

**ANÁLISE DINÂMICA DO SISTEMA DICAS EM  
ÁGUAS ULTRA-PROFUNDAS E COMPARAÇÃO  
DE MODELOS HIDRODINÂMICOS  
(Método de Análise de Autovalores)**

João Paulo Julião Matsuura

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

São Paulo  
Julho de 2000

4578-07

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
FACULDADE DE ENGENHARIA

São Paulo  
Julho de 2000

Kazuo Nishimoto

Orientador:

Engenharia Naval

Área de Concentração:

em Engenharia

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

**ANÁLISE DINÂMICA DO SISTEMA DICAS EM  
ÁGUAS ULTRA-PROFUNDAS E COMPARAÇÃO  
DE MODELOS HIDRODINÂMICOS  
(Método de Análise de Autovalores)**

João Paulo Julião Matsuura

## AGRADECIMENTOS

Minha gratidão neste trabalho se estende ao meu orientador, Kazuo Nishimoto, que foi a força motriz por trás deste trabalho; a Luis Octavio Garza-Rios Eychenne, cuja inestimável ajuda permitiu que eu entendesse e trabalhasse com a rotina usada neste trabalho; a Isaias Masetti, pelo contato com o "mundo real" através da PETROBRAS, que acabou se transformando em amizade; a José Augusto Fenteado Aranha, pelas críticas e comentários que ajudaram a tornar este um trabalho melhor.

Essa dissertação é o resultado da pesquisa patrocinada pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP).

Esta tese é dedicada aos meus pais, Oscar e Maria Helena, e aos meus amigos, sem os quais este trabalho seria impossível.

Esta dissertação se propõe a apresentar uma metodologia de representação e análise do comportamento de navios amarrados em alto-mar, desenvolvida pela Universidade de Michigan. Essa metodologia é baseada na análise dos autovalores das equações de movimento do navio, e permite obter resultados qualitativos sobre o comportamento do sistema amarrado. São tecidos alguns comentários sobre os efeitos considerados - tais como correnteza, vento, deriva de ondas, restauração, amortecimento e arrasto do sistema de amarração - na representação do modelo real. Duas aplicações diferentes da metodologia apresentada neste trabalho são desenvolvidas.

A primeira aplicação é uma comparação entre vários modelos hidrodinâmicos que podem ser utilizados para descrever o comportamento de embarcações amarradas em alto-mar. Várias características e parâmetros de cada um dos modelos são comparados, e as vantagens e desvantagens na utilização de cada um deles é ressaltada. As características comuns servem para agrupar os modelos em conjuntos, de forma a facilitar a classificação dos mesmos. É realizada também uma análise de sensibilidade dos parâmetros, a fim de verificar a influência de cada um deles (ou de um conjunto dos mesmos) no comportamento do sistema. O principal interesse nesta análise é identificar os parâmetros mais críticos para o comportamento do sistema de forma a permitir um entendimento maior da influência dos mesmos, assim como um direcionamento - indicando quais parâmetros devem ser calculados com maior precisão do que outros - nas estimativas experimentais dos mesmos.

A segunda aplicação é uma análise de um sistema tipo DICAS, utilizado para aplicações como FSO/FSO, para armazenamento e processamento de petróleo em alto-mar. Alguns parâmetros relevantes ao sistema são selecionados e variados, e a sua influência no comportamento do sistema é verificada. O objetivo final é identificar os parâmetros de maior influência e como eles afetam o comportamento do sistema DICAS.

## RESUMO

## ABSTRACT

The rationale behind this dissertation is to present a representation and analysis methodology for the behavior of ships moored in high seas, developed by the University of Michigan. The methodology is based on the analysis of the eigenvalues of the ship's equations of motion, and allows one to obtain qualitative results about the behavior of the moored system. Some comments are made on the effects considered - such as current, wind, wave drift, and restoration, damping and drag of the mooring system - upon representation of the real moored system. Two different applications of the methodology presented in this work are developed.

The first application is a comparison between various hydrodynamic models that can be used to describe the behavior of ships moored in high seas. Various characteristics and parameters from each model are compared, and the advantages and disadvantages in using each of them is assessed. The common characteristics allow one to join models in groups, easing their classification. A sensitivity analysis is also performed on the parameters, in order to check the influence each of them (or a group of them) has in the system's behavior. The main interest in this analysis is to identify the most critical parameters on order to obtain a greater understanding of them, as well as a focus in their experimental estimates - indicating which parameters are to be calculated more precisely than others.

The second application is an analysis of a DICAS-type mooring system, used for applications such as FSO/FSO, for oil storage and production in high seas. Some parameters relevant to the system are selected and its range is swept, and the influence of each of them in the system's behavior is verified. The final objective is to identify the most influential parameters and how they affect the DICAS system's behavior.

## ÍNDICE GERAL

1	INTRODUÇÃO.....	13
2	MÉTODOS DE ANÁLISE DINÂMICA.....	18
	2.1 SIMULAÇÃO NO DOMÍNIO DO TEMPO.....	19
	2.2 ANÁLISE DOS AUTOVALORES DO SISTEMA DE EQUAÇÕES DE MOVIMENTO.....	21
	2.2.1 Sistema de Equações de Movimento.....	22
	2.2.2 Método de Lyapunov.....	25
3	EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DE NAVIOS AMARRADOS.....	28
	3.1 SISTEMA DE COORDENADAS.....	28
	3.2 EQUAÇÕES DO MOVIMENTO.....	29
	3.3 FORÇAS INERCIAIS HIDRODINÂMICAS.....	31
	3.4 FORÇAS DE CORRENTEZA.....	33
	3.5 FORÇA DE VENTO.....	33
	3.6 FORÇAS DE DERIVA MÉDIA DE ONDAS.....	35
	3.7 FORÇA DE AMARRAÇÃO.....	37
	3.8 FORÇA DE AMORTECIMENTO E ARRASTO NAS LINHAS DE AMARRAÇÃO.....	37
4	DESCRIÇÃO DOS MODELOS HIDRODINÂMICOS.....	40
	4.1 MODELO DE ABKOWITZ (M-A).....	41
	4.2 MODELO DE TAKASHINA (M-T).....	44
	4.3 MODELO DE OBOKATA (M-O).....	45
	4.4 MODELO DE ASA CURTA ESTENDIDO (M-ACE).....	46
5	ANÁLISE DE ESTABILIDADE.....	48
	5.1 COMPARAÇÃO DE MODELOS HIDRODINÂMICOS.....	48
	5.1.1 Características do Sistema e Dados Utilizados.....	48
	5.1.2 Parâmetros Utilizados no M-A.....	49
	5.1.3 Parâmetros Utilizados no M-T.....	51
	5.1.4 Parâmetros Utilizados no M-O.....	51
	5.1.5 Parâmetros Utilizados no M-ACE.....	53

7	
54	5.1.6 Comparação Entre as Curvas de Coeficientes de Forças e Momento Hidrodinâmicos .....
56	5.1.7 Apresentação e Análise dos Resultados.....
58	5.1.8 Análise do Equilíbrio Principal.....
64	Embarcação.....
66	5.1.10 Análise dos Equilíbrios Secundários .....
68	5.2 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE DE PARÂMETROS DOS MODELOS HIDRODINÂMICOS .....
71	5.2.1 Análise do Equilíbrio Principal.....
72	5.2.1.1 Massas Adicionais.....
74	5.2.1.2 Curva de Resistência .....
75	5.2.1.3 Parâmetros Exclusivos do M-A.....
78	5.2.1.4 Parâmetros Exclusivos do M-T.....
81	5.2.1.5 Parâmetros Exclusivos do M-O.....
84	5.2.1.6 Parâmetros Exclusivos do M-ACE.....
84	5.2.2 Análise dos Equilíbrios Secundários .....
85	5.2.2.1 Massas Adicionais.....
86	5.2.2.2 Curvas de Resistência.....
87	5.2.2.3 Parâmetros Exclusivos do M-A.....
96	5.2.2.4 Parâmetros Exclusivos do M-T.....
109	5.2.2.5 Parâmetros Exclusivos do M-O.....
112	5.2.2.6 Parâmetros Exclusivos do M-ACE.....
114	5.3 ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS NO SISTEMA DICAS .....
115	5.3.1 Características do Sistema Analisado.....
117	5.3.2 Direção de Incidência da Correnteza.....
117	5.3.3 Direção de Incidência das Ondas .....
117	5.3.4 Direção de Incidência do Vento .....
122	5.3.5 Pré-tensão.....
125	5.3.6 Peso Linear das Linhas de Amarração.....
128	5.3.7 Profundidade.....
132	CONCLUSÕES GERAIS.....

8	REFERÊNCIAS .....	143
7	7.1 MODELO NUMÉRICO DE CURVA CARACTERÍSTICA.....	136
	7.2 MODELO ANALÍTICO DE RESTAURAÇÃO POR EXTENSÃO PURA.....	137
	7.3 MODELO ANALÍTICO DE CATENÁRIA.....	137
	7.4 MODELO ANALÍTICO HÍBRIDO.....	138
7	APÊNDICE - MODELOS DE REPRESENTAÇÃO DA FORÇA DE AMARRAÇÃO.....	136
	6.1 COMPARAÇÃO DE MODELOS HIDRODINÂMICOS.....	132
	6.2 ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE PARÂMETROS NO SISTEMA DICAS .....	133



## ÍNDICE DE FIGURAS

14	Figura 1: Sistema <i>turret</i> com outro navio amarrado em configuração <i>tandem</i> .....
14	Figura 2: Sistema FPSO com amarração tipo <i>DICAS</i> .....
20	Figura 3: Estrutura do simulador DYNASIM.....
22	Figura 4: Definição gráfica de algumas variáveis.....
27	Figura 5: Implantação do algoritmo de análise de estabilidade através do método de Lyapunov.....
28	Figura 6: Sistemas de coordenadas.....
33	Figura 7: Efeito da viscosidade no momento de Munk.....
38	Figura 8: Definições da catenária ( $q$ é o peso submerso).....
49	Figura 9: Vista superior do arranjo do sistema de amarração utilizado ( $x_p=0,25$ ).....
50	Figura 10: Curva de resistência utilizada para representar $X_{ij}$ nos M-A e M-T.....
52	Figura 11: Coeficientes de forças e momento hidrodinâmico ( $C_{rc}$ , $C_{zc}$ e $C_{sc}$ ) para o M-O.....
54	Figura 12: Coeficientes de forças e momento hidrodinâmico ( $C_{rc}$ , $C_{zc}$ e $C_{sc}$ ) para o M-ACE.....
55	Figura 13: Comparação dos coeficientes de força transversal hidrodinâmica.....
56	Figura 14: Comparação dos coeficientes de momento hidrodinâmico.....
57	Figura 15: Exemplo didático de mapas de estabilidade obtidos neste trabalho.....
58	Figura 16: Mapa do "conjunto de catástrofes" analisando o equilíbrio principal.....
60	Figura 17: Simulação no domínio do tempo dos M-A e M-T; $D_{cosL}=0,45$ e $\alpha=180^\circ$ .....
61	Figura 18: Simulação no domínio do tempo dos M-O e M-ACE; $D_{cosL}=0,45$ e $\alpha=180^\circ$ .....
62	Figura 19: Simulação no domínio do tempo dos M-A e M-T; $D_{cosL}=0,45$ e $\alpha=135^\circ$ .....
63	Figura 20: Simulação no domínio do tempo dos M-O e M-ACE; $D_{cosL}=0,45$ e $\alpha=135^\circ$ .....
65	Figura 21: Efeito das derivadas rotacionais nos mapas de catástrofe.....
66	Figura 22: Biturcações estáticas (equilíbrios secundários); $\alpha=180^\circ$ .....
72	Figura 23: Variação da massa adicional em surge ( $m_{11}$ ).....
73	Figura 24: M-A, variação da massa adicional em sway ( $m_{22}$ ).....
73	Figura 25: M-A, variação da massa adicional em yaw ( $m_{33}$ ).....
74	Figura 26: M-A, presença da massa adicional cruzada $m_{23}$ .....
74	Figura 27: M-A, variação da curva de resistência do navio.....
76	Figura 28: M-A, variação de $Y_r$ .....
76	Figura 29: M-A, variação de $Y_{rr}$ .....
77	Figura 30: M-A, variação de $N_r$ .....
77	Figura 31: M-A, variação de $N_{rr}$ .....
78	Figura 32: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....
78	Figura 33: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares dependentes de $r$ .....
79	Figura 34: M-T, variação de $Y_{rr}$ .....
79	Figura 35: M-T, variação de $Y_r$ .....
80	Figura 36: M-T, variação de $N_{rr}$ .....

10	Figura 37: M-T, variação de $N_v$ .....	80
81	Figura 38: M-T, variação de $N_v$ .....	81
81	Figura 39: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....	81
82	Figura 40: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{\text{surge}}$ ).....	82
83	Figura 41: M-O, variação da derivada dos coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $dC_{\text{sway}}/d\alpha$ ).....	83
83	Figura 42: M-O, variação da derivada dos coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $dC_{\text{yaw}}/d\alpha$ ).....	83
84	Figura 43: M-O, variação de todos os parâmetros simultaneamente.....	84
85	Figura 44: M-A, variação da massa adicional em surge ( $m_1$ ).....	85
86	Figura 45: M-A, variação da massa adicional em sway ( $m_2$ ).....	86
86	Figura 46: M-A, variação da massa adicional em yaw ( $m_3$ ).....	86
87	Figura 47: M-A, variação da curva de resistência do navio.....	87
88	Figura 48: M-A, variação de $N_v$ .....	88
89	Figura 49: M-A, variação de $Y_v$ .....	89
89	Figura 50: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares dependentes de $r$ .....	89
90	Figura 51: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_v$ .....	90
90	Figura 52: M-A, variação de $N_v$ .....	90
91	Figura 53: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de $Y_v$ .....	91
91	Figura 54: M-A, variação de $Y_v$ .....	91
92	Figura 55: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....	92
92	Figura 56: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....	92
93	Figura 57: M-A, variação de $X_{vw}$ .....	93
93	Figura 58: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_{vw}$ .....	93
94	Figura 59: M-A, variação de $N_{vw}$ .....	94
94	Figura 60: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de $Y_{vw}$ .....	94
95	Figura 61: M-A, variação de $Y_{vw}$ .....	95
95	Figura 62: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de $r$ .....	95
96	Figura 63: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de $r$ .....	96
97	Figura 64: M-T, variação de $N_v$ .....	97
98	Figura 65: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_v$ .....	98
98	Figura 66: M-T, variação de $N_v$ .....	98
99	Figura 67: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $Y_v$ .....	99
99	Figura 68: M-T, variação de $Y_v$ .....	99
100	Figura 69: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....	100
100	Figura 70: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de $r$ .....	100
101	Figura 71: M-T, variação de $N_{vw}$ .....	101
101	Figura 72: M-T, variação de $N_{vw}$ .....	101
102	Figura 73: M-T, variação de $X_{vw}$ .....	102
102	Figura 74: M-T, variação de $Y_{vw}$ .....	102

127	Figura 113: Análise da variação do peso linear (Direção de incidência do Vento = 180°)
126	Figura 112: Análise da variação do peso linear (Direção de incidência do Vento = 90°)
126	Figura 111: Análise da variação do peso linear (Direção de incidência do Vento = 0°)
124	Figura 110: Análise da variação da pré-tensão (direção do vento = 270°)
124	Figura 109: Análise da variação da pré-tensão (Direção de incidência do Vento = 180°)
123	Figura 108: Análise da variação da pré-tensão (Direção de incidência do Vento = 90°)
123	Figura 107: Análise da variação da pré-tensão (Direção de incidência do Vento = 0°)
122	Figura 106: Análise da variação da direção de incidência do vento (profundidade = 2000 metros)
121	Figura 105: Análise da variação da direção de incidência do vento (profundidade = 1500 metros)
121	Figura 104: Análise da variação da direção de incidência do vento (Peso Linear Normal + 10%)
120	Figura 103: Análise da variação da direção de incidência do vento (Peso Linear Normal - 10%)
120	Figura 102: Análise da variação da direção de incidência do vento (Pré-Tensão Normal + 10%)
119	Figura 101: Análise da variação da direção de incidência do vento (Pré-Tensão Normal)
119	Figura 100: Análise da variação da direção de incidência do vento (Pré-Tensão Normal - 10%)
116	Figura 99: Esquema representativo das amarrações para os sistemas D/CAs analisados
114	Figura 98: M-ACE, variação de $f_y$
114	Figura 97: M-ACE, variação da curva de bifurcação para variação de $f_y$
113	Figura 96: M-ACE, variação de $C_y$
113	Figura 95: M-ACE, variação da curva de bifurcação para variação de $C_y$
112	Figura 94: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $C_{yc}$ )
112	Figura 93: M-O, variação da curva de bifurcação para variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $C_{yc}$ )
111	Figura 92: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $C_{zc}$ )
111	Figura 91: M-O, variação do gráfico de bifurcação para variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $C_{zc}$ )
110	Figura 90: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{rc}$ )
110	Figura 89: M-O, variação do gráfico de bifurcação para variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{rc}$ )
109	Figura 88: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de $r$
109	Figura 87: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de $r$
108	Figura 86: M-T, variação de $Y_{www}$
108	Figura 85: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $Y_{www}$
107	Figura 84: M-T, variação de $Y_{www}$
107	Figura 83: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $Y_{www}$
106	Figura 82: M-T, variação de $N_{www}$
106	Figura 81: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_{www}$
105	Figura 80: M-T, variação de $N_{www}$
105	Figura 79: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_{www}$
104	Figura 78: M-T, variação de $N_{uv}$
104	Figura 77: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de $N_{uv}$
103	Figura 76: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares dependentes de $r$ (1º ordem)
103	Figura 75: M-T, variação de $Y_r$

12	
127	Figura 114: Análise da variação do peso linear (Direção de Incidência do Vento = 270°) .....
129	Figura 115: Restaurações das linhas para as três lâminas d'água analisadas.....
129	Figura 116: Análise da variação da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 0°) .....
130	Figura 117: Análise da variação da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 90°) .....
130	Figura 118: Análise da variação da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 180°) .....
131	Figura 119: Análise da variação da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 270°) .....
136	Figura 120: Curva de restauração horizontal de uma linha de amarração .....
138	Figura 121: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de um segmento de catenária suspenso .....
139	Figura 122: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de um segmento de catenária suspenso .....
140	Figura 123: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de uma linha de amarração composta (amarra-sintético-amarra) .....

## ÍNDICE DE TABELAS

43	Tabela 1: Derivadas hidrodinâmicas de 1ª e 3ª ordens em relação ao ângulo de incidência da correnteza sobre um mesmo navio, obtidas por diferentes instituições [25].....
43	Tabela 2: Derivadas hidrodinâmicas para modelos do <i>Esso Osaka</i> [23].....
48	Tabela 3: Características do navio no <i>TMS</i> analisado .....
49	Tabela 4: Sistema de amarração para lâmina d'água de 700 metros .....
70	Tabela 5: Influência de parâmetros dos modelos hidrodinâmicos em algumas características do sistema.....
115	Tabela 6: Características do VLCC de 280 KDWT, totalmente carregado.....
116	Tabela 7: Sistema de amarração para lâmina d'água de 1000 metros.....

# 1 Introdução

O presente trabalho se propõe a analisar e obter algumas conclusões a respeito do comportamento de navios petroleiros amarrados em alto-mar, a grandes profundidades. Atualmente, tem crescido significativamente a demanda por unidades flutuantes de processamento e armazenamento de petróleo em alto-mar (também chamadas de FPSO, *Floating Production, Storage and Offloading systems*, sistemas Flutuantes de Armazenamento, Produção e Transferência de petróleo), e a unidade escolhida para tal utilização é o navio petroleiro. Um dos grandes impulsionadores dessa escolha é o fato de existirem atualmente normas proibindo a utilização de navios petroleiros sem casco duplo em determinadas rotas. Assim, criou-se uma grande oferta de navios petroleiros sem casco duplo, alguns deles com uma longa vida útil pela frente. Usar esses navios petroleiros prematuramente "aposentados" como reservatórios para armazenamento e processamento de petróleo ancorados em alto-mar torna-se então uma alternativa extremamente viável economicamente. Outra vantagem do navio petroleiro em relação ao seu maior concorrente, a plataforma semi-submersível, é que o navio petroleiro tem maior capacidade de armazenamento e operacionalmente é uma alternativa mais barata.

Tecnicamente, porém, a implantação de tais projetos encontra certas dificuldades. As plataformas semi-submersíveis, precisamente por serem projetadas para operar ancoradas em alto-mar, são muito pouco suscetíveis aos agentes ambientais (ondas, ventos e correnteza) durante a sua operação. Os navios petroleiros ancorados, por outro lado, são muito mais suscetíveis às mesmas condições ambientais. Basta imaginar um trem de ondas incidindo perpendicularmente sobre o costado de um navio petroleiro: o mesmo solicita muito mais o sistema de amarração do que uma plataforma semi-submersível de dimensões similares.

Portanto, devem ser tomados muitos cuidados para viabilizar projetos de tal natureza. A composição das linhas de amarração pode influenciar no comportamento do sistema, assim como a disposição e número das mesmas. A disposição das linhas pode determinar até mesmo o tipo de sistema a ser usado na ancoragem do navio petroleiro. Existem configurações tipo *turret*, na qual todas as linhas de amarração convergem para um cilindro que pivota em relação um eixo vertical no navio (a montagem desse cilindro pode ser externa ao navio ou atravessando o casco verticalmente). Também existem configurações chamadas de *DICAS (Differentiated Compliance Anchoring System*, Sistema de Ancoragem de Compliance Diferenciada), que são configurações que garantem uma certa complacência ao sistema. Essa complacência é conseguida pela disposição azimutal e pelas pré-tensões diferenciadas das linhas de amarração. De maneira geral, se deseja que o sistema se movimente pouco na posição próxima à montagem dos *risers*, ao mesmo tempo que ele se alinhe com as condições ambientais atuais. Uma

disposição azimutal e um conjunto conveniente de pré-tensões das linhas de amarração pode (até um certo ponto) permitir que o sistema se alinhe com as condições ambientais.



Figura 1: Sistema *turret* com outro navio amarrado em configuração *tandem*

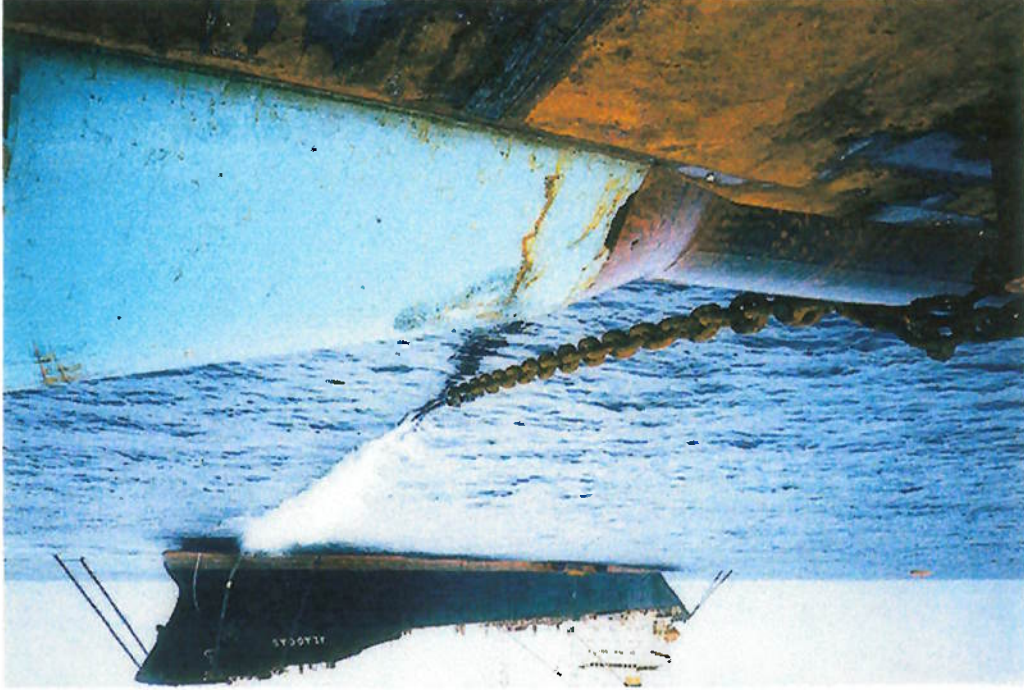


Figura 2: Sistema FPSO com amarração tipo *DICAS*

A lâmina d'água de operação, as condições ambientais de projeto e o navio a ser utilizado obviamente também influenciam o comportamento do sistema, mas normalmente não são considerados como parâmetros de projeto, visto que a região de operação e o navio escolhido são usualmente escolhidos *a priori*.

A ideia geral deste projeto, então, é tentar obter alguns resultados que ajudem a encontrar um projeto "ótimo" de sistema *FPSO*, dados alguns parâmetros iniciais e testando a variação de outros parâmetros. O enfoque principal vai ser dado ao aspecto técnico do problema, descartando os aspectos econômicos. No entanto, pode-se verificar rapidamente o custo do projeto preliminar "ótimo" obtido e verificar a sua viabilidade econômica, visto que os materiais e condições de utilização estarão determinados.

O trabalho realizado consiste em duas fases:

- A utilização de um método de análise preliminar da estabilidade do sistema através do método de Lyapunov, que verifica os autovalores do sistema de equações de movimento (que representa o sistema real) nas condições de equilíbrio. Esse método permite analisar o comportamento assintótico do sistema em determinadas faixas de parâmetros, e assim verificar se o projeto é inviável *a priori* para alguma combinação de parâmetros;

- A realização, a partir dos resultados da primeira fase, de simulações no domínio do tempo do sistema de interesse, para os conjuntos de parâmetros mais viáveis, de forma a quantificar os resultados qualitativos obtidos na primeira fase. Essa análise mais detalhada permite verificar com mais propriedade a viabilidade de um determinado sistema a ser projetado.

A análise preliminar se utiliza do mesmo modelo matemático (baseado nas equações de movimento do navio) usado no simulador da segunda fase, e encontra condições de estabilidade e instabilidade estática e dinâmica do sistema através da monitoração dos autovalores encontrados para o sistema em suas posições de equilíbrio.

O Capítulo 2.1 apresenta o simulador utilizado na segunda fase de análise, que foi desenvolvido no próprio Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da USP e incorpora vários efeitos com respaldo físico que outros simuladores disponíveis atualmente não dispõem. Um desses efeitos é o amortecimento causado pelas linhas de ancoragem, chamado de *MLD (Mooring Lines Damping, Amortecimento das Linhas de Amarração)*; sob a ação desse efeito, o deslocamento oscilatório do sistema diminui, devido ao movimento das linhas na direção normal das mesmas, enquanto a deriva do sistema aumenta, devido à força de arrasto atuante nas mesmas. A incorporação desse efeito diferencia o simulador desenvolvido na USP dos demais disponíveis atualmente, e fornece resultados bastante representativos da realidade observada em ensaios com modelos ou em ensaios realizados com embarcações em escala real ([8], [35]).

O Capítulo 2.2 apresenta o método de análise de autovalores do sistema proposto neste trabalho para a obtenção de uma visão geral do comportamento do mesmo e apresenta alguns resultados e conclusões obtidos através da utilização desse método. A premissa inicial deste desenvolvimento do trabalho foi comparar as características de quatro modelos hidrodinâmicos de manobra para movimentos lentos, que são utilizados no equacionamento para descrever o comportamento de um sistema FPSO amarrado, tanto no método de simulação no domínio do tempo quanto no método de análise dos autovalores do sistema.

Apesar da análise dos modelos hidrodinâmicos no presente trabalho estar sendo realizada somente para sistemas tipo *turret*, alguns dos resultados encontrados podem ser aplicados também para sistemas *DICAS*. O sistema tipo *turret* permite uma análise mais rápida e clara dos resultados do que o sistema *DICAS*, daí a escolha desse tipo de sistema. Outro fator que influenciou a escolha do sistema FPSO tipo *turret* foi a experiência anterior com análises desse tipo de sistema ([16], [18], [19]). Algumas implementações já realizadas anteriormente ajudaram a validar alguns dos novos resultados e permitiram reduzir a quantidade de trabalho no desenvolvimento e implementação de novos modelos hidrodinâmicos.

Para comparar os modelos hidrodinâmicos, primeiramente foi realizada uma análise das características físicas dos modelos hidrodinâmicos. Em seguida, foram pesquisadas as considerações matemáticas que envolvem cada um dos modelos. Essa análise inclui os tipos de ensaios experimentais realizados para obter os resultados necessários para calibrar o modelo hidrodinâmico. Em seguida, foram pesquisadas as diferenças entre cada modelo, procurando-se comparar todos os modelos.

Para permitir uma análise mais correta das diferenças entre cada modelo, procurou-se comparar todos os modelos representando a mesma embarcação. Isso, porém, se mostrou virtualmente impossível, já que cada um dos modelos possui características próprias, que não permitem uma associação imediata. Os dados utilizados nas análises e comparações realizadas neste trabalho são apresentados no Capítulo 5.1.1.

Após essa fase preliminar de entendimento dos modelos, os mesmos foram incorporados em um programa que executa a análise dinâmica da maneira citada acima. Finalmente, foi realizada uma comparação das bifurcações estáticas que ocorrem para cada um dos modelos hidrodinâmicos. As bifurcações estáticas se caracterizam por condições em que a posição de equilíbrio que a embarcação assume tem um ângulo de deriva não nulo em relação ao ângulo de incidência do fluido. Em seguida, foi realizada uma outra análise de autovalores, que permite identificar também o comportamento do sistema nessas condições.

As diferenças encontradas permitem identificar as peculiaridades dos modelos e os seus efeitos nos comportamentos encontrados para os sistemas FPSO. As conclusões obtidas permitem identificar limitações e peculiaridades de cada modelo.



É importante ressaltar que as análises realizadas com os modelos hidrodinâmicos consideraram apenas a ação da correnteza no casco da embarcação de sistemas FPSO, a fim de salientar o efeito dos modelos hidrodinâmicos, que incorporam apenas o efeito da correnteza.

Em seguida são apresentadas análises de sensibilidade com os parâmetros inerentes à cada modelo hidrodinâmico, a fim de identificar a influência de cada um deles no comportamento do sistema.

## 2 Métodos de análise dinâmica

O foco principal deste trabalho é apresentar um método alternativo para a realização de análises de comportamento de navios amarrados em grandes profundidades, especialmente de sistemas tipo *D/CAS*. O método tradicional originalmente desenvolvido no Departamento de Engenharia Naval desde 1994 para resolver esse problema foi a simulação no domínio do tempo. A simulação permite representar os fenômenos a que um determinado sistema está sujeito sob determinadas condições, e verificar o comportamento do mesmo através da análise dos resultados da própria simulação (séries temporais dos movimentos da embarcação e das forças envolvidas). Esse método apresenta a flexibilidade de representar qualquer fenômeno dependente do tempo nas análises, porém permite representar apenas uma combinação de condições por análise, e é relativamente custoso sob o ponto de vista de recursos computacionais.

Uma alternativa complementar a esse método foi o desenvolvido na Universidade de Michigan, por Papoulias, Bernitsas, Garza-Rios e outros ([5]-[7], [14]-[20], [43]), que é baseado na análise dos autovalores do sistema de equações de movimento da embarcação na condição de equilíbrio. Os resultados obtidos através deste método permitem prever o comportamento dinâmico assintótico do sistema amarrado, o que pode ser de interesse prático *a priori*. Dessa forma, é possível diminuir a quantidade de simulações para um projeto, dada a inviabilidade de algumas condições fornecida pelo método de análise dos autovalores. A alternativa foi chamada de complementar porque é um método que apresenta vantagens e restrições em relação à simulação no domínio do tempo, não podendo ser utilizada sozinha na confecção de um projeto.

Uma vantagem do método é que ele permite realizar múltiplas análises de várias condições muito rapidamente, e a apresentação dos resultados obtidos (através de mapas de catástrofe) é bastante clara e precisa. Só esse fator pode economizar a execução de muitas simulações. Porém, esse método se restringe a representar fenômenos não-dependentes diretamente do tempo (ou seja, os movimentos restritos às escalas lenta e intermediária, excetuando-se os da rápida). Dessa forma, toda a gama de fenômenos não-lineares representada através do método de simulação no domínio do tempo não pode ser representada através deste método. Neste trabalho, no Capítulo 3, são apresentados os fenômenos das escalas de tempo lenta e intermediária que são significativos para a análise de navios amarrados e que são utilizados em ambos os métodos neste trabalho.

## 2.1 Simulação no domínio do tempo

O simulador no domínio do tempo desenvolvido no Departamento de Engenharia Naval, conhecido como DYNASIM, foi baseado nos modelos matemáticos apresentados no capítulo 3, e é basicamente um integrador de equações diferenciais no domínio do tempo. Foi desenvolvido originalmente em linguagem FORTRAN.

O simulador fornece como resultado (saída) uma listagem da série temporal da posição, velocidade e aceleração do CG do navio nos seis graus de liberdade, podendo ainda fornecer a posição de qualquer *fairlead* (aqui denominando quaisquer pontos de conexão entre as linhas e o navio) e as forças atuantes nas linhas de amarração em função do tempo.

As equações diferenciais que representam o movimento do navio são integradas numericamente através do método de Runge-Kutta de quarta ordem. Através deste método, os esforços atuantes no navio num dado instante é que irão determinar a posição, velocidade e aceleração do mesmo no instante seguinte. Assim, dadas as condições iniciais do sistema obtém-se a dinâmica do movimento em função do tempo.

Dada uma equação do tipo:

$$\ddot{x} = G(t, x, \dot{x}),$$

em que a aceleração do corpo é dependente do tempo, do deslocamento e da velocidade do mesmo, temos as equações de recorrência:

$$x_{n+1} = x_n + h \dot{x}_n + \frac{h^2}{2} (m_0 + m_1 + m_2)$$

$$\dot{x}_{n+1} = \dot{x}_n + \frac{h}{1} (m_0 + 2m_1 + 2m_2 + m_3)$$

$$m_0 = h G(t_n; x_n; \dot{x}_n)$$

$$m_1 = h G\left(t_n + \frac{1}{2}h; x_n + \frac{1}{2}h\dot{x}_n; \dot{x}_n + \frac{1}{2}m_0\right)$$

$$m_2 = h G\left(t_n + \frac{1}{4}h; x_n + \frac{1}{4}h\dot{x}_n + \frac{1}{4}hm_0; \dot{x}_n + \frac{1}{2}m_1\right)$$

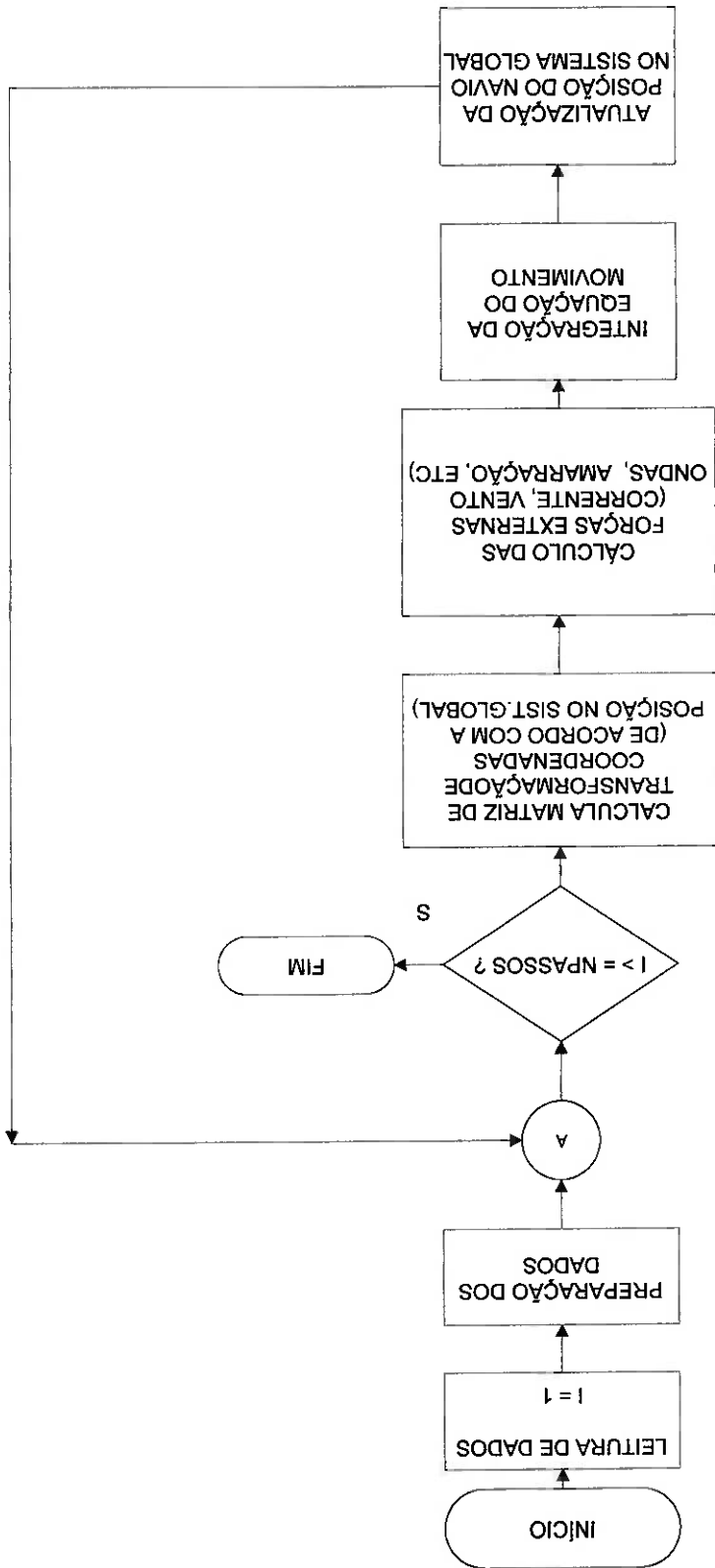
$$m_3 = h G\left(t_n + h; x_n + h\dot{x}_n + \frac{1}{2}hm_1; \dot{x}_n + m_2\right)$$

onde:  $h = \Delta t$  (passo de integração)

A estrutura do simulador é apresentada a seguir:

O simulador possibilita a análise dos sistemas de amarração tipo *Turet* e *DICAS*, entre outros.

Figura 3: Estrutura do simulador DYNASIM



## 2.2 Análise dos Autovalores do Sistema de Equações de Movimento

Outro método descrito neste trabalho para a análise da dinâmica de sistemas *FPSO* compostos por navios

amarrados (tipo *turret* ou *DICAS*) é o chamado "mapeamento do conjunto de catástrofes". Esse método,

desenvolvido na Universidade de Michigan ([5]-[7], [14]-[20], [43]), consiste basicamente na modelagem do

comportamento do sistema através de um conjunto de equações de movimento pertinentes e na posterior análise

dos autovalores do sistema nas condições de equilíbrio do mesmo. Uma análise das características do conjunto de

autovalores para as condições de equilíbrio do sistema de equações permite determinar qualitativamente o

comportamento do sistema em função de parâmetros que podem ser escolhidos dependendo da análise a ser

realizada. Essencialmente, o que se procura é o conjunto de parâmetros para o qual a parte real de um ou mais

autovalores muda de sinal. Nesse momento, o sistema adquire um comportamento diferente, o que determina uma

região de fronteira entre um comportamento e outro. Essa varredura, realizada dentro de um certo intervalo de

parâmetros, possibilita então a obtenção de um "mapa", no qual dois ou três parâmetros são variados (gerando

"mapas" bi ou tridimensionais, respectivamente). Dentro destes intervalos de varredura, pode-se então delinear as

regiões nas quais o sistema apresenta um mesmo comportamento dinâmico (são as regiões onde nenhuma parte

real dos autovalores do sistema muda de sinal). O chamado "comportamento", na análise descrita a seguir, é

determinado através das características dinâmicas que o sistema real, representado pelo sistema de equações de

movimento, pode adquirir. Os tipos de estabilidade possíveis de ser atingidos pelo sistema real são definidos pelas

características do sistema (determinadas através dos sinais das partes reais dos autovalores do mesmo) nas

condições de equilíbrio:

- Estável: qualquer trajetória se aproxima do ponto de equilíbrio do sistema exponencialmente.

- Não instável: qualquer trajetória se afasta do ponto de equilíbrio do sistema exponencialmente.

- Foco instável: trajetórias iniciadas próximas ao ponto de equilíbrio tendem a um ciclo limite estável

assintoticamente. É importante ressaltar que esse comportamento não tem comprovação matemática, foi

apenas verificado através da observação sistemática de resultados que apresentavam esse tipo de

comportamento. Futuras pesquisas permitirão obter conclusões mais definitivas a respeito dessa definição.

- Atrator estranho: o comportamento das trajetórias é caótico. Essa denominação se refere na verdade aos

comportamentos encontrados que não se encaixam em nenhuma das categorias descritas acima.

A seguir, será apresentado um resumo da aplicação do método descrito acima na análise de um sistema navio-

amarrado.

### 2.2.1 Sistema de Equações de Movimento

O primeiro passo para se obter o mapa do "Conjunto Catastrófico" de qualquer sistema é escolher um sistema de equações de movimento que descrevam o comportamento do mesmo de forma adequada. As equações (não-lineares) envolverão os movimentos, velocidades e acelerações do sistema, e deverão ser escritas na forma de Cauchy, isto é, com as variáveis de velocidade relativa e posição derivadas em relação ao tempo e isoladas à esquerda das equações. Dessa forma, são definidas seis variáveis de estado que descrevem o comportamento do sistema. Um exemplo das equações de movimento usadas na geração do mapa do "Conjunto Catastrófico" na forma original e na forma de Cauchy é dado a seguir.

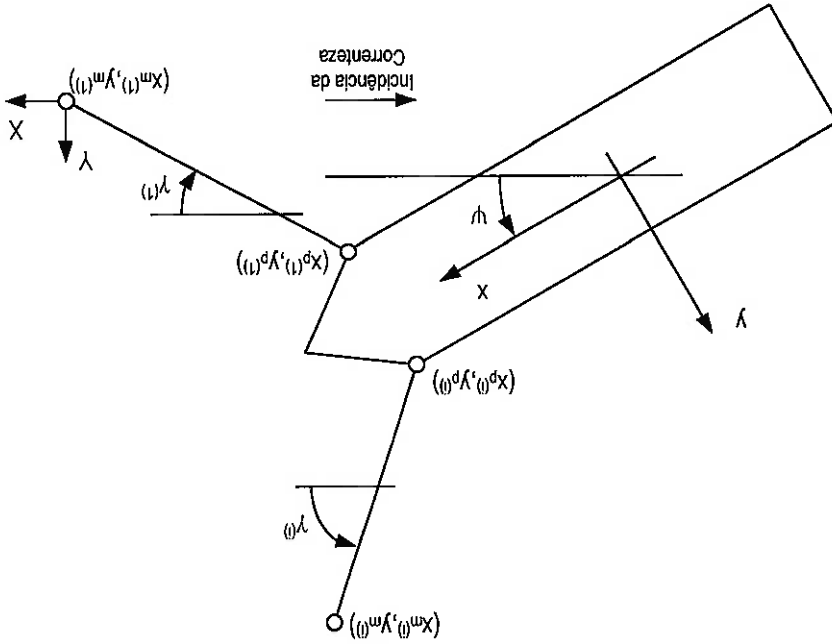


Figura 4: Definição gráfica de algumas variáveis

As equações simplificadas de movimento são dadas abaixo:

$$m \left( \frac{du}{dt} - r \cdot v \right) = F^{x \text{ ext}}$$

$$m \left( \frac{dv}{dt} + r \cdot u \right) = F^{y \text{ ext}}$$

$$I_z \frac{d^2 \theta}{dt^2} = M_{z \text{ ext}}$$

onde:  $m$  é a massa do navio;

$I_z$  é o momento de inércia do navio em relação ao eixo vertical  $z$ ;

$u, v$  e  $r$  são as velocidades relativas do navio em relação ao meio fluido, respectivamente em *surge, sway*

e *yaw*;

(2.1)

$F^{x_{ext}}$ ,  $F^{y_{ext}}$  e  $M^{z_{ext}}$  representam as forças externas atuantes na embarcação na direção dos eixos  $x$  e  $y$ , e o

momento externo atuante em torno do eixo  $z$ , respectivamente.

Um desenvolvimento da equação acima (no Capítulo 3, um desenvolvimento semelhante será realizado com mais

detalhes) nos fornece termos que envolvem o movimento do navio em relação ao fluido, forças hidrodinâmicas e as

forças de restauração das linhas de amarração que atuam no sistema:

$$\begin{aligned}
 (m + m_{11})\ddot{u} - m \cdot r \cdot v &= F^{x_{H}}(u, v, r) + \sum_{i=1}^n T_{(i)}^x + F^{surge} \\
 (m + m_{22})\dot{v} + m_{26}\dot{r} + m \cdot r \cdot u &= F^{y_{H}}(u, v, r) + \sum_{i=1}^n T_{(i)}^y + F^{sway} \\
 m_{62}\dot{v} + (I_z + m_{66})\dot{r} &= M^{z_{H}}(u, v, r) + \sum_{i=1}^n (x_{(i)}^d T_{(i)}^y - y_{(i)}^d T_{(i)}^x) + M^{yaw}
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

onde:  $m_{11}$  é a massa adicionada em surge devida a uma aceleração em surge;

$m_{22}$  é a massa adicionada em sway devida a uma aceleração em sway;

$m_{26}$  é a massa adicionada em sway devida a uma aceleração em yaw;

$m_{62}$  é a massa adicionada em yaw devida a uma aceleração em sway;

$m_{66}$  é a massa adicionada em yaw devida a uma aceleração em yaw;

$F^{x_{H}}(u, v, r)$ ,  $F^{y_{H}}(u, v, r)$  e  $M^{z_{H}}(u, v, r)$  são as forças e momento hidrodinâmicos dependentes (linearmente ou

não) das velocidades relativas do navio ao meio fluido;

$T_x$  e  $T_y$  são termos que exprimem a força de restauração de cada uma das linhas  $i$  presentes no sistema;

$x_p$  e  $y_p$  são as coordenadas dos pontos de conexão de cada uma das linhas  $i$  com o navio;

$F^{surge}$ ,  $F^{sway}$  e  $M^{yaw}$  são forças externas adicionais que atuam sobre o sistema nas direções longitudinal e

transversal e o momento externo que atua em torno do eixo  $z$ , respectivamente.

É importante ressaltar que o conjunto de equações apresentado acima é o mesmo conjunto de equações de

movimento no sistema local utilizado para a simulação do sistema amarrado no sistema local.

Pode-se então definir o seguinte vetor de variáveis de estado:

$$x = (x_1 = u, x_2 = v, x_3 = r, x_4 = x_1, x_5 = y, x_6 = \psi)^T$$

e o sistema acima pode ser reescrito na forma de Cauchy:

$$\begin{aligned}
 \dot{x}_1 &= \frac{1}{m + m_{11}} \left\{ F^{x_{H}}(x_1, x_2, x_3) + \sum_{i=1}^n (R_{(i)}^x \cos x_6 + R_{(i)}^y \sin x_6) + m x_2 x_3 + F^{surge}(x_6) \right\} \\
 \dot{x}_2 &= \frac{D}{(I_z + m_{66})} \left\{ F^{y_{H}}(x_1, x_2, x_3) + \sum_{i=1}^n (R_{(i)}^y \cos x_6 - R_{(i)}^x \sin x_6) - m x_1 x_3 + F^{sway}(x_6) \right\} \\
 &+ \frac{D}{m_{26}} \left\{ M^{z_{H}}(x_1, x_2, x_3) + \sum_{i=1}^n (x_{(i)}^d R_{(i)}^y - y_{(i)}^d R_{(i)}^x) + \sum_{i=1}^n (x_{(i)}^d R_{(i)}^x + y_{(i)}^d R_{(i)}^y) \sin x_6 + N^{yaw}(x_6) \right\}
 \end{aligned}$$

onde:  $\underline{x}_1, \underline{x}_2, \underline{x}_3$  são as velocidades relativas da embarcação em relação ao fluido na condição de equilíbrio:

$$\begin{aligned} \underline{x}_3 &= 0 \\ \underline{x}_2 &= -U \sin \alpha_6 \\ \underline{x}_1 &= U \cos \alpha_6 \end{aligned}$$

equacionadas da seguinte forma:

Levando em conta o fato da correnteza incidir na direção contrária ao eixo X, as condições de equilíbrio podem ser

posição de equilíbrio do sistema, que vai então servir para a aplicação do método de Lyapunov.

um sistema de três equações. Resolvendo esse sistema de equações resultante, é possível então encontrar uma

De posse das equações acima e de uma condição de equilíbrio, é possível reduzir o sistema de seis equações para

$$\begin{aligned} \dot{\theta} &= \omega \\ \dot{\alpha} &= \omega \cos \gamma \\ \dot{\beta} &= \omega \sin \gamma \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \dot{\alpha} &= \omega \cos \gamma \\ \dot{\beta} &= \omega \sin \gamma \end{aligned}$$

$$\omega = 2\pi - \gamma + \psi$$

$$\begin{aligned} T_{\text{sway}}^x &= T_{\text{surge}}^x \cos \psi + R_{\text{surge}}^y \sin \psi \\ T_{\text{sway}}^y &= -T_{\text{surge}}^y \sin \psi + R_{\text{surge}}^x \cos \psi \end{aligned}$$

$R_{\text{surge}}^x$  e  $R_{\text{surge}}^y$  podem ser escritos em função de  $T_{\text{surge}}^x$  e  $T_{\text{sway}}^y$ , definidos anteriormente, conforme as relações abaixo:

da mesma em relação ao eixo global.

T sendo a força de restauração de cada linha i na direção da mesma, e  $\gamma$  o azimute (orientação no plano horizontal)

$$\begin{aligned} R_{\text{surge}}^x &= T_{\text{surge}}^x \cos \gamma \\ R_{\text{surge}}^y &= T_{\text{surge}}^y \sin \gamma \end{aligned}$$

$$\text{onde: } D = (I_z + m_{66})(m + m_{22}) - N_y^x \gamma, \text{ e}$$

$$x_6 = x_3$$

$$x_5 = x_1 \sin \alpha_6 + x_2 \cos \alpha_6$$

$$x_4 = x_1 \cos \alpha_6 - x_2 \sin \alpha_6 - U$$

$$\begin{aligned} x_3 &= \frac{D}{m_{66}} \left\{ F_{\text{H}}^y(x_1, x_2, x_3) + \sum_{i=1}^n (R_{\text{surge}}^y \cos \alpha_6 - R_{\text{surge}}^x \sin \alpha_6) - m x_1 x_3 + F_{\text{sway}}^y(x_6) \right\} \\ &+ \frac{D}{(m + m_{22})} \left\{ M_{\text{ZH}}^H(x_1, x_2, x_3) + \sum_{i=1}^n (x_{\text{surge}}^y R_{\text{surge}}^y - y_{\text{surge}}^x R_{\text{surge}}^x) \cos \alpha_6 \right\} + \frac{D}{(m + m_{22})} \left\{ - \sum_{i=1}^n (x_{\text{surge}}^x R_{\text{surge}}^x + y_{\text{surge}}^y R_{\text{surge}}^y) \sin \alpha_6 + N_{\text{sway}}^y(x_6) \right\} \end{aligned}$$

(2.3)



- Se houver um par de complexos conjugados com partes reais positivas, configura-se um foco instável (ciclo limite assintoticamente estável); novamente, é importante ressaltar que a relação entre a característica dos
- Se houver um autovalor positivo, há um nó instável, e o equilíbrio diverge exponencialmente;
- Se todos os autovalores forem negativos, o equilíbrio é assintoticamente estável;

combinação dos autovalores do sistema abaixo listadas:

Todos os equilíbrios passíveis de ser atingidos pelo sistema são representados por uma das possibilidades de estabilidade do sistema pode ser obtida através da análise dos sinais das partes dos autovalores de  $[A]$ . Se  $[A]$  tiver exclusivamente autovalores hiperbólicos (autovalores com partes reais diferentes de zero), a

equilíbrio do sistema, encontrada previamente pelo método de Newton-Raphson, por exemplo. derivadas parciais do conjunto de funções  $f(x,t)$  em relação a  $\underline{x}$ .  $\underline{x}$ , nesse caso, representa uma posição de com  $\zeta(t) = x(t) - \underline{x}$  representando um deslocamento da posição de equilíbrio e  $[A]$  o jacobiano das primeiras

$$\zeta = [A]\zeta, \zeta \in \mathbb{R}^6, [A] \in \mathbb{R}^{6 \times 6},$$

o qual, linearizado em torno dos pontos de equilíbrio  $\underline{x}$ , pode ser escrito na forma matricial:

$$\dot{x} = f(x,t), x \in \mathbb{R}^6,$$

do sistema de equações de movimento através de um sistema linear do tipo:

Define-se a estabilidade segundo Lyapunov como o estudo do comportamento assintótico das trajetórias resultantes movimento que representa o navio amarrado nas proximidades do ponto de equilíbrio escolhido.

linearizar o sistema e aplicar o método de Lyapunov para se verificar a estabilidade do sistema de equações de De posse das equações do sistema, e de uma das soluções (ponto de equilíbrio) do mesmo, é possível então

## 2.2.2 Método de Lyapunov

método equivalente pode ser utilizado.

vários métodos que pode ser utilizado para resolver esse sistema de equações é o de Newton-Raphson, mas outro encontrar um sistema de equações que tem como solução as posições de equilíbrio  $(x_e, y_e, \psi)$  do sistema. Um dos Portanto, a partir das equações de movimento do sistema, e dessas condições que ocorrem no equilíbrio, é possível sobre ele.

que a condição de equilíbrio nos diz que a velocidade do sistema deve ser igual à velocidade do fluido que incide Ou seja, como  $x_e$  é igual a  $\psi$  pela definição das variáveis de estado e no equilíbrio essa posição é estática, temos

$\underline{x}_6$  é o aprornamento da embarcação na condição de equilíbrio.

$U$  é o valor da velocidade de correnteza, e

autovalores e o comportamento observado é puramente experimental, e não tem comprovação matemática até

agora;

- Se houver 3 ou mais autovalores com partes reais positivas, configura-se a condição de "atrator estranho", e o comportamento do sistema é "caótico"; essa caracterização ocorre quando nenhum dos casos acima descritos consegue descrever o comportamento do sistema; de fato, o comportamento do sistema é desconhecido *a priori*, podendo posteriormente recair em algum dos comportamentos descritos acima.

Para se conseguir os mapas de estabilidade, deve-se inicialmente obter os Graus de Estabilidade (em inglês, D.O.S., *Degrees Of Stability*) do sistema, que são definidos como os máximos das partes reais dos autovalores para cada conjunto de parâmetros previamente definidos. Para uma análise de sensibilidade de parâmetros do sistema, os G.D.E. irão definir as fronteiras das regiões de equilíbrio quando eles se anularem. Isso determina as regiões no mapa de parâmetros onde o sistema é estável ou instável. Uma análise mais detalhada dos demais autovalores pode determinar se em uma determinada região ocorre um ciclo limite ou apenas uma instabilidade assintótica. Usando desse procedimento geral, é possível gerar os mapas com dois (ou até mesmo três) parâmetros sendo variados e obter o comportamento geral do sistema em cada uma das regiões de equilíbrio. É importante ressaltar que esse método fornece resultados qualitativos, e não quantitativos. Por exemplo, o método detecta se o sistema entra ou não em ciclo limite, mas ainda não permite determinar a amplitude do mesmo.

A Figura apresentada abaixo mostra de forma pictórica o procedimento descrito acima.

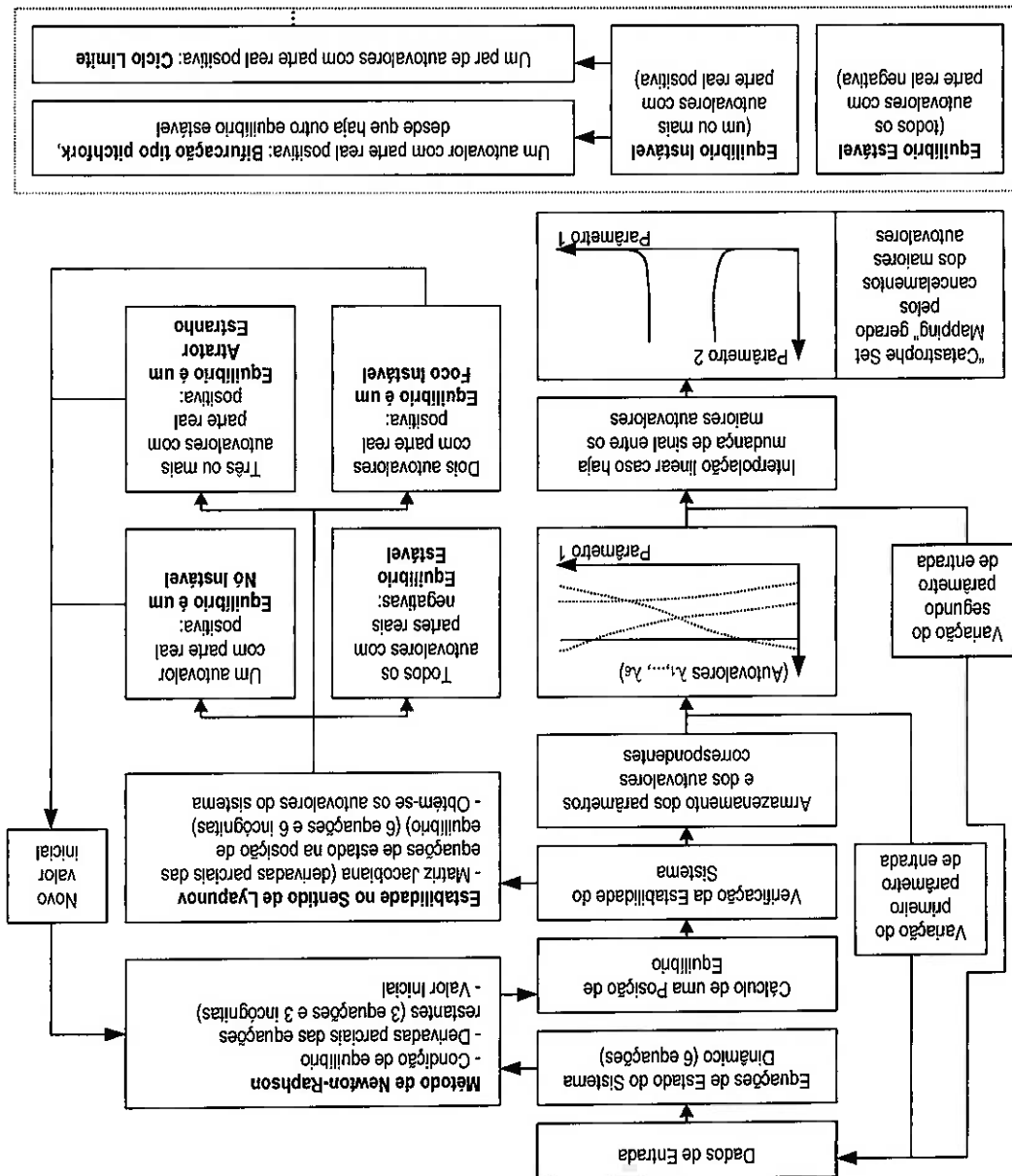


Figura 5: Implantação do algoritmo de análise de estabilidade através do método de Lyapunov

### 3 Equações de Movimento de Navios Amarrados

Para descrever o movimento no plano horizontal de um corpo imerso em um fluido, pode-se fazer uso das equações de movimento do mesmo. Essas equações podem incorporar todos os efeitos a que o corpo está sujeito, representados nas equações de movimento por forças externas a que o corpo está sujeito.

Tanto a simulação no domínio do tempo quanto o método de análise dos autovalores se utiliza das equações de movimento do navio.

#### 3.1 Sistema de coordenadas

Para o estudo dos movimentos do navio com três graus de liberdade através da simulação no domínio do tempo foram adotados dois sistemas de coordenadas como ilustra a Figura 6:

- O sistema de coordenadas global, ou inercial,  $O_{xyz}$ , fixo à terra. A trajetória do navio é descrita em relação a este sistema de coordenadas.
- O sistema de coordenadas local,  $G_{xyz}$ , fixo ao navio, com a origem localizada no centro de gravidade da embarcação. As equações do movimento do navio são escritas e resolvidas em relação a este sistema de coordenadas, tanto na simulação no domínio do tempo quanto no método de análise de autovalores.

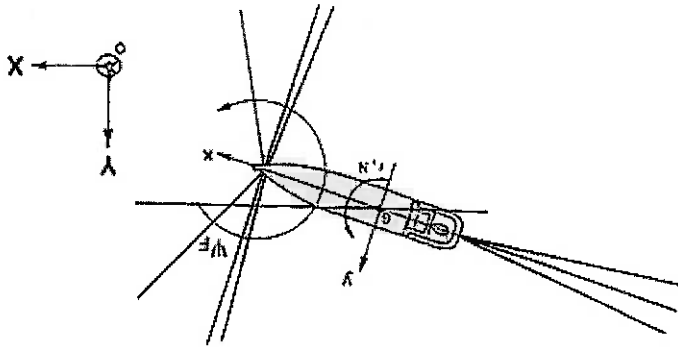


Figura 6: Sistemas de coordenadas

Dessa forma, pode-se definir os seguintes vetores:

$$\mathbf{X} = (X, Y, Z) \text{ - vetor posição (sistema inercial)}$$

$$\dot{\mathbf{X}} = (U, V, R) \text{ - vetor velocidade (sistema inercial)}$$

$$\ddot{\mathbf{X}} = (u, v, r) \text{ - vetor aceleração (sistema inercial)}$$

$$\mathbf{x} = (x, y, \psi) \text{ - vetor deslocamento (sistema local)}$$

$$\dot{\mathbf{x}} = (u, v, r) \text{ - vetor velocidade (sistema local)}$$

As equações do movimento do navio são normalmente escritas e resolvidas em relação ao sistema de coordenadas local, uma vez que a massa adicional, e os coeficientes utilizados para os cálculos das forças hidrostáticas, hidrodinâmicas e aerodinâmicas são tradicionalmente levantados em relação a esse sistema. Tal procedimento tem a vantagem de facilitar os cálculos destas forças. O sistema de coordenadas local, tem como eixo "X" a direção longitudinal do navio, positivo à vante, e o eixo "Z" na direção vertical, positivo para cima, formando um plano vertical de simetria do navio. O eixo "Y" é disposto de forma a se obter um sistema de coordenadas positivo. A origem do amarração.

$F_{AL}$  representa a parcela de forças de forças de amortecimento e de arrasto devidas à existência das linhas de

$F_{RL}$  representa a parcela de forças devidas à ação do sistema de amarração;

$F_{MO}$  representa a parcela de forças devidas à ação de deriva média das ondas;

$F_C$  representa a parcela de forças devidas à ação da correnteza, mais a ação do amortecimento viscoso;

$F_V$  representa a parcela de forças devidas à ação do vento;

coordenadas não-inercial;

$F_{IH}$  representa a parcela de inércias adicionais do sistema, decorrente da análise em um sistema de

$$\text{onde: } M = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & I_z \end{bmatrix};$$

$$M\ddot{X} = F_{IH} + F_V + F_C + F_{MO} + F_{RL} + F_{AL}, \quad (3.3)$$

A equação vetorial do movimento do navio em relação ao sistema de coordenadas local pode ser escrita como:

### 3.2 Equações do Movimento

É importante lembrar que não há necessidade de fazer a transformação de coordenadas no caso do método de análise dos autovalores, pois todos os resultados são obtidos no sistema local de coordenadas para este método.

$$T = \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

(3.2)

onde :

$$\dot{X} = T\dot{x} + \dot{T}x$$

(3.1)

$$X = Tx$$

A transformação de coordenadas do sistema local para o inercial é feita através das seguintes relações:

$$\dot{x} = (\dot{u}, \dot{v}, \dot{r}) - \text{vetor aceleração (sistema local)}$$

sistema é colocada no centro de gravidade do navio, também de forma a se obter uma série de simplificações nas expressões de inércia do sistema.

Entretanto, o fato do sistema local de coordenadas, fixo ao navio, ser um sistema móvel, ou seja, com as direções dos versores de  $x$ ,  $y$ ,  $z$  variando com o tempo, implica no aparecimento de termos adicionais de inércia. Tal dificuldade, porém, é totalmente compensada com as simplificações decorrentes da utilização da simetria do navio, anteriormente comentadas.

A seguir, são desenvolvidas as equações de corpo rígido, para a determinação da força inercial adicional. Nos subcapítulos seguintes, serão apresentados os modelos das forças externas consideradas.

A equação do movimento linear, aplicando a 2ª Lei de Newton, no sistema local é dada por :

$$(3.4) \quad \mathbf{F}^{\text{ext}} = m \frac{d\mathbf{x}}{dt} = m \frac{d}{dt} (x\bar{i} + y\bar{j}) = m \left( \frac{dx}{dt}\bar{i} + x\frac{d\bar{i}}{dt} + \frac{dy}{dt}\bar{j} + y\frac{d\bar{j}}{dt} \right)$$

para pequenas rotações tem-se que:

$$(3.5) \quad \frac{d\bar{i}}{dt} = \frac{d\psi}{dt}\bar{j} - \frac{d\theta}{dt}\bar{k} \quad \frac{d\bar{j}}{dt} = -\frac{d\psi}{dt}\bar{i} + \frac{d\phi}{dt}\bar{k}$$

onde  $\phi$  é uma rotação em torno do eixo  $x$  e  $\theta$  uma rotação em torno do eixo  $y$ . Assim, a equação (3.4) fica:

$$(3.6) \quad \mathbf{F}^{\text{ext}} = m(x\bar{i} + x(\psi)\bar{j} - \theta\bar{k}) + y\bar{j} + y(-\psi)\bar{i} + \phi\bar{k}$$

rearranjando:

$$(3.7) \quad \mathbf{F}^{\text{ext}} = m[(x - y\psi)\bar{i} + (y + x\psi)\bar{j} + (-x\theta + y\phi)\bar{k}]$$

ou ainda, pela notação indexada e anulando os termos com ângulos definidos fora do plano horizontal:

$$(3.8) \quad \mathbf{F}^{\text{ext}} = m[(u - vr)\bar{i} + (v + ur)\bar{j}]$$

Os termos  $(u - vr)$  e  $(v + ur)$  equivalem às componentes da aceleração total do navio em relação ao sistema de

coordenadas local, instantâneo.

Para os movimentos angulares tem-se:

$$(3.9) \quad \mathbf{M}^{\text{ext}} = \frac{d}{dt} [I^z \boldsymbol{\psi}]$$

Onde  $I^z$  corresponde ao momento de inércia em torno do eixo  $z$ . Adotou-se o sistema de coordenadas local,

coincidente com o CG do navio (eixos principais de inércia).

$$(3.10) \quad \mathbf{M}^{\text{ext}} = \frac{d}{dt} (I^z \boldsymbol{\psi} \bar{k})$$

$$\begin{aligned} u_r &= u - U \cos(\psi^c - \psi) \\ v_r &= v - U \sin(\psi^c - \psi) \end{aligned}$$

(3.18)

onde as componentes são dadas por:

$$U_r = \sqrt{u_r^2 + v_r^2}$$

(3.17)

utilizar o conceito de velocidade relativa do navio em relação ao fluido, definida por:

Na presença de corrente, a inércia do fluido nas direções de *surge*, *sway* e *yaw* são alteradas, devendo-se assim,

Onde  $m_{ij}$  são as massas adicionais hidrodinâmicas:

$$\begin{aligned} F_{Hx} &= -m_{11}\dot{u} + m_{22}vr + m_{26}r^2 \\ F_{Hy} &= -m_{22}\dot{v} - m_{11}ur - m_{26}r \\ M_{Hz} &= -m_{66}\dot{r} - (m_{22} - m_{11})uv - m_{6z}(v + ur) \end{aligned}$$

(3.16)

seguintes expressões de forças inerciais hidrodinâmicas:

Quando um corpo se movimenta em um meio fluido, este desloca uma grande quantidade de fluido consigo, aumentando sensivelmente a inércia do sistema. Igualando as energias cinéticas do fluido ao redor do corpo (tende a zero ao longe) com a de uma massa fluida concentrada, submetida à mesma velocidade do corpo, obtêm-se o que se chama de massa adicional. Assumindo um fluido ideal e irrotacional, tem-se, de acordo com Norbin (1971), as

### 3.3 Forças inerciais hidrodinâmicas

$$M_{Iz} = 0.0$$

$$F_{Iy} = -muv$$

$$F_{Ix} = mvr$$

(3.15)

Assim, considerando apenas os termos inércia cruzada de maior influência de (3.8) e (3.14), vem:

$$\mathbf{M}^{ext} = I_z^r \mathbf{k}$$

(3.14)

ou ainda, pela notação indexada:

$$\mathbf{M}^{ext} = [\theta\psi I_z] \mathbf{i} + [-\psi\phi I_z] \mathbf{j} + [I_z \psi] \mathbf{k}$$

(3.13)

re-arranjando:

$$\mathbf{M}^{ext} = I_z \psi \mathbf{k} + I_z \psi (\theta \mathbf{i} + \phi \mathbf{j})$$

(3.12)

versores vem:

Considerando que o navio tenha a massa constante com o tempo, e consequentemente a inércia, e derivando os

$$\mathbf{M}^{ext} = \frac{d(I_z \psi)}{dt} \mathbf{k} + I_z \dot{\psi} \frac{d\mathbf{k}}{dt}$$

(3.11)

onde  $\psi^c$  é o ângulo de incidência da corrente em relação ao sistema inercial de coordenadas, e  $U$  é o módulo da

velocidade de correnteza.

Derivando (3.18), tem-se as componentes da aceleração relativa:

$$\begin{aligned} \dot{u}_r &= \dot{u} - U r \operatorname{sen}(\psi^c - \psi) \\ \dot{v}_r &= \dot{v} + U r \operatorname{cos}(\psi^c - \psi) \end{aligned} \quad (3.19)$$

Substituindo  $u_r, v_r, \dot{u}_r, \dot{v}_r, e^v_r$  das equações (3.18) e (3.19) no lugar de  $x, y, u$  e  $v$  das equações (3.16) vem:

$$\begin{aligned} F_{Hx} &= -m_{11}\dot{u} - (m_{22} - m_{11})U \operatorname{sen}(\psi^c - \psi)r + m_{22}vr + m_{26}r^2 \\ F_{Hy} &= -m_{22}\dot{v} - m_{26}r - (m_{22} - m_{11})U \operatorname{cos}(\psi^c - \psi)r - m_{11}ur \\ M_{Hz} &= -m_{66}\dot{r} - m_{62}v - (m_{22} - m_{11})u^r v_r - m_{62}ur \end{aligned} \quad (3.20)$$

As forças inerciais hidrodinâmicas de (3.20) são incluídas na equação de movimento (3.3), através da modificação

da matriz de massa e do vetor forças inerciais, também apresentados em (3.3)

$$\text{Assim : } M = \begin{bmatrix} m + m_{11} & 0 & 0 \\ 0 & m + m_{22} & m_{26} \\ 0 & 0 & I_z + m_{66} \end{bmatrix}$$

E, desprezando os termos de menor influência, obtêm-se o  $F_{in}$  final:

$$\begin{aligned} F_{Hx} &= (m + m_{22})vr + (m_{11} - m_{22})U \operatorname{sen}(\psi^c - \psi)r \\ F_{Hy} &= -(m + m_{11})ur + (m_{11} - m_{22})U \operatorname{cos}(\psi^c - \psi)r \\ M_{Hz} &= -m_{62}ur \end{aligned} \quad (3.21)$$

O termo  $-(m_{22} - m_{11})u^r v_r$ , presente na componente de rotação em yaw (3.20) é conhecido como momento de

Munk, que ocorre somente em fluido ideal. No caso de fluido real, a viscosidade além de alterar os termos

dependentes da velocidade, introduz ainda, termos adicionais de amortecimento. A alteração do momento de Munk

pode ser observada na Figura 7. Este termo, apesar de ser essencialmente inercial, não é incluído aqui, nas forças

inerciais, pois já esta intrinsecamente presente no momento de rotação em yaw, devido à corrente.



submersa do casco e na superestrutura do navio são calculadas através das fórmulas:

Para o método da simulação no domínio do tempo, as componentes da força de vento atuantes na parte não

### 3.5 Força de vento

detalhe mais adiante no texto, no Capítulo 4.

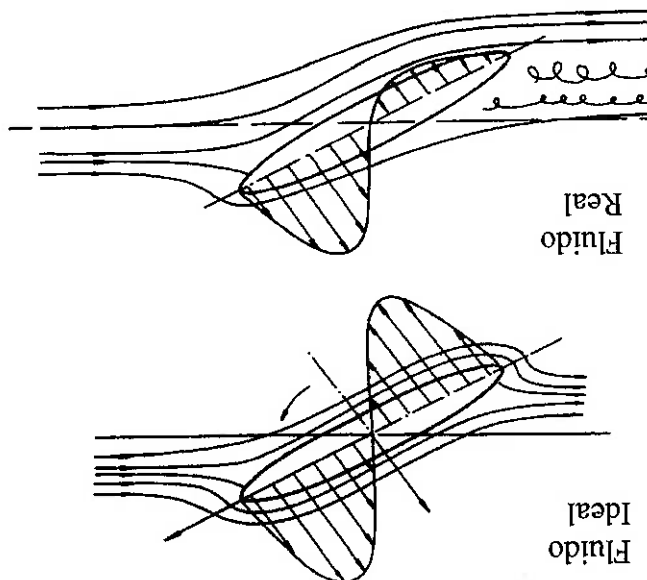
Devido ao enfoque especial dado aos modelos hidrodinâmicos neste trabalho, todos eles serão apresentados em intensidade da correnteza permanecem constantes durante toda a análise.

e dois do segundo tipo, desenvolvidos por Obokata [39] e na USP [26]. Em todos os modelos a direção e a presente trabalho, foram escolhidos dois modelos do primeiro tipo, desenvolvidos por Abkowitz [1] e Takashina [46], embarcação e outros baseados em coeficientes para as forças de corrente obtidos através de ensaios. No caso do referência local pode ser estimado através de vários modelos, alguns baseados nas derivadas hidrodinâmicas da O efeito das forças hidrodinâmicas devidas ao movimento do navio em relação ao meio fluido no sistema de em relação a um referencial não-inercial.

últimas se referem apenas a forças virtuais, que aparecem ao se calcular as interações de um corpo com um fluido É importante separar as forças hidrodinâmicas deste Subcapítulo das descritas no Subcapítulo anterior. Estas

### 3.4 Forças de correnteza

Figura 7: Efeito da viscosidade no momento de Munk



Os coeficientes  $C_{xv}(\psi_{vr})$ ,  $C_{yv}(\psi_{vr})$  e  $C_{zv}(\psi_{vr})$  para o método de análise dos autovalores são expressos em séries de Fourier como segue:

$A_L$  é a área longitudinal projetada da embarcação;

$A_T$  é a área frontal projetada da embarcação; e

onde:  $C_{xv}(\psi_{vr})$ ,  $C_{yv}(\psi_{vr})$  e  $C_{zv}(\psi_{vr})$  são os coeficientes de forças longitudinais e laterais e de momento de vento;

$$F_{v_x} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_x}(\psi_{vr}) A_T U_v^2$$

$$F_{v_y} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_y}(\psi_{vr}) A_L U_v^2$$

$$M_{v_z} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_z}(\psi_{vr}) L A_L U_v^2$$

As forças e o momento devidos à ação do vento são dados por:

vantagem de ser derivável, viabilizando a sua utilização no método de análise de autovalores.

Martin [29], cujos coeficientes são representados por séries de Fourier. Dessa forma, esta formulação apresenta a

Para o método de análise dos autovalores é utilizada uma formulação diferente, originalmente desenvolvida por L.

coeficiente é calculado através de uma interpolação linear, de acordo com o ângulo relativo entre o vento e o navio.

Da mesma forma que no cálculo das forças de correnteza através do método de Obokata, durante a simulação, o

por exemplo das publicações da OCIMF [42] ou através de ensaios.

$\psi_{vr}$  (dado em relação ao navio, ou seja, ao sistema de coordenadas local) podem ser obtidas de várias fontes, como

As curvas dos coeficientes de força de arrasto aerodinâmico  $C_{v_x}$ ,  $C_{v_y}$  e  $C_{v_z}$  em função do ângulo de ataque relativo

$U_v$  é a velocidade do vento a uma altura padrão de dez metros acima da superfície da água.

$L$  é o comprimento entre perpendiculares da embarcação;

$T$  é o calado da embarcação;

$H$  é o portal da embarcação;

$A_{LS}$  é a área longitudinal da superestrutura;

$A_{TS}$  é a área transversal da superestrutura;

Onde:  $\rho_{ar}$  é a densidade do ar;

$$F_{v_x} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_x}(\psi_{vr}) A_{TS} + (H-T) B U_v^2$$

$$F_{v_y} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_y}(\psi_{vr}) A_{LS} + (H-T) L U_v^2$$

$$M_{v_z} = \frac{1}{2} \rho_{ar} C_{v_z}(\psi_{vr}) A_{LS} + (H-T) L U_v^2 - F_{v_z} (2) X$$

(3.22)

$$C_{v^x}(\psi_{vt}) = \alpha_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n \cos(n\psi_{vt})$$

$$C_{v^y}(\psi_{vt}) = \sum_{n=1}^{\infty} \beta_n \sin(n\psi_{vt})$$

$$C_{v^z}(\psi_{vt}) = \sum_{n=1}^{\infty} \gamma_n \sin(n\psi_{vt})$$

Os coeficientes  $\alpha_0$ ,  $\alpha_n$ ,  $\beta_n$  e  $\gamma_n$  dependem do tipo de embarcação, localização da superestrutura e condições de carregamento. Os coeficientes podem ser obtidos de um conjunto adequado de dados, como o disponível em [29].

É importante ressaltar que o vento considerado nas análises é sempre constante no tempo, tanto em direção como em velocidade.

### 3.6 Forças de deriva média de ondas

Na análise dinâmica de sistemas ancorados (navios ou estruturas *offshore*), as forças e momentos de deriva de segunda ordem atuantes no sistema são de frequência relativamente baixa. A magnitude dessas forças é importante para sistemas amarrados devido à possibilidade dos mesmos estarem sujeitos a grandes excursões e da embarcação apresentar uma resposta ressonante. Em ondas regulares, as forças de deriva atuantes no navio são constantes. Em ondas irregulares, as forças de deriva consistem de duas componentes: constante (deriva média) e variável (deriva lenta, ou de grande período de oscilação). Neste trabalho, apenas a componente constante das forças de deriva em ondas irregulares, que pode ser considerada diretamente independente do tempo, é considerada.

No método da simulação no domínio do tempo as forças de deriva são calculadas para cada direção de incidência das ondas a partir dos coeficientes de forças de deriva de onda, que devem ser fornecidos para a entrada de dados do simulador, tendo sido obtidos previamente de um programa de análise de ondas (WAMIT). Tais coeficientes de forças devem ser fornecidos para diferentes ângulos e frequências de incidência das ondas. Durante a simulação, os coeficientes utilizados são interpolados, de acordo com o ângulo relativo entre as ondas e o navio. A força de deriva média então é computada para os movimentos no plano horizontal, ou seja, para *surge*, *sway* e *yaw*.

A força de deriva média é obtida a partir da função quadrática da força de deriva para cada direção de incidência de onda harmônica, para os diversos valores de frequência dentro da faixa do espectro de mar considerado (ITTC), isto é, obtém-se  $F_{DMx}(\chi, \omega)$ ,  $F_{DMy}(\chi, \omega)$ ,  $M_{DMz}(\chi, \omega)$ , que correspondem às forças de deriva de ondas regulares que atuam sobre o navio segundo o sistema de eixos  $G_{xyz}$ ;  $\chi$  é a direção (relativa ao apraqueamento do navio) de incidência da onda; e  $\omega$  é a frequência da onda harmônica.

Os esforços de deriva média em uma dada direção para o espectro de mar considerado por meio do cruzamento

espectral é dado por:

$$\begin{aligned} F_{DMOx}^x(\chi) &= 2 \int_{-\infty}^0 S(\omega) C_{DMOx}^x(\chi, \omega) d\omega \\ F_{DMOy}^y(\chi) &= 2 \int_{-\infty}^0 S(\omega) C_{DMOy}^y(\chi, \omega) d\omega \\ M_{DMOz}^z(\chi) &= 2 \int_{-\infty}^0 S(\omega) C_{DMOz}^z(\chi, \omega) d\omega \end{aligned}$$

onde:  $F_{DMOx}^x(\chi)$ ,  $F_{DMOy}^y(\chi)$ ,  $M_{DMOz}^z(\chi)$  são os esforços de deriva média nas direções do sistema de eixos  $C_{xyz}$ ;

$S(\omega)$  é o espectro de onda considerado (ITTC); e

$C_{DMOx}^x(\chi, \omega)$ ,  $C_{DMOy}^y(\chi, \omega)$ ,  $C_{DMOz}^z(\chi, \omega)$  são os coeficientes dimensionais de deriva média.

Assim, ao executar a integração no domínio do tempo, estas forças irão atuar na direção relativa da frente de onda em relação ao navio.

Para o método de análise dos autovalores do sistema, é desejada uma abordagem que permita obter as derivadas das forças de deriva de ondas analiticamente, ao invés de numericamente, de forma a garantir a convergência das derivadas. Assim, a formulação alternativa descrita a seguir permite obter resultados mais facilmente para o caso do método de análise dos autovalores.

As forças de deriva média são então expressas alternativamente por:

$$\begin{aligned} F_{DMOx}^x &= 2 \frac{a}{L} C_{DMOx}^x \cos^3 \chi \\ F_{DMOy}^y &= 2 \frac{a}{L} C_{DMOy}^y \sin^3 \chi \\ M_{DMOz}^z &= 2 \frac{a}{L} C_{DMOz}^z \sin 2\chi \end{aligned}$$

onde:  $a$  é a amplitude da onda; e

$C_{DMOx}^x$ ,  $C_{DMOy}^y$  e  $C_{DMOz}^z$  são os coeficientes de excitação de deriva, dados em função das características da

embarcação e do espectro de onda através das seguintes equações:

$$\begin{aligned} C_{DMOx}^x &= \int_{-\infty}^0 S(\omega) F_{DMOx}^x(\omega) d\omega \\ C_{DMOy}^y &= \int_{-\infty}^0 S(\omega) F_{DMOy}^y(\omega) d\omega \\ C_{DMOz}^z &= \int_{-\infty}^0 S(\omega) M_{DMOz}^z(\omega) d\omega \end{aligned}$$

$F_{DMOx}^x(\omega)$ ,  $F_{DMOy}^y(\omega)$  e  $M_{DMOz}^z(\omega)$  são os operadores de excitação de deriva, dados em função do comprimento de

onda adimensional.

### 3.7 Força de amarração

As forças de restauração do sistemas de amarração presentes nas configurações *Turret* e *DICAS* podem ser representadas nos dois métodos de análise, como citado na introdução. Em essência, neste trabalho, para as configurações acima, o efeito de restauração do sistema de amarração pode ser representado matematicamente através de quatro modelos:

1. Modelo numérico de curva característica
  2. Modelo analítico de restauração por extensão pura
  3. Modelo analítico de catenária (restauração por peso)
  4. Modelo analítico híbrido (combinação de tramos com restauração pura com extensão por peso)
- Estes modelos serão descritos em mais detalhe no Apêndice. A título de curiosidade, um modelo analítico mais completo, que engloba simultaneamente tanto a restauração das linhas por extensão quanto por peso está atualmente em desenvolvimento para futuros trabalhos.

É importante ressaltar que os modelos analíticos são importantes para o método de análise dos autováltores, pois eles fornecem expressões deriváveis em relação às variáveis de interesse. O primeiro modelo não pode ser usado pelo método de análise de autováltores, pois o fato dele ser descontínuo causa problemas de convergência.

### 3.8 Força de Amortecimento e Arrasto nas Linhas de Amarração

Quando um sistema dinâmico se move harmonicamente com um período de oscilação pequeno (da ordem de 150 segundos), as linhas de amarração atuam de maneira quase-estática. Dessa forma, dois fenômenos devidos à presença das linhas podem ser observados: o arrasto e o amortecimento (efeito dissipativo) viscosos das linhas. A dissipação viscosa das linhas de amarração pode ser estimada usando princípios de energia. As forças de amortecimento e de arrasto das linhas de amarração usualmente não são consideradas na maioria dos simuladores disponíveis. Conforme a profundidade local da simulação aumenta, o efeito dessas forças pode aumentar significativamente, influenciando o comportamento do sistema de forma significativa, pois o seu efeito depende basicamente do comprimento exposto à ação da correnteza das linhas de amarração.

No caso do presente trabalho, as forças de arrasto devidas à correnteza são consideradas separadamente das forças de amortecimento devidas ao movimento normal das linhas.

Levando em consideração as definições indicadas na Figura 8, a força horizontal de arrasto  $F_{AL}$  que a linha aplica horizontalmente sobre o sistema no plano vertical contendo a linha pode ser obtida de:

$$F_{ALx} = \frac{1}{2} \rho C_D D h \gamma |\delta x_A| \delta x_A, \quad (3.30)$$

A força constante de arrasto viscoso também é incorporada na simulação, utilizando-se da seguinte formulação:  
 devem então ser projetadas no sistema de eixos fixo no navio (sistema local).

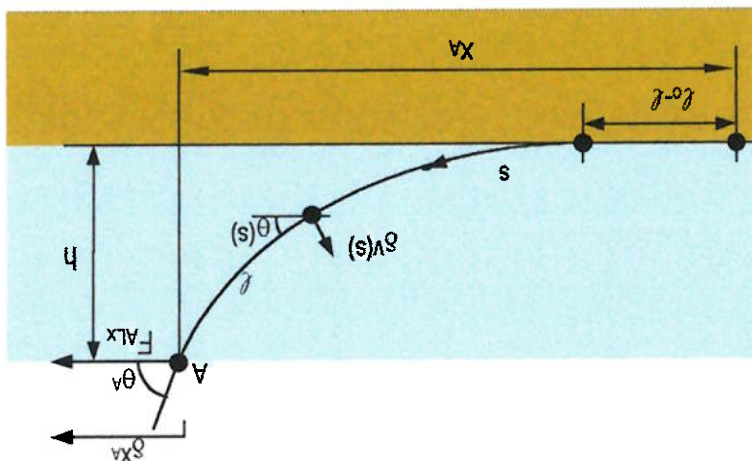
As componentes  $F_{ALX}$  e  $F_{ALY}$  que cada linha aplica no navio, calculadas no sistema de coordenadas das linhas,

$$F_{ALY} = \frac{1}{2} \rho C_D D \int_{\ell} |\delta y_A| \delta y_A = \frac{1}{2} \rho C_D D h \frac{1 - \cos \theta_A}{\sin \theta_A} |\delta y_A| \delta y_A. \quad (3.32)$$

leva à seguinte expressão para a força de arrasto aplicada em A:

relativamente menor do que  $\ell + \ell_C$ , o deslocamento em cada ponto da linha é aproximadamente igual a  $\delta y_A$ , o que ignorando também o arrasto devido ao fluido na parte da linha encostada no fundo, mas assumindo que  $\ell$  é fundo do mar é ignorado, deve-se considerar que a linha desliza sobre o fundo, pivotando na âncora fixa em  $s = -\ell_C$ . Seja  $\delta y_A$  um deslocamento imposto no plano perpendicular ao plano vertical da linha. Se o atrito entre a linha e o

Figura 8: Definições da catenária (q é o peso submerso)



$$f(\theta) = \frac{1 - \cos \theta_A}{\sin \theta_A} \sin \theta - \sin \theta \sinh(\tan \theta) + (1 - \cos \theta). \quad (3.31)$$

$\rho$  é a densidade da água e

$h$  é a profundidade local;

$D$  é o diâmetro da linha;

$C_D$  é o coeficiente de arrasto;

$$R_H = \delta F_{ALX} / \delta x_A;$$

onde: 
$$\gamma = \left( \frac{R_H}{q} \right)^3 \frac{\cos \theta_A}{1 - \cos \theta_A} h \int_0^{\theta} \frac{f(\theta)}{f^2(\theta)} d\theta;$$

onde  $\ell$  é o comprimento suspenso da catenária e  $V_x(h)$  e  $V_y(h)$  são as velocidades horizontais da distribuição da

correnteza que varia com a profundidade local  $h$ .

Os valores de  $C_D$  utilizados na simulação devem ser escolhidos cuidadosamente. As oscilações de frequências mais altas das linhas devidas a movimentos de primeira ordem podem mudar drasticamente esses valores.

No simulador, as forças hidrodinâmicas atuando nas linhas (ou risers, elementos de transporte de materiais do fundo do mar até o navio e vice-versa) são calculadas usando um método aproximado. O modelo de forças pode preder bem o amortecimento de linhas e a força constante de arrasto de maneira mais rápida do que os modelos

que se utilizam de métodos de elementos finitos ou de massas concentradas.

$$F_{Aly} = \frac{1}{2h} C_D \ell \int_h^0 |V_y(h)| V_y(h) dh$$

$$F_{Alx} = \frac{1}{2h} C_D \ell \int_h^0 |V_x(h)| V_x(h) dh$$

(3.33)

## 4 Descrição dos Modelos Hidrodinâmicos

Como citado anteriormente, para este trabalho foram escolhidos quatro modelos hidrodinâmicos representativos da enorme quantidade de modelos disponível hoje em dia [1]. Esse modelos foram utilizados tanto para as simulações quanto para as análises realizadas através do método de análise dos autovalores do sistema. Os quatro modelos escolhidos foram:

- Modelo de Abkowitz: o modelo clássico de manobra desenvolvido por Abkowitz ([1], [2], [3]), aqui chamado de M-A, que trabalha basicamente com identificação de sistemas aplicada à dinâmica da embarcação. Os modelos clássicos de manobra, como os formulados por Abkowitz e Norbin [38], foram desenvolvidos para a velocidade de projeto do navio, condição em que o ângulo de deriva é pequeno.
- Modelo de Takashina: o modelo de manobra desenvolvido por Takashina [46], chamado de M-T no presente trabalho, envolve ensaios com modelos cativos, tais como testes de arrasto estáticos (*static drift tests*) e de rotação em *yaw* (*yaw rotating tests*). O ajuste matemático dos resultados experimentais é feito através de séries de Fourier. Esta formulação foi usada anteriormente em um trabalho de pesquisa do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP, de Souza Júnior [45], para desenvolver um simulador de movimento para manobras de atracação de navios. Em vista dos bons resultados obtidos com o emprego desse modelo, decidiu-se investigar a sua aplicação ao estudo da dinâmica do sistema navio-monobóia. Há uma relativa semelhança entre os dois problemas: as velocidades do navio são pequenas e os ângulos de deriva são relativamente altos, o que torna os esforços viscosos preponderantes em relação aos potenciais. Aparentemente, a única diferença entre as dinâmicas do navio nos dois casos é a velocidade de guinada que pode atingir valores razoáveis na manobra de atracação, devido à ação dos rebocadores. Desta forma, foi introduzido um novo modelo matemático para estudo do sistema navio-monobóia a partir da formulação de Takashina. Este modelo, originalmente desenvolvido para águas profundas, foi posteriormente ajustado por Takashina [47], para levar em consideração os efeitos de águas rasas.
- Modelo de Obokata: foi selecionado também um modelo hidrodinâmico baseado em teoria de *cross-flow*. Essa teoria foi utilizada por vários autores, tais como Wickers ([49]-[51]), Obokata ([39]-[41]) e Fujino ([12],[13]), no desenvolvimento de modelos hidrodinâmicos representativos de sistemas FPSO amarrados, tais como *turrets* ou *SPMs*. No presente trabalho, foi escolhido para análise o modelo desenvolvido por Obokata (M-O), devido à experiência anterior do autor com o mesmo. Essa formulação clássica para o estudo da dinâmica do sistema navio-monobóia, desenvolvida por Obokata, se justifica na medida em que, nesta condição, o navio apresenta ângulos de deriva relativamente grandes, baixas velocidades e pequenos valores de velocidade angular, em



oposição às aplicações usuais dos modelos de manobra nas quais o navio apresenta grande velocidade, pequenos ângulos de deriva e valores apreciáveis de velocidade angular.

- Modelo de Asa Curta Estendido: finalmente, foi escolhido o modelo conhecido como Asa Curta (M-ACE), desenvolvido por Aranha, Leite e Pesce ([26],[44]), baseado em formulações heurísticas que se utilizam da teoria de fólio de baixa razão de aspecto (asa curta) para descrever o comportamento de uma embarcação submetida à ação de correnteza. O termo "estendido" se deve à consideração adicional das forças hidrodinâmicas que dependem da velocidade linear de rotação da embarcação em relação ao fluido.

A seguir, uma descrição mais detalhada de cada modelo é apresentada.

#### 4.1 Modelo de Abkowitz (M-A)

O modelo hidrodinâmico desenvolvido por Abkowitz originalmente se baseia na teoria de identificação de sistemas para descrever as forças hidrodinâmicas que atuam em um navio manobrando. A teoria de identificação de sistemas consiste na construção de modelos matemáticos de sistemas dinâmicos através da observação e correlação de dados de entrada/saída.

O modelo, através de ensaios realizados com *PMMS (Planar Motion Mechanisms)* ou mesmo através de ensaios realizados em escala real, relaciona as forças medidas com as velocidades da embarcação relativas ao fluido, incluindo a velocidade relativa de rotação da embarcação.

No caso das medições em escala real, técnicas de identificação de sistemas permitem relacionar quaisquer variáveis de "entrada" (como por exemplo, o aproramento do navio, o ângulo do leme, as velocidades relativas do navio ao fluido) a variáveis de "saída", que são os coeficientes de manobra e a corrente característica da condição analisada. Os coeficientes obtidos são então válidos para uma análise em escala real, sem o efeito problema de escala.

As forças medidas são posteriormente aproximadas por expressões, que são obtidas através de expansões em série de Taylor. As expressões polinomiais resultantes descrevem as forças hidrodinâmicas atuantes na embarcação, relacionando-as às velocidades relativas. O M-A originalmente considerava forças devidas à presença de leme e hélices. Para a análise deste trabalho, essas forças não foram consideradas, pois normalmente os hélices são retirados de embarcações adaptadas para utilização como *FPSOs* e os lemes são fixos na posição neutra ( $\delta=0$ ). As forças hidrodinâmicas são então representadas pela seguinte formulação:

Capítulo 5.1.1.

Como o M-A foi desenvolvido originalmente para a análise da manobra de navios, no que se refere aos requisitos necessários para a análise de navios amarrados (*FPSO, turret, DICAS*), o mesmo é limitado. A expansão em série de Taylor realizada para ajustar as forças hidrodinâmicas medidas na embarcação é restrita a pequenos ângulos de deriva da embarcação. Com isso, pode-se dizer que o modelo não representa de forma realista o comportamento do sistema para grandes ângulos de deriva. Podem ocorrer situações durante simulações ou análises de bifurcações em que o ângulo de deriva venha a apresentar um valor alto, e nessas condições o comportamento do M-A pode estar diferindo bastante do comportamento real de uma embarcação.

A expansão em série de Taylor do M-A também está sujeita a disparidades nos termos de ordem superior ( $\geq 3$ ), que estão intimamente ligadas às medidas experimentais que servem de base para obter as derivadas hidrodinâmicas. Assim, para uma mesma embarcação ensaiada em várias instituições, os valores das derivadas hidrodinâmicas de ordem superior podem variar drasticamente, podendo até mesmo se observar uma mudança nos sinais das mesmas. A seguir, são apresentados alguns resultados publicados em outros trabalhos, que ilustram esse fato. A influência dessas variações no comportamento do sistema serão mostradas em mais detalhe no Capítulo 5.2.1.3, a seguir.

onde  $F_{hx}$ ,  $F_{hy}$  e  $M_{hz}$  são as forças hidrodinâmicas na direção longitudinal, na direção transversal e o momento hidrodinâmico atuantes no casco da embarcação, respectivamente. Essa notação também é utilizada para os demais modelos hidrodinâmicos. Os valores utilizados para cada derivada hidrodinâmica são apresentados no

$$\begin{aligned}
 F_{hx} &= -R + X^{vw}vr \\
 F_{hy} &= Y^v v + \frac{6}{1} Y^{vv} v^3 + \frac{2}{1} Y^{vv} vr^2 + Y^r r + \frac{6}{1} Y^{mr} r^3 \\
 M_{hz} &= N^v v + \frac{6}{1} N^{vv} v^3 + \frac{2}{1} N^{vv} vr^2 + N^r r + \frac{6}{1} N^{mr} r^3
 \end{aligned}
 \tag{4.2}$$

(demais derivadas), ficaram da forma:

As equações do M-A, após serem consideradas apenas as derivadas hidrodinâmicas disponíveis para a embarcação escolhida para o presente trabalho (*Esso Osaka*) listadas nas referências [3] ( $Y^{vw}$ ,  $Y^{mm}$ ,  $N^{vw}$  e  $N^{mm}$ ) e [23]

$$\begin{aligned}
 F_{hx} &= -R + \frac{2}{1} X^{vv} v^2 + \frac{2}{1} X^{mr} r^2 + \frac{2}{1} X^{vw} v^2 u + X^{wv} vr + X^{vv} vr u \\
 F_{hy} &= Y^v v + \frac{6}{1} Y^{vv} v^3 + \frac{2}{1} Y^{vv} vr^2 + Y^{vu} v u + \frac{2}{1} Y^{vu} vu^2 + Y^r r + \frac{6}{1} Y^{mr} r^3 + \frac{2}{1} Y^{vw} vr^2 + Y^{ru} r u + \frac{2}{1} Y^{ru} ru^2 \\
 M_{hz} &= N^v v + \frac{6}{1} N^{vv} v^3 + \frac{2}{1} N^{vv} vr^2 + N^{vu} v u + \frac{2}{1} N^{vu} vu^2 + N^r r + \frac{6}{1} N^{mr} r^3 + \frac{2}{1} N^{mv} vr^2 + N^{ru} r u + \frac{2}{1} N^{ru} ru^2
 \end{aligned}
 \tag{4.1}$$

Tabela 1: Derivadas hidrodinâmicas de 1ª e 3ª ordens em relação ao ângulo de incidência da correnteza sobre um mesmo navio, obtidas por diferentes instituições [25]

Laboratório	1	2	3	4	5
$Y^u = \left( \frac{\partial Y}{\partial \psi} \right)$	0.384	0.343	0.371	0.370	0.329
$N^u = \left( \frac{\partial N}{\partial \psi} \right)$	0.146	0.144	0.121	0.128	0.137
$Y^{uvv} = \left( \frac{\partial^2 Y}{\partial \psi^2} \right)$	1.225	1.862	1.304	1.024	1.230
$N^{uvv} = \left( \frac{\partial^2 N}{\partial \psi^2} \right)$	-0.028	-0.091	0.081	-0.636	-0.039

Tabela 2: Derivadas hidrodinâmicas para modelos do Esso Osaka [23]

$L_{pp}$ (m)	2.5	3.0	4.0	4.6	6.0
Construção do modelo	CLH 1)	C 2)	C	CLH	CLH
Origem do eixo coordenado	G 3)	0	G	0	G
Eixo do momento hidrodinâmico de yaw	0 4)	0	G	0	0
Derivadas hidrodinâmicas					
$m^i - X^u$	-	0.2921	-	0.2910	0.2920
$m^i - Y^u$	-	0.5054	-	0.5060	0.4890
$I^{zz} - N^i$	-	0.0286	-	0.0266	0.0277
$-X^u$	-	0.0213	-	0.0198	0.0216
$-Y^u$	-	0.2346	-	0.2348	0.2190
$-N^i$	-	0.0117	-	0.0079	0.0108
$-X^u/m^i$	-	0.0787	-	0.0729	0.0800
$-Y^u/m^i$	-	0.8662	-	0.8656	0.8100
$-N^i/I^{zz}$	-	0.6940	-	0.4201	0.6400
$I^{zz}$	-	0.2076	-	0.1831	0.2000
$Y^i$	-0.3840	-0.3431	-0.3711	-0.3695	-0.3290
$Y^i + X^u$	0.0734	0.0687	0.0637	0.0990	0.0814
$Y^i$	0.0932	0.0802	0.0835	0.1303	0.1030
$Y^i$	-1.2294	-1.9197	-1.3660	-1.0855	-1.2850
$Y^i$	0.1334	0.3834	0.2183	0.3072	0.1250
$Y^i$	-0.2922	-0.4823	-0.3360	-0.4667	-0.4190
$Y^i$	0.0182	0.0182	0.0351	-0.1335	0.0099
$N^i$	-0.1456	-0.1439	-0.1214	-0.1618	-0.1371
$N^i$	-0.0533	-0.0603	-0.0530	-0.0584	-0.0604
$N^i$	0.0045	0.0672	-0.1017	0.5811	0.0165
$N^i$	-0.2353	-0.2840	-0.3060	-0.0828	-0.2740
$N^i$	0.0499	0.0798	0.0336	0.1883	0.0438
$N^i$	-0.0127	-0.0166	-0.0158	0.0455	-0.0162

Notas: 1) "CLH" significa que o modelo consiste de casco, leme e hélice.  
 2) "C" significa que o modelo consiste somente de casco.  
 3) "G" significa centro de gravidade.  
 4) "0" significa meia-nau.  
 Forças e momento hidrodinâmicos adimensionais são definidos dividindo-os por  $\frac{1}{2}\rho L^2 U^2$  e  $\frac{1}{2}\rho L^2 U^2$  respectivamente.

## 4.2 Modelo de Takashina (M-T)

O modelo desenvolvido por Takashina para a análise de navios rebocados também relaciona as forças hidrodinâmicas medidas em ensaios às velocidades relativas do fluido em que o sistema está operando. As principais diferenças entre a metodologia desenvolvida por Takashina e a desenvolvida por Abkowitz está na maneira de aproximar matematicamente os resultados de ensaios e nas hipóteses utilizadas para a realização dos ensaios.

Os ensaios necessários para a obtenção dos coeficientes utilizados no M-T incluem ensaios de arrasto estático (*static drift tests*) e ensaios de rotação em yaw (*yaw rotating tests*).

O primeiro ensaio consiste em rebocar um modelo da embarcação de interesse, fixo e com um determinado ângulo relativo à direção do deslocamento do reboque (que representa a direção de incidência da correnteza). Dessa maneira, variando os ângulos relativos, é possível gerar três curvas: uma para as forças longitudinais, outra para as forças transversais e uma para os momentos atuando na embarcação, todas em função do ângulo de deriva ou do ângulo de incidência da correnteza.

O segundo ensaio é realizado através de uma instalação que rotaciona o modelo da embarcação com uma velocidade constante no fluido e realiza as mesmas leituras do ensaio anterior.

De posse dos dados obtidos dos ensaios acima, o próximo passo é realizar um ajuste matemático dos dados. A partir de relações cinemáticas relativas às condições dos ensaios de rotação em yaw, pode-se exprimir as forças hidrodinâmicas em termos de uma série de Fourier em função do ângulo de deriva. Após encontrar os coeficientes mais significativos para representar as forças medidas nos ensaios, o modelo pode ser expresso em função das velocidades relativas, como o M-A, através da utilização de relações cinemáticas definidas para o segundo ensaio. O modelo obtido pode então ser representado da seguinte forma:

$$\begin{aligned} F_{hx} &= X_u^u + X_{vr} \\ F_{hy} &= Y_v^v + Y_{uv}^{uv} + Y_{uv^3}^{uv^3} + Y_{ur}^u + Y_{ur^3}^{ur^3} + Y_{vr}^v + Y_{vr^3}^{vr^3} \\ M_{hz} &= N_v^v + N_{uv}^{uv} + N_{uv^3}^{uv^3} + N_{vr}^v + N_{vr^3}^{vr^3} + N_{ur}^u + N_{ur^3}^{ur^3} + N_{uvr}^{uvr} + N_{uvr^3}^{uvr^3} \end{aligned} \quad (4.3)$$

Pode-se notar que os coeficientes obtidos através deste método diferem dos coeficientes obtidos pelo M-A. Isso se deve ao fato de que o método matemático utilizado para ajustar as forças hidrodinâmicas é diferente para cada modelo (série de Taylor para o M-A e série de Fourier para o M-T), e assim os coeficientes considerados representativos para cada modelo são diferentes.

Para levar em consideração os efeitos de águas rasas a seguinte função de correção é utilizada:

$$g(T/h) = 1 / \left[ \left( \frac{T}{h} \right) + \left\{ \left( \frac{T}{h} \right) \cot \left( \frac{\pi}{2} h \right) \right\}^p \right] \quad (4.4)$$

onde  $p$  é uma constante experimental, determinada para cada grau de liberdade do navio.

Dois modificações foram introduzidas no modelo de Takashina para o estudo da dinâmica do sistema navio-monóbia através de simulações. Em primeiro lugar, os coeficientes hidrodinâmicos adimensionais foram dimensionalizados na simulação digital, de tal forma que não é necessário utilizar variáveis de movimento adimensionais. A outra modificação foi introduzida no termo  $F_{Hx}$  da equação (4.3) substituindo  $X_{au}$  por  $0.5C_{ax}TLu^2$ , onde  $C_{ax}$  é extraído da resistência de atrito do navio (placa plana com correção  $k$  e do Número de Reynolds). No caso do método de análise de autovalores, a própria curva de resistência da embarcação (-R) foi utilizada.

As forças e momento devidos à corrente são levados em conta no modelo, substituindo as velocidades absolutas de avanço e deriva ( $u$  e  $v$ , respectivamente) na equação (4.3) pelas correspondentes velocidades relativas ( $u_r$  e  $v_r$ ) do navio em relação ao meio fluido na simulação.

As principais diferenças entre o M-A e o M-T residem no fato de o M-A fazer uso de ensaios em que o ângulo de deriva é sempre pequeno (ensaios de manobra), ao contrário do M-T, e no ajuste matemático utilizado para cada caso.

### 4.3 Modelo de Obokata (M-O)

O M-O é baseado exclusivamente em ensaios de arrasto estáticos, realizados da mesma maneira que o primeiro tipo de ensaio descrito para o M-T. Dessa forma, o efeito de *cross-flow* domina as medidas de forças e momento hidrodinâmicos realizadas. O M-O se utiliza dessas medidas e de uma definição de "velocidade seccional relativa da correnteza" para compor as forças e momento hidrodinâmicos totais. Essa correção introduzida através do conceito de "velocidade seccional relativa da correnteza" permite levar em conta no M-O o efeito da velocidade de rotação da embarcação no movimento da embarcação. Segundo Obokata, o comportamento dinâmico da embarcação é representado pelo modelo matemático dessa maneira.

O M-O pode ser expresso da seguinte forma:

$$\begin{aligned} F_{Hx} &= 0.5\rho T \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [C_{Hx}(\psi_{cx})V_{cx}^2] b \, dx \\ F_{Hy} &= 0.5\rho T \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [C_{Hy}(\psi_{cx})V_{cx}^2] b \, dx \\ M_{Hz} &= 0.5\rho TL^2 C_{Hx}(\psi_{cx})V_{cx}^2 + 0.5\rho T \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} [C_{Hz}(\psi_{cx})V_{cx}^2 - C_{z0}(\psi_{cx})V_{cx}^2] b \, dx \end{aligned} \quad (4.5)$$

onde:  $V_{cx} = \sqrt{(-u)^2 + (-v - r\ell)^2}$  é a velocidade seccional relativa da correnteza;

$$\psi^{ex} = \arctan \left( \frac{-u}{-v - r\ell} \right) \text{ é o ângulo de incidência seccional relativo da correnteza.}$$

Pode-se notar que as forças hidrodinâmicas são representadas por expressões que são integradas ao longo do comprimento do navio ( $\ell$  variando de  $-L/2$  a  $L/2$ ). Quando  $r=0$ , as expressões se tornam funções apenas do ângulo de incidência relativo da correnteza e da velocidade relativa da correnteza. As curvas de coeficientes obtidas para essa condição são similares às obtidas para os modelos M-ACE e M-T para a condição  $r=0$ , como será mostrado a seguir. Elas podem ser obtidas de várias fontes, como por exemplo a partir de trabalhos como as publicações da OCIMF [42].

Durante a simulação, o coeficiente é calculado por uma interpolação linear dos pontos fornecidos na entrada de dados, de acordo com o ângulo relativo entre a correnteza e o navio.

#### 4.4 Modelo de Asa Curta Estendido (M-ACE)

O M-ACE, apresenta um princípio muito semelhante ao M-O, porém nele as forças hidrodinâmicas são divididas em "parcelas estáticas" e "parcelas dinâmicas". A parcela estática é calculada através de uma formulação heurística que incorpora dois efeitos: o comportamento de um fólio de baixa razão de aspecto (asa curta) para pequenos ângulos de deriva e a teoria de *cross-flow* para grandes ângulos de deriva. Esses dois efeitos são mesclados na formulação de tal forma que cada um deles domina na respectiva região de ângulos de deriva. Dessa forma, dados alguns valores e coeficientes da embarcação de interesse, é possível obter curvas semelhantes às levantadas para o M-O. Vale lembrar que, como o M-ACE faz uso de regressões estatísticas de embarcações semelhantes, algumas peculiaridades de um determinado modelo podem estar sendo ignoradas, falseando portanto o resultado final. O modelamento do M-ACE prevê que o navio a ser utilizado seja um navio petroleiro típico, e não exatamente o navio de interesse (daí uma das dificuldades de se comparar os modelos hidrodinâmicos).

As forças hidrodinâmicas de interação com a correnteza são representadas da seguinte forma no M-ACE:

$$\begin{aligned} F_{Hx} &= \frac{1}{2} \rho L T C_{1c} (\psi^{cr}) V_z^{cr} \\ F_{Hy} &= \frac{1}{2} \rho L T C_{2c} (\psi^{cr}) V_z^{cr} \\ M_{Hz} &= \frac{1}{2} \rho L^2 T C_{3c} (\psi^{cr}) V_z^{cr} \end{aligned} \quad (4.6)$$

$$\begin{aligned}
 F_{Hx} &= \frac{1}{2} \rho L T C_{LTC_{hc}}(\psi^{\alpha}) V^{\alpha 2} - \frac{4}{16} \rho \pi T^2 L^2 \cdot v r - \frac{1}{16} \rho \pi T^2 L^2 \cdot \frac{|u|}{u} \\
 F_{Hy} &= \frac{1}{2} \rho L T C_{LTC_{2c}}(\psi^{\alpha}) V^{\alpha 2} + \frac{4}{1} \rho \pi T^2 L^2 \left( 1 - 4 \cdot 4 \frac{L}{B} + 0.160 \frac{L}{B} \right) \cdot u r - 0.035 \rho T L^2 \cdot v r - 0.007 \rho T L^3 |r| \\
 M_{Hz} &= \frac{1}{2} \rho L^2 T C_{MTC_{hc}}(\psi^{\alpha}) V^{\alpha 2} - \frac{1}{8} \rho \pi T^2 L^2 \left( 1 + 0.16 \frac{L}{B} - 2.2 \frac{L}{B} \right) \cdot |u| r - \frac{3 C_y}{20} \rho T L^3 \cdot |v| r - \frac{32}{C_y} \rho T L^4 \cdot |r|
 \end{aligned}$$

Com a inclusão dessas parcelas, o M-ACE fica da seguinte forma:

a interação entre velocidades de *sway* e *yaw*, através da Teoria de *Cross-Flow*.

de dois fenômenos: a interação entre velocidades de *surge* e *yaw*, através da Teoria de Jones para uma asa curta, e

A parcela dinâmica devido à rotação em *yaw* do navio (a "extensão" do modelo) é obtida através da representação

coeficientes de *cross-flow drag*.

baseados não apenas na teoria de asas de baixa razão de aspecto, mas sim na combinação desta com os

Observando-se a equação (4.7), percebe-se que os "Coeficientes de Asa Curta", acima desenvolvidos, são

$C_{y^{\alpha}}$  e o coeficiente de arraste lateral para  $\psi^{\alpha} = 90^\circ$ ,  $C_{z^{\alpha}}(90^\circ)$ .

$\xi$  é a distância entre o centro de pressão hidrodinâmica e a seção-mestra do navio;

S é a superfície molhada do casco do navio;

onde:  $C_B$  é o coeficiente de bloco do navio;

$$\begin{aligned}
 C_{hc}(\psi^{\alpha}) &= \left[ \frac{0.09375}{S} (\log(Re) - 2)^2 \frac{\pi L}{8} \cos(\psi^{\alpha}) + \frac{1}{\pi T} (\cos(3\psi^{\alpha}) - \cos(\psi^{\alpha})) \right] \\
 C_{2c}(\psi^{\alpha}) &= \left[ C_y - \frac{\pi T}{2L} \left[ \sin(\psi^{\alpha}) |\sin(\psi^{\alpha})| + \frac{\pi T}{2L} \sin^3(\psi^{\alpha}) \right] + \left[ 1 + \frac{1}{C_B} \right] \sin(\psi^{\alpha}) |\cos(\psi^{\alpha})| \right] \\
 C_{6c}(\psi^{\alpha}) &= \frac{L}{\xi} - \frac{\pi T}{2L} \left[ \sin(\psi^{\alpha}) |\sin(\psi^{\alpha})| - \frac{L}{\pi T} \sin(\psi^{\alpha}) \cos(\psi^{\alpha}) \right] + \\
 &\quad - \left[ \frac{1 + |\cos(\psi^{\alpha})|}{2} \right] \left[ \frac{L}{\pi T} \left[ 1 - 2.4 \frac{L}{T} \right] \sin(\psi^{\alpha}) |\cos(\psi^{\alpha})| \right]
 \end{aligned}
 \tag{4.7}$$

## 5 Análise de estabilidade

Este Capítulo apresenta os resultados obtidos através da aplicação do método de análise dos autoválcores sobre a influência de alguns parâmetros no comportamento dinâmico de um FPSO amarrado em alto-mar. São analisados parâmetros que fazem parte do modelo hidrodinâmico de correnteza utilizado, além de alguns parâmetros específicos de um sistema de amarração tipo *DICAS*. Os parâmetros dos modelos hidrodinâmicos de correnteza foram analisados fazendo-se uso de um sistema de amarração tipo *turret*, que permite um estudo mais completo dos seus efeitos sobre o comportamento dinâmico do mesmo.

### 5.1 Comparação de Modelos Hidrodinâmicos

Para entender melhor a influência na escolha dos modelos hidrodinâmicos utilizados em uma análise de um sistema tipo FPSO baseado em um navio, os quatro modelos hidrodinâmicos selecionados foram analisados através do método dos autoválcores. O sistema escolhido foi um *turret*, pelos motivos já apresentados na introdução. Seguem as características do sistema escolhido, bem como os parâmetros analisados de cada modelo, uma breve observação sobre como foi atingida a equivalência de certos parâmetros dos modelos, e finalmente uma apresentação dos resultados obtidos.

#### 5.1.1 Características do Sistema e Dados Utilizados

Este capítulo é dedicado à descrição do TMS (*Turret Mooring System*, Sistema de Amarração *Turret*) utilizado nas análises e dos parâmetros utilizados em cada um dos modelos hidrodinâmicos para representar o navio de interesse. É importante ressaltar que é virtualmente impossível representar exatamente o mesmo navio através de cada um dos modelos hidrodinâmicos. A própria natureza de cada um deles impede a reprodução de todos os aspectos do navio.

As características principais do navio, comuns a todos os modelos, são apresentadas na Tabela 3 e na Tabela 4. A embarcação escolhida para as análises foi o *Esso Osaka* ([3], [23]), um navio representativo dos grandes navios petroleiros (VLCC, *Very Large Crude Carrier*) que são utilizados pela Petrobrás hoje em dia como FSO/FPSOs.

Tabela 3: Características do navio no TMS analisado

Parâmetro	Símbolo	Unidade	Magnitude
Comprimento entre perpendiculares	$L_{pp}$	M	325
Boca	B	M	53,0
Calado	d	M	21,7
Deslocamento	M	Tons	318379
Coefficiente de Bloco	$C_b$	Adim.	0,831
Superfície Molhada	$S_w$	m <sup>2</sup>	22723



$$X_{pr} = 0.127$$

$$Y_v = -0.391, Y_{vw} = -3.366, Y_{vr} = -0.674, Y_r = 0.0546, Y_{rr} = 0.0351$$

$$N_v = -0.157, N_{vw} = -1.017, N_{vr} = 0.0915, N_r = -0.0719, N_{rr} = -0.0158$$

derivadas hidrodinâmicas utilizadas para representar o Esso Osaka neste trabalho foram:

hidrodinâmicas de correnteza atuantes na embarcação com as velocidades da embarcação relativas ao fluido. As derivadas hidrodinâmicas, que relacionam as forças

## 5.1.2 Parâmetros Utilizados no M-A

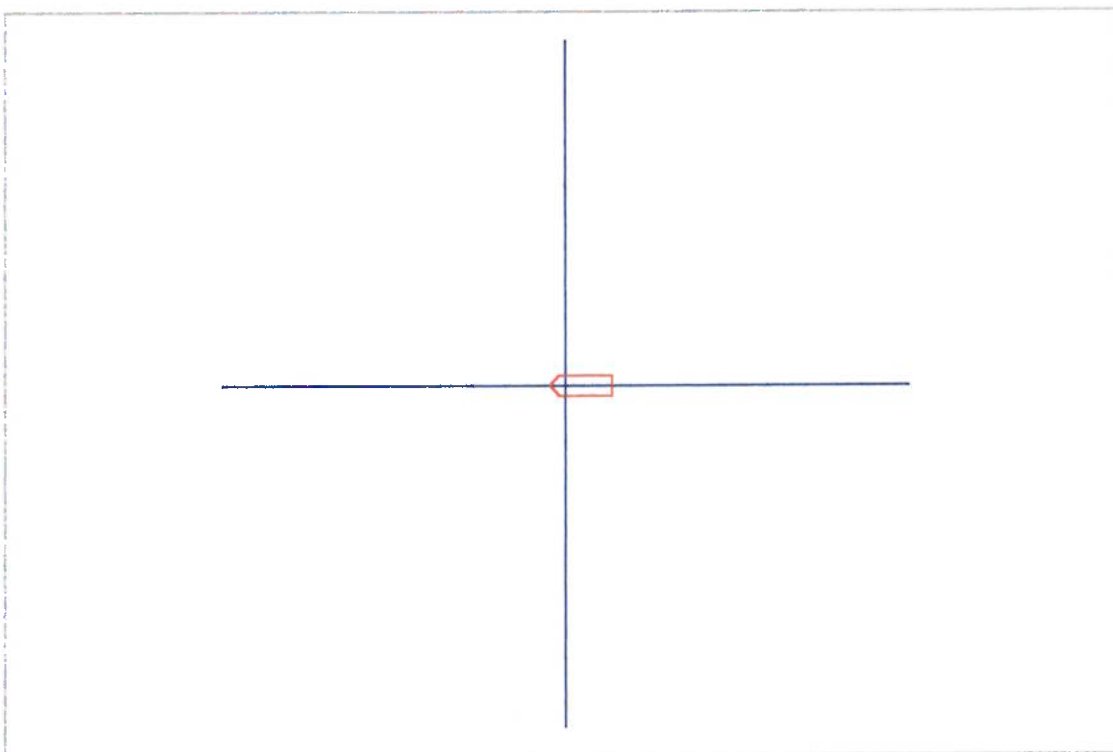
O peso linear original utilizado para todas as linhas foi de 1.510 kN/m; o diâmetro hidrodinâmico utilizado foi de 155.5 mm para todas as linhas. A profundidade em que o sistema foi analisado foi de 700 metros.

Numero da Linha	Comprimento da Linha (m)	Pré-tensão (kN)	Azimute (°)
1	2150	1327.8	0
2	2150	1327.8	90
3	2150	1327.8	180
4	2150	1327.8	270

Tabela 4: Sistema de amarração para lamina d'água de 700 metros

A Figura 9 acima mostra o arranjo geral do sistema de amarração utilizado nas presentes análises. A Tabela 4 mostra as configurações das linhas e pré-tensões do sistema analisado.

Figura 9: Vista superior do arranjo do sistema de amarração utilizado ( $x_0=0,25$ )



A dimensionalização das derivadas hidrodinâmicas para os M-A e M-T foi a mesma utilizada por Takashina [46]:

$$F_{Hx}, F_{Hy} \text{ dimensionalizado} = F_{Hx}, F_{Hy} \frac{1}{2} \rho L T U^2$$

$$M_{Hzd} \text{ dimensionalizado} = M_{Hzd} \frac{1}{2} \rho L^2 T U^2$$

(5.1)

onde:  $F_{Hx}, F_{Hy}$  dimensionalizado e  $M_{Hzd}$  dimensionalizado são as forças e momentos hidrodinâmicos dimensionalizados;

$F_{Hx}, F_{Hy}$  e  $M_{Hzd}$  são as derivadas hidrodinâmicas adimensionais;

$\rho$  é a densidade do fluido;

$L$  é o comprimento ente perpendiculares da embarcação;

$T$  é o calado da mesma; e

$U$  a velocidade do fluido relativa à embarcação.

Para se obter as forças hidrodinâmicas finais dos M-A e M-T, as derivadas hidrodinâmicas devem ser convertidas em forças e momentos hidrodinâmicos dimensionais através das relações (5.1), acima.

O valor da derivada hidrodinâmica  $X_u$ , que relaciona linearmente a resistência da embarcação à velocidade em relação ao fluido da mesma na direção longitudinal, foi substituído na presente análise por uma curva de resistência da embarcação. O valor final de  $X_u$  é encontrado através de uma interpolação da velocidade  $u$  na curva de

resistência da embarcação. A curva de resistência utilizada para representar o *Esso Osaka* segue abaixo:

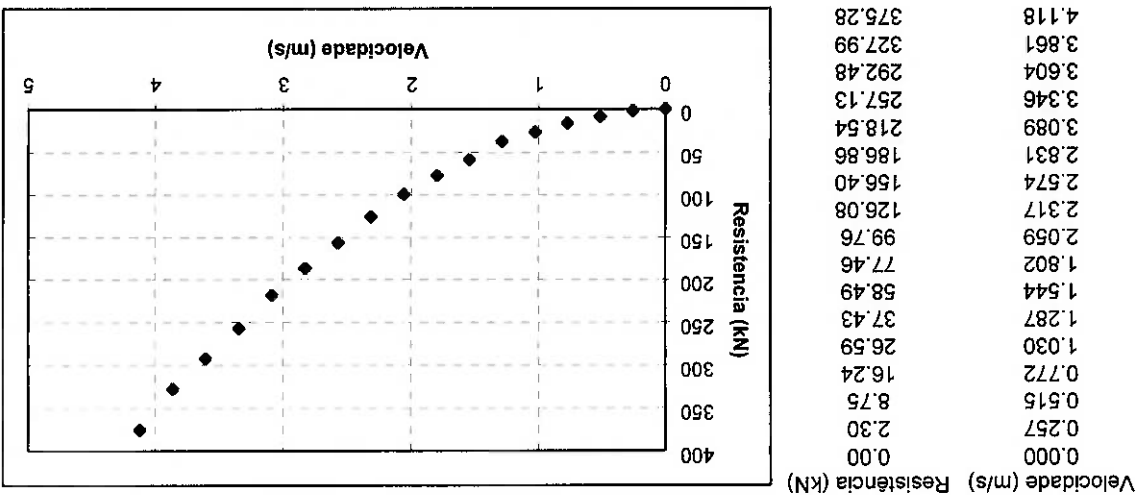


Figura 10: Curva de resistência utilizada para representar  $X_u$  nos M-A e M-T

Um fator importante de comparação entre os vários modelos hidrodinâmicos é exatamente o coeficiente de fricção do casco da embarcação, ou a resistência de arrasto da embarcação. Para embarcações de diferentes tamanhos (ou modelos de diferentes escalas das mesmas), o coeficiente de arrasto longitudinal ( $C_l$ ), e portanto a resistência de arrasto da embarcação variam bastante. A fim de levar em conta este efeito na representação do comportamento da embarcação, este coeficiente tem de ser estimado corretamente. O M-A originalmente não permite essa correção

de escala, porém com a utilização da curva de resistência na representação da força de arrasto hidrodinâmico longitudinal, a correção pode ser considerada. Para um modelo em escala reduzida, o coeficiente de arrasto longitudinal pode ser até uma ordem de grandeza maior que o de um modelo em escala real. A possibilidade de fazer essa correção de escala será considerada nas comparações com os demais modelos hidrodinâmicos.

### 5.1.3 Parâmetros Utilizados no M-T

O Modelo de Takashina também utiliza derivadas hidrodinâmicas para descrever o comportamento de um navio em manobra, porém as derivadas são obtidas de maneira diferente, como descrito no capítulo 4.2. As derivadas utilizadas para representar o Esso Osaka foram:

$$\begin{aligned} X_w &= -0.102 \\ Y_w &= -0.363, Y_{ww} = -1.478, Y_{www} = 0.89, Y_w^{|r|} = 0.105, Y_w^{|l|} = -0.035, Y_w^{|r|} = -0.23 \\ N_y &= -0.0028, N_{yy} = -0.128, N_{yyy} = -0.0324, N_{yyy} = -0.0859, N_y = -0.0544, \\ N_{|r|} &= -0.03, N_{|r|}^{|r|} = 0.0495, N_{|r|}^{|l|} = -0.104 \end{aligned}$$

Da mesma forma que o M-A, o M-T teve a derivada hidrodinâmica  $X_w$  substituída pela resistência da embarcação. A tabela de resistência utilizada para interpolação dos valores de resistência da embarcação foi exatamente a mesma utilizada para o M-A.

Da mesma forma que o M-A, originalmente o M-T não permite considerar uma correção de escala na estimativa da força de arrasto hidrodinâmico longitudinal. Porém, com a utilização da curva de resistência do M-A, novamente se torna possível representar corretamente a força de arrasto hidrodinâmico longitudinal da embarcação analisada. Portanto, o efeito de escala do coeficiente de arrasto hidrodinâmico longitudinal pode ser considerado através da utilização deste modelo.

### 5.1.4 Parâmetros Utilizados no M-O

O Modelo de Obokata necessita de uma curva de forças e momentos estaticamente (através de ensaios de arraste estático) para todas as direções de incidência de correnteza. A curva utilizada neste trabalho foi obtida a partir da curva gerada para o M-ACE. A ideia foi tentar comparar os modelos a partir de embarcações tão semelhantes quanto possível. Usando os mesmos coeficientes de forças para os modelos M-O e M-ACE, garante-se que os mesmos estão representando praticamente a mesma embarcação, dadas as limitações de cada modelo.

$p$  é a densidade do fluido;

$C_{1c}$ ,  $C_{2c}$  e  $C_{3c}$  são os coeficientes adimensionais de forças e momento hidrodinâmicos;

respectivamente;

onde:  $F_{Hx}$ ,  $F_{Hy}$  dimensionalizado e  $M_{Hz}$  dimensionalizado são as forças e momento hidrodinâmicos dimensionalizados;

$$F_{Hx}, F_{Hy} \text{ dimensionalizado} = C_{1c}, C_{2c} \frac{1}{2} \rho L^2 U^2$$

$$M_{Hz} \text{ dimensionalizado} = C_{3c} \frac{1}{2} \rho L^2 U^2$$

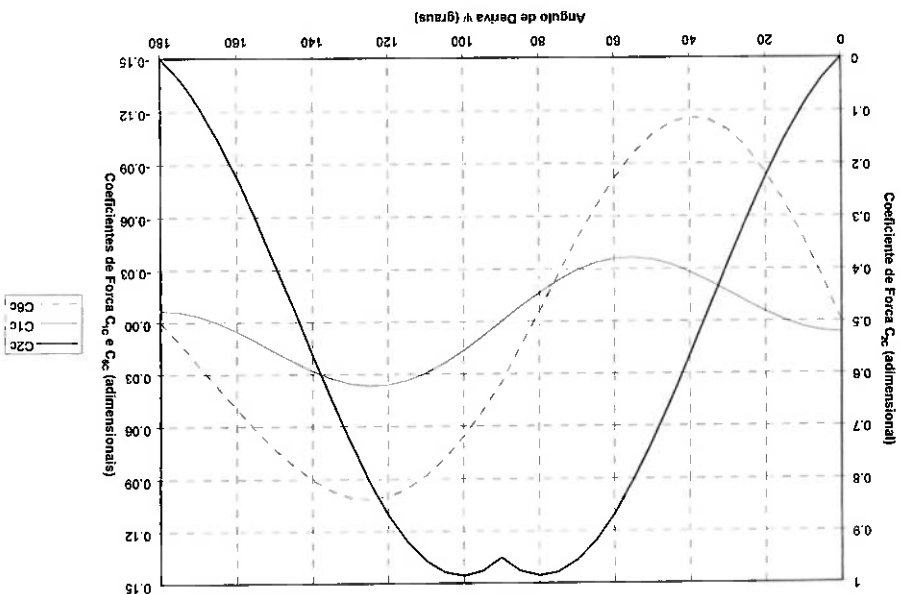
(5.2)

por Simos e Pesce [44];

Os coeficientes de forças e momentos são adimensionalizados através das seguintes relações, também utilizadas curva de bifurcação.

gerar uma curva com muitos mais pontos calculados, mas este procedimento só foi utilizado para a geração da bifurcados encontrados para valores próximos do ponto de bifurcação estarão errados. A solução, neste caso, foi importante uma representação precisa da forma da curva para pequenos ângulos de deriva, ou os equilíbrios bifurcação estática, por exemplo, um número maior de pontos calculados se mostrou necessário. Neste caso, é simulações, uma quantidade maior de pontos calculados pode ser utilizada. Porém, para encontrar a curva de são obtidos através de interpolação linear. Tal curva é apresentada acima (Figura 11). Para aplicações como ângulo de deriva  $\psi$  através do M-ACE, separados de 5° entre si (desde 0° até 180°). Os demais valores da curva As curvas foram obtidas da seguinte forma: são calculados os coeficientes de força para valores singulares do

Figura 11: Coeficientes de forças e momento hidrodinâmico ( $C_{1c}$ ,  $C_{2c}$  e  $C_{3c}$ ) para o M-O



L é o comprimento entre perpendiculares da embarcação;

d é o calado da mesma; e

U a velocidade do fluido relativa à embarcação.

Já o M-C não permite diretamente a correção de escala dos coeficientes de arrasto hidrodinâmico longitudinal. De fato, a única maneira de incorporar essa correção é através do levantamento de um novo conjunto de curvas de forças e momento hidrodinâmicos para o novo modelo a ser analisado. Para cada escala, um novo conjunto de curvas deve ser levantado, porém, da mesma maneira que os M-A e M-T, não existe um mecanismo no modelo original para levar em consideração os efeitos de escala na estimativa de força de arrasto hidrodinâmico longitudinal.

## 5.1.5 Parâmetros Utilizados no M-ACE

O M-ACE depende apenas de 7 parâmetros que são relacionados diretamente com a embarcação analisada. Os valores de tais parâmetros utilizados no presente trabalho são apresentados a seguir:

$$\begin{aligned}L_{pp} &= 325 \text{ m}, d = 21.7 \text{ m} \\ B &= 53 \text{ m}, C_B = 0.831 \\ S_w &= 22723 \text{ m}^2 \\ C_Y &= 0.951, \ell_g = -13.52 \text{ m}\end{aligned}$$

A partir desses parâmetros, automaticamente as curvas dos coeficientes  $C_{yc}$ ,  $C_{zc}$  e  $C_{\delta c}$  são obtidas para a embarcação analisada no presente trabalho. Essa curva é mostrada na Figura 12, abaixo.

Mais adiante, será explicitado que alguns dos valores utilizados para o M-ACE nas análises foram ajustados de forma que as forças hidrodinâmicas fossem iguais para os M-A, M-T e M-ACE, quando a incidência da correnteza era 180° ou 90°, assim como o momento para uma incidência de correnteza a 90° também foi igualado ao do M-T para condições semelhantes.

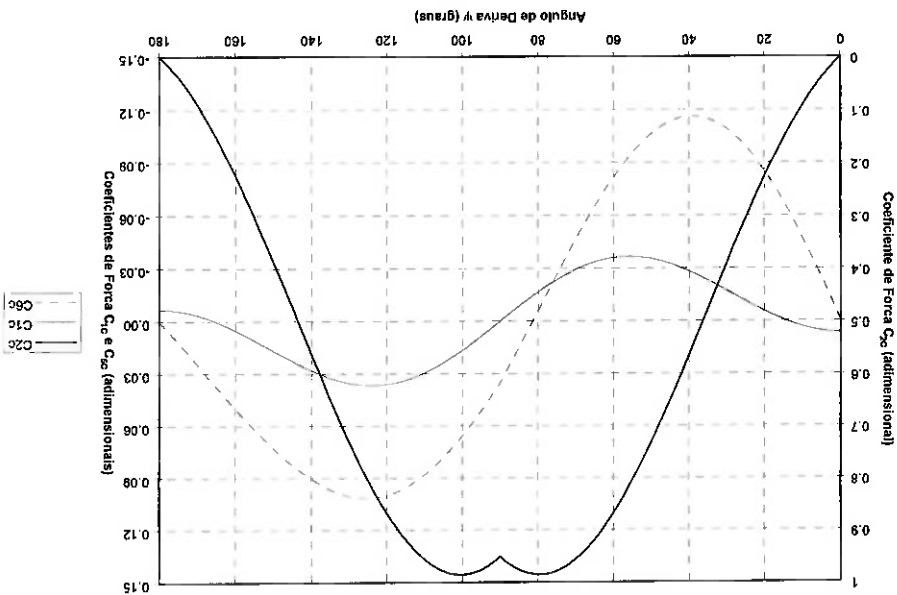
Os valores de  $S_w$ ,  $C_y$  e  $\ell_g$  foram escolhidos no M-ACE de forma a aproximar ao máximo as curvas de coeficientes de arrasto hidrodinâmico com os demais modelos. A aproximação de  $S_w$  permitiu igualar as resistências entre os M-A, M-T e M-ACE. Por consequência, como os coeficientes do M-O são baseados no M-ACE, e os M-A e M-T usam a

coerente para todos os modelos. modelos foram calculados para uma velocidade de correnteza unitária, e são adimensionalizados de maneira isto é devido às próprias características e natureza dos modelos hidrodinâmicos. Os coeficientes de todos os e transversais em algumas condições para a maioria dos modelos, as formas das curvas são bastante diferentes. modelos são apresentadas abaixo, a título de comparação. Nota-se que mesmo igualando-se as forças longitudinais As curvas das forças e momentos hidrodinâmicos atuantes no casco estaticamente (navio fixo) para todos os

## 5.1.6 Comparação Entre as Curvas de Coeficientes de Forças e Momento Hidrodinâmicos

O M-AC é o único dentre os modelos analisados que permite, e até demanda, uma correta avaliação do coeficiente de arrasto hidrodinâmico longitudinal. O modelo incorpora automaticamente qualquer efeito de escala na força hidrodinâmica longitudinal através da primeira parcela de  $C_{1c}$ , que é dependente do Número de Reynolds ( $Re$ ). Com o coeficiente de arrasto hidrodinâmico longitudinal avaliado corretamente através da dependência do  $Re$ , a estimativa da força hidrodinâmica longitudinal fica muito mais próxima da realidade, qualquer que seja o caso analisado.

Figura 12: Coeficientes de forças e momento hidrodinâmico ( $C_{1c}$ ,  $C_{2c}$  e  $C_{3c}$ ) para o M-ACE



mesma curva de resistência, todos os modelos tiveram a resistência (força de arrasto quando a direção de incidência da correnteza é  $180^\circ$ ) igualada.

Da mesma forma, a força de arrasto transversal para a direção de incidência de correnteza igual a  $90^\circ$  (chamada de  $F_{Hy}(90^\circ)$ ) também foi igualada para todos os modelos. A solução encontrada para igualar a  $F_{Hy}(90^\circ)$  para os M-ACE e M-A foi modificar os valores de  $C_y$  e  $Y_{ww}$ , respectivamente para cada modelo, de forma que  $F_{Hy}(90^\circ)$  fosse a mesma encontrada para o M-T. O M-O, por ser baseado nos coeficientes do M-ACE nesta análise, também apresenta a mesma  $F_{Hy}(90^\circ)$ . Dessa forma, garantiu-se que para a direção incidência de correnteza igual a  $90^\circ$ , as forças de arrasto hidrodinâmico transversais eram as mesmas para todos os modelos.

O momento hidrodinâmico para a direção de incidência de correnteza igual a  $90^\circ$  (chamada de  $M_z(90^\circ)$ ) também foi igualada entre os modelos M-ACE e M-T através do termo  $I_g$ . Novamente, o M-O apresenta o mesmo momento que o M-ACE, pelas razões apresentadas acima.

As curvas apresentadas a seguir são representações das verdadeiras curvas, da mesma forma que para o M-O, aqui foram calculados os valores dos coeficientes de forças e momentos para ângulos de deriva separados de  $5^\circ$  entre si. As curvas finais mostram valores interpolados linearmente entre os valores calculados inicialmente. A curva cuja legenda é "Asa Curta" é exatamente a curva utilizada para o M-O. Para os demais modelos, as curvas podem ser calculadas para qualquer valor do ângulo de deriva  $\psi$  com precisão maior do que a mostrada nas Figuras a seguir.

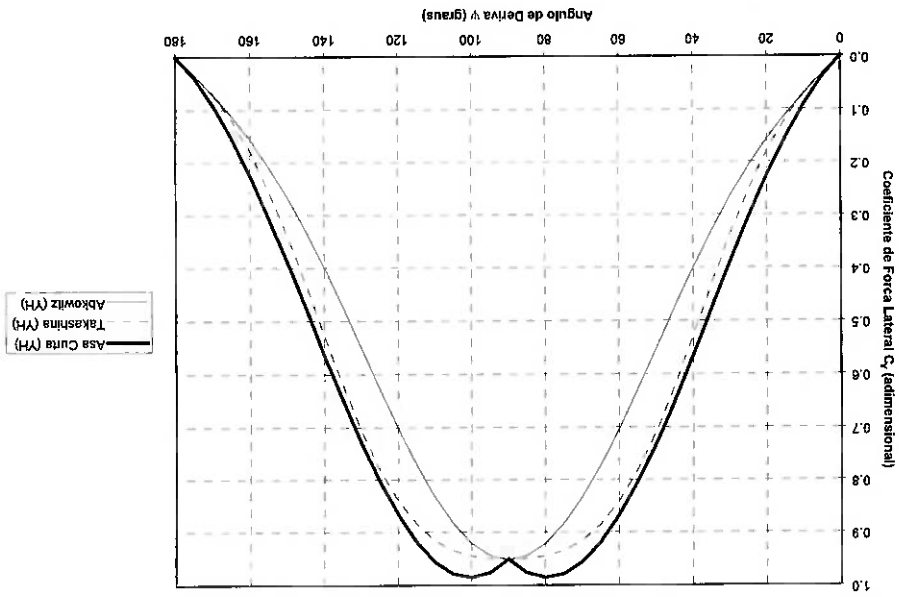


Figura 13: Comparação dos coeficientes de força transversal hidrodinâmica

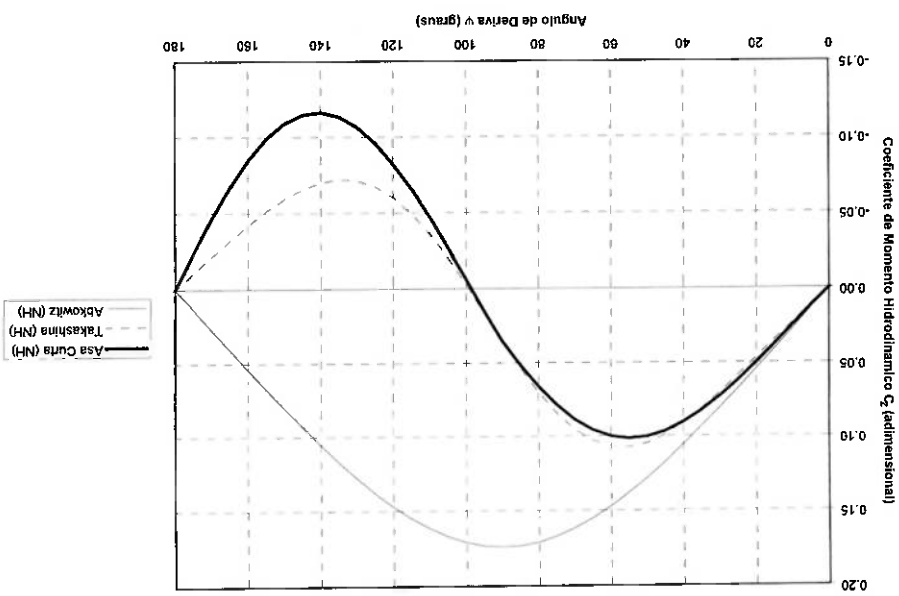
encontradas mais adiante no texto, referente a cada um dos tipos de mapas apresentados. primeiros são apresentados no Capítulo 5.2.1. Explicações mais detalhadas de cada um dos mapas podem ser e/ou espelhadas dos mapas superiores da Figura. Os últimos são apresentados no Capítulo 5.1.8, enquanto os mesmos, de maneira didática. Os mapas inferiores da Figura a seguir são apenas ampliações de regiões simétricas apresentados na figura a seguir são apenas representativos dos mapas reais, de forma a ajudar o entendimento dos todos os formatos de mapas criados para apresentar os resultados da análise de autovalores. Os mapas Uma figura é apresentada a seguir, listando os mapas gerados para este trabalho. A ideia é apresentar e explicar

comportamento do sistema bifurcado muda qualitativamente para alguma posição específica do  $turret$  ( $x_p$ ). de equilíbrio bifurcado, a análise dos autovalores do sistema é novamente realizada, e isso permite verificar se o bifurcação estática de todos os modelos foi calculada e é mostrada para uma região de interesse. Para a condição simulações que permitem comprovar as conclusões qualitativas tiradas a partir do C.C. Além disso, a curva de apresentados neste Capítulo um mapa do "conjunto de catástrofes" (C.C.) para o equilíbrio principal e algumas Os resultados numéricos obtidos para a presente análise permitem chegar a conclusões interessantes. São

### 5.1.7 Apresentação e Análise dos Resultados

e momento hidrodinâmicos. bifurcação para cada modelo, causada pela diferença mostrada aqui nas curvas de coeficientes de força transversal próximo capítulo será apresentada tal curva, e então pode-se apreciar a diferença existente na forma da curva de A forma das curvas influencia especialmente a forma da curva de bifurcação estática de cada um dos modelos. No

Figura 14: Comparação dos coeficientes de momento hidrodinâmico





Na Figura acima, são apresentados os dois tipos mais comuns de mapas obtidos como resultado deste trabalho. Os dois mapas simplificados apresentados à esquerda da Figura se referem aos M-O e M-AC, e os apresentados à direita se referem aos M-A e M-T. Todos os mapas obtidos neste trabalho são variações destes mapas básicos apresentados acima, inclusive no que se refere às suas propriedades.

Para facilitar o entendimento do capítulo a seguir, serão listadas a seguir as propriedades básicas de cada uma das regiões apresentadas com diferentes cores nos mapas básicos simplificados acima:

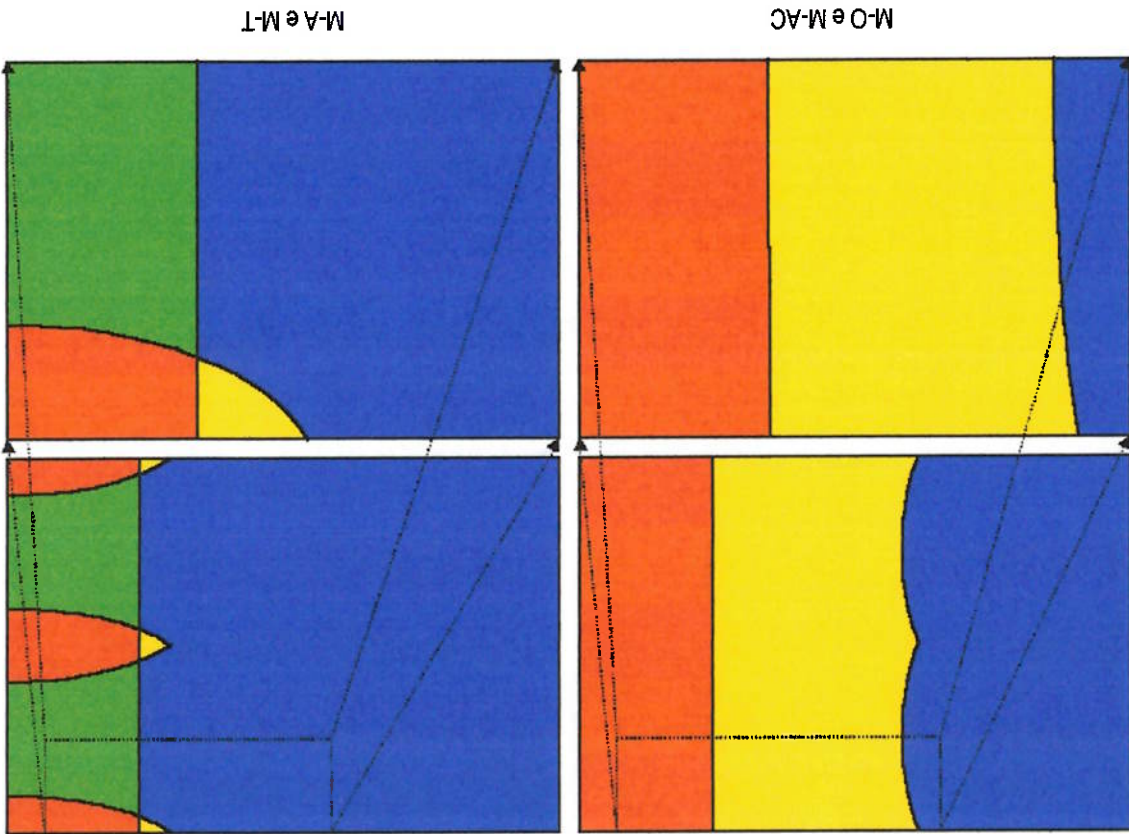
**Verde:** regiões em que o sistema apresenta estabilidade estática (o número de autovalores com parte real positiva é nulo); o comportamento do navio é estável, e a sua trajetória tende a convergir para a posição de equilíbrio;

**Vermelho:** regiões em que o sistema apresenta instabilidade estática (o número de autovalores com parte real positiva é um); o comportamento do navio é instável, e a sua trajetória tende a divergir da posição de equilíbrio;

**Azul:** regiões em que o sistema apresenta instabilidade dinâmica (o número de autovalores com parte real positiva é dois); o comportamento do navio é instável, e a sua trajetória tende a oscilar em torno da posição de equilíbrio (configura-se um ciclo limite);

**Amarillo:** regiões em que o sistema apresenta comportamento cático (o número de autovalores com parte real positiva é maior que dois); a trajetória do sistema não apresenta nenhum aspecto oscilatório periódico.

Figura 15: Exemplo didático de mapas de estabilidade obtidos neste trabalho



### 5.1.8 Análise do Equilíbrio Principal

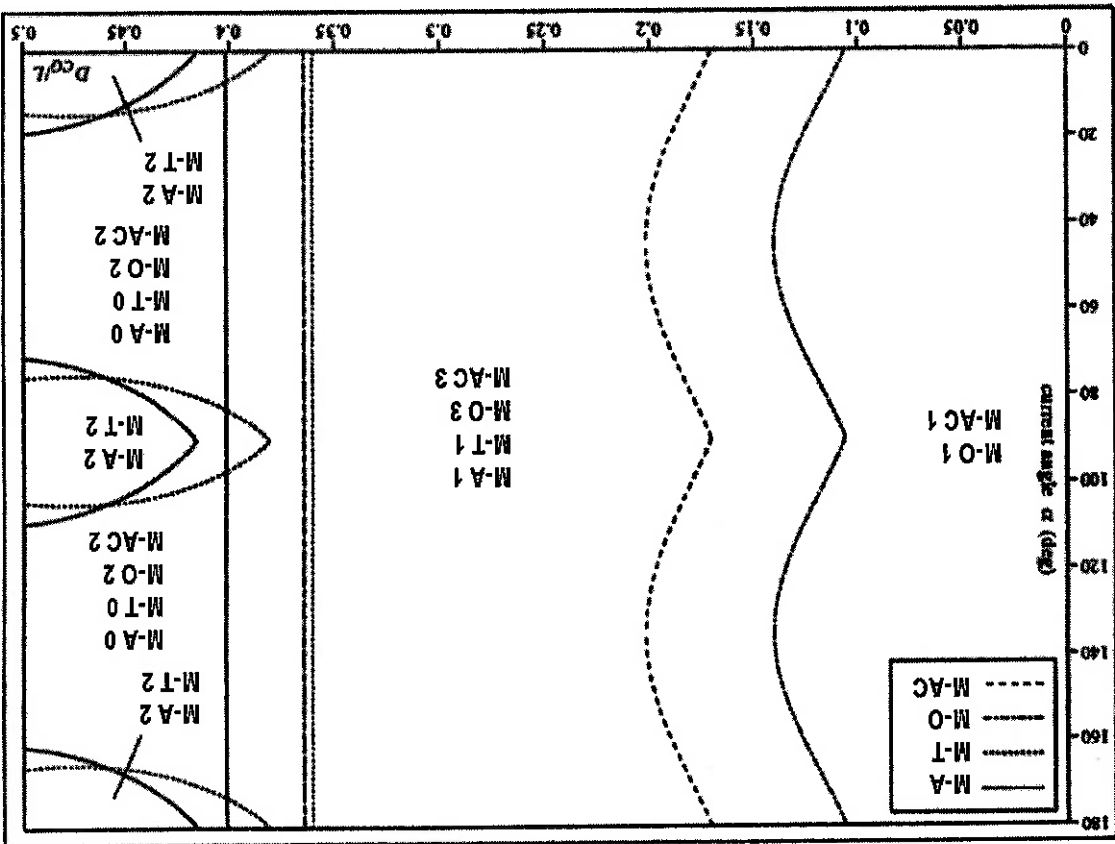


Figura 16: Mapa do "conjunto de catástrofes" analisando o equilíbrio principal

O primeiro resultado apresentado é um C.C. gerado para o equilíbrio principal variando-se dois parâmetros: a posição longitudinal do *turret* (chamada de  $D_{col}$  na Figura 16) e a direção de incidência da correnteza no sistema (chamada de  $\alpha$  na Figura 16). O *turret* é sempre considerado na linha de centro da embarcação. A denominação  $D_{col}$  é equivalente à forma  $x_{p/L}$  utilizada em trabalhos anteriores, e representa a distância do *turret* em relação à meia-nau (na direção da proa) adimensionalizada pelo comprimento da embarcação. Esse parâmetro é variado no eixo horizontal da Figura 16, desde o valor 0,0 (*turret* no centro da embarcação) até o valor 0,5 (*turret* na proa da embarcação). Já o ângulo de incidência da correnteza  $\alpha$  é variado de 0 até 180°. Nota-se uma simetria que ocorre a cada 90° devida à própria simetria geométrica do sistema (que tem linhas de amarração separadas de 90° entre si). De fato, ao variar a direção de incidência da correnteza, varia-se apenas a direção que a correnteza "enxerga" o sistema de amarração, pois o casco do navio, no equilíbrio principal, sempre está alinhado com a direção da correnteza (se  $\alpha=180^\circ$ ,  $\psi=0^\circ$ , e se  $\alpha=0^\circ$ ,  $\psi=180^\circ$ , ou seja, a direção de incidência da correnteza será sempre oposta ao ângulo de deriva da embarcação, no equilíbrio principal). Assim, efetivamente, ao analisar o equilíbrio principal do sistema e variar a direção de incidência da correnteza, de fato varia-se o azimute de todas as linhas

relativo à direção de incidência da correnteza. Ao variar a posição das linhas de amarração, estamos efetivamente variando as restaurações das mesmas e o arrasto e amortecimento associado às mesmas (como as áreas expostas ao escoamento variam, o arrasto e o amortecimento das linhas de amarração variam também).

O C.C. gerado apresenta 4 (quatro) regiões qualitativas diferentes. Cada uma delas apresenta um comportamento qualitativo diferente das demais. As regiões encontradas através da análise de autovalores são:

- Região 0 (R-0): Dentro desta região, o equilíbrio principal analisado é estável. Todas as trajetórias iniciadas próximas ao equilíbrio principal convergem para o mesmo ao longo do tempo. Já que não existem outros equilíbrios que possam atrair ou repelir as trajetórias por causa da geometria do sistema, o sistema eventualmente converge para o equilíbrio principal independentemente das condições iniciais do sistema, resultando em um equilíbrio principal estável. O número de autovalores com parte real positiva encontrado para esta região é igual a 0.
- Região 1 (R-1): Dentro desta região, o equilíbrio principal analisado é instável com um "manifold" instável unidimensional. Uma perda de estabilidade estática ocorre ao cruzar a fronteira entre as regiões R-0 e R-1, com o desenvolvimento de dois equilíbrios adicionais estáveis em R-1 (equilíbrios secundários). As trajetórias nessa região divergem do equilíbrio principal e são atraídas por um dos equilíbrios secundários dependendo das condições iniciais. Tais equilíbrios, mesmo estáticamente estáveis, podem ser dinamicamente estáveis ou instáveis, resultando em trajetórias convergindo para qualquer um dos equilíbrios secundários ou para um ciclo limite em torno deles. O número de autovalores com parte real positiva encontrado para esta região é igual a 1.
- Região 2 (R-2): Dentro desta região, o equilíbrio principal é instável, com um "manifold" instável bidimensional. Uma perda de estabilidade dinâmica ocorre ao cruzar a fronteira entre R-0 e R-2, com o desenvolvimento de um ciclo limite em torno do equilíbrio principal. Nesta região, não existe nenhum outro equilíbrio que possa atrair as trajetórias, assim o sistema oscila em torno do equilíbrio principal. A amplitude das oscilações varia com os parâmetros do sistema, e pode ser examinada através de simulações numéricas. O número de autovalores com parte real positiva encontrado para esta região é igual a 2.
- Região 3 (R-3): Dentro desta região, o equilíbrio principal é instável com um "manifold" instável tridimensional. Nesta região, o equilíbrio principal é estáticamente e dinamicamente instável (isto é, o sistema sofreu perda de estabilidade dinâmica e estática). O comportamento do sistema em torno do equilíbrio principal é de natureza caótica [5]; o sistema, no entanto, não recai em caos devido à existência dos dois equilíbrios secundários estáticamente estáveis que resultam da bifurcação estática que ocorre ao cruzar a R-2 para a R-3. Note que a

fronteira entre estas regiões é praticamente a mesma para os M-O e M-ACE, o que não fica claro na Figura 16. O número de autovalores com parte real positiva encontrado para esta região é igual a 3.

Para analisar o efeito quantitativo de tal variação, e também para validar os resultados obtidos através do C.C., algumas condições foram escolhidas para se realizar simulações. Essas simulações permitem verificar se o comportamento do sistema é realmente o comportamento previsto através da análise de autovalores do sistema para aquela condição e também permitem verificar o comportamento do sistema quantitativamente (por exemplo, no caso de um ciclo limite, qual é a amplitude de oscilação que o sistema atinge, para uma determinada condição). As condições escolhidas foram duas, que foram simuladas para todos os modelos hidrodinâmicos: com o *turret* colocado em  $D_{col}=0,45$ , simulou-se o sistema para  $\alpha=180^\circ$  e  $\alpha=135^\circ$ . Dessa maneira, o comportamento dos M-A e M-T seria qualitativamente diferente, permitindo a validação de alguns dos resultados do C.C. Os resultados foram separados em 4 Figuras, que são apresentadas a seguir:

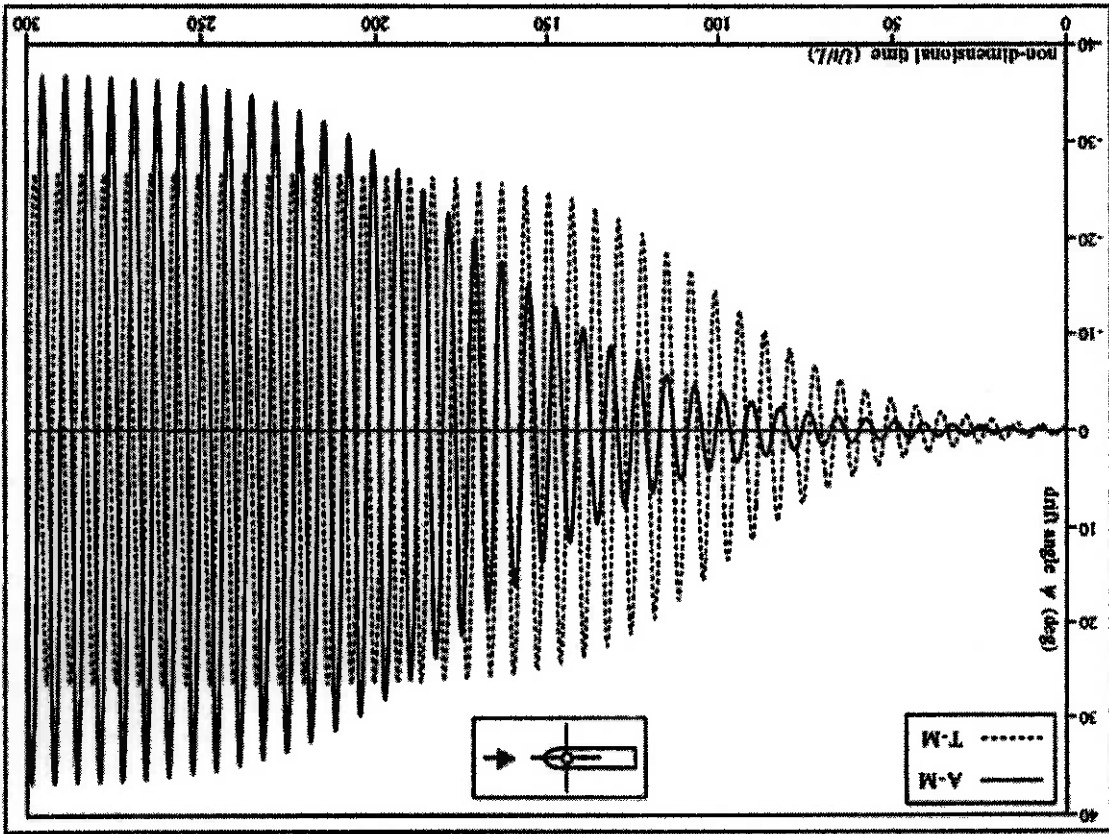


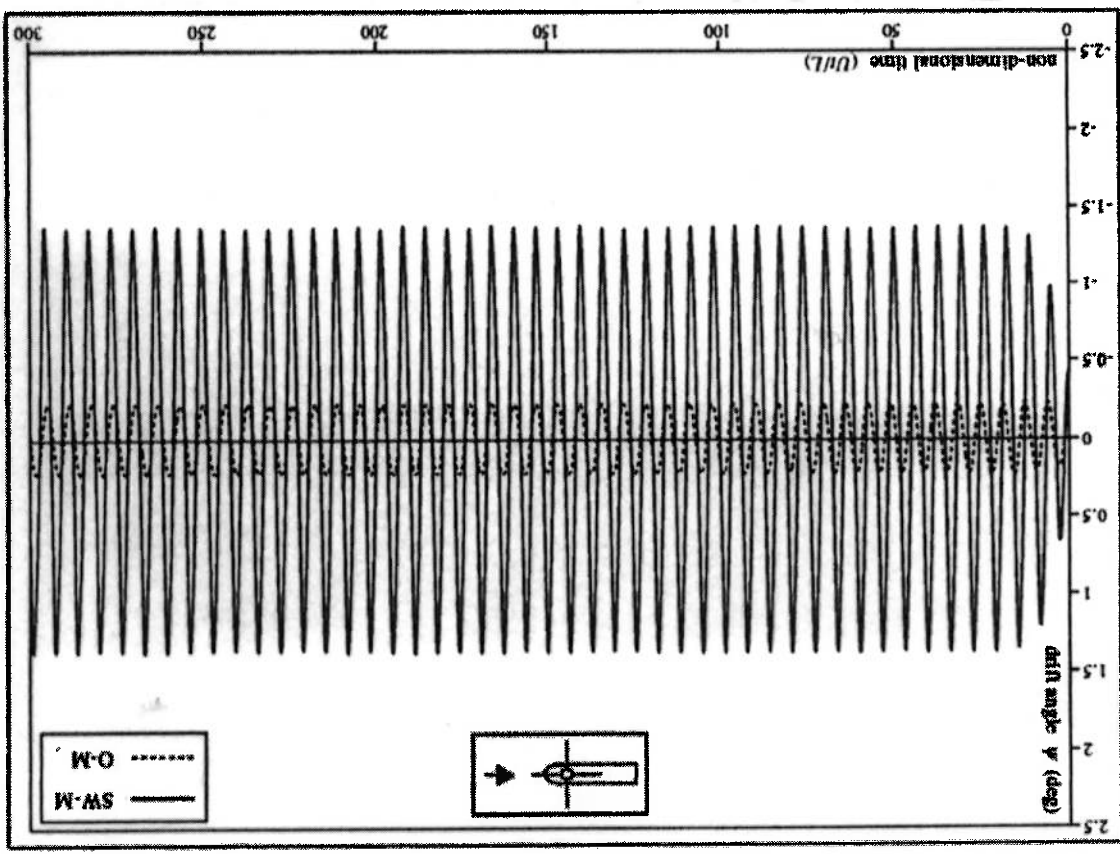
Figura 17: Simulação no domínio do tempo dos M-A e M-T.  $D_{col}=0,45$  e  $\alpha=180^\circ$

A Figura 17 mostra a simulação para  $\alpha=180^\circ$  realizada com os modelos M-A e M-T. Nota-se que os dois modelos assumem um comportamento oscilatório, exatamente como previsto através do C.C. para a condição simulada. É interessante notar que a oscilação do M-A tem uma amplitude um pouco maior do que o M-T, apesar de nenhuma

Figura 18 mostra a mesma situação ou condição da Figura 17 simulada com os M-O e M-ACE. A primeira coisa a ser observada é o fato de que as escalas da Figura 17 e da Figura 18 são diferentes. As oscilações para os M-O e M-ACE são bem menores que para os modelos M-A e M-T. Porém, como esperado dos C.C., o comportamento ainda é oscilatório. As oscilações encontradas para o M-O são bem pequenas (da ordem de  $0.2^\circ$  de amplitude), e o sistema pode ser considerado praticamente estável. Porém, a análise do C.C. mostra que o comportamento do sistema é oscilatório, e é exatamente esse comportamento que é observado nas simulações.

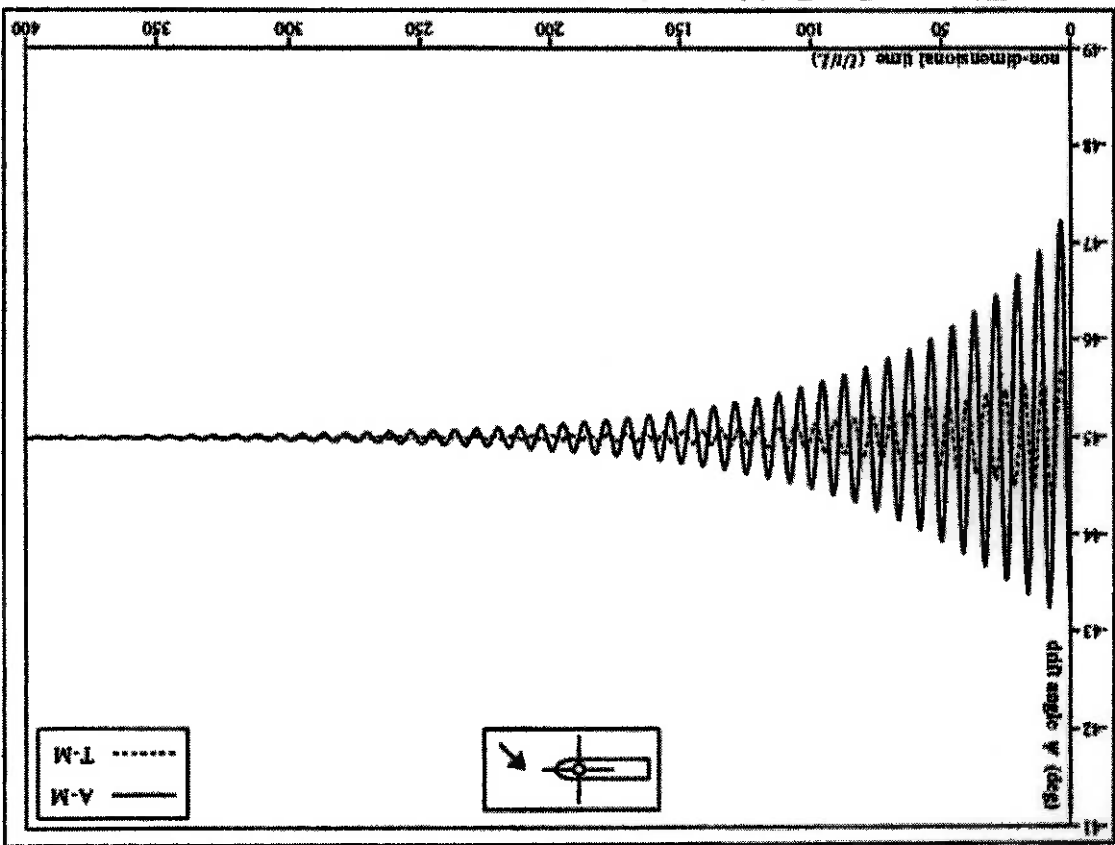
mesma, mas quantitativamente os resultados são extremamente diferentes. Ao utilizar modelos diferentes para as análises, pode-se chegar a conclusões totalmente diferentes a respeito da viabilidade de um sistema a ser analisado. Por exemplo, ao analisar os resultados da Figura 18 apresentada acima, pode-se concluir que um

Figura 18: Simulação no domínio do tempo dos M-O e M-ACE;  $D_{osc}/L=0.45$  e  $\alpha=180^\circ$



o comportamento observado seja causado por uma modelagem ruim para grandes ângulos de deriva do M-A. Como durante a simulação a embarcação assume ângulos de deriva próximos de  $40^\circ$ , pode ser que natureza do M-A, que sabidamente descreve o comportamento do navio de forma menos precisa para ângulos de deriva maiores. Isso pode ser devido à própria conclusão poder ser tirada a respeito do tamanho das oscilações a partir do C.C. Isso pode ser devido à própria

o sistema é viável utilizando-se o M-O ou o M-ACE; porém ao analisar os resultados da Figura 17, pode-se chegar à conclusão de que o mesmo sistema não é viável, pois oscila muito. Obviamente, as diferenças entre os resultados pode ser resultado de dados inconsistentes, mas um esforço considerável foi gasto nas presentes análises tentando aproximar as embarcações representadas pelos modelos hidrodinâmicos.

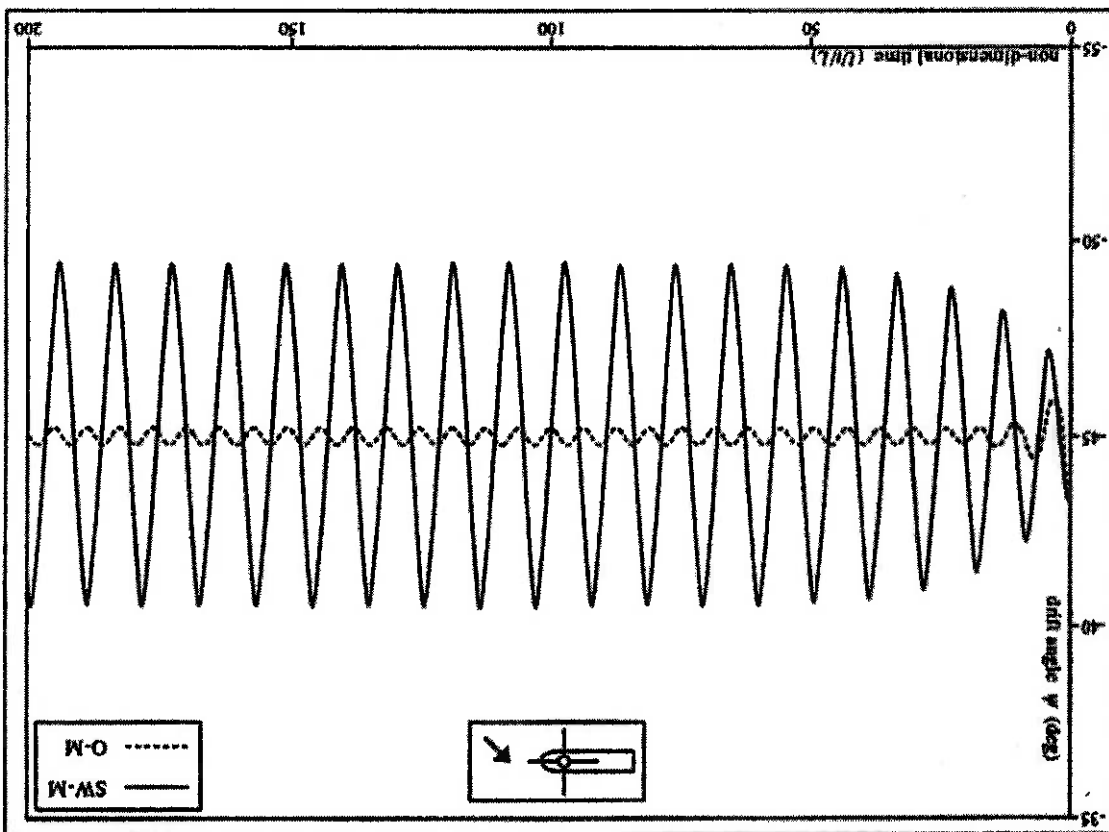


A condição simulada na Figura 19 e na Figura 20 é diferente da apresentada na Figura 17 e na Figura 18 somente no que se refere à posição das linhas em relação à incidência da correnteza. Porém, na Figura 19, nota-se que o comportamento dos M-A e M-T muda qualitativamente (de oscilatório para estável), e isso é comprovado pelo comportamento observado nas simulações. Os M-A e M-T tendem para uma condição estável na situação simulada, como pode ser claramente observado na Figura 19.

Para a simulação dos M-O a M-ACE com  $\alpha=135^\circ$ , observa-se um comportamento semelhante ao encontrado para  $\alpha=180^\circ$ : o sistema oscila, mesmo que com uma amplitude pequena. Esse também era o resultado qualitativo esperado através da análise do C.C. Observa-se, porém, que a amplitude de oscilação do M-ACE aumenta de aproximadamente  $1,5^\circ$  ( $\alpha=180^\circ$ ) para quase  $5^\circ$  ( $\alpha=135^\circ$ ).

Neste caso, os resultados finais obtidos para os quatro modelos são aproximadamente os mesmos, apesar do comportamento qualitativo ser diferente entre os grupos M-A/M-T e M-O/M-ACE. O que se observa neste caso é que as oscilações do M-O, por exemplo, são tão pequenas que para aplicações práticas, o sistema pode ser considerado estável. Independentemente do modelo hidrodinâmico escolhido, o resultado global é praticamente o mesmo, apesar do resultado qualitativo obtido ser diferente para cada um dos grupos. Deve-se sempre ter em mente que o comportamento quantitativo pode ser tão ou mais importante que o comportamento qualitativo nesse tipo de análise.

Figura 20: Simulação no domínio do tempo dos M-O e M-ACE;  $D_{\text{osc}}L=0,45$  e  $\alpha=135^\circ$



## 5.1.9 Influência dos Termos Dependentes Linearmente da Velocidade Relativa Rotacional da Embarcação

A seguinte discussão é baseada no mapa de catástrofe da Figura 16 e nas curvas de bifurcação estática da Figura 22. Em geral, elas mostram que os modelos dentro de cada grupo (Grupo 1: M-A e M-T; Grupo 2: M-O e M-ACE) predizem o comportamento de maneira qualitativamente similar. Além disso, as predições das posições em que ocorre bifurcação estática são quase as mesmas para os dois grupos. Porém, há duas diferenças principais entre os dois grupos: o Grupo 2 modela bem os termos de inércia e aproxima quadraticamente os termos de amortecimento nas forças e no momento hidrodinâmicos ([26], [39]-[41], [44]). A predição da posição da bifurcação estática na Figura 16 é satisfatória, enquanto a da perda dinâmica de estabilidade (bifurcação de Hopf) não é. Os termos de amortecimento de *yaw* nestes modelos são funções não-lineares da velocidade rotacional, que não afetam o mapa de catástrofe da Figura 16. A falta de termos rotacionais no desenvolvimento dos M-O e M-ACE omite assim o amortecimento rotacional de primeira ordem. A diferença observada na bifurcação de Hopf na Figura 16 é devida a estas termos rotacionais de primeira ordem na força lateral e momento hidrodinâmicos. Para provar tal hipótese, as derivadas rotacionais lineares do M-A ( $Y_r$  e  $N_r$ ) e do M-T ( $N_r$ ) são zeradas e os mapas de catástrofe são gerados e traçados na Figura 21. A discrepância na bifurcação de Hopf da Figura 16 é virtualmente eliminada na Figura 21. O modelamento dos termos de amortecimento estático no Grupo 2 também causa as discrepâncias na natureza da inclinação inicial da trajetória do equilíbrio secundário que segue o início da bifurcação estática mostrada na Figura 22. Os resultados da bifurcação estática para os M-O e M-ACE mostram que as trajetórias do equilíbrio secundário aumentam linearmente com o parâmetro de bifurcação  $x_p$  na vizinhança do ponto de bifurcação. Isto se deve ao fato de que o termo dominante no momento restaurador do sistema é proporcional a  $\psi|\psi|$ . Para os M-A e M-T, o termo dominante para o momento hidrodinâmico restaurador no equilíbrio é proporcional a  $\psi^3$ , caso em que os ângulos de equilíbrio secundários crescem com a raiz quadrada do parâmetro de bifurcação na vizinhança do ponto de bifurcação. Dentro do Grupo 1, existem algumas diferenças quantitativas - na Figura 16 e na Figura 22 entre M-A e M-T. Primeiramente, a bifurcação estática para o M-A se situa em 0,4015 em vez de 0,3604. Isto pode ser atribuído ao fato de que as derivadas hidrodinâmicas usadas no M-A para o navio petroleiro foram obtidas através de técnicas de identificação de sistemas de ensaios em escala real. Esse método concatena termos e se utiliza de um modelo simplificado ao invés do modelo completo [3]. A segunda diferença é mostrada na Figura 16, onde a perda de estabilidade dinâmica ocorre antes para o M-T. Parte disso pode ser atribuída ao uso do modelo simplificado para se obter os dados para o M-A. No entanto, parte disso é devida ao modelamento preciso no M-A



para os termos com produtos de componentes de velocidade. A terceira diferença aparece para grandes ângulos

relativos de incidência de correnteza na Figura 22, onde M-T é superior.

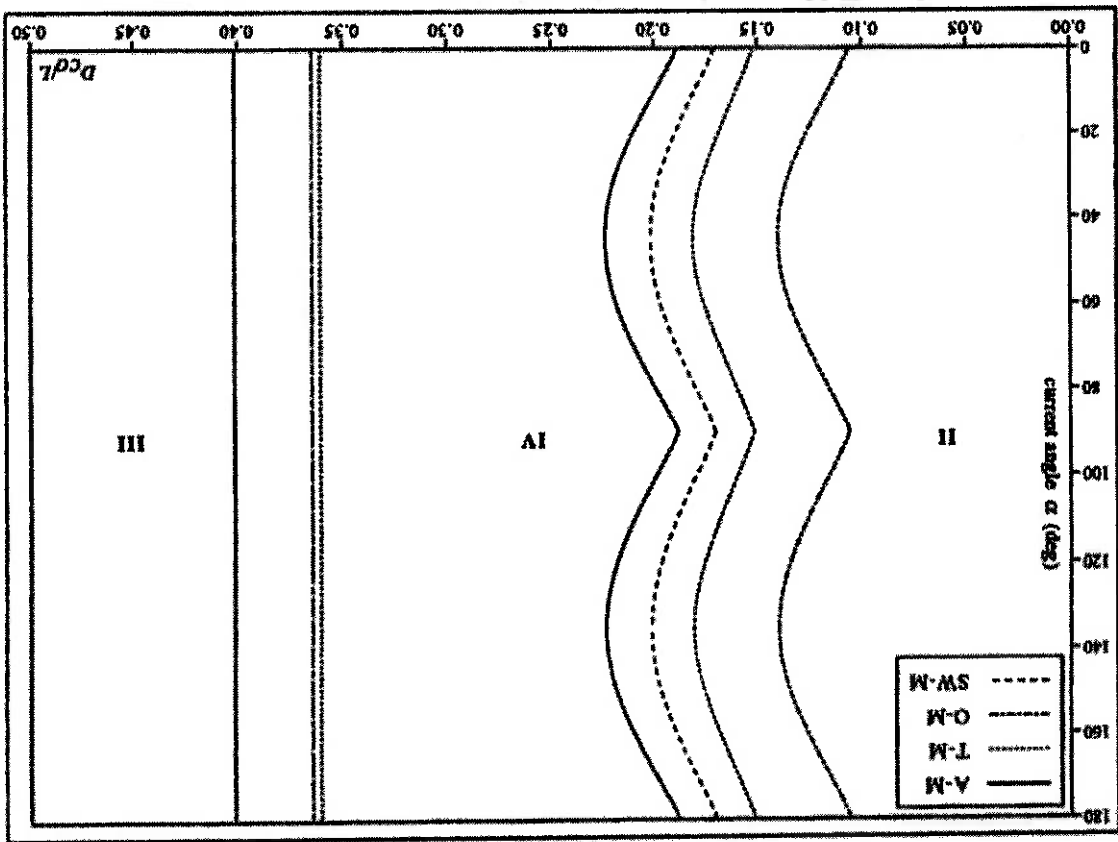


Figura 21: Efeito das derivadas rotacionais nos mapas de catástrofe

## 5.1.10 Análise dos Equilíbrios Secundários

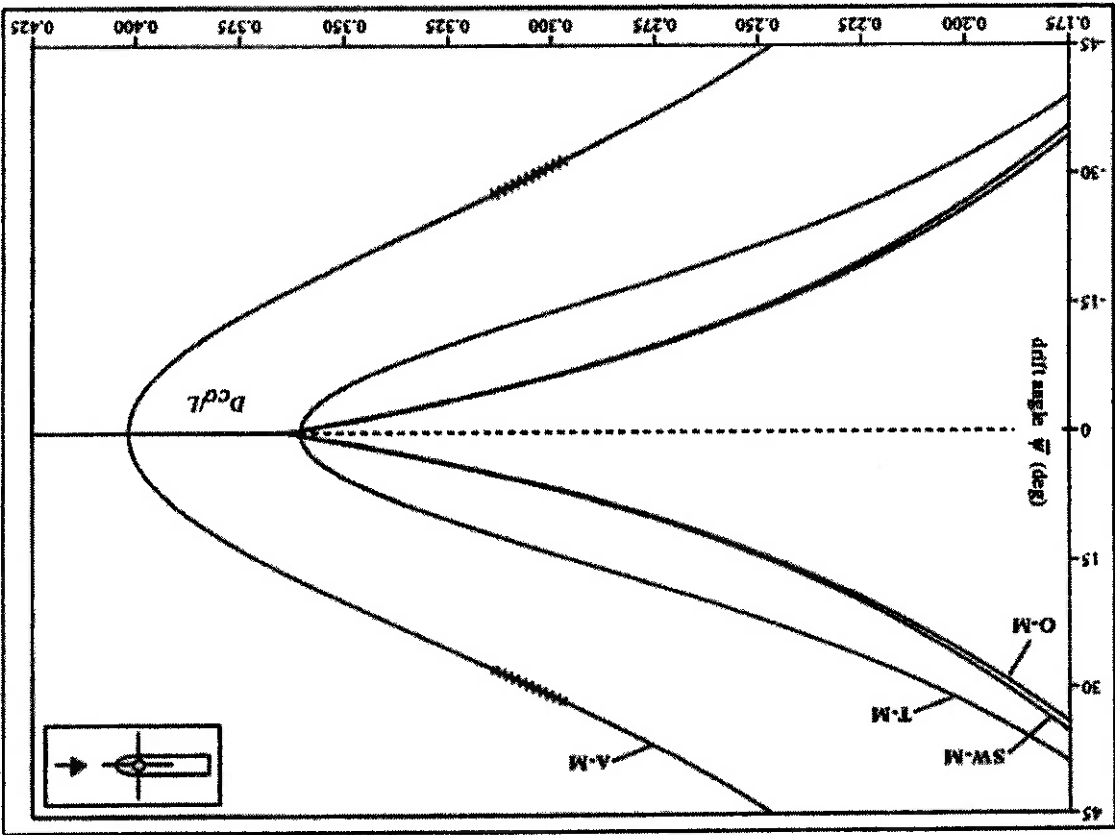


Figura 22: Bifurcações estáticas (equilíbrios secundários);  $\alpha=180^\circ$

Para demonstrar a forma da curva de bifurcações estáticas, é necessário um único valor da direção de incidência da correnteza. A Figura 22 mostra a natureza da bifurcação estática para cada um dos modelos hidrodinâmicos em termos do ângulo de deriva  $\psi$  para  $\alpha=180^\circ$ , e para o intervalo  $0.175 \leq D_{cg}/L \leq 0.425$ . Tal intervalo é limitado pelo fato de que o sistema no equilíbrio pode assumir uma configuração geométrica que pode ter uma ou mais linhas "trouxas", prevenindo assim uma análise completa da configuração *turret* original. O sistema com linhas "trouxas" não pode ser analisado porque o programa utilizado para a análise de autovalores não consegue achar um equilíbrio aceitável para o sistema quando uma ou mais linhas ficam "trouxas". No entanto, os intervalos de  $D_{cg}/L$  e  $\psi$  mostrados na Figura 22 foram completamente examinados procurando por mudanças comportamentais, e não estão sujeitos à limitação imposta pelas linhas "trouxas".

As bifurcações da Figura 22 em torno do equilíbrio principal se dividem em dois ramos com o desenvolvimento de dois equilíbrios secundários estaticamente estáveis, que são imagens espelhadas um do outro devido à natureza simétrica do sistema. A linha tracejada na Figura 22 para  $\psi=0^\circ$  denota que o equilíbrio principal é estaticamente instável para a esquerda do ponto de bifurcação, enquanto a linha contínua à direita denota a estabilidade estática

do equilíbrio principal. Os equilíbrios secundários das curvas da Figura 22 para os M-A e M-T são similares no sentido de que numa região próxima ao ponto de bifurcação, as curvas crescem com a raiz quadrada do ângulo de deriva  $\psi$ ; por outro lado, as curvas de bifurcação para os M-O e M-ACE são bastante similares entre si e crescem linearmente com  $\psi$ . Tais resultados mostram novamente as diferenças na natureza das bifurcações estáticas entre os dois grupos (M-A/M-T e M-O/M-ACE).

Os valores dos ângulos de deriva  $\psi$  para os equilíbrios secundários são praticamente iguais para os M-O e M-ACE. Neste caso, os modelos representam exatamente a mesma embarcação, pois as curvas de coeficientes de forças hidrodinâmicas são exatamente as mesmas para os dois modelos, pelo menos para ângulos espaçados de  $5^\circ$  a partir de  $\psi=0^\circ$ . As únicas diferenças que ocorrem nessas curvas são para os valores intermediários a esses ângulos, que são calculados através da formulação heurística para o M-ACE e interpolados linearmente para o M-O. Assim, as curvas de bifurcação estática são extremamente semelhantes para os dois modelos, divergindo um pouco para valores menores de  $D_{cg}/L$ .

Já os M-A e M-T apresentam curvas de bifurcação diferentes dos demais modelos. O M-T, porém, se aproxima bastante do M-O/M-ACE para valores pequenos de  $D_{cg}/L$ . O M-A tem uma curva de bifurcação bem diferente dos demais modelos, mas isto é esperado, pois o modelo não pretende representar bem o comportamento real da embarcação para grandes ângulos de deriva.

A mesma análise de estabilidade realizada para o equilíbrio principal foi realizada para os equilíbrios secundários da Figura 22. Para os parâmetros escolhidos para o sistema, e variando-se a posição de equilíbrio do sistema e a posição longitudinal do *turret* ( $D_{cg}/L$ ), ambos os equilíbrios secundários são sempre estáveis para os M-T, M-O e M-ACE dentro do intervalo analisado. O caminho de bifurcação do M-A, no entanto, mostra uma instabilidade dinâmica do sistema para o intervalo  $0.297 \leq D_{cg}/L \leq 0.314$ , com o desenvolvimento de um "manifold" instável bidimensional em torno dos equilíbrios secundários. Esse intervalo é salientado na Figura 22 através de pequenos "X" que aparecem na curva do M-A, e indica que o TMS oscila em torno de um dos equilíbrios secundários, dependendo das condições iniciais do sistema. Porém, dependendo da direção da correnteza e de outros parâmetros, como a pré-tensão do sistema de amarração, os outros modelos hidrodinâmicos também podem vir a mostrar bifurcações dinâmicas dos equilíbrios secundários, como será mostrado mais adiante.

## **5.2 Análise de Sensibilidade de Parâmetros dos Modelos Hidrodinâmicos**

Após as análises preliminares realizadas com alguns parâmetros selecionados dos modelos hidrodinâmicos escolhidos, procedeu-se a uma análise completa de todos os parâmetros passíveis de variação de cada um dos modelos hidrodinâmicos. Essa análise completa se deu através de uma chamada análise de sensibilidade de cada um dos parâmetros dos modelos hidrodinâmicos. Em alguns casos, para ressaltar algum resultado de interesse, alguns parâmetros semelhantes foram agrupados, também de forma a facilitar a apresentação dos resultados obtidos.

Deve-se ressaltar que o interesse primário dessa análise de sensibilidade reside na verificação da influência de cada parâmetro para aplicação na obtenção de valores experimentais. De posse de uma estimativa da influência de cada parâmetro, é possível prever se o erro inerente em alguma medida de parâmetro vai influenciar muito ou pouco uma avaliação prévia do comportamento de um sistema *FPSO*. Assim, pode-se saber de antemão se a medida de um determinado parâmetro é crítica ou não para a sua utilização na determinação do comportamento de um sistema.

Os resultados foram gerados através de uma rotina criada em linguagem *FORTRAN 77*, e os mapas resultantes foram traçados em *Microsoft Excel*. Os parâmetros variáveis em cada mapa foram sempre os mesmos: a direção de incidência da correnteza (analisada de 135 a 180°, quaisquer ângulos de incidência fora desse intervalo são geometricamente simétricos a esse intervalo de ângulo no que diz respeito à configuração de linhas do sistema, eliminando a necessidade de executar a rotina fora desse intervalo) e a posição longitudinal do *turret* no casco do navio. Esses parâmetros foram escolhidos por serem significativos para o comportamento do sistema e pela relativa experiência com essa combinação de parâmetros, permitindo uma análise embasada em experiências anteriores.

De maneira geral, para cada parâmetro sendo analisado, foram gerados cinco mapas, cada um com uma variação percentual do parâmetro de interesse. Duas variações são menores que o valor inicial, duas maiores e a restante é o próprio valor inicial (fator de variação igual a 100%, ou 1). Todos esses mapas são então traçados no mesmo gráfico, através do *Microsoft Excel*. Dessa forma, é possível perceber a influência do parâmetro variado nas regiões dos mapas de catástrofe, e conseqüentemente, no comportamento do sistema composto pelo navio amarrado. Uma breve descrição de cada parâmetro variado e algumas observações são tecidas nos capítulos a seguir, assim como comentários sobre o efeito de cada parâmetro para cada modelo hidrodinâmico.

A Tabela 5, mostrada a seguir, apresenta alguns parâmetros existentes para cada um dos modelos. A Tabela também mostra se determinados parâmetros apresentam ou não influência sobre alguma característica do sistema

(como por exemplo as posições de equilíbrio, bifurcações ou dinâmica do sistema). Essa influência apresentada na Tabela é determinada apenas analisando-se os modelos hidrodinâmicos e verificando se cada uma das características do sistema é afetada ou não pelo mesmo. As conclusões são baseadas apenas na análise matemática de cada modelo, e não em execuções de rotinas de análise de autovalores. Esse processo foi conduzido *a priori*, servindo para direcionar e organizar as execuções realizadas posteriormente.

Alguns desses parâmetros são agrupados de forma a diminuir a quantidade de parâmetros analisada. Porém a maioria é analisada independentemente, de forma a mostrar a influência de cada parâmetro individualmente. Esse agrupamento foi realizado de forma a separar de uma forma lógica os parâmetros que apresentavam influências semelhantes. De uma forma geral, nota-se que as derivadas hidrodinâmicas lineares têm uma influência distinta das não-lineares. Além disso, para as derivadas não-lineares, percebe-se que uma diferença entre as independentes e as dependentes de  $r$ . Uma subdivisão que pode ser encontrada nesse último grupo é composta pelas derivadas não-lineares dependentes de  $r$ , mas dependentes de  $r$  com ordem maior que 1. De um modo geral, cada um desses grupos apresenta uma característica diferente do outro, que pode ser assinalada sem realizar qualquer análise numérica.

	Massas e Inércia Adicionadas	Resistência ao Avanço	Derivadas Lineares independentes de r	Derivadas Lineares Dependentes de r	Derivadas Não-lineares independentes de r	Derivadas Não-lineares Dependentes de r (1º Ordem)	Derivadas Não-lineares Dependentes de r (Ordem > 1)	Curva de Coeficientes de Força Hidrodinâmica em Surge	Curva de Coeficientes de Força Hidrodinâmica em Sway	Curva de Coeficientes de Força Hidrodinâmica em Yaw	Coeficiente de Arrasto Lateral $C_{d(90^\circ)}$	Distância do Ponto de Aplicação de Forças à Seção-mestra
Parâmetros Analisados para M-A:	$m_{11}, m_{22}, m_{33}, m_{35}$	Curva de Resistência	$N_u, Y_v$	$N_v, Y_r$	$N_{uv}, Y_{uv}$	$X_{\theta}$	$N_{uv}, N_{uvr}, Y_{uv}, Y_{uvr}$	-	-	-	-	-
Parâmetros Analisados para M-T:	$m_{11}, m_{22}, m_{33}$	Curva de Resistência	$N_u, Y_v$	$N_v$	$N_{uv}, N_{uvr}, N_{uvr}, Y_{uv}, Y_{uvr}$	$N_{uvr}, N_{uvr}, X_{\theta}, Y_{\theta}, Y_{\theta}$	$N_u, Y_{\theta}$	-	-	-	-	-
Parâmetros Analisados para M-Q:	$m_{11}, m_{22}, m_{33}, m_{35}$	-	-	-	-	-	-	$C_{ic}$	$C_{ac}$	$C_{ec}$	-	-
Parâmetros Analisados para M-ACE:	$m_{11}, m_{22}, m_{33}, m_{35}$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	$C_y$	$l_g$
Equilíbrio A	Não	Sim	Não	Não	Não	Não	Não	Sim	Não	Não	Não	Não
Equilíbrio B, B'	Não	Não	Sim	Não	Sim	Não	Não	Não	Sim	Sim	Sim	Sim
Bifurcação Estática	Não	Não	Sim	Não	Sim*	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não
Dinâmica de A	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim*	Sim**	Não	Não	Sim	Sim	Não	Não
Dinâmica de B, B'	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Não	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim
Amplitude e frequência no Ciclo	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim
Limite (Simulação)												
Variação	5%	2%	10%	10%	30%	30%	30%	10%?	10%?	10%?	10%?	10%?

\* Somente as Derivadas Dependentes de v (1º Ordem)

\*\* Somente as Derivadas Independentes de v

Tabela 5: Influência de parâmetros dos modelos hidrodinâmicos em algumas características do sistema

As características do sistema que foram especificadas na Tabela acima são: equilíbrio A (ou equilíbrio principal), equilíbrio B e B' (ou equilíbrios secundários), bifurcação estática, dinâmica de A (ou dinâmica do equilíbrio principal), dinâmica de B e B' (ou dinâmica dos equilíbrios secundários) e amplitude e frequência no ciclo limite (que atualmente só pode ser avaliado através de uma simulação).

O equilíbrio principal só é afetado pela resistência ao avanço da embarcação; quanto maior a resistência da mesma, mais ela deve se deslocar no sentido longitudinal e na mesma direção de incidência da correnteza. Todos os demais parâmetros não afetam o equilíbrio principal.

Os equilíbrios secundários, por outro lado, são afetados apenas pelas derivadas hidrodinâmicas independentes de  $r$ . As derivadas hidrodinâmicas dependentes de  $r$  não afetam os equilíbrios secundários porque se igualam a zero no equilíbrio ( $r=0$ ).

A bifurcação estática (ponto de bifurcação) apresenta uma dependência de parâmetros semelhante aos equilíbrios secundários, sendo afetada apenas pelas derivadas hidrodinâmicas independentes de  $r$ . Porém, neste caso interessam as derivadas parciais das derivadas hidrodinâmicas independentes de  $r$  (que, como mostrado no capítulo 2.2, influenciam o comportamento do sistema, incluindo a bifurcação estática) que não se igualam a zero (ou seja, as derivadas independentes de  $r$  que sejam dependentes de  $v$  em 1ª ordem).

A dinâmica do equilíbrio principal, por sua vez, só não é afetada pelas derivadas hidrodinâmicas dependentes de  $r$  numa ordem maior que 1. Isso porque as derivadas parciais dessas derivadas acabam sendo multiplicadas por zero eventualmente (no equilíbrio principal,  $v$  e  $r$  são iguais a zero).

Da mesma forma, os equilíbrios secundários são afetados por todas as derivadas hidrodinâmicas, exceto as dependentes de  $r$  numa ordem maior que 1. Neste caso, apenas  $r=0$  no equilíbrio, então as outras condições não mais se aplicam.

Finalmente, para se avaliar a influência das derivadas hidrodinâmicas dependentes de  $r$  de ordem maior que 1, deve-se realizar simulações no domínio do tempo. Somente dessa forma essas parcelas causarão diferenças perceptíveis no comportamento do sistema, que devem ser qualitativas, e não quantitativas.

## 5.2.1 Análise do Equilíbrio Principal

O equilíbrio principal (navio alinhado com a direção de incidência de correnteza) foi analisado através da geração de mapas de catástrofe convencionais, como os apresentados no capítulo 5.1.7. Dessa forma, é possível verificar a influência de cada parâmetro na forma das regiões de estabilidade.

Os mapas gerados para o equilíbrio principal foram gerados para ângulos de incidência de correnteza entre  $135^\circ$  e  $180^\circ$ , já que os demais intervalos de ângulos de correnteza entre  $0^\circ$  e  $135^\circ$  são geometricamente simétricos a esse intervalo inicial. O outro parâmetro variado, a posição longitudinal do *turret* à frente da meia-nau, foi considerada adimensionalizada pelo comprimento entre perpendiculares do navio, e foi variado de 0 a 0,5 (ou seja, da meia-nau até a popa do navio).

### 5.2.1.1 Massas Adicionais

O primeiro parâmetro experimental a ser analisado foi a massa adicional do sistema. A massa adicional é relacionada diretamente às acelerações do sistema, todas no plano horizontal, no caso do presente trabalho. As massas adicionais relacionadas ao movimento de *surge* são chamadas de  $m_{11}$ , as relacionadas ao movimento de *sway* de  $m_{22}$  e as relacionadas ao movimento de *yaw* de  $m_{33}$ .

De um modo geral, a precisão na medida das massas adicionais é alta, então a estimativa desse parâmetro é geralmente boa. Verifica-se também que, de um modo geral, a influência da massa adicional no comportamento do sistema não é crítica.

A bifurcação estática não é afetada pela variação das massas adicionais, ao contrário das bifurcações dinâmicas. Analisando-se os resultados obtidos para cada modelo hidrodinâmico, percebe-se, de um modo geral, que  $m_{22}$  parece influenciar mais a dinâmica do equilíbrio principal do que  $m_{11}$  ou  $m_{33}$ , especialmente para os M-O e M-ACE. Também de um modo geral, os efeitos das massas adicionais no comportamento do sistema parecem não se somar linearmente, como pode-se verificar a seguir:

O efeito da massa adicional em *yaw* devido a *sway* e em *sway* devido a *yaw* também foi analisado para os M-A, M-O e M-ACE, e verificou-se que a sua influência é mínima. A conclusão é que esse termo pode ser ignorado para análises de estabilidade do sistema. O M-T não apresenta esse termo na sua concepção.

De um modo geral, quanto maiores os termos de massas adicionais, maior a instabilidade dinâmica do sistema. Para M-A e M-T, a região de ciclo limite aumenta e para M-O e M-ACE, a região chamada "caótica" aumenta com o aumento dos termos de massas adicionais.

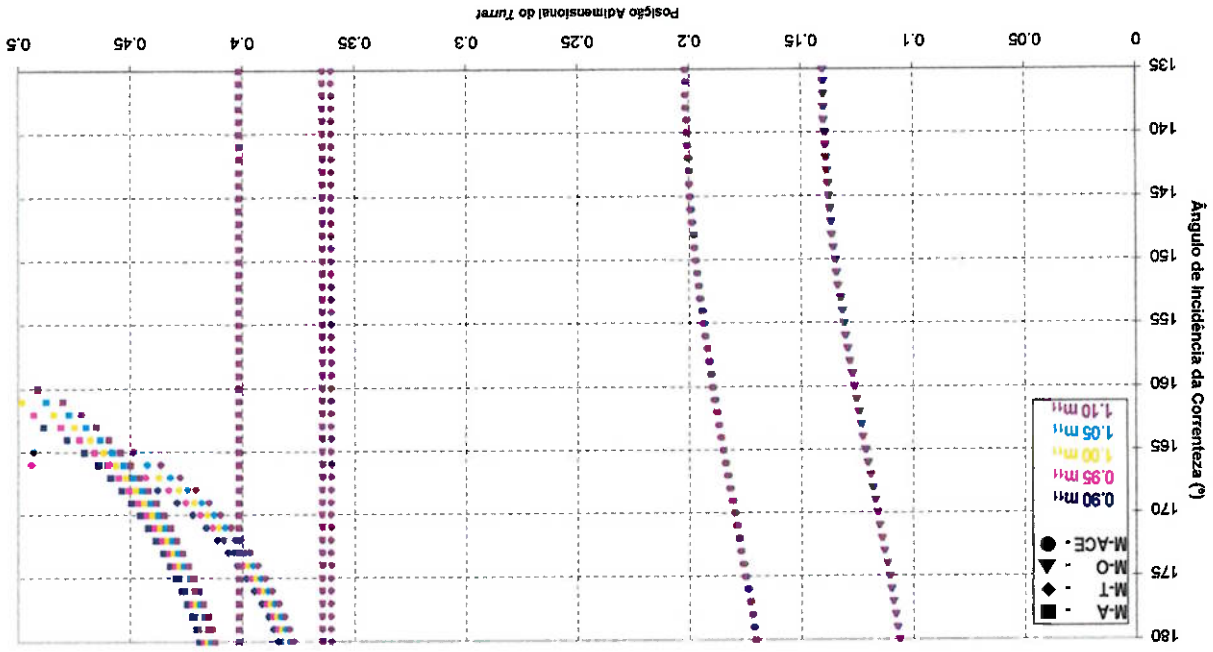


Figura 23: Variação da massa adicional em surge ( $m_{11}$ )



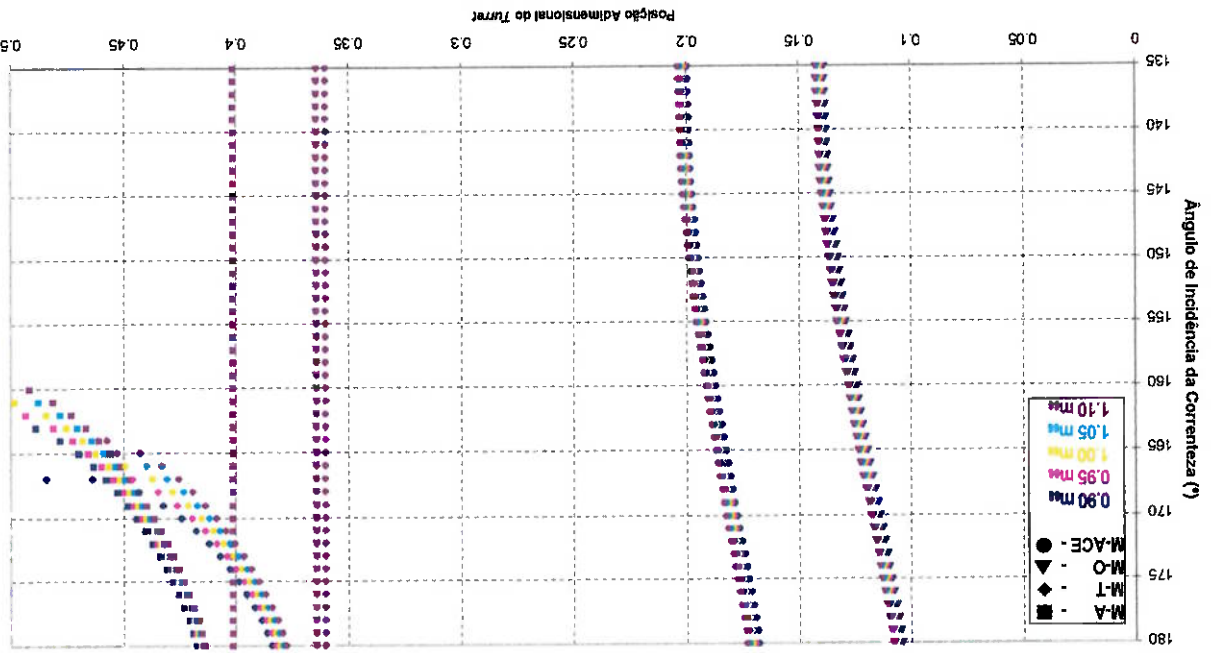


Figura 25: M-A, variação da massa adicional em yaw (m)

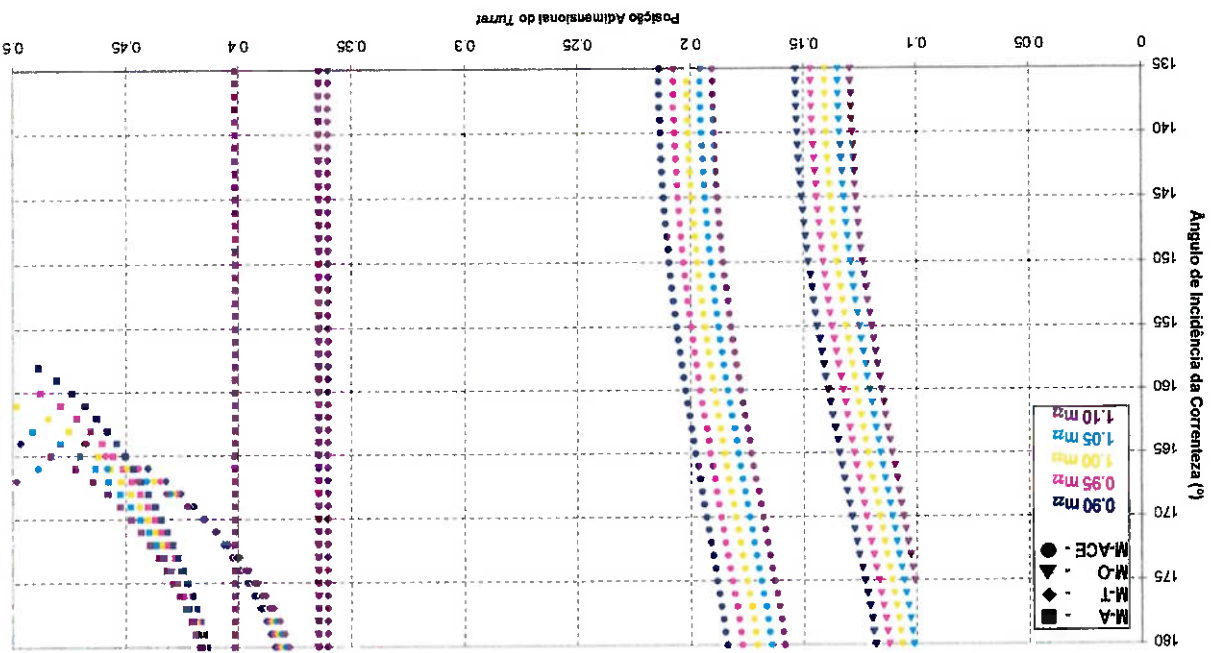


Figura 24: M-A, variação da massa adicional em sway (m)

### 5.2.1.2 Curva de Resistência

As curvas de resistência ao avanço dos navios são usadas explicitamente nos M-A e M-T para representar a relação entre a força hidrodinâmica longitudinal e a velocidade de avanço do navio. Nota-se que, da mesma forma que as massas adicionais, essas curvas só influenciavam as bifurcações dinâmicas, e não a estática. Também pode-se perceber que a influência de tal fator é pequena nos mapas de catástrofe (e por consequência, no comportamento do sistema).

De forma inversa às massas adicionais, conforme a resistência aumenta, diminui a região de ciclo limite dos M-A e M-T.

Figura 26: M-A, presença da massa adicional cruzada  $m_x$

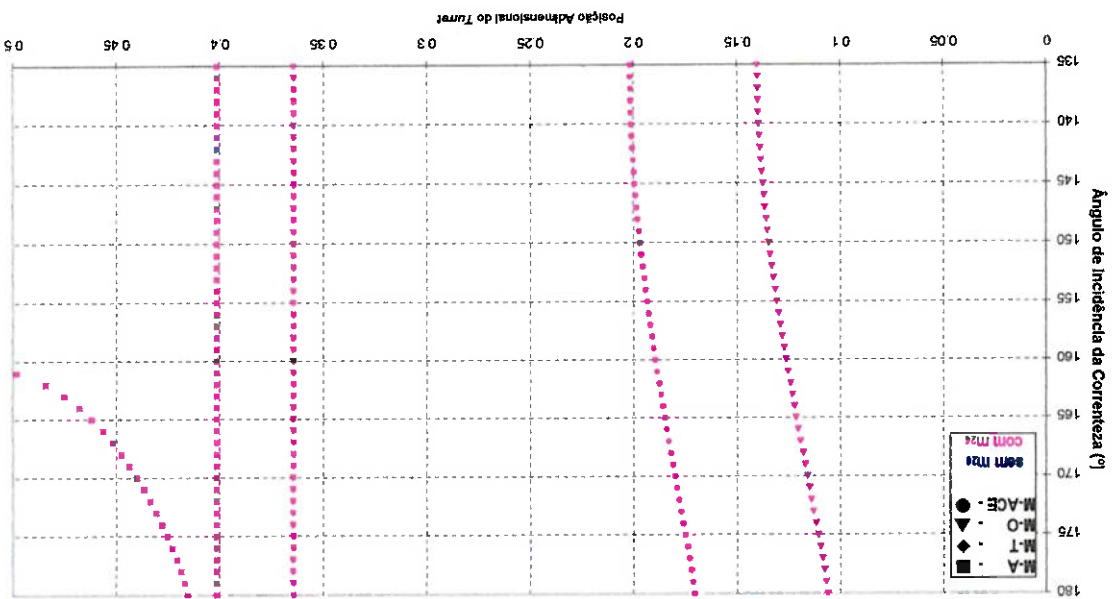
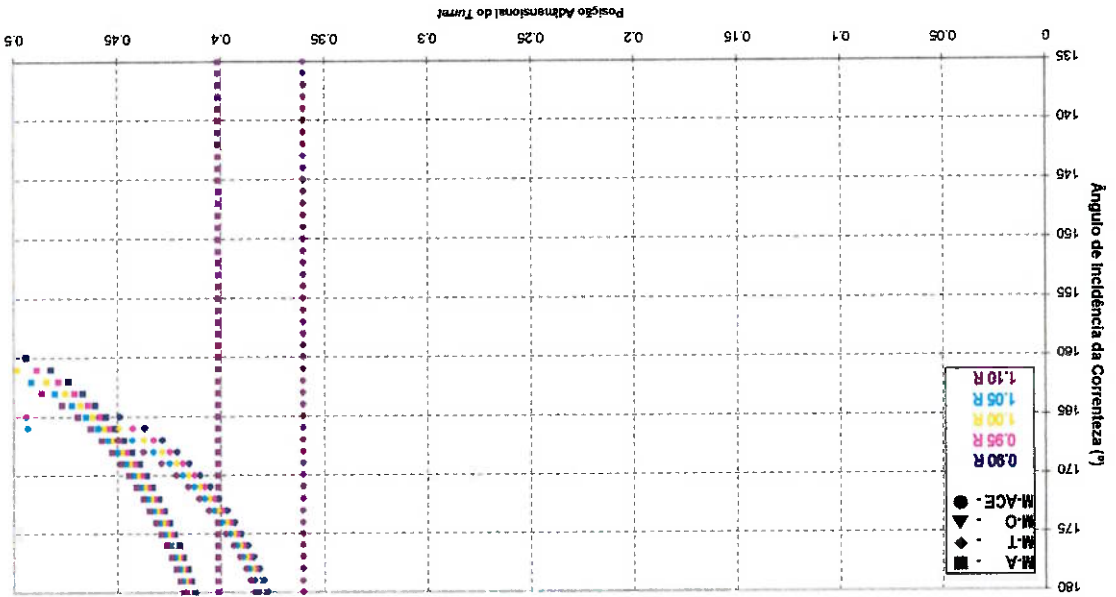


Figura 27: M-A, variação da curva de resistência do navio



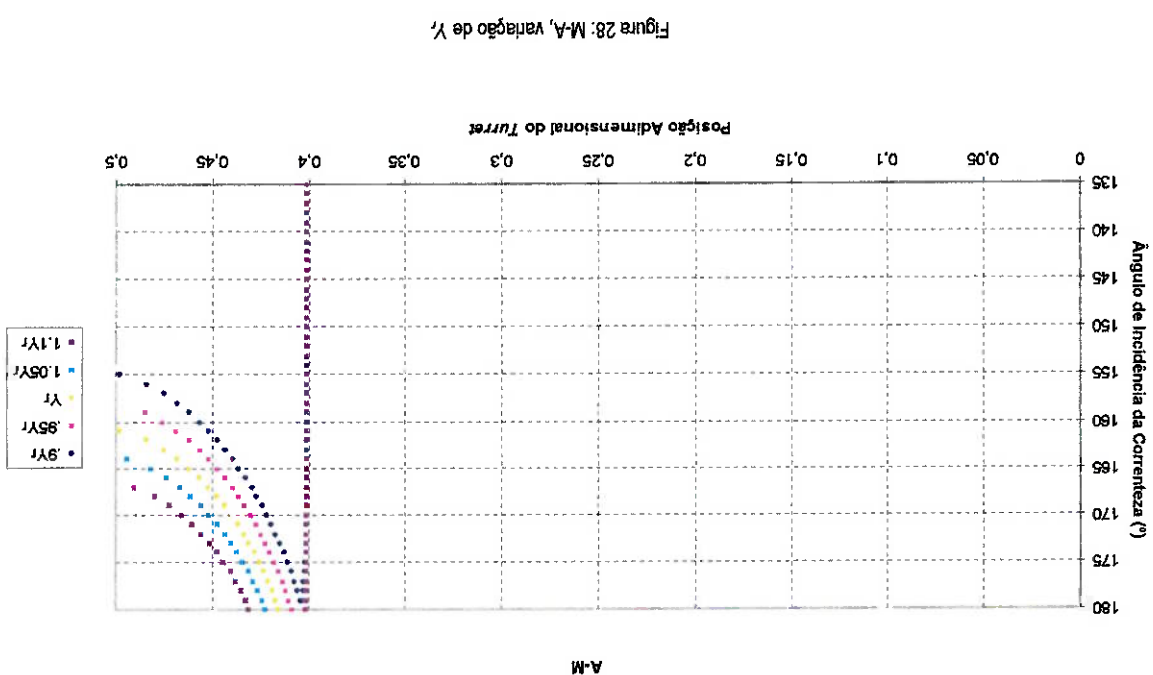
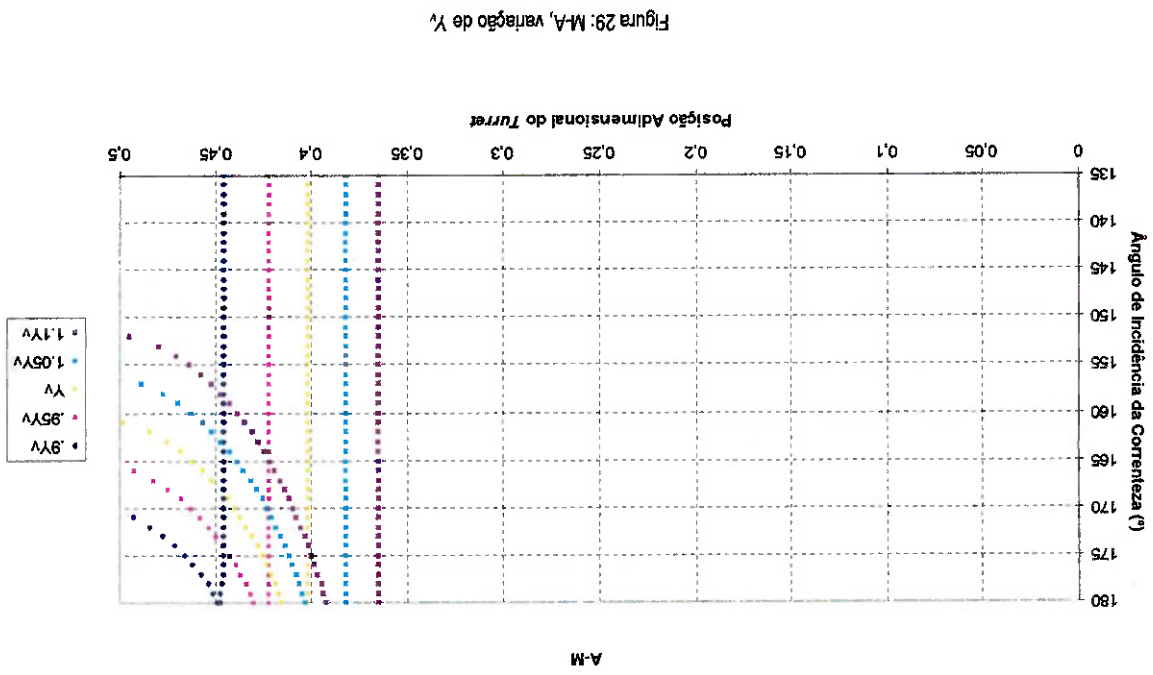
### 5.2.1.3 Parâmetros Exclusivos do M-A

O M-A apresenta seis parâmetros ou conjuntos de parâmetros que podem ser analisados: cada uma das derivadas hidrodinâmicas lineares ( $Y_r$ ,  $Y_v$ ,  $N_r$  e  $N_v$ ) e os agrupamentos das derivadas lineares independentes de  $r$  e das dependentes de  $r$ . O efeito mais interessante observado ocorre com as derivadas independentes de  $r$ . Se variadas proporcionalmente em conjunto, não afetam a bifurcação estática, porém se variadas separadamente, acabam afetando a mesma. O que ocorre é que a bifurcação estática é afetada na verdade pela relação  $N_v/Y_v$ , e não apenas pelas derivadas independentemente. Portanto, uma boa estimativa das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$  leva a uma boa estimativa da bifurcação linear.

Entre os outros parâmetros variados,  $N_r$  parece ser o de maior influência entre os demais. Esse resultado pode ser particular, pois especificamente para o navio analisado, esse parâmetro parece ter mais importância que os demais. De qualquer forma, deve-se levar em conta na estimativa de parâmetros que um pequeno erro na determinação de  $N_r$ , por exemplo, pode levar a uma grande imprecisão na análise do comportamento do sistema. Felizmente, de uma forma geral, as derivadas lineares são relativamente confiáveis, apresentando apenas uma variação pequena em medições experimentais.

De especial interesse é a variação de  $N_r$ , que muda a forma da fronteira de bifurcação dinâmica. Se observarmos o M-O ou o M-ACE, percebemos que a forma da fronteira de bifurcação desses modelos hidrodinâmicos é semelhante à fronteira encontrada no M-A para um  $N_r$  menor que o original. Esse resultado confirma a influência de tal termo na diferença entre os dois modelos, conforme já citado no capítulo 5.1.9.

Pode-se observar que a região de ciclo limite diminui com um aumento de  $Y_r$ , aumenta com um aumento de  $Y_v$  (conjugado com um deslocamento da bifurcação estática), diminui dramaticamente com um aumento de  $N_r$ , aumenta com um aumento das derivadas lineares independentes de  $r$ , e diminui com um aumento das derivadas lineares dependentes de  $r$  (observa-se grande semelhança com a influência de  $N_r$ ).



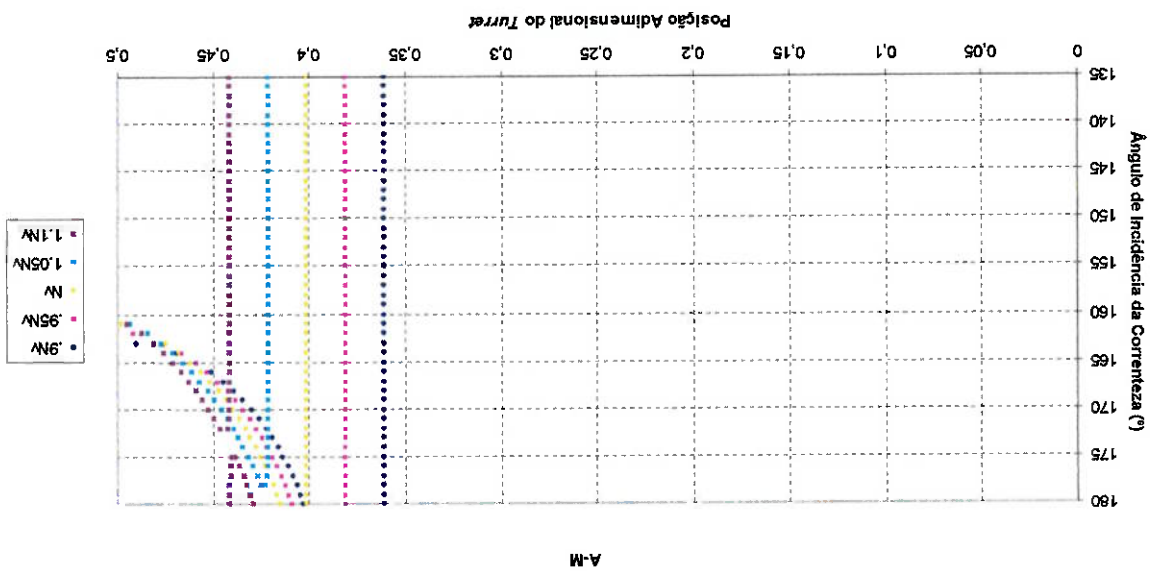


Figura 31: M-A, variação de N.

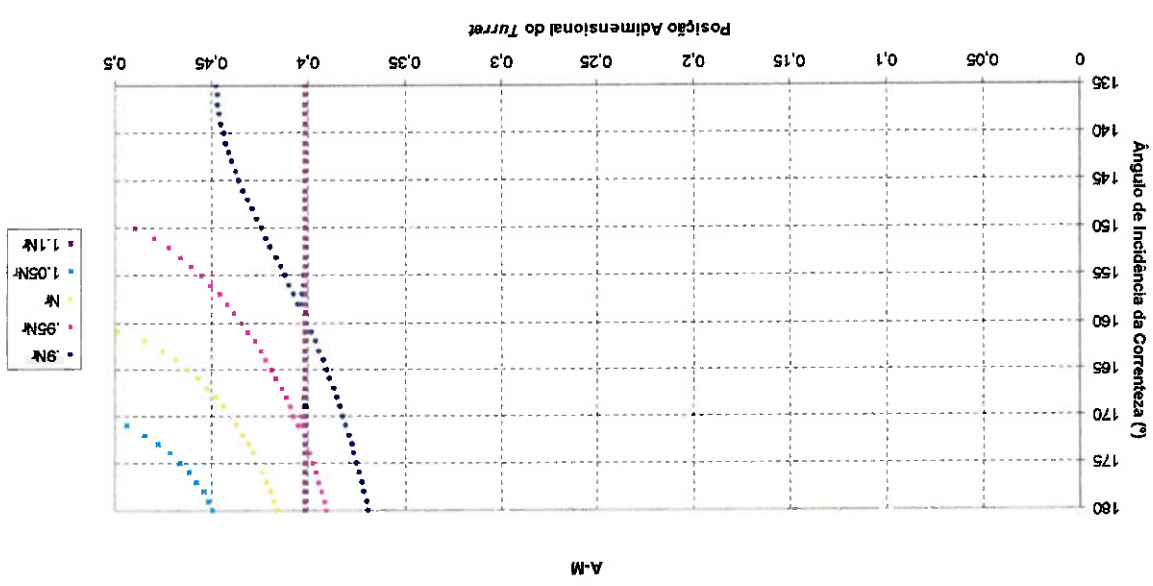


Figura 30: M-A, variação de N.

De um modo geral, o M-T apresenta uma grande semelhança com o M-A, exceto por dois termos que estão ausentes neste último modelo:  $Y_{ur}$  e  $N_{uv}$ . Porém verifica-se que  $Y_{ur}$  apresenta um comportamento semelhante a  $Y_r$  e  $N_{uv}$  a  $N_v$ . A região de ciclo limite diminui com um aumento de  $Y_{ur}$ , aumenta com  $Y_v$ , diminui com  $N_{uv}$ , diminui com  $N_v$ , quase não varia com  $N_v$ , e aumenta com as derivadas lineares independentes de  $r$ . A invariância com  $N_v$  ocorre por causa do pequeno valor da mesma em relação a  $N_{uv}$ . O fato de  $N_{uv}$  existir para o M-T também influencia o gráfico das derivadas lineares independentes de

### 5.2.1.4 Parâmetros Exclusivos do M-T

Figura 33: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares dependentes de  $r$

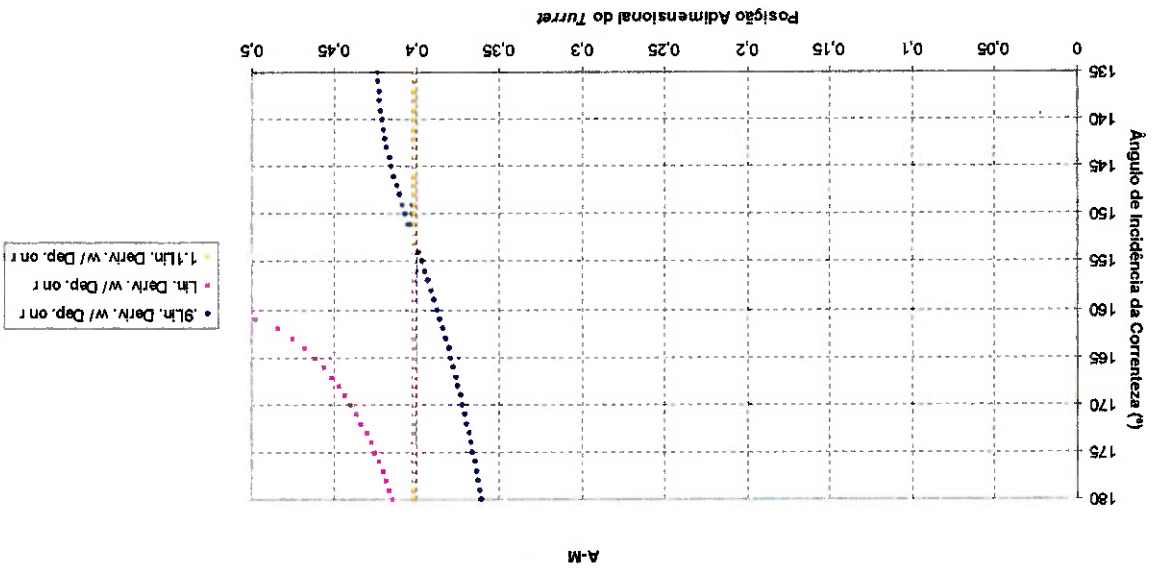
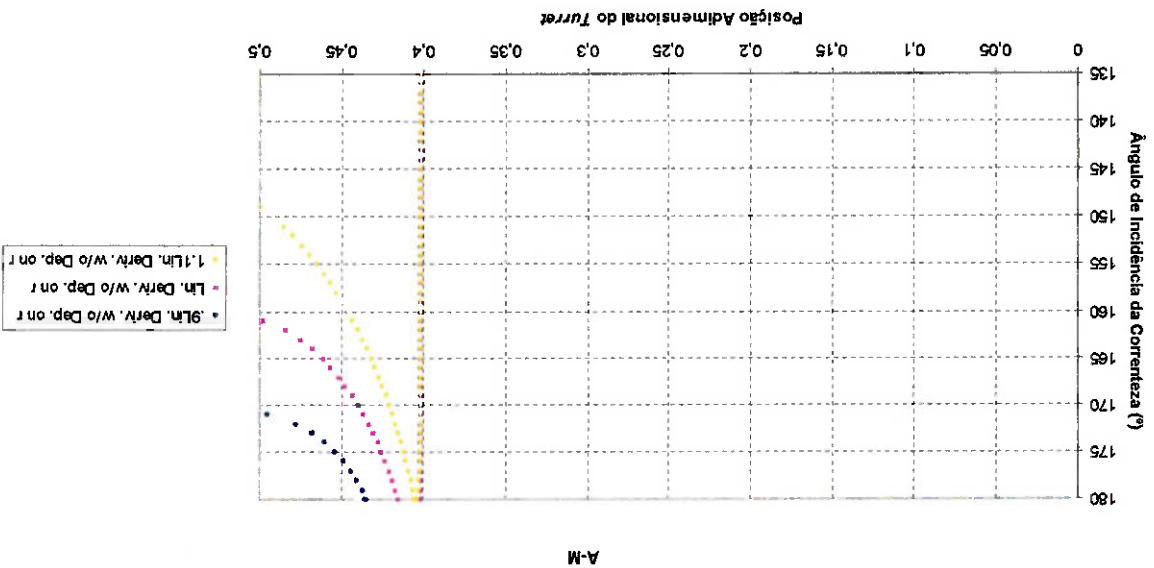


Figura 32: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$



$r$ , já que este não apresenta  $N_{uv}$  (que é uma derivada não-linear) e a ausência desta leva à mudança observada da fronteira de bifurcação estática. Caso  $N_{uv}$  estivesse presente nesse gráfico, a fronteira da bifurcação estática não variaria. Novamente se observa uma grande influência de  $N_r$ , porém não tão acentuada quanto a observada no M-A. Caso a variação de  $N_r$  fosse maior, o comportamento poderia se aproximar mais do observado para o M-A.

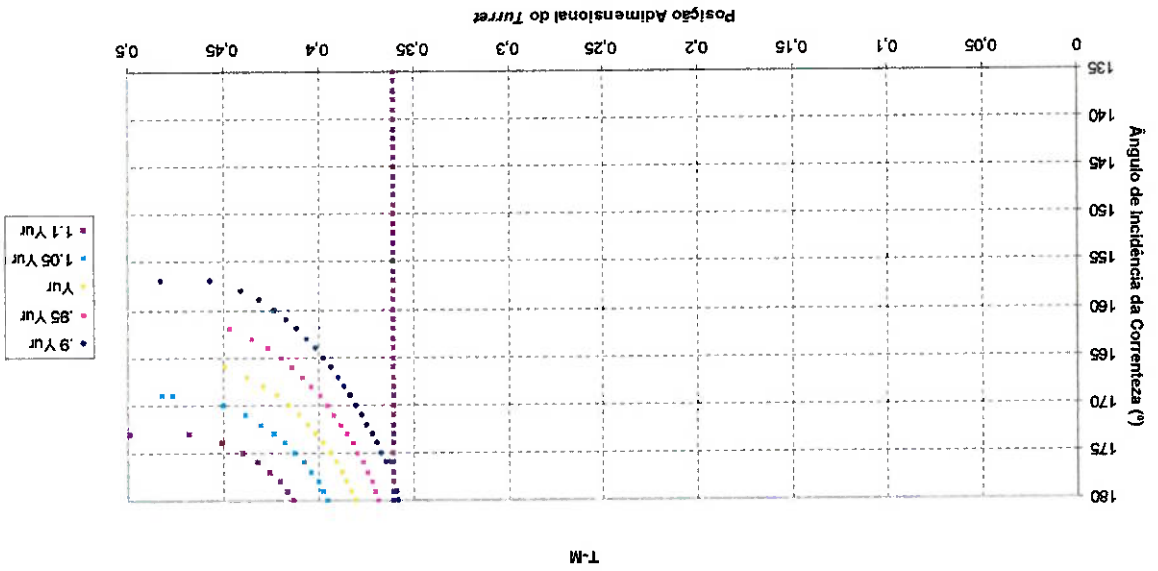


Figura 34: M-T, variação de  $Y_{ur}$

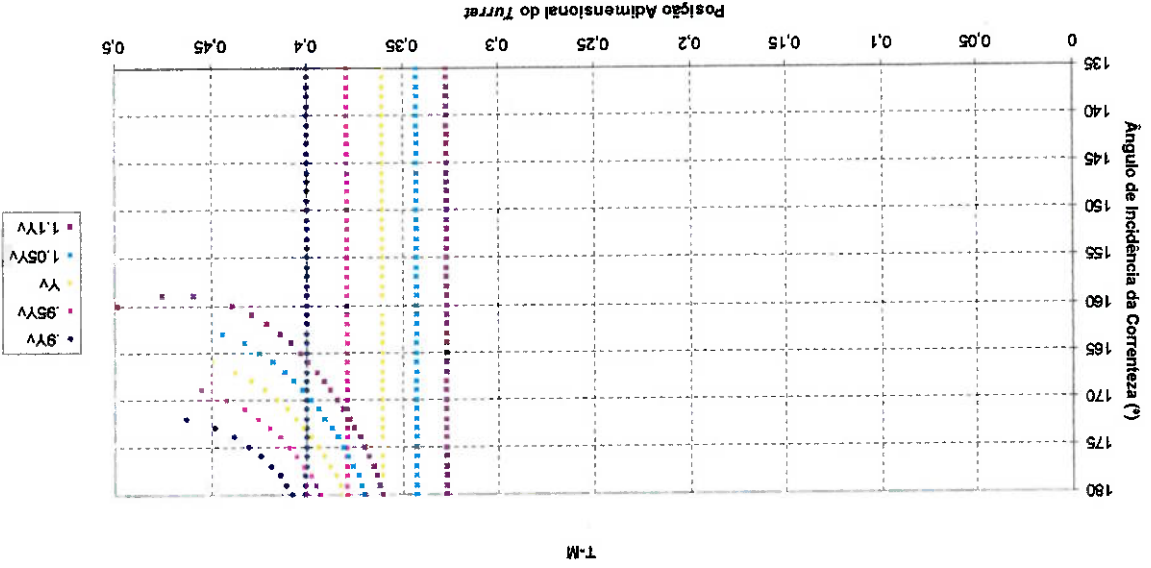


Figura 35: M-T, variação de  $Y_v$

Figura 37: M-T, variação de  $M_v$

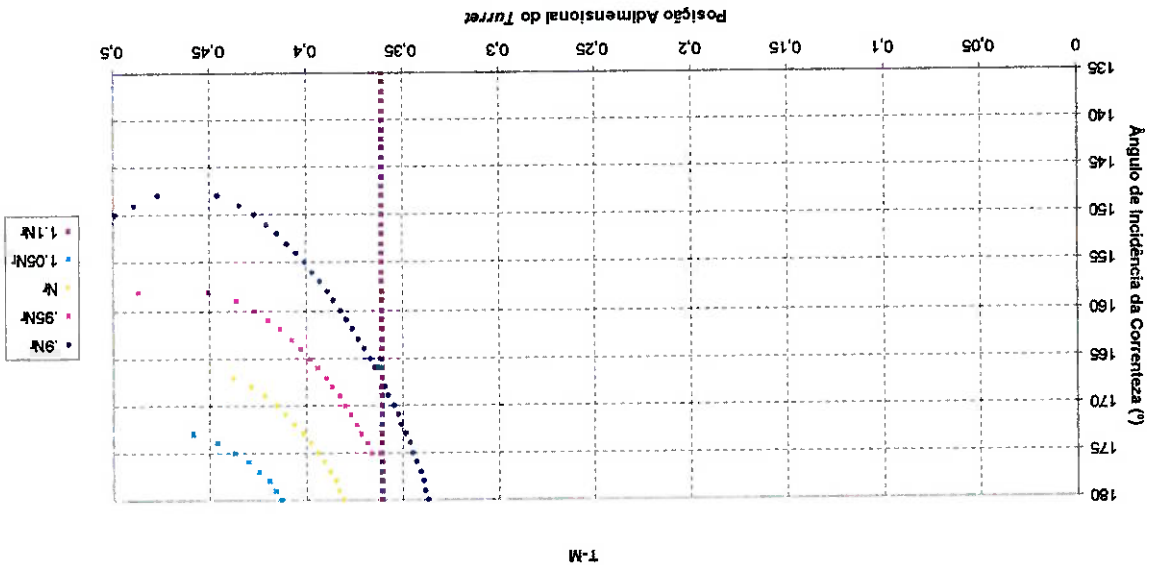
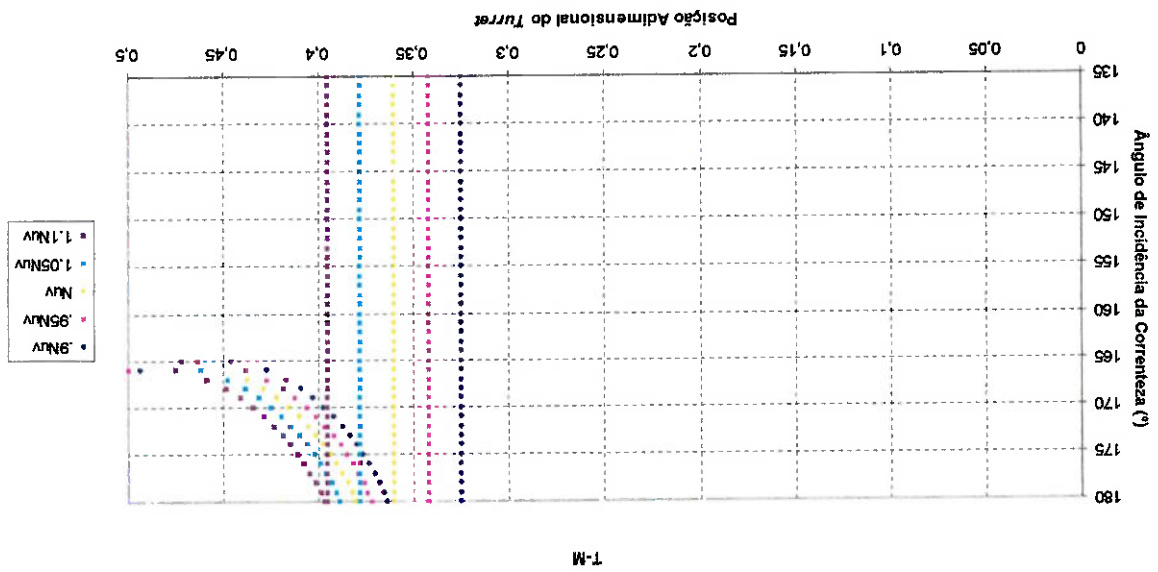


Figura 36: M-T, variação de  $M_w$





Apenas três parâmetros dependentes das curvas de coeficientes hidrodinâmicos influenciam o M-O para o equilíbrio principal:  $C_{10}$ , a derivada de  $C_{20}$  em relação ao ângulo de incidência da correnteza e a derivada de  $C_{20}$  em relação ao ângulo de incidência da correnteza. Como o equilíbrio principal subentende um ângulo de incidência de correnteza igual a  $180^\circ$  apenas, a curva de coeficientes de força fica reduzida a apenas um valor específico de cada coeficiente para  $180^\circ$  ( $C_{10}(180^\circ)$ ,  $C_{20}'(180^\circ)$ ) e

### 5.2.1.5 Parâmetros Exclusivos do M-O

Figura 39: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$

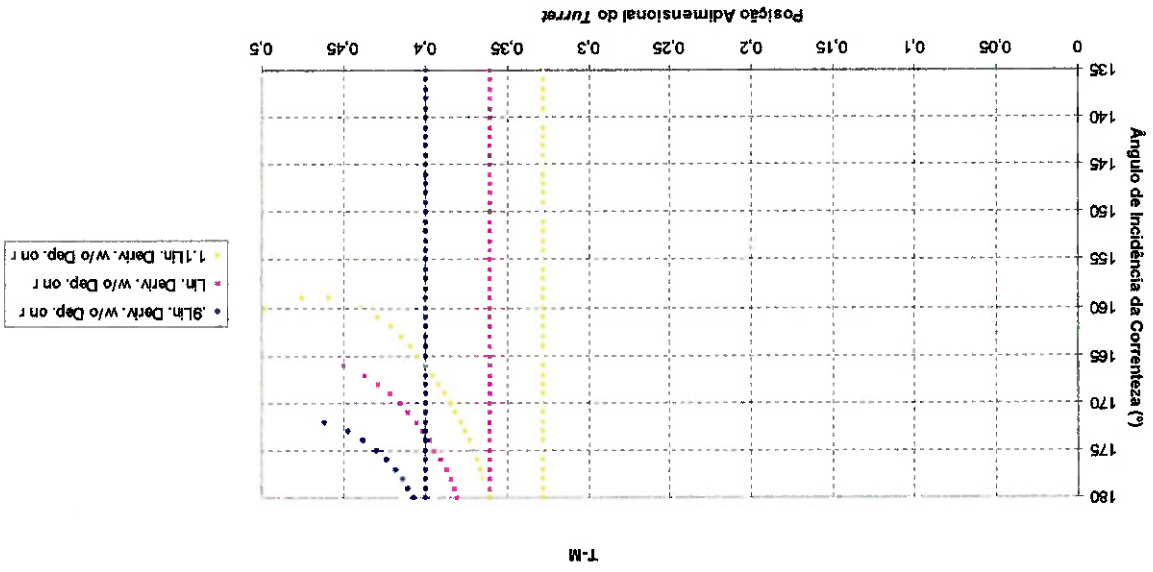
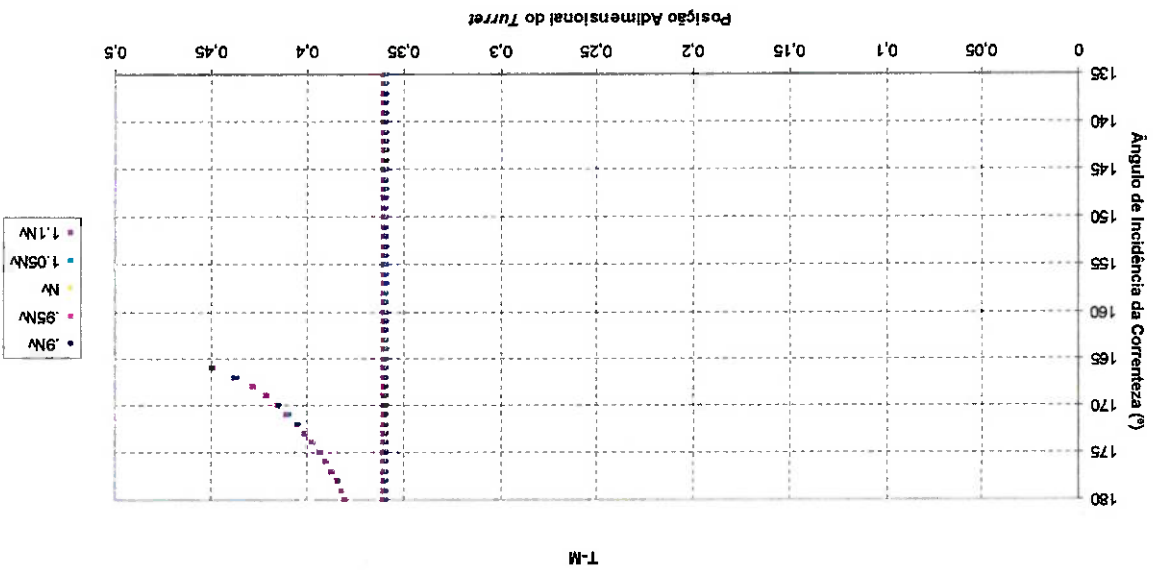


Figura 38: M-T, variação de  $N_y$



$C_{sc}(180^\circ)$ . Os valores de  $C_{zc}(180^\circ)$  e  $C_{sc}(180^\circ)$ , que são iguais a zero para  $\alpha=180^\circ$ , não influenciam o comportamento do sistema, ao contrário da sua variação com o ângulo de incidência da correnteza ( $dC_{zc}(180^\circ)/d\alpha$  e  $dC_{sc}(180^\circ)/d\alpha$ ). Observa-se que  $C_{ic}(180^\circ)$  tem um comportamento semelhante à curva de resistência ao avanço para os M-A e M-T. Quanto maior  $C_{ic}(180^\circ)$ , menos a região "cábrica".

$dC_{zc}(180^\circ)/d\alpha$  é análogo a  $Y_v$  mais  $N_v$  dos M-A e M-T, e  $dC_{sc}(180^\circ)/d\alpha$  a  $N_v$  mais  $N_v$ . A influência na bifurcação estática é equivalente. Da mesma forma que  $N_v$  e  $Y_v$ , quando os dois parâmetros são variados proporcionalmente e simultaneamente, a bifurcação estática permanece fixa.

Para um aumento de  $C_{ic}$ ,  $dC_{zc}(180^\circ)/d\alpha$  e  $dC_{sc}(180^\circ)/d\alpha$  a região "cábrica" diminui. Isso se observa também para a variação simultânea e proporcional de todos esses parâmetros.

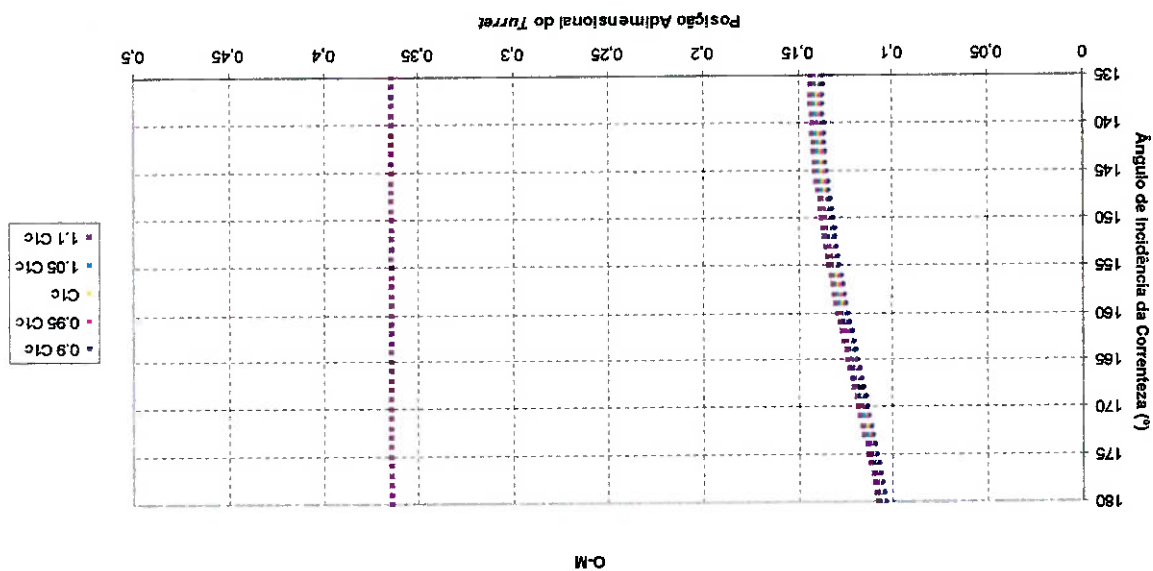


Figura 40: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{ic}$ )

Figura 42: M-O, variação da derivada dos coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $dC_{d\alpha}/d\alpha$ )

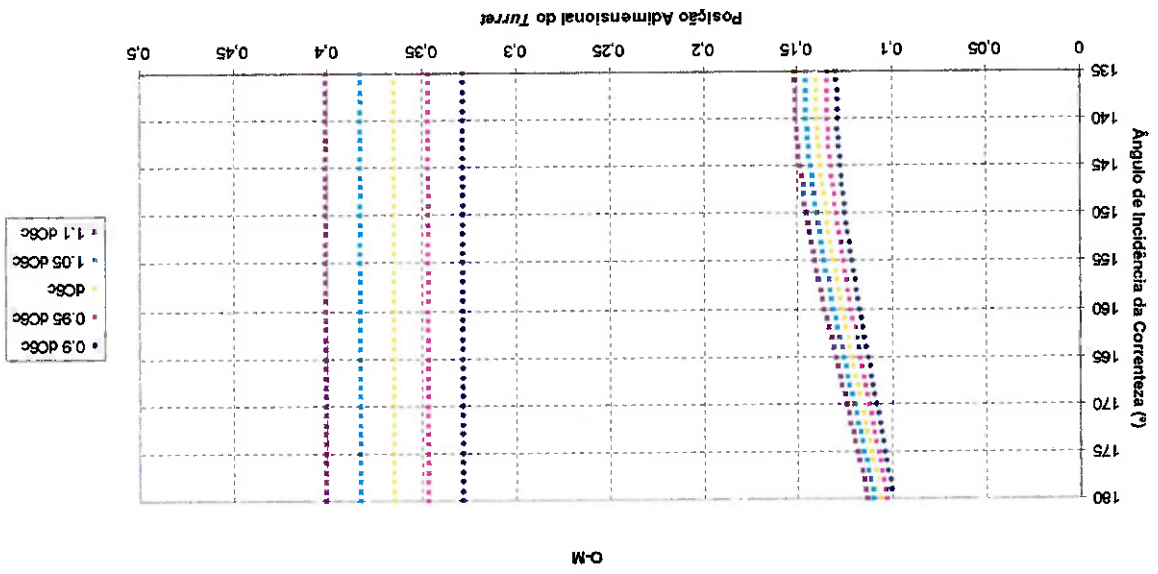
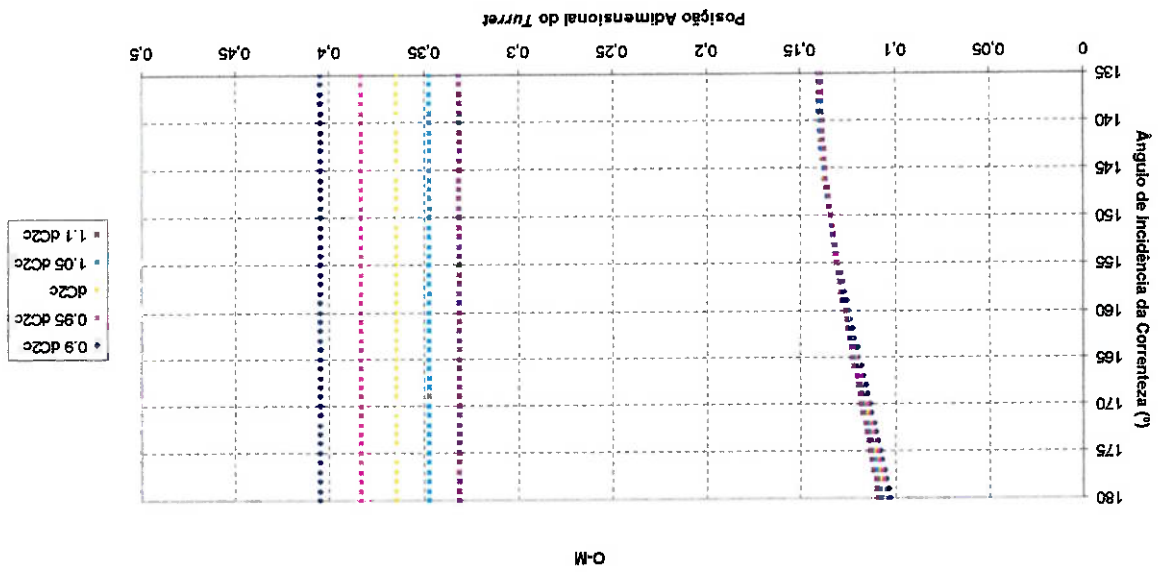


Figura 41: M-O, variação da derivada dos coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $dC_{z\beta}/d\beta$ )



Para analisar os equilíbrios secundários, ou bifurcados, do sistema, foram gerados dois tipos de gráficos: as próprias curvas de bifurcação, que mostram o equilíbrio angular ( $\gamma_w$ ) do sistema para uma faixa de posições longitudinais do *turret*, e os Graus de Estabilidade (G.D.E.) do sistema para essas posições de equilíbrio. Dessa forma, é possível verificar se a própria curva de bifurcação é afetada pelo parâmetro, e caso não seja, se a estabilidade dessa curva de bifurcação muda com a mudança de algum parâmetro. Para uma explanação mais detalhada a respeito dos Graus de Estabilidade e da sua análise, o capítulo 2.2.2 apresenta mais detalhes a respeito do assunto.

## 5.2.2 Análise dos Equilíbrios Secundários

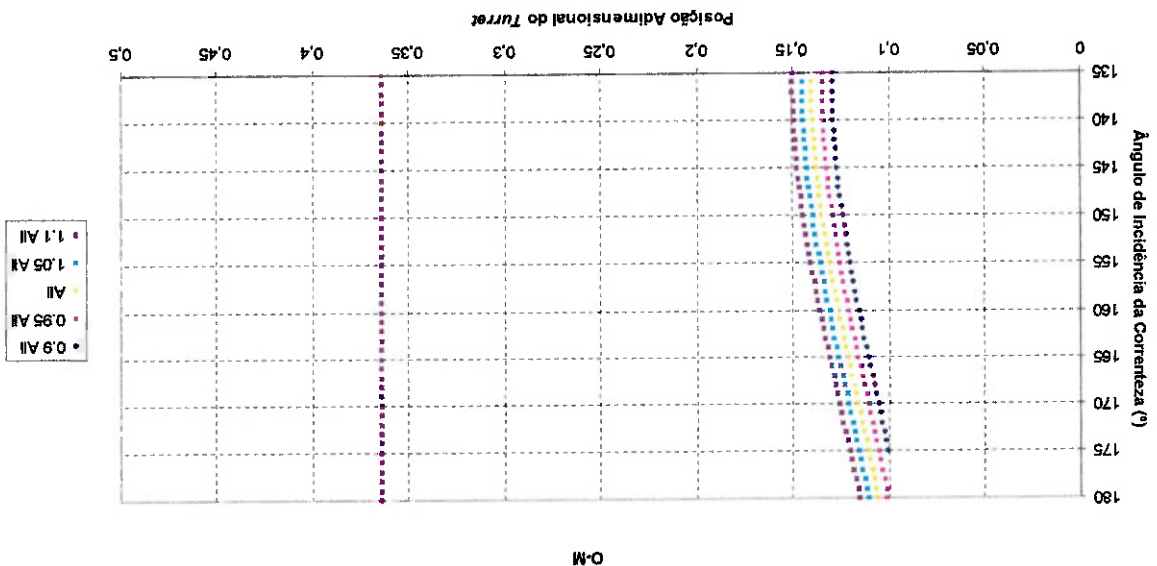
de ensaios em tanques de provas experimentalmente. Determinou-se também que os parâmetros  $I_g$  e  $C_y$  não influenciam no comportamento do sistema no equilíbrio principal. Dessa forma, os únicos parâmetros que podem influenciar o comportamento do sistema no equilíbrio principal são as dimensões da embarcação e parâmetros diretamente relacionado, que não estão sendo analisadas neste caso por não serem obtidos através dimensões da embarcação, e não variam com os parâmetros analisados neste capítulo.

apenas das dimensões básicas da embarcação [26]. Dessa maneira, esses termos acabam sendo determinados somente pelas De fato, o M-ACE se utiliza de regressões para obter termos equivalentes às derivadas hidrodinâmicas  $Y_v$  e  $N_v$ , que dependem experimentais (mensuráveis) para esta análise.

parâmetros ( $I_g$  e  $C_y$ ), o M-ACE depende essencialmente das dimensões da embarcação, que não foram consideradas valores O M-ACE apresenta apenas dois parâmetros que devem ser medidos ou estimados experimentalmente. Além desses dois

### 5.2.1.6 Parâmetros Exclusivos do M-ACE

Figura 43: M-O, verificação de todos os parâmetros simultaneamente



Esse tipo de análise é mais simples que a geração de mapas de estabilidade para todas as posições de equilíbrio secundário para uma faixa de ângulos de incidência de correnteza, porém permite chegar a conclusões mais diretas a respeito da influência de cada parâmetro na estabilidade/comportamento do sistema. De uma forma geral, os mesmos parâmetros analisados no caso do equilíbrio principal são analisados neste capítulo.

### 5.2.2.1 Massas Adicionais

Como as curvas de bifurcação são afetadas somente pelos termos dependentes da velocidade, as curvas em si não são afetadas por variações nos termos de massas adicionadas. Porém, a estabilidade em tais curvas varia com a variação das mesmas.

Em primeira instância, percebe-se que o M-ACE é pouco afetado pela variação dos termos de massas adicionadas. Outro resultado observado é que o termo  $m_{22}$  parece exercer mais influência sobre o comportamento do sistema. De fato, a massa adicional em *surge* parece exercer a menor influência sobre o comportamento do sistema.

O único modelo hidrodinâmico a apresentar uma mudança de comportamento nos equilíbrios secundários é o M-A, que de equilíbrio estável, passa a ciclo limite quando os G.D.E. passam a ser positivos. De um modo geral, quanto maior a massa adicional, mais instável passa a ser o sistema. O M-T não apresenta nenhuma mudança de comportamento com a variação das massas adicionadas. O M-ACE também apresenta uma pequena região de instabilidade próxima à bifurcação estática, mas que não varia sensivelmente de tamanho quando as massas adicionais são variadas.

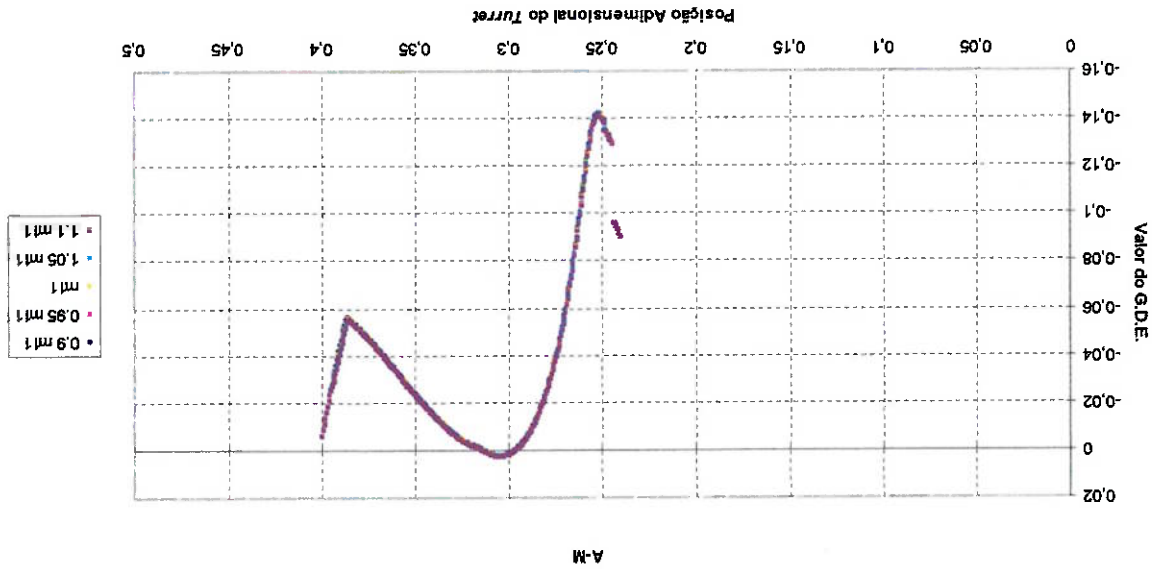


Figura 44: M-A, variação da massa adicional em *surge* ( $m_{11}$ )

A influência das curvas de resistência ao avanço também foi estudada através da análise dos G.D.E. do sistema ao longo das curvas de bifurcação. Observa-se que um aumento na curva de resistência do navio leva a uma tendência de diminuição da instabilidade do sistema, tanto para o M-A quanto para o M-T. Para o M-A, a região de ciclo limite diminui para um aumento na curva de resistência; para o M-T, o comportamento do sistema não se modifica, porém existe uma tendência de diminuição dos

### 5.2.2.2 Curvas de Resistência

Figura 46: M-A, variação da massa adicional em yaw ( $m_{\phi}$ )

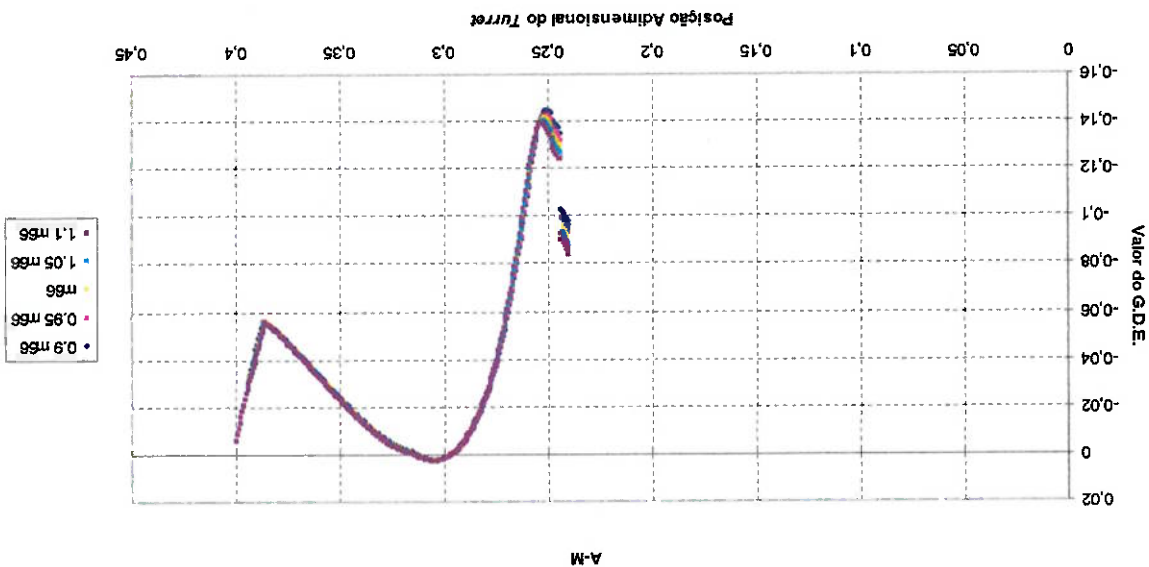
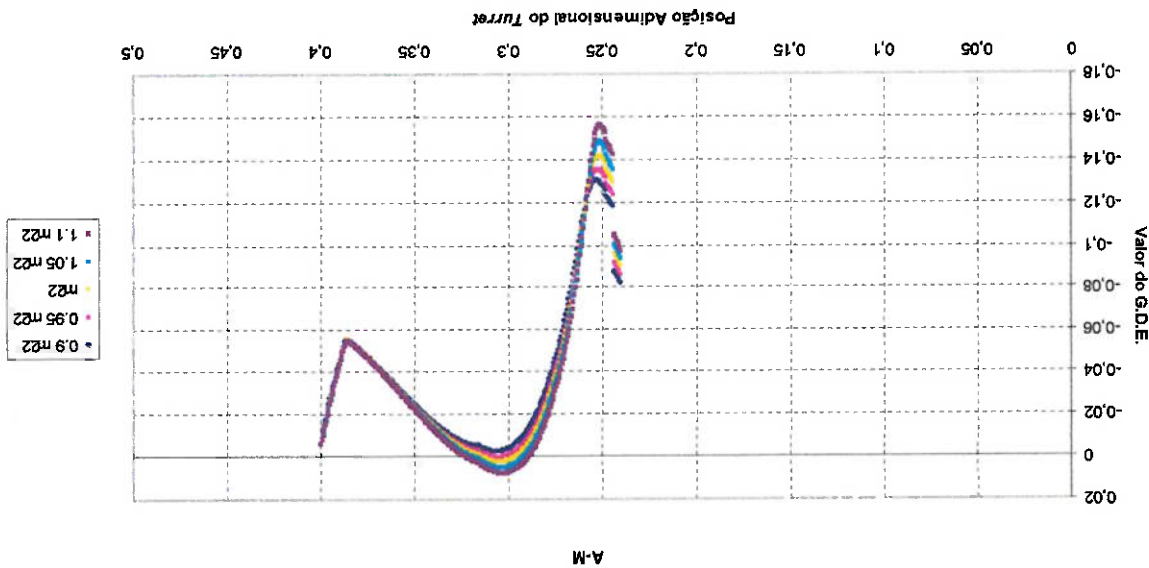


Figura 45: M-A, variação da massa adicional em sway ( $m_{\psi}$ )



G.D.E. para um aumento na curva de resistência. De forma inversa, uma embarcação com uma resistência muito baixa pode apresentar ciclo limite utilizando-se o M-T para uma análise do comportamento da mesma.

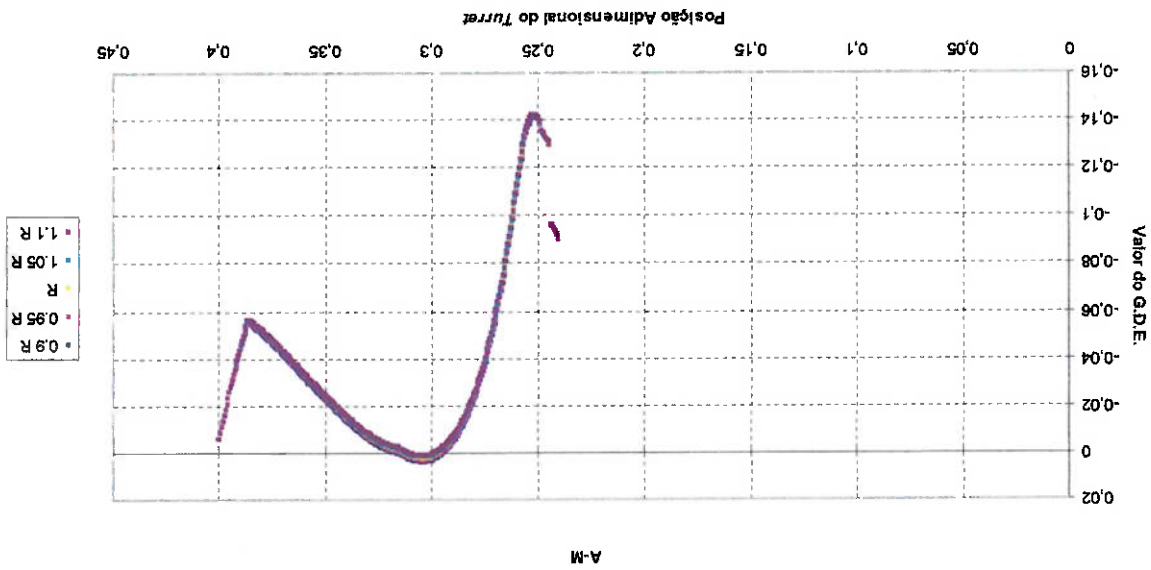


Figura 47: M-A, variação da curva de resistência do navio

### 5.2.2.3 Parâmetros Exclusivos do M-A

As derivadas hidrodinâmicas do M-A que apresentam alguma influência sobre o comportamento do sistema são:  $N_r$  e  $Y_r$  (também variadas em conjunto),  $N_v$  e  $Y_v$  (incluindo a curva de bifurcação e também variadas em conjunto),  $X_{vr}$ ,  $N_{vv}$  e  $Y_{vv}$  (incluindo a curva de bifurcação e também variadas em conjunto). As derivadas analisadas dependentes de  $r$  não afetam a forma da curva de bifurcação, portanto foram analisadas apenas quanto ao G.D.E.

A influência de  $N_r$  no comportamento do sistema é relativamente grande; à medida que esta aumenta, a região de ciclo limite diminui.  $Y_r$  influi menos no sistema, porém sua ação é semelhante, à medida que aumenta, a região de ciclo limite diminui. O efeito cumulativo das duas derivadas sendo variadas, portanto, é parecido com o efeito individual, e  $N_r$  parece predominar neste caso particular do M-A.

Já  $N_v$  afeta a curva de bifurcação e a região de ciclo limite dos equilíbrios secundários; à medida que  $N_v$  aumenta, a bifurcação estática ocorre para posições longitudinais do *turnet* progressivamente à vante, ao mesmo tempo em que as regiões de ciclo limite aumentam; já à medida que  $Y_v$  aumenta, a bifurcação estática ocorre para posições do *turnet* progressivamente à ré, enquanto a região de ciclo limite parece diminuir. O efeito combinado de aumentar simultaneamente e proporcionalmente as duas derivadas lineares independentes de  $r$  leva a um aumento na região de ciclo limite, ao mesmo tempo que a inclinação da curva de bifurcação fica mais acentuada (mas sem mudar a bifurcação estática, que como explicado anteriormente depende da relação  $Y_v/N_v$ ).

A derivada hidrodinâmica  $X_{v^w}$  afeta apenas a região de ciclo limite, e conforme ela aumenta, a região de ciclo limite também aumenta.

As derivadas não-lineares  $N_{v^w}$  e  $Y_{v^w}$  afetam a curva de bifurcação e as regiões de ciclo limite na mesma.  $N_{v^w}$  parece ter uma influência menor (provavelmente porque seu valor absoluto é menor) que  $Y_{v^w}$ . Percebe-se que à medida que  $N_{v^w}$  aumenta, a inclinação da curva de bifurcação aumenta e que a região de ciclo limite diminui. Inversamente, à medida que  $Y_{v^w}$  aumenta, a inclinação da curva de bifurcação diminui e a região de ciclo limite aumenta. No caso específico analisado, quando as duas derivadas são variadas simultaneamente e proporcionalmente, o efeito predominante parece ser de  $Y_{v^w}$ , pois o sistema passa a variar de forma semelhante à variação somente de  $Y_{v^w}$ . As variações nos gráficos, porém, parecem ser maiores quando as duas derivadas são variadas simultaneamente.

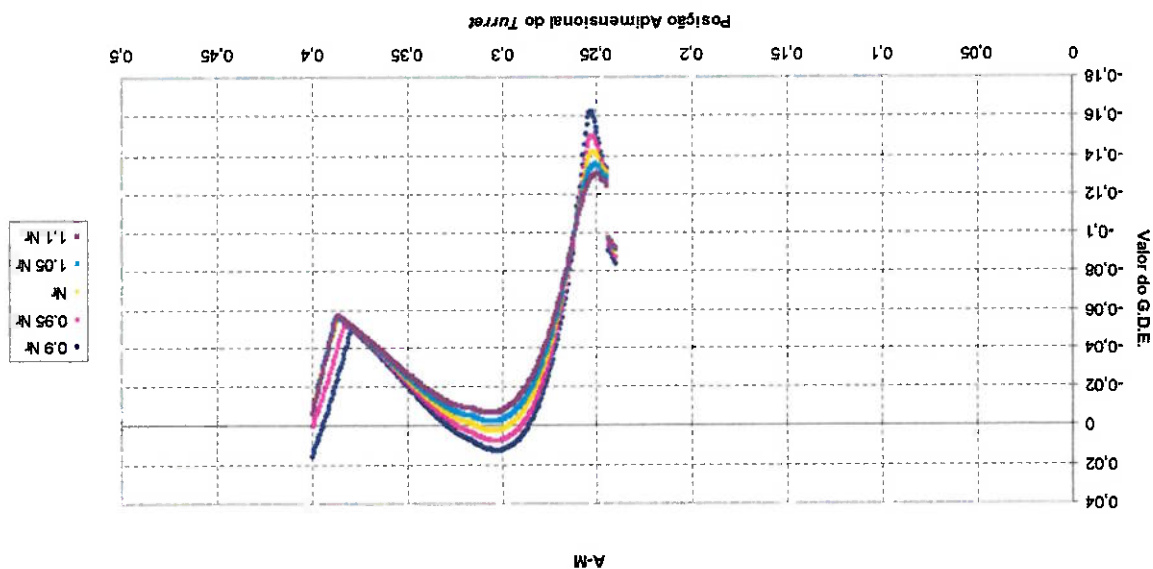


Figura 48: M-A, variação de  $N_{v^w}$ .



Figura 50: M-A, variação das derivadas das hidrodinâmicas lineares dependentes de  $r$

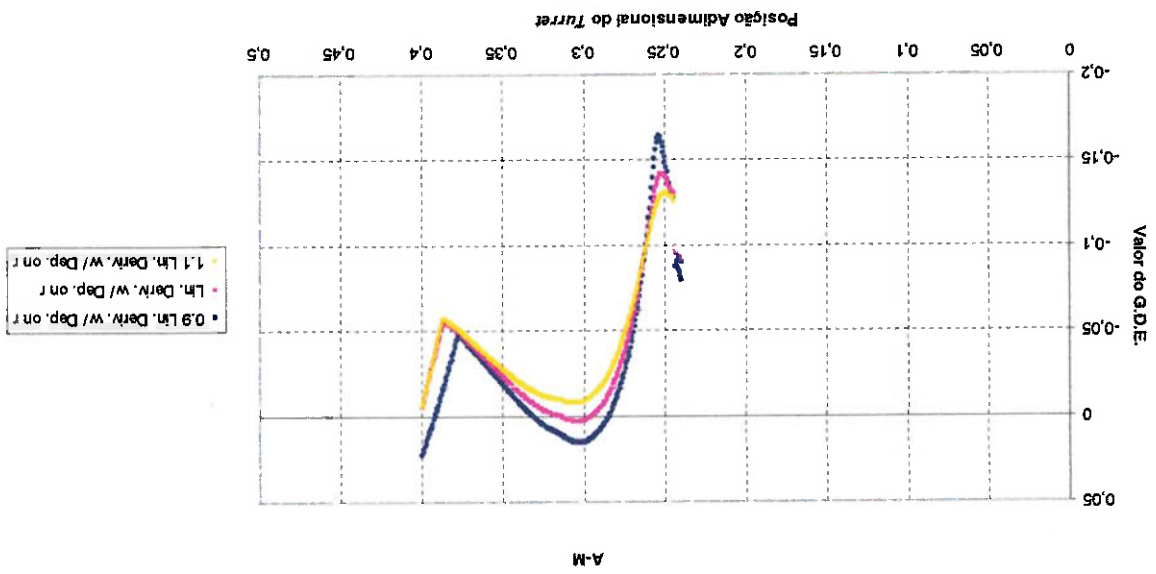
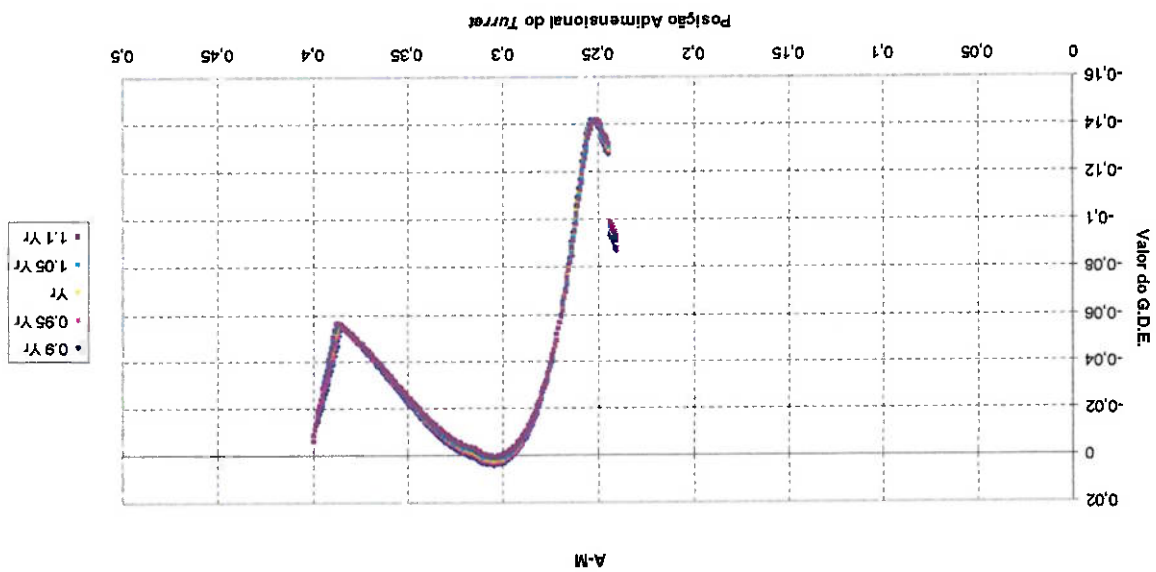
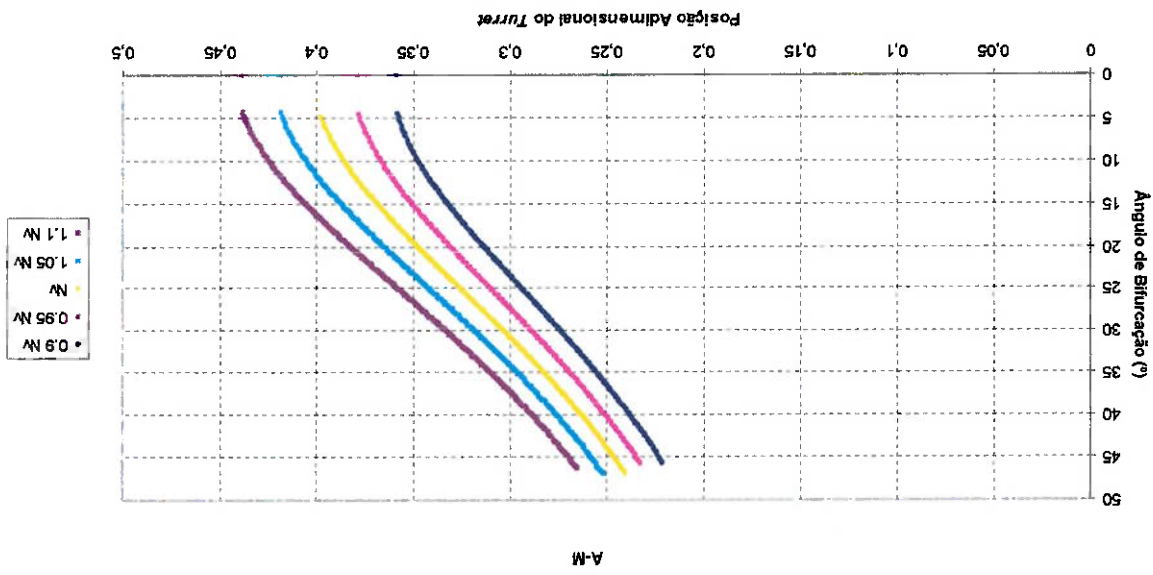
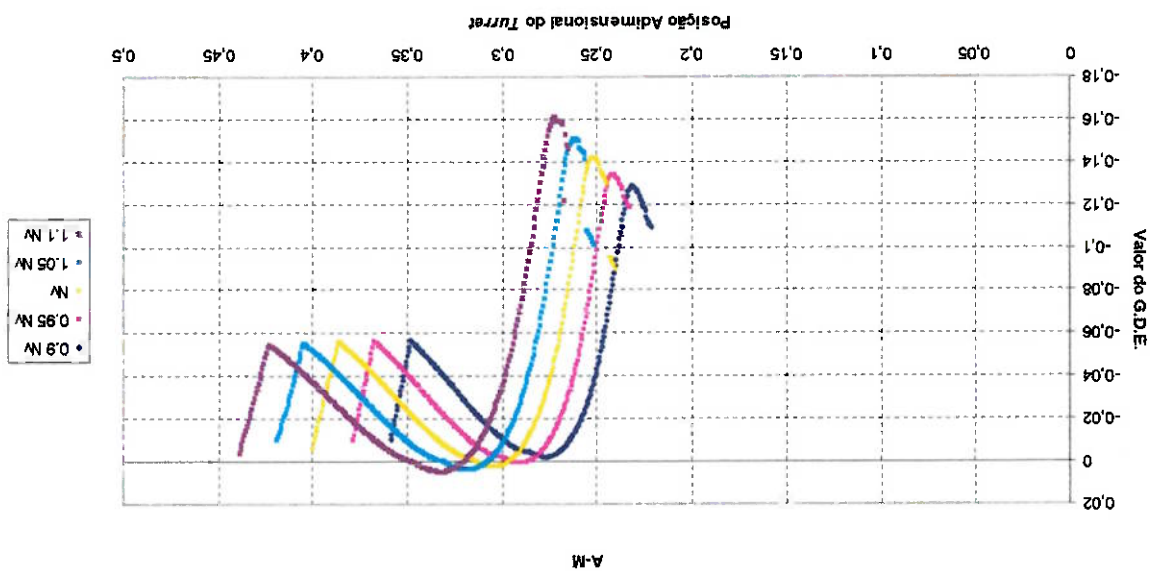


Figura 49: M-A, variação de  $Y_r$





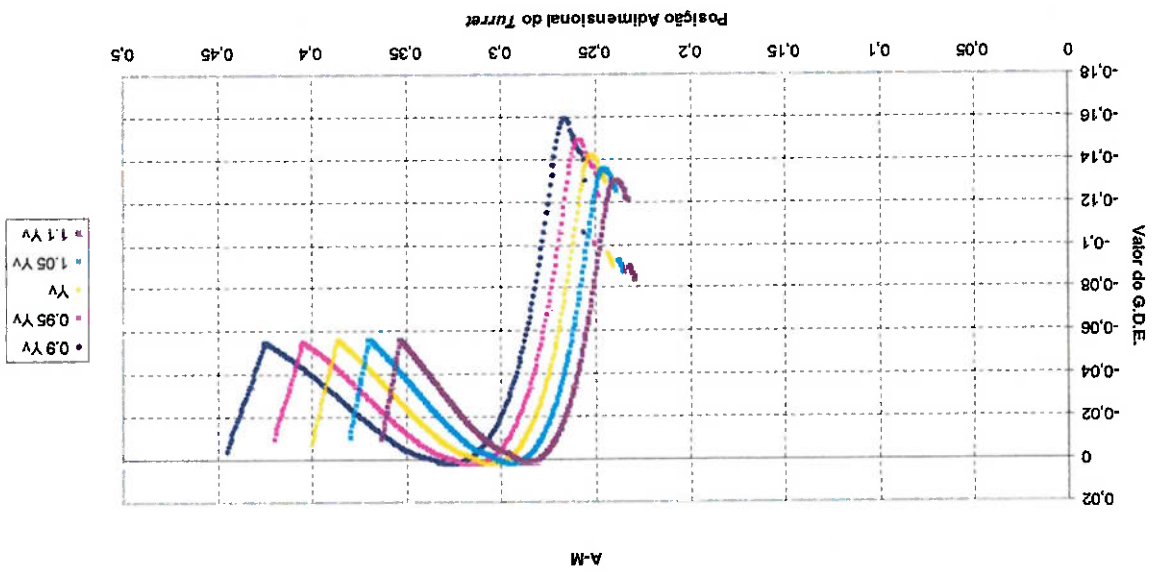


Figura 54: M-A, variação de  $Y_v$

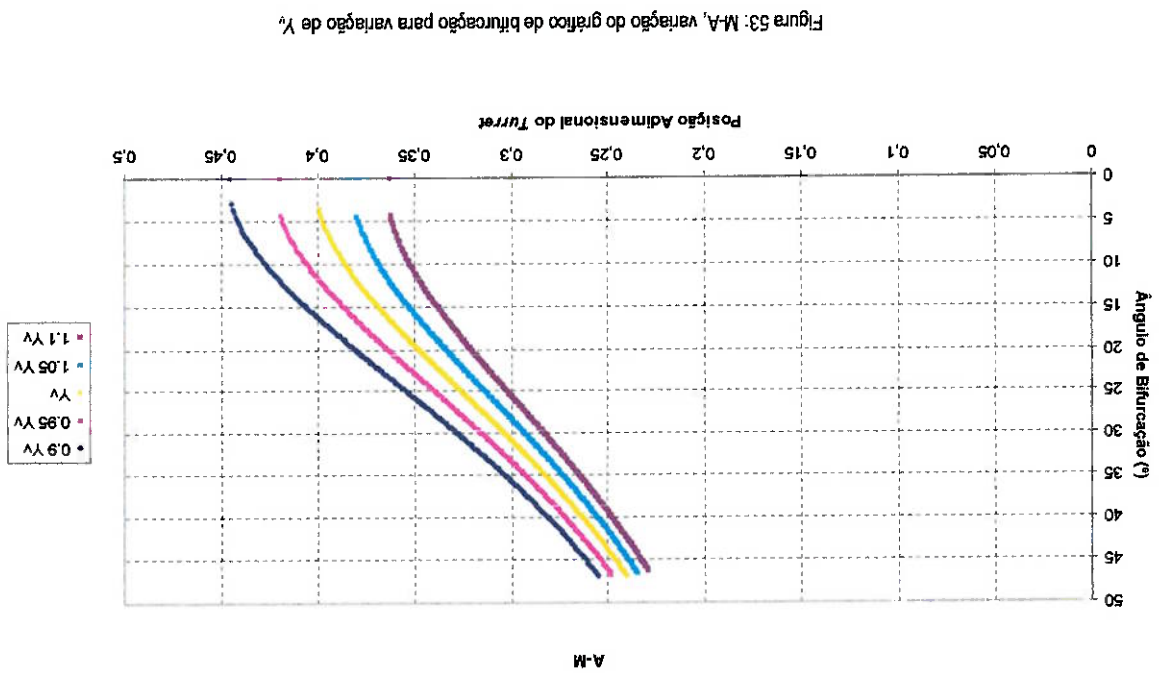


Figura 53: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $Y_v$

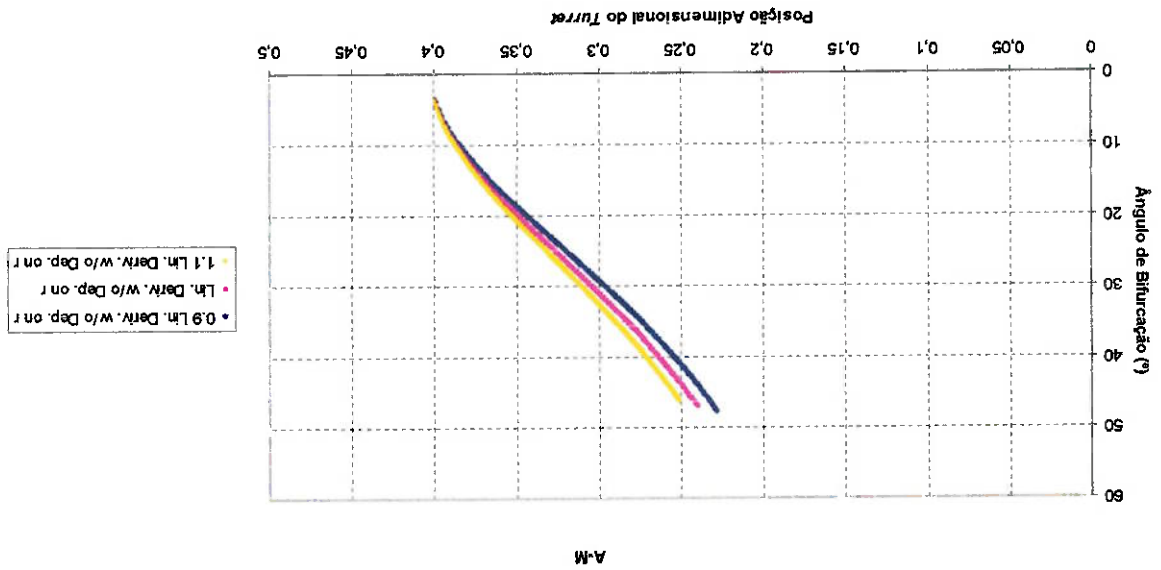


Figura 55: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$

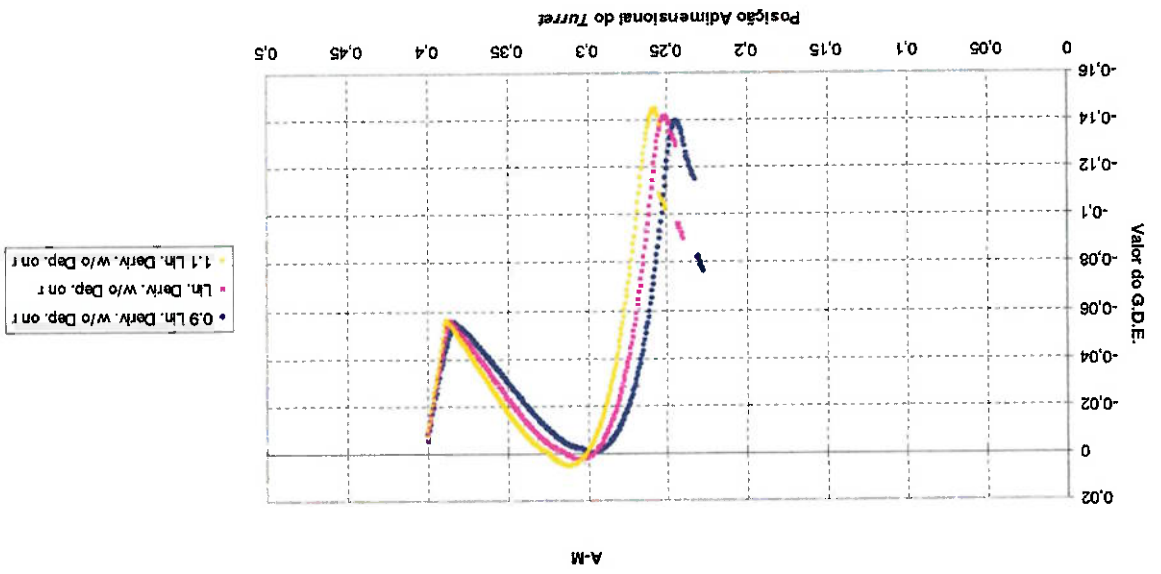


Figura 56: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$

Figura 58: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $N_{wv}$

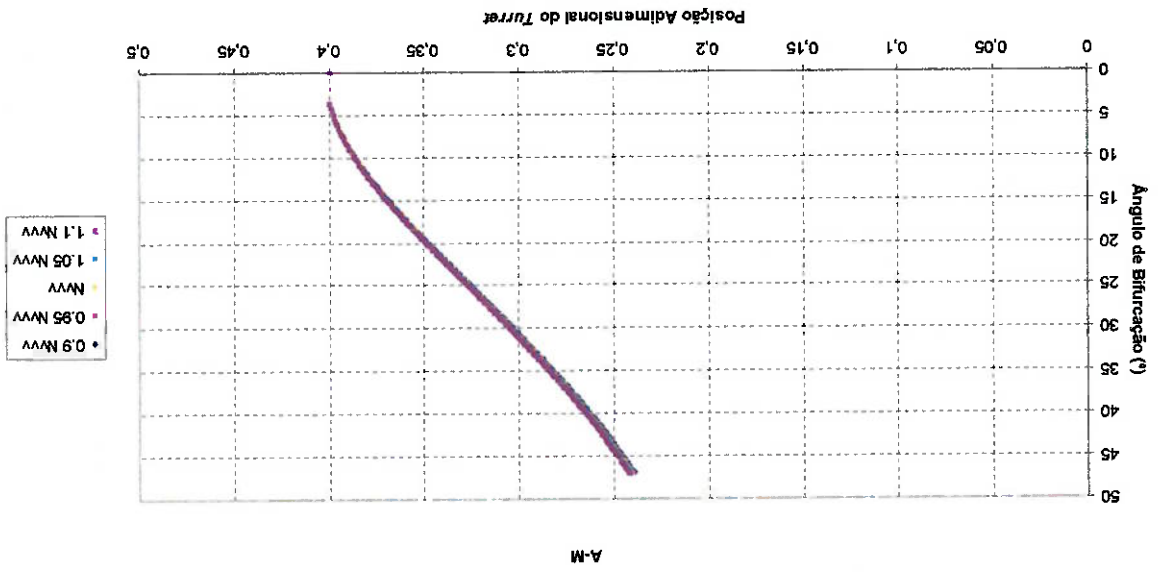


Figura 57: M-A, variação de  $X_w$

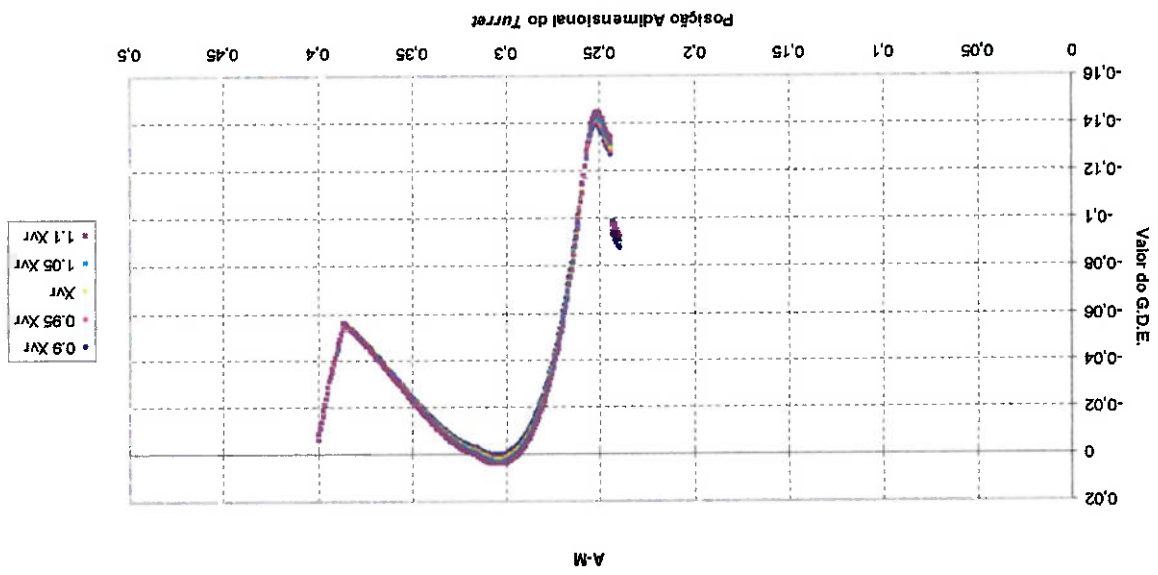


Figura 60: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $Y_{VV}$

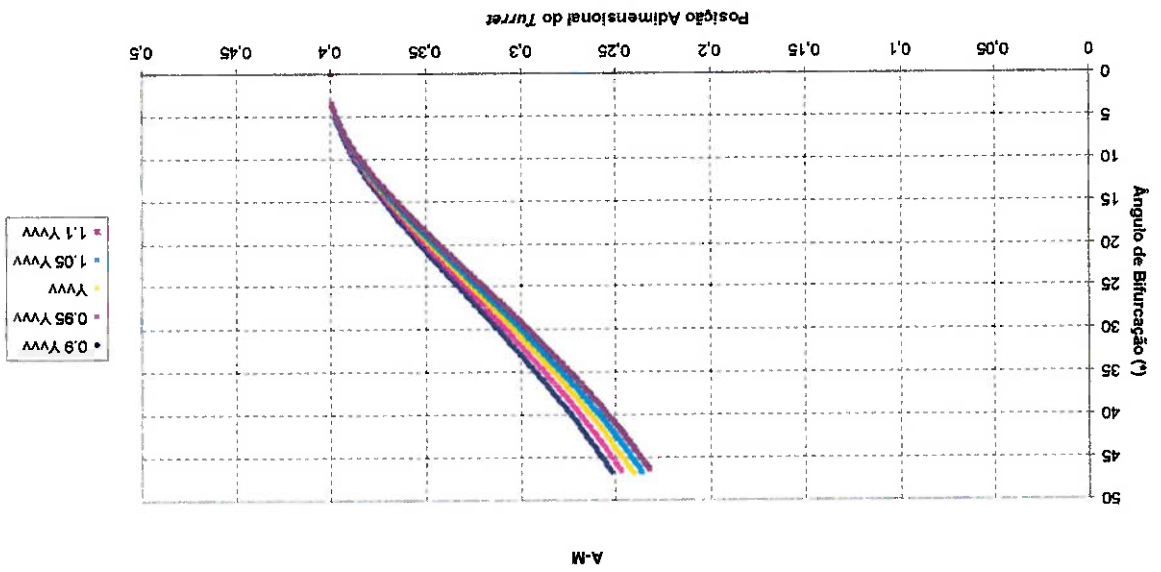


Figura 59: M-A, variação de  $M_{VV}$

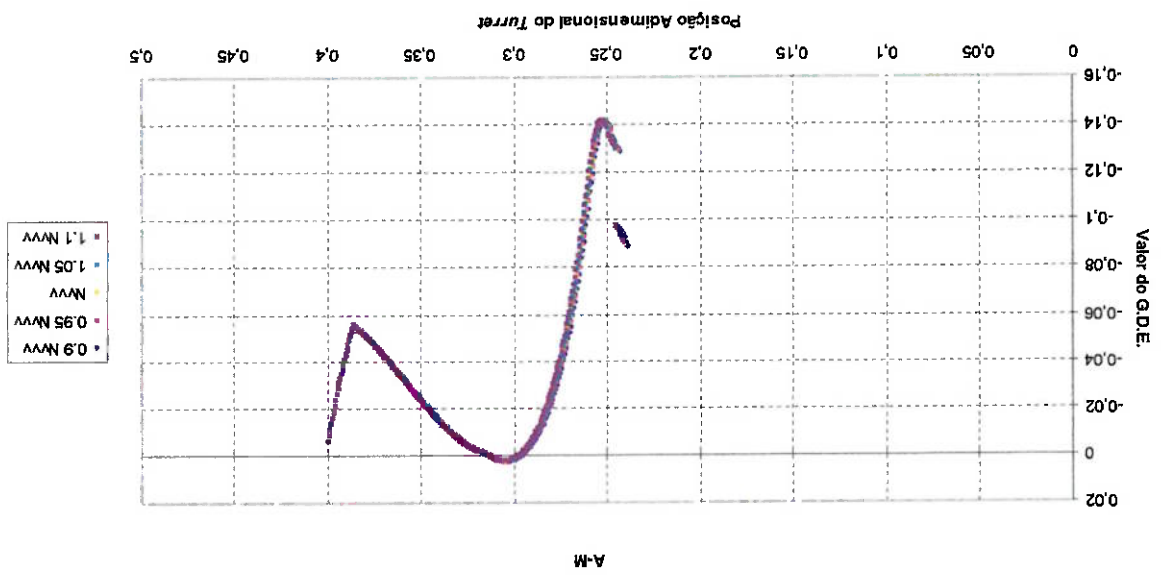


Figura 62: M-A, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$

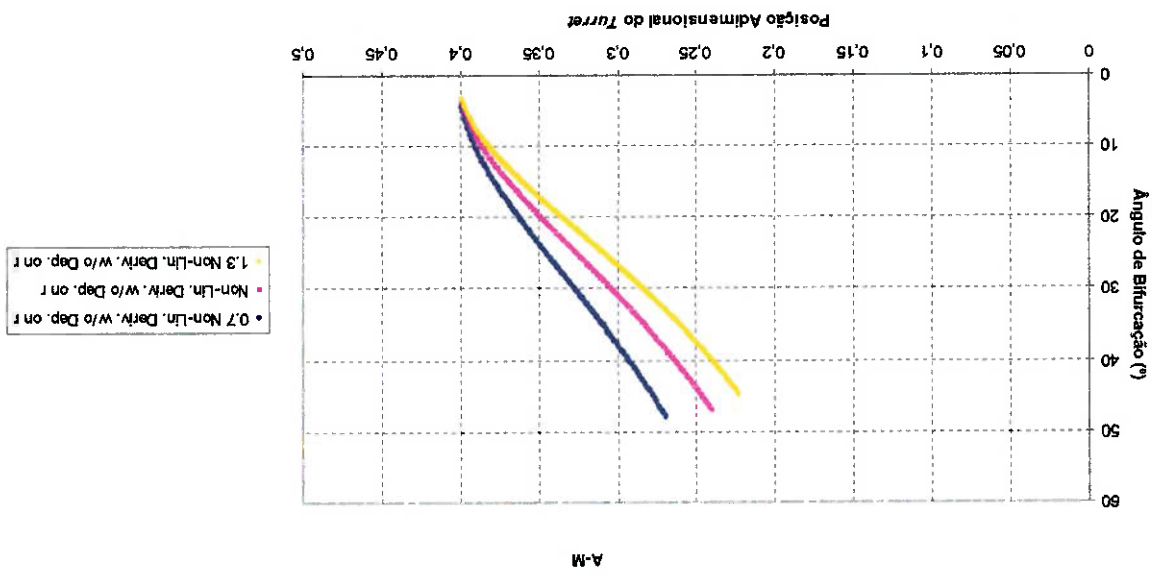
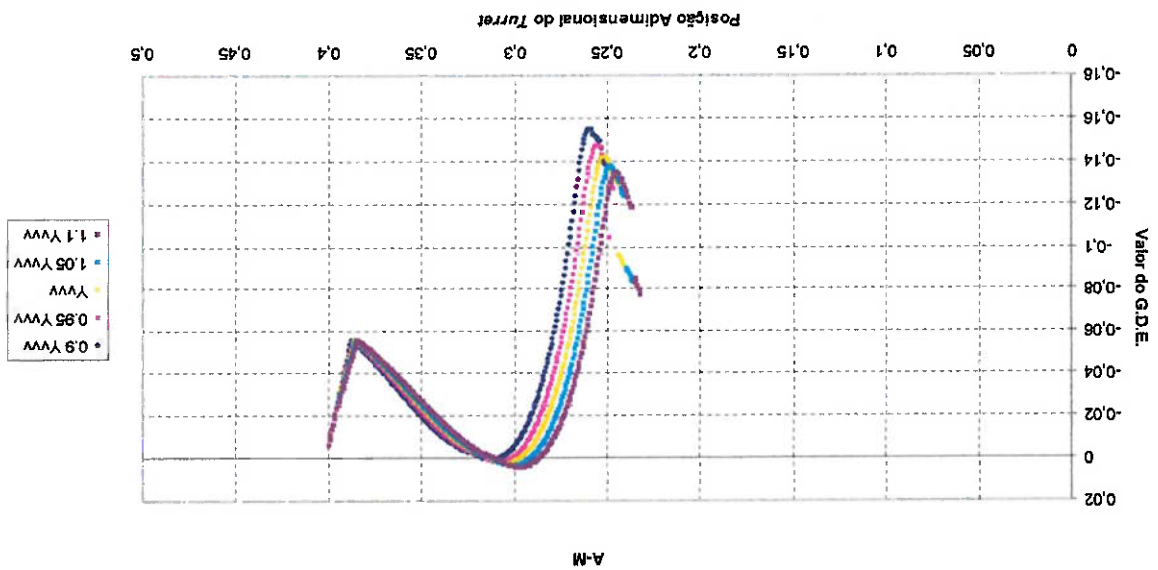


Figura 61: M-A, variação de  $Y_{wv}$



De todas as derivadas hidrodinâmicas dependentes de  $r$  em 1ª ordem, a que parece influir mais no comportamento do sistema é  $Y_{ur}$ , ao passo que  $N_{vr}$  e  $Y_{vr}$  são as que menos influenciam o mesmo. Algumas, como  $N_{vr}$  e  $X_{vr}$ , parecem afetar o sistema para valores menores).

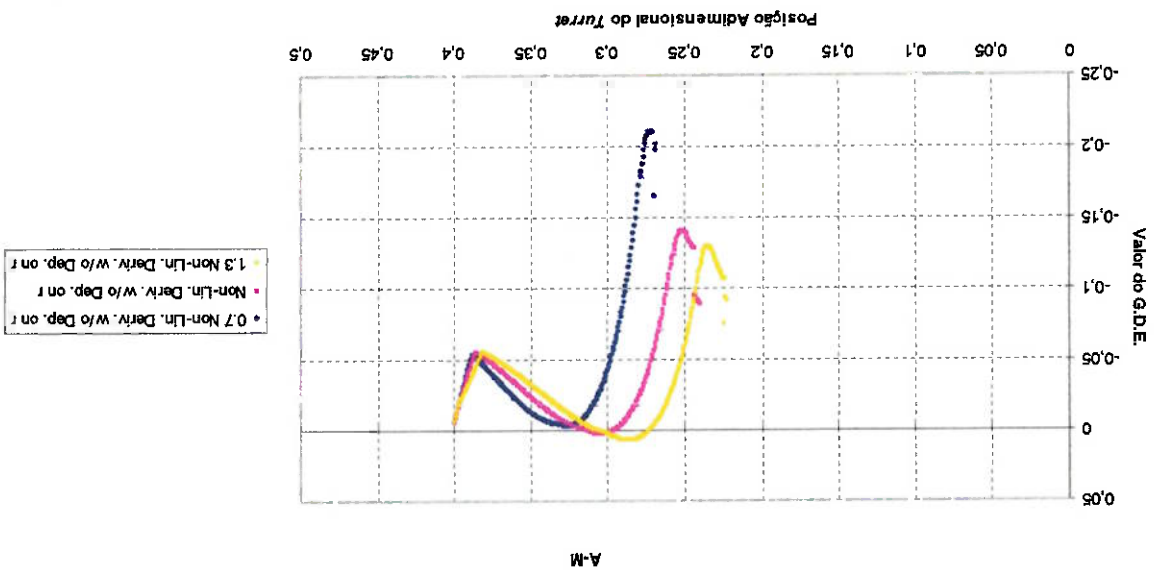
diminuição da região de ciclo limite (os G.D.E. tendem a se tornar mais negativos, além dos máximos se deslocarem para proporcionalmente, ainda se observa uma variação da bifurcação estática (pois  $N_{uv}$  não está variando) e uma tendência de mantida constante, a bifurcação estática permanece imutável. Ao aumentar ambas as derivadas ( $N_v$  e  $Y_v$ ) simultaneamente e estática, neste caso, depende de  $Y_v$ ,  $N_v$  e  $N_{uv}$ ; caso essas derivadas sejam variadas de modo que a relação  $Y_v/(N_v+N_{uv})$  seja pouca influência no comportamento do sistema, ao passo que  $Y_v$  influencia o sistema de forma mais perceptível. A bifurcação As derivadas  $N_v$  e  $Y_v$ , por sua vez, influenciam também a bifurcação estática quando variadas independentemente.  $N_v$  tem dessa forma, que  $N_r$  tem um papel importante no comportamento do sistema no equilíbrio secundário.

percebe-se que conforme  $N_r$  diminui, uma região de ciclo limite próxima à bifurcação estática cresce significativamente. Nota-se A derivada hidrodinâmica  $N_r$  no M-T pode causar instabilidade no equilíbrio secundário. Observando-se a Figura 64 abaixo, forma da curva de bifurcação, portanto foram analisadas apenas quanto ao G.D.E.

derivadas não-lineares independentes de  $r$  variadas em conjunto). As derivadas analisadas dependentes de  $r$  não afetam a não-lineares dependentes de  $r$  em 1ª ordem),  $N_{uv}$ ,  $N_{uvw}$ ,  $N_{vw}$ ,  $Y_{vw}$  e  $Y_{uvw}$ , (incluindo a curva de bifurcação e também todas as são:  $N_r$ ,  $N_v$  e  $Y_v$  (incluindo a curva de bifurcação e também variadas em conjunto),  $N_{vr}$ ,  $N_{ur}$ ,  $Y_{vr}$ , (e o conjunto das derivadas Existem várias derivadas hidrodinâmicas do M-T que apresentam alguma influência sobre o comportamento do sistema. Elas

### 5.2.2.4 Parâmetros Exclusivos do M-T

Figura 63: M-A, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$





posições do *turret* mais próxima à meia-nau. De qualquer modo, ao variar todas essas derivadas ao mesmo tempo, o efeito predominante parece ser o de  $Y_{ur}$ , e quanto maior  $Y_{ur}$ , menor a região de ciclo limite observada. Ao aumentar  $N_{uv}$ , a região de ciclo limite diminui, e o oposto ocorre com  $X_{vr}$ . As derivadas com pouca influência no caso analisado não tiveram as suas tendências analisadas.

As derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$  são:  $N_{uv}$ ,  $N_{uvw}$ ,  $N_{uvw}$ ,  $Y_{vw}$ ,  $Y_{vw}$  e  $Y_{www}$ . A única derivada que influencia a bifurcação estática é  $N_{uv}$ , que também afeta a região de ciclo limite de forma semelhante a  $N_v$  (conforme  $N_{uv}$  aumenta, a região de ciclo limite aumenta). Já aumentos de  $N_{uvw}$  e  $N_{vw}$  aumentam pouco a inclinação da curva de bifurcação e diminuem a região de ciclo limite (afetando mais as posições do *turret* mais próximas à meia-nau). Um aumento na derivada hidrodinâmica  $Y_{vw}$  causa uma diminuição na inclinação da curva de bifurcação e um aumento na região de ciclo limite. Inversamente, um aumento em  $Y_{www}$  causa um aumento na inclinação da curva de bifurcação e uma diminuição na região de ciclo limite, porém menos significativo. Analisando a variação de todos esses efeitos simultaneamente, observa-se que um aumento bruto nas derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$  causa um aumento significativo na região de ciclo limite próxima à bifurcação estática do sistema.

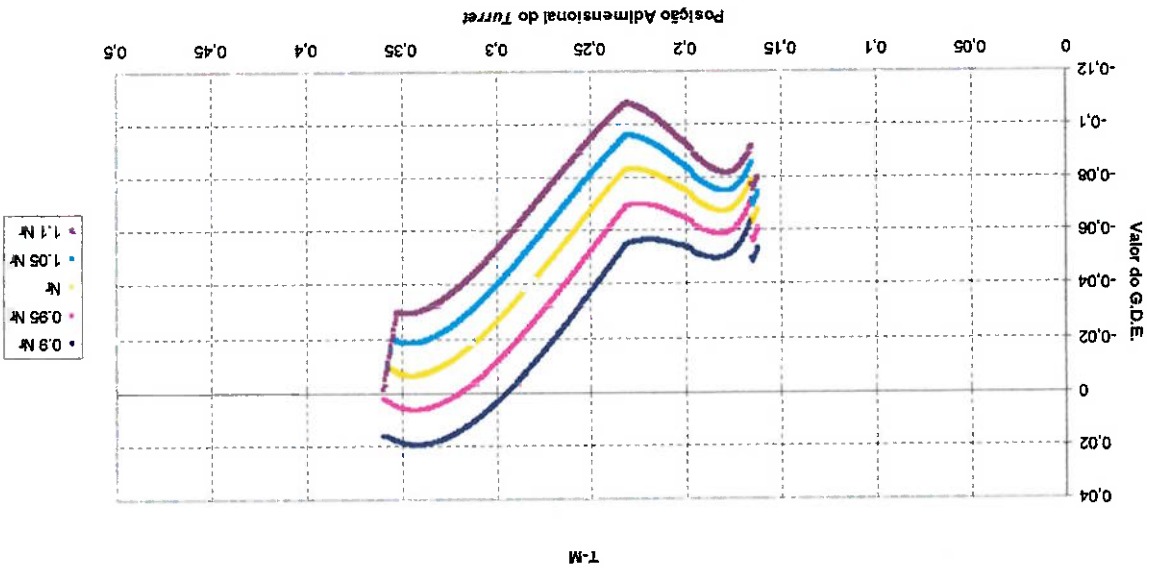


Figura 64: M-T, variação de  $N_v$

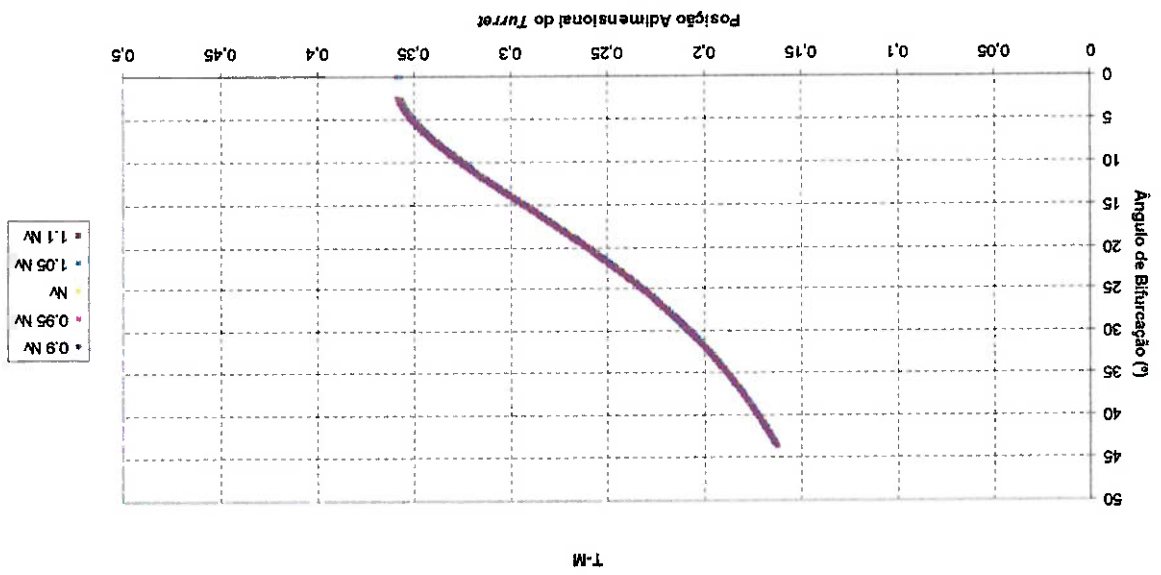


Figura 65: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $N_p$ .

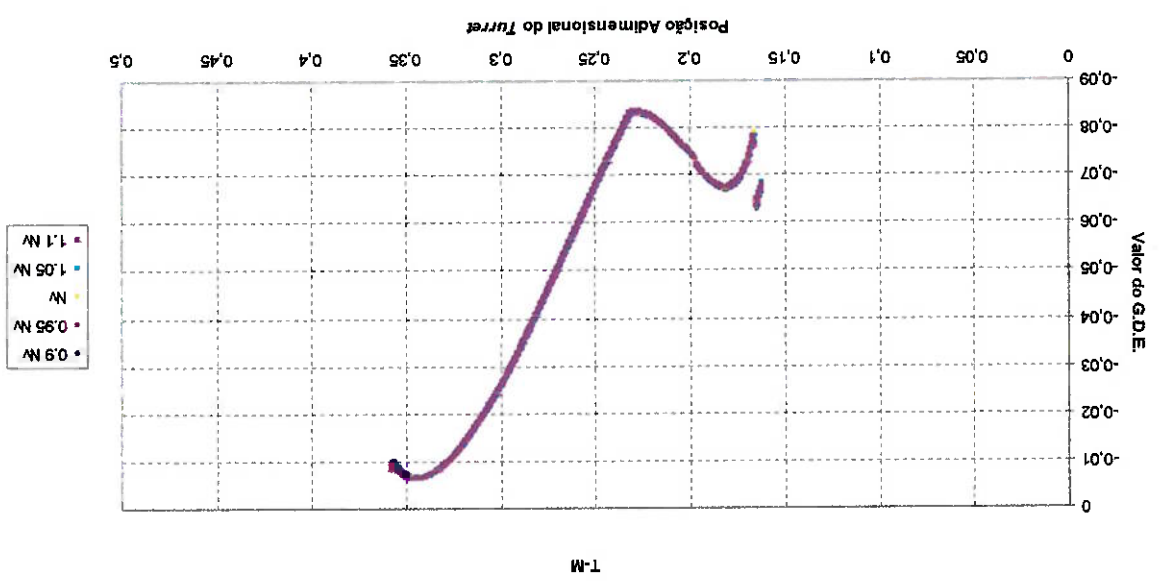


Figura 66: M-T, variação de  $N_p$ .

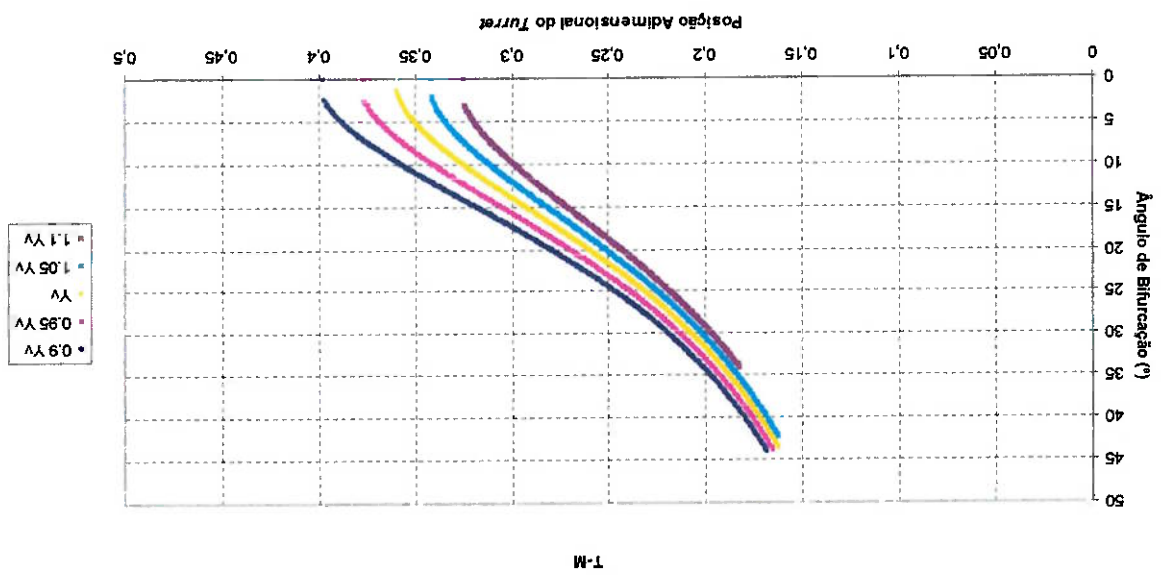


Figura 67: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $Y_c$

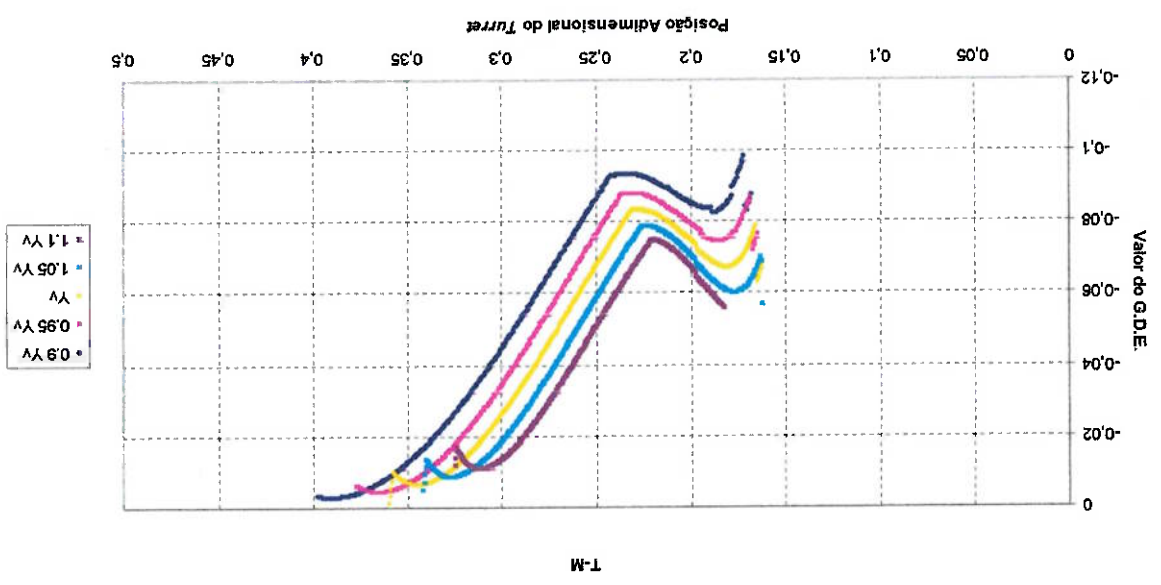


Figura 68: M-T, variação de  $Y_c$

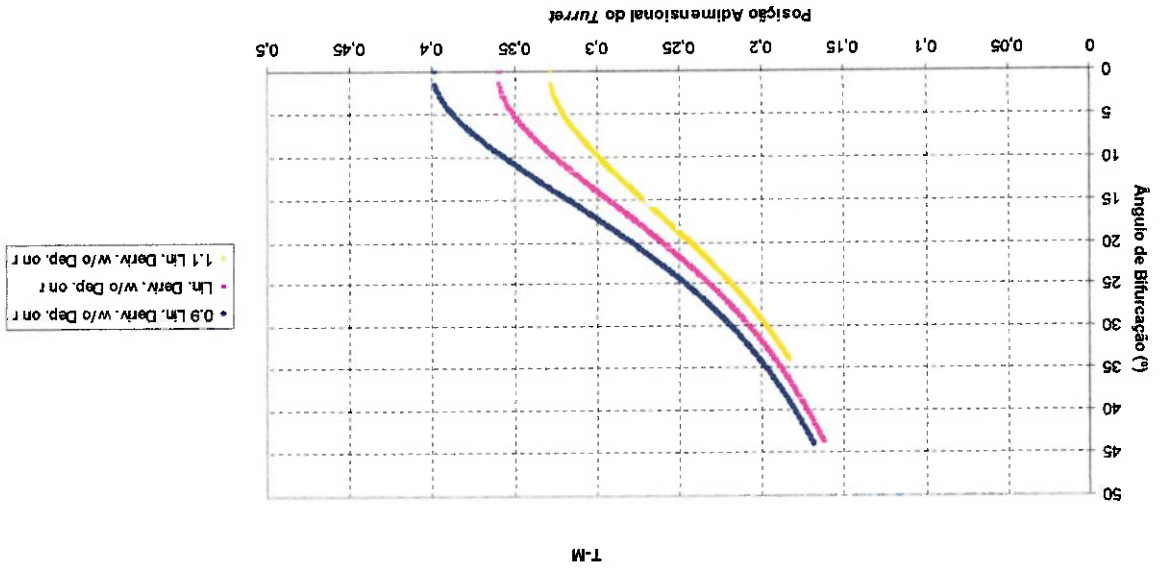


Figura 69: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$

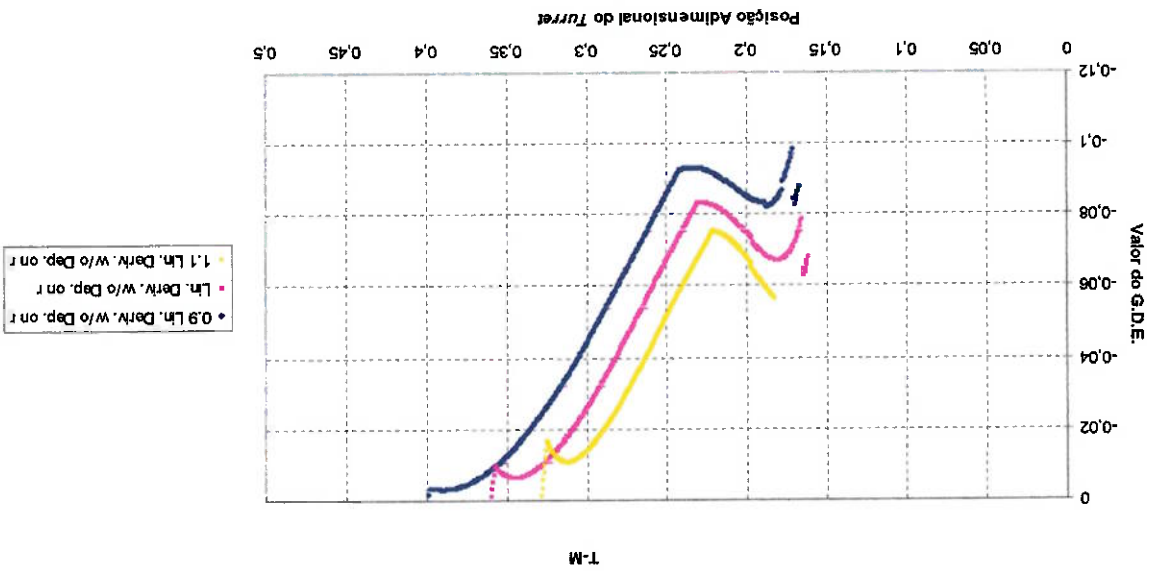


Figura 70: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas lineares independentes de  $r$

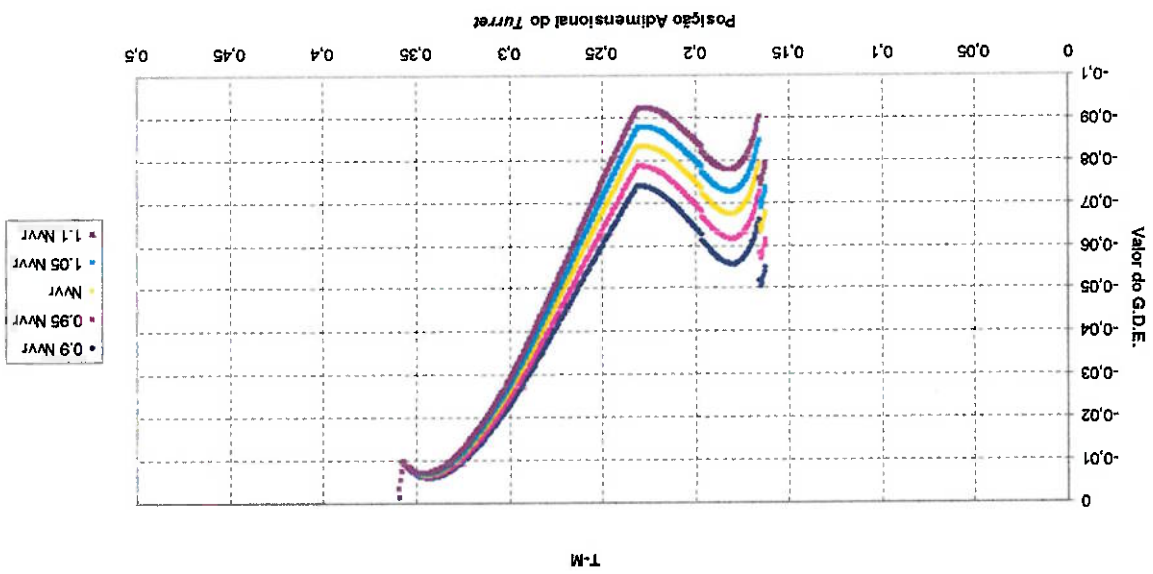


Figura 72: M-T, variação de  $N_{uvr}$

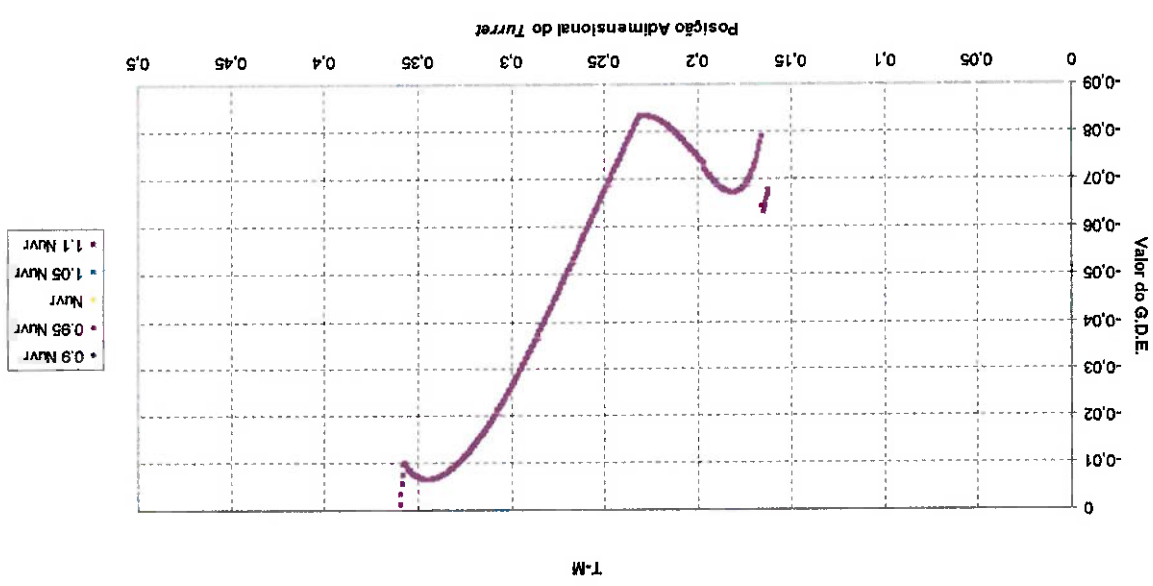


Figura 71: M-T, variação de  $N_{uvr}$

Figura 74: M-T, variação de  $Y_{ur}$

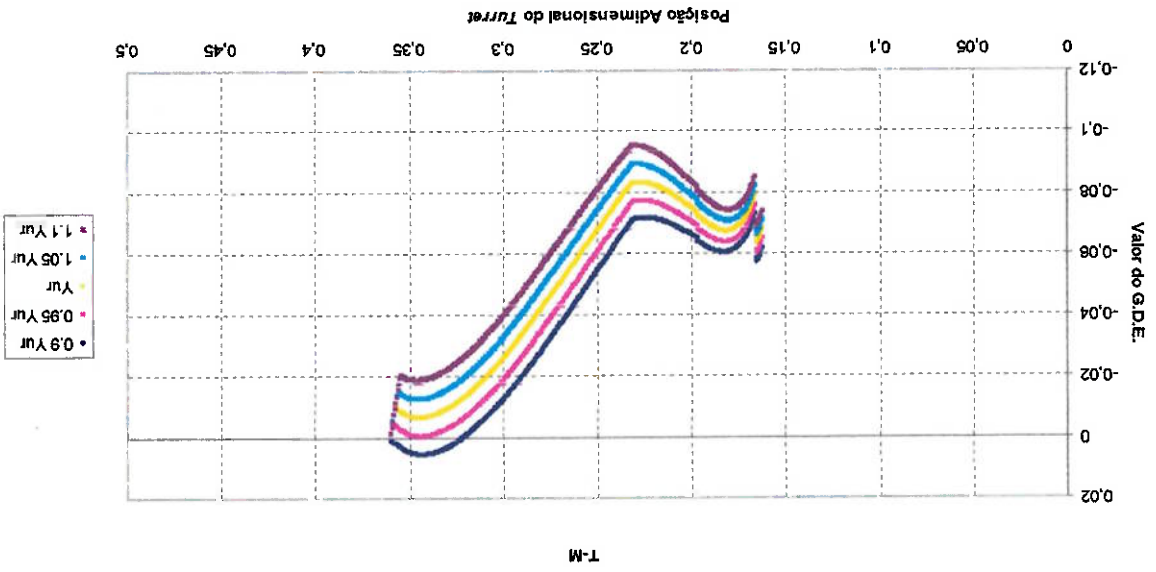


Figura 73: M-T, variação de  $X_{ur}$

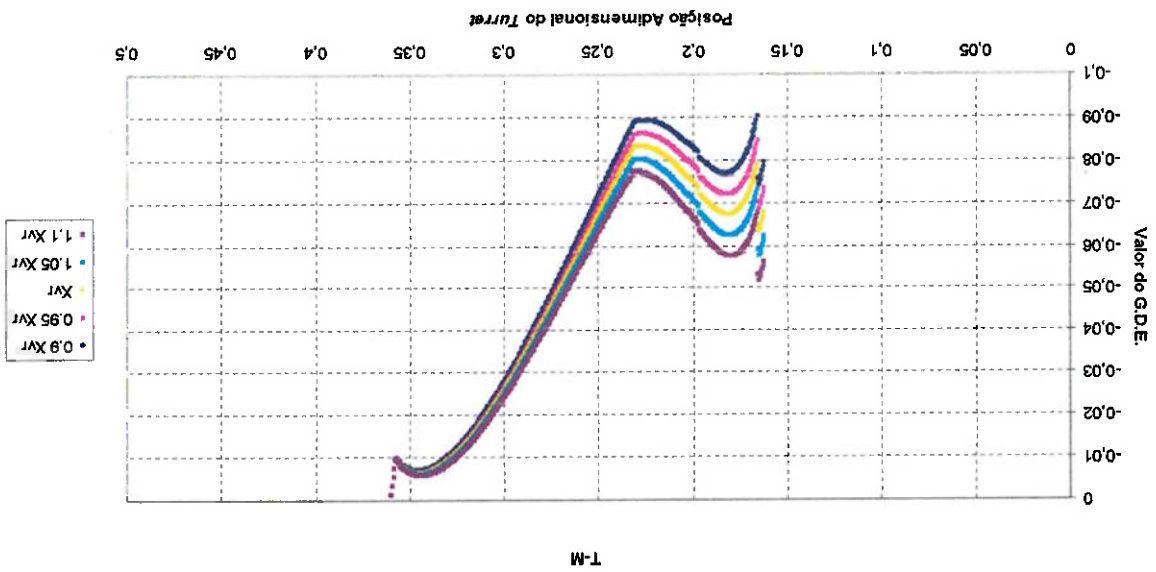


Figura 76: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares dependentes de  $r$  (1ª ordem)

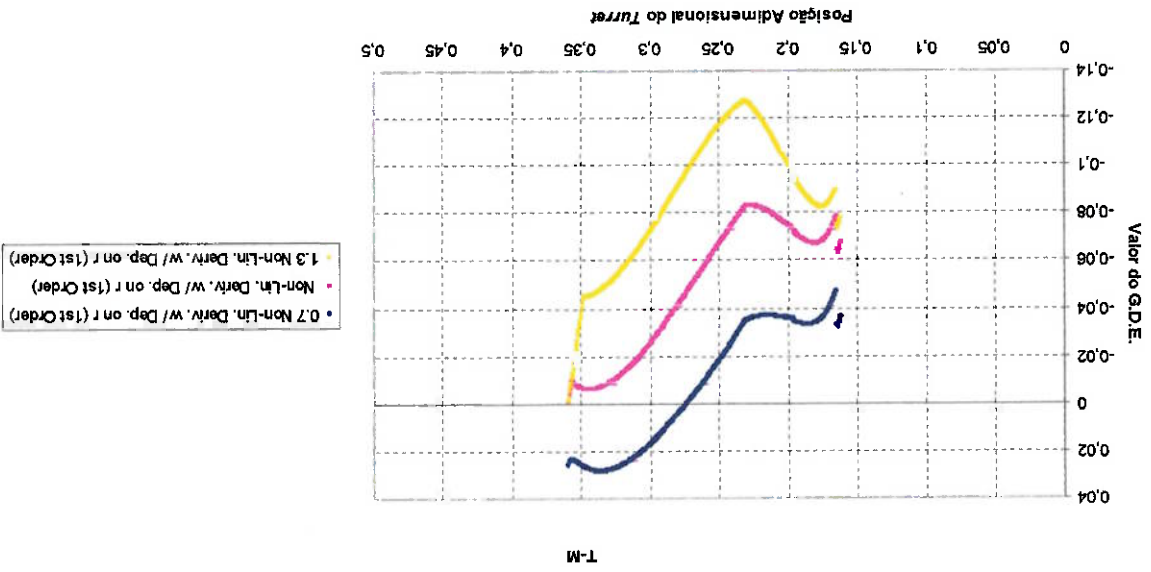
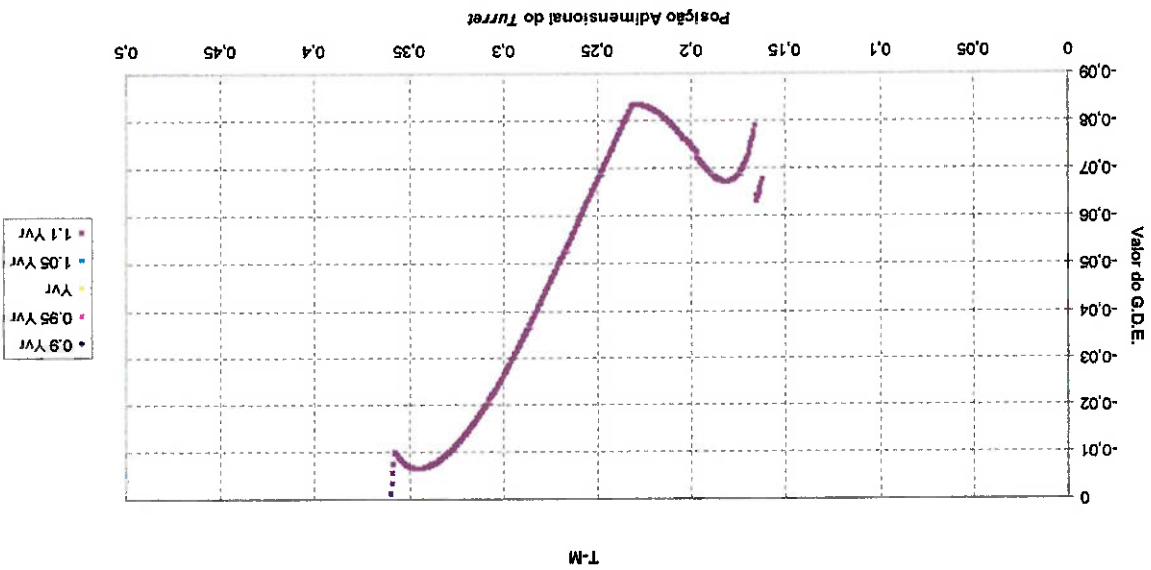


Figura 75: M-T, variação de  $Y_{nr}$



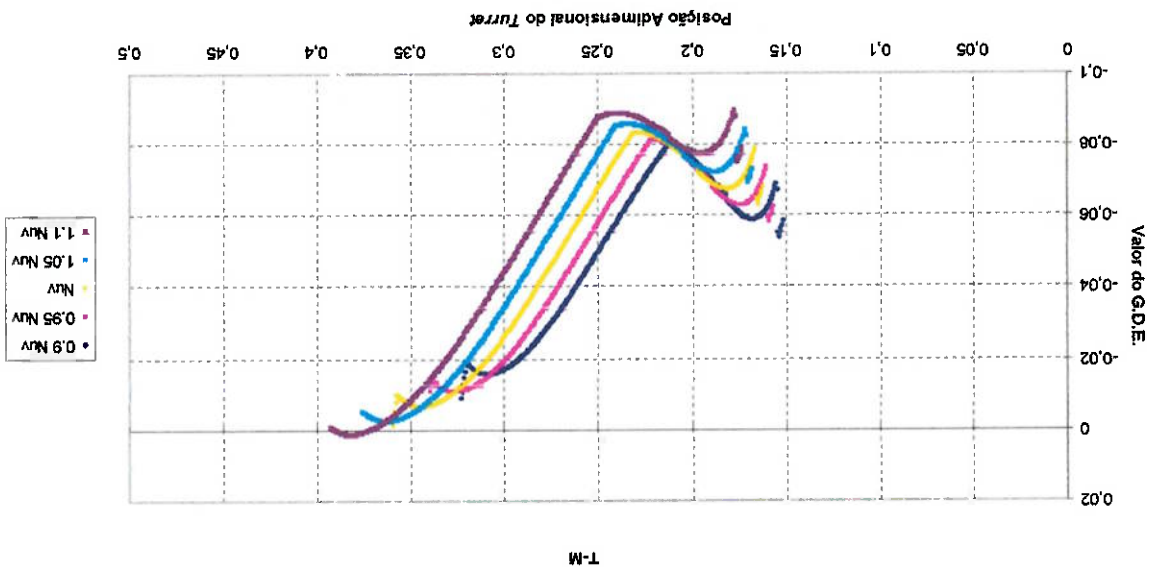


Figura 77: M-T, variação de  $N_{uv}$  para variação de  $N_{uv}$

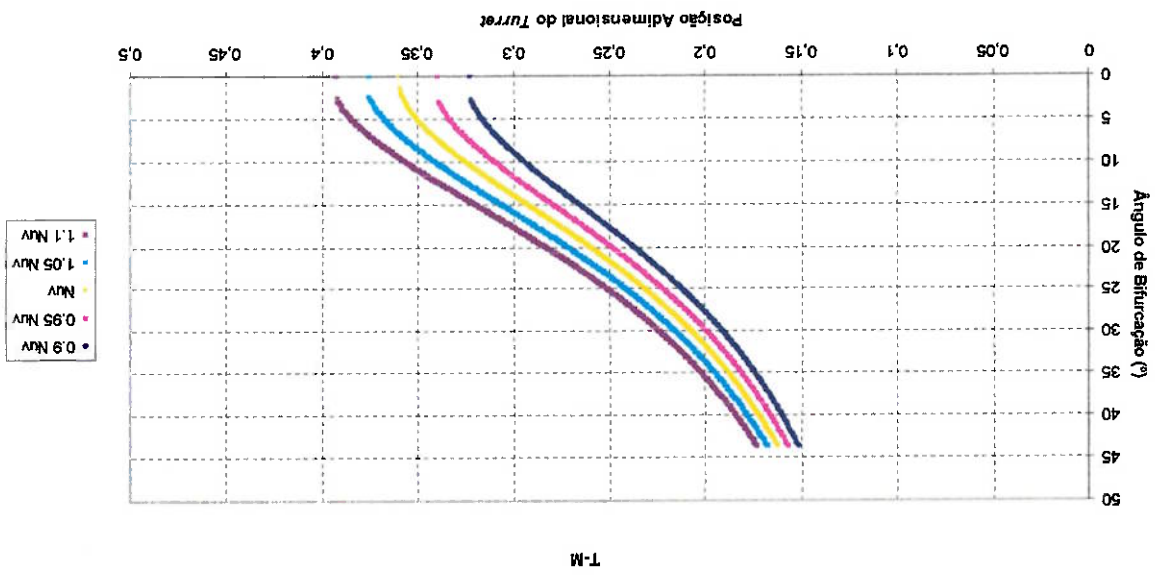


Figura 78: M-T, variação de  $N_{uv}$



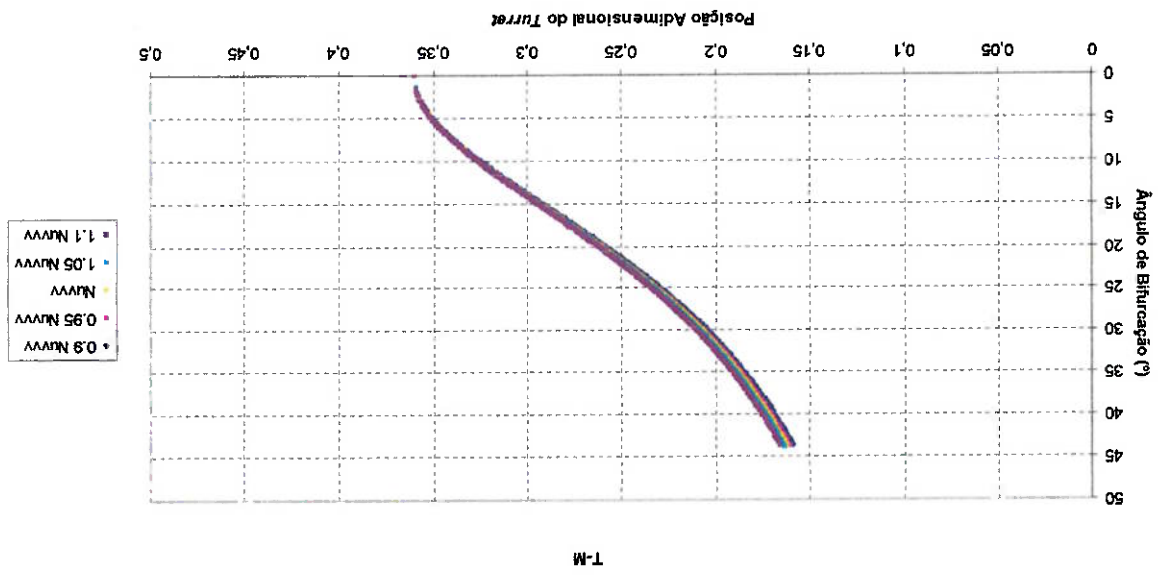


Figura 79: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $N_{mv}$

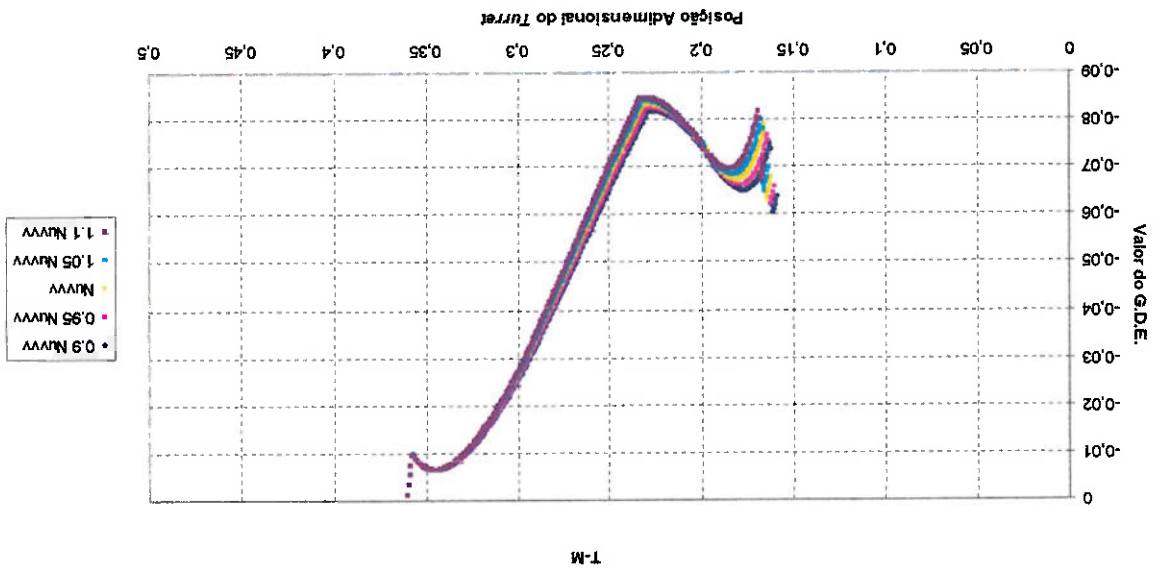


Figura 80: M-T, variação de  $N_{mv}$

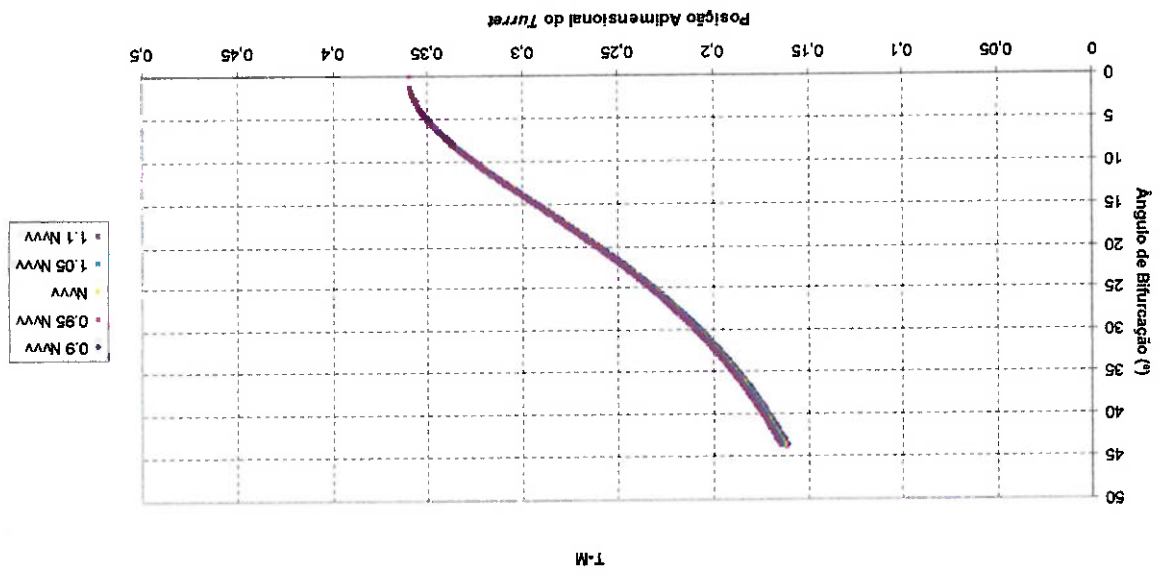


Figura 81: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $M_w$

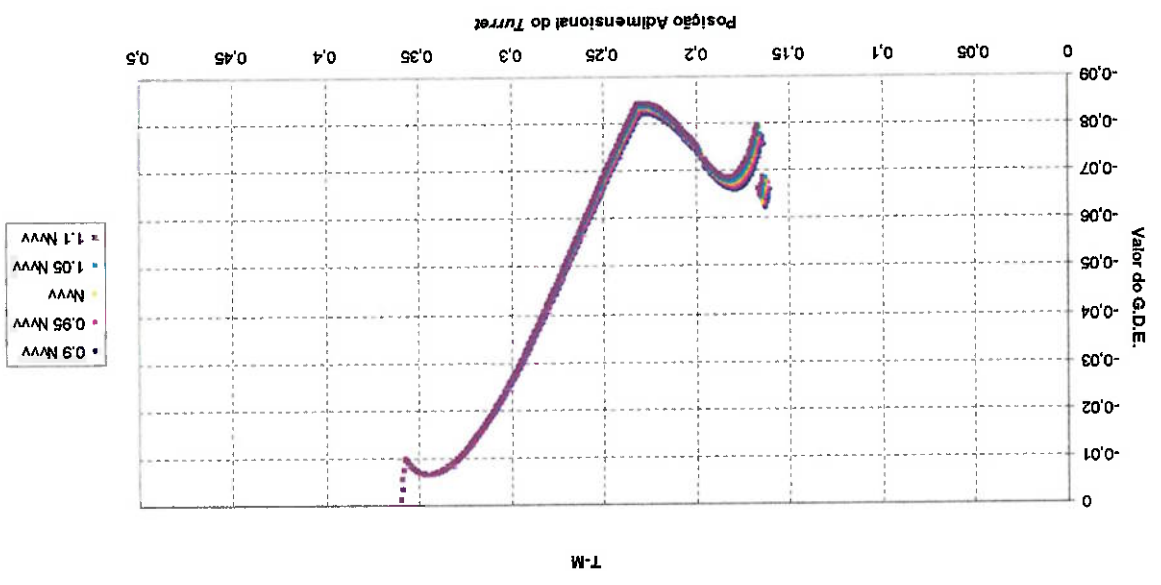


Figura 82: M-T, variação de  $M_w$

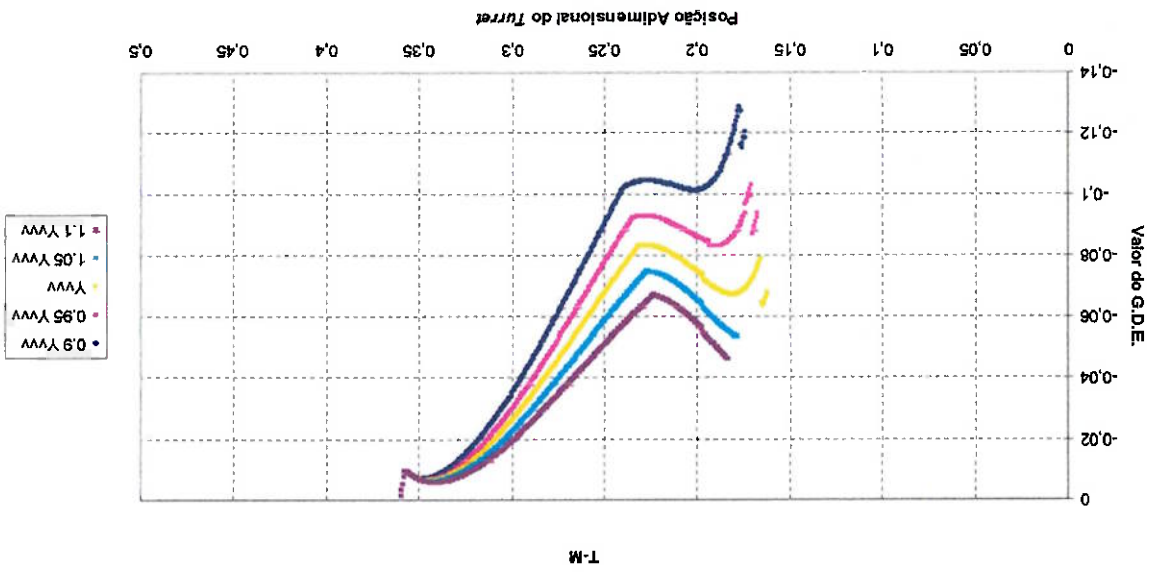


Figura 83: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $Y_{mw}$

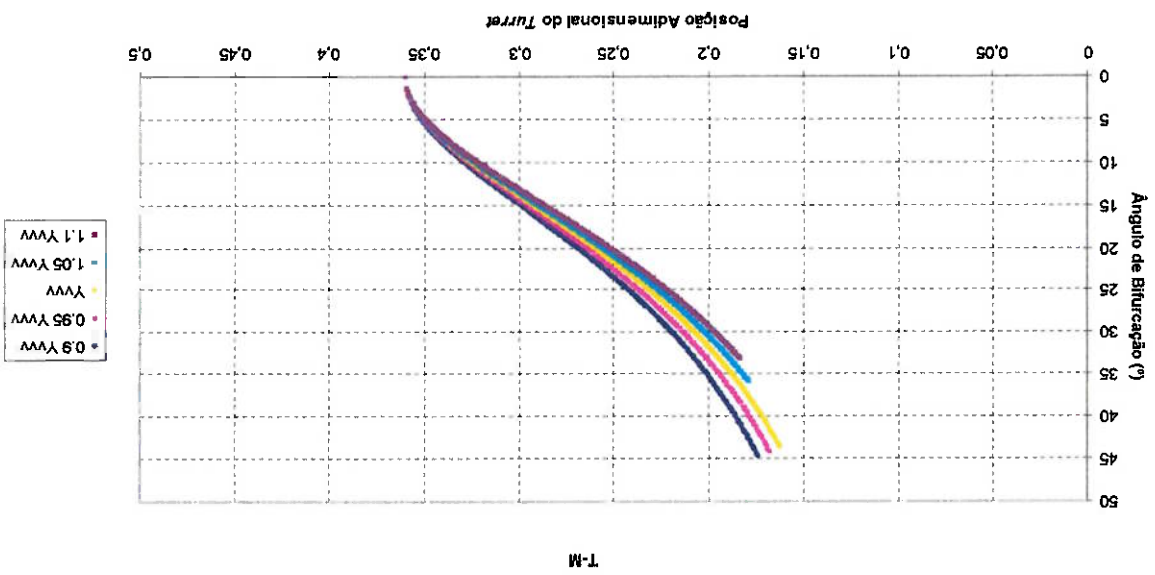


Figura 84: M-T, variação de  $Y_{mw}$

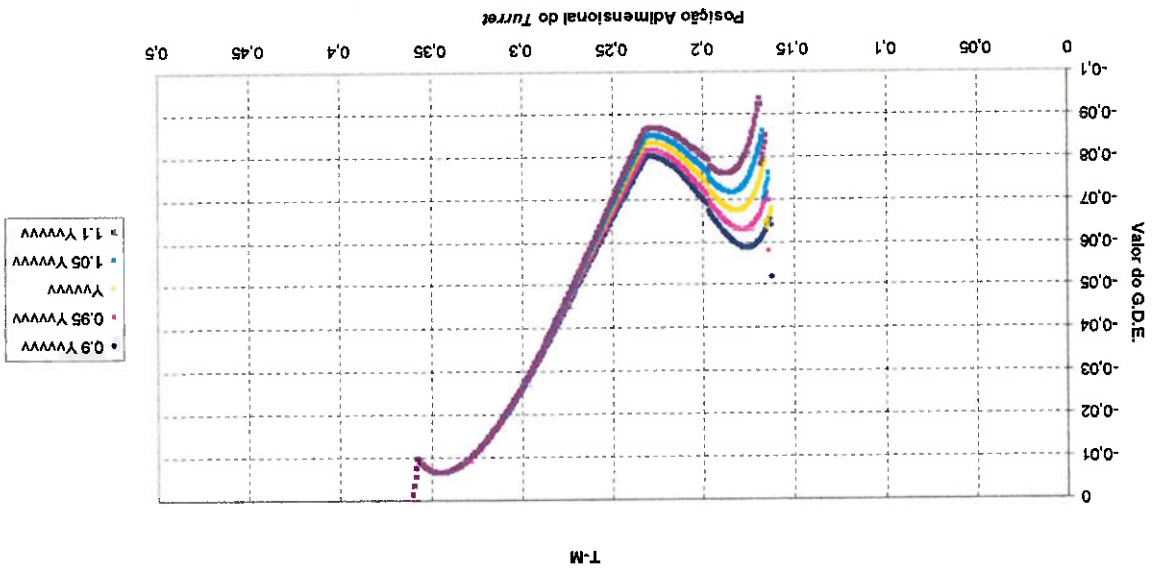


Figura 86: M-T, variação de  $Y^w$

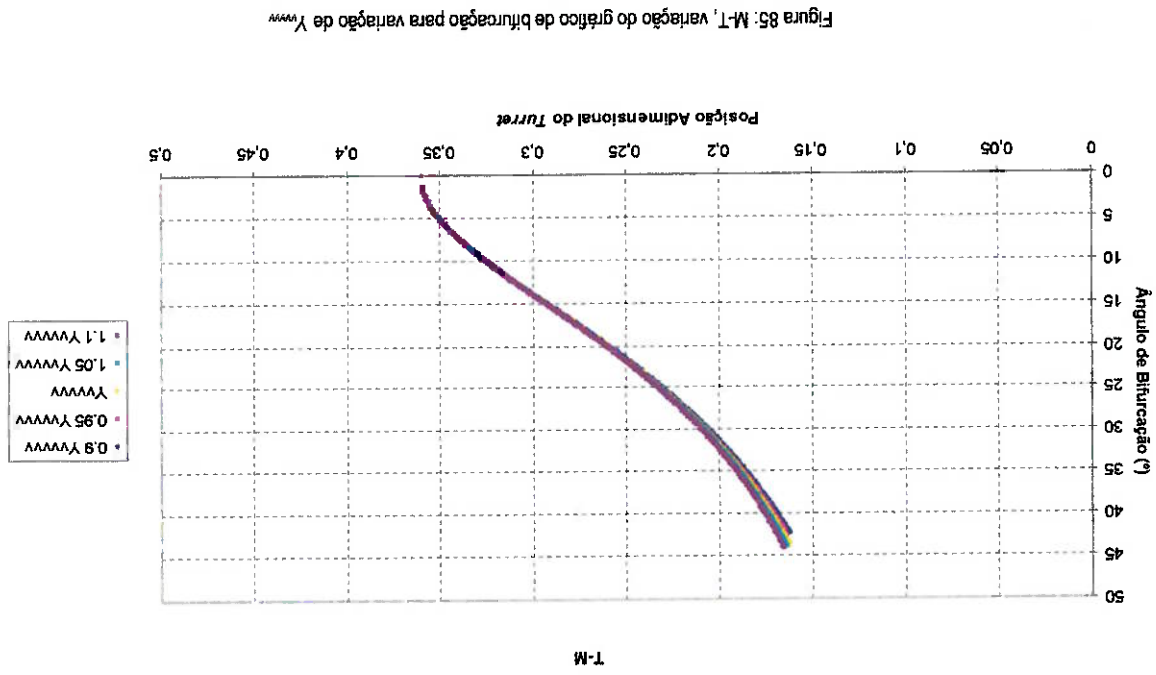


Figura 85: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação de  $Y^w$

resistência para os M-A e M-T. Além disso, as regiões de ciclo limite diminuem muito pouco com o aumento de  $C_{10}$ . Já o inicialmente, pode-se observar que a curva de bifurcação não varia com  $C_{10}$ , da mesma forma que ela não varia com a curva de de ângulos de incidência.

função do ângulo de incidência da correnteza ( $C_{10}$ ,  $C_{20}$  e  $C_{60}$ ). Os coeficientes foram variados igualmente para todos os valores Os parâmetros que foram variados de forma a permitir a análise do M-O foram as curvas de coeficientes hidrodinâmicos em

### 5.2.2.5 Parâmetros Exclusivos do M-O

Figura 88: M-T, variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$

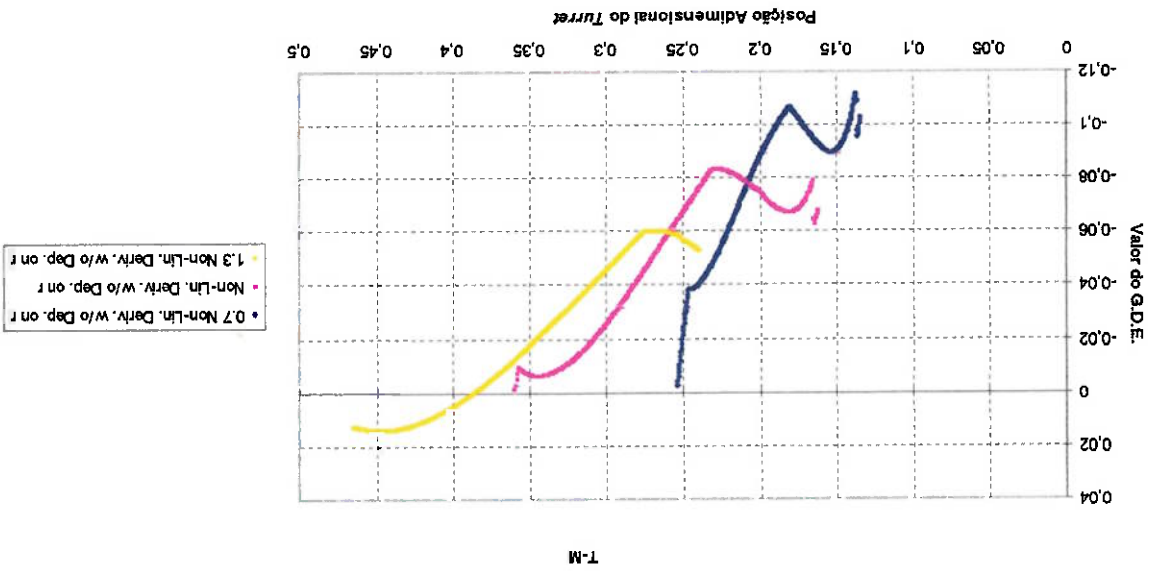
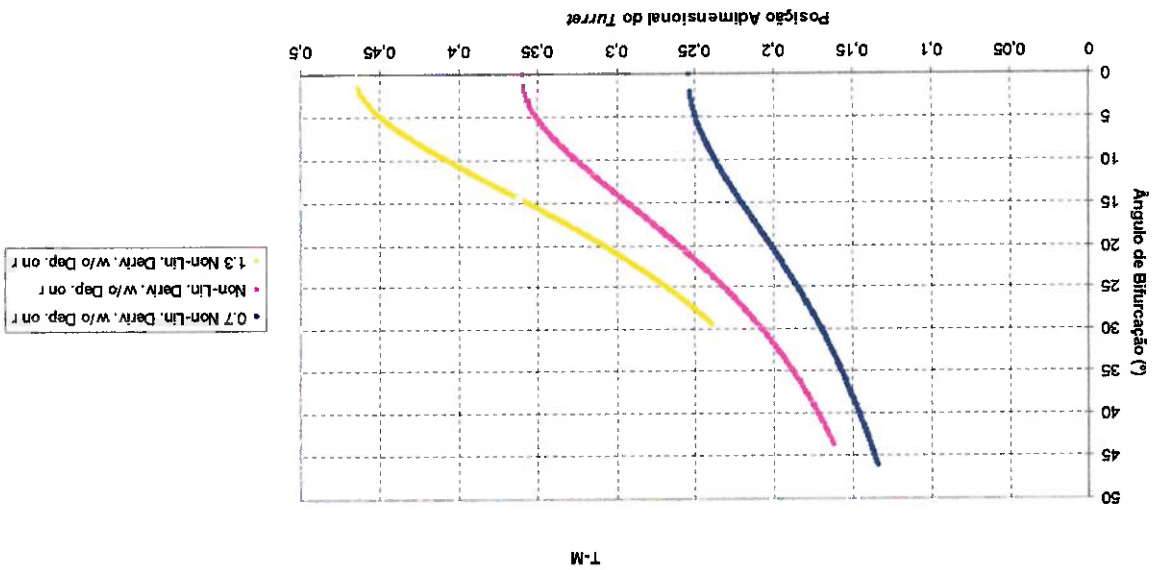


Figura 87: M-T, variação do gráfico de bifurcação para variação para variação das derivadas hidrodinâmicas não-lineares independentes de  $r$



O é altamente instável, sendo caracterizado por um ciclo limite para todas as faixas de variação de parâmetros estudadas (os enquanto  $C_{sc}$  tem o efeito inverso, análogo a  $N_v$ . Deve-se observar, no entanto, que o comportamento do sistema segundo o M-aumento de  $C_{sc}$ , analogamente a  $V_v$ , causa um deslocamento na posição de bifurcação estática para a rede da embarcação,

G.D.E. são sempre maiores que zero).

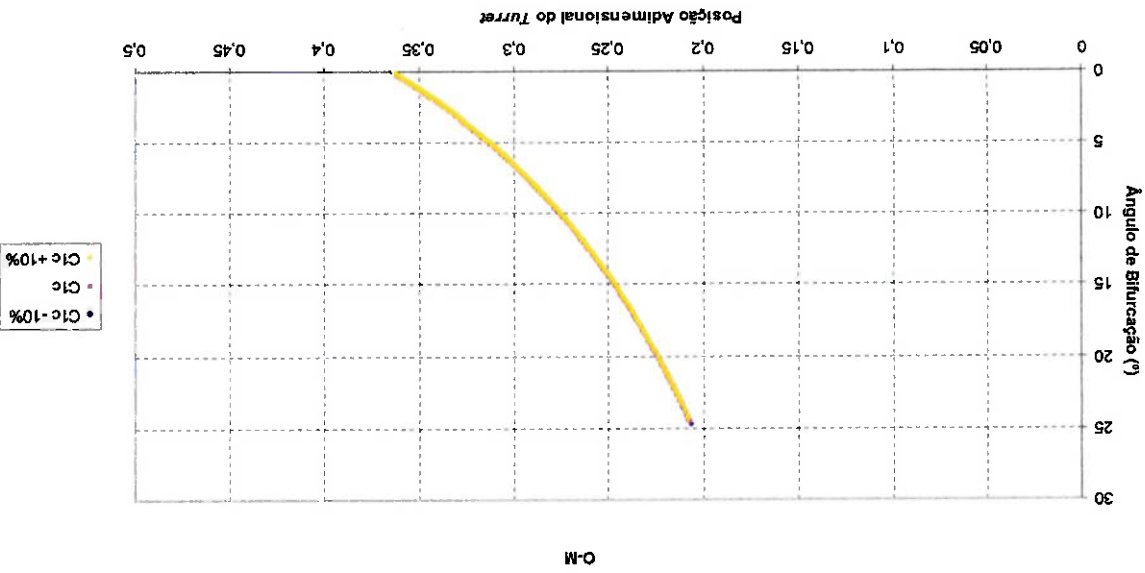


Figura 89: M-O, variação do gráfico de bifurcação para variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{rc}$ )

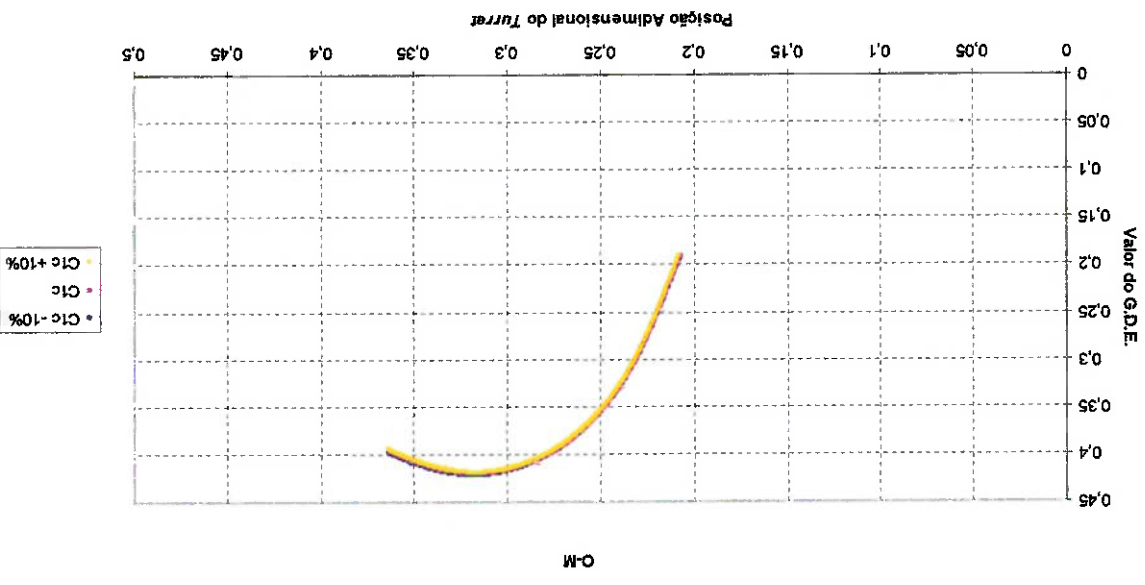


Figura 90: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em surge ( $C_{rc}$ )

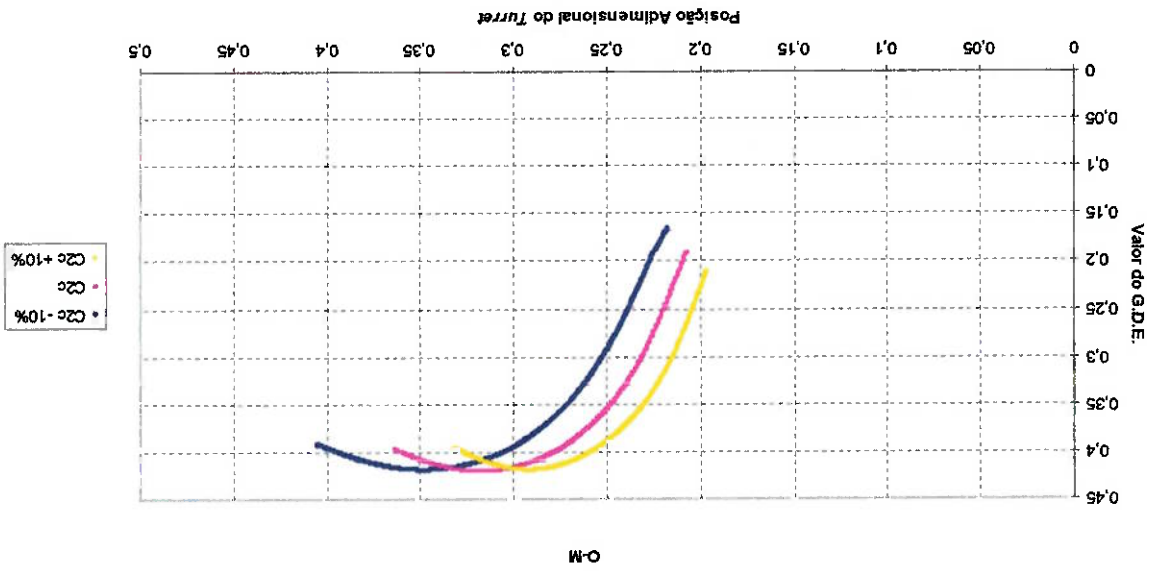


Figura 92: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $C_{zc}$ )

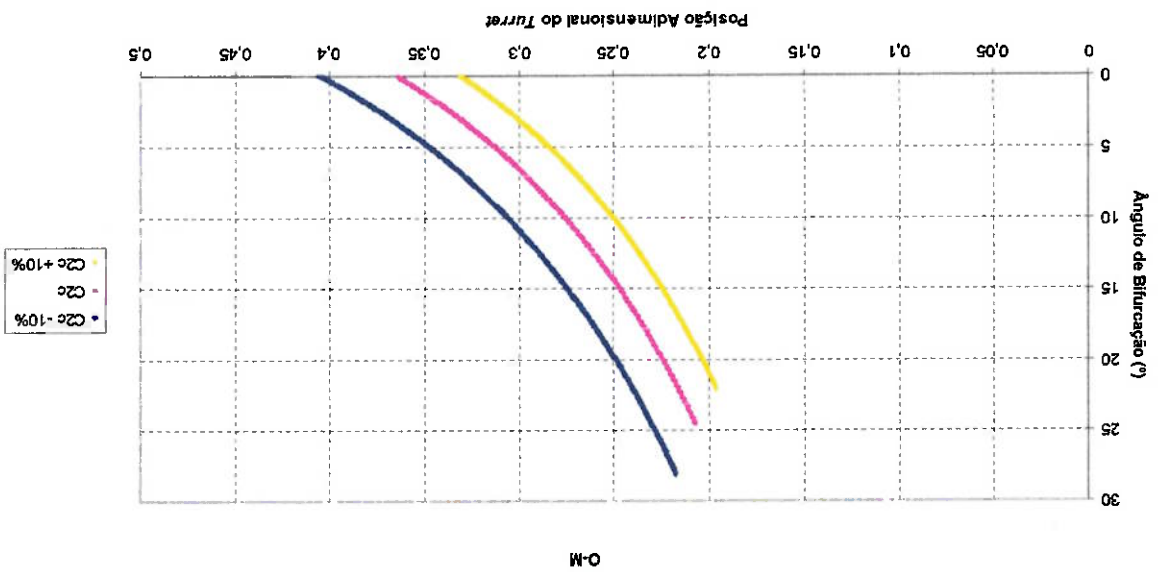


Figura 91: M-O, variação do gráfico de bifurcação para variação de coeficientes de força hidrodinâmica em sway ( $C_{zc}$ )

Os dois parâmetros ( $C_y$  e  $l_0$ ) do M-ACE foram variados de forma a determinar a sensibilidade do sistema. O aumento de  $C_y$  leva a uma diminuição na inclinação da curva de bifurcação, enquanto  $l_0$  leva a um aumento na inclinação da mesma. Da mesma forma que os termos de massas adicionadas, esses parâmetros afetam muito pouco a estabilidade do equilíbrio.

### 5.2.2.6 Parâmetros Exclusivos do M-ACE

Figura 94: M-O, variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $C_{yc}$ )

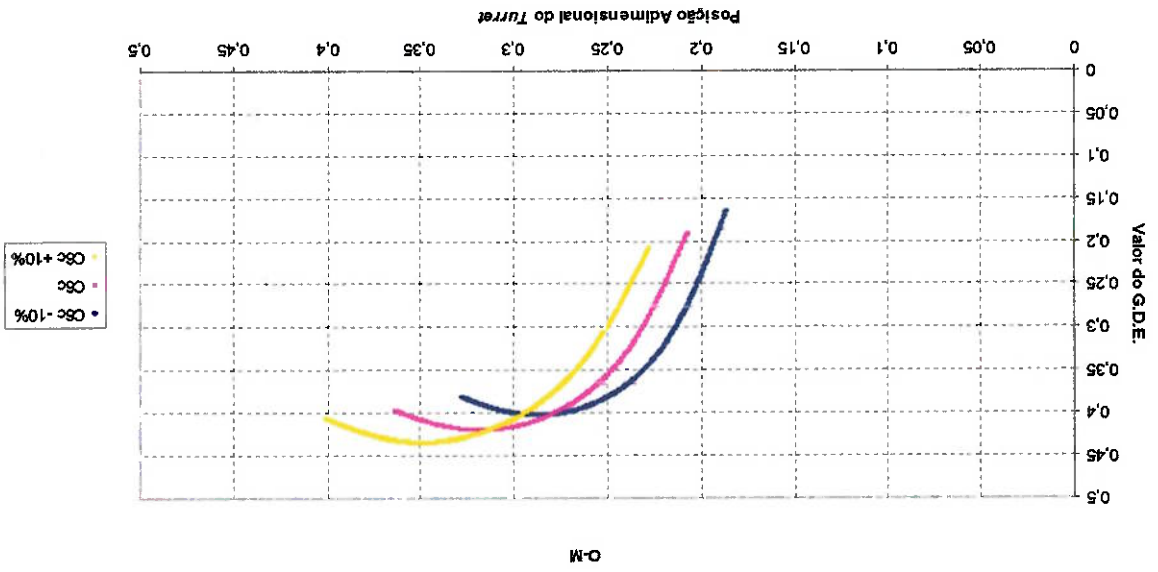


Figura 93: M-O, variação da curva de bifurcação para variação da curva de coeficientes de força hidrodinâmica em yaw ( $C_{yc}$ )

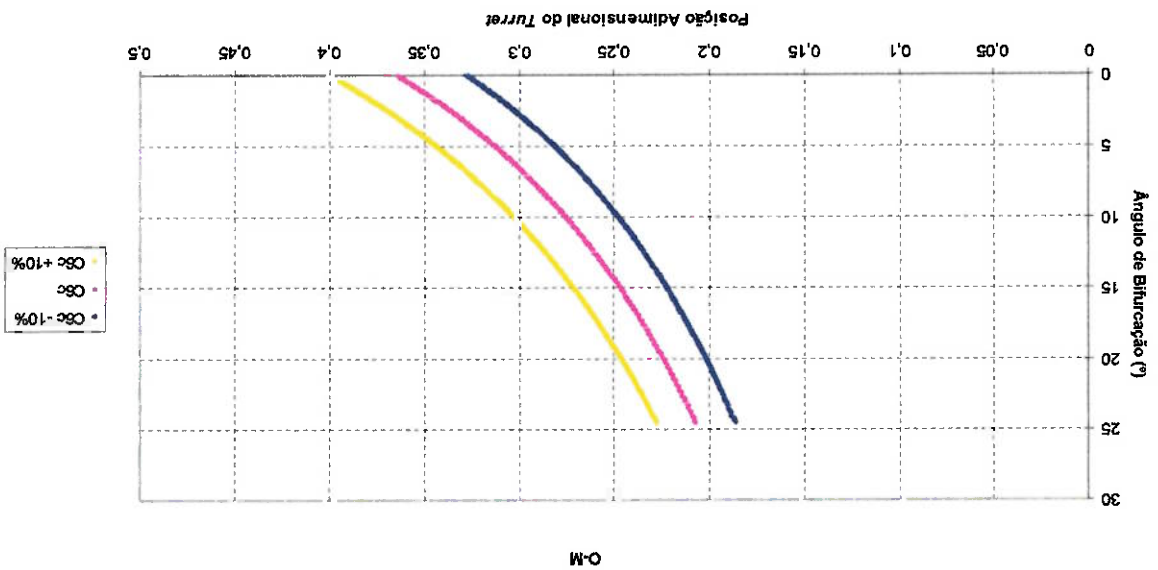




Figura 96: M-ACE, variação de  $C_y$

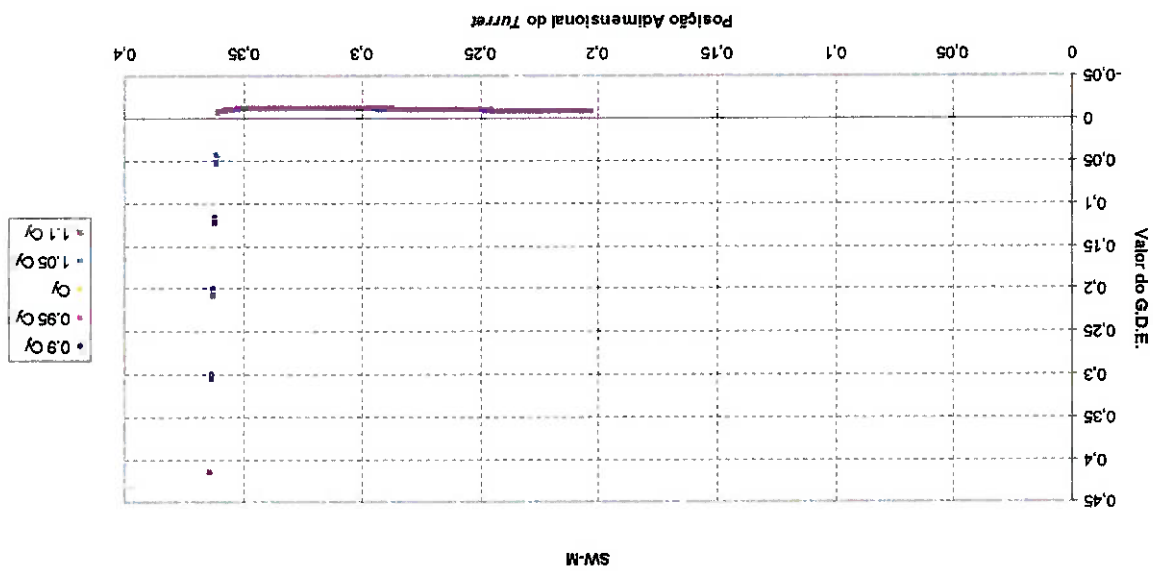
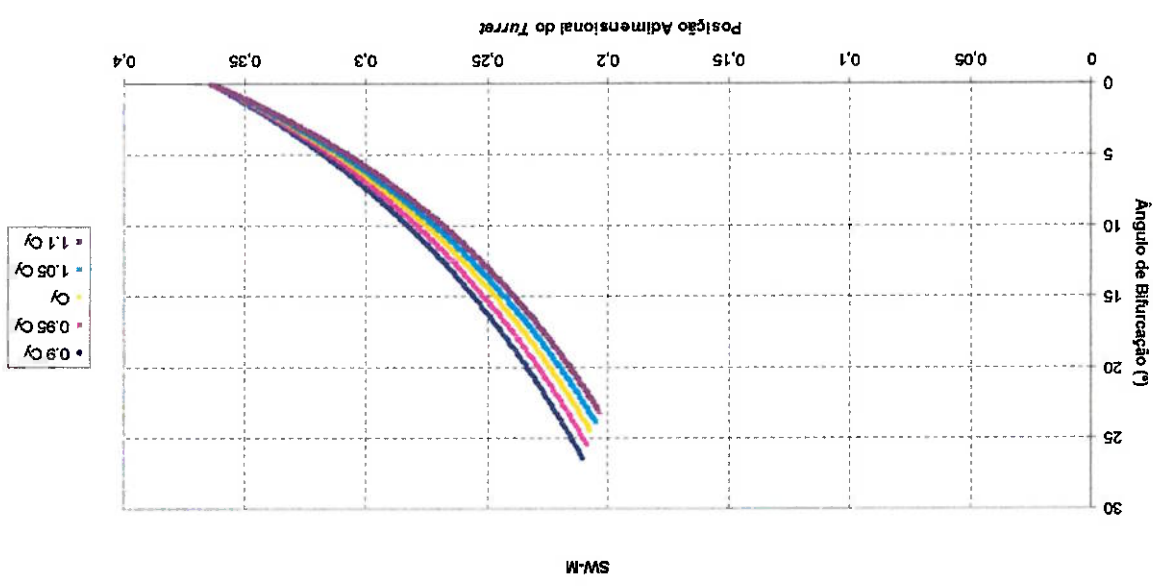


Figura 95: M-ACE, variação da curva de bifurcação para variação de  $C_y$



### 5.3 Estudo da Influência de Parâmetros no Sistema DICAS

A análise realizada para o sistema DICAS se restringiu, inicialmente, à variação de seis parâmetros:

- Direção de incidência da correnteza;
- Direção de incidência das ondas;

Figura 98: M-ACE, variação de  $h_0$

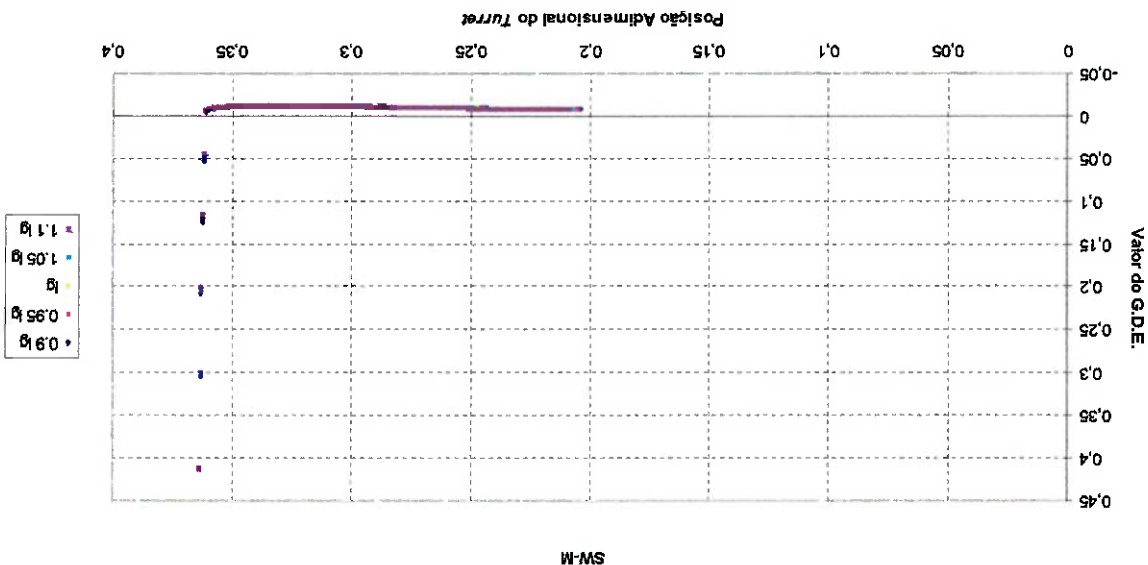
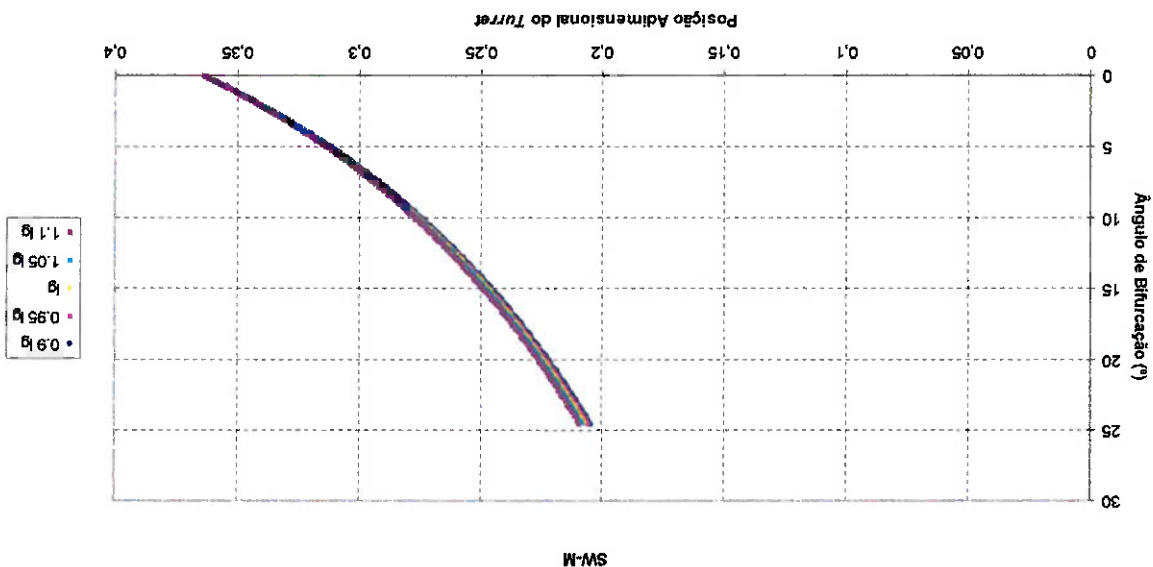


Figura 97: M-ACE, variação da curva de bifurcação para variação de  $h_0$



- Direção de incidência do vento;
- Pré-tensão das linhas;
- Peso linear das linhas;
- Profundidade.

A variação destes parâmetros permite realizar algumas análises e verificar a influência dos mesmos no comportamento do sistema. Os dois primeiros parâmetros da lista acima foram escolhidos como os parâmetros principais (eles são variados em todas as análises realizadas) por serem mais fáceis de serem relacionados com as condições reais a que o projeto do sistema FPSO pode estar sujeito. Os demais parâmetros são variados em cada uma das análises; são tomadas 4 direções de incidência do vento, 3 níveis de pré-tensão das linhas (todos porcentagens do nível de pré-tensão original), 3 valores de peso linear das linhas (da mesma forma que para as pré-tensões, os pesos lineares também foram tomados como porcentagens do peso linear original) e três valores de profundidade.

A seguir, são apresentadas as características do sistema D/CAS analisado no presente trabalho. Nos capítulos subsequentes, cada um dos parâmetros variados nas análises serão apresentados em mais detalhe.

### 5.3.1 Características do Sistema Analisado

Este capítulo é dedicado à descrição do sistema D/CAS utilizado nas análises. As características principais do navio analisado são apresentadas na Tabela 6, abaixo. Esse é um navio representativo dos grandes navios petroleiros (VLCC, *Very Large Crude Carrier*) que são utilizados pela Petrobrás hoje em dia como FSO/FPSOs.

O modelo hidrodinâmico utilizado para representar o comportamento da embarcação sujeita à ação da correnteza foi o M-T

(Takashina).

Parâmetro	Símbolo	Unidade	Magnitude
Comprimento entre perpendiculares	L <sub>pp</sub>	m	320
Boca	B	m	54,5
Porta	D	m	27,8
Calado	d	m	21,6
Deslocamento	m	tons	322078
Área frontal da superestrutura	A <sub>f</sub>	m <sup>2</sup>	1224
Área lateral da superestrutura	A <sub>s</sub>	m <sup>2</sup>	2938

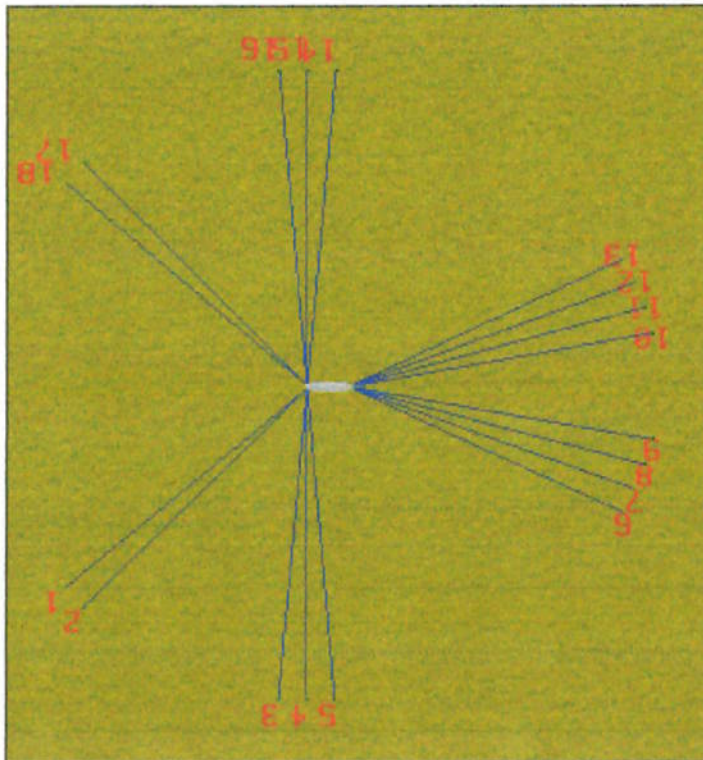
Tabela 6: Características do VLCC de 280 KDWT, totalmente carregado

Tabela 7: Sistema de amarração para lâmina d'água de 1000 metros

Numero da Linha	Fairlead X (m)	Fairlead Y (m)	Fairlead Z (m)	Comprimento da Linha (m)	Pré-tensão (kN)	Azimute (°)
1	142.08	15.35	-18.6	2610	2800	40
2	139.83	16.46	-18.6	2610	2800	45
3	137.46	17.43	-18.6	2610	3000	85
4	135.10	18.40	-18.6	2610	2900	90
5	132.86	19.37	-18.6	2610	2800	95
6	142.45	10.10	-14.4	2610	1300	155
7	145.06	8.44	-14.4	2610	1400	160
8	147.67	6.78	-14.4	2610	1550	165
9	150.66	4.84	-14.4	2610	1650	170
10	150.66	4.84	-14.4	2610	1650	190
11	147.67	6.78	-14.4	2610	1550	195
12	145.06	8.44	-14.4	2610	1400	200
13	142.45	10.10	-14.4	2610	1300	205
14	132.86	19.37	-18.6	2610	2900	265
15	135.10	18.40	-18.6	2610	2900	270
16	137.46	17.43	-18.6	2610	3000	275
17	139.83	16.46	-18.6	2610	2800	315
18	142.07	15.35	-18.6	2610	2800	320

A Figura 99 mostra o arranjo do sistema de amarração utilizado nas presentes análises. As possíveis variações do arranjo das linhas do sistema são quase infinitas, mas adotou-se um arranjo que se mostrou promissor para lâmina d'água de 1000 metros.

Figura 99: Esquema representativo das amarrações para os sistemas D/CAS analisados



A Tabela 7 mostra as configurações e características das linhas, pré-tensões, posições dos *fairleads* do sistema analisado. O sistema foi originalmente desenvolvido para uma profundidade operacional de 1000 metros, porém todos os dados apresentados a seguir se referem a um sistema de amarração desenvolvido para a profundidade de 1500 metros. Para os sistemas com profundidade de 1000 e 2000 metros, a única diferença com relação ao sistema básico foi o comprimento total das linhas, que passou para 2110 e 3110 metros respectivamente.

### 5.3.2 Direção de Incidência da Correnteza

A direção de incidência da correnteza foi variada de 0 a 360° em todas as análises realizadas. Segundo a convenção adotada aqui, a direção de incidência igual a 0° equivale à incidência de correnteza da popa para a proa da embarcação, a direção de incidência igual a 90° equivale à incidência de correnteza de boreste para bordo da embarcação, a direção de incidência igual a 180° equivale à incidência de correnteza da proa para a popa da embarcação, a direção de incidência igual a 270° equivale à incidência de correnteza de bordo para boreste da embarcação. A velocidade da correnteza incidente foi mantida constante em todas as análises e igual a 1,5 m/s.

### 5.3.3 Direção de Incidência das Ondas

A direção de incidência das ondas também foi variada de 0 a 360° em todas as análises realizadas. Segundo a convenção adotada aqui, a direção de incidência igual a 0° equivale à incidência de ondas da popa para a proa da embarcação, a direção de incidência igual a 90° equivale à incidência de ondas de boreste para bordo da embarcação, a direção de incidência igual a 180° equivale à incidência de ondas da proa para a popa da embarcação, a direção de incidência igual a 270° equivale à incidência de ondas de bordo para boreste da embarcação. O único efeito relacionado à ação das ondas é o de deriva média. A altura significativa e o período da onda incidente foram mantidos constantes em todas as análises e iguais a 7,8 metros e 11,5 segundos, respectivamente.

### 5.3.4 Direção de Incidência do Vento

A direção de incidência do vento foi variada em algumas análises dentre quatro valores discretos: 0, 90, 180 e 270°. Segundo a convenção adotada aqui, a direção de incidência igual a 0° equivale à incidência do vento da popa para a proa da embarcação, a direção de incidência igual a 90° equivale à incidência do vento de boreste para bordo da embarcação, a direção de incidência igual a 180° equivale à incidência do vento da proa para a popa da embarcação, a direção de incidência igual a 270° equivale à incidência do vento de bordo para boreste da embarcação. A velocidade do vento incidente foi mantida constante em todas as análises e igual a 18 m/s.

Os mapas mostrados a seguir mostram as regiões de estabilidade encontradas através do método descrito anteriormente. De um modo geral, os mapas apresentam três regiões que se concentram nas direções de incidência de correnteza iguais a 0°, 180° e 360°. Os pontos internos a essas regiões são pontos com parte real positiva, isto é, pontos que apresentam equilíbrio instável, de acordo com o critério definido previamente, enquanto os pontos externos a essas regiões são pontos com todos os autovalores com partes reais negativas, isto é, pontos que apresentam equilíbrio estável. A Figura 105 contém os números 1 e 2; os números 1 na Figura designam regiões em que ocorre estabilidade, enquanto os números 2 designam regiões em que ocorre instabilidade. Os demais mapas apresentam regiões análogas, e as características encontradas neste primeiro mapa apresentado podem ser estendidas para os demais mapas.

As regiões de instabilidade para qualquer direção de incidência do vento nos mapas de estabilidade ocorrem para uma incidência de correnteza igual a 0°, e para incidências de ondas iguais a 0° e 180°. As variações das regiões de instabilidade são muito pequenas, devido à baixa velocidade do vento (apenas 17 m/s, quando uma velocidade típica para uma condição centenária, ou seja, dimensionadora do problema, é de 30 m/s). As pequenas variações nas formas das regiões de instabilidade ocorrem porque o vento (mesmo fraco) modifica a posição de equilíbrio estático da embarcação, o que faz com que as condições que causam a instabilidade do sistema sejam diferentes das originais. Dessa forma, uma determinada combinação de condições ambientais que causa instabilidade para uma incidência de vento a 0° pode ser estável para uma incidência de vento a 270°.

De uma forma geral, as seis condições em que são analisadas a influência do vento apresentam comportamento semelhante de acordo com a variação do vento, o que corrobora a correta modelagem do problema. As Figuras a seguir mostram os resultados obtidos com as variações nas direções de incidência do vento para cada uma das condições de pré-tensão, peso linear e profundidade analisadas no presente relatório.

Figura 101: Análise da variação da direção da incidência de ondas do vento (Pré-Tensão Normal)

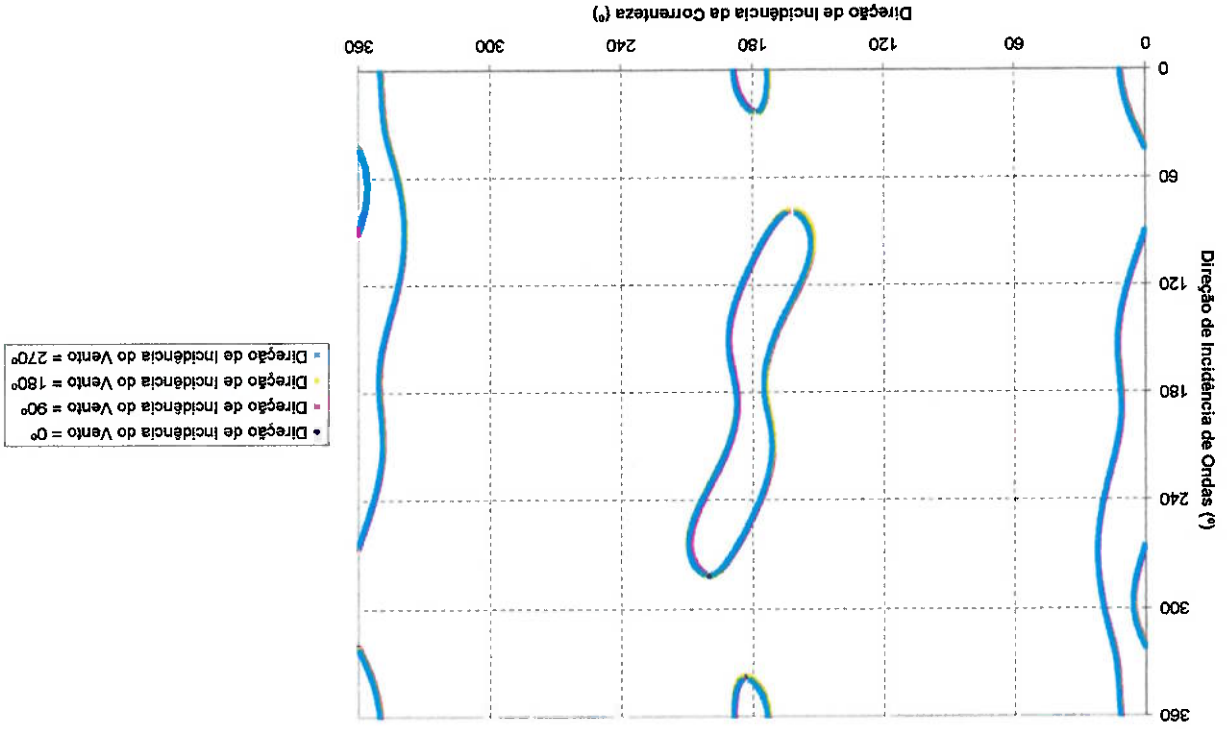


Figura 100: Análise da variação da direção da incidência de ondas do vento (Pré-Tensão Normal - 10%)

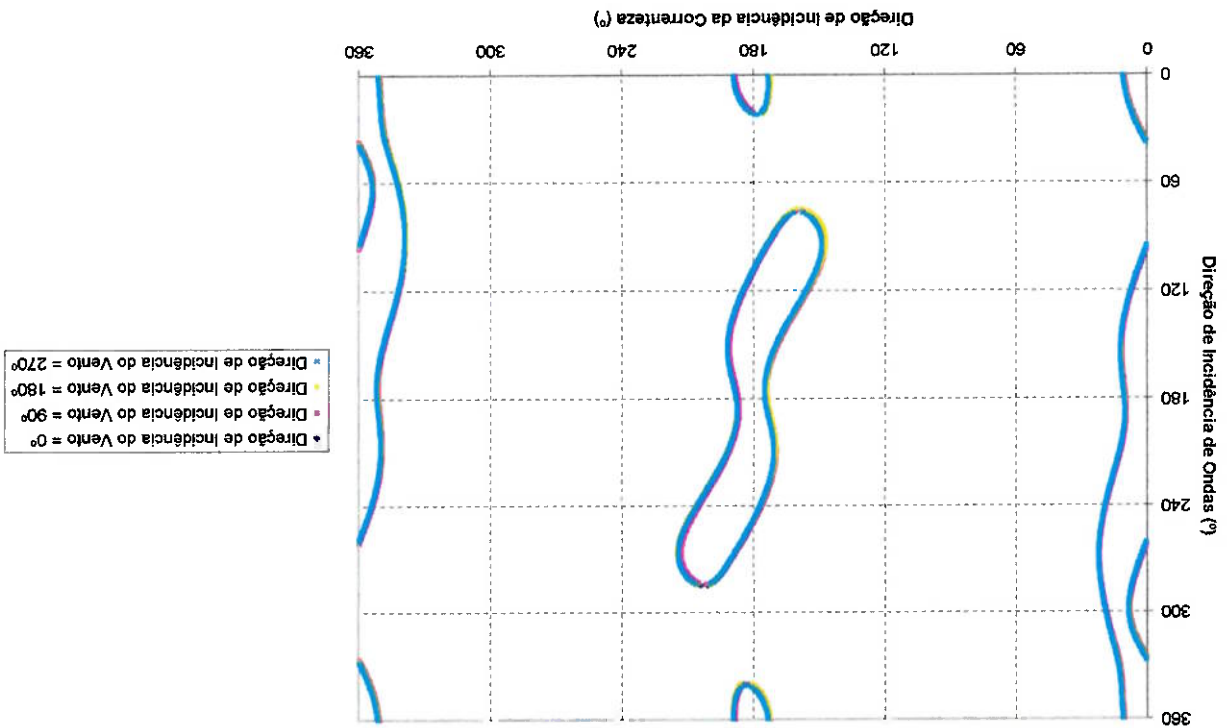


Figura 103: Análise da variação da direção da incidência do vento (Peso Linear Normal - 10%)

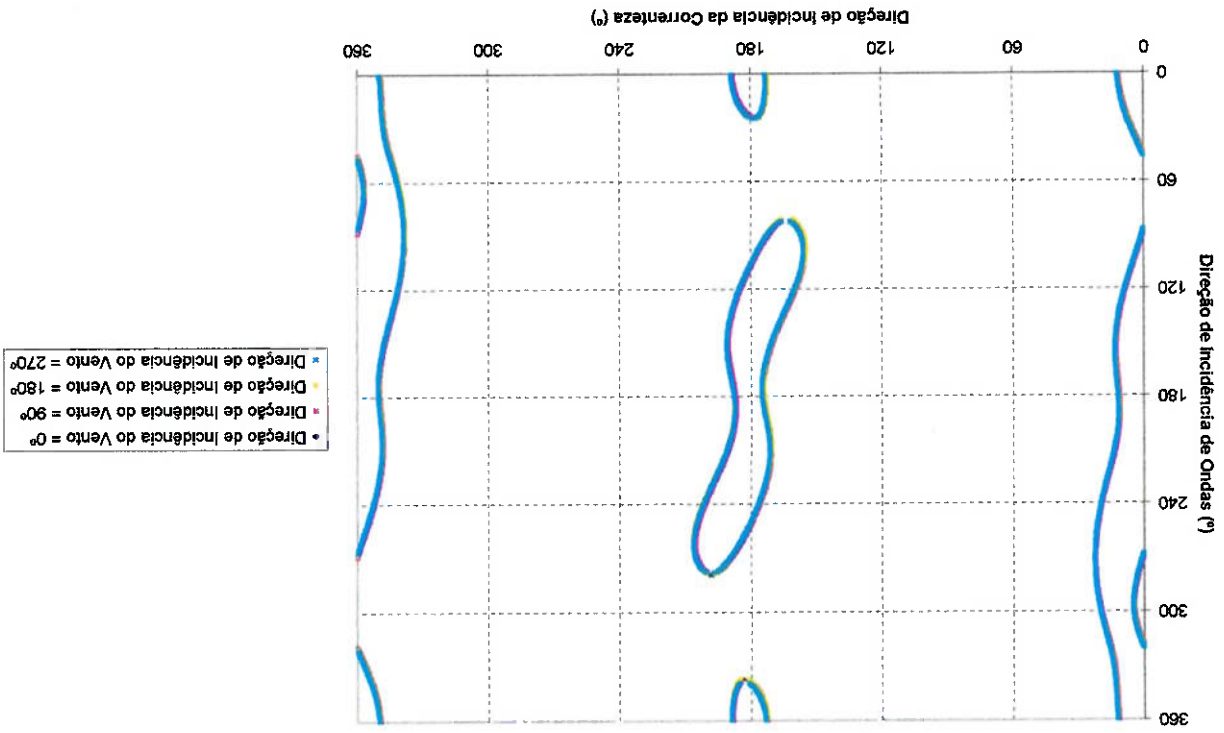


Figura 102: Análise da variação da direção da incidência do vento (Pré-Tensão Normal + 10%)

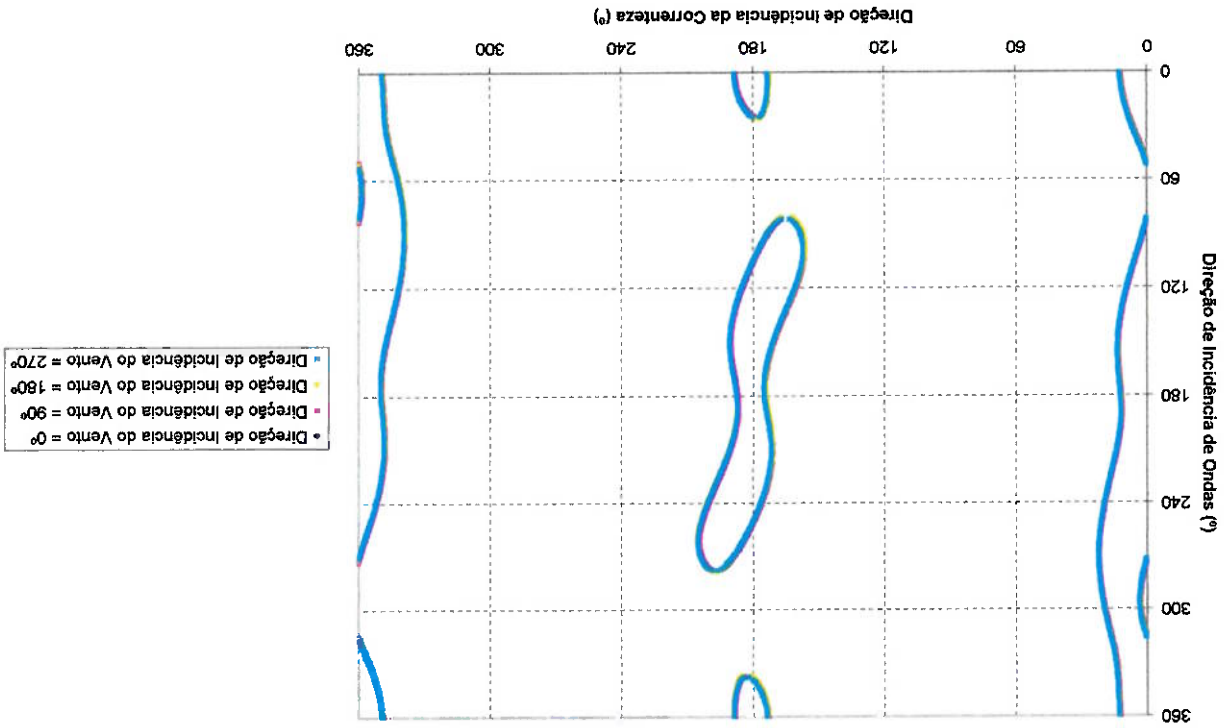




Figura 105: Análise da variação da direção de incidência do vento (profundidade = 1500 metros)

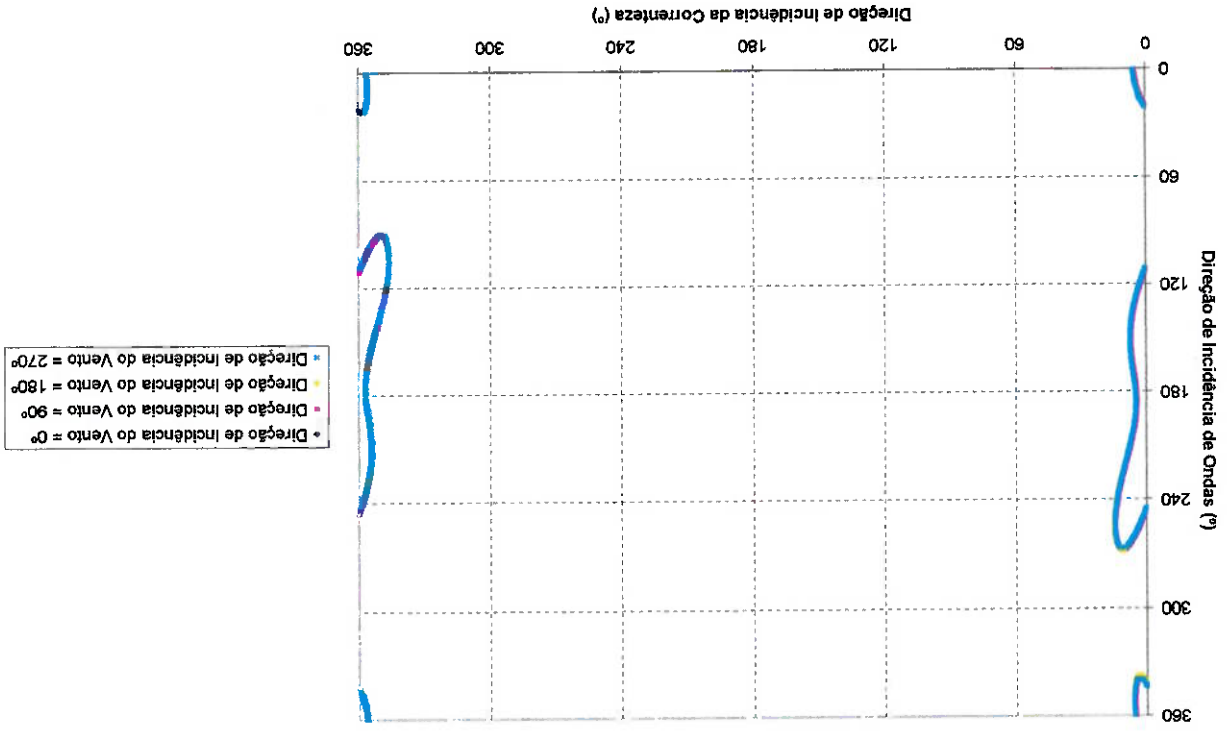
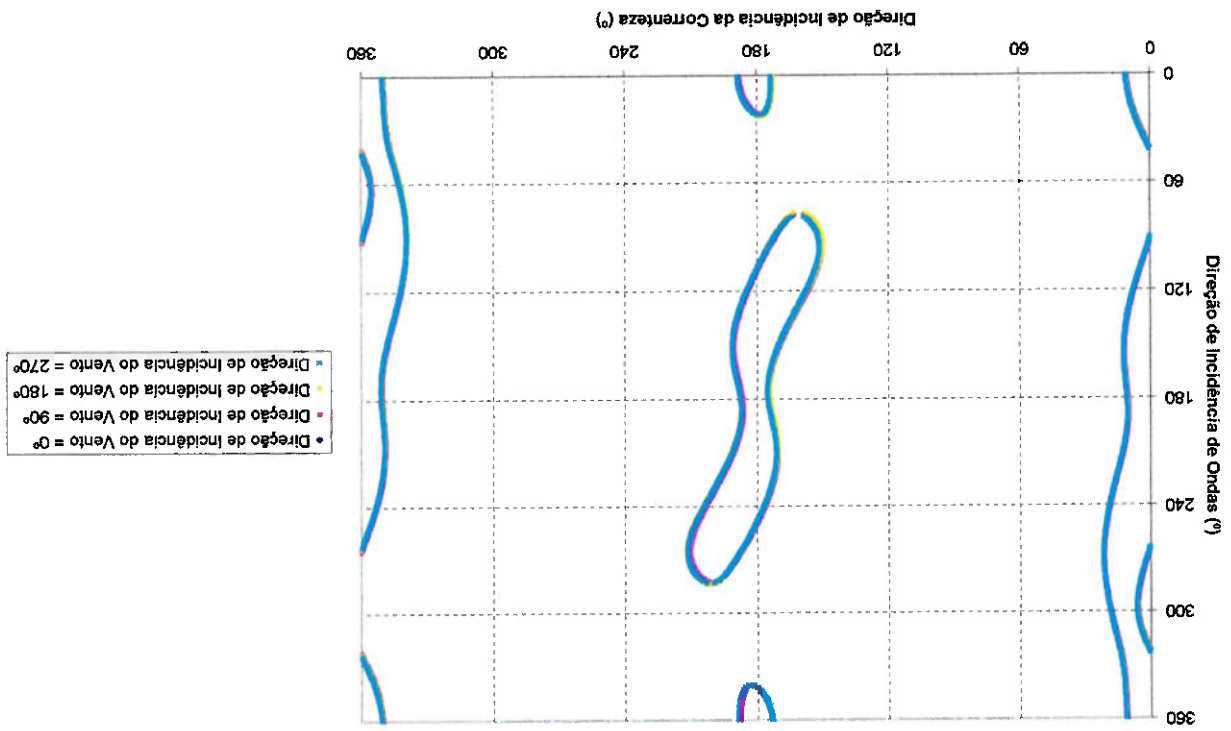


Figura 104: Análise da variação da direção de incidência do vento (Peso Linear Normal + 10%)



### 5.3.5 Pré-tensão

As pré-tensões do sistema de amarração foram obtidas a partir de um sistema desenvolvido para a profundidade de 1000 metros e adaptadas para as análises aqui realizadas. O nível de pré-tensões chamado de "Normal" se refere ao nível original de pré-tensões do sistema, e é mostrado no capítulo "Características do Sistema Analisado", acima. Além desses valores de pré-tensões, mais dois níveis foram analisados: o menor deles é igual a 90% do nível original ("Pré-Tensão Normal - 10%"); e o último nível é igual a 110% do original ("Pré-Tensão Normal + 20%").

O efeito da pré-tensão nas análises realizadas parece ser constante para as regiões de instabilidade próximas à incidência de correnteza a 180°: quanto maior for a pré-tensão do sistema, menor será a região de instabilidade. Isso pode ser explicado da seguinte maneira: quanto maior for a pré-tensão do sistema, mais rígido ele será, e por conseguinte, ele oscilará menos, dando mais chance para o sistema se estabilizar.

Tais regiões são especialmente suscetíveis a essa variação na pré-tensão, enquanto as regiões próximas às incidências de correnteza a 0 e 360° sofrem menor influência da variação na pré-tensão, e até mesmo uma inversão nessa tendência anterior próxima a uma incidência de ondas igual a 60°.

Figura 106: Análise da variação da direção da incidência de ondas (profundidade = 2000 metros)

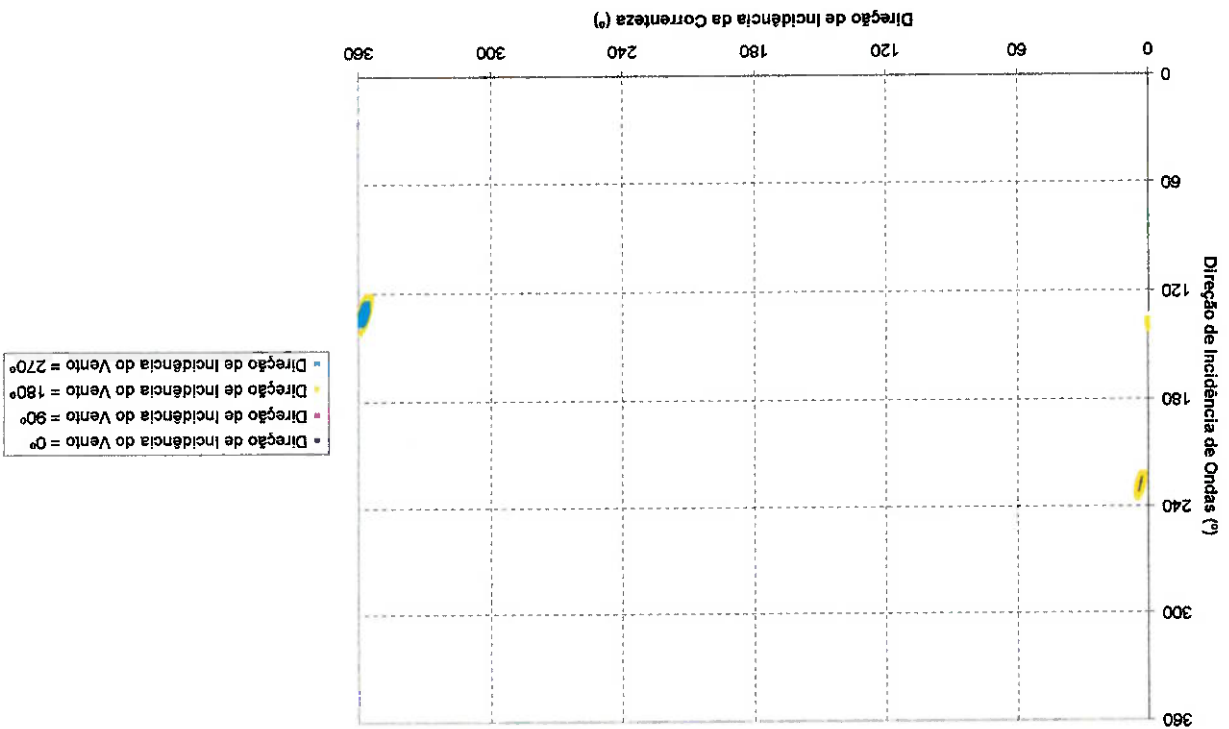


Figura 108: Análise da variação da pré-tensão da correnteza (Direção de Incidência do Vento = 90°)

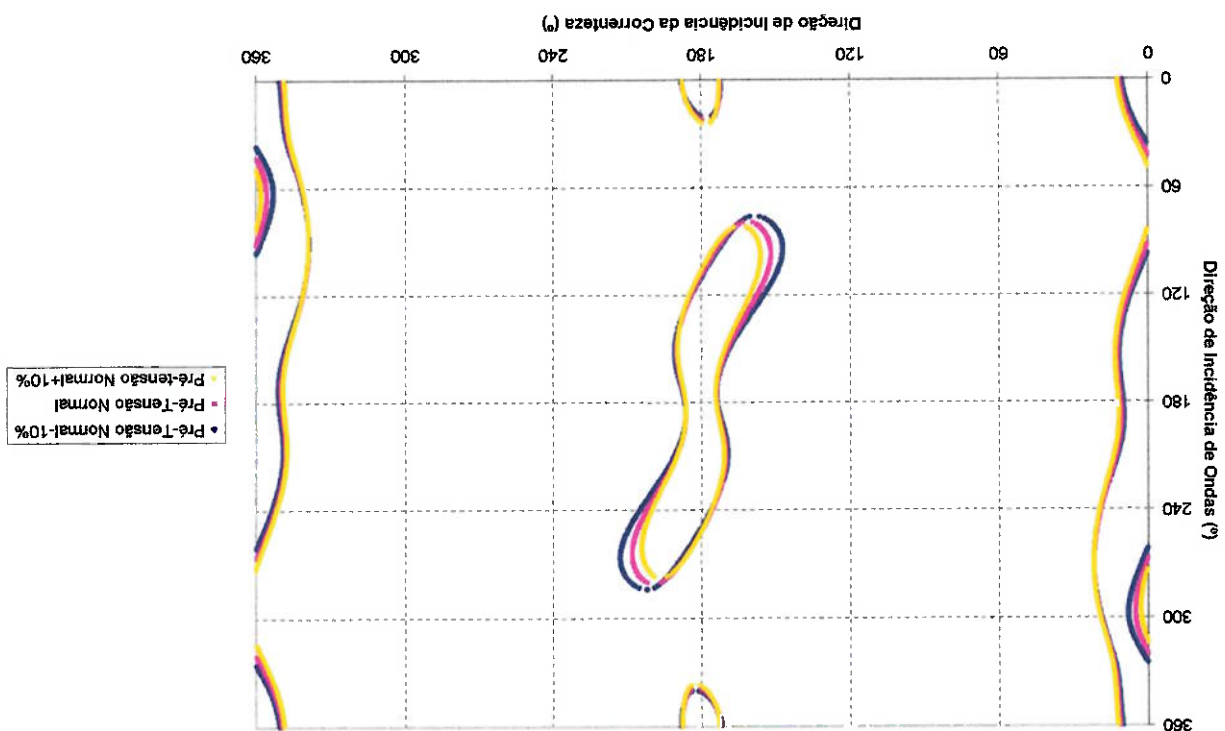
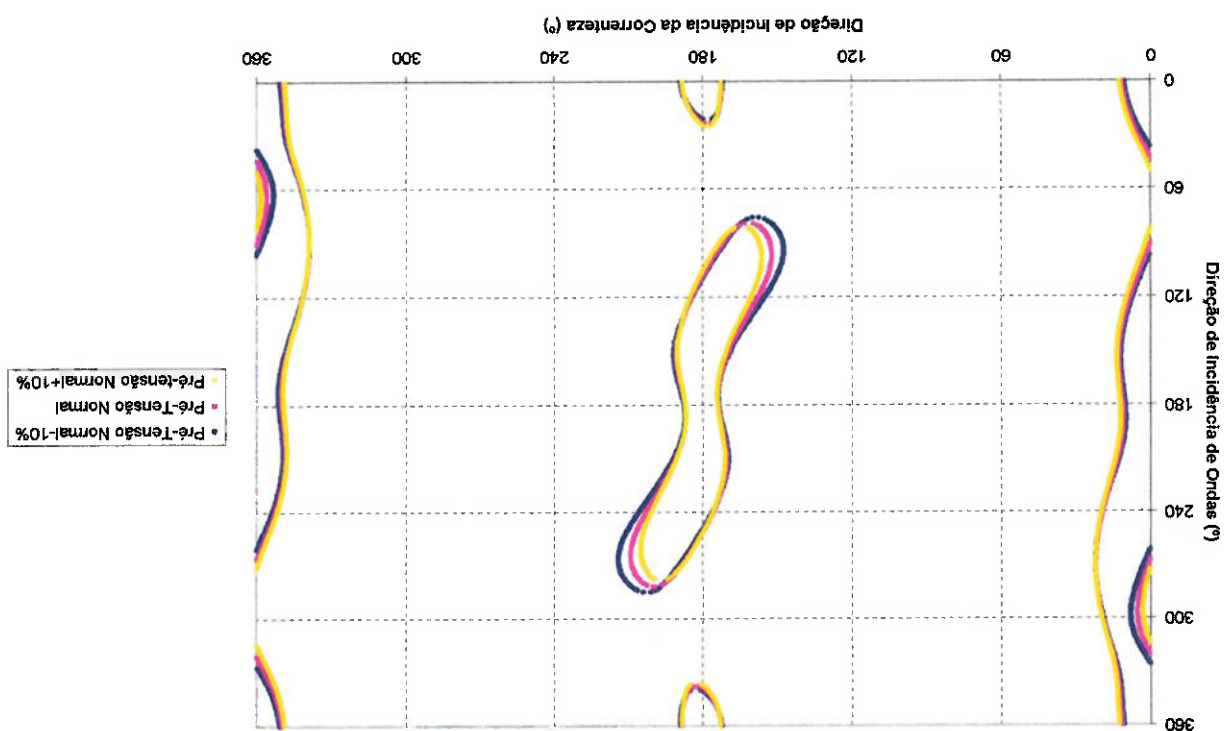


Figura 107: Análise da variação da pré-tensão da correnteza (Direção de Incidência do Vento = 0°)



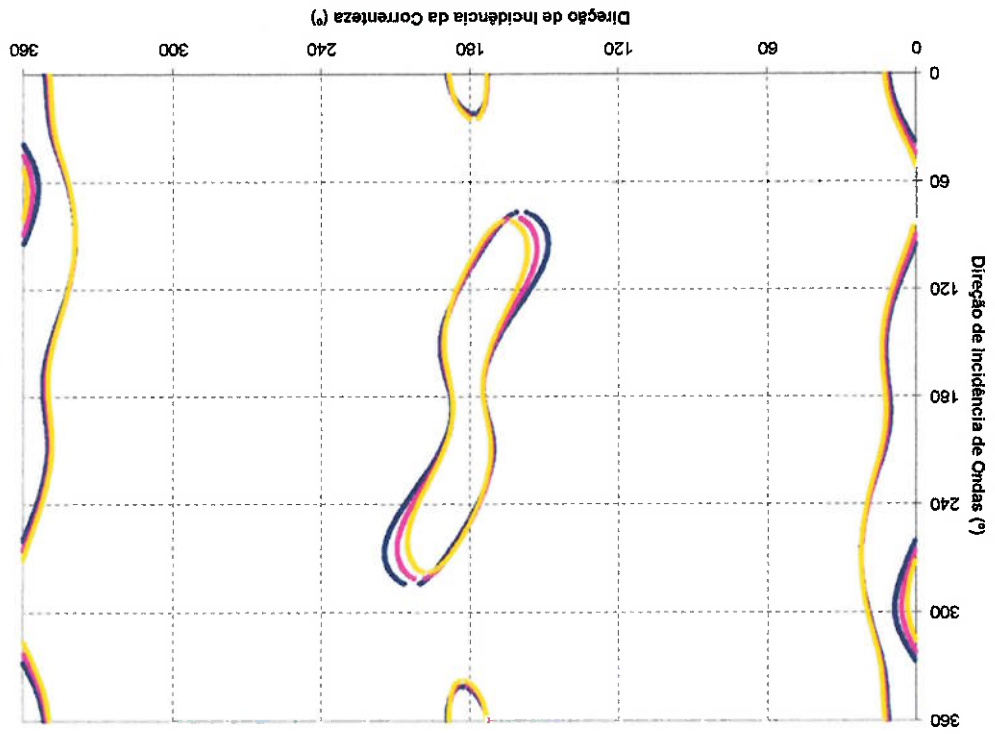


Figura 110: Análise da variação da pré-tensão (direção do vento = 270°)

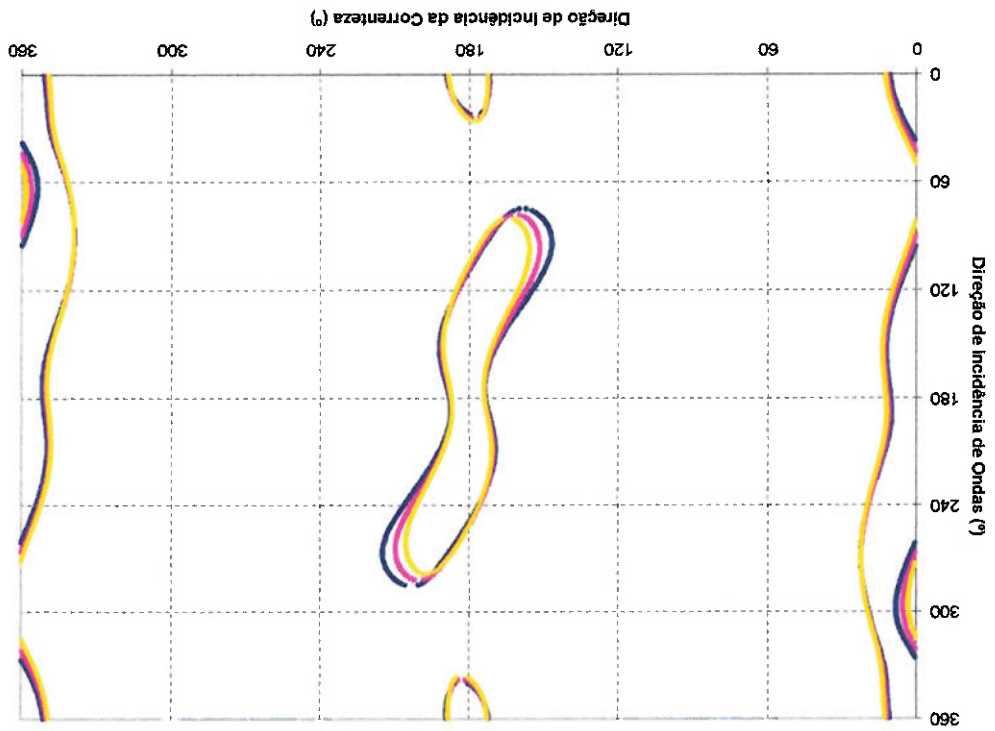


Figura 109: Análise da variação da pré-tensão (Direção de incidência do Vento = 180°)

## 5.3.6 Peso Linear das Linhas de Amarração

A variação do peso linear (dos trechos compostos por amarra apenas) selecionada para a realização das análises foi semelhante à utilizada na análise do efeito da variação das pré-tensões: foram escolhidas duas variações, uma acima e uma abaixo do peso linear original. Dessa forma, temos um peso linear igual a 90% do peso original (Peso Linear Normal - 10%) e um peso linear igual a 110% do peso original (Peso Linear Normal + 10%).

O peso original utilizado foi de 1,205 kN/m para todas as linhas (peso equivalente de uma amarra tipo R3 studs de 84 mm de diâmetro nominal); para a condição "Peso Linear Normal - 10%", o peso utilizado foi de 1,084 kN/m (próximo do peso de uma amarra tipo R3 studs de 78 mm de diâmetro nominal); e para a condição "Peso Linear Normal + 10%", o peso utilizado foi de 1,326 kN/m (próximo do peso de uma amarra tipo R3 studs de 89 mm de diâmetro nominal).

De forma inversa ao observado na análise das pré-tensões, observa-se inicialmente que quanto mais se aumenta o peso linear das linhas, maior fica a região de instabilidade. De uma forma geral, as regiões próximas à incidência de correnteza iguais a 0 e a 360° não variam muito com a variação do peso linear, porém a região próxima à incidência de correnteza a 180° sofre bastante influência da variação do mesmo.

Desta vez, o efeito parece ser explicado pelo amortecimento das linhas. Segundo o modelo simplificado de amortecimento devido à movimentação das linhas, quanto maior for o peso linear, menor será o fator  $\gamma$ , e por consequência, menor será a força de amortecimento das linhas. Com isso, o sistema fica com uma força estabilizadora menor, o que pode levar a uma instabilidade maior, como pode ser observado nos mapas apresentados a seguir.

Observa-se de fato que, segundo a formulação apresentada no Capítulo 3.8, quando  $q$  (o peso linear das linhas) aumenta,  $F_{ALX}$  (a força de amortecimento das linhas) diminui, podendo causar uma instabilidade maior, como observado nos mapas apresentados a seguir.

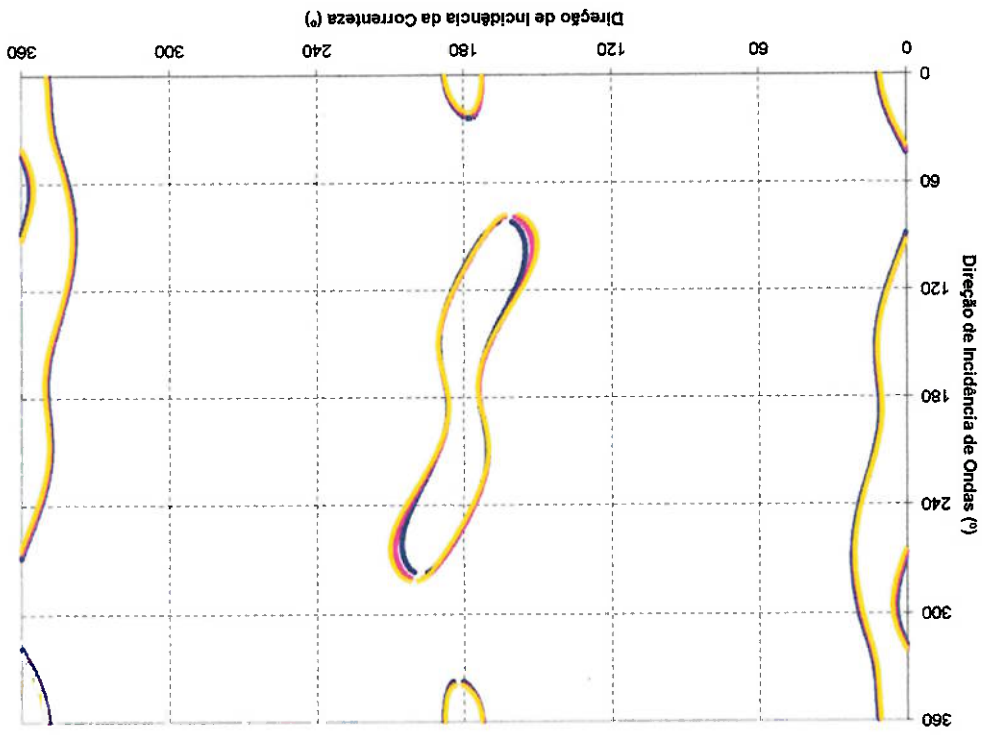


Figura 112: Análise da variação do peso linear (Direção de Incidência do Vento = 90°)

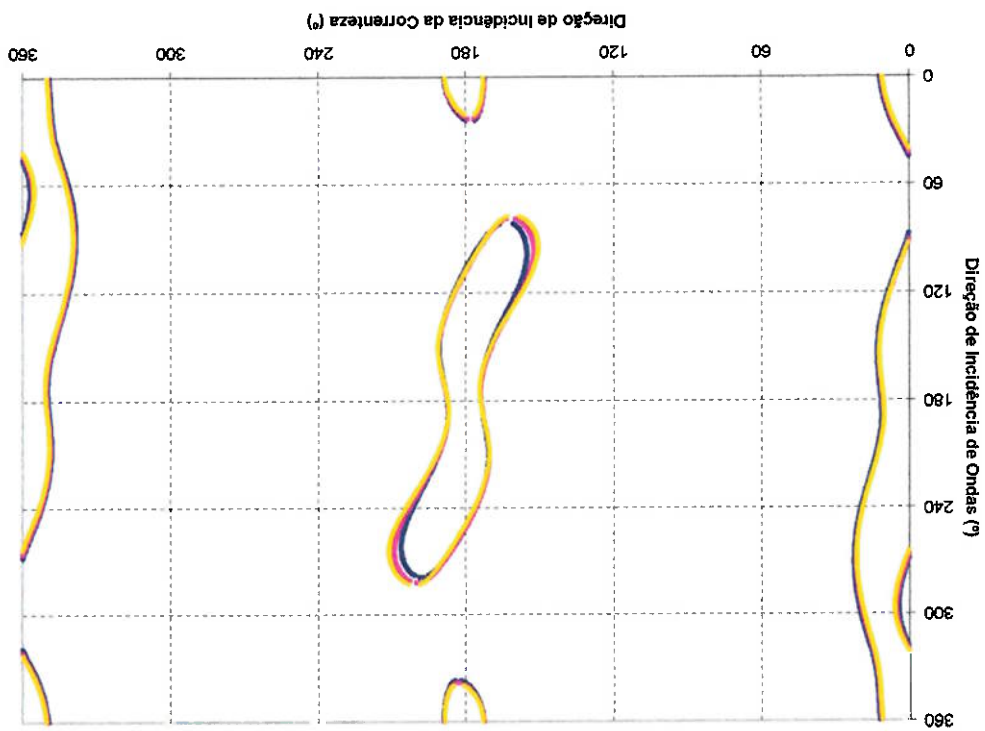


Figura 111: Análise da variação do peso linear (Direção de Incidência do Vento = 0°)

Figura 114: Análise da variação do peso linear do peso linear (Direção de Incidência do Vento = 270°)

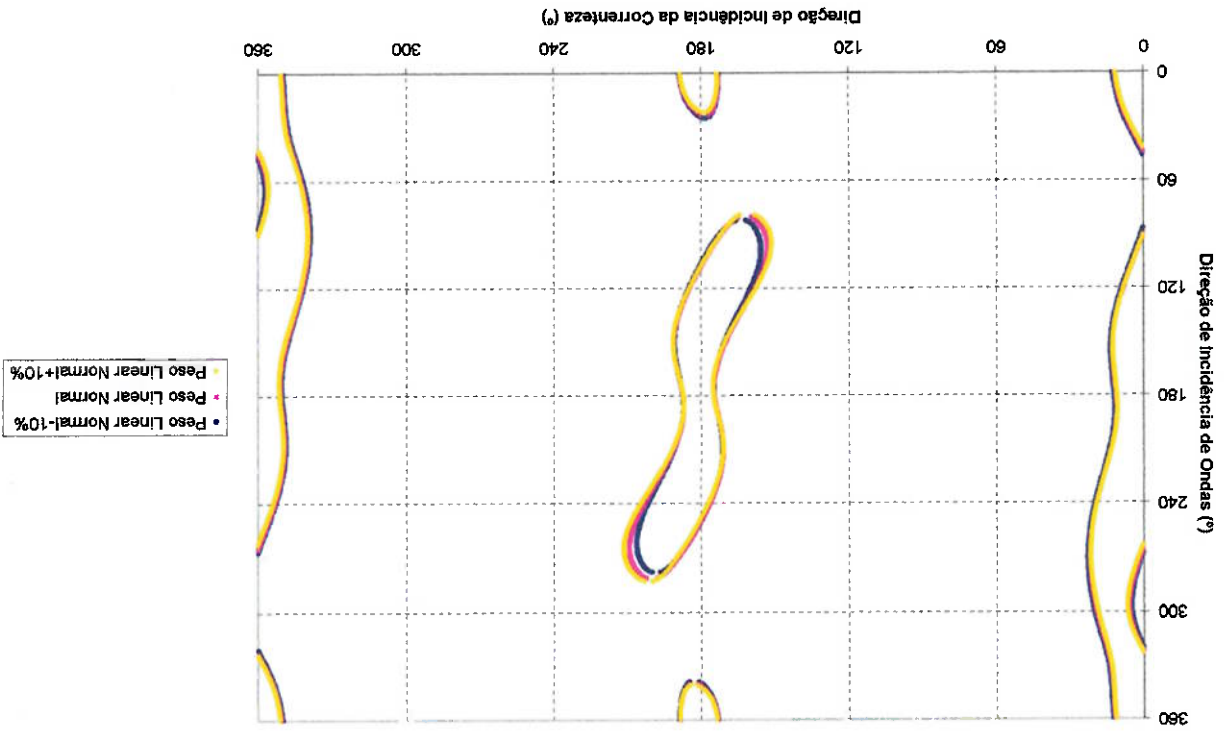
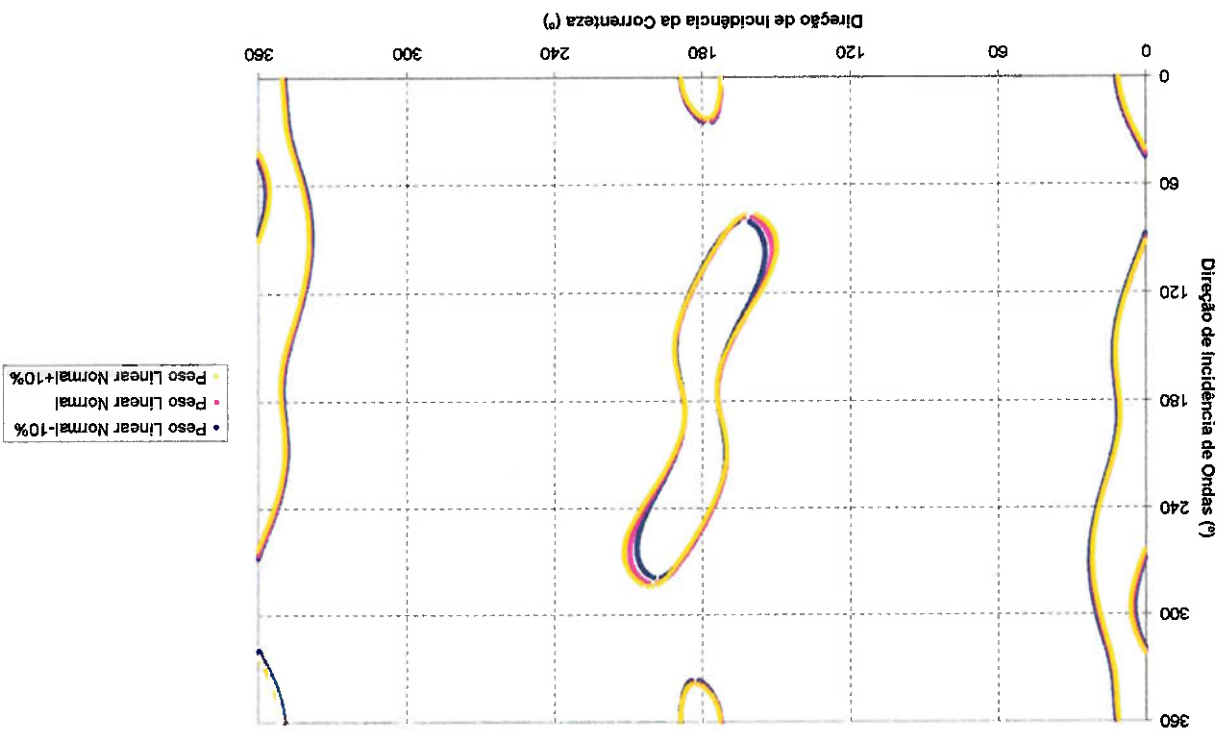


Figura 113: Análise da variação do peso linear do peso linear (Direção de Incidência do Vento = 180°)



### 5.3.7 Profundidade

Para a análise dos efeitos da variação de profundidade, foram escolhidas três lâminas d'água de operação: 1000, 1500 e 2000 metros. Todas as análises anteriores foram realizadas em 1000 metros, e as análises a 1500 e 2000 metros tiveram todas as lâminas d'água de 500 metros e 1000 metros, respectivamente. Dessa forma, os sistemas para 1000 metros de lâmina d'água tinham lâminas de 2110 metros de comprimento total, os para 1500 metros de lâmina d'água tinham lâminas com 2610 metros de comprimento total e os para 2000 metros de lâmina d'água tinham lâminas com 3110 metros de comprimento total.

Dessa forma, nota-se que dois parâmetros foram variados ao mesmo tempo: a própria profundidade local e o comprimento das lâminas. Um aumento no comprimento das lâminas causa um aumento significativo no peso total das mesmas.

Foram obtidos mapas para a profundidade de 1500 e 2000 metros, e nota-se que as regiões de instabilidade são progressivamente menores do que as regiões para a profundidade de 1000 metros, ou seja, o comportamento percebido é que as regiões de instabilidade diminuem conforme a profundidade aumenta. Três parâmetros foram inicialmente considerados como potenciais responsáveis por esse comportamento: o amortecimento e arrasto das lâminas, o peso total das mesmas e a restauração das mesmas, diretamente relacionado com o comprimento suspenso das mesmas.

Através de análises realizadas com e sem o efeito de amortecimento e arrasto das lâminas, não apresentado neste trabalho, percebeu-se que a profundidade continua exercendo um forte efeito sobre a estabilidade do sistema, independentemente do amortecimento e arrasto das lâminas. Outro teste mostrou que, rodando-se os casos de menor profundidade com a linha do caso de maior profundidade (isto é, utilizando a linha de 3110 metros de comprimento total para os casos de 1000 e 1500 metros de lâmina d'água), a profundidade continua influenciando decisivamente no comportamento final do sistema. Dessa forma, a variação do peso total do sistema e do amortecimento das lâminas não afetam decisivamente no comportamento do sistema. Assim sendo, a própria restauração das lâminas de cada um dos sistemas em sua respectiva profundidade tem de ser a responsável pelo comportamento observado. A mudança de restauração da linha de caso para caso é o fator que sobra para estar causando essa variação nas formas das regiões de estabilidade dos mapas.



Figura 116: Análise da variação da profundidade da correnteza (Direção de Incidência do Vento = 0°)

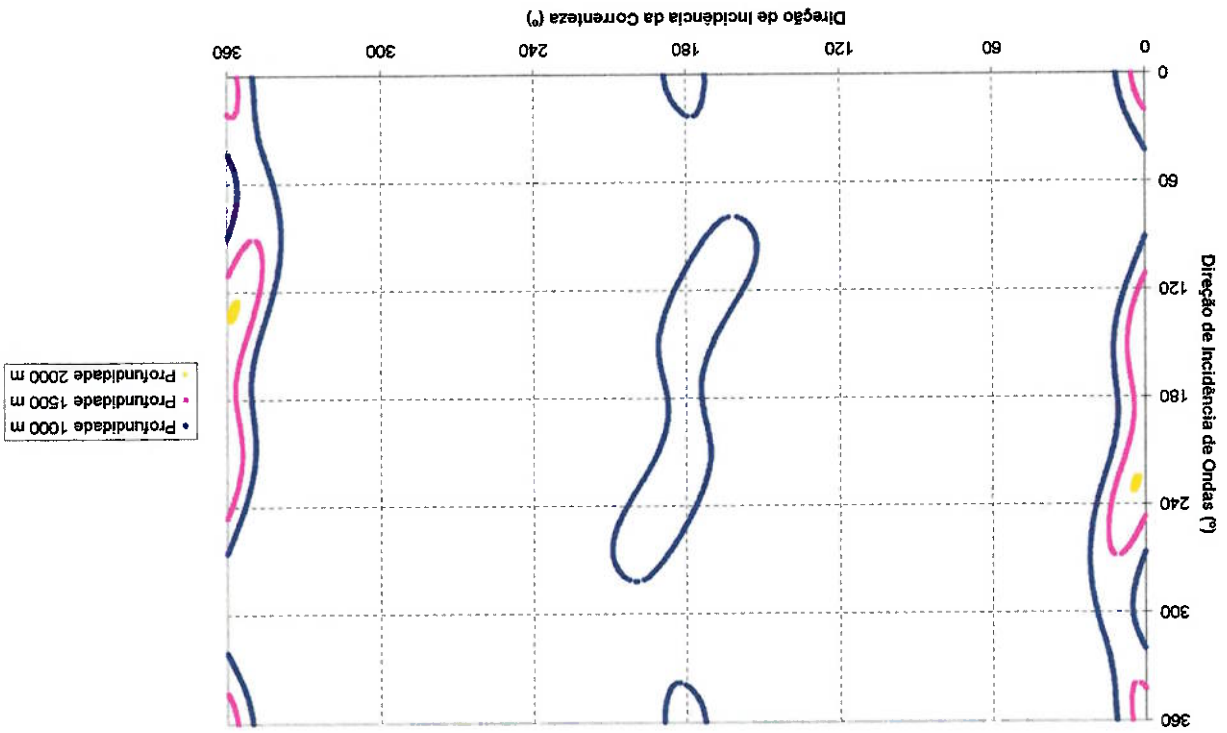
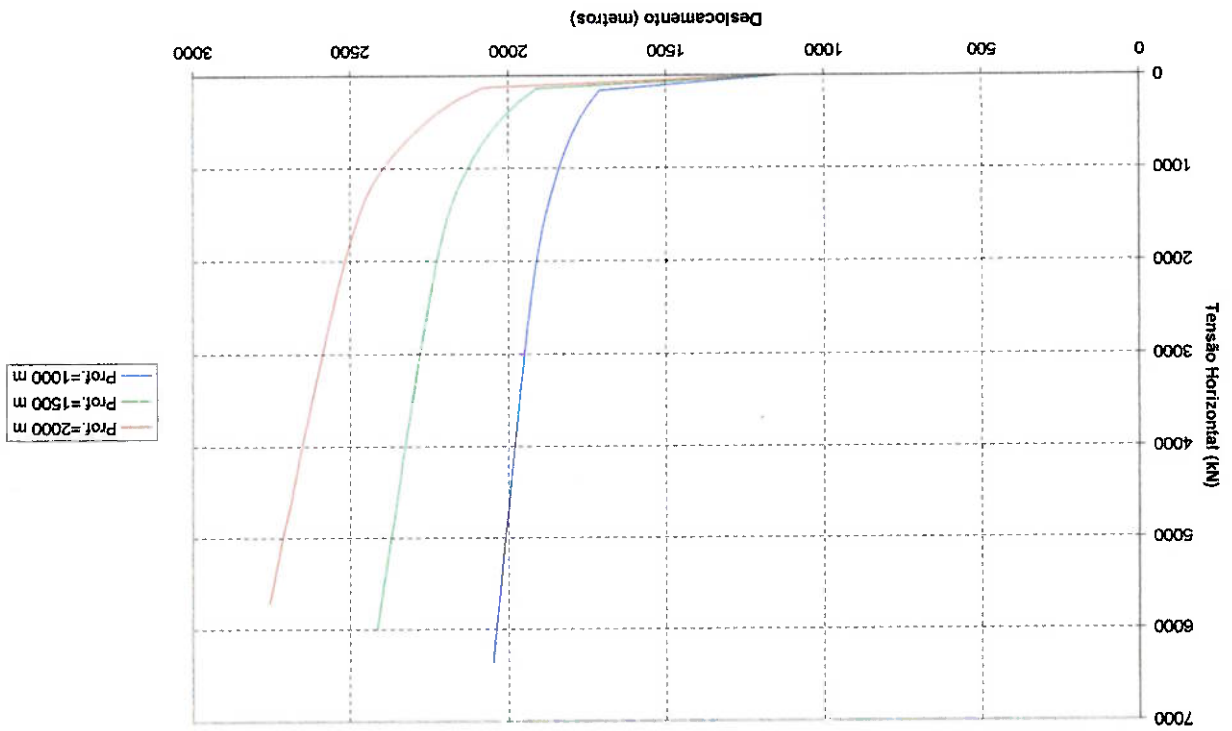


Figura 115: Restaurações das linhas para as três lâminas d'água analisadas



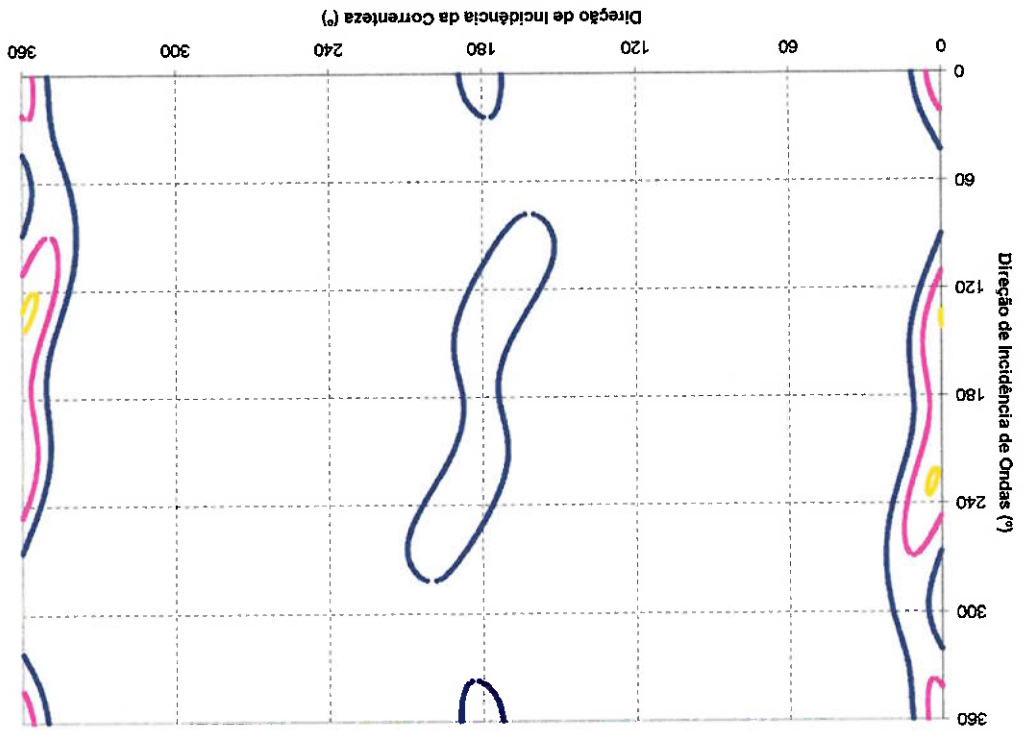


Figura 118: Análise da variação da direção da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 180°)

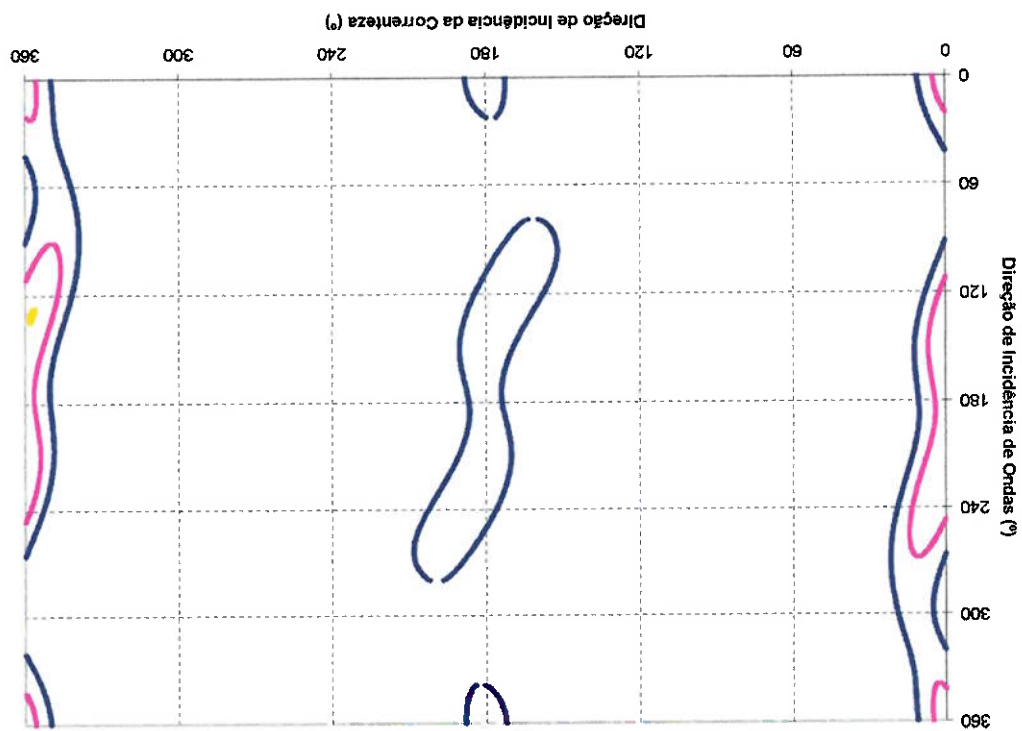


Figura 117: Análise da variação da direção da profundidade (Direção de Incidência do Vento = 90°)

- Profundidade 1000 m
- Profundidade 1500 m
- Profundidade 2000 m

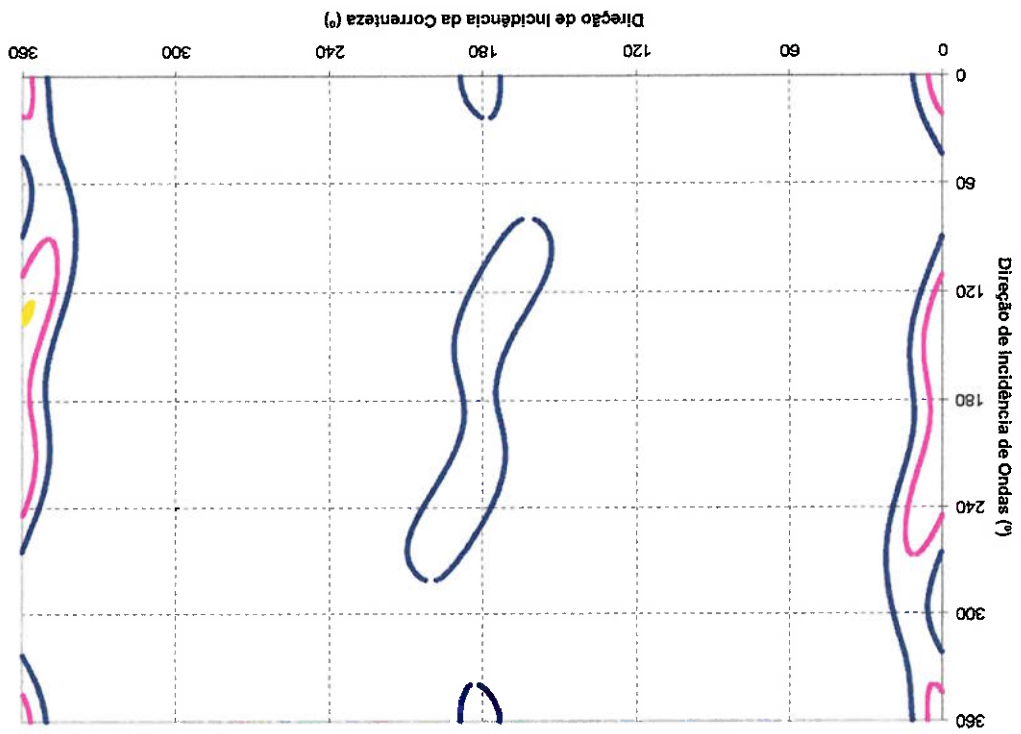


Figura 119: Análise da variação da profundidade da incidência da correnteza (Direção de Incidência do Vento = 270°)

## 6 Conclusões Gerais

Este item servirá para recapitular as conclusões apresentadas ao longo deste trabalho sobre os parâmetros estudados.

### 6.1 Comparação de Modelos Hidrodinâmicos

1. Neste trabalho, foi executado um número de comparações numéricas entre quatro modelos de manobra, baseadas em equilíbrios de bifurcações, análise de estabilidade, sequências de bifurcação e simulações não-lineares. A discussão apresentada no capítulo 5.1 a respeito da descrição de cada modelo hidrodinâmico de manobra e os resultados obtidos no capítulo 5.1.7 mostram que o comportamento qualitativo da dinâmica do sistema pode ser dividido em dois grupos. O primeiro grupo consiste nos M-A e M-T, e o segundo grupo consiste nos M-O e M-ACE.
2. As propriedades de estabilidade e as sequências de bifurcação do equilíbrio principal mostram similaridades inerentes entre os membros de cada grupo, como mostrado na Figura 16. Tais similaridades estão também presentes nas simulações da Figura 17 à Figura 20, que determinam o comportamento quantitativo do sistema no equilíbrio principal.
3. A forma das curvas de bifurcação estática em função do ângulo de deriva também apresenta correlações similares para cada grupo. Embora a natureza de tais bifurcações tenha sido validada com resultados experimentais para todos os modelos de manobra, exceto o M-A, as diferenças na trajetória das bifurcações entre cada um dos grupos são óbvias.
4. Já que o M-A somente mede as derivativas de movimento lento para pequenos ângulos de deriva, os resultados obtidos para grandes ângulos de deriva na Figura 22 e as grandes amplitudes de oscilação da Figura 17 podem ser explicados por esta inadequação. Para pequenos ângulos de deriva, entretanto, o M-A representa precisamente as forças e momentos hidrodinâmicos.
5. Todos os demais modelos empregam medidas da força para grandes ângulos de incidência da correnteza, e assim são capazes de descrever o comportamento do sistema para grandes ângulos de deriva. As diferenças no caráter entre o M-T e os M-O/M-ACE são um resultado das diferenças no método usado para executar tais experimentos.
6. Todos os modelos dependem de um ajuste matemático para combinar as forças medidas às velocidades ou aos ângulos de deriva relativos correspondentes. Ambos o M-A e o M-T dependem de uma série de testes que capturam a física da hidrodinâmica do navio. Ambos os tratamentos podem apresentar dificuldades experimentais, pois as derivadas hidrodinâmicas de ordem mais elevada podem ter uma forte influência no comportamento do sistema. Uma medida precisa de tais coeficientes é extremamente difícil de se conseguir e de se confirmar experimentalmente. De fato, frequentemente as medidas de derivadas hidrodinâmicas de ordem mais elevada de um mesmo modelo podem até mesmo ter sinais diferentes ([23], [26]). Estes modelos, então, são limitados somente pela precisão experimental.

1. O efeito do vento sobre o comportamento do sistema parece causar um pequeno "deslocamento" das regiões de ciclo limite de acordo com a direção de incidência do vento. Como o vento realmente desloca a posição de equilíbrio do sistema, a combinação de correnteza e ondas que causava um determinado comportamento do sistema sem a incidência de vento pode causar outro comportamento sob a ação da incidência de vento. Observa-se, de um modo geral, que o vento a 90 e a 270° desloca as regiões de ciclo limite para a esquerda e para baixo e para a direita e para cima, respectivamente nos

## 6.2 Estudo da Influência de Parâmetros no Sistema DICAS

10. Uma característica que apenas o M-AC possui é a estimativa correta e automática da parcela de forças de arrasto hidrodinâmico longitudinais. O modelo incorpora automaticamente os efeitos de escala dessa parcela através da estimativa no Número de Reynolds. Esse efeito pode ser significativo para o comportamento do sistema, pois a sua variação pode ser até uma ordem de grandeza maior, no caso do modelo ser menor. Todos os demais modelos hidrodinâmicos podem representar a variação de escala da embarcação, porém necessitam de modificações nas entradas de dados para incorporar essa variação.
9. Ambos os modelos, entretanto, necessitam de correções para recriar os efeitos dinâmicos do sistema, já que os coeficientes são medidos com o navio fixo ou movendo-se com um movimento de um grau de liberdade, e assim algumas características dinâmicas do sistema são perdidas. A natureza dinâmica dos M-O e M-ACE necessita ser melhor estudada a fim de identificar as suas limitações, que têm uma influência direta na análise dinâmica executada com o conjunto de catástrofes mostrado na Figura 16 e nas simulações da Figura 18 e da Figura 20. Testes adicionais envolvendo rotações em yaw podem ser necessários para ambos os modelos. Futuramente serão realizadas testes com os M-O e M-ACE com termos dependentes linearmente da rotação do navio, e a sua influência no comportamento do sistema será analisada.
8. Devido à falta de dados, as análises numéricas para o M-O foram executadas baseadas nas curvas construídas com o M-ACE. Isto resulta numa grande concordância entre o M-O e o M-ACE na Figura 22. O fato de que os coeficientes de força e momento hidrodinâmicos são facilmente medidos experimentalmente para os M-O e M-ACE, torna ambos os modelos simples de validar.
7. Nos M-ACE e M-O, os ensaios consistem em um número limitado de experimentos em que coeficientes de força são medidos para o navio fixo com respeito ao ângulo de incidência da correnteza. O M-ACE requer somente um pequeno número de medidas, que permitem construir heurísticamente as expressões matemáticas do modelo. O M-O requer um número maior de medidas, e é limitado no sentido que emprega somente um número finito de medidas de força para todo o intervalo de ângulos de incidência, necessitando de uma interpolação linear para obter um intervalo completo de coeficientes de força.

- mapas apresentados neste relatório. Observa-se também que as regiões de ciclo limite são ligeiramente maiores para a incidência de vento a  $180^\circ$  em relação a  $0^\circ$ , talvez explicada pela própria geometria característica do sistema D/CAS. A análise realizada neste trabalho não afeta muito as regiões de estabilidade, pois a intensidade do vento não é muito grande. Caso fosse maior, o efeito observado seria maior.
2. O efeito da pré-tensão sobre o comportamento do sistema parece funcionar da seguinte forma: quanto maior for a pré-tensão, menores se apresentam as regiões de ciclo limite. A maior pré-tensão das linhas aumenta a rigidez das mesmas, o que parece causar uma estabilidade maior do sistema. Para algumas profundidades (1000 metros, por exemplo), esse efeito é maior do que para outras (1500 metros, por exemplo).
3. O efeito do peso linear sobre o comportamento do sistema é inverso ao das pré-tensões: quanto maior for o peso dos trechos de amarra, maiores são as regiões de estabilidade. Esse comportamento parecia ser causado pelas forças de amortecimento de linhas, que diminuem quando o peso linear aumenta. Para confirmar essa hipótese, um teste sem amortecimento de linhas mostrou que a variação do peso linear das linhas acabou não gerando mudanças nas regiões de estabilidade dos mapas. Assim, o efeito da variação do peso linear das linhas só aparece quando as parcelas de forças devidas ao amortecimento e ao arrasto das linhas estão presentes.
4. O efeito da profundidade pode ser resumido da seguinte forma: quanto maior a profundidade, menores são as regiões de ciclo limite. Para verificar se esse efeito não era devido ao peso total das linhas (que aumentava junto com o aumento da profundidade definida nas análises), foram feitas análises com linhas com comprimento igual para todas as profundidades, e se chegou a uma conclusão de que o comprimento das linhas não influenciava significativamente no comportamento do sistema (as regiões dos mapas de estabilidade não variam muito). Outra conclusão a que se chegou neste relatório é que a diminuição da região instável que ocorre quando a profundidade aumenta não está relacionada com o amortecimento e o arrasto das linhas de amarração diretamente. As formas das regiões instáveis variam com a consideração ou não do amortecimento e arrasto das linhas, porém se mantém a tendência de diminuir a região instável quando a profundidade operacional do sistema aumenta. Esse comportamento pode então ser explicado pela variação das rigidezes das linhas de amarração para cada profundidade.
5. As regiões de estabilidade se concentram nas direções de incidência da correnteza iguais a  $0^\circ$ ,  $180^\circ$  e  $360^\circ$ , devido a uma certa instabilidade inerente do sistema D/CAS à correnteza incidindo nestas direções. As outras condições ambientais que incidem sobre o sistema parecem ter influência menor no que diz respeito à estabilidade do mesmo.
6. Se o interesse do projeto for evitar as regiões com ciclos limite, o ideal (de acordo com as análises preliminares realizadas para este relatório) é: maximizar as pré-tensões do sistema; minimizar os pesos lineares das linhas; e maximizar as

quaisquer condições);

profundidades (essa proposição pede investigações mais profundas (sem trocadilho) para verificar a sua correção em

## 7 Apêndice - Modelos de Representação da Força de Amarração

### 7.1 Modelo numérico de curva característica

O método mais flexível usado para representar a restauração horizontal do sistema de amarração, visando aplicação para sistemas *Turret* e *DICAS*, é o da curva característica. Cada curva característica relaciona a tensão medida no topo da linha com a extensão horizontal do topo em relação a uma posição inicial pré-definida (que dá o nível de pré-tensão a que a linha está submetida). A restauração horizontal de cada uma das linhas do sistema de amarração é representada por uma curva característica independente das demais. Cada uma das linhas é considerada fixa na posição da âncora, podendo pivotar em relação a esse ponto.

As curvas características podem ser levantadas por vários métodos (equações analíticas, método de elementos finitos, etc.) de forma a se obter resultados representativos da restauração da linha real, que pode incluir vários elementos complicadores (pótas, bóias, segmentos sintéticos, etc.). Porém, uma limitação deste modelo é que a curva característica é obtida para apenas para valores singulares de extensão da mesma, não sendo contínua. Isso limita a utilização deste modelo no método de análise dos autoválculos, como citado anteriormente. Observa-se que a restauração das linhas tem natureza não-linear, como pode ser constatado na Figura 120, abaixo.

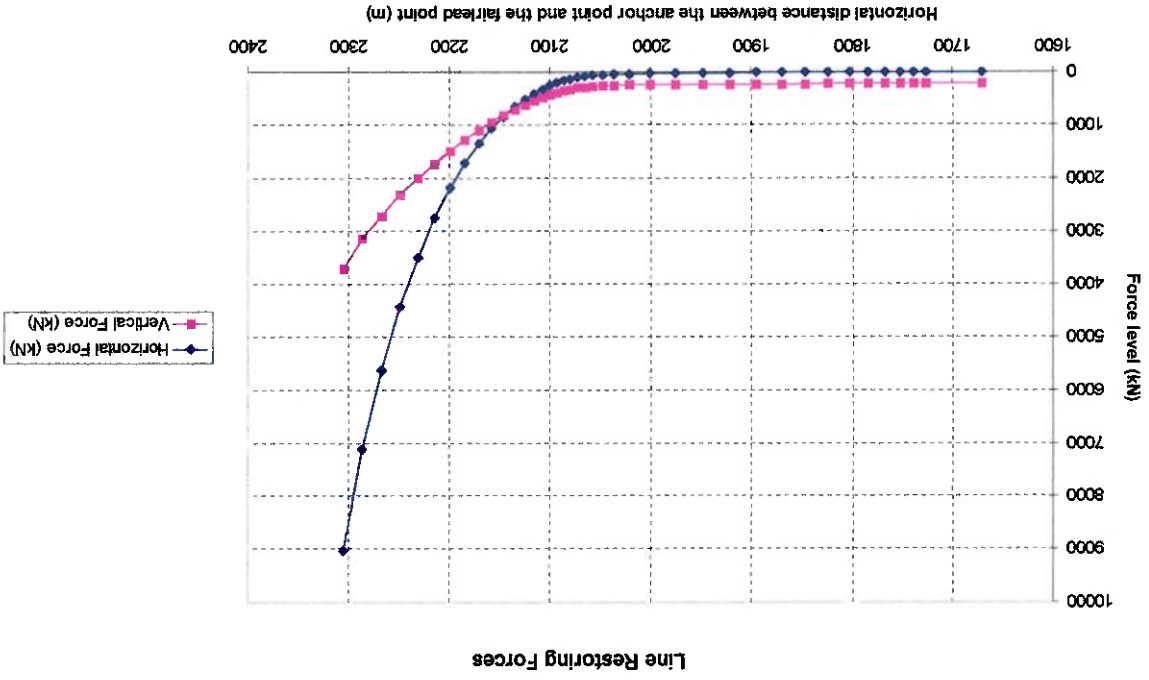


Figura 120: Curva de restauração horizontal de uma linha de amarração



## 7.2 Modelo analítico de restauração por extensão pura

Uma outra maneira de representar a restauração horizontal de um sistema de amarração composto por linhas sintéticas é usar uma formulação analítica, como a desenvolvida por Mckenna e Wong [30]. A tensão resultante na extremidade de cada uma das linhas do sistema de amarração é função da extensão da mesma, como se depreende da seguinte equação, obtida semi-

empiricamente:

$$T_a = S_p p \left( \frac{\ell - \ell_w}{\ell} \right)^q, \quad (3.24)$$

onde  $T_a$  é a tensão axial atuante no elemento;  $S_p$  é a tensão de ruptura do elemento;  $p$  e  $q$  são constantes determinadas empiricamente;  $\ell_w$  é o comprimento total do segmento, sem extensão;  $\ell$  é o comprimento atual do segmento, submetido à tensão  $T$ .

Dessa forma, a tensão atuante nas extremidades do elemento fica inequivocamente ligada à extensão do elemento.

## 7.3 Modelo analítico de catenária

O tipo mais comum de linha utilizada em amarração convencional, especialmente para baixas profundidades, é a amarra. O efeito de restauração horizontal predominante neste tipo de material é o peso, então é muito comum representar o comportamento de linhas compostas por este material por equações de catenária pura (inextensível). A formulação de catenária utilizada neste trabalho não apresenta os termos da tensão ou da extensão horizontal do segmento isolados. A expressão que relaciona essas duas variáveis é:

$$\ell_{eff} = \sqrt{h \left( h + \frac{p}{2T_h} \right)} = \frac{p}{T_h} \sinh \left( \frac{T_h}{p \ell} \right), \quad (3.25)$$

onde  $\ell_{eff}$  é o comprimento suspenso do segmento inextensível;  $h$  é a altura do segmento;  $T_h$  é a tensão horizontal a que o segmento está submetido;  $p$  é o peso linear homogêneo do segmento;  $\ell$  é o comprimento suspenso projetado horizontalmente do segmento.

$$\ell = \frac{P}{T_h} \sinh^{-1} \left( P \frac{T_h}{P a} \right) e^h = \frac{P}{T_a - T_h}$$

(3.25), acima, temos:

horizontalmente de cada segmento. Isolando o comprimento projetado horizontalmente e a altura do segmento na equação As equações dos modelos anteriores podem ser rearranjadas de forma a fornecer a altura e o comprimento projetado geometria de cada segmento.

ancoragem da mesma (ou seja, o comprimento total projetado da linha). Com o sistema caracterizado, é possível obter a deve ser igual à profundidade local). Dessa forma, dada a tensão aplicada no topo da linha, é possível calcular o raio de as alturas de cada segmento individualmente, e assumir que a altura é conhecida (a altura da linha composta pelos segmentos Para permitir a resolução do sistema com vários segmentos, fica mais fácil isolar os comprimentos projetados horizontalmente e representar uma linha real composta por segmentos de amarra e/ou sintéticos de maneira mais eficiente.

representar a linha por segmentos que possam ser do modelo de extensão pura ou do modelo de catenária, de forma a O modelo denominado "híbrido" na verdade consiste numa combinação dos dois métodos anteriores. A ideia consiste em

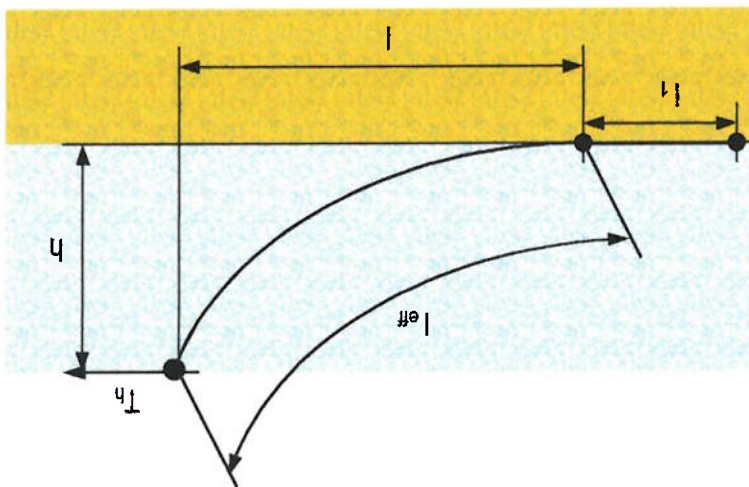
## 7.4 Modelo analítico híbrido

Para resolver as equações mostradas acima, é utilizado um método numérico (por exemplo, Newton-Raphson).

horizontal em torno da âncora.

mesma. Da mesma maneira que o segundo modelo, este considera que cada uma das linhas pode pivotar livremente na A resolução de qualquer uma das equações acima permite determinar o comprimento horizontal da linha e a tensão no topo da

Figura 121: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de um segmento de catenária suspenso



Genericamente, um segmento inextensível pode sair tangente ao solo ou não, mas a equação acima se refere a uma catenária que sai tangente ao solo. Porém, a partir dessa equação específica, é possível escrever uma outra genérica, para o caso da catenária totalmente suspensa. Definindo uma catenária completa (ou seja, tangente ao solo) homogênea dividida em dois segmentos, podemos escrever:

$$h_3 = \frac{P}{T_h} \left[ \sinh^{-1} \left( P \frac{\ell_{eff2}}{T_h} \right) - \sinh^{-1} \left( P \frac{\ell_{eff1}}{T_h} \right) \right] \quad (3.26)$$

$$h_3 = \frac{\sqrt{P^2 \ell_{eff2}^2 + T_h^2} - \sqrt{P^2 \ell_{eff1}^2 + T_h^2} - 2\ell_{eff1} \ell_{eff2} + \ell_{eff2}^2 + T_h^2}{P} + T_h^2$$

Essa equação é completamente genérica, descrevendo qualquer caso de catenária, suspensa ou não (caso em que  $\ell_2$  é igual a zero,  $\ell_{eff2}$  é igual a zero e  $\ell_{eff1}$  é igual a  $\ell_{eff3}$ , que é o comprimento suspenso do segmento de interesse). O caso descrito acima serve apenas para deduzir as equações para o caso da catenária suspensa. Para um caso de aplicação, o termo  $\ell_{eff1}$  fica substituído pelo comprimento "virtual" do segmento de catenária,  $\ell_v$ .

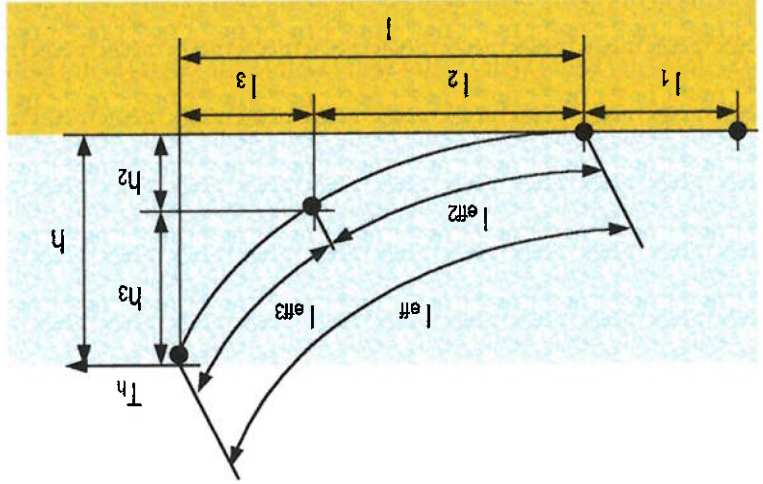


Figura 122: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de um segmento de catenária suspensa

Já os segmentos sintéticos apresentam uma dependência direta com o ângulo que o segmento forma com o plano horizontal, pois são retos. Sua configuração vai, na verdade, depender dos segmentos adjacentes, conforme veremos a seguir.

$$\ell = \ell_w \left( \frac{\sqrt{S_p \cos \theta}}{T_h} + 1 \right) \cos \theta \quad (3.27)$$

$$h = \ell_w \left( \frac{\sqrt{S_p \cos \theta}}{T_h} + 1 \right) \sin \theta$$

Pode-se perceber pelas equações acima que os comprimentos projetados horizontalmente e as alturas dos segmentos sintéticos são, então, função exclusiva do ângulo  $\theta$ . Esse ângulo, por sua vez, é o mesmo dos segmentos adjacentes ao segmento sintético, e podem (e devem) ser determinados para resolver a geometria de toda a linha de amarração composta. Para exemplificar essa metodologia genérica, vejamos agora sua aplicação para um caso específico de configuração de segmentos em uma linha de amarração, composta por dois segmentos de amarra (representados por catenárias puras) e um segmento de linha sintética (representado por um segmento de extensão pura). A ordem dos segmentos, a partir da âncora, é amarra, segmento sintético e amarra.

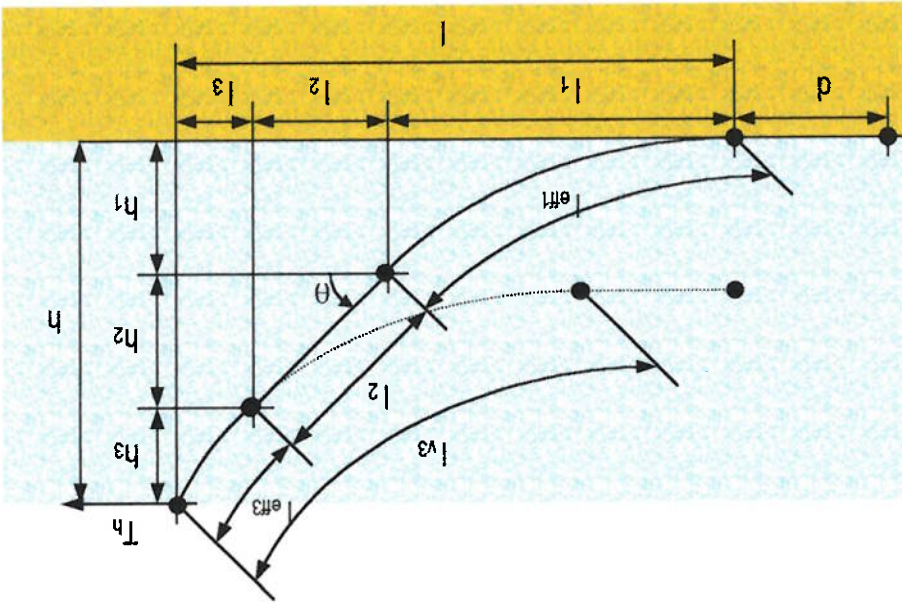


Figura 123: Diagrama apresentando as variáveis envolvidas na representação de uma linha de amarração composta (amarra-sintético-amarra)

O objetivo final aqui é determinar o raio total de ancoragem, dada a pré-tensão a que a linha de amarração está submetida. Ao determinar o raio de ancoragem, todos os segmentos do sistema estarão descritos geometricamente. Inicialmente, temos como valores conhecidos as seguintes variáveis:

- $T_h$ , a pré-tensão horizontal a que a linha está submetida;
- $P_1$  e  $P_3$ , os pesos lineares homogêneos de cada segmento de amarra;
- $l_{arr+d}$ , o comprimento do segmento de amarra que toca o solo;
- $l_{w2}$ , o comprimento sem extensão do segmento sintético;
- $l_{arr}$ , o comprimento do segmento de amarra do topo;
- $h$ , a profundidade local.

Além disso, sabe-se que as tensões horizontais a que cada segmento está submetido são iguais (de forma a manter o equilíbrio estático de cada segmento individualmente). Outra hipótese utilizada neste método é a compatibilidade entre os ângulos de saída de segmentos adjacentes, ou seja, dois segmentos adjacentes compartilham do mesmo ângulo de saída na conexão entre os mesmos.

O ângulo de saída de um segmento de amarra suspenso é:

$$\theta_{\text{topo}} = \tan^{-1} \left( \frac{P \ell_v}{T_h} \right)$$

$$\theta_{\text{inf.erro}} = \tan^{-1} \left[ \frac{P(\ell_v - \ell_{\text{eff}})}{T_h} \right]$$

A partir das alturas de cada segmento, é possível construir uma equação que seja função exclusivamente do comprimento virtual do segmento do topo, assim permitindo determiná-lo (já que a profundidade local é conhecida). Assim, temos:

$$h = h_1 + h_2 + h_3$$

$$h = \frac{P_1}{\sqrt{P_1^2 \ell_{\text{eff}1}^2 + T_h^2} + T_h} + \ell_{w_2} \left( \sqrt{\frac{S_p \cos \theta}{T_h}} + 1 \right) \sin \theta + \frac{P_3}{\sqrt{P_2^2 \ell_{v_2}^2 + T_h^2} - \sqrt{P_3^2 \ell_{v_3}^2 - 2\ell_{v_3} \ell_{\text{eff}3} + \ell_{\text{eff}3}^2} + T_h^2}$$

(3.28)

Agora, para compatibilizar as variáveis da equação acima, analisemos o ângulo  $\theta$ . Este ângulo pode ser escrito como função do primeiro ou do terceiro segmento, e como sabemos que ele é o mesmo para todos os segmentos, ele permite relacionar o comprimento virtual do terceiro segmento ( $\ell_{v_3}$ ) com o comprimento suspenso do primeiro segmento ( $\ell_{\text{eff}1}$ ).

$$\theta = \tan^{-1} \left( \frac{P_1 \ell_{\text{eff}1}}{T_h} \right) = \tan^{-1} \left[ \frac{P_3 \ell_{v_3} - \ell_{\text{eff}3}}{T_h} \right]$$

Assim, podemos expressar  $\ell_{\text{eff}1}$  como função de  $\ell_{v_3}$ :

$$\ell_{\text{eff}1} = \frac{P_1}{P_3} (\ell_{v_3} - \ell_{\text{eff}3})$$

Dessa forma, a equação (3.28) pode ser reescrita completamente em função da variável  $\ell_{v_3}$ :

$$h = \frac{P_1}{\sqrt{P_2^2 \ell_{v_2}^2 + T_h^2} - \ell_{\text{eff}3}} \left[ \frac{P_3}{P_1} (\ell_{v_3} - \ell_{\text{eff}3}) \right] + \ell_{w_2} \left( \sqrt{\frac{S_p \cos \theta}{T_h}} + 1 \right) \sin \theta \left\{ \tan^{-1} \left[ \frac{P_3 \ell_{v_3} - \ell_{\text{eff}3}}{T_h} \right] \right\} + \frac{P_3}{\sqrt{P_2^2 \ell_{v_2}^2 + T_h^2} - \sqrt{P_3^2 \ell_{v_3}^2 - 2\ell_{v_3} \ell_{\text{eff}3} + \ell_{\text{eff}3}^2} + T_h^2}$$

Simplificando a expressão acima, obtêm-se:

Assim, de posse de  $\ell_{v3}$  da resolução da equação anterior, é possível determinar  $\ell_1$ , o raio de ancoragem. Dessa forma, o sistema todo está determinado. A partir desses casos específicos de configurações de linhas, é possível gerar um procedimento que permita resolver uma linha composta de um número qualquer de segmentos, sendo eles catenárias puras ou segmentos de extensão pura, em qualquer ordem de disposição.

$$\ell = \frac{P_1}{T_h} \left\{ \sinh^{-1} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right] \right\} + \ell_{wz} \left( \sqrt{\frac{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})}{P + T_h}} + 1 \right) + \frac{\sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})}}{P + T_h} + \log \left\{ \frac{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3}) + \sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \sqrt{P + T_h}}{P_3 \ell_{v3} + \sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \sqrt{P + T_h}} \right\} + \frac{P_3}{T_h}$$

E, simplificando:

$$\ell = \frac{P_1}{T_h} \left\{ \sinh^{-1} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right] \right\} + \ell_{wz} \left( \frac{\sqrt{S_{pd} \cos \theta} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right] \tan^{-1} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right]}{T_h} + 1 \right) + \left\{ \cos \left[ \tan^{-1} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right] \right] \right\} + \frac{P_3}{T_h} \left[ \sinh^{-1} \left( \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right) - \sinh^{-1} \left( \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right) \right]$$

Utilizando as mesmas relações deduzidas para a equação da altura, temos:

$$\ell = \frac{P_1}{T_h} \left[ \sinh^{-1} \left( \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right) + \ell_{wz} \left( \frac{\sqrt{S_{pd} \cos \theta}}{T_h} + 1 \right) \cos \theta + \frac{P_3}{T_h} \left[ \sinh^{-1} \left( \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right) - \sinh^{-1} \left( \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right) \right] \right] \quad (3.29)$$

$$\ell = \ell_1 + \ell_2 + \ell_3$$

sistema, da seguinte maneira:

Agora, para determinar o raio de ancoragem, basta escrever uma equação que apresente o comprimento horizontal total do determinado, mas qualquer outro comprimento indeterminado pode ser utilizado. determinada por uma mera convenção, de que o comprimento "virtual" da amarra mais próxima ao topo deve sempre ser complexa, um método numérico (tipo Newton-Raphson, por exemplo) é indicado. A variável  $\ell_{v3}$  foi escolhida para ser Pode-se então determinar a variável  $\ell_{v3}$ , já que todas as outras variáveis são conhecidas. Como a resolução da equação é

$$h = \frac{P_1}{T_h} \left[ \sqrt{\frac{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})}{P + T_h}} + \ell_{wz} \left( \frac{\sqrt{S_{pd} \cos \theta} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right] \tan^{-1} \left[ \frac{T_h}{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \right]}{T_h} + 1 \right) + \frac{\sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})}}{P + T_h} + \frac{\sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \sqrt{P + T_h}}{P_3 \ell_{v3} + \sqrt{P_3 (\ell_{v3} - \ell_{eff3})} \sqrt{P + T_h}} \right] + \frac{P_3}{T_h}$$

- [1] Abkowitz, M. A., *Stability and Motion Control of Ocean Vehicles*, MIT Press, Cambridge, Massachusetts, 1972.
- [2] Abkowitz, M. A., "System Identification Techniques for Ship Maneuvering Trials," *Transactions of Symposium on Control Theory and Navy Applications*, Monterey, California, 1975, pp. 337-393.
- [3] Abkowitz, M. A., "Measurement of Hydrodynamic Characteristics From Ship Maneuvering Trials by System Identification," *SNAME Transactions*, Vol. 88, 1980, pp. 283-318.
- [4] Aranha, J. A. P. (1994), "A formula for 'wave damping' in the drift of a floating body", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 272, pp. 147-155.
- [5] Bernitsas, M. M. e Papoulias, F. A., "Nonlinear Stability and Maneuvering Simulation of Single Point Mooring Systems," *Proceedings of Offshore Station Keeping Symposium, SNAME, Houston, Texas, February 1-2, 1990*, pp. 1-19.
- [6] Bernitsas, M. M. e Garza-Rios, L. O., "Effect of Mooring Line Arrangement on the Dynamics of Spread Mooring Systems" *Proceedings of the 14<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Vol. 1-B, Copenhagen, Denmark, June 1995, pp. 237-252.
- [7] Bernitsas, M. M. e Garza-Rios, L. O., "Effect of Mooring Line Arrangement on the Dynamics of Spread Mooring Systems," *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Vol. 118, No. 1, February 1996, pp. 7-20.
- [8] Brinati, H. L., Nishimoto, K., Fucatu, C. H., Masetti, I. Q. e Fujahn, M., "The Effects of Mooring Line Damping and Wave Drift Damping on Moored Tanker Dynamics", *Brazil Offshore 1997*, pg. 11.
- [9] Clarke, D., Gedling, P. e Hine, G., "The Application of Manoeuvring Criteria in Hull Design Using Linear Theory," *Proceedings of the Royal Institute of Naval Architects (RINA)*, 1983, pp. 45-68.
- [10] Fernandes, A. C. e Aratanha, M., "Classical Assessment to the Single Point Mooring and Turret Dynamics Stability Problems," *Proceedings of the 15<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Vol. I-A, Florence, Italy, June 1996, pp. 423-430.
- [11] Fossen, T. I., *Guidance and Control of Ocean Vehicles*, John Wiley and Sons, Ltd., West Sussex, England, 1994.
- [12] Fujino, M. e Maki, T., "Practical Methods to Predict the Slewling Motion of a Ship Under The Single Point Mooring", *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 154, November 1983.
- [13] Fujino, M. e Ishiguro, T., "A Study of the Mathematical Model Describing Maneuvering Motion in Shallow Waters", *Journal of The Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 156, November 1984.
- [14] Garza-Rios, L. O., Bernitsas, M. M. e Nishimoto, K., "Deep Water Catenary Mooring Lines With Nonlinear Drag And Touchdown Effects", Report to the University of Michigan/Industry Consortium in Offshore Engineering, and Department of Naval Architecture and Marine Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, Publication #332, January 1997.

## 8 Referências

- [15] Garza-Rios, L. O., Bernitsas, M. M., Nishimoto, K. e Masetti, I. Q., "Preliminary Design of a DICAS Mooring System For The Brazilian Campos Basin", *Proceedings of the 16<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* (OMAE), Vol. 1, Yokohama, Japan, April 1997, pp. 153-161.
- [16] Garza-Rios, L. O. e Bernitsas, M. M., "Nonlinear Slow Motion Dynamics of *Turret* Mooring Systems in Deep Water," *Proceedings of the 8th International Conference on the Behaviour of Offshore Structures (BOSS)*, Delft, the Netherlands, July 1997, pp. 177-188.
- [17] Garza-Rios, L. O., Bernitsas, M. M. e Nishimoto, K., "Slow Motion Dynamics of DICAS Mooring System Under Steady Current, Wind and Steady Drift Forces", *Brazil Offshore 1997*, pg. 47.
- [18] Garza-Rios, L. O. e Bernitsas, M. M., "Mathematical Model for the Slow Motion Dynamics of *Turret* Mooring Systems," Report to the University of Michigan / Industry Consortium in Offshore Engineering, and Department of Naval Architecture and Marine Engineering, University of Michigan, Ann Arbor, Publication #336, February 1998.
- [19] Garza-Rios, L. O. e Bernitsas, M. M., "Analytical Expressions for Stability and Bifurcations of *Turret* Mooring Systems," *Journal of Ship Research*, Vol. 42, No. 3, September 1998, pp. 216-232.
- [20] Garza-Rios, L. O., Bernitsas, M. M. e Nishimoto, K., "Catenary Mooring Lines With Nonlinear Drag and Touchdown," Report to the University of Michigan, Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Ann Arbor, Publication #333, January 1997.
- [21] Guckenheimer, J., e Holmes, P., *Nonlinear Oscillations, Dynamical Systems, and Bifurcations of Vector Fields*, Springer-Verlag, New York, Inc., 1983.
- [22] International Towing Tank Conference, (1985).
- [23] International Towing Tank Conference (ITTC), "Report of the Manoeuvrability Committee", *Proceedings of the 18th ITTC*, The Society of Naval Architects of Japan, Vol. 1, Kobe, Japan, October 1987, pp. 345-400.
- [24] Jiang, T., Schellin, T. E., e Sharma, S. D. (1988). "Motion prediction of a single point moored tanker subjected to current, wind and waves", *OMAE 88*.
- [25] Leite, A. J. P. (1997), "Forças de Corrente e Bifurcação do Equilíbrio em Sistemas Tipo *Turret*", Dissertação de mestrado, EPUSP.
- [26] Leite, A. J. P., Aranha, J. A. P., Umeda, C. e de Conti, M. B., "Current Forces in Tankers and Bifurcation of Equilibrium of *Turret* Systems: Hydrodynamic Model and Experiments", *Journal of Applied Ocean Research*, Vol. 20, 1998, pp. 145-156.
- [27] Lincoln Crane Jr., C., "Maneuvering Trials of a 278,000-DWT Tanker in Shallow and Deep Waters", *SNAME Transactions*, Vol. 87, 1979, pp. 251-283.
- [28] MARIN (1993), "Prediction Wind and Current Loads on VLCCs", October.



- [29] Martin, L. L., "Ship Maneuvering and Control in Wind", *SNAME Transactions*, Vol. 88, 1980, pp. 257-281.
- [30] McKenna, H. A. e Wong, R. K., "Synthetic Fiber Rope, Properties and Calculations Relating to Mooring Systems", *Deepwater Mooring and Drilling, ASME Transactions, Ocean Engineering Division*, Vol. 7, December 1979, pp. 189-203.
- [31] Nippon Kaiji Kyokai, *Guide to Mooring Systems*, N. K. K., Tousei, Tokyo, 1983.
- [32] Nishimoto, K., Brinatti, H. L. e Fucatu, C. H., "Analysis of Single Point Moored Tanker Using Maneuvering Hydrodynamic Model", *Proceedings of the 14<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Vol. 1-B, Copenhagen, Denmark, June 1995, pp. 253-261.
- [33] Nishimoto, K., Brinatti, H. L. e Fucatu, C. H. (1996), "Dynamics of Moored Tankers - SPM and Turret", *ISOPE 96*.
- [34] Nishimoto, K., Brinatti, H. L. e Fucatu, C. H. (1996), "Dynamic Analysis of FPSO With a Tandem Offloading System", *OMAE 96*.
- [35] Nishimoto, K., Aranha, J. A. P., Matsura, J. P. J., Kaster, F., Namba, H. e Masetti, I. Q. (1997), "Full Scale Decay Test of a Moored Tanker: Measurement Procedure of Surge Damping", *OMAE 97*, pg. 81.
- [36] Nishimoto, K., Brinatti, H. L. e Fucatu, C. H., "Dynamics of Moored Tankers - SPM and Turret", *Proceedings of the Seventh International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE)*, Vol. 1, Honolulu, 1997, pp. 370-378.
- [37] Nishimoto, K., Kaster, F., Matsura, J. P. J. e Aranha, J. A. P. (1997), "Full Scale Decay Test of a Tanker: Field Data and Theoretical Analysis", *Journal of Applied Ocean Engineering*.
- [38] Norbin, N. A., (1971), "Theory and observations on the use of a mathematical model for ship maneuvering in deep and confined waters. Göteborg, Stantena Skeppsprovingsanstalt.
- [39] Obokata, J., "On the Basic Design of Single Point Mooring Systems (1st Report)", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 161, June 1987.
- [40] Obokata, J. e Sasaki, N., "On the Horizontal Slow Oscillations and the Dynamic Stability of a Ship Moored to Single Point Moorings", *Transactions of the West Japan Society of Naval Architects*, Vol. 186, 1982, pp. 87-93.
- [41] Obokata, J., Sasaki, N. e Nagashima, J., "On the Estimation of Current Force Induced on a Ship Hull by Some Model Tests", *Kansai Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 180, 1981, pp. 47-57.
- [42] Oil Companies International Marine Forum (OCIMF), *Prediction of Wind And Current Loads on VLCCs*, 1994.
- [43] Papoulias, F. A. e Bernitsas, M. M., "Autonomous Oscillations, Bifurcations, and Chaotic Response of Moored Vessels", *Journal of Ship Research*, Vol. 32, No. 3, September 1988, pp. 220-228.
- [44] Simos, A. N., Tannuri, E. A. e Pesce, C. P., "Dynamics of a Turret-FPSO System and Hydrodynamic Models", *Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)*, Paper OMAE98-410, Lisbon, Portugal, July 1998.

- [45] Souza Junior, J. D. A. R. (1990), "Desenvolvimento e Aplicação de um Simulador de Manobra de Velocidade Lenta", Dissertação de mestrado, EPUSP.
- [46] Takashina, J., "Ship Maneuvering Motion due to Tugboats and its Mathematical Model," *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 160, 1986, pp. 93-104.
- [47] Takashina, J. e Hirano, M., "Ship Maneuvering Motion by Tugs in Deep and Shallow Water", MARISIM & ICSM'90, June 1990.
- [48] Tanaka, S., "On the Hydrodynamic Forces Acting on a Ship at Large Drift Angles," *Journal of the West Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 91, 1995, pp. 81-94.
- [49] Wichers, J. E. W., "The Prediction of the Behaviour of Single Point Moored Tankers", *Developments in Marine Technology*, Vol. 4, Floating Structures and Offshore Operations, November 1987.
- [50] Wichers, J. E. W., "A Simulation Model for a Single Point Moored Tankers", Maritime Research Institute Netherlands, Publication No. 797, 1988.
- [51] Wichers, J. E. W., "The Behaviour of a Moored Ship in Unsteady Current, Wind and Waves", *Marine Technology*, September 1991.
- [52] Wiggins, S., *Introduction to Applied Nonlinear Dynamical Systems and Chaos*, Springer-Verlag, New York, Inc., 1990.