

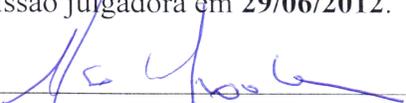
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO

DENIS ANTONIO SHIGUEMOTO

**Análise da Dinâmica dos Movimentos de um
Riser Híbrido Auto-Sustentável (RHAS)**

CAMPINAS
2012

Este exemplar corresponde à redação final da dissertação defendida por **Denis Antonio Shiguemoto** aprovada pela Comissão julgadora em **29/06/2012**.


Orientador

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Análise da Dinâmica dos Movimentos de um *Riser* Híbrido Auto-Sustentável (RHAS)

Autor: Denis Antonio Shiguemoto

Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

Co-orientador: Prof. Dr. Eugênio Libório Feitosa Fortaleza

Curso: Ciências e Engenharia de Petróleo

Área de Concentração: Exploração

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à Comissão de Pós Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2012
S.P. – Brasil.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Sh61a Shiguemoto, Denis Antonio
Análise da dinâmica dos movimentos de um riser híbrido auto-sustentável (RHAS) / Denis Antonio Shiguemoto. --Campinas, SP: [s.n.], 2012.

Orientador: Celso Kazuyuki Morooka
Coordenador: Eugênio Libório Feitoza Fortaleza.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Estruturas marítima - Hidrodinâmica. 2. Engenharia de petróleo. 3. Vibração (Engenharia naval). 4. Vórtices. I. Morooka, Celso Kazuyuki. II. Fortaleza, Eugênio Libório Feitosa. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências. IV. Título.

Título em Inglês: Analysis of the dynamic motion of a self-standing hybrid riser

Palavras-chave em Inglês: Maritime structures - Hydrodynamics, Petroleum engineering, Vibration (Marine Engineering), Vortices

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciência e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Ricardo Franciss, Gilberto Bruno Ellwanger

Data da defesa: 29-06-2012

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

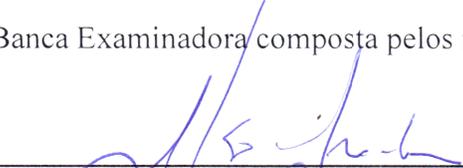
Análise da Dinâmica dos Movimentos de um *Riser* Híbrido Auto-Sustentável (RHAS)

Autor: Denis Antonio Shiguemoto

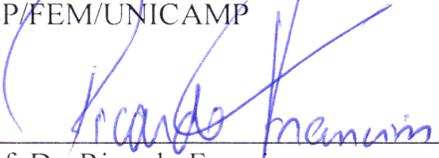
Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

Co-orientador: Prof. Dr. Eugênio Libório Feitosa Fortaleza

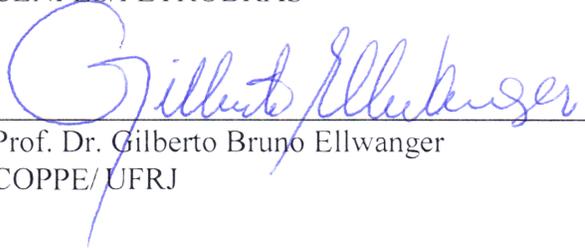
A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, Presidente
DEP/FEM/UNICAMP



Prof. Dr. Ricardo Franciss
CENPES/PETROBRAS



Prof. Dr. Gilberto Bruno Ellwanger
COPPE/UFRJ

Campinas, 29 de Junho de 2012

Dedicatória:

Dedico este trabalho aos meus pais, Antonio e Hiroko, pelo amor incondicional e por fornecer todos os subsídios necessários para minha formação. Aos meus irmãos André e Bruno pelo companheirismo e apoio. E à Ana Carolina por compreender minhas ausências e ter a paciência e amor para superarmos as dificuldades.

Agradecimentos

Ao longo do desenvolvimento deste trabalho tive a oportunidade de conviver com diversas pessoas que influenciaram de alguma maneira o desenvolvimento do presente trabalho, e não poderia deixar de agradecê-las.

Ao professor Dr. Celso K. Morooka, pela oportunidade do desenvolvimento profissional e do desenvolvimento do presente trabalho.

Ao professor Dr. Eugênio L. Fortaleza pelas discussões que proporcionaram o enriquecimento do trabalho.

À Petrobras por gentilmente fornecer os dados experimentais utilizados no presente trabalho.

À CAPES pelo auxílio financeiro fornecido através de bolsa de estudos.

Aos integrantes do Laboratório de Sistemas Marítimos de Petróleo e *Risers* (Lab*Riser*), Wânia Stefane, Michele Pedroso, Bruno Chagas, Renato Ribeiro, Lucas Sevillano pelo companheirismo e momentos de descontração que permitiram a continuidade do trabalho.

Aos amigos Raphael I. Tsukada, Maurício J. Suzuki e Dustin M. Brandt, pela amizade, companheirismo, dedicação e esforço em tornar possível a realização deste e de outros trabalhos.

Aos funcionários, Alice, Fátima, Giselle, Sônia, Delcio e Beth.

Aos meus familiares (Antonio, Hiroko, André e Bruno) e à Ana Carolina por sempre acreditarem e pelo total apoio em todos os momentos neste período.

*Imaginação é mais importante do que
conhecimento.*

*Conhecimento é limitado. Imaginação
abrange o mundo.*

Albert Einstein

Resumo

SHIGUEMOTO, Denis Antonio, *Análise da Dinâmica dos Movimentos de um Riser Híbrido Auto-Sustentável*, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 82 p. Dissertação de Mestrado.

Descobertas recentes de petróleo em lâminas d'água cada vez mais profundas têm motivado o desenvolvimento de novas configurações de sistemas de produção de petróleo. Neste contexto, o *Riser Híbrido Auto Sustentável (RHAS)* surge como uma alternativa para produção de petróleo em águas ultraprofundas. O sistema RHAS consiste de um *riser* rígido vertical conectado em sua extremidade superior a uma bóia de sub-superfície, que fica submersa a uma dada profundidade de forma a evitar os efeitos de onda. Um *riser* flexível faz a conexão do trecho vertical com a unidade flutuante de produção. Os efeitos das Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV) no *riser* rígido vertical e dos Movimentos Induzidos por Vórtices (VIM) na bóia de sub-superfície também são considerados na análise. Assim sendo, o presente trabalho tem por objetivo propor um procedimento para estimar coeficientes hidrodinâmicos na bóia de sustentação de *risers*, a partir de resultados experimentais disponíveis, com modelo reduzido em laboratório, e a simulação computacional do comportamento dinâmico do sistema RHAS, em diferentes condições de carregamentos ambientais (onda, correnteza e movimentos da unidade flutuante). A simulação no computador considera simultaneamente os efeitos do comportamento dinâmico *in-line* e transversal.

Palavras Chave

Riser Híbrido, Comportamento Dinâmico, Correnteza.

Abstract

SHIGUEMOTO, Denis Antonio, Analysis of the Dinamic Motion of a Self-Standing Hybrid Riser, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 82 p. Dissertação de Mestrado.

Recent discoveries of petroleum in water depths deeper and deeper have motivated the development of new configurations of petroleum production systems. In this context, the Self Standing Hybrid Riser (SSHR) is an alternative to petroleum production in ultra deep waters. The SSHR system comprises in a vertical riser connected to a subsurface buoy, which is submerged at a given depth in order to avoid the effects of waves. A flexible riser connects the vertical riser with the floating production unit. The effects of Vortex Induced Vibrations (VIV) in the rigid riser and the effects of Vortex induced Motions (VIM) in subsurface buoy are also considered in the analysis. Therefore, this work aims to propose a procedure to estimate hydrodynamic coefficients in the subsurface buoy based on available laboratory experimental results with reduced model and also perform computer simulation of the dynamic behavior of the SSHR system in different conditions of environmental loads (waves, currents and movements of the floating unit). The computer simulation considers the effects of in-line and cross flow direction in the system dynamics.

Key Words

Hybrid Riser, Dinamic Behavior, Current

Índice

Resumo	xi
Abstract	xiii
Índice	xv
Lista de Figuras	xvii
Lista de Tabelas	xxi
Nomenclatura.....	xxiii
<i>Letras Latinas</i>	xxiii
<i>Letras Gregas</i>	xxiv
<i>Subscritos</i>	xxiv
<i>Siglas</i>	xxiv
<i>Definições</i>	xxv
Capítulo 1 Introdução	1
1.1. Contexto do trabalho.....	3
1.2. Motivação e Objetivos	4
1.3. Estrutura da Dissertação	5
Capítulo 2 Revisão da Literatura.....	7
Capítulo 3 Fundamentos Teóricos	19
3.1. Descrição da Abordagem Semi-Empírica Utilizada	21
Capítulo 4 Metodologia	27
4.1. Desenvolvimento do Procedimento Adotado	29
Capítulo 5 Resultados e Discussões.....	35
5.1. Configuração sem <i>riser</i> flexível	36
5.1.1. Efeito da correnteza	38
5.1.2. Efeito da onda regular.....	43

5.1.3. Condição onda e correnteza.....	46
5.2. Sistema RHAS (com <i>riser</i> flexível).....	52
5.2.1. Efeito da correnteza	54
5.2.2. Efeito da onda regular.....	59
5.2.1. Condição onda e correnteza.....	59
5.3. Efeito do <i>riser</i> flexível no comportamento do sistema.....	64
Capítulo 6 Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos	71
Bibliografia.....	74
Anexos.....	80
A. Definições e Terminologias	80

Lista de Figuras

Figura 1 – Representação esquemática do sistema estudado.....	3
Figura 2 – Esquema de uma bóia de sub-superfície. Fonte: Maclure e Walters (2006).....	9
Figura 3 – Regimes de escoamento ao redor de cilindro liso devido a escoamento uniforme. Sumer e Fredsøe, 2006.	11
Figura 4 – Número de Strouhal para cilindros circulares lisos. Sumer e Fredsøe, 2006. Dados experimentais de: Linha contínua: Williamson (1989). Linha pontilhada: Roshko (1961). Pontos: Schewe (1983).....	12
Figura 5 – Coeficiente de arrasto (C_D) para cilindros circulares lisos. Sumer e Fredsøe, 2006. Dados experimentais de: Linha pontilhada: Equação de Ossen-Lamb. Pontos: Wieselsberger para $40 < Re < 5 \times 10^5$. Schewe (1983) para $Re > 10^5$	13
Figura 6 – Representação do escoamento tridimensional ao redor de um corpo submerso. Reproduzido de Zdravkovich et al., 1989.	15
Figura 7 – Padrões de escoamento para cilindros circulares lisos em escoamento oscilatório. Sumer e Fredsøe, 2006. $Re = 10^3$. (a) a (d): Sarpkaya (1986). (e) e (f): Williamson (1985).	18
Figura 8 – Sistema de coordenadas utilizado.	21
Figura 9 – Representação esquemática das direções <i>inline</i> e transversal.	23
Figura 10 – Representação gráfica do cálculo da velocidade média instantânea (extraído de Ferrari Jr, 1998).	25
Figura 11 – Fluxograma esquemático do procedimento utilizado.....	30
Figura 12 – Representação esquemática dos sistemas simulados.	31
Figura 13 – Coeficiente de sustentação (C_L) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície.....	33
Figura 14 – Número de Strouhal (St) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície.	33

Figura 15 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície.....	34
Figura 16 – Representação esquemática das condições simuladas.....	36
Figura 17 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração sem <i>riser</i> flexível.....	39
Figura 18 – Máximos movimentos <i>inline</i> e transversal do sistema. Condição apenas correnteza.....	40
Figura 19 – Movimento <i>inline</i> de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.....	41
Figura 20 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.....	42
Figura 21 – KC calculado em diferentes profundidades. Apenas onda regular de altura 8 m e período 12 s.....	44
Figura 22 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração sem <i>riser</i> flexível.....	47
Figura 23 – Máximos movimentos <i>inline</i> e transversal do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de diferentes velocidades.....	48
Figura 24 – Comparação dos máximos movimentos <i>inline</i> e transversal do sistema. Correnteza com velocidade de 0,8 m/s.....	49
Figura 25 – Movimento <i>inline</i> de diferentes posições do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.....	50
Figura 26 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.....	51
Figura 27 – Representação esquemática das condições simuladas.....	52
Figura 28 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração com <i>riser</i> flexível.....	55
Figura 29 – Máximos movimentos <i>inline</i> e transversal do sistema. Condição apenas correnteza.....	56

Figura 30 – Movimento <i>inline</i> de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.....	57
Figura 31 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.	58
Figura 32 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração com <i>riser</i> flexível.	60
Figura 33 – Máximos movimentos <i>inline</i> e transversal do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de diferentes velocidades.....	61
Figura 34 – Movimento <i>inline</i> de diferentes posições do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.	62
Figura 35 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.	63
Figura 36 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos nas direções <i>inline</i> e transversal. Condição com apenas correnteza de 0,8 m/s.	64
Figura 37 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}) para as condições com e sem <i>riser</i> flexível. Condição com apenas correnteza.	65
Figura 38 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos nas direções <i>inline</i> e transversal. Condição com onda regular (H = 8 m e T = 12 s) e correnteza de 0,8 m/s.	66
Figura 39 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}) para as condições com e sem <i>riser</i> flexível. Condição com onda regular (H = 8 m e T = 12 s) e correnteza.	67
Figura 40 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos na direção transversal. Condição com $V_{r1} = 27,95$. Onda regular (H = 8 m e T = 12 s) e correnteza de 0,8 m/s e 0,8467 m/s, respectivamente, para as configurações sem e com <i>riser</i> flexível.	68
Figura 41 – Representação esquemática das diferentes condições simuladas.....	68

Figura 42 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}) para o *riser* flexível paralelo e perpendicular ao escoamento. Condição com onda regular ($H = 8$ m e $T = 12$ s) e correnteza..... 69

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Principais características dos sistemas.....	31
Tabela 2 – Matriz de experimentos com respectivas velocidades de correnteza [m/s] atuando na região da bóia de sub-superfície.....	32
Tabela 3 – Coeficientes hidrodinâmicos.	35
Tabela 4 – Principais características dos sistemas.....	36
Tabela 5 – Principais características do <i>riser</i> rígido e da bóia de sub-superfície.	37
Tabela 6 – Frequências naturais (f_n) calculadas. Configuração sem <i>riser</i> flexível.	37
Tabela 7 – Simulações realizadas. Configuração sem <i>riser</i> flexível.	38
Tabela 8 – Máximo KC calculado. Configuração sem <i>riser</i> flexível.	45
Tabela 9 – Simulações realizadas. Configuração sem <i>riser</i> flexível.	46
Tabela 10 – Principais características do <i>riser</i> flexível.	53
Tabela 11 – Frequências naturais calculadas. Configuração com <i>riser</i> flexível.	53
Tabela 12 – Simulações realizadas. Configuração com <i>riser</i> flexível.....	54
Tabela 13 – Simulações realizadas. Configuração com <i>riser</i> flexível.....	60

Nomenclatura

Letras Latinas

e	Rugosidade da tubulação
fn	Frequência natural do sistema [Hz]
fs	Frequência de desprendimento de vórtices [Hz]
\bar{f}_s	Frequência de desprendimento de vórtices média [Hz]
m_A	Massa adicional
t	Tempo de simulação [s]
t_0	Tempo inicial do meio-ciclo de onda [s]
u	Velocidade da particular de onda [$m \cdot s^{-1}$]
$\{x\}, \{y\}$	Vetor de deslocamentos
$\{\dot{x}\}, \{\dot{y}\}$	Vetor de velocidades
$\{\ddot{x}\}, \{\ddot{y}\}$	Vetor de aceleração
A	Amplitude de resposta em uma determinada direção [m]
$[B]$	Matriz de amortecimento estrutural do sistema
C_A	Coefficiente de massa adicional
C_D	Coefficiente de arrasto
C_{Dt}	Coefficiente de arrasto na direção transversal ao escoamento
C_L	Coefficiente de sustentação
D	Diâmetro hidrodinâmico [m]
F_D	Força de arrasto
F_L	Força de sustentação
F_{VIV}	Força de VIV
F_{VIM}	Força de VIM
$[K]$	Matriz de rigidez do sistema

L	Comprimento da estrutura [m]
$[M]$	Matriz de massa do sistema
T	Período de oscilação da partícula fluida [s]
U	Velocidade do escoamento [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
\bar{U}	Velocidade média instantânea para cada meio-ciclo da velocidade da onda
U_c	Velocidade de correnteza [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
$U_{C,N}$	Componente normal da velocidade do escoamento [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
U_0	Velocidade máxima da partícula fluida [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
U_{o+c}	Soma entre a velocidade de onda u e a velocidade de correnteza U_c
V_{rel}	Velocidade relativa [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]

Letras Gregas

ρ	Densidade do fluido externo [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]
--------	---

Subscritos

x	Direção <i>inline</i>
y	Direção transversal

Siglas

HRT	<i>Hybrid Riser Tower</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
NMRI	<i>National Maritime Research Institute</i>
RHAS	<i>Riser Híbrido Auto-Sustentável</i>
SCR	<i>Steel Catenary Riser</i>
TLP	<i>Tension Leg Platforms</i>
TTR	<i>Top Tensioned Riser</i>
VIM	<i>Vortex-Induced Motion</i> (em português, Movimento Induzido por Vórtices)
VIV	<i>Vortex-Induced Vibration</i> (em português, Vibração Induzida por Vórtices)

Definições

A/D	Amplitude adimensionalizada pelo diâmetro da bóia
L/D	Razão de aspecto
Fr	Número de Froude
KC	Número de Keulegan-Carpenter
Re	Número de Reynolds
St	Número de Strouhal
V_r	Velocidade reduzida

Capítulo 1

Introdução

A indústria do petróleo pode ser dividida em diversos segmentos que demandam uma enorme quantidade de investimento todo ano, sendo um dos setores mais importantes da economia no mundo. O segmento *offshore* é o responsável por projetar e construir sistemas marítimos de produção, incluindo os sistemas de *risers* para produção de petróleo. Diferentes custos estão envolvidos no projeto, fabricação e instalação de um sistema de *riser*, sendo responsável por uma grande parcela do custo total do sistema. A necessidade de se desenvolver uma estrutura efetiva e de baixo custo faz com que essa tarefa constitua-se em um dos mais importantes objetivos a serem alcançados, particularmente no cenário de águas ultraprofundas.

O aumento do consumo de petróleo e gás e o surgimento de novos desafios tecnológicos resultantes de descobertas de petróleo no mar a grandes profundidades têm estimulado cada vez mais o estudo e desenvolvimento de novas configurações de *risers* de produção de petróleo e a compreensão de fenômenos hidrodinâmicos que ocorrem nestas estruturas.

Diversos fenômenos que ocorrem em estruturas *offshore* ainda não são de conhecimento pleno pelos profissionais da área fazendo com que os projetos destas estruturas sejam superestimados, provocando gastos de uma grande quantia de recursos tanto materiais quanto financeiros.

Genericamente, *riser* pode ser definido como um componente tubular cuja função é transportar fluidos entre dois locais como, por exemplo, do poço de petróleo a uma embarcação localizada na superfície do mar (*risers* de perfuração, completação e produção) ou de uma unidade de produção para um oleoduto, como no caso do *riser* de exportação.

Risers rígidos de produção são normalmente confeccionados com aço e possuem a função de transportar (elevar) o petróleo produzido até as unidades flutuantes de produção. São classificados como rígidos, pois possuem maior resistência à flexão que os *risers* flexíveis, que são confeccionados com camadas intercaladas de aço e de polímero. Quando comparados aos *risers* flexíveis, os *risers* rígidos possuem um menor custo e são capazes de resistir a altas pressões, o que os tornam interessantes para utilização em águas profundas e ultraprofundas. Porém, são mais suscetíveis à falha por fadiga quando submetidos a carregamentos cíclicos devido à onda e aos movimentos da unidade flutuante.

Com o desenvolvimento tecnológico, muitos tipos de configurações de *risers* foram desenvolvidos objetivando viabilizar a produção de petróleo em campos *offshore*. Dentre os vários tipos de configuração, podemos destacar as que utilizam *risers* rígidos, como por exemplo: *Riser* Rígido com Tração de Topo (TTR, do inglês *Top Tensioned Riser*), SCR (*Steel Catenary Riser*) e configurações híbridas constituídas de partes de *riser* rígido e partes de *riser* flexível. A principal vantagem da utilização de um sistema de *riser* rígido vertical com tração de topo é a possibilidade de utilizar completação seca, reduzindo os custos envolvidos. Morooka et al., 2005, analisam o comportamento dinâmico deste tipo de estrutura e sua vida útil à fadiga.

Configurações usuais para *risers* flexíveis são catenária livre, *Lazy wave*, *Steep wave*, *Lazy-S* e *Steep-S*. Recentemente, foi desenvolvida uma configuração denominada híbrida, que consiste no uso conjunto de *risers* rígido e flexível.

A necessidade de exploração de reservas de petróleo localizadas em águas profundas e ultraprofundas têm estimulado a indústria de petróleo a desenvolver configurações de *risers* capazes de operar a estas profundidades. Neste cenário, o *Riser* Híbrido tem sido uma das alternativas consideradas.

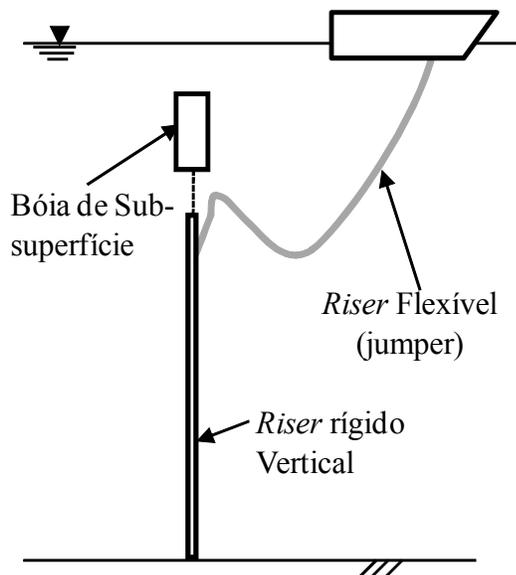


Figura 1 – Representação esquemática do sistema estudado.

O presente trabalho aborda o comportamento de um sistema de *riser* híbrido em ambiente de águas ultraprofundas sujeito a diferentes condições de carregamentos ambientais de onda e correnteza. A Figura 1 apresenta uma representação esquemática do sistema estudado. Trata-se de um sistema composto por um *riser* flexível, bóia de sub-superfície e *riser* rígido.

1.1. Contexto do trabalho

O presente trabalho foi desenvolvido no Laboratório de Sistemas Marítimos de Petróleo e *Risers* (Lab*Riser*) da Unicamp. Utilizou-se no estudo, simulador em desenvolvimento pelo grupo de pesquisa no Lab*Riser*, para previsão do comportamento do sistema considerando os efeitos das Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV) em *riser* rígido, e dos Movimentos Induzidos por Vórtices (do inglês *Vortex Induced Motion* – VIM) na bóia de sub-superfície, com efeitos simultâneos de onda e de correnteza. Para análise, foi desenvolvido um procedimento para estimativa de coeficientes hidrodinâmicos para a bóia de sustentação, para a qual se utilizou

resultados disponíveis de medições em laboratório, em experimentos com modelos reduzidos de RHAS (Tamura et al, 2005 e Maeda et al, 2007) realizados no Japão.

1.2. Motivação e Objetivos

O fenômeno de geração de vórtices e a sua influência no comportamento de estruturas é um assunto de grande interesse para a indústria do petróleo, principalmente para o setor *Offshore*, onde as estruturas estão sujeitas a falhas por fadiga oriundas deste fenômeno. O desprendimento de vórtices é um fenômeno cujas características dependem do tipo de estrutura e do tipo de fluido ao seu redor. Em estruturas denominadas esbeltas, ocorre um fenômeno classificado como Vibrações Induzidas por Vórtices, que tem como característica a vibração da estrutura devido ao desprendimento de vórtices ao seu redor. Já em estruturas cujo comportamento se aproxima ao comportamento de um corpo rígido, o desprendimento de vórtices ocasiona um fenômeno semelhante denominado Movimento Induzido por Vórtices. Como o próprio nome sugere, o VIM diferencia-se do VIV pela sua maior amplitude de resposta e também por períodos de vibração maiores.

O efeito das Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV) em estruturas submarinas vem sendo estudado intensamente ao longo dos últimos anos. Tal assunto ainda não é total conhecimento da comunidade científica.

Motivada pela necessidade do desenvolvimento de configurações de *riser* para produção em águas ultraprofundas, o *Riser* Híbrido Auto-Sustentável (RHAS) surge como alternativa.

Dentro deste escopo, surgiu a necessidade de identificar a ocorrência deste fenômeno em estruturas híbridas e, em um primeiro momento, o efeito no comportamento do sistema.

Portanto, o presente trabalho tem como principais objetivos:

- Desenvolvimento de um procedimento para análise do comportamento de um *Riser* Híbrido Auto-Sustentável considerando o efeito de VIM na boia de sustentação:

- Ajuste de coeficientes hidrodinâmicos para reproduzir condições experimentais em simulador numérico;
- Utilização de um simulador que permite a consideração simultânea de diversos esforços na estrutura (onda, correnteza, movimentos da unidade flutuante, efeito de VIV e efeito de VIM).
- Estudo e entendimento do comportamento da dinâmica de um *Riser* Híbrido Auto-Sustentável (RHAS), sujeito à ação de esforços ambientais e dos movimentos induzidos por vórtices;
 - Avaliação dos movimentos do sistema para diferentes carregamentos ambientais.

1.3. Estrutura da Dissertação

A presente dissertação está dividida em seis capítulos, sendo o primeiro para contextualizar o leitor ao assunto que será abordado.

Para a definição do procedimento de análise adotado é necessário o entendimento dos principais componentes do sistema, relacionando semelhanças com sistemas já existentes e investigando suas particularidades. Assim, o Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura relacionada aos principais assuntos abordados nesta dissertação. É realizada uma breve introdução ao fenômeno de geração e desprendimento de vórtices, seu efeito em estruturas esbeltas fixas e livres para oscilar. O efeito de escoamento ao redor de corpos com baixa razão de aspecto (L/D) também é abordado.

Os fundamentos teóricos dos procedimentos numéricos utilizados são apresentados no Capítulo 3. A metodologia empregada para análise do comportamento do sistema RHAS bem como para avaliação do efeito de VIV e VIM é apresentado no Capítulo 4.

O Capítulo 5 apresenta alguns resultados que ilustram o comportamento do sistema de *riser* híbrido, instalado a 1800 m de lâmina d'água, quando sujeito a carregamentos ambientais e efeito

de VIM. Foram analisados resultados de séries temporais, máximos deslocamentos do sistema (envoltória) e máxima amplitude de vibração devido ao efeito de VIM.

As conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 6.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

A configuração de um sistema de *Riser* Híbrido é caracterizada pelo uso conjunto de *risers* rígidos e flexíveis. Sua primeira aplicação foi no Golfo do México, no Campo *Green Canyon* em 1988 a uma lâmina d'água de 467 metros de profundidade, provando ser uma alternativa para águas rasas (Fisher e Berner, 1988).

O sucesso obtido nestas aplicações estimulou o desenvolvimento de outros tipos de configuração com base neste conceito. O SCR (*Steel Catenary Riser*) suportada por uma bóia de sub-superfície, que por sua vez é conectada até a unidade flutuante por uma linha flexível, surgiu como uma promissora configuração. Como principais características, esta configuração possui uma bóia que se localiza em uma região onde os efeitos dinâmicos da superfície são quase nulos, além de possuir uma linha flexível que absorve a maior parte dos movimentos oriundos da unidade flutuante, conforme descrito por Sertã et al., 2001. Rodrigues et al., 2005, apresentam um estudo paramétrico e uma descrição do algoritmo utilizado para a análise estática desta configuração em uma lâmina d'água de 1020 metros.

Mais recentemente, o trecho de SCR foi substituído por um *riser* vertical, constituindo uma nova configuração denominada *Hybrid Riser Tower* (HRT). Esta concepção foi instalada no Campo de Girassol na Angola em uma lâmina d'água de 1450 metros, conforme descrito por Serceau e Pelleau, 2002. O sistema consiste basicamente de *risers* do tipo *bundle* (grupo de tubulação envolta por material flutuante) dispostos verticalmente e conectando a fundação do sistema e a bóia de sub-superfície, responsável por promover tração ao sistema, e por uma linha flexível (*riser*), cuja função é minimizar os efeitos do movimento da embarcação no sistema

(Chiesa et al., 2004). Normalmente, a conexão entre o *riser bundle* e a bóia caracteriza-se por ser uma região crítica do sistema.

Alliot e Legras, 2005, apresentam um conceito alternativo de *Hybrid Riser Tower* que consiste na substituição da bóia de sub-superfície por um *riser* com elementos flutuantes distribuídos ao longo de seu comprimento de modo a conectar o *riser bundle* ao *riser* em uma configuração *lazy wave*, objetivando-se a redução de custos. Após algumas análises, esta configuração se mostrou inviável tanto nos aspectos técnicos quanto nos aspectos econômicos. Porém, continuou-se a busca pelo desenvolvimento de novas configurações.

Vieira et al., 2002, Pereira et al., 2005 e Roveri e Pessoa, 2005, discutem os benefícios da utilização de um sistema de configuração híbrida. Basicamente, estes sistemas são compostos por *risers* flexíveis na parte superior do sistema e de *risers* rígidos na inferior. Estes *risers* rígidos podem adquirir a configuração vertical ou catenária. Uma das maiores vantagens deste tipo de configuração é que os efeitos devido aos movimentos dinâmicos da unidade flutuante no *riser* rígido são minimizados, buscando assim minimizar a falha por fadiga. Em particular, o *Riser Híbrido Auto-Sustentável (RHAS)*, constituído de um *riser* rígido vertical suportado por uma bóia de sub-superfície e conectado à unidade flutuante através de um *riser* flexível (*jumper*) é uma configuração em estudo para aplicação em águas ultraprofundas (Pereira et al., 2006a; Pereira et al., 2006b).

Recentemente, a Petrobras instalou uma configuração semelhante no Campo de Roncador na Bacia de Campos em uma lâmina d'água de 1800 metros. O sistema é constituído de um *riser* rígido vertical suportado por uma bóia de sub-superfície e conecta-se à unidade flutuante de produção por um *riser* flexível. A conexão entre o *riser* vertical e a bóia de sub-superfície é realizada utilizando elos de correntes. Segundo Roveri e Pessoa, 2005, esta configuração possui algumas vantagens relacionadas aos procedimentos operacionais e de instalação. Por exemplo, o *riser* rígido e a bóia de sub-superfície podem ser instalados com embarcações menores, mais baratas e de maior disponibilidade no mercado. O *riser* flexível é instalado apenas quando o sistema iniciará a produção e durante a fase de operação ele pode ser facilmente desconectado do trecho vertical, no caso de condições ambientais severas (furacão, por exemplo). Outra

característica importante do sistema é a capacidade do *riser* flexível absorver os movimentos da unidade flutuante, reduzindo assim o dano à fadiga do *riser* rígido vertical. Uma descrição detalhada dos requisitos de projeto e instalação do sistema são apresentados por Roveri et al, 2008.

Também denominada por alguns autores como câmara de flutuação (Ribeiro, 1999), a bóia de sub-superfície é um corpo cilíndrico de grande diâmetro quando comparada com os tubos rígido e flexível, e que possui a finalidade de proporcionar a tração necessária para que o sistema não entre em compressão, o que ocasionaria sua flambagem. Como o próprio nome sugere, o componente é instalado abaixo da superfície do mar, a uma profundidade onde os efeitos da onda são desprezíveis de forma a quase não provocarem movimentos dinâmicos.

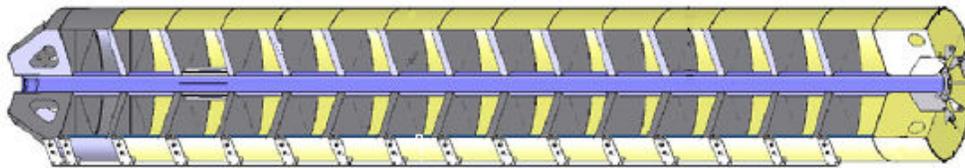


Figura 2 – Esquema de uma bóia de sub-superfície. Fonte: Maclure e Walters (2006).

A bóia de sub-superfície é constituída por diversas câmaras. Por questões de segurança, algumas câmaras são inundadas com água e funcionam como reposição caso uma câmara utilizada pra sustentação seja danificada. A Figura 2 apresenta um esquema de uma bóia de sub-superfície onde é possível observar a divisão das câmaras. No presente trabalho, a bóia de sub-superfície é modelada como sendo um cilindro maciço com propriedades constantes ao longo do comprimento.

Pereira et al, 2006a, apresentou a influência da geometria da bóia no comportamento do sistema sob ação de ondas e correnteza. Também apresentou uma redução significativa da vida útil à fadiga nas extremidades do sistema devido ao movimento transversal da bóia de sub-superfície.

No cenário atual, o sistema de *riser* híbrido pode ser considerado uma alternativa para exploração de petróleo em campos na região do Pré-Sal, da Bacia de Santos e Oeste da África.

Para o desenvolvimento do presente trabalho, também foram estudadas as vibrações induzidas pelo escoamento e o seu efeito no comportamento do sistema.

As vibrações induzidas pelo escoamento são fenômenos que demandam estudo de várias áreas da Engenharia. Por exemplo, no dimensionamento de pontes e chaminés pelos engenheiros civis e na vibração e consequente falha de linhas de transmissão pelos engenheiros elétricos. Na indústria de petróleo, este fenômeno é observado em estruturas *offshore* como plataformas e *risers*. Recentemente, a *American Petroleum Institute* (API) publicou uma atualização de suas recomendações para projeto e análise de sistemas flutuantes (API RP-2SK). Uma seção referente à consideração do efeito de VIM na análise foi adicionada, o que demonstra um aumento da importância do fenômeno.

Com relação ao escoamento ao redor de cilindros circulares e seu efeito na dinâmica de estrutura, diversos pesquisadores das mais diversas áreas tem se dedicado nos últimos 50 anos à sua compreensão. Seu comportamento complexo e a influência de diversos parâmetros em seu efeito são desafios ainda não completamente compreendidos pelos pesquisadores. Particularmente, a indústria *offshore*, é um dos setores interessados na compreensão do fenômeno, visto que diversas estruturas *offshore* têm sua vida útil reduzida devido à ação deste fenômeno.

Bearman e Graham, 1980, apresentam as principais preocupações dos pesquisadores no entendimento do escoamento através de um cilindro circular. Em suma, o desprendimento de vórtices é influenciado pelo número de Reynolds (Re), pela razão de aspecto (L/D), pela rugosidade do cilindro (e), pela turbulência do escoamento e pela possibilidade de movimentação da estrutura (cilindro fixo ou livre para se mover).

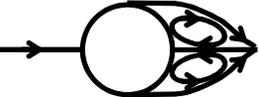
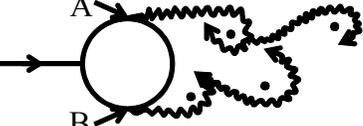
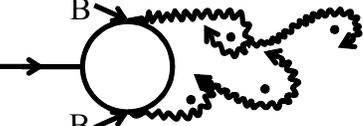
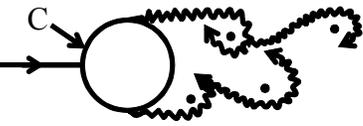
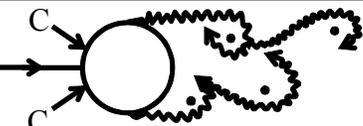
a) 	Sem separação. Escoamento por escorregamento	$Re < 5$
b) 	Par fixo de vórtices simétricos	$5 < Re < 40$
c) 	Esteira de vórtices laminar	$40 < Re < 200$
d) 	Transição para esteira turbulenta	$200 < Re < 300$
e) 	Esteira completamente turbulenta. A: Separação laminar da camada limite	$300 < Re < 3,0 \times 10^5$ Subcrítico
f) 	A: Separação laminar da camada limite B: Separação turbulenta da camada limite laminar	$3,0 \times 10^5 < Re < 3,5 \times 10^5$ Crítico (Baixa Transição)
g) 	B: Separação turbulenta da camada limite, que está parcialmente laminar e parcialmente turbulenta	$3,5 \times 10^5 < Re < 1,5 \times 10^6$ Supercrítico
h) 	C: Camada limite completamente turbulenta em um lado	$1,5 \times 10^6 < Re < 4,0 \times 10^6$ Alta Transição
i) 	C: Camada limite completa- mente turbulenta dos dois lados	$4,0 \times 10^6 < Re$ Transcrítico

Figura 3 – Regimes de escoamento ao redor de cilindro liso devido a escoamento uniforme.

Sumer e Fredsøe, 2006.

Diversos autores têm se dedicado ao estudo dos mecanismos de formação e desprendimento de vórtices ao redor de um cilindro fixo sujeito a escoamento. A Figura 3 apresenta o mecanismo de geração e desprendimento de vórtices ao redor de um cilindro liso em escoamento uniforme para diferentes números de Reynolds. Observa-se que o desprendimento de vórtices acontece a partir de $Re > 40$, gerando uma esteira laminar. Para Reynolds entre 200 e 300, começa a transição da esteira de vórtices de laminar para turbulenta. O regime Subcrítico é definido para o intervalo $300 < Re < 3 \times 10^5$ onde a esteira de vórtices encontra-se completamente turbulenta enquanto que a camada limite é laminar. A região de transição encontra-se na faixa $3 \times 10^5 < Re < 4 \times 10^6$, sendo subdividida em Crítica ($3 \times 10^5 < Re < 3,5 \times 10^5$), Supercrítica ($3,5 \times 10^5 < Re < 1,5 \times 10^6$) e Alta transição ($1,5 \times 10^6 < Re < 4 \times 10^6$). Nesta região, ocorre a transição da camada limite de laminar para turbulenta. Já na região de $Re > 4 \times 10^6$ denominada Transcrítica, a camada limite é totalmente turbulenta.

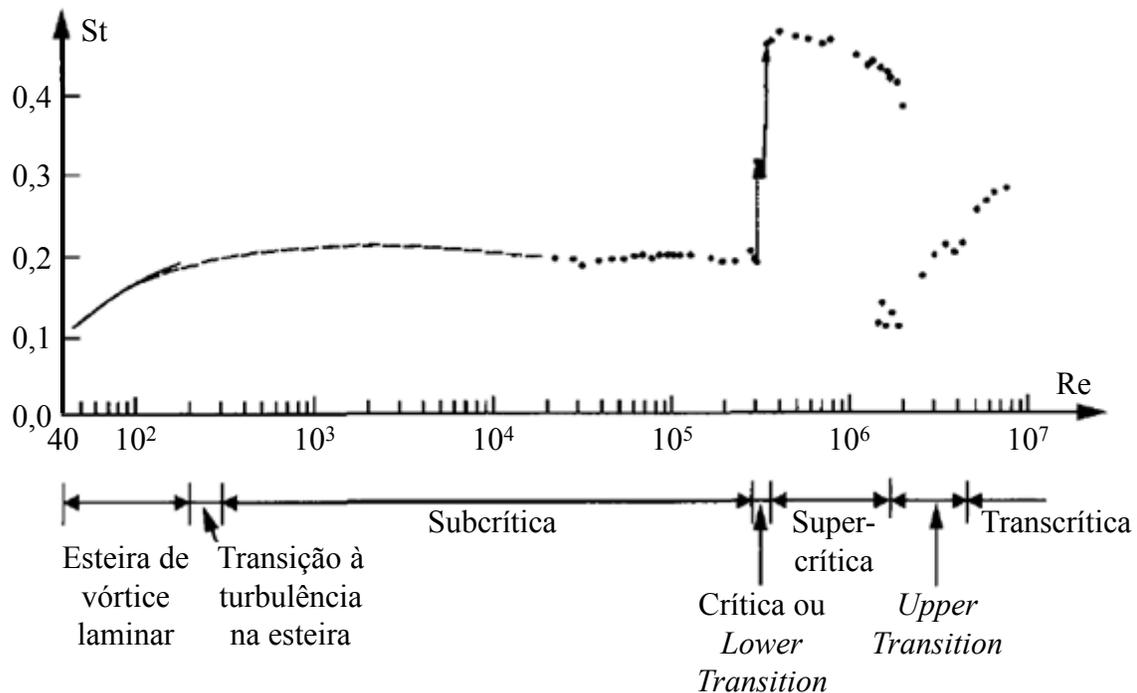


Figura 4 – Número de Strouhal para cilindros circulares lisos. Sumer e Fredsøe, 2006. Dados experimentais de: Linha contínua: Williamson (1989). Linha pontilhada: Roshko (1961). Pontos: Schewe (1983).

A frequência de desprendimento de vórtices em função do número de Reynolds é discutida por Sumer e Fredsøe, 2006 e representada pela Figura 4. Observa-se que o número de Strouhal (St) é praticamente constante para a região Subcrítica, gerando uma grande variação na região de transição. A explicação dada por Sumer e Fredsøe, 2006 é a de que, na região de Transição, a camada limite torna-se turbulenta movendo para jusante o ponto de separação e consequentemente aumentando a interação entre os vórtices emitidos. Os mesmos autores também apresentam que o desprendimento de vórtices ao redor de cilindros fixos devido a um escoamento constante acontece a partir de $Re > 40$ e que a força de *lift* oscila na mesma frequência do desprendimento de vórtices, enquanto que a força de arrasto oscila em uma frequência duas vezes maior.

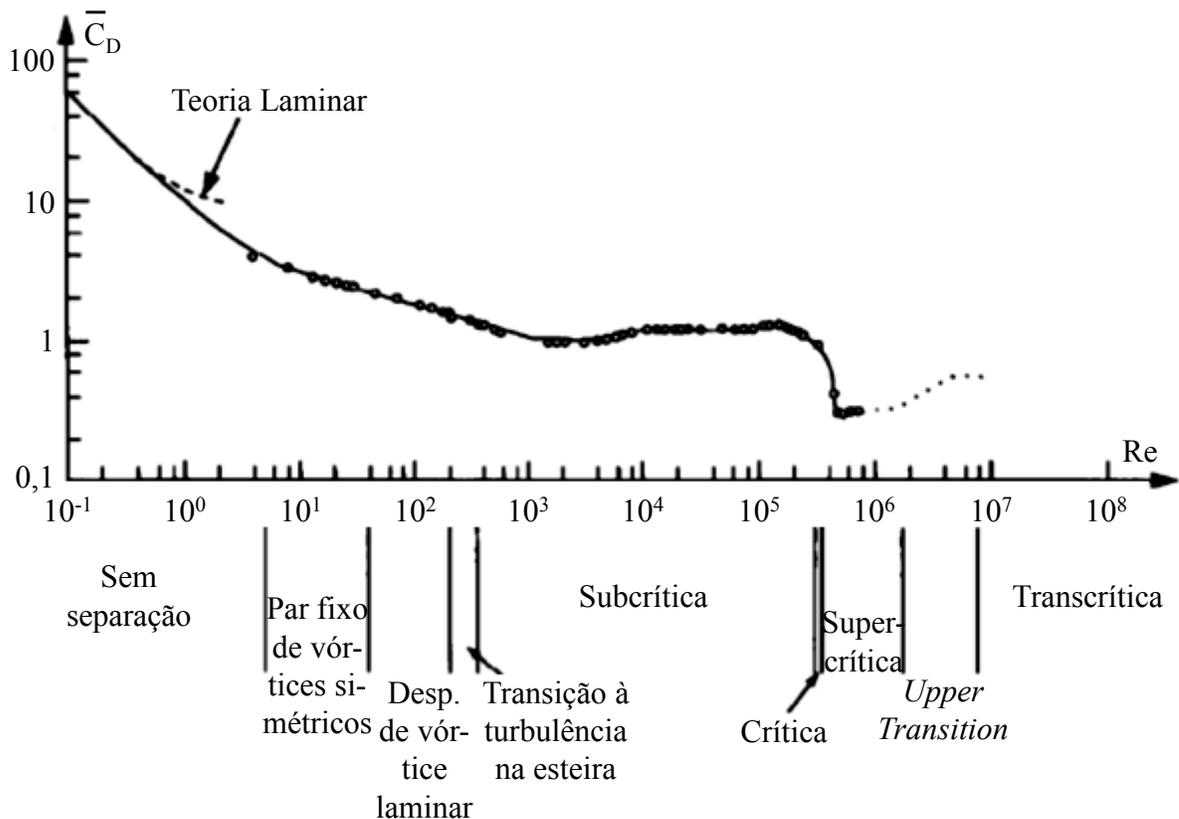


Figura 5 – Coeficiente de arrasto (C_D) para cilindros circulares lisos. Sumer e Fredsøe, 2006. Dados experimentais de: Linha pontilhada: Equação de Ossen-Lamb. Pontos: Wieselsberger para $40 < Re < 5 \times 10^5$. Schewe (1983) para $Re > 10^5$.

Observa-se também uma variação do coeficiente de arrasto (C_D) em função do número de Reynolds (Figura 5). Nota-se um decréscimo do coeficiente de arrasto até $Re < 300$, tornando-se praticamente constante até $Re < 3 \times 10^5$, seguida por uma queda abrupta conhecida como Crise do Arrasto.

Há diversos parâmetros que influenciam a vibração na direção transversal: Re , St , C_L , razão de aspecto, rugosidade do tubo, razão de massa, parâmetro de estabilidade K , razão de amortecimento, etc. No presente trabalho, assume-se que apenas C_L e St influenciam as amplitudes de vibração do sistema.

O fenômeno de geração e desprendimento de vórtices para um cilindro oscilando é notadamente diferente do descrito anteriormente para cilindro fixo.

Uma maneira de avaliar o comportamento deste fenômeno é a realização de ensaios experimentais utilizando cilindros montados em bases elásticas livres para oscilar. Neste tipo de experimento, utiliza-se *end plates* para eliminar efeitos tridimensionais nas extremidades da estrutura e consideração de escoamento bidimensional.

Uma das vantagens de realização de experimentos com cilindros livres para oscilar é de que as amplitudes de vibração são medidas diretamente (Meneghini, 2002). Outra vantagem é que os experimentos montados em base elástica são mais realistas quando comparados aos experimentos de oscilação forçada. Por outro lado, há uma maior quantidade de parâmetros para avaliar.

Okamoto e Yagita, 1973 realizaram experimentos em túnel de vento para medição da frequência de desprendimento de vórtices em cilindros curtos e observaram que a frequência de desprendimento de vórtices varia ao longo de eixo axial do cilindro e o número de Strouhal (St) depende da razão de aspecto (L/D) e do número de Reynolds (Re).

Experimentos realizados por Gouda, 1975 *apud* Pantazopoulos, 1994, apresentam a influência de diversos parâmetros, dentre eles o número de Reynolds e a razão de aspecto, no valor do número de Strouhal. Menciona-se que St diminui com a diminuição do L/D (valores de

$L/D < 10$) atingindo valores abaixo dos que quando se considera cilindros infinitos (normalmente, $St = 0,02$).

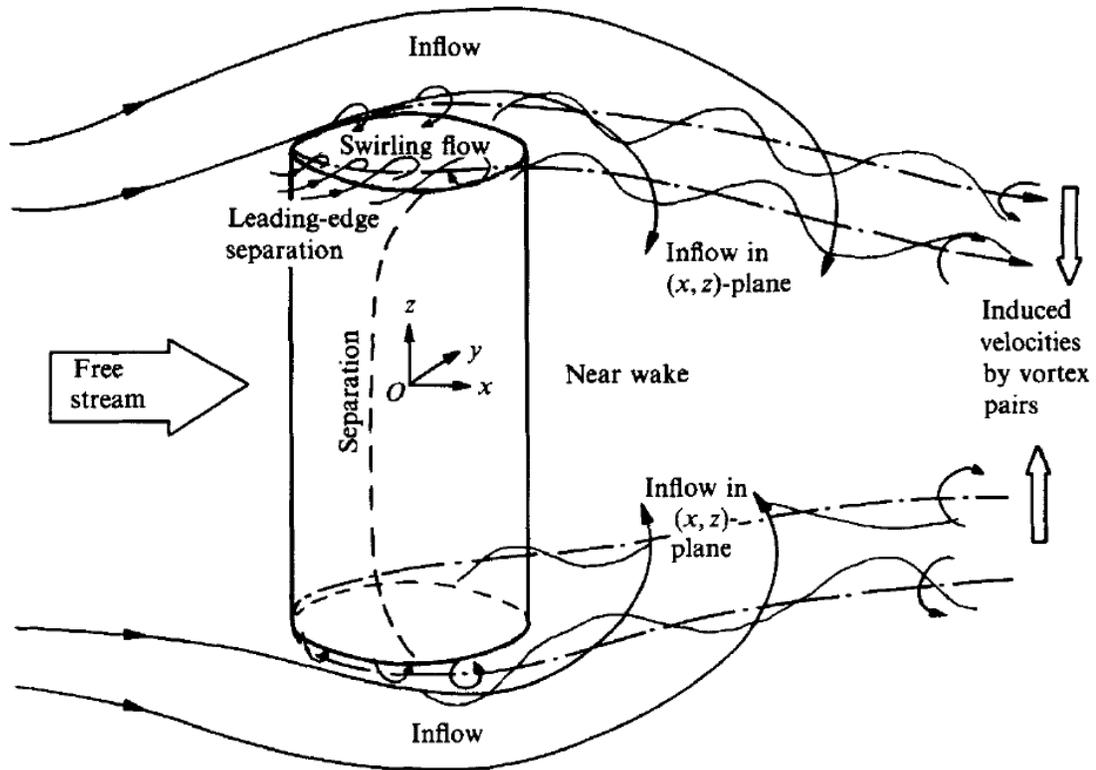


Figura 6 – Representação do escoamento tridimensional ao redor de um corpo submerso.

Reproduzido de Zdravkovich et al., 1989.

A influência da razão de aspecto no comportamento do sistema é um assunto discutido por Zdravkovich et al., 1989, que apresenta resultados experimentais de testes realizados com cilindros circulares com as duas extremidades livres e razão de aspecto variando entre 1 e 10. As principais observações realizadas referem-se ao comportamento tridimensional do escoamento para $L/D < 10$, que provoca uma diminuição do coeficiente de arrasto devido à diminuição da razão de aspecto e uma redução da frequência de desprendimento de vórtices quando comparadas com medidas realizadas em cilindros considerados infinitos. O comportamento tridimensional do escoamento ocorre nas extremidades do corpo, neste caso a bóia de sub-superfície, induzindo o escoamento na direção vertical, conforme representado pela Figura 6.

Seguindo a mesma linha de raciocínio, Szepessy e Bearman, 1992, realizaram experimentos para verificar a influência da razão de aspecto na frequência de desprendimento de vórtices para cilindros circulares. As principais constatações foram:

- Para baixos números de Reynolds, observa-se que o coeficiente de *lift* diminui com a diminuição da razão de aspecto.
- Os efeitos tridimensionais para cilindros em alto Reynolds são talvez devidos a altos índices de distúrbios introduzidos pela turbulência.
- Para razões de aspecto maiores que 6-7, observa-se que o C_L tende a um valor constante e, aumentando o Re , o C_L diminui. Já para L/D menores que 6-7, observa-se que o C_L aumenta e quando próximos a $L = 1D$ (comprimento igual a um diâmetro), sofrem queda acentuada.
- Para baixos Re ($Re = 2 \times 10^4$), o L/D pouco influencia a frequência de desprendimento de vórtices.
- As medidas de C_L e C_D variam em função do ponto de medição ao longo do comprimento do cilindro, sendo que o C_L diminui e o C_D aumenta nas extremidades.
- Apresenta séries temporais que evidenciam uma mudança de frequência ao longo do tempo para medidas de pressão ao longo do cilindro.
- Nota-se que o L/D influencia de forma significativa o C_L . No entanto, o efeito do L/D é diretamente influenciado pelo Re , ou seja, para um mesmo L/D e diferente Re , o C_L obtido será diferente.

Verifica-se que o comportamento do escoamento ao redor de um cilindro considerado curto ($L/D < 10$, por exemplo) é muito diferente do comportamento do escoamento ao redor de um cilindro considerado longo. Portanto, acredita-se que os coeficientes hidrodinâmicos usualmente utilizados para representação do efeito de VIV em *risers* verticais não são aplicáveis para representação do efeito de VIM na bóia de sub-superfície de um *riser* híbrido.

Desta forma, para o cálculo do efeito de VIM na bóia de sub-superfície de um *riser* híbrido, será utilizado um procedimento semelhante ao utilizado para análise de VIV. No entanto, os coeficientes hidrodinâmicos utilizados serão obtidos a partir de simulações numéricas e comparações com medições de experimentos em escala reduzida de um *riser* vertical conectado a uma bóia em sua extremidade superior.

O estudo do efeito do VIM no comportamento de um *riser* híbrido demonstra ser um assunto interessante tanto do ponto de vista teórico, com o entendimento do comportamento de uma estrutura rombuda, livre para oscilar e sujeita a escoamento tridimensional, bem como do ponto de vista de engenharia, por se tratar de um problema aplicado e com necessidades imediatas de solução.

Outro parâmetro importante a ser considerado na análise é a geração e desprendimento de vórtices ao redor de um cilindro sujeito a escoamento oscilatório (carregamento de onda, por exemplo). Neste tipo de escoamento, um parâmetro importante que influencia a geração e desprendimento de vórtices é o número de Keulegan-Carpenter (KC). A Figura 7 apresenta os diferentes padrões de escoamento identificados em cilindros lisos quando submetidos a escoamento oscilatório. O parâmetro KC relaciona a amplitude de movimento da partícula fluida e o diâmetro da estrutura (ver Anexo A). Altos valores de KC indicam que a partícula fluida percorre grandes distâncias quando comparada ao diâmetro do *riser*, resultando em separação e provavelmente desprendimento de vórtices. Nota-se que para valores de KC acima de 1,1 iniciam-se as primeiras instabilidades do sistema (instabilidades de Honji) com desprendimentos de vórtices em forma de cogumelo. Com o aumento de KC, o escoamento passa por diferentes regimes.

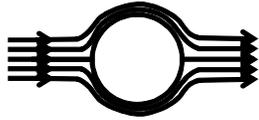
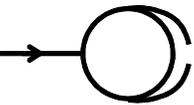
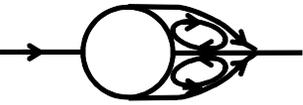
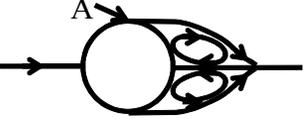
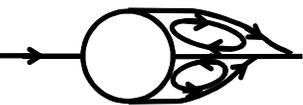
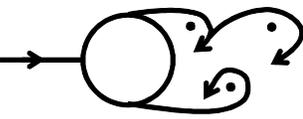
<p>a)</p> 	<p>Sem separação. Escoamento por escorregamento</p>	<p>$KC < 1,1$</p>
<p>b)</p> 	<p>Separação com vórtices de Honji</p>	<p>$1,1 < KC < 1,6$</p>
<p>c)</p> 	<p>Par de vórtices simétricos</p>	<p>$1,6 < KC < 2,1$</p>
<p>d)</p> 	<p>Par de vórtices simétricos. Turbulência sobre a superfície do cilindro (A)</p>	<p>$2,1 < KC < 4,0$</p>
<p>e)</p> 	<p>Par de vórtices não simétricos</p>	<p>$4,0 < KC < 7,0$</p>
<p>f)</p> 	<p>Desprendimento de vórtices</p>	<p>$7,0 < KC$ Regimes de Desprendimento</p>

Figura 7 – Padrões de escoamento para cilindros circulares lisos em escoamento oscilatório. Sumer e Fredsøe, 2006. $Re = 10^3$. (a) a (d): Sarpkaya (1986). (e) e (f): Williamson (1985).

Capítulo 3

Fundamentos Teóricos

O efeito da geração e desprendimento de vórtices ao redor de um cilindro imerso em água pode ser avaliado através de ensaios experimentais e procedimentos numéricos. A vantagem dos ensaios experimentais é a confiabilidade no resultado obtido, no entanto, a modelagem do sistema é complexa, demorada e custosa, sendo possível para sistemas mais simplificados. Por outro lado, as abordagens numéricas são atrativas por serem capazes de avaliar sistemas mais complexos e normalmente demandarem menos tempo e custo, no entanto, necessitam de resultados experimentais ou medidos em campo para validação do procedimento.

A análise numérica pode ser dividida em dois tipos: determinística (solução no domínio da frequência ou do tempo) e não-determinística (estocástica). A análise não-determinística é baseada em análise estatística para obtenção de parâmetros que serão utilizados na determinação do comportamento dinâmico do *riser*. A análise determinística no domínio do tempo ou da frequência determina a resposta do sistema devido a um dado carregamento ambiental.

A solução no domínio do tempo é recomendada quando as não-linearidades do sistema são relevantes na obtenção da resposta. A importância das não-linearidades estrutural e hidrodinâmica no comportamento dinâmico de um TTR foram discutidas por Bae e Bernitsas, 1995, através de desenvolvimentos de modelos matemáticos e algoritmos de solução.

Por outro lado, a análise no domínio da frequência é utilizada quando as não-linearidades do sistema podem ser simplificadas por linearizações. Basu, 1995, considera as não-linearidades contidas na força de arrasto e utiliza um procedimento de solução iterativa baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF).

Devido à complexidade de modelar matematicamente o fenômeno da VIV, diversos simuladores numéricos foram propostos com o intuito de estimar a influência da VIV na vida útil à fadiga de um sistema de *riser*. Diversas abordagens numéricas são descritas na literatura, cada qual com sua característica e representando de maneira mais adequada determinado fenômeno. Dentre os diferentes tipos de abordagens numéricas, podemos destacar: semi-empírica, osciladores harmônicos, dinâmica de fluidos computacional (CFD) e análise modal.

Na abordagem semi-empírica, as equações são obtidas a partir do ajuste de resultados experimentais. Na baseada em osciladores (*wake oscillator*) utilizam-se modelos matemáticos que aparentam descrever alguma característica do fenômeno, no entanto não possuem base física para isto. A abordagem utilizando CFD resolve diretamente as equações de Navier-Stokes (Yamamoto et al., 2001). Na análise modal, as equações do comportamento do sistema são resolvidas no domínio da frequência. Atualmente, não existe consenso sobre qual a melhor abordagem para prever o efeito de VIV em *risers*. Cada abordagem possui suas vantagens e limitações e a escolha do uso deve ser realizada de acordo com o tipo de sistema analisado e o tipo de resposta esperada.

Uma abordagem baseada na equação de van der Pol para previsão do efeito de VIV no comportamento de estruturas do tipo cabo é apresentada por Facchinetti et al, 2004. Violette et al., 2007, apresenta o uso desta abordagem para previsão do efeito de VIV em estruturas flexíveis e esbeltas além de comparações com resultados experimentais e de simulações numéricas das equações de Navier-Stokes utilizando Simulação Numérica Direta (do inglês, *Direct Numerical Simulation*).

Ferrari e Bearman, 1999, propuseram uma abordagem semi-empírica para a previsão da influência da VIV no comportamento de *risers* rígidos verticais. Tal abordagem considera o comportamento do sistema a partir do acoplamento da solução obtida em dois planos ortogonais. Ao longo dos anos, algumas melhorias foram propostas e sua aplicação foi estendida para diferentes configurações de *risers* (Pereira et al., 2006b, Morooka et al, 2007 e Morooka et al, 2009, Tsukada, 2009).

Farfan, 2005, apresenta o estudo de um sistema híbrido utilizando esta abordagem. O foco do trabalho é iniciar a compreensão do comportamento do sistema considerando o efeito de VIM na bóia de sub-superfície. Shiguemoto, et al., 2010, avaliam o efeito do fenômeno de VIM através de duas abordagens e uma discussões da comparação são realizadas.

No presente trabalho, será utilizada a abordagem semi-empírica para representar o efeito do fenômeno de VIM no comportamento do sistema.

3.1. Descrição da Abordagem Semi-Empírica Utilizada

No presente trabalho, será utilizada a abordagem de Ferrari e Bearman, 1999, adaptada para prever os efeitos do VIM no sistema híbrido RHAS. Para isto, assumiu-se que o efeito de VIM é semelhante ao efeito de VIV, diferindo-se apenas pela sua amplitude e frequência de oscilação.

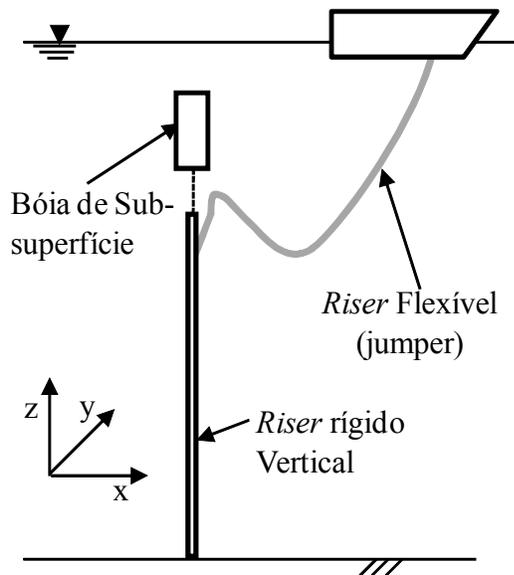


Figura 8 – Sistema de coordenadas utilizado.

O sistema de coordenadas a ser utilizado no presente trabalho é representado pela Figura 8. Sendo a sua origem localizada no fundo do mar, na base do riser rígido vertical.

As equações que governam a dinâmica do sistema são apresentadas nas Equações 1 e 2. Esta abordagem já foi testada na previsão do efeito de VIV em *risers* rígidos verticais e em catenária (Kubota et al., 2002 e Morooka et al., 2009).

$$[M]\{\ddot{x}\} + [B]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = \{F\}_x \quad (1)$$

$$[M]\{\ddot{y}\} + [B]\{\dot{y}\} + [K]\{y\} = \{F\}_y \quad (2)$$

onde, $[M]$ representa a matriz de massa, $[B]$ a matriz de amortecimento estrutural, $[K]$ é a matriz de rigidez, x é o movimento do *riser* na direção *inline* e y é o movimento do *riser* na direção transversal. Os pontos sobre as variáveis representam a derivada com relação ao tempo.

O vetor de força para a direção *inline* é obtido pela equação de Morison, e as forças atuantes na direção transversal (Equação 3), possuem componentes devido à reação do sistema e forças de VIV (F_{VIV}), esta última dependente da velocidade do escoamento, da massa específica do fluido, do diâmetro hidrodinâmico do cilindro, da frequência de despreendimento de vórtices, do coeficiente de sustentação e da diferença de fase entre a resposta do sistema e a força transversal. Os termos negativos ao lado direito da equação representam a reação do fluido, minimizando o efeito da força de VIM no sistema.

$$F_y = F_{VIM} - \frac{1}{2} \rho D C_{Dt} |V_{rel}| \dot{y} - \frac{\pi}{4} D^2 \rho C_A \ddot{y} \quad (3)$$

sendo y , \dot{y} e \ddot{y} o movimento, a velocidade e a aceleração do cilindro na transversal. C_{Dt} e C_A são o coeficiente de arrasto transversal e o coeficiente de massa adicionada, respectivamente. V_{rel} é a velocidade relativa, dada pela Equação 4.

$$V_{rel} = \sqrt{\left(U_{C,N} - \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{z}^2} \right)^2 + \dot{y}^2} \quad (4)$$

sendo \dot{x} e \dot{z} as velocidades *inline* e vertical, respectivamente.

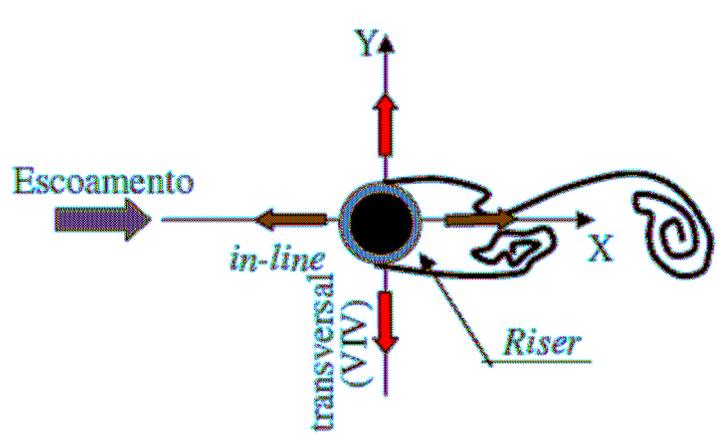


Figura 9 – Representação esquemática das direções *inline* e transversal.

Entende-se como direção *inline* a direção no plano do escoamento da partícula fluida, e direção transversal a direção perpendicular ao plano do escoamento. A Figura 9 apresenta uma representação esquemática das forças na direção *inline* e transversal.

No presente trabalho, assume-se que a força de VIM (F_{VIM}) se comportará com as mesmas características da força de VIV, exceto pelos coeficientes hidrodinâmicos escolhidos para cada condição. A força de VIM por unidade de comprimento devido à ação da correnteza é apresentada na Equação 5, e é considerada uma força senoidal e monoharmônica.

$$F_{VIM}(t) = \frac{1}{2} \rho D C_L U_{C,N}^2 \cos(2\pi f_s t + \varphi_{VIM}) \quad (5)$$

onde, ρ é a massa específica [kg.m^{-3}] do fluido externo, D é o diâmetro hidrodinâmico [m] do riser, $U_{C,N}$ é a componente normal da velocidade do escoamento [m.s^{-1}] ao eixo do cilindro, C_L é o coeficiente de sustentação, f_s a frequência de desprendimento de vórtices [Hz] e φ_{VIM} é a fase entre a força de VIM e a resposta do sistema.

Quando o sistema encontra-se sujeito a carregamentos de onda e correnteza simultâneos, o comportamento das forças de VIM é influenciado pelo comportamento do fluido ao redor da estrutura. Nestas condições, as forças de VIM devem ser calculadas pela Equação 6 (adaptado de Ferrari, 1998).

$$F_{VIM} = \frac{1}{2} \rho U_{o+c}^2 D C_L \cos(2\pi \bar{f}_s t + \varphi_{VIM}) \quad (6)$$

sendo \bar{f}_s a frequência de desprendimento de vórtices média e t o tempo de simulação. U_{o+c} é a soma entre a velocidade horizontal da partícula fluida da onda u e a velocidade de correnteza U_c .

O cálculo da frequência de desprendimento de vórtices para fluidos oscilatórios foi proposto por Bearman et al., 1984, e deve ser calculado para cada meio-ciclo da velocidade da onda. Entende-se por meio-ciclo o período compreendido pela metade do período de onda. A Equação 7 apresenta o cálculo da frequência de desprendimento de vórtices.

$$\bar{f}_s = \frac{|\bar{U}|St}{D} \quad (7)$$

sendo St o número de Strouhal (informado pelo usuário) e \bar{U} a velocidade média instantânea para cada meio-ciclo da velocidade da onda, sendo calculada pela Equação 8.

$$\bar{U} = \frac{\int_{t_0}^t U_{o+c} \cdot dt}{t - t_0} \quad (8)$$

onde t_0 é o tempo inicial do meio-ciclo e t o tempo atual da simulação.

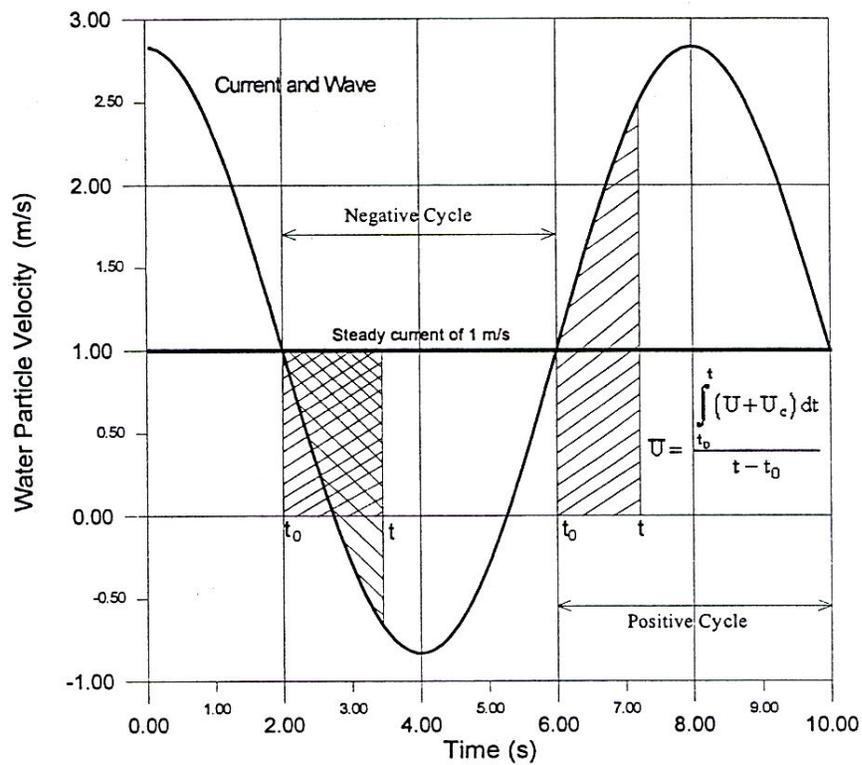


Figura 10 – Representação gráfica do cálculo da velocidade média instantânea (extraído de Ferrari Jr, 1998).

Utiliza-se o valor absoluto da velocidade média instantânea na Equação 7 para que a frequência de desprendimento de vórtices seja sempre positiva, mesmo quando calculado no meio-ciclo negativo da velocidade. A Figura 10 apresenta uma representação do cálculo da velocidade média instantânea.

Nesta abordagem, assume-se que a frequência de oscilação do sistema é a mesma que a frequência de desprendimento de vórtices, que é dependente do número de Strouhal (St), da velocidade do escoamento e do diâmetro da estrutura.

O modelo estrutural utilizado no presente trabalho é o de vigas co-rotacionadas descrito por Mourelle et al, 1995, que considera as não-linearidades geométricas do sistema.

Capítulo 4

Metodologia

O objetivo do presente capítulo é apresentar um procedimento de análise do efeito de VIM na bóia de sub-superfície do *Riser* Híbrido Auto-Sustentável.

Para uma primeira abordagem do estudo do efeito de VIM será utilizado o modelo semi-empírico de VIV apresentado anteriormente, uma vez que os dois fenômenos possuem características semelhantes, diferindo-se principalmente pela grande diferença na frequência de desprendimento de vórtices (da ordem de 0,1 Hz para o VIV e 0,005 Hz para o VIM).

Verificou-se que os coeficientes hidrodinâmicos utilizados no modelo semi-empírico influenciam diretamente os resultados obtidos. Portanto, para uma avaliação mais próxima do real é necessária uma correta estimativa destes coeficientes.

Acredita-se que os coeficientes hidrodinâmicos bem como a frequência de desprendimento de vórtices são dependentes tanto de número de Reynolds (Re) quanto da velocidade reduzida (V_r). Inspirado pelos resultados apresentados na literatura para o estudo de VIV, no presente trabalho pretende-se verificar as variações dos coeficientes em função apenas do segundo parâmetro adimensional mencionado (V_r). Tais coeficientes serão posteriormente utilizados para compreender o comportamento do sistema RHAS.

A investigação do efeito do VIM na bóia de sub-superfície é extremamente interessante por ser algo pouco explorado e devido à particularidade do sistema (cilindro livre para oscilar e com pequeno L/D e alto Re). Sabe-se que a literatura é carente de resultados para sistemas nestas condições. Tamura et al, 2005 e Maeda et al, 2007, apresentam resultados de movimentos deste sistema, obtidos experimentalmente em escalas 1:50 e 1:100, respectivamente. Tais sistemas

apresentaram como carregamentos as diferentes velocidades de correnteza atuando apenas na região da bóia de sub-superfície. Desta forma, pretende-se utilizar estes resultados experimentais para estimar os coeficientes hidrodinâmicos necessários para a correta simulação do sistema.

A medição de coeficientes hidrodinâmicos em experimentos é realizada de maneira indireta através da obtenção da variação das forças atuantes no sistema. No entanto, por questões de confidencialidade, estas medições não puderam ser utilizadas. A alternativa encontrada para a obtenção dos coeficientes hidrodinâmicos dos experimentos mencionados anteriormente foi a realização de simulações numéricas para diferentes coeficientes hidrodinâmicos e a comparação de seus resultados de deslocamentos com os deslocamentos medidos experimentalmente. Desta forma, a combinação de coeficientes hidrodinâmicos cuja resposta numérica apresentasse melhor comparação com a resposta experimental foi considerada como sendo os coeficientes experimentais.

Os coeficientes escolhidos para ajuste foram o C_L e o St , pois são os principais coeficientes que alteram a amplitude e frequência da força de VIM. Tal etapa foi necessária uma vez que as relações de coeficiente de sustentação (C_L) por amplitude adimensional (A/D) ou por velocidade reduzida (V_r) ou número de Reynolds (Re) existentes na literatura para cilindros fixos infinitos não se aplicam para o sistema estudado, visto que o mesmo está em movimento e possui relação comprimento por diâmetro (L/D) aproximadamente igual a 6. Fox e West, 1993, apresentam resultados experimentais em túnel de vento onde um cilindro fixo com L/D menor que 20 apresenta variação do coeficiente de sustentação (C_L) quando comparado a um cilindro fixo infinito. Para ambos experimentos, foram comparados resultados para configuração sem *riser* flexível (somente a Torre) e com *riser* flexível (RHAS).

A relação obtida entre coeficiente de sustentação e velocidade reduzida foi aplicada para algumas condições de projeto do sistema RHAS de forma a verificar a possível aplicação da abordagem (consideração do efeito de VIM) em um cenário com dimensões de projeto de um sistema de *riser* híbrido. Os resultados avaliados foram os movimentos da bóia ao longo do tempo e o máximo movimento da estrutura durante toda a simulação.

4.1. Desenvolvimento do Procedimento Adotado

O primeiro passo consistiu na determinação do par de coeficientes (C_L e St) que melhor representasse a resposta do sistema. Para a obtenção dos coeficientes hidrodinâmicos do modelo semi-empírico, foram realizadas simulações numéricas utilizando dados de geometria e propriedades dos materiais de dois experimentos de *riser* híbrido realizados em escala reduzida (Tamura et al, 2005 e Maeda et al, 2007). Como referências foram avaliadas os resultados de amplitude adimensionalizada pelo diâmetro da bóia (A/D)

Para determinação do número de Strouhal, utilizou-se a frequência de oscilação, obtida através da Transformada de Fourier da série temporal do movimento transversal da base da bóia de sub-superfície, medida experimentalmente. Assumiu-se que a frequência de oscilação do sistema é igual à frequência de desprendimento de vórtices (condição de *lock-in*).

A obtenção da amplitude de movimento da base da bóia na direção transversal foi obtida através da metade da diferença entre a média das máximas e mínimas amplitudes de movimento transversal medidas durante o experimento.

A estratégia utilizada para a calibração do simulador foi reproduzir numericamente os experimentos assumindo valores arbitrários para o C_L . Das diversas simulações realizadas, foi considerada como sendo satisfatória aquela cuja amplitude transversal na base da boia foi semelhante à amplitude medida experimentalmente. Assumiu-se como tolerável um erro de no máximo 5 % entre as amplitudes. Assim, o valor de C_L cuja resposta de amplitude atendeu ao critério estabelecido, foi considerado como sendo igual ao C_L experimental.

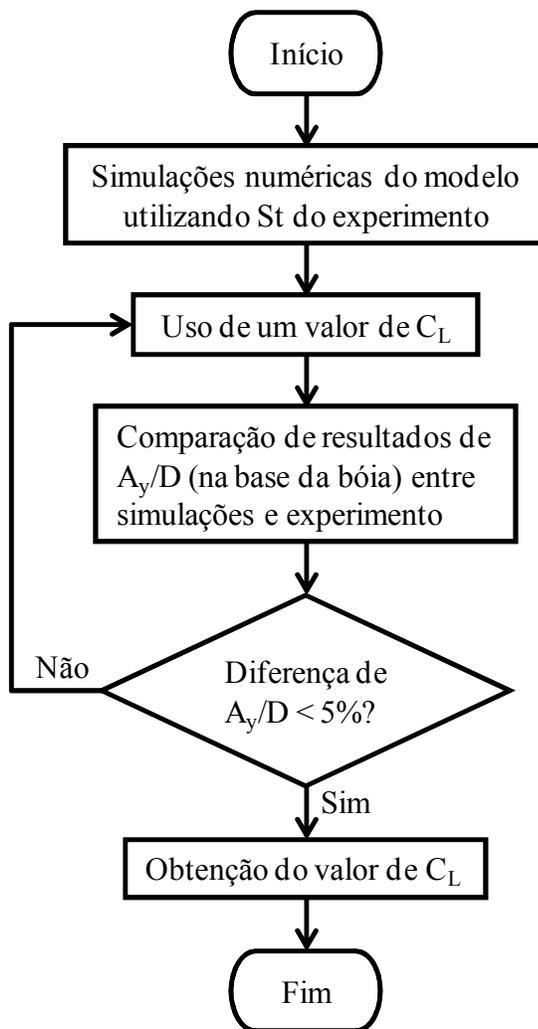


Figura 11 – Fluxograma esquemático do procedimento utilizado.

A Figura 11 apresenta um fluxograma resumido das principais etapas do procedimento para a obtenção das curvas de referência que serão utilizadas como dados de entrada no simulador numérico.

As simulações numéricas das condições experimentais foram realizadas utilizando duas modelagens distintas, cada qual a partir das informações geométricas e de propriedades de material utilizados nos experimentos em escala 1:50 e 1:100. Para uma dada condição experimental, utilizou-se o St obtido como dado de entrada do simulador juntamente com as características geométricas e ambientais. Diversas simulações numéricas foram realizadas

alterando apenas o valor do C_L (de 0,1 a 1,2 em intervalos de 0,01). Os resultados de A/D obtidos para cada simulação foi comparado com o resultado de A/D experimental. Considerou-se como melhor coeficiente, o C_L cujo resultado de A/D fosse o mais próximo possível do A/D dos experimentos (consideraram-se próximos, resultados cuja diferença é menor que 5%). A Figura 12 e a Tabela 1 apresentam as principais características dos sistemas simulados numericamente. Todos os cálculos realizados foram realizados na escala do respectivo modelo.

Tabela 1 – Principais características dos sistemas.

	Experimento 1:50		Experimento 1:100	
	Riser	Bóia	Riser	Bóia
Diâmetro externo [m]	0,016	0,13	0,0046	0,065
Diâmetro interno [m]	0,008	0,00	0,00	0,00
Comprimento [m]	26,26	0,74	26,63	0,37
Densidade [kg.m^{-3}]	1100	168,81	1736	160,72
Módulo de Young [GPa]	1,6	282	0,823	823
Lâmina d'água [m]	29,0		28,0	

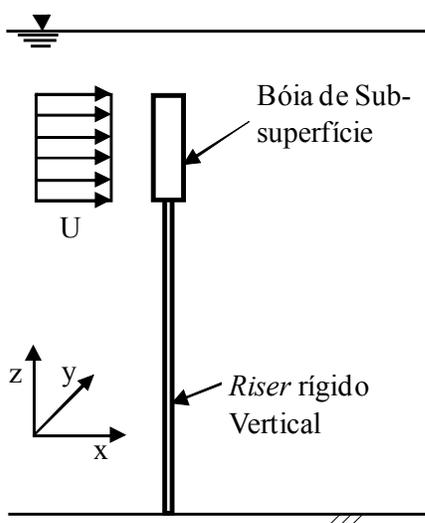


Figura 12 – Representação esquemática dos sistemas simulados.

Tabela 2 – Matriz de experimentos com respectivas velocidades de correnteza [m/s] atuando na região da bóia de sub-superfície.

Experimento 1:50		Experimento 1:100	
Caso1	0,05	CasoA	0,03
Caso2	0,10	CasoB	0,08
Caso3	0,15	CasoC	0,12
Caso4	0,20	CasoD	0,15
Caso5	0,25	---	----
Caso6	0,30	----	----

A Tabela 2 apresenta a matriz de experimentos utilizada para calibração do simulador numérico. Nos experimentos, foram utilizados perfis de correnteza de velocidade uniforme, atuando apenas na região da boia.

O número de Strouhal, que é diretamente proporcional à frequência de desprendimento de vórtices, apresenta uma tendência assintótica em 0,08 que é muito diferente do valor de 0,2 apresentado na literatura de VIV para cilindro infinito ($L/D > 50$). Pantazopulos, 1994 apresenta um resultado de Gouda, 1975, onde o número de Strouhal apresenta uma tendência de redução com a diminuição do L/D .

Zdravikovich, 1989, apresenta um estudo da influência do efeito tridimensional (baixo L/D) nos coeficientes hidrodinâmicos do sistema. O autor apresenta a hipótese de que conceito de número de Strouhal comumente difundido não se aplica para casos onde o efeito tridimensional do escoamento é significativo. Desta forma, acredita-se que o valor de St obtido ($St = 0,08$) seja justificável para as condições dos experimentos realizados.

O procedimento foi realizado para todas as condições experimentais e os coeficientes obtidos foram organizados em função da V_{r1} (ver anexo A), conforme a Figura 13 e a Figura 14.

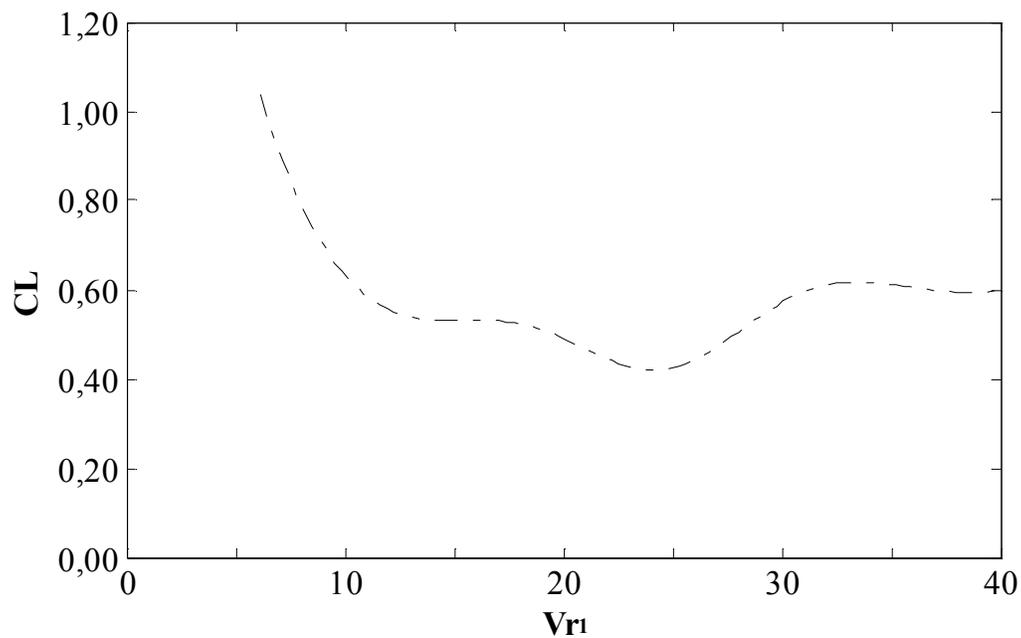


Figura 13 – Coeficiente de sustentação (C_L) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície.

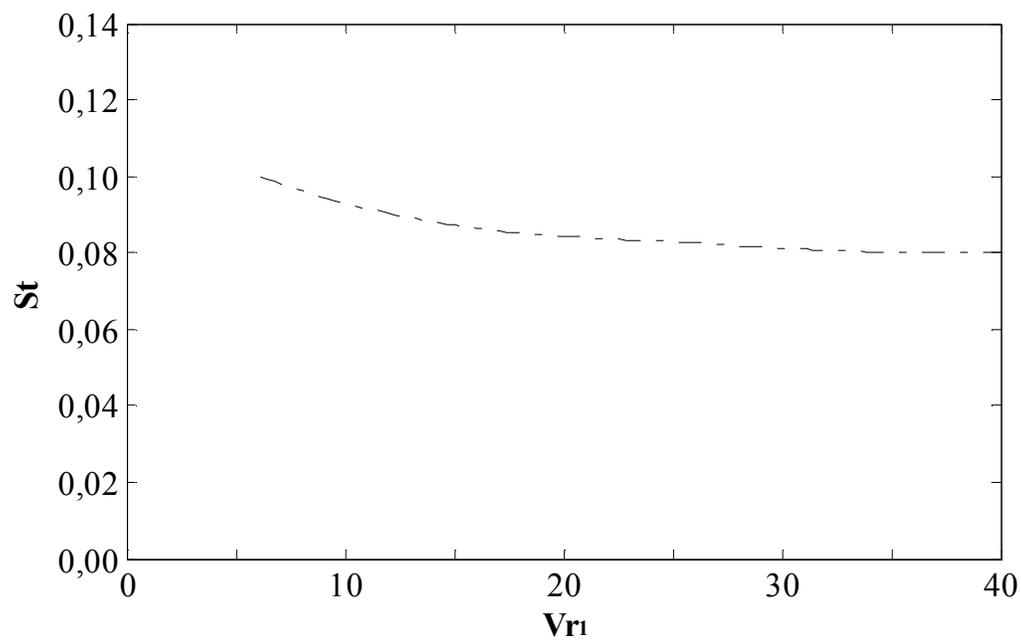


Figura 14 – Número de Strouhal (St) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície.

A partir dos pontos obtidos, traçou-se uma linha de tendência de forma a obter uma curva de referência a ser utilizada em outras simulações. Priorizaram-se os resultados obtidos no experimento de 1:50, pois a ordem de grandeza dos experimentos de 1:100 estão da mesma ordem de grandeza do erro dos instrumentos utilizados. Desta forma então, a Figura 13 e a Figura 14 apresentam as curvas de referência obtidas dos resultados experimentais e que serão utilizadas para as demais simulações. Para os resultados de A/D do experimento (Figura 15), não foi possível determinar uma tendência da resposta.

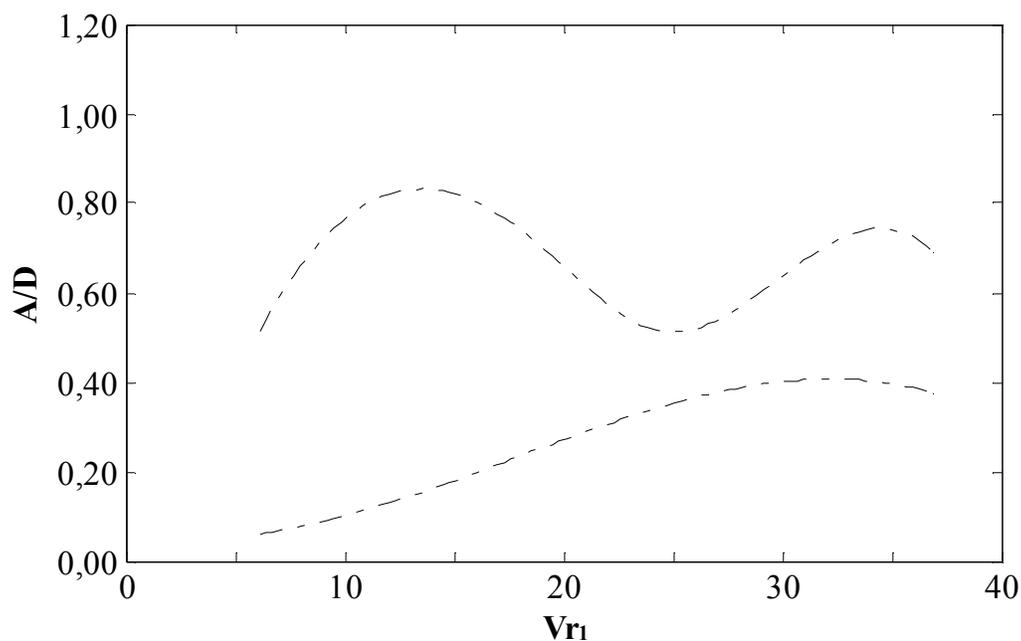


Figura 15 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (Vr_1), na bóia de sub-superfície.

Capítulo 5

Resultados e Discussões

Com o intuito de compreender o comportamento do sistema RHAS, principalmente devido ao efeito de VIM, foram realizadas simulações numéricas sob diversas condições de onda e correnteza. Os parâmetros escolhidos para análise foram os máximos movimentos do sistema e os deslocamentos em função do tempo de simulação. Especial atenção foi dada à amplitude de movimento na direção transversal.

Vale ressaltar que as simulações numéricas foram realizadas com St e C_L em função da velocidade reduzida (ver Figura 13 e Figura 14). Os valores dos outros coeficientes hidrodinâmicos utilizados são apresentados na Tabela 3.

Tabela 3 – Coeficientes hidrodinâmicos.

S_t	Função de V_{r1}
C_D	1,2
C_{Dt}	0,7
C_L	Função de V_{r1}
C_A	1,0

O valor de C_D foi obtido através do número de Reynolds, empiricamente, e o valor de C_A teoricamente, considerando um cilindro em águas calmas. Os valores de C_L e C_{Dt} foram obtidos empiricamente, utilizando os resultados apresentados por Sarpkaya e Isaacson, 1981, onde estes coeficientes hidrodinâmicos foram identificadas para diferentes Re e KC .

5.1. Configuração sem *riser* flexível

Inicialmente, as simulações numéricas foram realizadas para a configuração sem o *riser* flexível por se tratar da mesma configuração utilizada em ensaio experimental de onde os coeficientes hidrodinâmicos foram ajustados. Desta forma, o cenário simulado consiste de um mar com lâmina d'água de 1800 m e sistema de *riser* sujeito à ação de correnteza atuando apenas na região da bóia de sub-superfície. A Figura 16 apresenta uma representação esquemática do sistema simulado. Este configuração é encontrada durante a fase de instalação do sistema e antes do início da produção, que pode levar meses e até anos. A Tabela 4 e a Tabela 5 apresentam as principais características do sistema simulado.

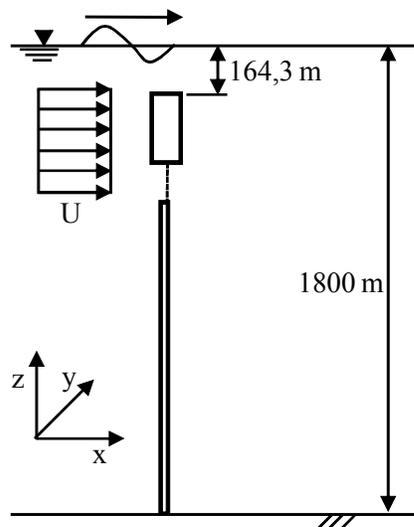


Figura 16 – Representação esquemática das condições simuladas.

Tabela 4 – Principais características dos sistemas.

Profundidade do topo da bóia de sub-superfície [m]	164,3
Número total de compartimentos da bóia [-]	16
Compartimentos preenchidos com água [-]	2

Tabela 5 – Principais características do *riser* rígido e da bóia de sub-superfície.

	<i>Riser</i> rígido	Bóia
Diâmetro externo [m]	0,4572	5,45
Diâmetro interno [m]	0,4254	5,4246
Comprimento [m]	1593,6	34,2
Densidade [kg.m ⁻³]	7860	351,28
Módulo de Young [GPa]	210	210

As frequências naturais do sistema foram calculadas utilizando o módulo Vibração Livre do programa Anflex versão 6.6.6R12.6. A Tabela 6 apresenta as frequências calculadas para os principais modos de vibração à flexão do sistema.

Tabela 6 – Frequências naturais (f_n) calculadas. Configuração sem *riser* flexível.

Modo	Período [s]	Frequência [Hz]
1	192,1868	0,005203
2	46,1789	0,021655
3	26,3646	0,037930
4	18,6794	0,053535

5.1.1. Efeito da correnteza

Foram realizadas simulações numéricas do sistema sujeito a carregamentos de correnteza com diferentes velocidades e atuando apenas na região da bóia de sub-superfície. As velocidades simuladas compreendem um intervalo entre 0,1 m/s e 1,2 m/s, que representam grande parte do carregamento ambiental esperado na Bacia de Campos (Tabela 7). A velocidade reduzida de cada condição simulada foi obtida a partir da velocidade de correnteza, diâmetro externo da bóia de sub-superfície e do período natural do primeiro modo de vibração do sistema, pois se espera que o sistema seja excitado neste modo. O coeficiente C_L e o St foram obtidos em função da V_{r1} de acordo com a Figura 13 e Figura 14. Considerando as correntezas extremas da Bacia de Campos, verifica-se que a frequência de resposta do sistema (f_s) será sempre menor que a frequência correspondente ao segundo modo de vibração do sistema.

Tabela 7 – Simulações realizadas. Configuração sem *riser* flexível.

	U [m/s]	V_{r1}	C_L	St	A/D	f_s [Hz]
Cur01	0,10	3,49	1,45	0,120	0,14227	0,002182
Cur02	0,20	6,99	0,92	0,100	0,46192	0,003636
Cur03	0,30	10,48	0,61	0,092	0,64145	0,005018
Cur04	0,40	13,98	0,53	0,089	0,60271	0,006473
Cur05	0,50	17,47	0,53	0,085	0,58704	0,007727
Cur06	0,60	20,97	0,47	0,084	0,50086	0,009164
Cur07	0,70	24,46	0,42	0,083	0,43718	0,010564
Cur08	0,80	27,95	0,50	0,082	0,49574	0,011927
Cur09	0,90	31,45	0,60	0,080	0,58871	0,013091
Cur10	1,00	34,94	0,61	0,080	0,59159	0,014545
Cur11	1,10	38,44	0,59	0,080	0,57736	0,016000
Cur12	1,20	41,93	0,60	0,080	0,60117	0,017455

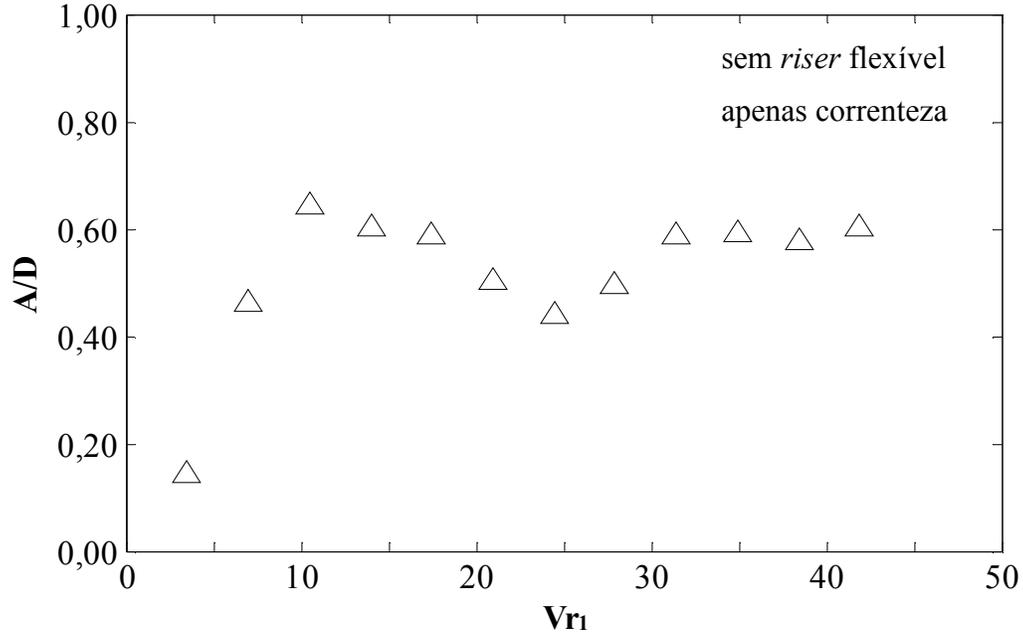


Figura 17 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração sem *riser* flexível.

A Figura 17 apresenta os resultados obtidos para amplitude de movimento transversal da bóia de sub-superfície para as diferentes velocidades de correnteza simulada. Observa-se que o resultado apresenta um comportamento semelhante ao observado experimentalmente (Figura 15). As máximas amplitudes observadas ($V_{r1} = 10,48$, $V_{r1} = 13,98$ e $V_{r1} = 41,93$) correspondem aos casos onde as frequências de oscilação do sistema (f_s) na direção transversal estão próximas às frequências naturais do sistema (Tabela 6). Este resultado encontra-se coerente com o esperado pela teoria uma vez que as máximas amplitudes de movimento ocorrem na condição de *lock-in* (frequência de desprendimento de vórtices igual à frequência natural do sistema).

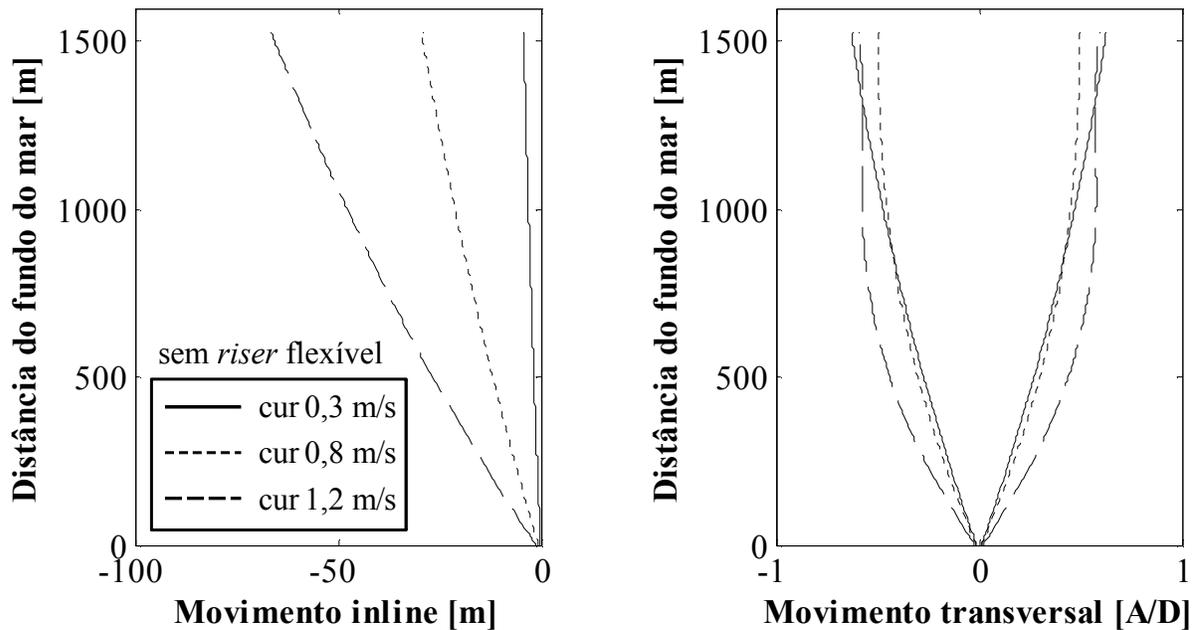


Figura 18 – Máximos movimentos *inline* e transversal do sistema. Condição apenas correnteza.

A Figura 18 apresenta os resultados de máximos movimentos na direção *inline* e transversal do sistema para diferentes velocidades de correnteza. O eixo vertical é representado pela localização da estrutura com relação ao fundo do mar, ou seja, a bóia de sub-superfície encontra-se localizada na região superior do sistema (entre 1605 m e 1639 m). Para a direção *inline*, conforme esperado, observa-se um aumento no movimento de acordo com o aumento da velocidade de correnteza. Observa-se que o movimento na direção transversal apresenta um comportamento semelhante ao primeiro modo de vibração do sistema. O que é esperado, uma vez que a sua frequência de oscilação (0,005018 Hz) é muito próxima da frequência natural do sistema (0,005203 Hz).

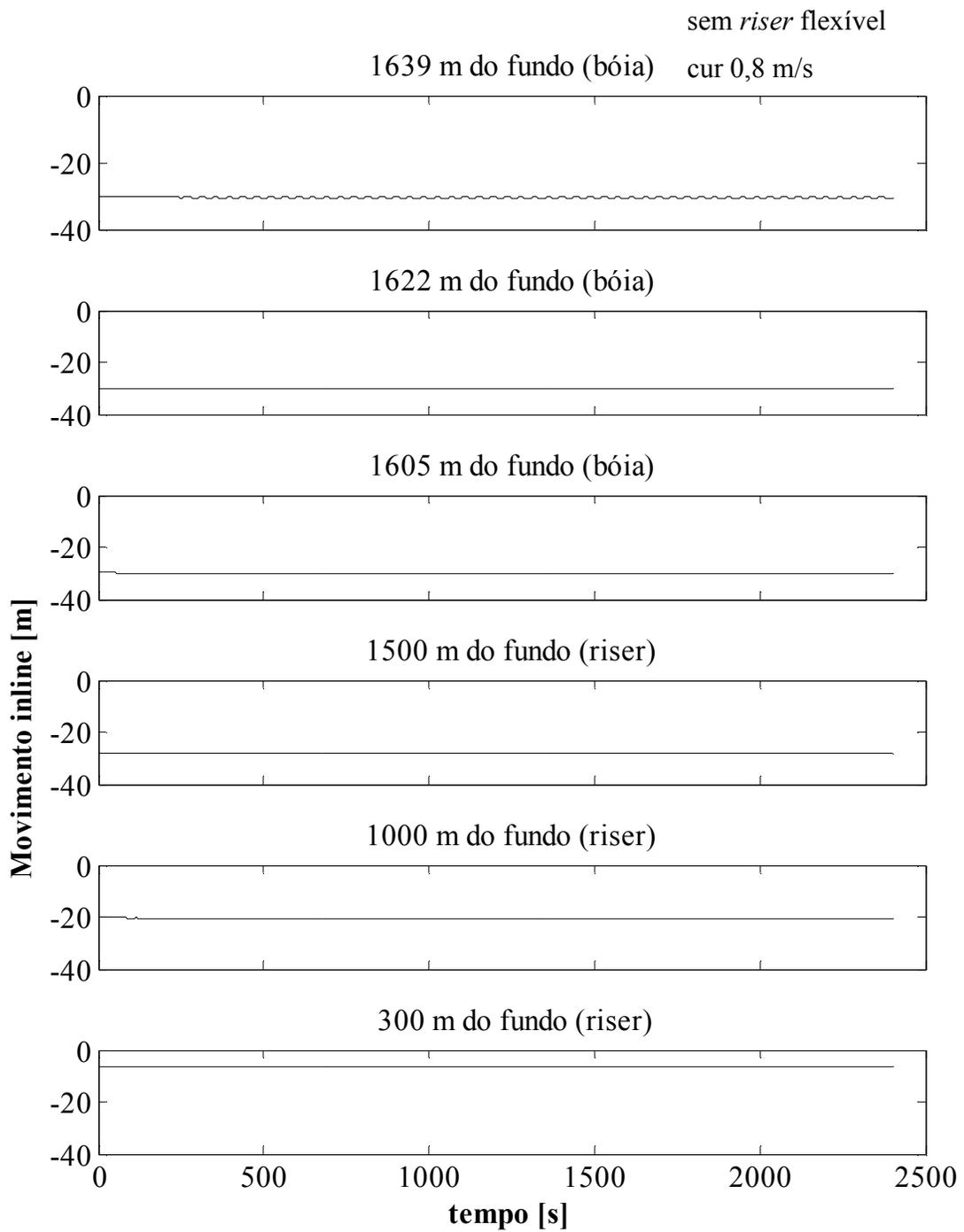


Figura 19 – Movimento *inline* de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.

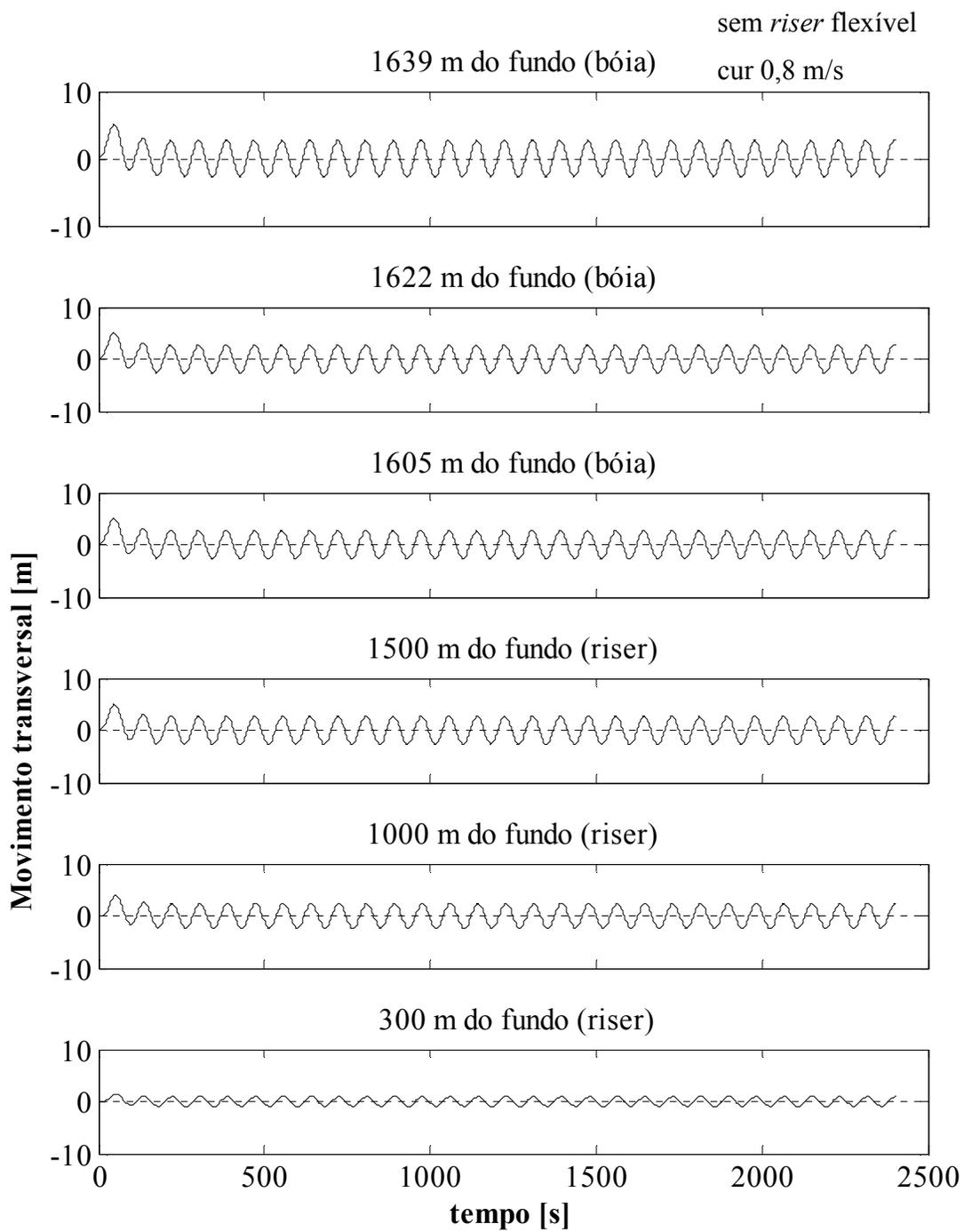


Figura 20 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.

A Figura 19 e a Figura 20 apresentam os históricos dos movimentos *inline* e transversal de diversas localizações do sistema sujeito a velocidade de correnteza de 0,8 m/s. O eixo das abscissas é representado pelo parâmetro tempo, em segundos, enquanto que o eixo das ordenadas representa o respectivo movimento de um ponto da estrutura. Os três pontos superiores representados nas figuras correspondem respectivamente ao topo, centro de gravidade e base da bóia de sub-superfície (1639 m, 1622 m e 1605 m). Já os três pontos inferiores correspondem respectivamente à extremidade superior do *riser* rígido (1500 m), a um ponto intermediário (1000 m) e a um ponto próximo à base do sistema (300 m). Na Figura 20, nota-se que o movimento oscilatório na direção transversal da região da bóia é dominante no sistema e se transfere para todo o *riser*. O período de oscilação da resposta é dependente da velocidade de correnteza e espera-se a sua diminuição de acordo com o aumento da velocidade de correnteza.

5.1.2. Efeito da onda regular

Neste tipo de escoamento, um parâmetro importante que influencia a geração e desprendimento de vórtices é o KC. Conforme apresentado anteriormente, o parâmetro KC relaciona a amplitude de movimento da partícula fluida e o diâmetro da estrutura. Altos valores de KC indicam que a partícula fluida percorre grandes distâncias quando comparada ao diâmetro do *riser*, resultando em separação e provavelmente desprendimento de vórtices. Sarpkaya, 1986, e Williamson, 1985, realizaram experimentos de escoamento oscilatório ao redor de cilindros e verificaram que não há desprendimento de vórtices para KC menor que 1,1 quando $Re = 10^3$. A Equação 9 apresenta o cálculo do KC a partir dos parâmetros da onda.

$$KC = \frac{TU_0}{D} \quad (9)$$

sendo T o período de oscilação da partícula fluida, D o diâmetro da estrutura e U_0 a máxima velocidade da partícula fluida, neste caso calculada pela Teoria Linear de Airy.

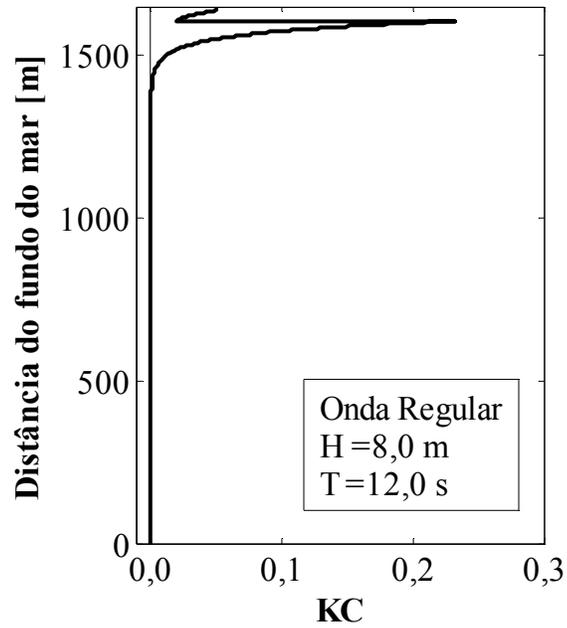


Figura 21 – KC calculado em diferentes profundidades. Apenas onda regular de altura 8 m e período 12 s.

A Figura 21 apresenta os valores de KC calculados para as diferentes localizações do sistema sujeito à ação de onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Nota-se que os valores calculados indicam que não há desprendimento de vórtices no sistema e, portanto não há movimentos na direção transversal.

Tabela 8 – Máximo KC calculado. Configuração sem *riser* flexível.

Onda		max. KC
H [m]	T [s]	
4,0	6,0	0,000
4,0	8,0	0,000
4,0	10,0	0,010
4,0	12,0	0,116
6,0	6,0	0,000
6,0	8,0	0,000
6,0	10,0	0,016
6,0	12,0	0,174
8,0	6,0	0,000
8,0	8,0	0,000
8,0	10,0	0,021
8,0	12,0	0,232

A Tabela 8 apresenta os máximos valores de KC calculados para os diferentes carregamentos de onda regular simulado. Os valores de altura e período de onda foram escolhidos de forma a representar condições ambientais típicas da Bacia de Campos.

Observa-se que em todos os casos simulados, o valor de KC calculado a partir dos parâmetros da onda e do sistema é menor que o mínimo observado para o desprendimento de vórtices. Desta forma, conclui-se que o carregamento de onda possui pouca influência no comportamento do sistema. O que já era esperado, uma vez que a bóia de sub-superfície está localizada a uma profundidade onde a velocidade da partícula fluida devido à energia da onda é praticamente nula.

5.1.3. Condição onda e correnteza

Com o intuito de verificar o efeito conjunto da onda regular e da correnteza no comportamento do sistema, foram realizadas simulações numéricas considerando os dois carregamentos ambientais atuando simultaneamente. A onda regular utilizada possui altura de 8 metros e período de 12 segundos, que corresponde a um estado de mar severo. Já as correntezas utilizadas possuem velocidades entre 0,1 m/s e 1,2 m/s atuando apenas na região da bóia de sub-superfície. A Tabela 9 apresenta os coeficientes utilizados em função da velocidade de correnteza bem como os resultados de amplitude de vibração na direção transversal da bóia de sub-superfície e da frequência de oscilação do sistema.

Tabela 9 – Simulações realizadas. Configuração sem *riser* flexível.

	U [m/s]	Vr ₁	C _L	St	A/D	fs [Hz]
H8T12_Cur01	0,10	3,49	1,45	0,120	0,08680	0,002182
H8T12_Cur02	0,20	6,99	0,92	0,100	0,35584	0,003636
H8T12_Cur03	0,30	10,48	0,61	0,092	0,56308	0,005018
H8T12_Cur04	0,40	13,98	0,53	0,089	0,55002	0,006473
H8T12_Cur05	0,50	17,47	0,53	0,085	0,54171	0,007727
H8T12_Cur06	0,60	20,97	0,47	0,084	0,46391	0,009164
H8T12_Cur07	0,70	24,46	0,42	0,083	0,39477	0,010564
H8T12_Cur08	0,80	27,95	0,50	0,082	0,45971	0,011927
H8T12_Cur09	0,90	31,45	0,60	0,080	0,54793	0,013091
H8T12_Cur10	1,00	34,94	0,61	0,080	0,55921	0,014545
H8T12_Cur11	1,10	38,44	0,59	0,080	0,54514	0,016000
H8T12_Cur12	1,20	41,93	0,60	0,080	0,55205	0,017455

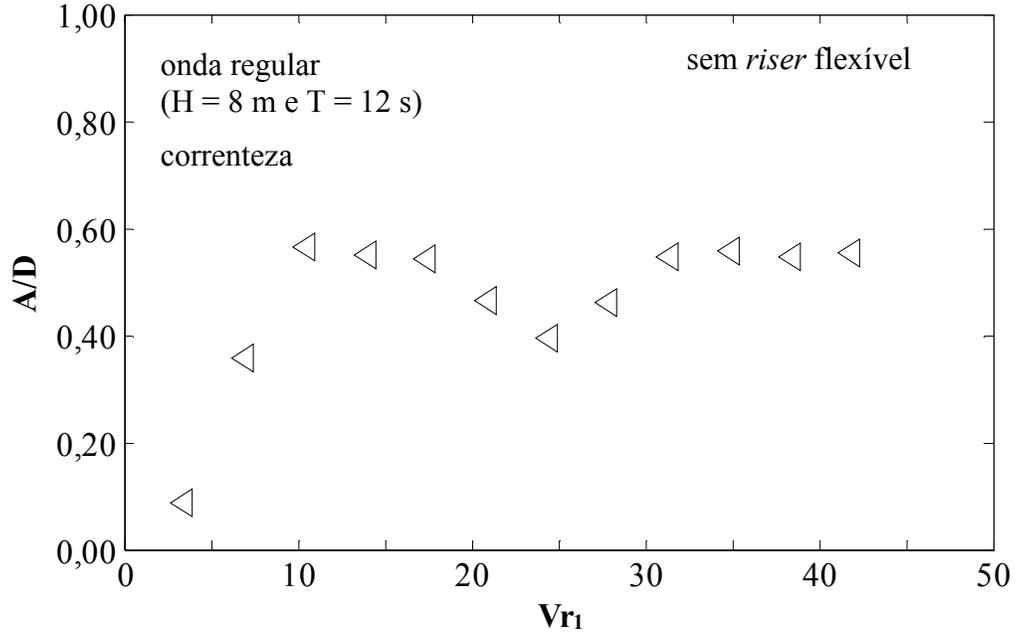


Figura 22 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração sem *riser* flexível.

Na Figura 22, são apresentados os resultados de máxima amplitude adimensional da bóia de sub-superfície obtidos em simulações numéricas com ação de onda regular de $H = 8$ m e $T = 12$ s e diferentes velocidades de correnteza atuando na bóia de sub-superfície. Comparando estes resultados com o apresentado na Figura 17 observa-se que o efeito combinado de onda e correnteza diminuiu a amplitude de vibração na direção transversal do sistema.

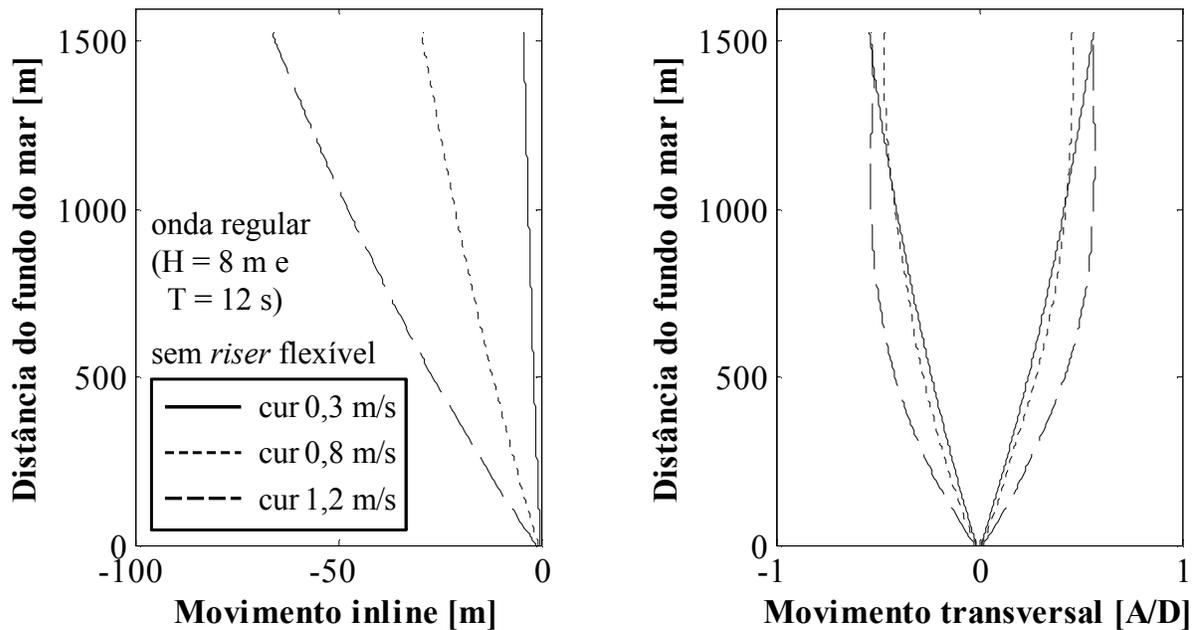


Figura 23 – Máximos movimentos *inline* e transversal do sistema.

Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de diferentes velocidades.

A Figura 23 apresenta os resultados de máximos movimentos na direção *inline* e transversal do sistema sujeito à ação de onda regular e diferentes velocidades de correnteza. As tendências apresentadas são as mesmas obtidas para as condições apenas correnteza. O que já era esperado.

Tomando como referência a simulação com velocidade de correnteza 0,8 m/s e comparando os máximos movimentos *inline* e transversal para as condições com e sem ação conjunta da onda regular observa-se o comportamento apresentado na Figura 24. Desta forma, nota-se que o efeito conjunto de onda regular e correnteza praticamente não influencia o movimento do sistema na direção *inline* (aumento de 0,03 %) nem na direção transversal (diminuição de 0,03 D – diâmetro da bóia) quando comparado com a condição apenas correnteza.

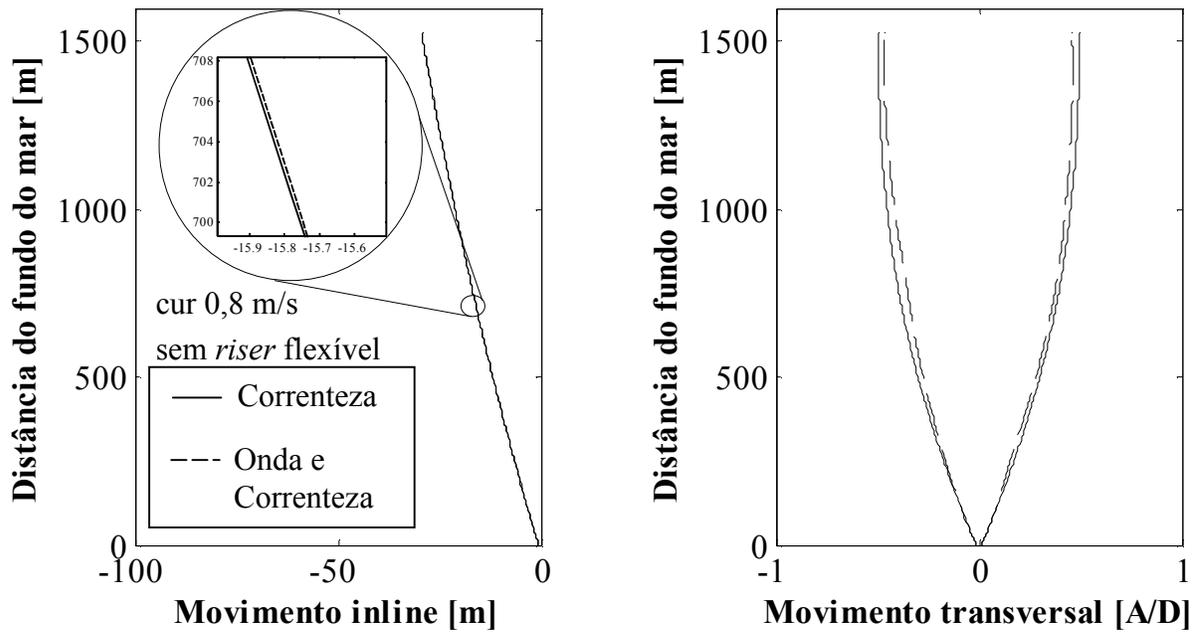


Figura 24 – Comparação dos máximos movimentos *inline* e transversal do sistema.

Correnteza com velocidade de 0,8 m/s.

A Figura 25 e a Figura 26 apresentam os históricos dos movimentos *inline* e transversal de diversas localizações do sistema sujeito a onda regular e correnteza com velocidade de 0,8 m/s. As tendências observadas são as mesmas obtidas na análise das simulações sem o efeito conjunto da onda.

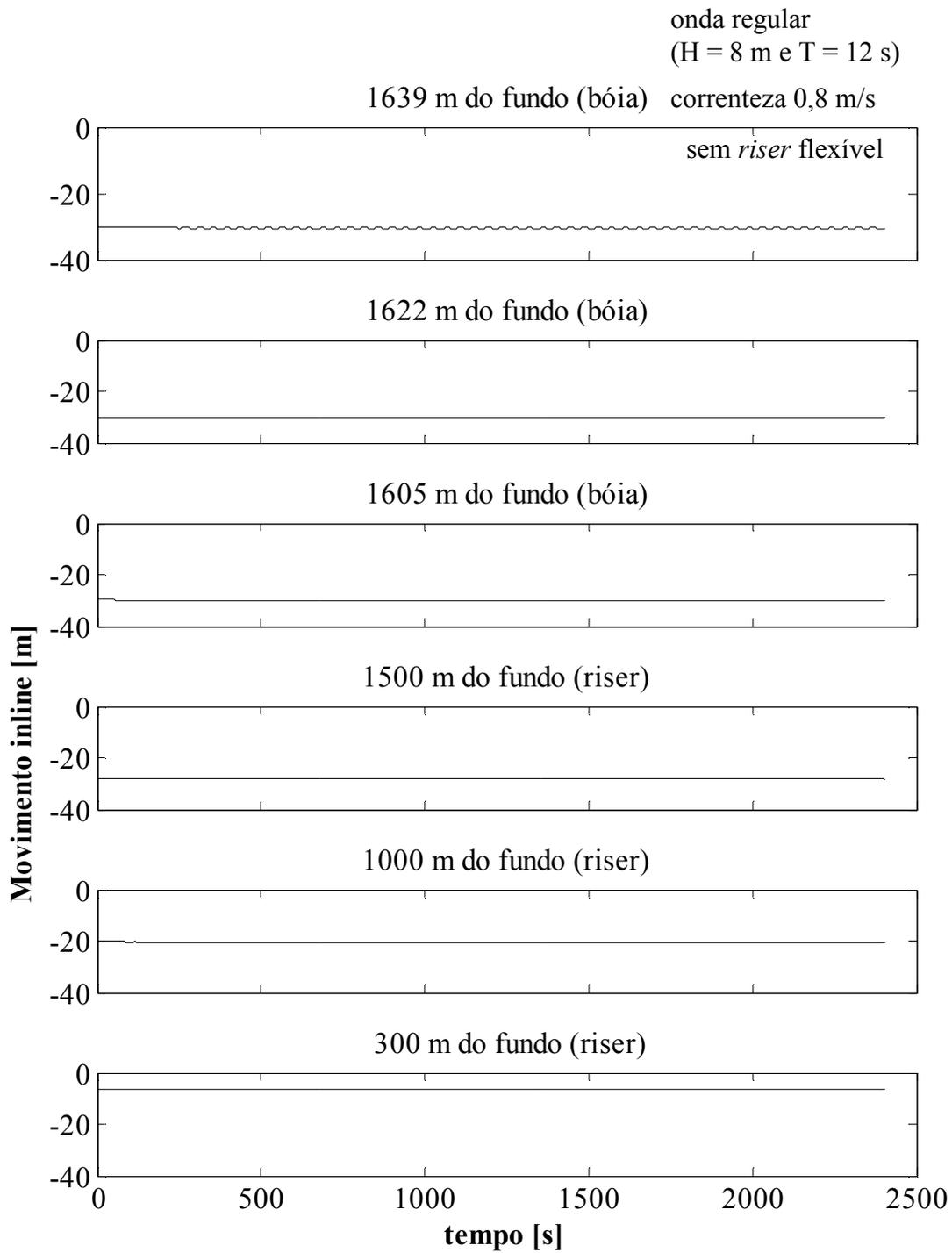


Figura 25 – Movimento *inline* de diferentes posições do sistema.
Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.

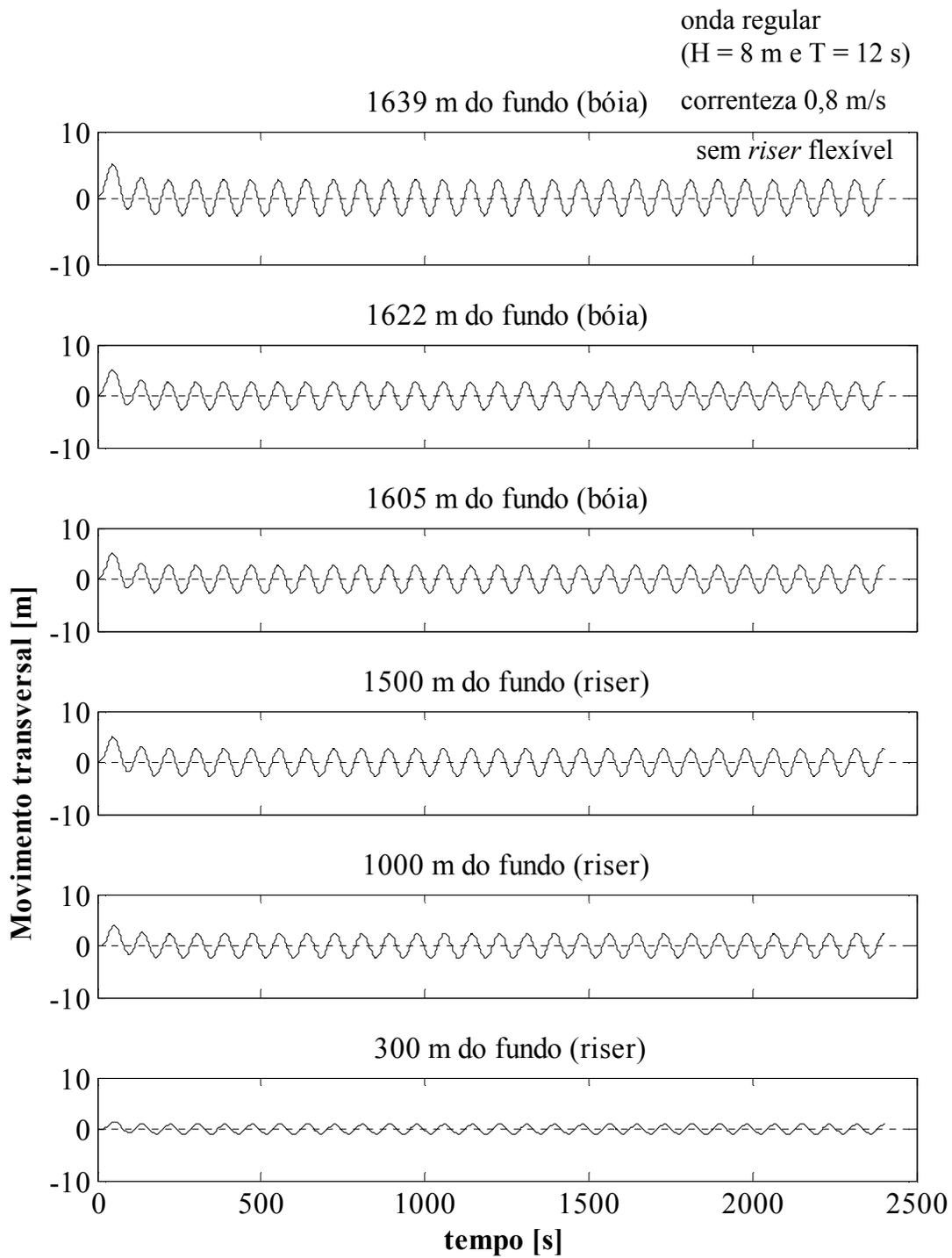


Figura 26 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema.
Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.

5.2. Sistema RHAS (com *riser* flexível)

Outra configuração simulada consistiu no sistema acrescido do *riser* flexível, simulando uma configuração para produção do sistema. Os carregamentos ambientais utilizados foram os mesmos da simulação sem o *riser* flexível. A Tabela 10 apresenta as principais características do *riser* flexível utilizado nas simulações. A direção da correnteza foi escolhida como sendo a mesma direção de aproamento do *riser* flexível. A Figura 27 apresenta uma representação esquemática do sistema simulado.

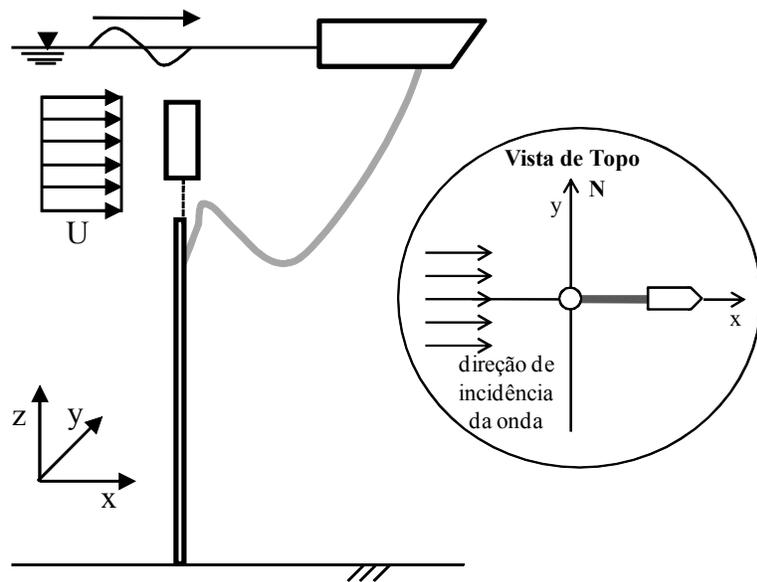


Figura 27 – Representação esquemática das condições simuladas.

Tabela 10 – Principais características do *riser* flexível.

<i>Riser</i> flexível	
Diâmetro externo [m]	0,5355
Diâmetro interno [m]	0,4064
Comprimento [m]	425
Peso seco [N.m ⁻¹]	3301,90
Peso molhado [N.m ⁻¹]	2400,67
Rigidez à flexão [N.m ²]	2,5x10 ⁶
Ângulo de topo [graus]	10,0

Tabela 11 – Frequências naturais calculadas. Configuração com *riser* flexível.

Modo	Flexão no plano <i>in-line</i>		Flexão no plano transversal	
	Período [s]	Frequência [Hz]	Período [s]	Frequência [Hz]
1	166,192	0,00602	154,962	0,00645
2	43,005	0,02325	41,243	0,02425
3	40,112	0,02493	32,358	0,03090
4	23,587	0,04239	21,728	0,04602

De maneira análoga ao cálculo para a configuração sem o *riser* flexível, foram calculadas as frequências para os principais modos de vibração à flexão nos planos *inline* e transversal do sistema, que são apresentados na Tabela 11. Para o cálculo das velocidades reduzidas (V_{r1}), utilizou-se o valor do primeiro modo de vibração do sistema, pois se acredita ser o dominante.

Deve-se ressaltar que o efeito de VIV no *riser* flexível não é considerado na análise. Também não é considerado o efeito de sombra entre os *risers*. A contribuição da inércia e do arrasto é considerada.

5.2.1. Efeito da correnteza

Simulações numéricas com diferentes velocidades de correnteza atuando na região da bóia de sub-superfície foram realizadas. A Tabela 12 apresenta um resumo dos principais coeficientes utilizados bem como os resultados de amplitude de vibração na direção transversal da bóia de sub-superfície e da frequência de oscilação do sistema para as diferentes velocidades de correnteza simulada.

Tabela 12 – Simulações realizadas. Configuração com *riser* flexível.

	U [m/s]	Vr₁	C_L	St	A/D	fs [Hz]
Cur01_rf	0,10	3,30	1,50	0,120	0,12536	0,002182
Cur02_rf	0,20	6,60	0,97	0,100	0,41079	0,003636
Cur03_rf	0,30	9,90	0,63	0,093	0,60655	0,005073
Cur04_rf	0,40	13,21	0,54	0,089	0,59607	0,006473
Cur05_rf	0,50	16,51	0,53	0,086	0,56384	0,007818
Cur06_rf	0,60	19,81	0,50	0,084	0,51456	0,009164
Cur07_rf	0,70	23,11	0,42	0,083	0,42513	0,010564
Cur08_rf	0,80	26,41	0,45	0,082	0,43696	0,011927
Cur09_rf	0,90	29,71	0,56	0,081	0,52207	0,013255
Cur10_rf	1,00	33,02	0,62	0,080	0,57882	0,014545
Cur11_rf	1,10	36,32	0,60	0,080	0,56695	0,016000
Cur12_rf	1,20	39,62	0,60	0,080	0,58284	0,017455

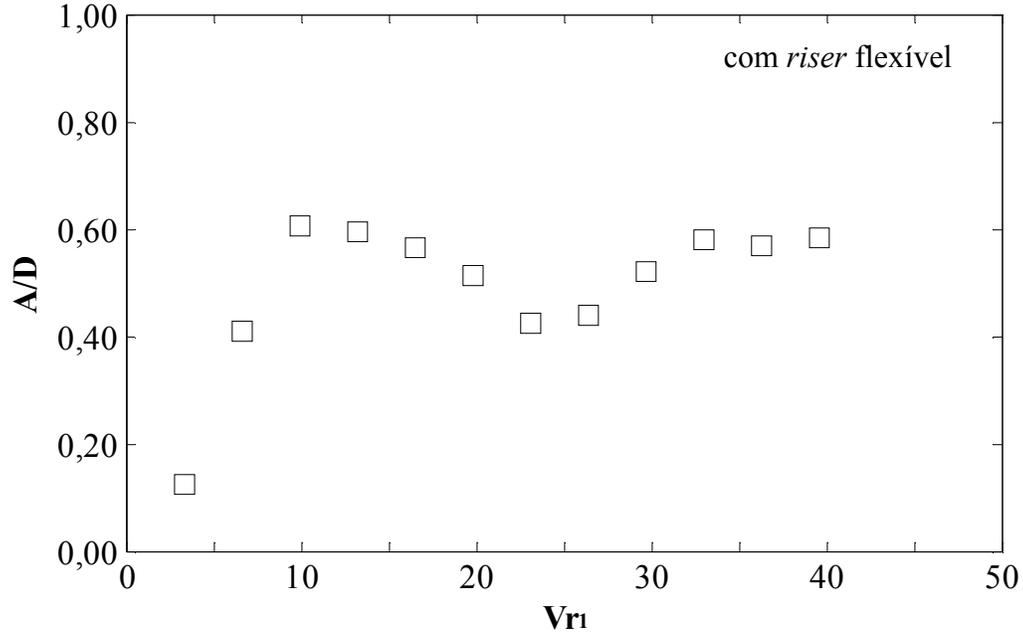


Figura 28 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}), na bóia de sub-superfície. Configuração com *riser* flexível.

A Figura 28 apresenta as máximas amplitudes de movimento na direção transversal da bóia de sub-superfície para diferentes velocidades de correnteza. Nota-se que o comportamento apresentado é semelhante ao observado para as simulações sem o *riser* flexível, indicando que o mesmo não interfere no comportamento transversal do sistema quando instalado no plano do escoamento. Os máximos movimentos também foram observados para as condições onde a frequência de desprendimento de vórtices é próxima da frequência natural do sistema.

A Figura 29 apresenta os máximos movimentos do sistema na direção *inline* e transversal considerando três velocidades de correnteza. As tendências observadas estão de acordo com as observadas para a configuração sem o *riser* flexível (Figura 18). Conforme esperado, os deslocamentos na direção *inline* são maiores quando comparados com a configuração sem *riser* flexível uma vez que o mesmo exerce uma força horizontal nesta direção do sistema, deslocando-o.

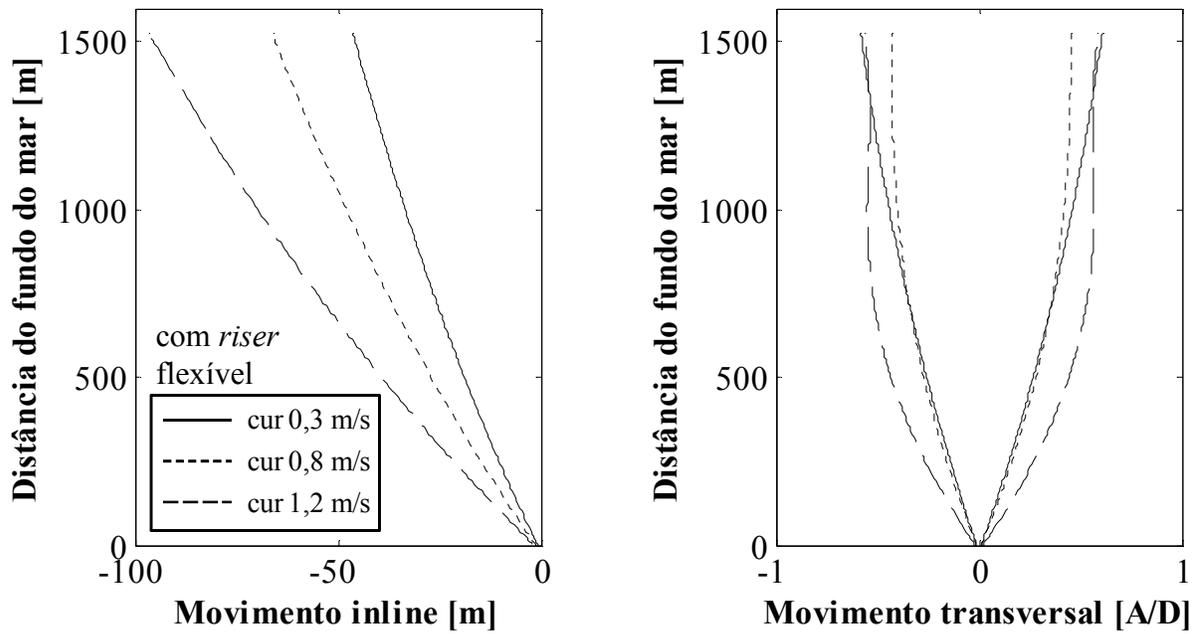


Figura 29 – Máximos movimentos *inline* e transversal do sistema. Condição apenas correnteza.

A Figura 30 e a Figura 31 apresentam os movimentos *inline* e transversal em diversas localizações do sistema ao longo dos 2400 s de simulação.

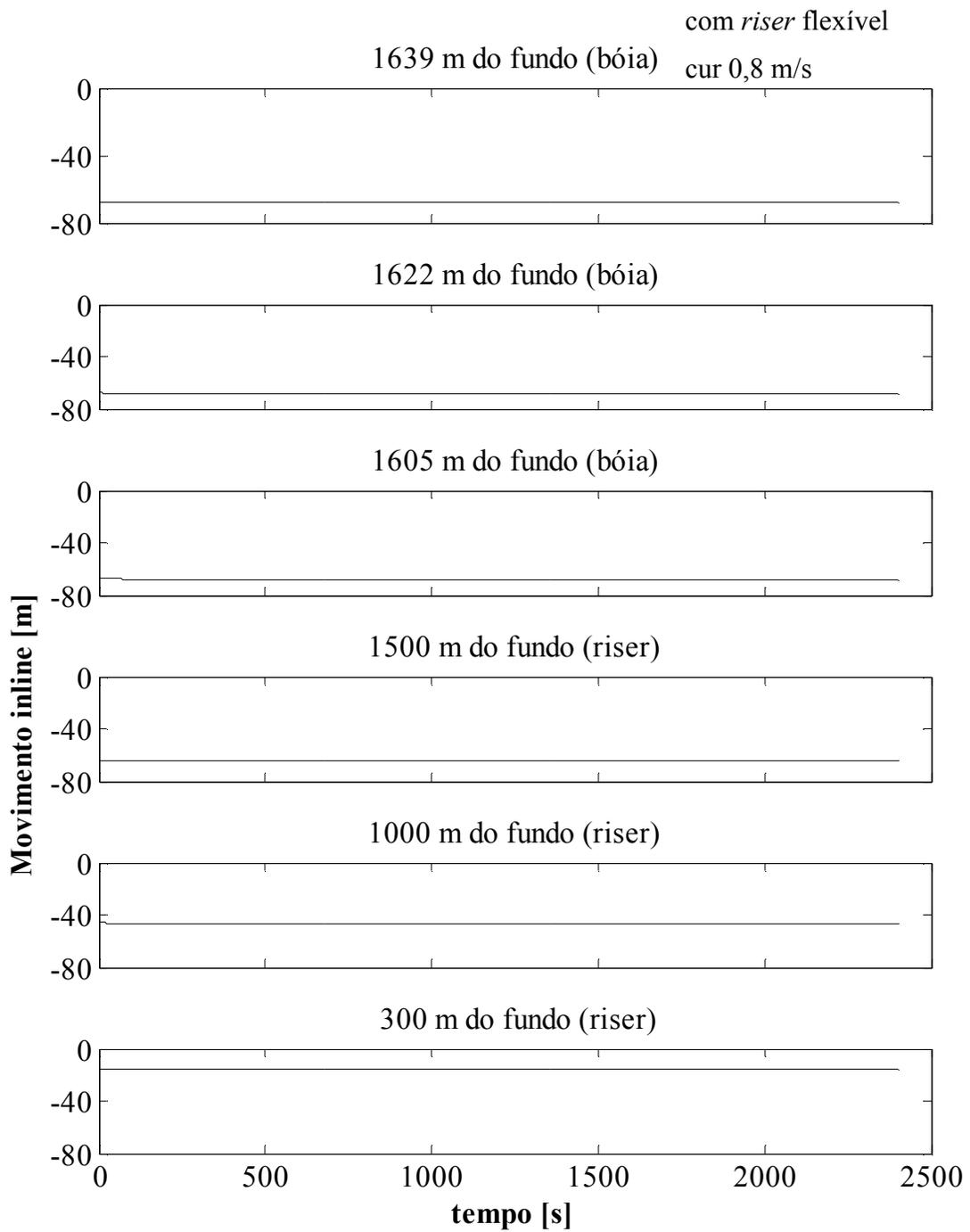


Figura 30 – Movimento *inline* de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.

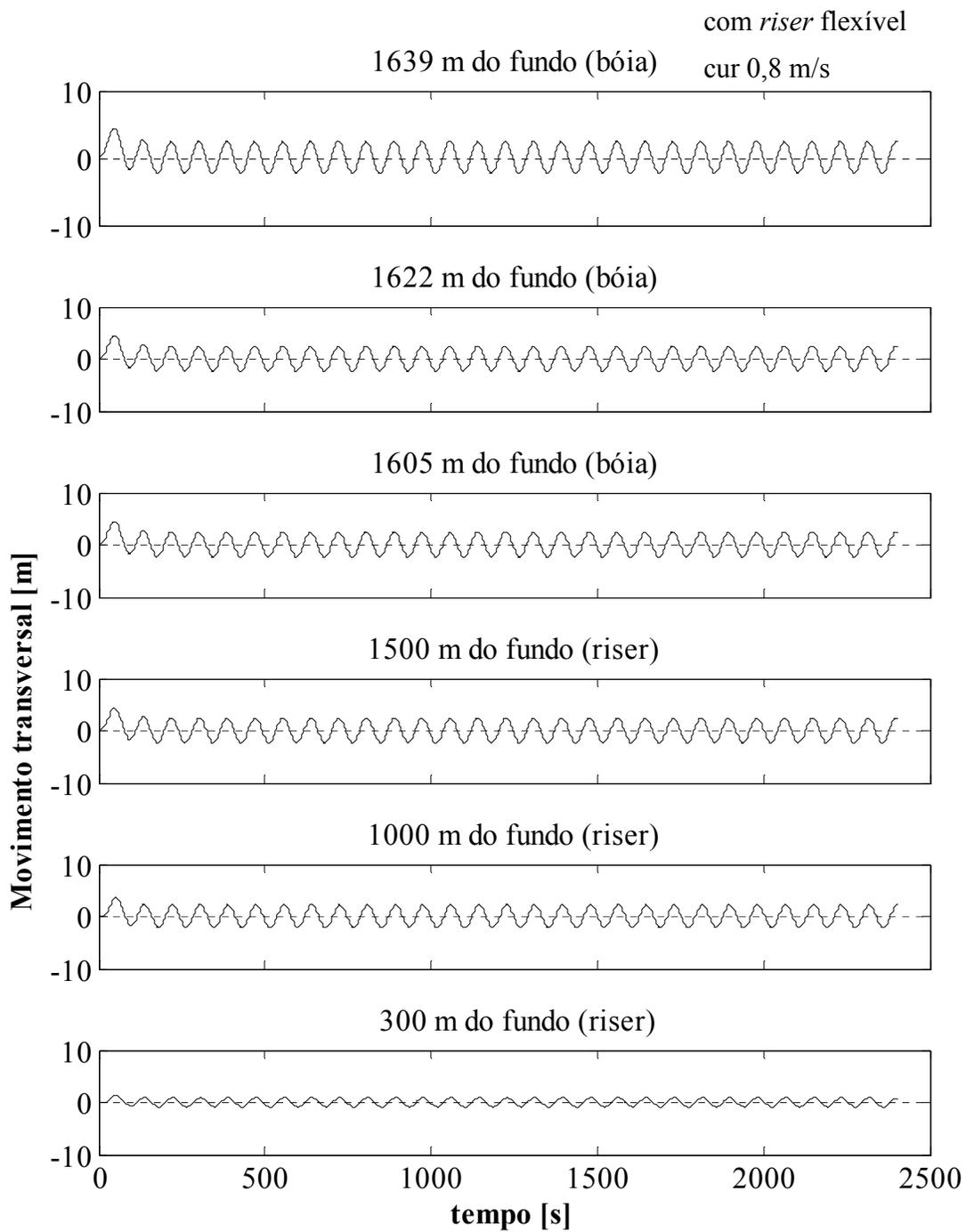


Figura 31 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema. Correnteza de 0,8 m/s.

5.2.2. Efeito da onda regular

De maneira análoga à configuração sem *riser* flexível, foram realizadas diversas simulações considerando diferentes carregamentos de onda para a configuração com *riser* flexível.

Conforme já mencionado, o fenômeno de desprendimento de vórtices em escoamento oscilatório está relacionado com o parâmetro KC , que por sua vez depende de propriedades do escoamento (velocidade e período) e do diâmetro da estrutura. Portanto, a presença do *riser* flexível no sistema não influencia no escoamento ao redor da bóia de sub-superfície. Logo, não houve desprendimento de vórtices para os casos analisados.

5.2.1. Condição onda e correnteza

Também foi analisado o comportamento do sistema sujeito ao carregamento conjunto de onda regular e correnteza atuando na região da bóia de sub-superfície. Para todas as simulações realizadas a onda regular utilizada possui altura de 8 m e período de 12 s, representando uma condição típica. É importante ressaltar que nas simulações realizadas não se considerou o movimento da unidade flutuante induzido pela ação da onda regular.

A Tabela 13 apresenta os valores de coeficientes utilizados nas simulações bem como as respostas de máxima amplitude na direção transversal e frequência de desprendimento de vórtices do sistema.

Tabela 13 – Simulações realizadas. Configuração com *riser* flexível.

	U [m/s]	Vr ₁	C _L	St	A/D	fs [Hz]
H8T12_Cur01_rf	0,10	3,30	1,50	0,120	0,07904	0,002182
H8T12_Cur02_rf	0,20	6,60	0,97	0,100	0,31237	0,003636
H8T12_Cur03_rf	0,30	9,90	0,63	0,093	0,51268	0,005073
H8T12_Cur04_rf	0,40	13,21	0,54	0,089	0,53365	0,006473
H8T12_Cur05_rf	0,50	16,51	0,53	0,086	0,51586	0,007818
H8T12_Cur06_rf	0,60	19,81	0,50	0,084	0,47658	0,009164
H8T12_Cur07_rf	0,70	23,11	0,42	0,083	0,38956	0,010564
H8T12_Cur08_rf	0,80	26,41	0,45	0,082	0,40823	0,011927
H8T12_Cur09_rf	0,90	29,71	0,56	0,081	0,49730	0,013255
H8T12_Cur10_rf	1,00	33,02	0,62	0,080	0,54568	0,014545
H8T12_Cur11_rf	1,10	36,32	0,60	0,080	0,54158	0,016000
H8T12_Cur12_rf	1,20	39,62	0,60	0,080	0,54157	0,017455

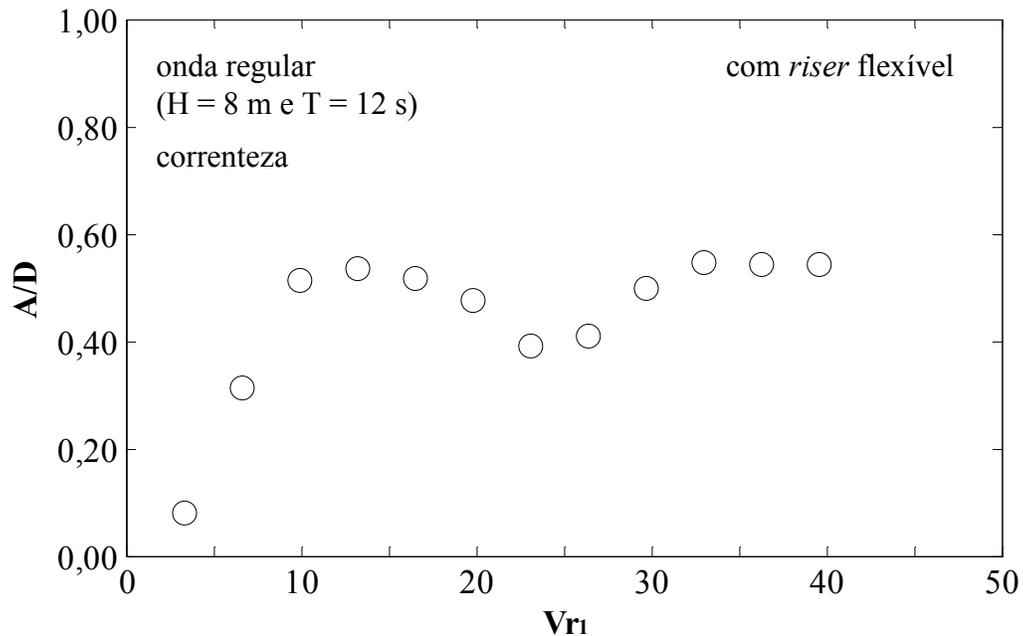


Figura 32 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (Vr₁), na bóia de sub-superfície. Configuração com *riser* flexível.

A máxima amplitude transversal para as diferentes velocidades de correnteza também pode ser observada na Figura 32. A tendência observada é a mesma já mencionada para o caso sem o *riser* flexível. Assim, observa-se que o *riser* flexível instalado no plano do escoamento não influencia de maneira significativa o comportamento transversal do sistema. Ao final do Capítulo serão apresentadas mais análises para suportar esta afirmação.

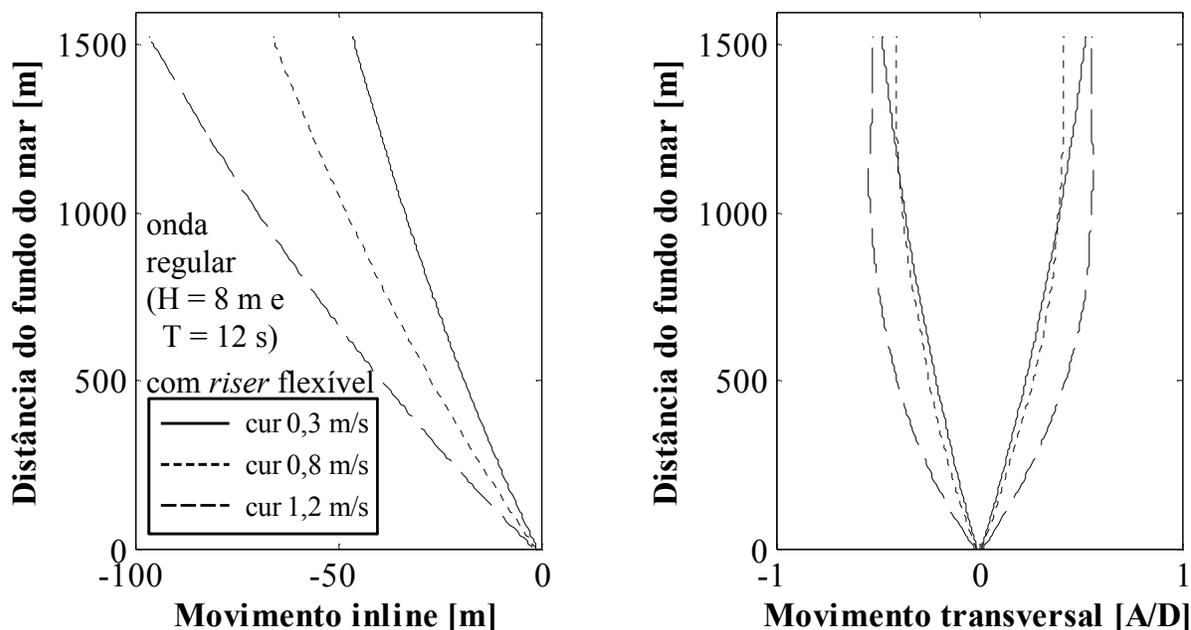


Figura 33 – Máximos movimentos *inline* e transversal do sistema.

Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de diferentes velocidades.

A Figura 33 apresenta as máximas envoltórias de deslocamento *inline* e transversal para três condições de carregamento ambiental. As tendências observadas são as mesmas para a condição apenas correnteza, o que demonstra que a efeito combinado de onda e correnteza não influencia a tendência de resposta do sistema.

A Figura 34 e a Figura 35 apresentam as séries temporais de movimento nas direções *inline* e transversal para diferentes pontos observados no sistema. Os resultados observados apresentam comportamento semelhante aos resultados obtidos para a condição apenas correnteza.

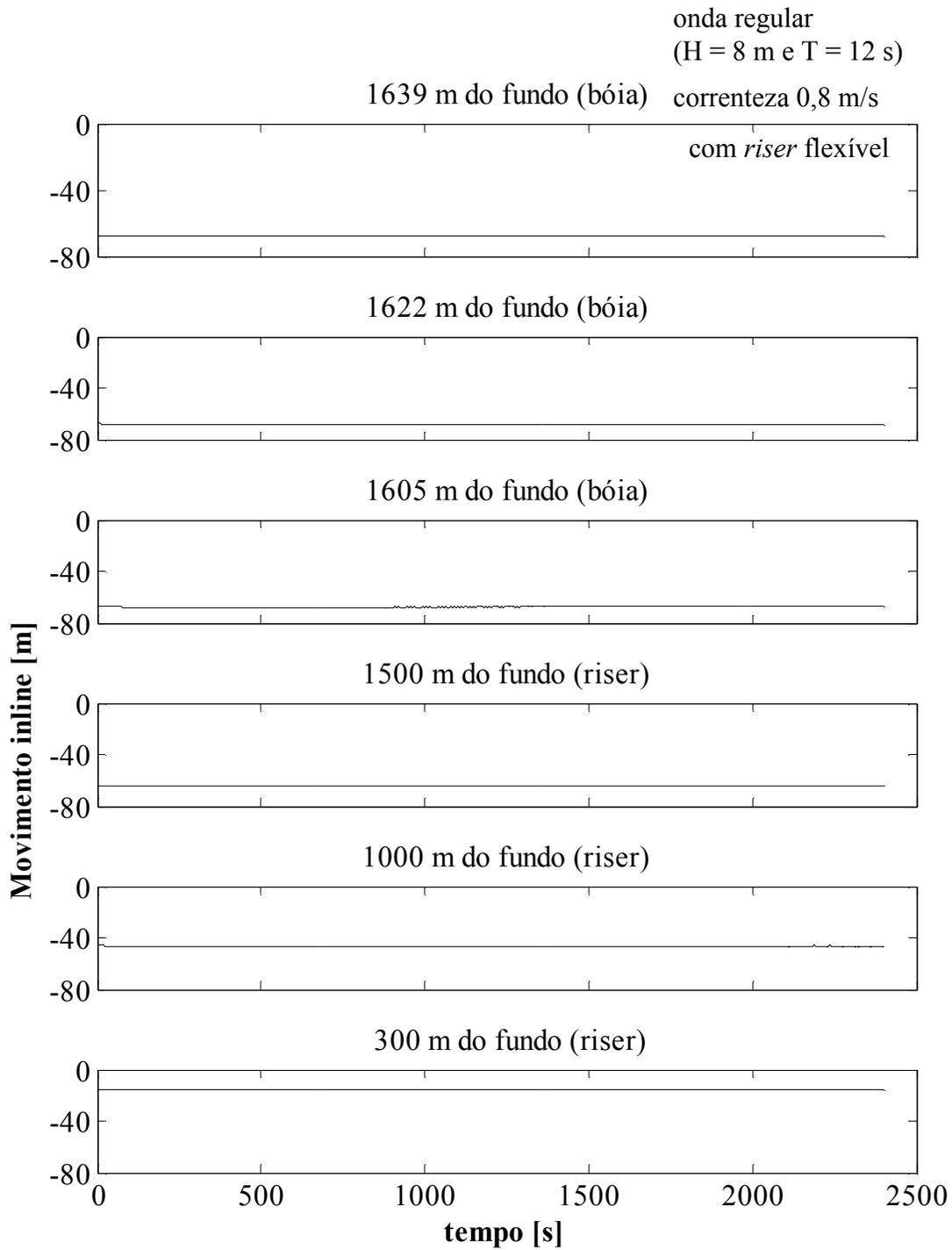


Figura 34 – Movimento *inline* de diferentes posições do sistema.
Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.

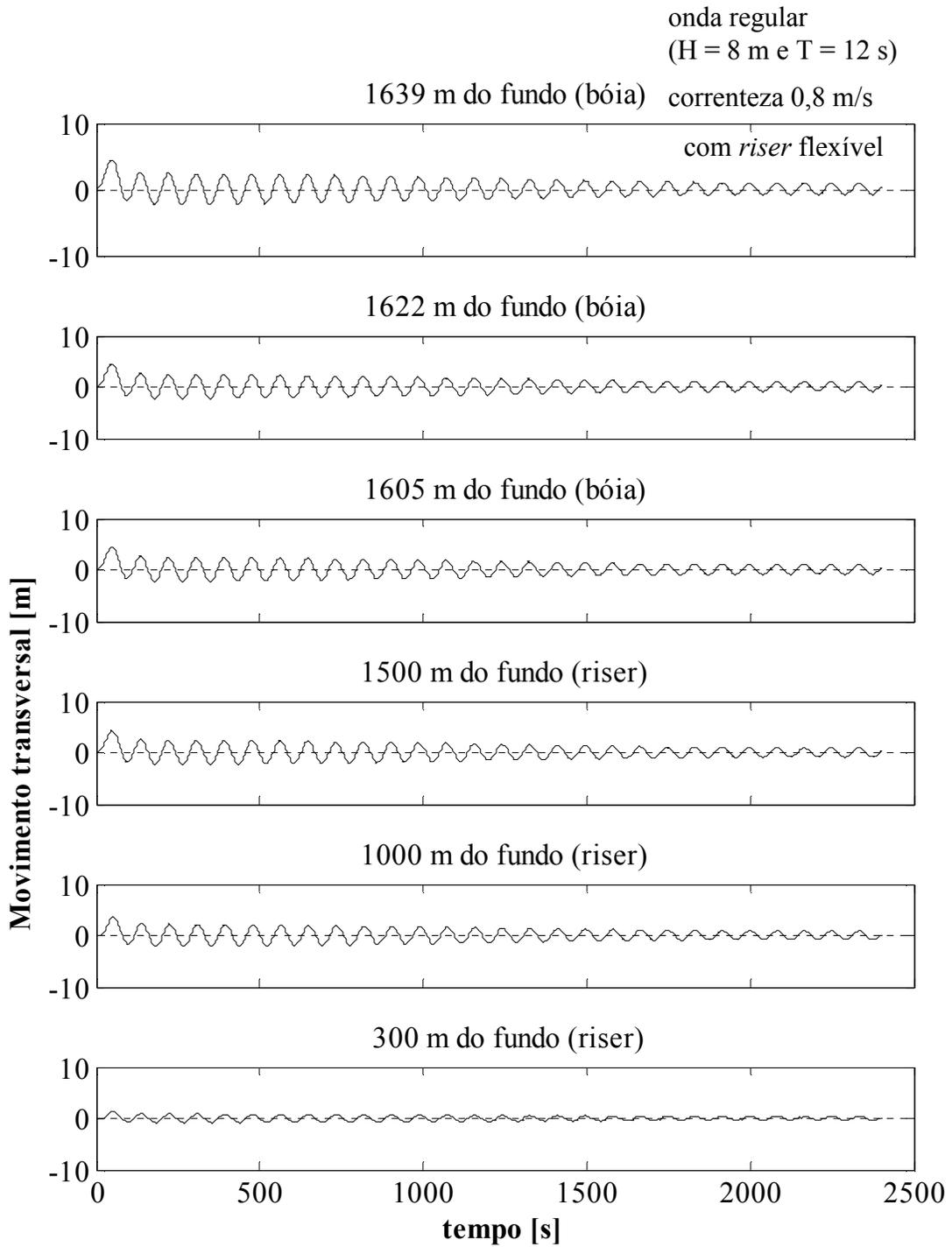


Figura 35 – Movimento transversal de diferentes posições do sistema.
Onda regular de altura 8 m e período de 12 s. Correnteza de 0,8 m/s.

5.3. Efeito do *riser* flexível no comportamento do sistema

Comparando os resultados obtidos pelas configurações com e sem *riser* flexível sujeitas ao mesmo carregamento ambiental é possível avaliar a influência do *riser* flexível no comportamento do sistema.

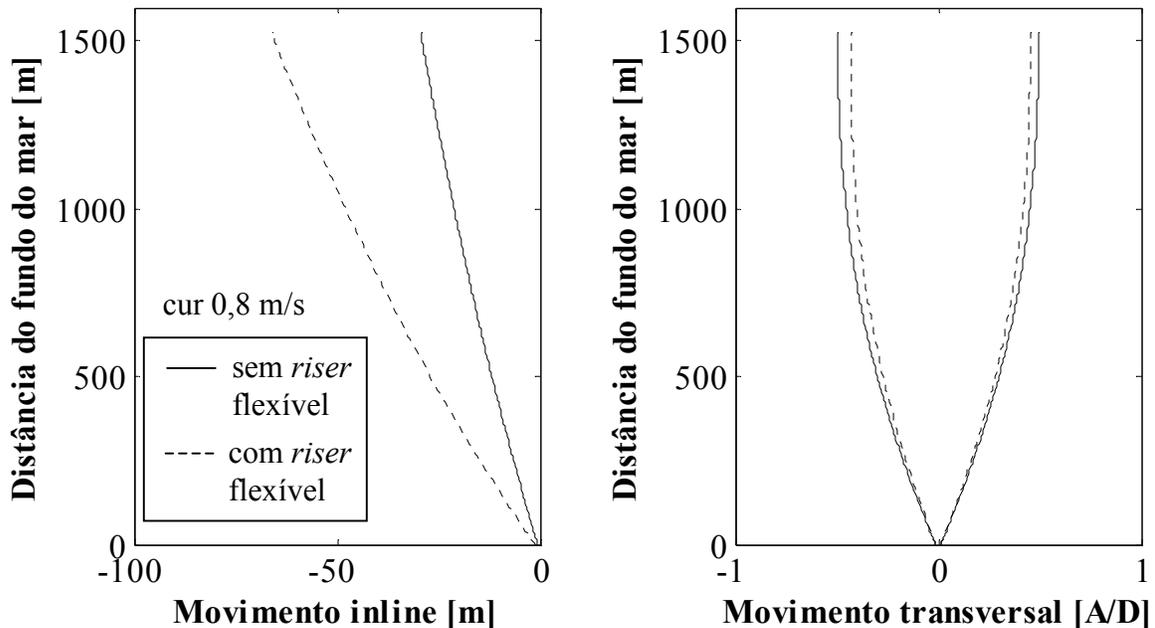


Figura 36 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos nas direções *inline* e transversal. Condição com apenas correnteza de 0,8 m/s.

A Figura 36 apresenta a comparação dos máximos e mínimos movimentos nas direções *inline* e transversal para os sistemas sujeitos a carregamento de correnteza de 0,8 m/s atuando na região da bóia de sub-superfície. Observa-se no topo do sistema com *riser* flexível um aumento de 125 % na direção *inline*, e também uma diminuição de 0,06 D (seis centésimos do diâmetro da bóia de sub-superfície) na direção transversal devido ao aumento da tração do sistema.

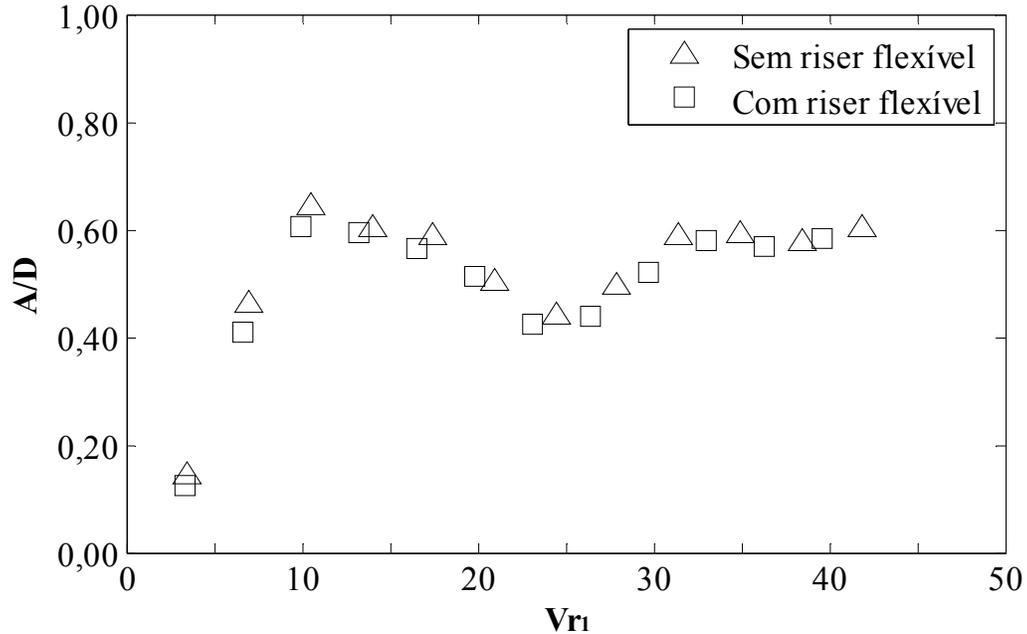


Figura 37 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (Vr_1) para as condições com e sem *riser* flexível. Condição com apenas correnteza.

A máxima amplitude adimensional (A/D) na direção transversal é comparada na Figura 37 em função do parâmetro Vr_1 . Simulando ambos os sistemas com uma correnteza de mesma velocidade, obtêm-se valores diferentes de Vr_1 uma vez que este parâmetro é função também do período natural do sistema. Comparando a tendência dos resultados obtidos pelas configurações com e sem *riser* flexível, observa-se que a sua presença não influencia de maneira significativa o movimento transversal do sistema.

Análise similar pode ser realizada para a condição ambiental de onda regular e correnteza. A Figura 38 apresenta os máximos e mínimos movimentos observados nas direções *inline* e transversal. Observa-se um aumento de 125% na direção *inline* e uma diminuição de 0,05 D na direção transversal. Tais valores são próximos aos obtidos pela análise anterior, o que reforça a idéia de que o efeito direto da onda regular é desprezível na bóia de sub-superfície e *riser* rígido vertical. Vale lembrar que as análises não contemplam os movimentos da plataforma. Em todas as simulações a plataforma de produção encontra-se ancorada em sua posição neutra.

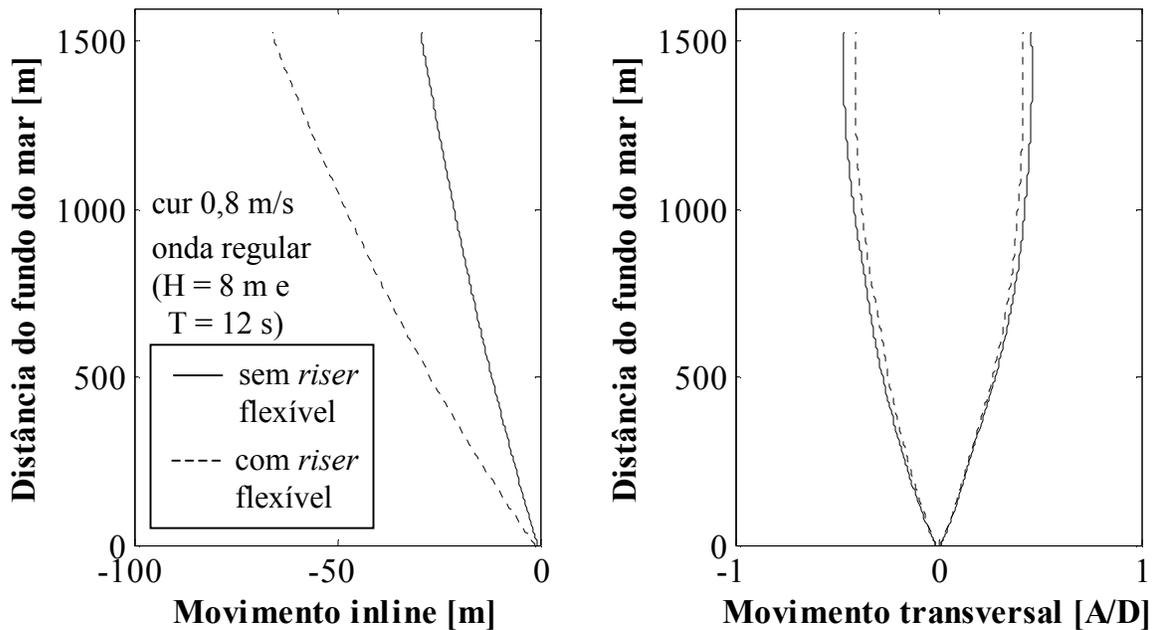


Figura 38 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos nas direções *inline* e transversal. Condição com onda regular ($H = 8$ m e $T = 12$ s) e correnteza de 0,8 m/s.

Como foi verificado que o efeito da onda regular é desprezível nos movimentos do sistema analisado, é esperada que a tendência das máximas amplitudes transversal para diferentes velocidades de correnteza seja a mesma para a condição sem onda (Figura 37). Analisando a tendência da Figura 39 observa-se o efeito do *riser* flexível instalado na direção do escoamento não é significativo para o movimento transversal do sistema. Nota-se que a análise é realizada observando as amplitudes adimensionais em função do parâmetro V_{r1} , que é função da velocidade do escoamento, do diâmetro da estrutura e da frequência natural do sistema. Como a frequência natural é diferente para as duas configurações simuladas e os demais parâmetros são iguais, o valor de V_{r1} é diferente.

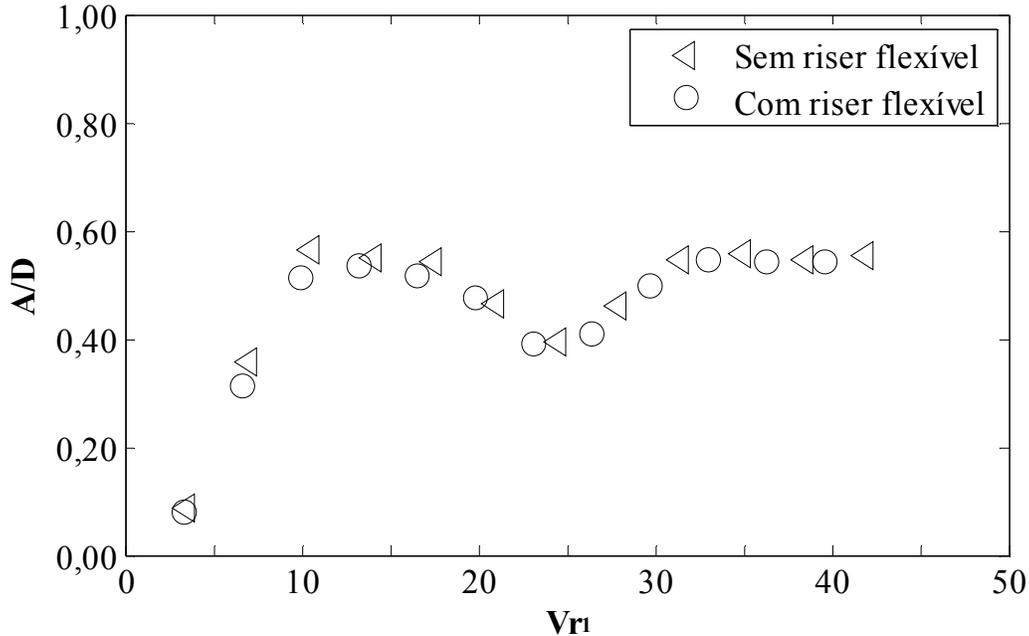


Figura 39 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (V_{r1}) para as condições com e sem *riser* flexível. Condição com onda regular ($H = 8$ m e $T = 12$ s) e correnteza.

Tomando como base de comparação a condição com velocidade de correnteza 0,8 m/s e onda regular ($H = 8$ m e $T = 12$ s), temos, respectivamente, $V_{r1} = 27,95$ e $V_{r1} = 26,41$ para as condições sem e com *riser* flexível. Portanto, uma nova simulação para a condição com *riser* flexível foi realizada. Desta vez, alterando a velocidade de correnteza para que o parâmetro V_{r1} seja igual para as duas condições ($V_{r1} = 27,95$). A velocidade de correnteza obtida é de 0,8467 m/s. A comparação dos máximos movimentos transversal obtido nas duas simulações é apresentada na Figura 40. Observa-se que os resultados são praticamente coincidentes, apresentando uma diferença de no máximo 5% entre si. Este resultado evidencia que, com os carregamentos ambientais utilizados, o *riser* flexível não influencia de maneira significativa o movimento transversal do sistema estudado.

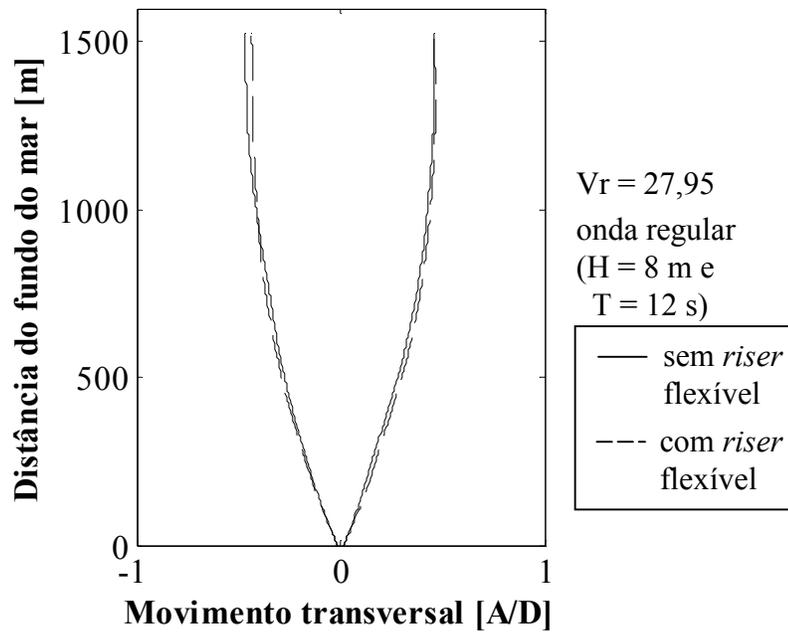


Figura 40 – Comparação dos máximos e mínimos movimentos na direção transversal. Condição com $V_{r1} = 27,95$. Onda regular (H = 8 m e T = 12 s) e correnteza de 0,8 m/s e 0,8467 m/s, respectivamente, para as configurações sem e com riser flexível.

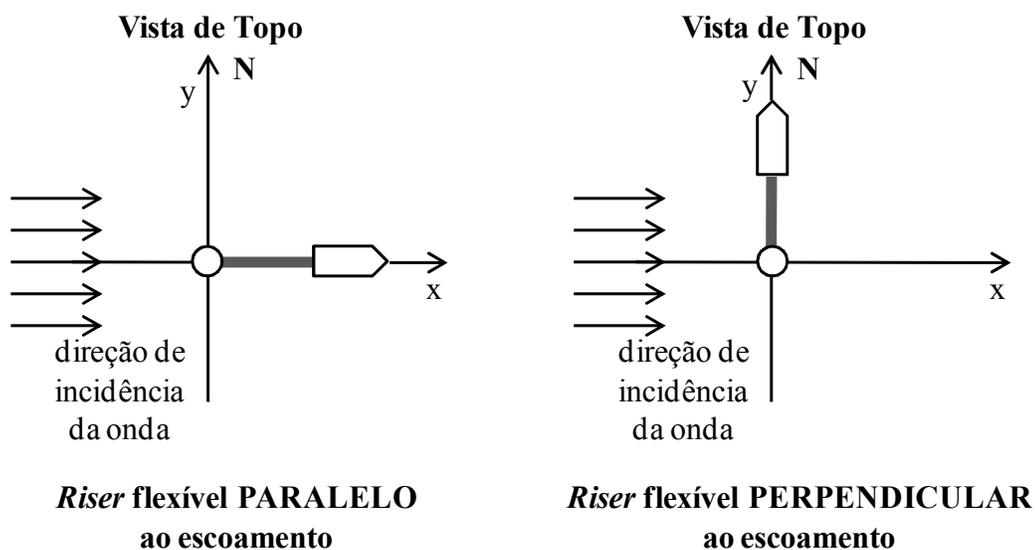


Figura 41 – Representação esquemática das diferentes condições simuladas.

Outra questão a ser considerada é o efeito do *riser* flexível caso ele seja instalado em uma direção diferente ao escoamento. Com este intuito, foram realizadas simulações numéricas utilizando as mesmas condições ambientais de onda e correnteza, no entanto considerando o *riser* flexível como sendo instalado na direção perpendicular ao escoamento. A Figura 41 ilustra esquematicamente o sistema simulado e a sua diferença para análises anteriores.

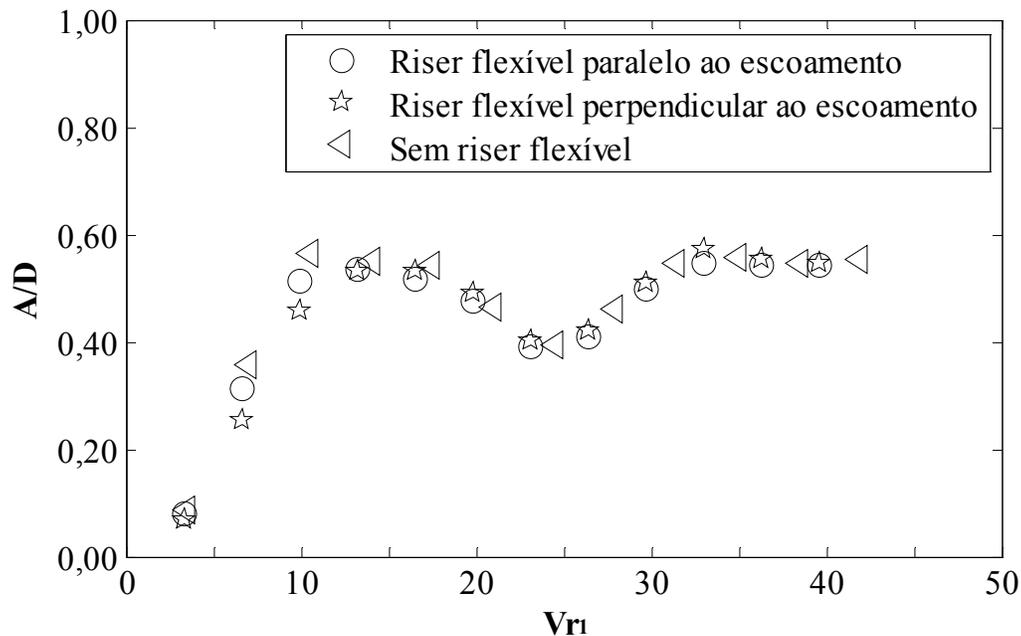


Figura 42 – Amplitude adimensional na direção transversal (A/D) em função da velocidade reduzida (Vr_1) para o *riser* flexível paralelo e perpendicular ao escoamento. Condição com onda regular ($H = 8$ m e $T = 12$ s) e correnteza.

A Figura 42 apresenta as máximas amplitudes de deslocamento da direção transversal para a configuração sem *riser* flexível, com o *riser* flexível instalado na direção perpendicular e paralela ao escoamento. Observa-se que a mudança do ângulo de instalação do *riser* flexível influenciou da ordem de 20% o comportamento do sistema para baixos valores de velocidade reduzida ($Vr < 10$). Para a condição de *lock-in* ($Vr_1 \approx 13$) os resultados praticamente coincidem-

se. Já para velocidades reduzidas maiores, as amplitudes ficaram da ordem de 5% maiores. De um modo geral, o riser flexível apresenta baixa influência na direção transversal do sistema.

Capítulo 6

Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos

O presente trabalho contempla o estudo do comportamento dinâmico de um sistema de *Riser* Híbrido Auto-Sustentável para produção de petróleo em águas ultraprofundas sujeito a ação combinada de esforços ambientais (onda e correnteza) e aos efeitos de VIM.

Foi analisado o efeito de VIM no sistema através de simulações no computador. Foi adotada a abordagem semi-empírica para estimativa de esforços de onda e correnteza, e apresentou-se um procedimento para estimativa de coeficientes hidrodinâmicos obtidos a partir de experimentos com modelos em escala reduzida em configurações similares.

Foram realizadas simulações considerando apenas correnteza como carregamento ambiental e também simulações considerando o efeito combinado de onda e correnteza. As principais conclusões obtidas para o sistema analisado são:

- As máximas amplitudes de vibração na direção transversal do sistema foram observadas para as condições onde a frequência de desprendimento de vórtices é próxima da frequência natural, conforme esperado pela teoria.
- O efeito de onda regular não é significativo ao trecho vertical do sistema (*riser* rígido e bóia de sub-superfície). O que já era esperado uma vez que o trecho encontra-se instalado a uma profundidade onde a energia de onda é relativamente pequena.
- O uso de um *riser* flexível no sistema praticamente não influencia o movimento transversal do sistema, quando considerados carregamentos de onda regular e correnteza de perfil uniforme atuando na região da bóia.

- O ângulo de instalação do *riser* flexível influenciou em cerca de 20% a amplitude de vibração transversal da bóia para as condições onde a frequência de desprendimento de vórtices é menor que a frequência natural do sistema ($Vr < 10$).

Por se tratar de um sistema de comportamento complexo e pouco explorado, é esperado que novos desenvolvimentos e análises sejam realizados considerando carregamentos ambientais mais complexos.

Com base nas dificuldades encontradas ao longo do trabalho, serão realizadas sugestões de atividades futuras (desenvolvimentos e experimentos) para compreensão de fenômenos e comportamentos que não foram abordados no presente trabalho.

- Sugere-se a realização de experimentos para verificar a influência da razão de aspecto (L/D) e número de Reynolds (Re) na obtenção dos coeficientes hidrodinâmicos, principalmente St , C_L e C_D . Observa-se uma tendência no uso de estruturas de baixa razão de aspecto e grandes dimensões em sistemas de *riser* de produção de petróleo.
- Sugere-se a realização de experimentos com o intuito de explorar mais valores de velocidade reduzida (Vr). Assim, um melhor ajuste dos coeficientes pode ser obtido.
- Sugere-se a realização de experimentos considerando perfil de correnteza atuando em todo o comprimento do sistema, de modo a avaliar os efeitos de VIM e VIV simultaneamente.
- Sugere-se a realização de experimentos para avaliar o efeito da oscilação axial do sistema. Outro fator que deve ser avaliado é o efeito da tração que a bóia proporciona ao sistema. Para isto, recomenda-se uma reanálise considerando alagado alguns compartimentos da bóia de sub-superfície.
- Sugere-se uma investigação da influência de outros coeficientes hidrodinâmicos como, por exemplo o C_A , e de outros parâmetros adimensionais (Re) no comportamento do sistema.

- Sugerem-se simulações considerando correntezas de perfil uniforme e de perfil variável, em todo o comprimento vertical do sistema. Também se sugere a utilização de correntezas multidirecionais, ou seja, com a direção de incidência variando em função da profundidade.
- Sugerem-se simulações com diferentes ângulos de instalação do *riser* flexível, principalmente para baixos valores de V_r .
- Sugerem-se simulações considerando o efeito exercido pelo movimento da unidade flutuante de produção.
- Por fim, simulações considerando o efeito combinado de todos estes carregamentos de forma a simular um cenário mais realista de produção de petróleo.

Bibliografia

- ALLIOT, V., LEGRAS, J. L. Lessons Learned From the Evolution and Development of Multiple-Lines Hybrid Riser Towers for Deep Water Production Applications. In: Offshore Technology Conference, Houston, USA, 2005.
- API, Recommended Practice 2SK (API RP 2SK). Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures. American Petroleum Institute, 3ª Edição. 2005.
- BAE, Y. S. e BERNITSAS, M. M. *Importance of Nonlinearities in Static and Dynamic Analyses of Marine Risers*. In: *5th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Hague, USA, 1995. Vol 2, pp 209-218.
- BASU, A. K. *Iterative Frequency Domain Solution for Nonlinear Riser Response*. In: *5th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Hague, USA, 1995. Vol 2, pp 219-226.
- BEARMAN, P. W.; GRAHAM, J. M. R. Vortex Shedding from Bluff Bodies in Oscillatory Flow: A Report on Euromech 119. *Journal of Fluid Mechanics*, Volume 99, part 2, pages 225-245, 1980.
- CHIESA, G.; CASOLA, F.; PIONETTI, F. R. Bundle Hybrid Offset Riser (BHOR): An Advanced Solution for Improved Riser Tower System Install ability and Operability in Deepwater West of Africa. In: Offshore Technology Conference (OTC), Houston, USA, 2004.
- FACCHINETTI, M. L.; de LANGRE, E.; BIOLLEY, F. Coupling of Structure and Wake Oscillators in Vortex-Induced Vibrations. *Journal of Fluids and Structures*, Volume 19, pages 123-140, 2004.

- FARFAN, D. C. Estudo do Comportamento Estático e Dinâmico de um Riser Vertical com Bóia de Subsuperfície. 2005. 97p. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas.
- FERRARI JR., J. A. Hydrodynamic Loading and Response of Offshore Risers. Tese de Doutorado. Imperial College of Science, Technology and Medicine (Universidade de Londres), Londres, 1998.
- FERRARI JR., J. A.; BEARMAN, P. W. Hydrodynamic Loading and Response of Offshore Risers. In: Proceedings of 18th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE). St John's, Canada, 1999.
- FISHER, E. A.; BERNER, P. C. Non-Integral Production Riser for the Green Canyon Block 29 Development. In: Offshore Technology Conference (OTC), Houston, USA, 1988.
- FOX, T. A.; WEST, G. S. *Fluid-Induced Loading of Cantilevered Circular Cylinders in a Low-Turbulence Uniform Flow. Part 1: Mean loading with Aspect Ratios in the Range 4 to 30. Journal of Fluids and Structures*, Volume 7, 1-14, 1993.
- KUBOTA, H. Y.; MOROOKA, C. K.; FERRARI JR, J. A.; NISHIMOTO, K. Cálculo Quase 3D do Comportamento Dinâmico de “Riser” Rígido de Produção. In: 19º Congresso Nacional de Transportes Marítimos, Construção Naval e Offshore (SOBENA), Rio de Janeiro, Brasil, 2002.
- MAEDA, K., UTO, S. e KURODA, T, *Model Tests of Riser Híbrido Auto-Sustentável*. Relatório Técnico Restrito dos Experimentos OCN-07-01, *National Maritime Research Institute - NMRI*, Tóquio, Japão. 2007.
- MENEGHINI, J. R. Projetos de Pesquisa no Tópico Geração e Desprendimento de Vórtices no Escoamento ao Redor de Cilindros. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Livre-Docência. 2002.

- MOROOKA, C. K.; COELHO, F. M.; RIBEIRO, E. J. B.; FERRARI Jr., J. A. e FRANCISS, R. *Dynamic Behavior of a Vertical Riser and Service Life Reduction*. In: *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Halkidiki, Grécia, 2005.
- MOROOKA, C. K.; IDEHARA, A. Y., MATT, C. G. C. In Line and Cross-flow Behavior of a Free-Spanning Pipeline. In: *Proceedings of 26th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE)*. San Diego, USA, 2007.
- MOROOKA, C. K., TSUKADA, R. I., da SILVA, S., FRANCISS, R., MATT, C. G. C. Model Test of a Steel Catenary Riser in a Towing Tank. In: *Proceedings of 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE)*. Honolulu, USA, 2009.
- MOURELLE, M. M., GONZALEZ, E. C., JACOB, B. P. ANFLEX – Computational System for Flexible and Rigid Riser Analysis. In: *Proceedings of International Offshore Engineering*, John Wiley & Sons, pp. 441-457, Chichester, New York, 1995.
- OKAMOTO, T., YAGITA, M. The Experimental Investigation on the flow Past a Circular Cylinder of Finite Length Placed Normal to the Plane Surface in a Uniform Stream. Vol. 16, no. 95, 1973.
- PANTAZOPOULOS, M. S. Vortex-Induced Vibration Parameters: Critical Review. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*. Osaka, Japan. 1994.
- PEREIRA, P. S. D.; MAEDA, K.; MOROOKA, C. K.; TAMURA, K.; ITOH, K. Experimental Study on a Self-Standing Hybrid Riser System Throughout Tests on a Deep-Sea Model Basin. In: *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Halkidiki, Greece, 2005.
- PEREIRA, P. S. D.; MOROOKA, C. K.; SHIGUEMOTO, D. A.; COELHO, F. M. Self Standing Hybrid Riser System in Waves and Current. In: *25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Hamburg, Germany, 2006a.

- PEREIRA, P. S. D.; MOROOKA, C. K.; SHIGUEMOTO, D. A. e COELHO, F. M. Análise da Sistemática de Projeto para um Riser Híbrido de Uso em Águas Ultraprofundas. In: Rio Oil & Gas Conference, Rio de Janeiro Brasil, 2006b.
- RIBEIRO, E. J. B. Análise Global do Riser Rígido Vertical de Produção em Plataformas Spar Buoy. 1999. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.
- RODRIGUES, G. J. O., CARDOSO, D. C. T., LIMA, B. S. L. P., JACOB, B. P., FERNANDES, A. C. An Analytical/Numerical Procedure for Structural Analysis of Hybrid Riser Systems. In: 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Halkidiki, Grécia, 2005.
- ROVERI, F. E.; PESSOA, P. R. F. Free Standing Hybrid Riser for 1800 m Water Depth. In: 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Halkidiki, Grécia, 2005.
- ROVERI, F. E.; VELTEN FILHO, A. G.; MELLO, V. C.; MARQUES, L. F. The Roncador P-52 Oil Export System – Hybrid Riser at 1800m Water Depth. In: Offshore Technology Conference (OTC), Houston, USA, 2008.
- SERCEAU, A.; PELLEAU, R. The Girassol Development: Project Challenges. In: Offshore Technology Conference (OTC), Houston, USA, 2002.
- SARPKAYA, T., ISAACSON, M., *Mechanics of wave forces on offshore structures*. Van Nostrand Reinhold Company, Nova Iorque. 1981.
- SARPKAYA, T. Force on a circular cylinder in a viscous oscillatory flow at low Keulegan-Carpenter number. *Journal of Fluid Mechanics*, Volume 165, pages 61-71. 1986.
- SERTA, O. B., LONGO, C. E. V., ROVERI, F. E. Riser Systems for Deep and Ultra-Deepwaters. In: Offshore Technology Conference, Houston, USA, 2001.

- SHIGUEMOTO, D.A.; FORTALEZA, E. L. F.; MOROOKA, C. K. Vortex Induced Motions of Subsurface Buoy with a Vertical Riser: A Comparison Between Two Phenomenological Models. In: 23° Congresso Nacional de Transportes Marítimos, Construção Naval e Offshore (SOBENA), Rio de Janeiro, Brasil, 2010.
- SUMER, B. M.; FREDSE, J. Hydrodynamics Around Cylindrical Structures. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore. 2006.
- SZEPESSY, S. e BEARMAN, P. W. Aspect ratio and end plate effects on vortex shedding from a circular cylinder. 1992. Journal of Fluid Mechanics. 234, 191-217.
- TAMURA K., MAEDA, K., ITOH, K., *Model Tests of Self-Standing Hybrid Riser*. Relatório Técnico Restrito dos Experimentos OCN-05-02, *National Maritime Research Institute - NMRI*, Tóquio, Japão. 2005.
- TSUKADA, R. I., Comportamento Dinâmico de *Riser* Rígido em Catenária Devido à Vibração Induzida por Vórtices em Águas Profundas. 2009. 128p. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas.
- VIEIRA, L. T., JACOB, B. P., FERNANDES, A. C., FRANCISS, R. Studies on VIV Fatigue Behavior in SCRs of Hybrid Riser Systems. In: 21th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Oslo, Noruega, 2002.
- VIOLETTE, R.; de LANGRE, E.; SZYDLOWSKI, J. Computation of vortex-induced vibrations of long structures using a wake oscillator model: Comparisons with DNS and experiments. Computers and Structures, Volume 85, pages 1134-1141, 2007.
- WILLIAMSON, C. H. K. Sinusoidal flow relative to circular cylinder. Journal of Fluid Mechanics, Volume 155, pages 141-174. 1985.
- YAMAMOTO, C. T.; MENEGHINI, J. R.; SALTARA, F.; FERRARI Jr., J. A. e MARTINS, C. A. Hydroelastic Response of Offshore Risers Using CFD. In: 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brasil, 2001.

ZDRAVKOVICH, M. M.; BRAND, V. P.; MATHEW, G.; WESTON, A. Flow Past Short Circular Cylinders with Two Free Ends. *Journal of Fluids Mechanics*, Volume 203, pages 557-575, 1989.

Anexos

A. Definições e Terminologias

A seguir será apresentada uma breve descrição de algumas definições e terminologias usuais utilizadas no presente trabalho.

- Coeficiente de Massa Adicionada (C_A): Coeficiente hidrodinâmico que relaciona a massa da quantidade de fluido deslocada pelo corpo imerso e a massa do corpo.

$$C_A = \frac{4 \times m_A}{\rho \times \pi \times D^2 \times L} \quad (\text{A.1})$$

sendo m_A a massa adicionada, ρ a densidade do fluido externo, D o diâmetro externo da estrutura e L o comprimento.

- Coeficiente de Arrasto (C_D): Coeficiente hidrodinâmico que relaciona a força de arrasto (força hidrodinâmica na direção do escoamento) e a pressão dinâmica. Pode ser estimada através da seguinte equação:

$$C_D = \frac{F_D}{0,5 \times \rho \times D \times U^2 \times L} \quad (\text{A.2})$$

sendo F_D a força de arrasto aplicada ao cilindro.

- Coeficiente de Sustentação ou *Lift* (C_L): Coeficiente hidrodinâmico que relaciona a força transversal induzida pelo escoamento (força de sustentação) e a pressão dinâmica. Sua obtenção é análoga ao do coeficiente de arrasto.

$$C_L = \frac{F_L}{0,5 \times \rho \times D \times U^2 \times L} \quad (\text{A.3})$$

sendo F_L a força de sustentação na direção transversal do cilindro.

- Número de Reynolds (Re): número adimensional que relacionam as forças viscosas e inerciais atuantes no sistema. É calculada pelo produto da velocidade do escoamento (U) e comprimento característico (D) da estrutura dividido pela viscosidade cinemática do fluido (ν).

$$\text{Re} = \frac{U \times D}{\nu} \quad (\text{A.4})$$

- Número de Strouhal (St): Parâmetro adimensional definido por Rayleigh, 1896, que representa o produto da frequência de despreendimento de vórtices de um cilindro estacionário e infinito e do comprimento característico da esteira de vórtices (normalmente utilizado o diâmetro da estrutura cilíndrica), dividido pela velocidade do escoamento. Sabe-se também que este parâmetro é função do número de Reynolds e rugosidade da tubulação (Sumer e Fredsøe, 2006) além da razão de aspecto (Fox e West, 1993).

$$\text{St} = \frac{f_s \times D}{U} \quad (\text{A.5})$$

- Velocidade Reduzida (Vr): parâmetro adimensional que relaciona a velocidade local do escoamento, a frequência natural da estrutura e o diâmetro externo do cilindro. Nota-se que o subscrito n refere-se à frequência natural associada ao n -ésimo modo de vibração do sistema. Observa-se que na condição de *lock-in* (frequência de despreendimento de vórtices é igual a frequência natural do sistema) a Velocidade Reduzida é dada pelo inverso do número de Strouhal.

$$Vr_n = \frac{U}{f_n \times D} \quad (\text{A.6})$$

- Razão de aspecto (L/D): é a razão entre o comprimento da estrutura e seu diâmetro externo. Normalmente, *risers* apresentam razão de aspecto elevadas (estruturas esbeltas) enquanto que bóias submarinas e plataformas apresentam baixa razão de aspecto. Estruturas com razão de aspecto maior que 15 possuem número de Strouhal semelhante ao medido em um cilindro infinito (Fox e West, 1993).
- Número de Keulegan-Carpenter (KC): relaciona as forças de arrasto e inerciais de um fluido oscilatório. Para um escoamento senoidal, o numerador da equação representa o movimento da partícula fluida, indicando que para baixos valores de KC a movimento da partícula fluida é pequeno quando comparado ao diâmetro da estrutura (Sumer e Fredsøe, 2006).

$$KC = \frac{U_0 \times T}{D} \quad (A.7)$$

sendo U_0 a máxima velocidade e T o período do fluido oscilatório.

- Direção *In-line*: é a direção horizontal do fluxo de correnteza.
- Direção Transversal: é a direção horizontal perpendicular ao fluxo de correnteza.
- Amplitude adimensional (A/D): é a razão entre a amplitude de resposta em uma determinada direção (neste caso, a direção transversal) e o diâmetro externo da estrutura de referência. Para análise de VIV, normalmente este parâmetro é menor que 1,0.
- *Jumper* ou *riser* flexível: *riser* flexível em configuração catenária livre. Usualmente utilizado para conectar o *riser* rígido a uma unidade flutuante de produção em uma configuração de *riser* híbrido.