente controlado dos ensaios, o impacto no sistema de ancoragem é certo, independente do método utilizado para sua aplicação na análise. No entanto, existe a indicação de que em um cenário real as amplitudes obtidas experimentalmente não se manterão, e o impacto do VIM no sistema de amarração se reduzirá, quiçá extinguir.

8. BIBLIOGRAFIA

ACHENBACH, E., HEINECKE, E., (1981), **On Vortex Shedding from Smooth and Rough Cylinders in the Range of the Reynolds Numbers 6×10^3 to 5×10^6** , Journal of Fluid Mechanics, 1981, Vol. 109, pp 239-251.

AKER SOLUTIONS, Disponível em www.akersolutions.com , acessado em 01/03/2009;

ALLEN, D.W., HENNING, D.L., (2001), **Surface Roughness Effects on Vortex-Induced Vibration of Cylindrical Structures at Critical and Supercritical Reynolds Numbers**, Houston: Offshore Technology Conference, OTC13302, 2001.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. (2005), **API 2 SK: Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures**. Washington: API Publishing Services, 2005.

ASSI, G.R.S. (2005) **Estudo Experimental do Efeito de Interferência no Escoamento ao Redor de Cilindros Alinhados**. São Paulo: EPUSP, 2005. 276p., Dissertação (Mestrado).

BAI, Y., TANG, A., O'SULLIVAN, E., RAMAKRISHNAN, S., (2004), **Steel Catenary Risers Fatigue due to Vortex Induced Spar Motion**, Houston: Offshore Technology Conference, OTC16629, 2004.

BAI, Y., BAI, Q., (2005), **Subsea Pipelines and Risers**, Oxford: Elsevier, 2005.

BATCHELOR, G.K. (1967), **An Introduction to Fluid Dynamics** Cambridge: Cambridge University Press, 1967.

BLEVINS, Robert D. , (1990), **Flow Induced Vibration**. New York : Van Nostrand Reinhold, 1990.

CAMPOS, F.C.R., CUEVA, M., NISHIMOTO, K., COSTA, A.P., (2004), **Stability Criteria and Analysis of a Monocolumn Concept**, OMAE 2004-51531, 2004.

CAMPOS, F.C.R., CUEVA, M., SANTOS, B.M.R., NISHIMOTO, K., COSTA, A.P., (2004), **Critério de Análise de Estabilidade para Unidade de Produção Tipo Monocoluna**, 20o Congresso Nacional de Transportes Marítimos, Construção Naval e Offshore, SOBENA2004-T127, 2004.

CHOU, F., CHIANIS, J., ZHANG X., (2004), **Self Installed Single Column Floater**, OMAE2004-51466, 2004.

CHAKRABARTI, S.K. (1994), **Offshore Structure Modeling**. Singapura: World Scientific Publishing Co, 1994.

CHAKRABARTI, S.K., (2005), **Handbook of Offshore Engineering**, Oxford: Elsevier, 2005.

CLAUSS, G.F., (2007), **The Conquest of the Inner Space – Challenges and Innovations in Offshore Technology**, Marine Systems & Ocean Technology, Journal of SOBENA, Vol. 3 No1 June 2007.

CUEVA, M., VOOGT, A., FARIA, F., VANDENWORM, N., **Model Tests and Simulations on Circular Shaped FPSO with Dry Tree Solutions**, Disponível em http://www.sspoffshore.com/news_files/SSPPLUS_MotionResults_TechnicalPaper%20_April2010_.pdf , acessado em 15/01/2011;

CUEVA, M., MALTA, E.B., NISHIMOTO, K., COSTA, A.P., (2005), **Estimation of Damping Coefficients of Moonpools for Monocolumn Type Units**, OMAE 2005-67332;

CUEVA, M., FUJARRA, A.L.C., NISHIMOTO, K., QUADRANTE, L., COSTA, A.P., (2006), **Vortex-Induced Motion: Model Testing of a MonoColumn Floater**, OMAE2006-92167;

CUEVA, M., FARIA, F., (2008), **Relatório Final dos Ensaios de VIM da MonoBR**, N° RT-043-03-004, 18/12/2008, rev. 0. Relatório Técnico da Oceanica Offshore.

CUEVA, M., MATOS, V.L.F., CORREA, S.H., TANNURI, E.A., MASTRÂNGELO, C., (2009), **Downtime Analysis for Offloading Operation: DP x NON-DP Shuttle Tanker**, OMAE 2009-79637;

DNV OS C205, (2007), **Environmental Condition and Environmental Loads**, October 2007;

DNV OS E301, (2008), **Position Mooring**, October 2008;

FALTINSEN, O.M., (1990). **Sea Loads on Ships and Offshore Structures**. Cambridge, UK, Cambridge University Press. ISBN 0521458706;

FINN, L., MAHER, J.V., GUPTA, H., (2003), **The Cell Spar and Vortex Induced Vibrations**, OTC 15244;

FINNIGAN, T., IRANI, M., VAN DIJK, R., (2005), **Truss Spar VIM in Waves and Current**, OMAE2005-67054;

FUJARRA, A.L.C., (2002), **Estudos Experimentais e Analíticos das Vibrações Induzidas pela Emissão de Vórtices em Cilindros Flexíveis e Rígidos**, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo;

FUJARRA, A.L.C., PESCE, C.P., CUEVA, M., (2007), **Non-stationary WIV and VIV via the Hilbert-Huang Spectral Analysis Technique**, Proceeding of the 5th Conference on Bluff Body Wakes and Vortex-Induced Vibrations, Costa do Sauípe, Bahia, Brazil;

FUJARRA, A.L.C., GONÇALVES, R.T., FARIA, F., CUEVA, M., NISHIMOTO, K., SIQUEIRA, E.F.N., (2009), **Mitigation of Vortex-Induced Motions of a Monocolumn Floater**, OMAE2009-79380;

GALVIN, C., HILL, R., (2007), **Independente Trail – Steel catenary Riser Design and Materials**, OTC2007-19057;

GONÇALVES, R.T., FUJARRA, A.L.C., ROSETTI, G.F., NISHIMOTO, K., CUEVA, M., SIQUEIRA, E.F.N., (2009), **Vortex-Induced Motion of a Monocolumn Platform: New Analysis and Comparative Study**, OMAE2009-79378;

GONÇALVES, R.T., FUJARRA, A.L.C., ROSETTI, G.F., NISHIMOTO, K., (2010), **Mitigation of Vortex-Induced Motion (VIM) on a Monocolumn Platform: Forces and Movements**, Journal of Offshore Mechanics and Artic Engineering, November 2010, Vol. 132 / 041102;

GONÇALVES, R.T., MATSUMOTO, F.T., MALTA, E.B., ROSETTI, G.F., FUJARRA, A.L.C., NISHIMOTO, K., (2010), **Evolution of the MPSO (monocolumn, production, storage and offloading system)**, Marine System & Ocean Technology, December 2009/June 2010, Vol. 5, No. 1, pp.43-51;

HALKYARD, J., SIRNIVAS, S., HOLMES, S., CONSTANTINIDES, Y., THIAGARAJAN, K., (2005), **Benchmarking of Truss Spar Vortex Induced Motions Devived from CFD with Experiments**, OMAE2005-67252, 2005.

HUANG, K., CHEN, X., KWAN, C-T., (2003), **The impact of Vortex-Induced Motions on Mooring System Design for Spar-based Installations**, OTC15245, 2003.

IRANI, M., FINN, L., (2003), **Model Testing for Vortex Induced Motions of Spar Platforms**, OMAE2004-51315, 2003.

ISHERWOOD, R.M., (1987), **A Revised Parameterisation of the JONSWAP Spectrum**, Applied Ocean Research, 9, No 1 (January), 47-50, 1987.

INTERNATIONAL TOWING TANK CONFERENCE. (2002), **Recommended Practices – Ship Models, # 7.5-01-01-01**. ITTC 2002, 23rd International Towing Tank Conference,;

INTERNATIONAL TOWING TANK CONFERENCE. (2008), **Final Report and Recommendations to the 25th ITTC**. ITTC 2008, The Specialist Committee on Vortex Induced Vibration Committee, Proceedings of the 25th ITTC, Volume II, pgs 641-668;

KOKKINIS, T., SANDSTRÖM, R.E., JONES, H.T., THOMPSON, H.M., GREINER, W.L., (2004), **Development of a Stepped Line Tensioning Solution for Mitigating VIM Effects in the Loop Eddy Currents for the Genesis Spar**, OMAE2004-51546, 2004.

LACERDA, T.A.G., (2007), **Análise do Movimento Induzido por Vórtices em Plataformas Flutuantes**. Rio de Janeiro: COPPE-UFRJ, 2007. Dissertação (Mestrado).

LACERDA, T.A.G., ELLWANGER, G.B., SIQUEIRA, M.Q., SIQUEIRA, E.F.N., (2009), **Time Domain Methodology for Vortex-Induced Motion Analysis on Monocolumn Platform**, OMAE2009-79806, 2009.

LEFFLER, W.L., PATTAROZZI, R., STERLING, G., (2003), **Deepwater petroleum exploration and production – A nontechnical guide**, Pennwell;

MACHA, J.M. REID, D.F., (1984), **Semisubmersible Wind Loads and Wind Effects**, SNAME Transactions, Vol. 92, pp.85-124, 1984.

MAGEE, A., SABLOK, A., GEBARA, J., (2003), **Mooring Design for Directional Spar Hull VIV**, OTC15243;

MALTA, E.B., **Métodos e Processos para Análise Experimental de Sistemas Oceânica de Produção de Petróleo e Gás**, São Paulo: EPUSP, 2010. 188p., Dissertação (Mestrado).

MATSUURA, M., ISOZAKI, Y., ISHIBASHI, Y., (1995), **Development of Mono-Column Type Hull Form with Passive Type Motion Damping Devices for Floating Production System**, OMAE 1995, Volume I-A, pgs. 403-410;

MENECHINI, J., (2002), **Projetos de Pesquisa em Geração e Desprendimento de Vórtices no Escoamento ao Redor de Cilindros**, Livre Docência, Universidade de São Paulo.

MIYAGAWA, M., ISOZAKI, Y., YANO, S., MATSUURA, M., (1989), **Development of New Concepts on Floating Production storage and Offload Unit**, OMAE 1989, Volume I, pgs 49-55;

MPU-SEMO, **The Solution for Deep and Shallow Waters**, Disponível em <http://www.hsmedia.no/cosmos/showFile.do?id=113> , acessado em 15/01/2011;

NEWMAN, J.N. (1977). **Marine Hydrodynamics**. Cambridge, Massachusetts. MIT Press. ISBN 0-262-14026-8;

NORBERG, C., (2000), **Flow around a circular cylinder, aspects of fluctuating lift**, Journal of Fluid and Structures, 15, 459-469;

OFFSHORE MAGAZINE, (2009), **2009 Worldwide Survey of Spar, DDCV, and MinDOC Vessels**, Disponível em <http://downloads.pennnet.com/os/posters/0109-spars-poster.pdf>, acessado em 15/01/2011;

ROSETTI, G.F., GONÇALVES, R.T., FUJARRA, A.L.C., NISHIMOTO, K., FERREIRA, M.D., (2009), **A Phenomenological Model for Vortex-Induced Motions of the Monocolumn Platform and Comparison with Experiments**, OMAE2009-79431;

ROSETTI, G.F., GONÇALVES, R.T., FUJARRA, A.L.C., NISHIMOTO, K., (2009), **Parametric Analysis of a Phenomenological Model for Vortex-Induced Motions of the Monocolumn Platform**, 20th International Congress of Mechanical Engineering, COB09-1097;

SAGRILO, L.V.S, SIQUEIRA, M.Q, LACERDA, T.A.G., ELLWANGER, G.B., LIMA, E.C.P., SIQUEIRA, E.F.N., (2009), **VIM and Wave-frequency Fatigue Damage Analysis for CRSs Connected to Monocolumn Platforms**, OMAE2009-79807;

SARPKAYA, T., (2004), **A Critical Review of Intrinsic Nature of Vortex-Induced Vibration**, Journal of Fluids and Structures, pp. 389-447;

SMITH, D.W., THOMPSON, H.M., KOKKINIS, T., GREINER, W.L., (2004), **Hindcasting VIM-Induced Mooring Fatigue for the Genesis Spar**, OMAE2004-51547;

SYVERTSEN, K., LOPES, C. (2007), **The SSP: A New Class of Hull for the Oil Industry**. Disponível em: www.sevanmarine.com. Acesso em 10 Set 2007

TANABE, A., MATSUURA, M., (1997), **FPS Development – A New Concept of MONOCOLUMN**, Black SEA-97;

TORRES, F.G.S., CUEVA, M., MALTA, E.B., NISHIMOTO, K., FERREIRA, M.D., (2004), **Study of Numerical Modelling of Moonpool as Minimization Device of Monocolumn Hull**, OMAE 2004-51540;

VAN DIJK, R., MAGEE, A., PERRYMAN, S. GEBARA, J., (2003), **Model Test Experience on Vortex Induced Vibrations of Truss Spars**, OTC15242;

VAN DYKE, M.D., (1982), **An Album of Fluid Motion**, Stanford, CA, Parabolic Press;

VARGAS, P.M., HSU, T., LEE, W.K., (2004), **Stress Concentration Factor for Stud-Less Mooring Chain Links on Fairleads**, OMAE2004-51376;

WEBSTER, W.C., DALZELL, J.F., BARR, R.A., (1988), **Prediction and Measurement of the Performance of Free-Flooding Ship Antirolling Tanks**, SNAME Transactions, Vol.96, pp.333-364, 1988.

WILDE, J., **Exploratory Free Standing Riser VIM Model Tests**, (2007), Rio de Janeiro: IWAOH, 2007.

YUNG, T-W., SANDSTRÖM, R.E. SLOCUM, S.T., DING, Z.J., LOKKEN, R.T., (2004), **Advancements of Spar VIV Prediction**, OTC16343, 2004.