

GABRIEL FELIX GUELER

Eng. Naval, Escola Politécnica da USP, 1983

DA. 08. 05. 1984

h

MODELAGEM, PROJETO E ANÁLISE
DE UM PILOTO AUTOMÁTICO PARA SUBMARINOS

Tese apresentada à Escola
Politécnica da USP para a
obtenção do Título de Dou-
tor em Engenharia

Orientador: Prof. Dr. Hernani L. Brinati
Professor Assistente Doutor
do Departamento de Engenharia
Naval da EPUSP

São Paulo, 1987

À Viviane

com todo meu amor

A G R A D E C I M E N T O S

- Ao Prof.Dr. **Hernani** L. Brinati pela compreensão, participação e orientação durante a pesquisa;

- Ao Prof.Dr. **Atair** Rios Neto e ao Dr. **Décio** C. Cebalhos pelas valiosas sugestões;

- Ao Prof.Dr. J.A.P. **Aranha** pelo apóio no desenvolvimento dos modelos matemáticos;

- Aos engenheiros J. **Sotelo**, **Jaime** da Cruz, **Danton** Nunes e **Celso** Pesce, do IPT, pelas diversas colaborações ao longo do trabalho;

- Às Sras. **Bete**, **Sonia** e **Lucila** da MAFERSA, pelo apóio no serviço de montagem e datilografia do texto;

- Ao Desenhista **Renato** da MAFERSA pelo capricho na elaboração das figuras;

Finalmente, desejo expressar minha profunda gratidão ao engenheiro **Aurél**io da Dalt, pelo apóio moral, recursos materiais e financeiros oferecidos, conseguidos junto à MAFERSA, fundamentais à realização desta pesquisa.

R E S U M O

Este trabalho apresenta uma pesquisa realizada com o desenvolvimento de um piloto automático para submarinos, que inclui modelagem, projeto, análise e construção de um protótipo.

São estabelecidas duas missões para o controlador: manutenção de uma determinada profundidade (cota periscópica) e manobra de mudança de cota.

Para simulação do movimento do veículo é utilizado um modelo não linear, cujos coeficientes são calculados com base no Método do Navio Equivalente.

São utilizadas técnicas de controle ótimo para o projeto do controlador e o filtro de Kalman (com uso da técnica de compensação do modelo dinâmico) para estimar o estado do sistema. Usa-se também um filtro simplificado para estimação do estado em tempo real.

O protótipo consiste de um microcomputador dotado de interfaces de entrada e saída para sinais analógicos.

Os testes realizados através da simulação de manobras do submarino mostraram que o piloto automático apresenta um bom desempenho, mesmo em condições ambientais severas. Outros testes mostraram a validade do modelo não linear utilizado e a viabilidade técnica do protótipo.

A B S T R A C T

This work presents the modelling, analysis, preliminary design and build-up of a prototype of a submarine autopilot.

The autopilot is design to perform two different missions: depth-keeping near the sea surface and depth changing control.

The vehicle dynamics is simulated by a non-linear model, whose coefficients are evaluated by the Equivalent Ship Method.

A solution of the control problem is obtained using optimal control techniques. The system state is estimated using the Kalman filter associated with the dynamic model compensation technique. A simplified filter was also used for real time state estimation.

The prototype consists of a microcomputer with analog-digital interfaces for input-output signals.

A digital simulation of submarine maneuvers was done and the results indicate a good performance for the autopilot, even for severe environment conditions. Other tests showed the accuracy of the non-linear model and the technical feasibility of the prototype.

Í N D I C E

	Página
CAPÍTULO 1 - <u>IDENTIFICAÇÃO DO PROBLEMA</u>	1
1.1. INTRODUÇÃO	1
1.2. RESUMO BIBLIOGRÁFICO	4
1.3. OBJETIVO DO TRABALHO	7
1.4. LINHAS GERAIS DO TRABALHO	8
CAPÍTULO 2 - <u>FUNDAMENTOS TEÓRICOS E PROCEDIMENTOS UTILIZADOS</u>	10
2.1. INTRODUÇÃO	10
2.2. FORMULAÇÃO DOS PROBLEMAS	10
2.2.1. REGULADOR ÓTIMO	10
2.2.2. TRAQUEAMENTO	13
2.3. PRINCÍPIO DA SEPARAÇÃO	14
2.4. SOLUÇÃO DO PROBLEMA DE CONTROLE ÓTIMO	15
2.4.1. SOLUÇÃO DO REGULADOR	15
2.4.2. SOLUÇÃO DO TRAQUEAMENTO	18
2.5. ESTIMAÇÃO DE ESTADOS	21
2.5.1. FILTRO DE KALMAN	21
2.5.2. FILTRO ESTENDIDO DE KALMAN	27
2.5.3. ESTUDO DA CONVERGÊNCIA DO FILTRO DE KALMAN	31

	Página
2.5.4. COMPENSAÇÃO DO MODELO DINÂMICO (CMD)	32
2.5.5. ESTUDO DE UM FILTRO SIMPLIFICADO	35
CAPÍTULO 3 - <u>MODELOS MATEMÁTICOS PARA ESTUDO DA MANOBRABILIDADE E DO CONTROLE DE SUBMARINOS</u>	39
3.1. INTRODUÇÃO	39
3.2. DESCRIÇÃO DO VEÍCULO	40
3.2.1. ARRANJO FÍSICO	40
3.2.2. HIPÓTESES	41
3.3. EQUAÇÕES DO MOVIMENTO	41
3.3.1. SISTEMAS DE REFERÊNCIA	41
3.3.2. DESENVOLVIMENTO DAS EQUAÇÕES	46
3.4. MOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL	49
3.4.1. EQUAÇÕES	49
3.4.2. ANÁLISE DOS ESFORÇOS HORIZONTAIS NO SUBMARINO	50
3.4.2.1 ESFORÇOS DEVIDOS AO CASCO NU	50
3.4.2.2 ESFORÇOS DEVIDOS AOS APÊNDICES	56
3.4.2.3 SISTEMA PROPULSOR	58
3.4.2.4 ESFORÇOS DEVIDOS ÀS SUPERFÍCIES DE CONTROLE (LEMES)	60
3.4.3. O MÉTODO DO NAVIO EQUIVALENTE	63
3.4.3.1 INTRODUÇÃO	63
3.4.3.2 JUSTIFICATIVA DO MÉTODO	64
3.4.3.3 FORMULAÇÃO DO MÉTODO	65
3.4.3.4 VALIDAÇÃO DO MÉTODO	67
3.4.4. DINÂMICA DA MÁQUINA DO LEME	68
3.4.5. RESUMO DAS EQUAÇÕES DO MOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL	68

3.5.	MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL	70
3.5.1.	EQUAÇÕES	70
3.5.2.	ANÁLISE DOS ESFORÇOS VERTICAIS NO SUBMARINO	71
3.5.2.1	ESFORÇOS DEVIDOS AO CASCO NU	71
3.5.2.2	SISTEMA PROPULSOR	72
3.5.2.3	ESFORÇOS DEVIDOS ÀS SUPERFÍCIES DE CONTROLE (LEMES)	73
3.5.3.	RESUMO DAS EQUAÇÕES DO MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL	73
3.6.	MODELO MATEMÁTICO DOS EFEITOS AMBIENTAIS	74
3.6.1	ONDAS	74
3.6.1.1	CÁLCULO DOS ESFORÇOS DEVIDO A UMA ONDA REGULAR SOBRE O SUBMARINO	75
3.6.1.2	OBTENÇÃO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA "ESFORÇO/AMPLITU DE DA ONDA"	80
3.6.1.3	ESPECTROS DE AMPLITUDES DE ONDAS	81
3.6.1.4	DENSIDADE ESPECTRAL DE ENCONTRO	82
3.6.1.5	DENSIDADE ESPECTRAL DOS ESFORÇOS AGENTES NO VEÍCULO	83
3.6.1.6	CÁLCULO DA FORÇA DE ARFAGEM DE 2ª ORDEM	84
3.6.1.7	GERAÇÃO DE UMA AMOSTRA DOS ESFORÇOS DEVIDO ÀS ONDAS	85
3.6.2.	CORRENTE	86
CAPÍTULO 4 - <u>PROJETO DO PILOTO AUTOMÁTICO</u>		89
4.1.	INTRODUÇÃO	89
4.2.	IMPLEMENTAÇÃO DO "SOFTWARE"	90
4.2.1.	DIAGRAMA DE BLOCOS DO PILOTO AUTOMÁTICO	90
4.2.2.	DESCRIÇÃO DOS BLOCOS COMPONENTES DO SISTEMA	93
4.2.2.1	MODELO "REAL"	93

	Página
4.2.2.2 OBSERVAÇÕES	96
4.2.2.3 ESTIMADOR	99
4.2.2.4 CONTROLADOR LINEAR	103
4.2.2.5 GERADOR DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA	105
4.2.2.6 MÁQUINA DO LEME	108
4.3. IMPLEMENTAÇÃO DO "HARDWARE"	109
4.3.1. DIAGRAMA DE BLOCOS DO MICROCOMPUTADOR	109
4.3.2. DESCRIÇÃO DOS BLOCOS	111
4.3.2.1 UNIDADE CENTRAL DE PROCESSAMENTO	111
4.3.2.2 MEMÓRIAS	112
4.3.2.3 INTERFACE ANALÓGICA/DIGITAL	112
4.3.2.4 ACESSÓRIOS	114
CAPÍTULO 5 - <u>TESTES E ANÁLISES DOS PROCEDIMENTOS</u>	115
5.1. INTRODUÇÃO	115
5.2. CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO SUBMARINO	116
5.3. VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO	118
5.3.1. RESULTADOS DE MANOBRAS NO PLANO HORIZONTAL	118
5.3.2. RESULTADOS DE MANOBRAS NO PLANO VERTICAL	123
5.4. AVALIAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO EM MANOBRA DE MANU- TENÇÃO DE PROFUNDIDADE	128
5.4.1. PARÂMETROS PARA ANÁLISE DE RESULTADOS	128
5.4.2. CONDIÇÕES DOS TESTES	133
5.4.3. VEÍCULO SEM CONTROLE	138
5.4.4. PRIMEIRO TESTE	140
5.4.4.1 AJUSTE DO CONTROLADOR	140
5.4.4.2 AJUSTE DO ESTIMADOR	143
5.4.4.3 ANÁLISE DOS RESULTADOS	145

	Página
5.4.5. SEGUNDO TESTE	152
5.4.6. TERCEIRO TESTE	157
5.5. AVALIAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO EM MANOBRA DE MUDANÇA DE PROFUNDIDADE	161
5.5.1. PARÂMETROS PARA ANÁLISE DOS RESULTADOS	161
5.5.2. CONDIÇÕES DOS TESTES	164
5.5.3. VEÍCULO SEM CONTROLE	166
5.5.4. PRIMEIRO TESTE	169
5.5.4.1 AJUSTE DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA	169
5.5.4.2 SELEÇÃO E AJUSTE DO CONTROLADOR	173
5.5.4.3 SELEÇÃO E AJUSTE DO ESTIMADOR DE ESTADO	179
5.5.4.4 ANÁLISE DOS RESULTADOS	181
5.5.5. SEGUNDO TESTE	189
5.5.6. TERCEIRO TESTE	195
5.6. AVALIAÇÃO DO PROTÓTIPO DO PILOTO AUTOMÁTICO	200
5.6.1. GERADOR DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA	201
5.6.2. CONTROLADOR DE DESVIO	201
5.6.3. ESTIMADOR DE ESTADO	205
5.6.4. AVALIAÇÃO DO TEMPO DE PROCESSAMENTO	205
CAPÍTULO 6 - <u>CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES</u>	208
6.1. RESUMO DO TRABALHO	209
6.2. CONCLUSÕES	210
6.2.1. MODELOS MATEMÁTICOS	210
6.2.2. FORMULAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO	211
6.2.3. PROJETO DO PROTÓTIPO	212
6.3. RECOMENDAÇÕES	212

APÊNDICE [A] - ALGORITMO PARA DETERMINAÇÃO DA SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DE RICCATI	214
APÊNDICE [B] - CÁLCULO DAS DERIVADAS HIDRODINÂMICAS DO NAVIO EQUIVALENTE	219
APÊNDICE [C] - DETERMINAÇÃO DAS FUNÇÕES G_1 , G_2 e G_3 DOS ESFORÇOS DEVIDO ÀS ONDAS	225
APÊNDICE [D] - ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES	232
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	235

N O M E N C L A T U R A

<u>CAPÍTULO 2</u>	Página
a_m	vetor de acelerações modeladas (n) 32
a_{nm}	vetor de acelerações não modeladas (r) 32
A	matriz de funções reais (nxn) 16
\bar{A}	matriz de coeficientes dependentes do tempo (nxn) 22
B	matriz de funções reais (nxp) 16
\bar{B}	matriz de coeficientes dependentes do tempo (nxp) 22
C_{nm}	matriz dos coeficientes de correlação das acelerações não modeladas (rxr) 33
f	funcional (p) 12
F	função vetorial (n) 11
\bar{F}	matriz de funções contínuas [(n+r)x(n+r)] 34
G	matriz de funções contínuas (nxm) 11
\bar{G}	matriz de funções contínuas [(n+r)x(m+r)] 34
h	função vetorial (1) 12
H	matriz de observação (1xn) 29
\bar{H}	matriz de coeficientes dependentes do tempo (1xn) 23
I	matriz identidade (r) 34
ID	índice de desempenho quadrático 12
J	matriz de influência das acelerações não modeladas no estado (nxr) 34
K	ganho do filtro de Kalman (nx1) 25

CAPÍTULO 2 (cont.)

Página

L	matriz dos ganhos de controle, regulador (pxn)	14
\bar{L}	matriz dos ganhos de controle de regime (pxn)	17
L'	matriz dos ganhos de controle, traqueamento (pxn)	20
N	numero de medidas	36
P	matriz de covariância do erro de estimação (nxn)	24
P_1	matriz de peso, semidefinida positiva (nxn)	13
Q	matriz de densidade espectral associada a w (mxm)	11
\bar{Q}	matriz de densidade espectral associada a \bar{w} (rxr)	33
r	resíduo de observação (l)	25
R	matriz de covariância do ruído de medida (1x1)	12
R_2	matriz de peso definida positiva, regulador (pxp)	12
R_2'	matriz de peso definida positiva, traqueamento (pxp)	14
R_3	matriz de peso semidefinida positiva, regulador (nxn)	12
R_3'	matriz de peso semidefinida positiva, traqueamento (nxn)	14
S	matriz da solução da equação de Riccati, regulador (nxn)	17
\bar{S}	matriz da solução de regime da equação de Riccati (nxn)	17
S'	matriz da solução da equação de Riccati, traqueamento (nxn)	20
t	tempo	11
t_0	instante inicial	11
t_f	instante final	12

CAPÍTULO 2 (cont.)

Página

u	vetor de controle (p)	11
v	vetor do ruído de medida (l)	23
w	vetor de excitação estocástica (m)	11
\bar{w}	vetor de excitação estocástica (r)	33
w^*	vetor de excitação estocástica aumentado ($m+r$)	35
x	vetor de estado (n)	11
x_0	vetor de estado no instante inicial (n)	11
y	vetor de observação (l)	12
z	vetor de estado aumentado ($n+r$)	34

Gregos

Φ	matriz de transição de estado ($n \times n$)	22
v	vetor do ruído de medida (l)	12
δ	função Delta de Dirac	11
τ	tempo	11
δx	desvio do vetor de estado em relação ao vetor de estado de referência (n)	20
δu	vetor do controle de correção de desvio (p)	19
γ	matriz de funções reais ($n \times p$)	22
Γ	matriz de funções reais ($n \times m$)	22
ϵ	intervalo de tempo	35
σ^2	variância do ruído de medida	37

Operadores

$N(\bar{x}, \sigma^2)$	distribuição normal de média \bar{x} e variância σ^2	11
------------------------	---	----

Operadores (cont.)

$\frac{\partial(\cdot)}{\partial(\cdot)}$	derivada parcial	16
\dot{a}	derivada de \underline{a} em relação ao tempo	11
\hat{a}	valor estimado de \underline{a}	24
A^T	transposição do vetor ou da matriz \underline{A}	11
$E\{\cdot\}$	valor esperado	11

Subscritos

r	refere-se a valores de referência	13
k	refere-se a instante de tempo	22
i	refere-se a componente do vetor de estado	36

Dimensões

l	dimensão das observações	12
m	dimensão do ruído de excitação estocástica	11
n	dimensão do vetor de estado	11
p	dimensão do vetor de controle	11
r	dimensão do vetor de acelerações não modeladas	33

CAPÍTULO 3

Página

a_h	razão entre a força induzida no casco pela presença do leme e a força no leme	60
A_a	área de apêndice	56
A_h	área projetada longitudinal do casco	53
A_l	área projetada do leme	61
$A(\omega)$	amplitude de uma onda regular de frequência ω	75
A	coeficiente para o cálculo do espectro ITTC	81
B	comprimento de apêndice	56
B_c	dimensão transversal característica	75
B	coeficiente para cálculo do espectro ITTC	81
BHP	potência do submarino ("Brake Horse Power")	59
C_b	coeficiente de bloco do submarino	61
CD	coeficiente de arrasto	53
CL	coeficiente de sustentação	53
c_m	coeficiente experimental	51
C_p	coeficiente prismático do submarino	55
$C_s(x)$	coeficiente bidimensional de massa adicionada	52
C_z^2	coeficiente da força de arfagem de 2ª ordem	84
$d(x)$	diâmetro em cada seção do submarino	52
D	diâmetro na seção mestra do submarino	51
DL	derivada hidrodinâmica genérica (linear)	65
DNL	derivada hidrodinâmica genérica (não linear)	65
D_p	diâmetro do propulsor	58
f_a	curva característica do leme operando em água aberta	61
$f_{v\omega}$	resultante vertical da pressão em cada seção	76

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

$f_{V\omega}^1$	força vertical em cada seção (1ª ordem)	78
$f_{V\omega}^2$	força vertical em cada seção (2ª ordem)	79
\vec{F}	força resultante agente sobre o submarino	46
F_N	força normal no leme	60
F_Z^1	força de arfagem de 1ª ordem devido à onda	85
F_Z^2	força de arfagem de 2ª ordem devido à onda	85
g	aceleração da gravidade	71
G_{xyz}	sistema ortogonal de referência ligado ao submarino, com origem no centro de gravidade \underline{G}	42
G_1, G_2, G_3	funções dos esforços devidos à onda	79
G_M	função de transferência do momento de caturro sobre a amplitude de onda	80
G_Z^1	função de transferência da força de arfagem de 1ª ordem sobre a amplitude de onda	80
\vec{H}_G	quantidade de movimento angular relativa ao centro de gravidade do veículo	46
$h_{1/3}$	altura significativa de onda	81
h_M	resposta impulsiva do momento de caturro	86
h_Z	resposta impulsiva da força de arfagem de 1ª ordem	86
\vec{i}	versor associado ao eixo \underline{x}	43
\vec{I}	versor associado ao eixo x_0	43
I_{xx}	momento de inércia do submarino em relação ao eixo \underline{x}	48
I_{yy}	momento de inércia do submarino em relação ao eixo \underline{y}	48
I_{zz}	momento de inércia do submarino em relação ao eixo \underline{z}	48

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

I_{pp}	momento de inércia virtual do propulsor	49
\vec{j}	versor associado ao eixo y	43
\vec{J}	versor associado ao eixo y_0	43
J	coeficiente de avanço do propulsor	58
\vec{k}	versor associado ao eixo z	43
\vec{K}	versor associado ao eixo z_0	43
K	momento resultante de balanço	48
k	coeficiente experimental	53
k'	coeficiente de inércia adicionada de guinada	54
k_1	coeficiente de massa adicionada de avanço	51
k_2	coeficiente de massa adicionada de deriva	52
KQ	coeficiente de torque do propulsor	58
KT	coeficiente de empuxo do propulsor	58
k_0	número de onda	77
L	comprimento do submarino	51
m	massa do submarino	46
\vec{M}	momento resultante das forças externas	46
M	momento externo de caturro	48
M_R	momento hidrostático de restauração de caturro	71
$M_{\dot{q}}$	derivada hidrodinâmica	71
M_q	derivada hidrodinâmica	71
M_w	derivada hidrodinâmica	71
M_{wwq}	derivada hidrodinâmica	71
M_{qqw}	derivada hidrodinâmica	71
M_{qq}	derivada hidrodinâmica	71
M_0	momento de caturro devido à onda	76
M_{co}	momento de caturro devido à corrente	71

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

m_z	massa adicionada rotacional	55
N	momento externo de guinada agente sobre o veículo	48
$N_{\dot{r}}$	deriva hidrodinâmica	54
N_r	derivada hidrodinâmica	55
N_v	derivada hidrodinâmica	55
N_{vvr}	derivada hidrodinâmica	63
N_{rrv}	derivada hidrodinâmica	63
N_{rr}	derivada hidrodinâmica	63
n	rotação do propulsor	49
$Ox_0y_0z_0$	sistema ortogonal de referência fixo na terra, com origem em O	43
p	velocidade angular de balanço	45
p_0	pressão devido à onda	76
q	velocidade angular de caturro	45
Q	momento externo resultante sobre o propulsor	49
r	velocidade angular de guinada	45
r'	velocidade adimensional de guinada	62
$S(\omega)$	espectro de amplitude de onda	81
$S_e(\omega)$	espectro de encontro de amplitude de onda	83
S_m	superfície molhada	52
S_M	densidade espectral do momento de caturro devido à onda	83
S_Z	densidade espectral da força de arfagem de 1ª ordem devido à onda	83
t_e	coeficiente de dedução da força de empuxo do propulsor	59

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

T_E	tempo de atraso na máquina do leme	68
T_A	empuxo do propulsor em água aberta	58
T_1	período característico da onda	81
u	velocidade de avanço do submarino	45
u_c	projeção da velocidade da corrente no plano vertical (em módulo)	87
\vec{U}_G	velocidade linear do submarino	46
v	velocidade de deriva do submarino	45
V_a	velocidade de avanço do hélice	58
V_i	velocidade do submarino no início da manobra	59
v_o	velocidade de propagação da onda	75
v_r	velocidade relativa entre o veículo e o trem de ondas	82
V_l	velocidade efetiva de entrada no leme	61
w	velocidade de arfagem do submarino	45
X	força resultante na direção x	48
$X_{\dot{u}}$	derivada hidrodinâmica	51
X_{v_r}	derivada hidrodinâmica	51
x_l	coordenada longitudinal do centro da superfície de sustentação	61
x_l'	coordenada longitudinal do centro da superfície de sustentação	62
x_p	coordenada do ponto de atuação da força lateral	54
\bar{x}	braço de momento	56
x_a	coordenada longitudinal do apêndice	57
X_R	resistência ao avanço do veículo	51

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

x_{0G}	coordenada x de \underline{G} em relação a $\underline{0}$	50
Y	força resultante na direção \underline{y}	48
y_{0G}	coordenada y de \underline{G} em relação a $\underline{0}$	50
$Y_{\dot{v}}$	derivada hidrodinâmica	52
Y_{ur}	derivada hidrodinâmica	52
Y_v	derivada hidrodinâmica	53
Y_r	derivada hidrodinâmica	53
Y_{vv}	derivada hidrodinâmica	63
Y_{vr}	derivada hidrodinâmica	63
Y_{rr}	derivada hidrodinâmica	63
Z	força resultante na direção \underline{z}	48
z_{0G}	coordenada z de \underline{G} em relação a $\underline{0}$	70
Z_o	força de arfagem devido à onda	76
Z_o^1	força de arfagem de 1ª ordem (onda regular)	79
Z_o^2	força de arfagem de 2ª ordem (onda regular)	79
$Z_{\dot{w}}$	derivada hidrodinâmica	71
Z_{uq}	derivada hidrodinâmica	71
Z_w	derivada hidrodinâmica	71
Z_q	derivada hidrodinâmica	71
Z_{qq}	derivada hidrodinâmica	71
Z_{ww}	derivada hidrodinâmica	71
Z_{wq}	derivada hidrodinâmica	71
Z_{co}	força de arfagem devido à corrente	70

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

Gregos

α_c	ângulo relativo entre a direção da corrente e o ângulo de caturro do veículo	87
α_1	ângulo efetivo de entrada no leme	62
β	ângulo de deriva do submarino	62
β_1	ângulo de deriva do leme	62
δ	ângulo de deflexão do leme (efetivo)	61
δ^*	ângulo de deflexão do leme (comandado)	68
γ	coeficiente de retificação do escoamento	62
γ_0	ângulo de referência	78
θ	ângulo de caturro	44
ψ	ângulo de rumo	44
ϕ	ângulo de balanço	44
λ_1	razão de aspecto do leme	62
λ_a	razão de aspecto do apêndice	56
ρ	densidade da água	52
θ_e	ângulo de encontro	82
λ_0	comprimento de onda	75
ω	frequência angular de onda	75
ω_e	frequência angular de encontro	83
ω_{est}	coeficiente médio de esteira do submarino	58
ϕ_ω	potencial total de onda	76
ϕ_I	potencial incidente de onda	76
ϕ_D	potencial difratado de onda	76
ϕ_Z	ângulo de fase entre a onda incidente e a força de arfagem no veículo	79

Gregos (cont.)

Φ_M	ângulo de fase entre a onda incidente e o momento de caturro no veículo	79
$\vec{\Omega}$	vetor velocidade de rotação instantânea	47
Δz	diferença de cota entre o centro de gravidade e o centro de carena do submarino	71

Operadores

$\frac{\partial(\cdot)}{\partial(\cdot)}$	derivada párcial	53
$ \cdot $	valor absoluto	63
$ a / \underline{\phi}$	número complexo de módulo <u>a</u> e fase <u>ϕ</u>	80
$\nabla(\cdot)$	gradiente	76
$F[.]$	transformada de Fourier	49
\int	integral	52
\dot{a}	derivada de <u>a</u> em relação ao tempo	47
$a \wedge b$	produto vetorial entre os vetores <u>a</u> e <u>b</u>	47

Subscritos

c	refere-se ao casco nu	49
p	refere-se ao propulsor	49
l	refere-se ao leme	49
a	refere-se aos apêndices	49
M	refere-se à máquina principal	49

CAPÍTULO 3 (cont.)

Página

Subscritos (cont.)

o	refere-se à onda	70
co	refere-se à corrente	70
NE	refere-se ao navio equivalente	65
SUB	refere-se ao submarino	65
VELA	refere-se à vela	69
LV	refere-se ao leme vertical	69
LHV	refere-se ao leme horizontal de vante	73
LHR	refere-se ao leme horizontal de ré	73

CAPÍTULO 4

Página

a_{nma}	aceleração não modelada de arfagem	99
a_{nmc}	aceleração não modelada de caturro	99
A	matriz (4x4)	94
A_c	matriz (4x4)	103
A_f	matriz (6x6)	99
A_f'	matriz (6x6)	101
B	matriz (4x2)	94
B_c	matriz (4x2)	103
B_f	matriz (6x2)	99
D	vetor dos esforços externos (4)	94
g	aceleração da gravidade	97
h	erro em profundidade	97
H_o	profundidade desejada	97
I_{yy}	momento de inércia relativo ao eixo y	94
\bar{L}	matriz de ganhos (4x2)	92
m	massa do veículo	94
M	matriz diagonal (4x4)	94
M^*	matriz diagonal (6x6)	99
M_l	momento de caturro devido aos lemes	95
M_o	momento de caturro devido à onda	95
$M_{\dot{w}}$	derivada hidrodinâmica	94
$M_{\dot{q}}$	derivada hidrodinâmica	94
M_w	derivada hidrodinâmica	94
M_q	derivada hidrodinâmica	94
M_{θ}	derivada hidrodinâmica	94
M_{qq}	derivada hidrodinâmica	102
M_{qqw}	derivada hidrodinâmica	102

CAPÍTULO 4 (cont.)

Página

M_{wwq}	derivada hidrodinâmica	102
p	pressão	97
q	velocidade angular de caturro	94
Q	matriz de peso (4x4)	103
R	matriz de peso (2x2)	103
t	tempo	94
T_m	intervalo de mergulho	106
T_d	intervalo de descida	106
T_r	intervalo de retomada	106
u	velocidade de avanço (quando se encontra nas matrizes A , A_c , A_f ou A_f')	94
u	vetor de controle (2)	94
u_r	vetor de controle de referência (2)	103
w	velocidade de arfagem	94
x	vetor de estado	94
\hat{x}	vetor de estado estimado (4 ou 6)	103
x_f	vetor de estado (modelo de TRABALHO) (4 ou 6)	99
y	observação simulada	98
y_d	observação determinística	98
z	medida da profundidade	97
Z_1	força de arfagem devida aos lemes	95
Z_0	força de arfagem devida à onda	95
Z_w	derivada hidrodinâmica	94
Z_w	derivada hidrodinâmica	94
Z_q	derivada hidrodinâmica	94
Z_{wq}	derivada hidrodinâmica	102
Z_{qq}	derivada hidrodinâmica	102
Z_{ww}	derivada hidrodinâmica	102

Gregos

δ_1	deflexão do leme horizontal de vante	94
δ_2	deflexão do leme horizontal de ré	94
δu	vetor de controle de correção do desvio (2)	103
δx_c	vetor de desvio entre o estado estimado e o de referência (4)	103
δ_m	deflexão do leme na fase de mergulho	106
δ_d	deflexão do leme na fase de descida	106
σ	desvio padrão das medidas do sensor	98
β_a	coeficiente de correlação ao longo do tempo da aceleração não modelada de arfagem	100
β_c	coeficiente de correlação ao longo do tempo da aceleração não modelada de caturro	100
η	número aleatório situado entre -0,20 e 0,20	100
θ	ângulo de caturro do veículo	94
θ_{max}	máximo ângulo de trim aceitável durante a manobra	106

CAPÍTULO 5**Página**

a_1	amplitude máxima do movimento de 1ª ordem	128
a_2	amplitude máxima do movimento de 2ª ordem	128
A_c	matriz (4x4)	141
B_c	matriz (4x2)	141
CVP	covariância do erro estimado das variáveis de posição	130
CVV	covariância do erro estimado das variáveis de velocidade	131
h	erro em profundidade	129
\bar{L}	matriz de ganhos (2x4)	142
N	número de observações por intervalo de controle	179
NA	número de passos da simulação	163
OVC	sobre-elevação de caturro	162
OVP	sobre-elevação de profundidade	162
P_{ij}	elemento ij da diagonal da matriz de covariância do erro de estimação	130
PF	profundidade final	162
q	velocidade angular de caturro	131
q_1	amplitude máxima da velocidade angular de caturro	131
Q	matriz de peso (4x4)	140
QVP	valor quadrático do erro "real" de estimação das variáveis de posição	130
QVV	valor quadrático do erro "real" de estimação das variáveis de velocidade	131
R	matriz de peso (2x2)	140
r_a	relação entre os valores estimado e "real" das acelerações não modeladas	132
r_e	relação entre os valores estimado e "real" do erro em profundidade	132

CAPÍTULO 5 (cont.)

Página

RMSE	valor RMS do erro em profundidade	129
RMSEP	valor RMS do erro de estimação do erro em profundidade	163
RMSP	valor RMS do ângulo de caturro	129
RMSR	valor RMS da deflexão do leme de ré	130
RMSV	valor RMS da deflexão do leme de vante	130
T	período de duração da manobra	129
t_a	atraso entre a resposta "real" e estimada das acelerações não modeladas	132
t_e	atraso entre a resposta "real" e estimada do erro em profundidade	132
TC	tempo de cálculo do controle	207
TCO	tempo de envio dos sinais de controle	207
TE	tempo de estimação	207
TGT	tempo de geração da trajetória de referência	207
TT	tempo total	206
T_m	período de mergulho	169
T_d	período de descida	169
T_r	período de retomada	169
u_c	velocidade da corrente	164
w	velocidade de arfagem	131
w_1	amplitude máxima da velocidade de arfagem	131
x_0	vetor de estado inicial	137

Gregos

α	fator de normalização	130
α_c	ângulo de incidência da corrente	164
β	fator de normalização	131
θ	ângulo de caturro	129
θ_1	amplitude máxima do ângulo de caturro	129
ω_1	frequência angular do movimento de 1ª ordem	128
δ_d	deflexão dos lemes na fase de descida	169
δ_m	deflexão dos lemes na fase de mergulho	169
λ_i	autovalor	142
σ_0	desvio padrão do instrumento de medida	180

L I S T A D E F I G U R A S

	Página
Figura 2.1 - Ilustração do Controlador Estocástico	15
Figura 2.2 - Esquema de Medidas da Variável x_j	36
Figura 3.1 - Perfil Lateral do Veículo	40
Figura 3.2 - Sistemas de Referência	42
Figura 3.3 - Orientação do Submarino no Espaço	44
Figura 3.4 - Velocidades do Submarino	45
Figura 3.5 - Esquema dos Esforços Introduzidos no Submarino Pelas Superfícies de Controle	60
Figura 3.6 - Ilustração da Interferência entre o Leme e o Casco	61
Figura 3.7 - Ilustração do Método das Imagens	64
Figura 3.8 - Veículo Sujeito a um Trem de Ondas Regulares	75
Figura 3.9 - Seção Transversal (genérica) do Veículo	79
Figura 3.10 - Ilustração da Velocidade de Encontro	82
Figura 3.11 - Geração de uma Amostra dos Esforços Devidos à Onda	85
Figura 3.12 - Ilustração do Veículo Sujeito a Corrente	87
Figura 4.1 - Operação de um Piloto Automático a Bordo do Veí- culo	90
Figura 4.2 - Esquema da Avaliação do Piloto Automático	91
Figura 4.3 - Trajetória Típica de uma Manobra de Mudança de Profundidade	106

LISTA DE FIGURAS (cont.)	Página
Figura 4.4 - Diagrama de Blocos do Piloto Automático	110
Figura 5.1 - Trajetória Típica de uma Manobra de Giro	119
Figura 5.2 - Evolução das Velocidades de Translação e Rotação Durante a Manobra de Giro	119
Figura 5.3 - Comparação entre os Raios de Giro Obtidos com o Modelo Linear e Resultados de Prova de Mar	121
Figura 5.4 - Comparação entre os Raios de Giro Obtidos com o Modelo não Linear e Resultados de Prova de Mar	121
Figura 5.5 - Deflexão dos Lemes durante a Manobra de Recuperação	124
Figura 5.6 - Deflexão dos Lemes durante a Manobra de Descida	124
Figura 5.7 - Manobra de Recuperação - Profundidade	125
Figura 5.8 - Manobra de Recuperação - Ângulo de Caturro	125
Figura 5.9 - Manobra de Descida - Profundidade	126
Figura 5.10 - Manobra de Descida - Ângulo de Caturro	126
Figura 5.11 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 1,8 m	134
Figura 5.12 - Mar Calmo - Amostra da Amplitude de Onda	134
Figura 5.13 - Mar Calmo - Amostra da Força de Arfagem	135
Figura 5.14 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 3,0 m	136
Figura 5.15 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 5,0 m	137
Figura 5.16 - Veículo Sem Controle - Erro em Profundidade	139
Figura 5.17 - 1º Teste - Evolução do Erro em Profundidade	146
Figura 5.18 - 1º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	146
Figura 5.19 - 1º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante	148
Figura 5.20 - 1º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré	148
Figura 5.21 - 1º Teste - Análise do Estimador - Posição	149
Figura 5.22 - 1º Teste - Análise do Estimador - Velocidade	149
Figura 5.23 - 1º Teste - Evolução da Aceleração não Modelada de Arfagem	150

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Página

Figura 5.24 - 1º Teste - Evolução da Aceleração não Modelada de Caturro	150
Figura 5.25 - 2º Teste - Evolução do Erro em Profundidade	153
Figura 5.26 - 2º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	153
Figura 5.27 - 2º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante	154
Figura 5.28 - 2º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré	154
Figura 5.29 - 3º Teste - Evolução do Erro em Profundidade	158
Figura 5.30 - 3º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	158
Figura 5.31 - 3º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante	159
Figura 5.32 - 3º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré	159
Figura 5.33 - Veículo Sem Controle - Trajetória	167
Figura 5.34 - Veículo Sem Controle - Profundidade	167
Figura 5.35 - Veículo Sem Controle - Ângulo de Caturro	168
Figura 5.36 - Seleção da Trajetória de Referência - Trajetória	170
Figura 5.37 - Seleção da Trajetória de Referência - Deflexão do Leme de Vante	171
Figura 5.38 - Seleção da Trajetória de Referência - Deflexão do Leme de Ré	171
Figura 5.39 - Seleção da Trajetória de Referência - Profundidade	172
Figura 5.40 - Seleção da Trajetória de Referência - Ângulo de Caturro	172
Figura 5.41 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica Z_w	174
Figura 5.42 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica Z_q	174
Figura 5.43 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica M_w	175
Figura 5.44 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica M_q	175
Figura 5.45 - Seleção do Controlador - Profundidade	176
Figura 5.46 - Seleção do Controlador - Ângulo de Caturro	176

LISTA DE FIGURAS (cont.)	Página
Figura 5.47 - Comparação Gráfica Entre os Valores RMSEP Obtidos com os Diversos Filtros de Estimação	180
Figura 5.48 - 1º Teste - Trajetória	181
Figura 5.49 - 1º Teste - Evolução da Profundidade	183
Figura 5.50 - 1º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	183
Figura 5.51 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Comandada do Leme de Vante	185
Figura 5.52 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Comandada do Leme de Ré	185
Figura 5.53 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Total de Vante	186
Figura 5.54 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Total de Ré	186
Figura 5.55 - 1º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais	187
Figura 5.56 - 1º Teste - Análise do Estimador - Profundidade	188
Figura 5.57 - 1º Teste - Análise do Estimador - Ângulo de Caturro	188
Figura 5.58 - 2º Teste - Trajetória	189
Figura 5.59 - 2º Teste - Evolução da Profundidade	191
Figura 5.60 - 2º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	191
Figura 5.61 - 2º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Vante	193
Figura 5.62 - 2º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Ré	193
Figura 5.63 - 2º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais	194
Figura 5.64 - 3º Teste - Trajetória	195
Figura 5.65 - 3º Teste - Evolução da Profundidade	196
Figura 5.66 - 3º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro	196
Figura 5.67 - 3º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Vante	198

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Página

Figura 5.68 - 3º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Ré	198
Figura 5.69 - 3º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais	199
Figura 5.70 - Teste do Protótipo - Esquema da Implementação	200
Figura 5.71 - Teste do Controlador - Desvio em Profundidade	203
Figura 5.72 - Teste do Controlador - Desvio em Ângulo de Capturo	203
Figura 5.73 - Teste do Controlador - Controle de Correção de Desvio de Vante (simulado)	203
Figura 5.74 - Teste do Controlador - Controle de Correção de Desvio de Ré (simulado)	203
Figura 5.75 - Teste do Controlador - Resposta do Microcomputador	204
Figura B.1 - Derivada Y_v	220
Figura B.2 - Derivada Y_r	220
Figura B.3 - Derivada N_v	220
Figura B.4 - Derivada N_r	220
Figura B.5 - Derivada Y_{vv}	221
Figura B.6 - Derivada Y_{vr}	221
Figura B.7 - Derivada Y_{rr}	221
Figura B.8 - Derivada N_{rr}	222
Figura B.9 - Derivada N_{vvr}	222
Figura B.10 - Derivada N_{rrv}	222
Figura C.1 - Seção Transversal do Veículo	226

LISTA DE TABELAS

	Página
Tabela 5.1 - Características Principais do Submarino	117
Tabela 5.2 - Comparação entre os Raios de Giro obtidos por Simulação e através de Prova de Mar	122
Tabela 5.3 - Comparação entre as Velocidades Angulares de Guinada obtidas por Simulação e através de Prova de Mar	122
Tabela 5.4 - Comparação dos Diversos Filtros de Estimação	179
Tabela C.1 - Valores de G1 e G3	228
Tabela C.2 - Valores de C_1	231

C A P Í T U L O 1

I D E N T I F I C A Ç Ã O D O P R O B L E M A

1.1. I N T R O D U Ç Ã O

Um corpo submerso que exercita uma determinada missão no meio marinho está sujeito a forças e momentos que tendem a desviá-lo da trajetória necessária para cumprir a referida missão.

Para contrabalançar estes efeitos perturbadores os submarinos dispõem de superfícies de controle (chamadas de lemes) cuja deflexão gera forças e momentos sobre o veículo. O acionamento destes lemes pode ser realizado de maneira manual ou automática.

Um Sistema de Guiagem Automática (SGA) também chamado de Piloto Automático, age nas mencionadas superfícies de controle, com base em informações provenientes de sensores convenientemente dispostos ao longo do veículo, segundo funções instaladas em um computador de bordo, de modo que o veículo possa cumprir uma missão pré-especificada, quando sujeito a perturbações externas (ondas, correntes).

A necessidade de um SGA para um submarino advém dos requisitos da missão que se deseja cumprir.

Os recentes avanços na tecnologia de prospecção de petróleo em mar aberto, trouxeram consigo a necessidade de inspeção e reparo nas estruturas das plataformas, em profundidades que mergulhadores não conseguem atingir. Por este motivo, empresas petrolíferas e navais têm desenvolvido, nos últimos anos, submarinos de pequeno porte, que levam a bordo câmeras de televisão e braços mecânicos, que viabilizam o cumprimento das missões citadas acima. Nestes veículos o controle é realizado através de um SGA de bordo ou, até mesmo, de um sistema instalado fora do veículo, que envia sinais de controle remoto ao mesmo.

Em submarinos militares, até bem pouco tempo atrás, o manejo dos controles era realizado manualmente, através de um piloto humano.

Um submarino convencional possui um par de lemes horizontais situados avante da seção mestra e outros dois situados a ré da mesma. Estes lemes permitem efetuar manobras de mudança de profundidade. Além destes, o veículo possui um par de lemes verticais situados a ré da seção mestra do mesmo, que permite a realização de manobras no plano horizontal.

Com esta configuração de mecanismos de controle é fácil verificar que o seu acionamento resultava em um gasto considerável de homens-hora, já que era colocado um operador no manejo de cada par de lemes horizontais, um outro no manejo dos lemes verticais e mais um supervisionando os três. O acionamento dos lemes horizontais ocupava dois operadores, um, acionando os lemes horizontais de vante, controlava a profundidade, enquanto o outro, acionando os lemes de ré, controlava o ângulo de trim do submarino. Deste modo, para que qual-

quer manobra no plano vertical fosse levada a cabo com eficiência, era necessário que os timoneiros fossem peritos e trabalhassem em perfeita coordenação. Em submarinos construídos recentemente, o que se encontra, são os sistemas de controle acionados por um único operador, chamados de "One Man Control". Muitos desses sistemas possuem dispositivos de pilotagem automática.

Os sistemas de controle acionados por um único operador utilizam comandos do tipo "manche" de avião para atuação dos lemes horizontais e verticais. Ao se movimentar o manche para frente ou para trás, são acionados os lemes horizontais. Ao se movimentar o volante do manche para a direita ou para a esquerda é acionado o leme vertical.

A função dos pilotos-automáticos é substituir esse único operador e movimentar as superfícies de controle de modo a cumprir objetivos de controle especificado.

O projeto de um SGA deve tomar como ponto de partida os requisitos da missão. Entretanto, estes não serão de modo algum suficientes para determinar uma única solução para cada elemento (ou subsistema) do SGA. A grande variedade de procedimentos existentes (e as possíveis de virem a existir para cada um deles) impõe um estudo acurado das vantagens e desvantagens, facilidades e limitações, utilidades e aplicações de cada um com vistas ao seu emprego adequado.

A possibilidade de construção de um submarino brasileiro, seja de pequeno porte para inspeção de plataformas petrolíferas, seja para fins militares, sugere o desenvolvimento de uma pesquisa de modelagem, projeto, simulação e construção de um protótipo de um SGA.

1.2. RESUMO BIBLIOGRÁFICO

Os estudos relativos à manobrabilidade e controle de embarcações têm assumido papel de importância crescente na construção naval.

Inicialmente, a menos de poucas exceções, as dimensões das embarcações eram determinadas a partir de requisitos tais como, "deadweight", velocidade etc. As características de manobrabilidade eram consideradas apenas no dimensionamento do leme.

Nos últimos anos, porém, tem-se verificado uma tendência ao crescimento das dimensões dos navios, conjuntamente com modificações das formas dos cascos. Em vista disso, a avaliação da capacidade de manobra das embarcações, já na fase de projeto, tem-se apresentado como fundamental [1].

Dentro desse quadro, têm sido realizados vários estudos na área de manobrabilidade de embarcações, havendo a respeito extensa bibliografia.

Sotelo [2] estudou a questão da modelagem do timoneiro sob o enfoque da Teoria de Controle Moderno, resolvendo um problema de controle ótimo, por processo numérico, com o objetivo de obter uma função de controle do leme similar àquela executada por controlador humano ao conduzir embarcação em canal.

Cruz [3] desenvolveu um piloto automático para embarcações de superfície, com emprego de conceitos de controle estocástico, sendo o movimento de embarcação descrito através do modelo clássico das derivadas hidrodinâmicas proposto por Abkowitz [4].

Viana [5] elaborou um modelo para análise da trajetória e do controle automático de um submarino, empregando um modelo linear para o movimento do veículo. Mostra-se que dito modelo não permite representar, com precisão, alguns tipos de manobra. Para avaliar o desempenho do piloto automático seria melhor a utilização de um modelo não linear.

Bildberg [6] examina a utilização dos microprocessadores em veículos autônomos não tripulados. Analisa-se o impacto deste advento sobre a capacidade das missões e os avanços na comunicação, navegação e controle do veículo.

Russell et alii [7] apresentam a descrição de um procedimento de simulação para investigar o movimento de um submersível não tripulado em seis graus de liberdade. O veículo é controlado remotamente em tempo real por meio de um operador, que envia os sinais de controle para o computador, por meio de manches ("joysticks"), enquanto observa o movimento do veículo em um terminal de vídeo.

Summey et alii [8] apresentam métodos teórico-empíricos para o cálculo de coeficientes hidrodinâmicos de veículos submersos e aplicam estas técnicas no projeto, fabricação e teste de um veículo submersível rebocado.

Carmichael et alii [9] descrevem o ROBOT II, um submarino não tripulado, cuja missão principal é inspeção e comunicação. O submarino opera sob a supervisão de um microcomputador baseado no microprocessador Z80, cujas tarefas são: piloto automático, controle dos tanques de lastro e controle de comunicações. O sistema é capaz de responder a uma série de comandos recebidos da base em terra firme.

A descrição sobre a dinâmica e os sistemas de controle para outros veículos submarinos não tripulados pode ser encontrada nos trabalhos de Nodland et alli [10], Glynn et alli [11], Hattori [12] e Nomoto [13].

Alguns destes veículos são dotados de manipuladores para recolhimento de material do fundo do oceano ou para reparos em estruturas oceânicas. Trabalhos sobre manipuladores podem ser encontrados em Collins [14], Iwanowski [15], Yoerger [16] e Eppig [17].

Russell et alli [18] apresentam um sistema de controle para um veículo não tripulado. É descrita uma estratégia de controle e guiagem, baseada em prioridades que definem níveis hierárquicos de controle para satisfazer os vários objetivos do controlador.

Kazerooni [19] apresenta um procedimento para simulação de veículos submersíveis e caracteriza várias tarefas de controle automático do veículo, entre as quais pode-se citar o acompanhamento do fundo do oceano, isto é, guiagem do veículo a uma distância constante de um dado contorno sólido.

Humpreys [20] apresenta uma revisão sobre o estado da arte de dinâmica de veículos oceânicos. É dada ênfase aos métodos de predição dos coeficientes hidrodinâmicos do veículo.

Inoue [21] descreve o sistema de controle utilizado no veículo submersível ROBOT II. O sistema de controle foi desenvolvido utilizando técnicas de controle ótimo sobre um sistema linearizado, visando manter o submarino em trajetória retilínea, em velocidade de curso constante.

Gueler [22] apresenta um procedimento para simulação de manobras de navios de superfícies baseado em um modelo não linear que inclui efeitos de balanço e do propulsor.

Gueler [23] apresenta uma versão inicial de um piloto automático para manutenção de profundidade de submarinos.

Gueler [24] apresenta um esboço do Método do Navio Equivalente (MNE) para determinação de coeficientes hidrodinâmicos de submarinos.

O presente trabalho pretende utilizar parte das conclusões e resultados desses trabalhos do autor, de modo a estabelecer um procedimento global para modelagem, análise e síntese de sistemas de guiagem e controle de veículos submersíveis.

1.3. OBJETIVO DO TRABALHO

Para o desenvolvimento de um SGA é necessário estabelecer o tipo de missão que o veículo precisa levar a cabo.

No caso de submarinos convencionais, existem dois objetivos básicos. O primeiro, chamado de "manutenção da cota periscópio" consiste em controlar o veículo, de modo que o mesmo permaneça navegando a uma dada profundidade constante, perto da superfície livre do mar, sujeito às perturbações de natureza estocástica, forças e momentos provenientes das ondas do mar. Desta forma o submarino consegue içar as tubulações de admissão e descarga para utilização dos motores Diesel, enquanto as baterias elétricas são recarregadas.

O submarino, além de manter-se na profundidade desejada, deve permanecer com ângulos de caturro ("pitch") pequenos para não provocar desconforto na tripulação.

A segunda missão consiste na mudança de profundidade do submersível, controlada automaticamente de modo que o mesmo efetue uma mudança de cota pré-fixada pelo operador, estando o veículo sujeito a perturbação externa, representada pela corrente marinha.

O submarino deve realizar esta manobra segundo uma trajetória adequada, de modo a evitar ângulos de caturro e erros de profundidades ("overshoots") excessivos.

São desenvolvidos procedimentos de modelagem, simulação e controle e implementado um conjunto de algoritmos que permitem modelar, testar e analisar o SGA.

Um objetivo final é a implementação do "hardware" necessário para o estabelecimento do piloto automático, de modo a sintetizar as idéias do trabalho em um produto de engenharia.

Este objetivo é atingido com a construção de um protótipo do piloto automático que consiste de um microprocessador digital, memórias (onde foi gravada parte do "software" explicitado acima) e uma interface analógica compatível com os sinais provenientes dos sensores e enviados aos atuadores.

1.4. LINHAS GERAIS DO TRABALHO

O capítulo 2 descreve as técnicas de controle e estimação

utilizadas no presente trabalho. O capítulo 3 trata da modelagem matemática da dinâmica do submarino e das perturbações estocásticas agentes (onda e corrente).

O capítulo 4 mostra a implementação do piloto automático descrevendo os blocos componentes do sistema. É ilustrada a implementação do "software" no microcomputador e citados os detalhes construtivos do "hardware" (protótipo baseado em microcomputador). No capítulo 5 são mostrados os resultados obtidos para validação do modelo matemático de manobrabilidade, resultados de diversas manobras com o SGA e resultados com o microcomputador.

No capítulo final são resumidas as conclusões e desenvolvimentos futuros deste trabalho.

C A P Í T U L O 2

FUNDAMENTOS TEÓRICOS E PROCEDIMENTOS UTILIZADOS

2.1. INTRODUÇÃO

O objetivo deste capítulo é a apresentação das técnicas de controle e estimação necessárias ao projeto do sistema de guiagem automática do submarino.

São formulados inicialmente os problemas de controle e estimação envolvidos no projeto do piloto automático. Em termos de controle eles correspondem aos problemas de **regulagem** e **traqueamento** (acompanhar trajetória de referência)

A seguir são mostrados os conceitos básicos da Teoria de Controle, utilizados para a resolução dos problemas já citados. Estes conceitos começam pelo Princípio da Separação, que subdivide o problema global de controle de sistemas estocásticos em um problema de controle e outro de estimação de estados. Estes problemas são estudados e desenvolvidas suas soluções.

2.2. FORMULAÇÃO DOS PROBLEMAS

2.2.1. REGULADOR ÓTIMO

Este problema consiste na determinação do controle necessário para manter um sistema em um estado desejado, sob o efeito de perturbações estocásticas, a partir da observação de certas variáveis do sistema, afetadas por ruído de medida. A formulação do problema é a seguinte[25]:

Considere-se o sistema:

$$\dot{x}(t) = F(x(t), u(t), t) + G(t) \cdot w(t) \quad , \quad t > t_0 \quad (2.1)$$

$$x(t_0) = x_0$$

onde:

$x(t)$ é o vetor, de dimensão n , das variáveis de estado;

$\dot{x}(t)$ é a derivada de $x(t)$ em relação ao tempo;

$x(t_0)$ é um vetor, de dimensão n , de variáveis aleatórias, com distribuição normal, de média $\hat{x}(t_0)$ e matriz de covariância ($n \times n$) $P(t_0)$; com este significado é utilizada a seguinte notação: $x(t_0) \sim N(\hat{x}(t_0), P(t_0))$;

$u(t)$ é o vetor de controle, de dimensão p ;

$F(x(t), u(t), t)$ é uma função vetorial, de dimensão n , de funções reais não lineares; admite-se que estas funções sejam continuamente diferenciáveis em todos seus argumentos;

$G(t)$ é uma matriz, de dimensão $n \times m$, de funções contínuas;

$w(t)$ é o vetor de excitação estocástica, de dimensão m . Trata-se de um ruído branco gaussiano com as seguintes propriedades:

$$E\{w(t)\} = 0$$

$$E\{w(t) \cdot w^T(\tau)\} = Q(t) \cdot \delta(t - \tau)$$

isto é, $w(t) \sim N(0, Q(t))$;

$Q(t)$ é a matriz de densidade espectral, de dimensão $m \times m$, associada a $w(t)$, semidefinida positiva;

$\delta(t)$ é a função delta de Dirac;

$E\{.\}$ é o operador expectativa.

Considere-se as observações do sistema dadas por:

$$y(t) = h(x(t), t) + v(t) \quad , \quad t > t_0 \quad (2.2)$$

onde:

$y(t)$ é o vetor das observações, de dimensão l ;

$h(x(t), t)$ é uma função vetorial, de dimensão l , de funções reais não lineares; admite-se que estas funções sejam continuamente diferenciáveis em todos seus argumentos;

$v(t)$ é o vetor do ruído de medida, de dimensão l . Trata-se de um ruído branco gaussiano, com as seguintes propriedades:

$$E\{v(t)\} = 0$$

$$E\{v(t) \cdot v^T(\tau)\} = R(t) \cdot \delta(t-\tau)$$

isto é, $v(t) \sim N(0, R(t))$;

$R(t)$ é a matriz de covariância do ruído de medida, de dimensão $l \times l$, semidefinida positiva.

O Problema do **Regulador Ótimo Estocástico** consiste em encontrar o funcional

$$u(t) = f[y(\tau), t_0 \leq \tau \leq t] \quad , \quad t_0 \leq t \leq t_f \quad (2.3)$$

que minimize o índice de desempenho probabilístico:

$$ID_{p1} = E \left\{ \int_{t_0}^{t_f} \left[x^T(t) \cdot R_3(t) \cdot x(t) + u^T(t) \cdot R_2(t) \cdot u(t) \right] \cdot dt + x^T(t_f) \cdot P_1 \cdot x(t_f) \right\} \quad (2.4)$$

onde:

$R_3(t)$ é uma matriz simétrica, semidefinida positiva, de dimensão $n \times n$;

$R_2(t)$ é uma matriz definida positiva, de dimensão $p \times p$;

P_1 é uma matriz semi-definida positiva, de dimensão $n \times n$.

A escolha das matrizes $R_3(t)$, $R_2(t)$ e P_1 define o compromisso entre o desempenho do sistema, a amplitude de controle e o erro terminal, e devem ser arbitradas pelo projetista do sistema de controle, tendo em vista o desempenho requerido e as restrições impostas ao mesmo.

2.2.2. TRAQUEAMENTO

O segundo tipo de problema a ser analisado é o de acompanhamento de uma trajetória de referência ("tracking").

Considere-se o sistema representado pelas equações (2.1) e (2.2).

Admita-se também a existência de uma trajetória de referência, cuja dinâmica é regida através de:

$$\dot{x}_r(t) = F_r(x_r(t), u_r(t), t), \quad t > t_0 \quad (2.5)$$

onde:

$x_r(t)$ é o vetor de referência, de dimensão n ;

$F_r(x_r(t), u_r(t), t)$ é uma função vetorial de dimensão n , de funções reais não lineares; admite-se que estas funções sejam continuamente diferenciáveis em todos os seus argumentos;

$u_r(t)$ é o vetor de controle de referência, de dimensão p .

O problema de traqueamento consiste na escolha do funcional:

$$u(t) = f_r[y(\tau), x_r(\tau), t_0 \leq \tau \leq t], \quad t_0 \leq t \leq t_f \quad (2.6)$$

que minimize o índice de desempenho:

$$ID_{p2} = E \left\{ \int \left[[x(t) - x_r(t)]^T \cdot R'_3(t) \cdot [x(t) - x_r(t)] + u^T(t) \cdot R'_2(t) \cdot u(t) \right] dt \right\} \quad (2.7)$$

onde:

$R'_3(t)$ é uma matriz simétrica definida positiva de dimensão $n \times n$;

$R'_2(t)$ é uma matriz definida positiva de dimensão $p \times p$;

Em outras palavras, deseja-se obter o controle de forma a minimizar os desvios do sistema em relação à trajetória de referência.

2.3. PRINCÍPIO DA SEPARAÇÃO

Para solução dos problemas de controle estocástico propostos, será utilizado o Princípio da Separação [26]. Este princípio estabelece que a solução do problema de controle ótimo estocástico é obtida pela aplicação da solução do controle ótimo determinístico sobre a estimativa do estado $\hat{x}(t)$

$$u(t) = L(t)\hat{x}(t) \quad (2.8)$$

O problema de controle ótimo estocástico apresenta-se assim composto de dois subproblemas: o problema de estimação e o problema de controle.

A figura 2.1. ilustra a aplicação do Princípio da Separação a um sistema dinâmico.

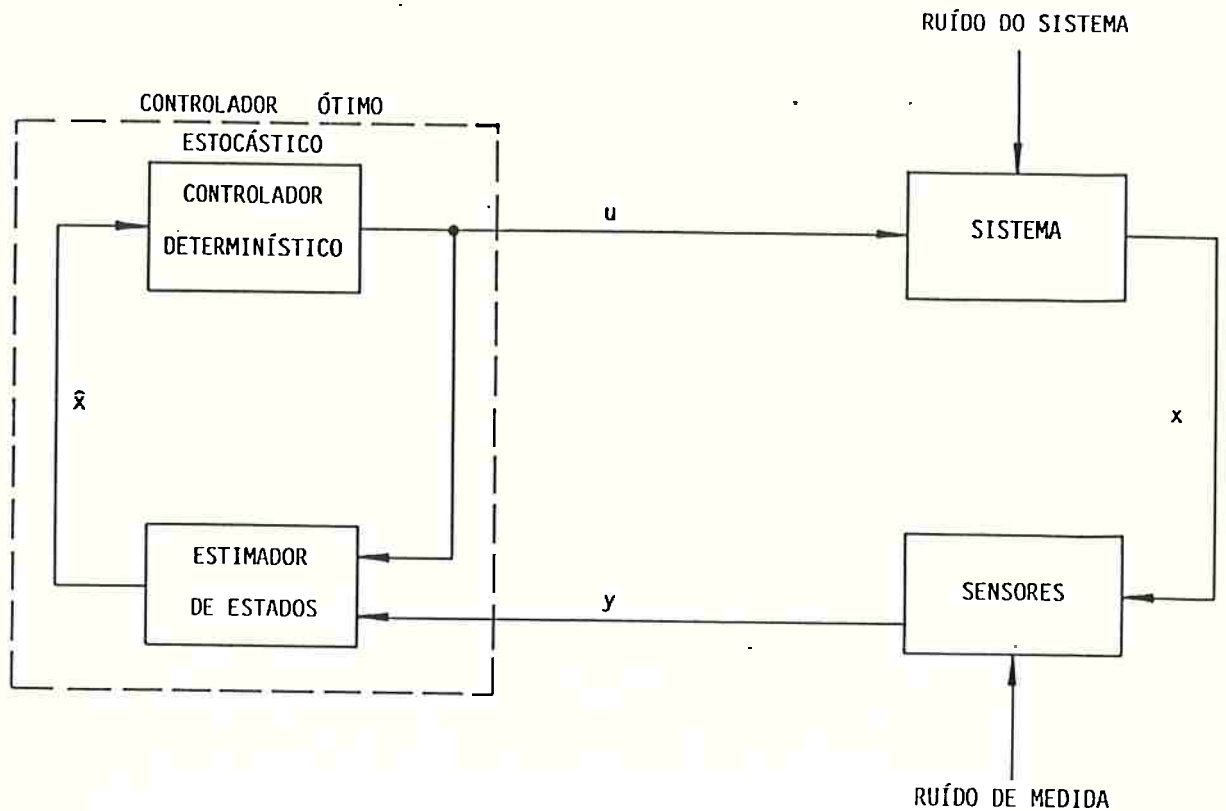


Figura 2.1 - Ilustração do Controlador Estocástico

O Princípio da Separação é geralmente associado a sistemas estocásticos lineares gaussianos com índice de desempenho quadráticos. Entretanto, demonstra-se que, para outras formas de índices de desempenho e ruídos não gaussianos, também se aplica uma forma do Princípio da Separação [26] [27].

2.4. SOLUÇÃO DO PROBLEMA DE CONTROLE ÓTIMO

2.4.1. SOLUÇÃO DO REGULADOR

Considere-se o sistema determinístico correspondente à equação (2.1):

$$\dot{x}(t) = F(x(t), u(t), t) \quad (2.9)$$

Efetuada-se a linearização do modelo, para aplicação dos métodos de controle, tem-se:

$$\dot{x}(t) = A(t).x(t) + B(t).u(t) \quad (2.10)$$

$$x(t_0) = x_0$$

onde:

$A(t)$ é uma matriz $n \times n$, de funções reais contínuas, definida através de:

$$A(t) = \left. \frac{\partial F(x(\tau), u(\tau), \tau)}{\partial x} \right|_{\tau = t} \quad (2.11)$$

$B(t)$ é uma matriz $n \times p$, de funções reais contínuas, definidas através de

$$B(t) = \left. \frac{\partial F(x(\tau), u(\tau), \tau)}{\partial u} \right|_{\tau = t} \quad (2.12)$$

O índice de desempenho escalar a ser minimizado é:

$$ID_1 = x^T(t_f).P_1.x(t_f) + \int_{t_0}^{t_f} \left[x^T(t).R_3(t).x(t) + u^T(t).R_2(t).u(t) \right] dt \quad (2.13)$$

A solução do problema definido pelas equações (2.10) e (2.13) é obtida pela realimentação de estados:

$$u(t) = L(t).x(t) \quad (2.14)$$

onde:

$L(t)$ é a matriz dos ganhos, de dimensão $p \times n$, de funções reais, contínuas, dada por:

$$L(t) = R_2^{-1}(t) \cdot B^T(t) \cdot S(t) \quad (2.15)$$

onde:

$S(t)$ é solução da equação de Riccati [28]

$$\begin{aligned} \dot{S}(t) = & -A^T(t)S(t) - S(t)A(t) + S(t)B(t)R_2(t)B^T(t)S(t) - \\ & - R_3(t) \end{aligned} \quad (2.16)$$

$$S(t_f) = P_1 \quad (2.17)$$

Demonstra-se [25] que a integração da equação acima, de forma regressiva ("backwards") de um sistema invariante controlável conduz a uma solução de regime \bar{L} :

$$\bar{L} = R_2 B^T \bar{S} \quad (2.18)$$

$$-A^T \bar{S} - \bar{S}A + \bar{S}B R_2 B^T \bar{S} - R_3 = 0 \quad (2.19)$$

Existem vários métodos numéricos para integração de Riccati [25], [29]. O método a ser utilizado no presente trabalho é o de Newton, via matriz sinal [30] que fornece a solução de regime \bar{L} sem efetuar a integração da equação de Riccati. O procedimento de cálculo utilizado é mostrado no apêndice [A].

2.4.2. SOLUÇÃO DO TRAQUEAMENTO

Para resolver o problema de Acompanhamento da trajetória de referência lineariza-se a equação do sistema utilizado para obter a trajetória de referência:

$$\dot{x}_r(t) = F_r(x_r(t), u_r(t), t) \quad , \quad t > t_0 \quad (2.20)$$

Tem-se então:

$$\dot{x}_r(t) = A_r(t) \cdot x_r(t) + B_r(t) \cdot u_r(t) \quad (2.21)$$

onde:

$A_r(t)$ é uma matriz de dimensão $n \times n$, de funções reais contínuas, definidas através de:

$$A_r(t) = \left. \frac{\partial F_r(x_r(\tau), u_r(\tau), \tau)}{\partial x_r} \right|_{\tau = t} \quad (2.22)$$

$B_r(t)$ é uma matriz de dimensão $n \times p$, de funções reais contínuas, definidas através de:

$$B_r(t) = \left. \frac{\partial F_r(x_r(\tau), u_r(\tau), \tau)}{\partial u_r} \right|_{\tau = t} \quad (2.23)$$

O índice de desempenho quadrático a ser minimizado é:

$$ID_2 = \int_{t_0}^{t_f} \{ [x(t) - x_r(t)]^T \cdot R_3'(t) \cdot [x(t) - x_r(t)] + u^T(t) \cdot R_2'(t) \cdot u(t) \} \cdot dt \quad (2.24)$$

Para a solução do problema admite-se que:

$$A_r(t) = A(t) \quad t > t_0 \quad (2.25)$$

$$B_r(t) = B(t) \quad t > t_0 \quad (2.26)$$

Assim, têm-se:

$$\text{SISTEMA} \quad \dot{x}(t) = A(t) \cdot x(t) + B(t) \cdot u(t) \quad (2.27)$$

$$\text{REFERÊNCIA} \quad \dot{x}_r(t) = A_r(t) \cdot x(t) + B(t) \cdot u_r(t) \quad (2.28)$$

$$x_r(t_0) = x(t_0)$$

Na ausência de perturbações, a solução é a trivial

$$u(t) = u_r(t)$$

Em geral, a solução do problema de controle deve incluir, além da componente de referência u_r , uma parcela adicional para levar em conta efeitos não considerados na modelagem:

- imprecisão das matrizes A e B em relação ao sistema real;
- presença de perturbações.

Nestas condições, a trajetória real será diferente da trajetória de referência.

Logo, o controle a ser aplicado, deve ser formado por duas parcelas, o controle de referência (u_r) e o controle de correção de desvio (δu). Esta parcela é determinada como exposto a seguir.

Considere-se a diferença entre as equações (2.27) e (2.28).

$$\dot{x}(t) - \dot{x}_r(t) = A(t) \cdot [x(t) - x_r(t)] + B(t) \cdot \delta u(t) \quad (2.30)$$

Definindo:

$$\delta x(t) \triangleq x(t) - x_r(t) \quad (2.31)$$

tem-se:

$$\delta \dot{x}(t) \triangleq \dot{x}(t) - \dot{x}_r(t) \quad (2.32)$$

Introduzindo-se (2.31) e (2.32) em (2.30) obtém-se:

$$\delta \dot{x}(t) = A(t) \cdot \delta x(t) + B(t) \cdot \delta u(t) \quad (2.33)$$

O índice de desempenho a ser minimizado fica:

$$ID_2 = \int_{t_0}^{t_f} [\delta x^T(t) \cdot R_3'(t) \cdot \delta x(t) + \delta u^T(t) \cdot R_2'(t) \cdot \delta u(t)] \cdot dt \quad (2.34)$$

É fácil verificar que, deste modo, o problema de **acompanhamento** foi transformado em um problema de **regulador ótimo**, sendo a solução obtida a partir das equações abaixo [28]:

$$\delta u(t) = L'(t) \cdot \delta x(t) \quad (2.35)$$

$$L'(t) = R_2'(t) \cdot B^T(t) \cdot S'(t) \quad (2.36)$$

$$\begin{aligned} \dot{S}'(t) = & -A^T(t) \cdot S'(t) - S'(t) \cdot A(t) + S'(t) \cdot B(t) \cdot R_2'(t) \cdot B^T(t) \cdot S'(t) \\ & - R_3'(t) \end{aligned} \quad (2.37)$$

$$S'(t_f) = 0 \quad (2.38)$$

2.5. ESTIMAÇÃO DE ESTADOS

O problema probabilístico de estimação de estado de um sistema dinâmico não linear é complexo e, em geral, não permite uma solução analítica exata. Assim, torna-se necessário aplicar técnicas numéricas de filtragem.

Nesta seção é apresentado o Filtro de Mínima Variância (conhecido como Filtro de Kalman) para sistemas lineares e não lineares (versão estendido).

Também são analisadas a convergência do Filtro de Kalman e as técnicas de evitar a divergência (Compensação do Modelo Dinâmico e Dosagem do Ruído Adaptativo).

Na parte final mostra-se uma técnica de filtragem alternativa, baseada em um filtro passa-baixa, cuja simplicidade sugere sua utilização em micro-computadores para estimação em tempo real.

2.5.1. FILTRO DE KALMAN

É apresentada, nesta seção, a formulação do Filtro de Kalman para sistemas lineares. Não se pretende, naturalmente, mostrar o desenvolvimento teórico do filtro, mas apenas ilustrar a aplicação do método. Em diversos textos sobre a teoria de controle e estimação pode-se encontrar a dedução do método para diversos tipos de sistemas [26], [31]. Aqui, o interesse principal se refere ao sistema contínuo-discreto, isto é, aquele em que a dinâmica é contínua e as observações são discretas, o que melhor corresponde ao problema tratado. Entretanto, devido à maior facilidade em desenvolver resultados do filtro, recorrer-se-á por vezes ao caso em que a dinâmica é discreta

sempre que tais conclusões puderem ser estendidas a sistemas contínuos-discretos.

Considere-se o sistema linear definido pela equação de estado:

$$\dot{x}(t) = \bar{A}(t).x(t) + \bar{B}(t).u(t) + G(t).w(t) \quad , t > t_0 \quad (2.39)$$

onde:

$\bar{A}(t)$ é uma matriz de coeficientes dependentes do tempo, de dimensão $n \times n$;

$\bar{B}(t)$ é uma matriz de funções contínuas lineares, de dimensão $n \times p$;

Este sistema pode, opcionalmente, ser representado por:

$$x(t_{k+1}) = \Phi(t_{k+1}, t_k).x(t_k) + \gamma(t_{k+1}, t_k).u(t_k) + \Gamma(t_k).w_{k+1} \quad , K = 0, 1, \dots \quad (2.40)$$

onde:

Φ é a matriz de transição de estado, não singular, de dimensão $n \times n$, definida por:

$$\dot{\Phi}(t_k, t_0) = \bar{A}(\tau). \Phi(t_k, t_0) \quad , t_k \geq \tau \geq t_0 \quad (2.41)$$

$$\Phi(t_0, t_0) = I$$

γ é uma matriz de funções contínuas, de dimensão $n \times p$;

Γ é uma matriz de funções contínuas, de dimensão $n \times m$;

$\{w_k, k = 1, 2, \dots\}$, vetor de excitação estocástica de dimensão m , é um ruído branco gaussiano, com as seguintes propriedades:

$$E\{w_k\} = 0 \quad (2.42)$$

$$E\{w_k \cdot w_l^T\} = Q(k) \cdot \delta_{kl} \quad (2.43)$$

isto é

$$w_k \sim N(0, Q(k)) \quad ; \quad (2.44)$$

$Q(k)$ é a matriz de covariância do ruído de processo, semidefinida positiva;

δ_{kl} é o Delta de Kronecker.

O comportamento do sistema é acompanhado através de observações $y(t_k)$ ou y_k , tomadas em instantes discretos t_k :

$$y_k = \bar{H}(t_k) \cdot x(t_k) + v_k \quad , \quad k = 1, 2, \dots \quad (2.45)$$

onde:

\bar{H} é uma matriz, de dimensão $1 \times n$, de coeficientes dependentes do tempo;

$\{v_k, k = 1, 2, \dots\}$, vetor de ruído de medida, de dimensão 1, é um ruído branco gaussiano, com as seguintes propriedades:

$$E\{v_k\} = 0$$

$$E\{v_k \cdot v_l^T\} = R(k) \cdot \delta_{kl}$$

isto é

$$v_k \sim N(0, R(k)) \quad ;$$

$R(k)$ é a matriz de covariância do ruído de medida, de dimensão 1×1 , semidefinida positiva.

Admita-se adicionalmente que $x(t_0)$, $w(t)$ ou $w(k)$ e v_k sejam independentes no sentido probabilístico.

Deseja-se estimar o estado do sistema $x(t)$, com base nas observações efetuadas. A solução deste problema requer o conhecimento da evolução da função de densidade de probabilidade condicional $p(x(t)/y_\tau)$ em que y_τ é o conjunto de observações y_i ($i = 1, 2, \dots, k$; $t_k \leq \tau$). Além disso, é necessário conhecer a evolução da média condicional $\hat{x}(t/\tau)$:

$$\hat{x}(t/\tau) \triangleq E\{x(t)/y_\tau\} \quad (2.46)$$

A solução do problema é bastante complexa em um caso genérico (sistema não linear) pois a média condicional, que é o momento de primeira ordem da função densidade de probabilidade condicional, depende de momentos de ordem superior. Para o caso linear entretanto, a solução é relativamente simples, porque se requer apenas o conhecimento do momento de segunda ordem, isto é, da matriz de covariância condicional $P(t/\tau)$:

$$P(t/\tau) \triangleq E\{(x(t) - \hat{x}(t/\tau)) \cdot (x(t) - \hat{x}(t/\tau))^T / y_\tau\} \quad (2.47)$$

Esta solução é conhecida como filtro de Kalman (ou filtro de Kalman-Bucy), cuja formulação é enunciada a seguir [32]:

O filtro ótimo (de mínima variância) para o sistema contínuo-discreto dado por (2.39) e (2.45) consiste das equações de evolução da média condicional $\hat{x}(t/\tau)$ e da matriz de covariância condicional $P(t/\tau)$.

Entre observações são utilizadas as equações diferenciais:

$$\dot{\hat{x}}(t/t) = \bar{A}(t) \cdot \hat{x}(t/t) + \bar{B}(t) \cdot u(t) \quad , \quad t_k \leq t < t_{k+1} \quad (2.48)$$

$$\begin{aligned} \dot{P}(t/t) &= \bar{A}(t) \cdot P(t/t) + P(t/t) \cdot \bar{A}^T(t) + G(t) \cdot Q(t) \cdot G^T(t) \quad , \\ t_k &< t < t_{k+1} \end{aligned} \quad (2.49)$$

Nos instantes de observação valem as seguintes equações de diferenças:

$$\begin{aligned} \hat{x}(t_{k+1}, t_{k+1}) &= \hat{x}(t_{k+1}/t_k) + \\ &+ K(t_{k+1}) \cdot [y_{k+1} - \bar{H}(t_{k+1}) \cdot \hat{x}(t_{k+1}/t_k)] \end{aligned} \quad (2.50)$$

$$P(t_{k+1}/t_{k+1}) = [I - K(t_{k+1}) \cdot \bar{H}(t_{k+1})] \cdot P(t_{k+1}/t_k) \quad (2.51)$$

onde:

$K(t_{k+1})$ é o ganho do filtro de Kalman, matriz de dimensão $n \times 1$, dado por:

$$\begin{aligned} K(t_{k+1}) &= P(t_{k+1}/t_k) \cdot \bar{H}^T(t_{k+1}) \cdot [\bar{H}(t_{k+1}) \cdot P(t_{k+1}/t_k) \cdot \bar{H}^T(t_{k+1}) \\ &+ R(k+1)]^{-1} \end{aligned} \quad (2.52)$$

Note-se que o termo forçante na equação (2.50) é proporcional ao resíduo de observação $r(t_{k+1}/t_k)$ definido por:

$$r(t_{k+1}/t_k) \triangleq y_{k+1} - \bar{H}(t_{k+1}) \cdot \hat{x}(t_{k+1}/t_k) \quad (2.53)$$

Se a dinâmica do sistema é discreta, equação (2.40), ao invés de (2.48) e (2.49), têm-se as seguintes equações de propagação:

$$\hat{x}(k+1/k) = \Phi(k+1/k) \cdot \hat{x}(k/k) + \gamma(k+1/k) \cdot u(k) \quad (2.54)$$

$$P(k+1/k) = \Phi(k+1/k) \cdot P(k/k) \cdot \Phi^T(k+1/k) + \Gamma(k) \cdot Q(k) \cdot \Gamma^T(k) \quad (2.55)$$

Ao longo deste trabalho serão utilizadas com o mesmo significado as seguintes notações : $x(t_k)$ e $x(k)$, $\hat{x}(t_k, t_k)$ e $\hat{x}(k/k)$, $u(t_k)$ e $u(k)$, $\Phi(t_{k+1}, t_k)$ e $\Phi(k+1/k)$, $P(t_k, t_k)$ e $P(k/k)$, $\gamma(t_{k+1}, t_k)$ e $\gamma(k+1/k)$, $\Gamma(t_k)$ e $\Gamma(k)$, $\bar{H}(t_k)$ e $\bar{H}(k)$.

As seguintes considerações podem ser apresentadas em relação à formulação do Filtro de Kalman para sistemas lineares:

i) Os parâmetros $\hat{x}(t/\tau)$ e $P(t/\tau)$ definem o estado do filtro linear. Embora existam outros processos para estimação de estado, deve-se ressaltar a importância deste método que fornece, além da estimativa do estado $\hat{x}(k/k)$, a matriz de covariância condicional $P(k/k)$ que é uma medida da incerteza na estimação. A importância desta informação adicional é relevante, uma vez que uma estimação não tem grande valor se não se pode saber quão boa ela é.

ii) Pode-se perceber, equação (2.51) ou (2.55), que a matriz de covariância $P(t/\tau)$ diminui à medida que se processa uma observação. Se não houvesse ruído dinâmico, isto é, $Q=0$ em (2.49), então $P(t/\tau)$ diminuiria continuamente. Este fato será analisado posteriormente quando for abordado o caso do Filtro de Kalman para sistemas não lineares.

iii) A estimativa do estado do sistema, $\hat{x}(t/\tau)$, é corrigida quando se processa uma observação, com base nos resíduos verificados.

2.5.2. FILTRO ESTENDIDO DE KALMAN

Considere-se o sistema não linear definido pela equação diferencial:

$$\dot{x}(t) = F(x(t), u(t), t) + G(t).w(t) \quad (2.56)$$

Admita-se uma trajetória determinística de referência, em torno da qual se faz a linearização; assim, dado $\bar{x}(t_0)$ que satisfaz a:

$$\dot{\bar{x}}(t) = F(\bar{x}(t), u(t), t) \quad , \quad t > t_0 \quad (2.57)$$

define-se $\delta x(t) \triangleq x(t) - \bar{x}(t)$ como sendo o desvio de referência, de modo que:

$$\delta \dot{x}(t) = F(x(t), u(t), t) - F(\bar{x}(t), u(t), t) + G(t).w(t) \quad (2.58)$$

Supondo que o desvio seja pequeno, uma expansão em série de Taylor, até 1ª ordem, produz:

$$F(x(t), u(t), t) - F(\bar{x}(t), u(t), t) = A(\bar{x}(t), u(t), t). \delta x(t) \quad (2.59)$$

$$A(\bar{x}(t), u(t), t) = \frac{\delta F(\bar{x}(t), u(t), t)}{\delta x} \quad (2.60)$$

A equação linearizada é:

$$\delta \dot{x}(t) = A(\bar{x}(t), u(t), t). \delta x(t) + G(t).w(t) \quad (2.61)$$

Efetuada-se a discretização de (2.61) obtém-se:

$$\delta x(t_{k+1}) = \Phi(t_{k+1}, t_k). \delta x(t_k) + \Gamma(t_k).w(t_k) \quad (2.62)$$

A parcela $\Gamma(t_k).w(t_k)$ é representada por:

$$\Gamma(t_k).w(t_k) = \int_{t_k}^{t_{k+1}} \Phi(t_{k+1}, \tau).G(\tau).w(\tau).d\tau \quad (2.63)$$

Para efeito de cálculo da matriz de covariância de erro no estado propagado, o ruído $w(t)$ é aproximado por um "step-process", isto é, sendo, em geral, o intervalo de tempo considerado bastante pequeno, w pode ser considerado constante neste intervalo. Portanto, a forma final discretizada pode ser expressa pelas seguintes relações:

$$\delta x(t_{k+1}) = \Phi(t_{k+1}, t_k) \cdot \delta x(t_k) + \Gamma(t_k) \cdot w(t_k) \quad (2.64)$$

$$\Gamma(t_k) = \int_{t_k}^{t_{k+1}} \Phi(t_{k+1}, \tau) \cdot G(\tau) \cdot d\tau \quad (2.65)$$

As medidas (observações) são modeladas conforme:

$$y_k = h(x(t_k), t_k) + v_k \quad (2.66)$$

onde:

y_k é o vetor, de dimensão r , que representa as observações efetuadas no instante t_k .

Inicialmente, define-se uma solução nominal (de referência):

$$\bar{y}_k \triangleq h(\bar{x}(t_k), t_k) \quad (2.67)$$

e do mesmo modo:

$$\delta y_k \triangleq y_k - \bar{y}_k \quad (2.68)$$

será o desvio, agora referente às observações.

efetuando-se a linearização obtém-se:

$$\delta y_k = H(\bar{x}(t_k), t_k) \cdot \delta x(t_k) + v_k \quad (2.69)$$

com

$$H(\bar{x}(t_k), t_k) = \frac{\partial h(\bar{x}(t_k), t_k)}{\partial \bar{x}} \quad (2.70)$$

onde:

H é uma matriz, de dimensão $l \times m$, de derivadas parciais das funções de observação em relação ao estado.

Sintetizando, parte-se de:

$$\dot{x}(t) = F(x(t), u(t), t) + G(t) \cdot w(t) \quad (2.71)$$

$$y_k = h(x(t_k), t_k) + v_k \quad (2.72)$$

e linearizando sobre $\bar{x}(t)$ obtém-se:

$$\delta x(k+1) = \Phi(k+1/k) \cdot \delta x(k) + \Gamma(k) \cdot w(k) \quad (2.73)$$

$$\delta x(t_0) \sim N(x(t_0) - \bar{x}(t_0), P(t_0)) \quad (2.74)$$

$$\delta y_k = H(\bar{x}(t_k), k) \cdot \delta x(k) + v_k \quad (2.75)$$

A escolha da trajetória de referência \bar{x} (nominal) torna-se uma questão lógica, desde que se quer uma trajetória nominal próxima à real. Assim, a escolha recai na mais recente estimativa corrente do estado, expressa por:

$$\bar{x}(t_k) = \hat{x}(k/k) \quad (2.76)$$

A partida é dada fazendo-se

$$\bar{x}(t_0) = \hat{x}(t_0, t_0) \quad (2.77)$$

sendo

$$\delta x(t_0) \sim N(0, P(t_0))$$

Com estrutura recursiva sequencial do Filtro de Kalman , relineariza-se, a cada passo, sobre a nova estimativa, para aplicar a relação (2.76).

O filtro resultante, **FILTRO ESTENDIDO DE KALMAN**, tem estrutura semelhante ao filtro linear e é resumido a seguir [31].

Entre observações o vetor de estado e a matriz de covariância do erro de estimação satisfazem as seguintes equações de diferenças:

$$\hat{x}(k+1/k) = \hat{x}(k/k) + \int_{t_k}^{t_{k+1}} F(\hat{x}(\tau, t_k), u(\tau), \tau) . d\tau \quad (2.78)$$

$$P(k+1/k) = \Phi(k+1/k) . P(k/k) . \Phi^T(k+1/k) + \Gamma(k) . Q(k) . \Gamma^T(k) \quad (2.79)$$

Nos instantes de observação valém as seguintes equações de diferenças:

$$\begin{aligned} \hat{x}(k+1/k+1) &= \hat{x}(k+1/k) + K(\hat{x}(k+1/k), t_k) \cdot \\ &\cdot \{y_{k+1} - h(\hat{x}(k+1/k), t_k)\} \end{aligned} \quad (2.80)$$

$$\begin{aligned} P(k+1/k+1) &= \{I - K(\hat{x}(k+1/k), t_k) . H(\hat{x}(k+1/k), t_k)\} \cdot \\ &\cdot P(k+1/k) \end{aligned} \quad (2.81)$$

onde:

$K(.)$ é o ganho do Filtro de Estendido de Kalman, expresso através de:

$$\begin{aligned}
K(\hat{x}(k+1/k), t_k) &= P(k+1/k) \cdot H^T(\hat{x}(k+1/k), t_k) \cdot \\
&\quad \cdot \{H(\hat{x}(k+1/k), t_k) \cdot P(k+1/k) \cdot \\
&\quad \cdot H^T(\hat{x}(k+1/k), t_k) + R(k+1)\}^{-1} \quad (2.82)
\end{aligned}$$

2.5.3. ESTUDO DA CONVERGÊNCIA DO FILTRO DE KALMAN

A estimativa obtida com o filtro de Kalman é afetada por erros com três origens diferentes:

- linearização
- procedimento computacional
- imprecisão do modelo matemático

Em diversos casos o filtro pode divergir em decorrência desses erros. Após um certo período de operação do filtro, os erros nas estimativas do estado podem, eventualmente, assumir valores incoerentes com suas estatísticas, pois os erros reais de estimação excedem os valores estimados.

Quando a matriz de covariância calculada do erro de estimação se torna irrealisticamente pequena, atinge-se um nível de confiança exageradamente otimista nas estimativas obtidas. Como consequência, o ganho (que corrige a estimativa e a covariância) também se torna pequeno e medidas subsequentes são ignoradas para efeito de melhoria da estimativa, ocorrendo, então, a divergência [33].

Os erros devidos às linearizações e erros devidos a imprecisi-

sões do modelo podem ser minimizados pela inclusão de acelerações não modeladas no sistema dinâmico. Este procedimento, chamado Técnica de Compensação do Modelo Dinâmico - CMD, será apresentada na sub-seção seguinte.

De uma forma geral, o ruído de processo impede a redução da matriz de covariância do erro de estimação. Jazwinski [31] propõe um procedimento para a estimação adaptativa do ruído de processo, posteriormente aperfeiçoado por Rios Neto e Negreiros de Paiva [34].

No presente trabalho, adotou-se matriz de ruído constante, como uma estimativa superior do ruído de processo.

2.5.4. COMPENSAÇÃO DO MODELO DINÂMICO (CMD)

O principal objetivo do método é minimizar o efeito de modelagem deficiente, estimando e incluindo seus efeitos no sistema dinâmico.

A motivação para uso da técnica CMD para aproximar os efeitos não modelados da dinâmica parte dos bons resultados obtidos pela sua aplicação em determinação de órbita de satélites artificiais terrestres, nos trabalhos de Rios Neto [35], Negreiros de Paiva [36], Kuga [37] e de pilotagem automática de navios em canais [3].

Essencialmente, a dinâmica de estado pode ser colocada na seguinte forma:

$$\dot{x}(t) = a_m(t) + a_{nm}(t) \quad (2.83)$$

onde:

a_m é o vetor de acelerações modeladas;

a_{nm} é o vetor de acelerações não modeladas.

A técnica CMD proporciona estimativas das acelerações não modeladas, as quais são aproximadas localmente por um processo de primeira ordem de Gauss-Markov, que tem uma componente correlacionada ao longo do tempo e outra puramente aleatória [35]. A componente correlacionada com o tempo possibilita a propagação da estimativa das acelerações não modeladas. A componente aleatória representa o nível de desconhecimento das acelerações não modeladas e é levada em conta na matriz de covariância de erro no estado.

De acordo com a técnica CMD, o vetor a_{nm} , de dimensão r , é aproximado por:

$$\dot{a}_{nm}(t) = - C_{nm} \cdot a_{nm}(t) + \bar{w}(t) \quad (2.84)$$

onde:

C_{nm} é uma matriz, diagonal, de dimensão $r \times r$, de componentes positivos que representam os coeficientes de correlação ao longo do tempo, constantes e arbitrados a priori;

$\bar{w}(t)$ é o vetor de excitação estocástica de dimensão r . Trata-se de um ruído branco gaussiano, com as seguintes propriedades:

$$E\{\bar{w}(t)\} = 0$$

$$E\{\bar{w}(t) \cdot \bar{w}^T(\tau)\} = \bar{Q}(t) \cdot \delta(t-\tau)$$

isto é:

$$\bar{w}(t) \sim N(0, \bar{Q}(t)) ;$$

$\bar{Q}(t)$ é a matriz de densidade espectral, de dimensão $r \times r$, associada a $\bar{w}(t)$.

Com a adoção da técnica CMD, têm-se as seguintes equações de estado:

$$\dot{z}(t) = \bar{F}(t).z(t) + \bar{G}(t).w^*(t) \quad (2.85)$$

onde:

$z(t)$ é o vetor de estado aumentando, de dimensão $n + r$.

$$z^T(t) = \left[x^T(t), a_{nm}^T(t) \right];$$

$\bar{F}(t)$ é uma matriz de funções contínuas de dimensão $(n+r) \times (n+r)$:

$$\bar{F}(t) = \begin{bmatrix} F(t) & | & J \\ \hline 0 & | & C_{nm} \end{bmatrix}$$

Sendo J uma matriz de dimensão $n \times r$, contendo r elementos iguais a 1, que determinam a influência das acelerações não modeladas no vetor $x(t)$; os demais elementos de J são nulos;

$\bar{G}(t)$ é uma matriz de funções contínuas de dimensão $(n+r) \times (m+r)$:

$$\bar{G}(t) = \begin{bmatrix} G(t) & | & 0 \\ \hline 0 & | & I_r \end{bmatrix}$$

$w^*(t)$ é o vetor de ruído aumentado, de dimensão $m+r$:

$$w^{*T}(t) = [w(t), \bar{w}^T(t)]$$

Desta forma, as acelerações não modeladas são estimadas conjuntamente com o vetor de estado do sistema, através do Filtro de Kalman.

2.5.5. ESTUDO DE UM FILTRO SIMPLIFICADO

A aplicação "on-line" do Filtro Estendido de Kalman pode ser inviável, dependendo das dimensões do sistema observado, ou dos recursos computacionais disponíveis.

Nestas condições é interessante o exame de filtros mais simples que, apesar de não terem a mesma eficiência do Filtro de Kalman, fornecem estimativas de qualidade satisfatória. A descrição de um filtro que apresenta estas características é mostrada a seguir.

Este filtro pode ser utilizado em sistemas onde se observam **todas** as variáveis de estado, pois cada variável é estimada in dependentemente das outras.

Sejam dois instantes, t_{k-1} e t_k , consecutivos, entre estimativas.

Seja ainda uma vizinhança ϵ de t_k , como mostrado na figura 2.2, de forma que:

$$2.\epsilon \ll t_k - t_{k-1} \tag{2.86}$$

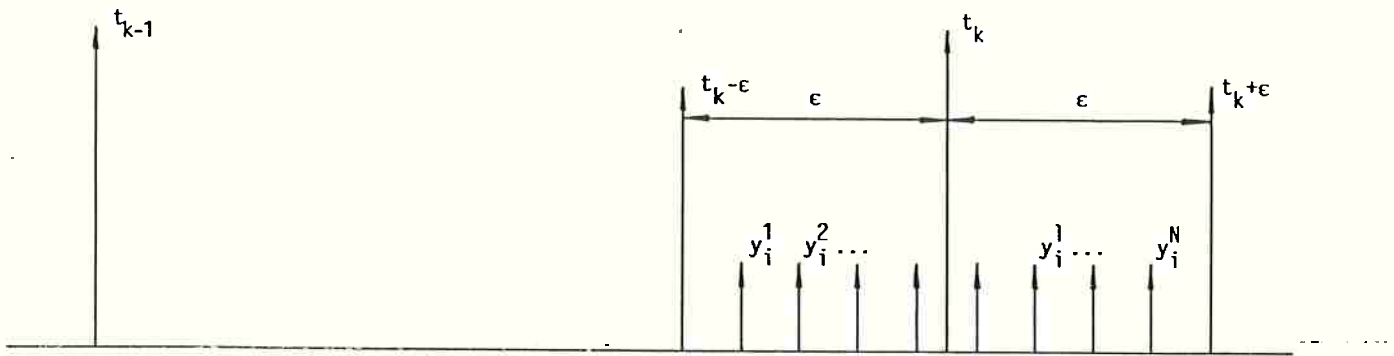


Figura 2.2 - Esquema de Medidas da Variável x_i

Supondo-se possível efetuar N medidas no intervalo de tempo $[t_k - \epsilon, t_k + \epsilon]$, a estimativa de i -ésima componente do vetor de estado, no instante t_k , é dada por:

$$\hat{x}_i(t_k) = \frac{\sum_{l=1}^N y_i^l}{N} \quad (2.87)$$

onde:

$\hat{x}_i(t_k)$ é a estimativa da i -ésima componente de vetor de estado, no instante t_k ;

y_i^l é a l -ésima medida da i -ésima componente do vetor de estado, efetuada no instante $t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N}$.

Pode-se provar que o filtro dado por (2.87) é convergente; de fato, sendo y_i^l expressa por:

$$y_i^l = x_i \left[t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N} \right] + v_i^l, \quad l = 1, 2, \dots, N \quad (2.88)$$

onde:

$x_i \left[t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N} \right]$ é o valor real da i -ésima componente do vetor de estado, no instante $t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N}$;

v_i^l é o ruído associado à medida da i -ésima componente do vetor de estado. Trata-se de um ruído branco gaussiano com as seguintes propriedades:

$$E\{v_i^l\} = 0 \quad (2.89)$$

$$E\{v_i^l \cdot v_i^m\} = \sigma_i^2 \cdot \delta_{lm} \quad (2.90)$$

σ_i^2 é a variância do ruído de medida da variável x_i ;

calculando as estatísticas de $\hat{x}_i(t_k)$, obtém-se:

i) Cálculo do valor esperado $E\{\hat{x}_i(t_k)\}$

Partindo de:

$$E\{\hat{x}_i(t_k)\} = E\left\{ \frac{\sum_{l=1}^N y_i^l}{N} \right\} \quad (2.91)$$

obtém-se:

$$E\{\hat{x}_i(t_k)\} = \frac{1}{N} \left[\sum_{l=1}^N \{x_i[t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N}]\} + \sum_{l=1}^N v_i^l \right] \quad (2.92)$$

Sendo:

$$2 \cdot \epsilon \ll t_k - t_{k-1}$$

admite-se:

$$E\{x_i[t_k + \frac{(2l-1) \cdot \epsilon}{N}]\} = E\{x_i(t_k)\} \quad , \quad l = 1, 2, \dots, N \quad (2.93)$$

Como a 2ª parcela do segundo membro de (2.92) é nula, equação (2.89), tem-se:

$$E\{\hat{x}_i(t_k)\} = E\{x_i(t_k)\} \quad (2.94)$$

Portanto \hat{x}_i é um estimador justo de x_i .

ii) Cálculo da variância $E\{[x_i(t_k) - \hat{x}_i(t_k)]^T \cdot [x_i(t_k) - \hat{x}_i(t_k)]\}$

De forma análoga obtém-se:

$$E\{[x_i(t_k) - \hat{x}_i(t_k)]^T \cdot [x_i(t_k) - \hat{x}_i(t_k)]\} = \frac{\sigma_i^2}{N} \quad (2.95)$$

Ou seja, quanto maior for o número de medidas efetuadas (N) na vizinhança $[t_k - \epsilon, t_k + \epsilon]$, menor será a dispersão da média das medidas (estimativa), em relação ao valor real.

Uma prova mais rigorosa pode ser encontrada em [38].

Este filtro é utilizado em equipamentos para teste de laboratório [39], com a finalidade de controlar atuadores hidráulicos, e corresponde a uma espécie de filtro passa-baixas [40].

C A P Í T U L O 3

MODELOS MATEMÁTICOS PARA ESTUDO DA MANOBRABILIDADE

E DO CONTROLE DE SUBMARINOS

3.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados os modelos matemáticos utilizados para representar a manobrabilidade do submarino.

Inicialmente efetua-se uma descrição física do veículo e suas superfícies de controle.

Prosseguindo, são mostradas as equações que regem as características de manobrabilidade do submarino em seis graus de liberdade. Neste ponto é efetuado um desacoplamento entre os movimentos no plano horizontal e vertical.

A descrição do movimento no plano horizontal é realizada com o objetivo de introduzir o **Método do Navio Equivalente**, que permite a estima de coeficientes hidrodinâmicos não lineares das equações de movimento para o submarino. É efetuada, nesta seção, uma descrição detalhada dos esforços agentes no veículo.

Na seção seguinte é analisado o movimento do submarino no pla

no vertical. São utilizados os conhecimentos adquiridos na seção anterior, para cálculo dos coeficientes.

Na seção final são analisadas as perturbações externas - ondas e corrente - que agem sobre o veículo durante as manobras que ele realiza.

3.2 DESCRIÇÃO DO VEÍCULO

3.2.1. ARRANJO FÍSICO

A figura 3.1 apresenta o perfil lateral do veículo, onde se observam os diversos apêndices.

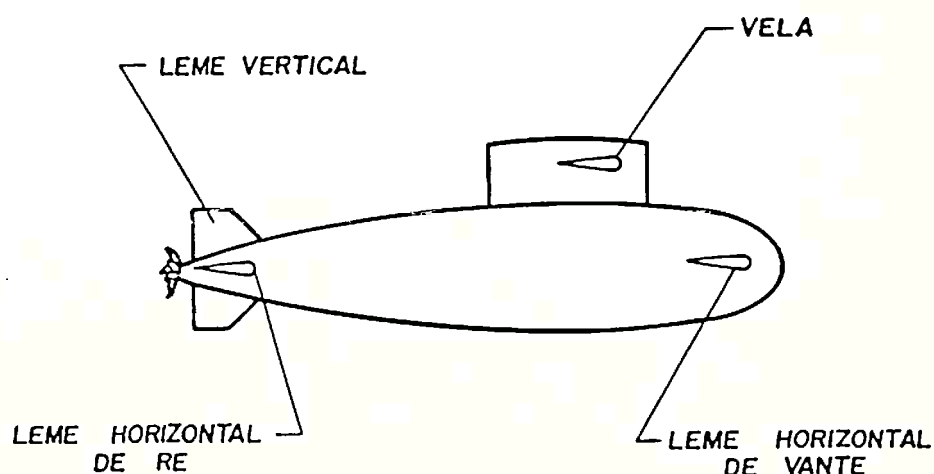


Figura 3.1 - Perfil Lateral do Veículo

A vela e o leme vertical são os apêndices que têm influência sobre o movimento do veículo no plano horizontal. A vela se constitui num apêndice fixo, ao passo que o leme vertical será tratado como superfície de controle, já que uma deflexão controlada permite o aparecimento de esforços que modificam a trajetória do veículo.

No movimento no plano vertical as superfícies de controle agentes são os lemes horizontais de vante e de ré, não havendo a presença de apêndices fixos.

3.2.2. HIPÓTESES

São admitidas as seguintes hipóteses para o submarino:

- é um corpo rígido;
- possui pelo menos um plano de simetria;
- tem massa fixa;
- a distribuição de massa ao longo do corpo é invariante no tempo;
- o centro de gravidade está no plano de simetria;
- possui dois eixos principais de inércia nesse plano de simetria;
- o veículo está sempre totalmente imerso;
- as seções transversais resultantes de cortes perpendiculares ao eixo longitudinal são circulares, isto é, o corpo é axissimétrico.

3.3. EQUAÇÕES DO MOVIMENTO

3.3.1. SISTEMAS DE REFERÊNCIA

Considere-se um sistema de eixos ortogonais $Gxyz$, fixo no corpo, com origem coincidente com o centro de gravidade do mesmo e com o plano Gxz situado no plano de simetria, sendo Gx e Gz eixos principais de inércia, como mostrado na figura 3.2.

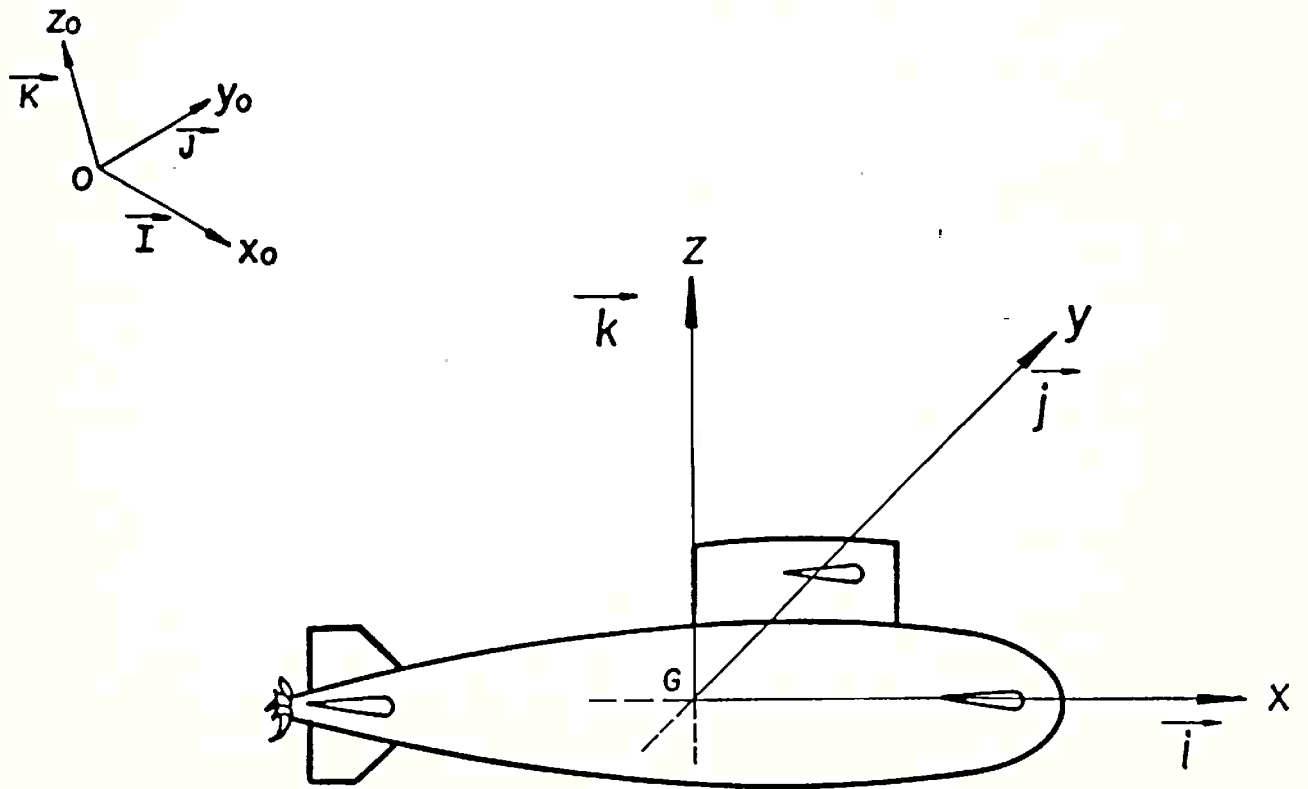


Figura 3.2 - Sistemas de Referência

Nesta figura têm-se:

- G origem fixa no centro de gravidade do veículo;
- G_x eixo longitudinal, situado no plano de simetria, paralelo ao eixo de revolução do casco; seja \vec{i} o versor neste eixo;
- G_y eixo transversal, perpendicular ao plano de simetria, positivo para bombordo; o seu versor é designado por \vec{j} ;
- G_z eixo vertical, localizado no plano de simetria, formando com os demais eixos um sistema ortogonal direto, sendo sua orientação para cima; portanto, \vec{k} é o seu versor.

Seja ainda um triedro ortogonal $Ox_0y_0z_0$ com origem fixa na terra, com os eixos Ox_0 e Oy_0 no plano horizontal terrestre, e com o eixo Oz_0 vertical, dirigido para cima. Os versores nas direções Ox_0 , Oy_0 e Oz_0 serão designados por \vec{I} , \vec{J} e \vec{K} , respectivamente.

Supondo que, em determinado instante, as origens dos dois sistemas ortogonais coincidam, como mostrado na figura 3.3, pode-se definir os seguintes ângulos:

- rumo** - ângulo entre o plano vertical que contém Gx (versor \vec{i}) e o semiplano Ox_0z_0 (plano de \vec{I} e \vec{K}), medido de -180° a 180° , no sentido N-O-S-L;
- trim** - ângulo entre o eixo Gx (versor \vec{i}) e o plano horizontal paralelo a Ox_0y_0 (plano de \vec{I} e \vec{J}), passando por G , sendo positivo com o levantamento da proa.

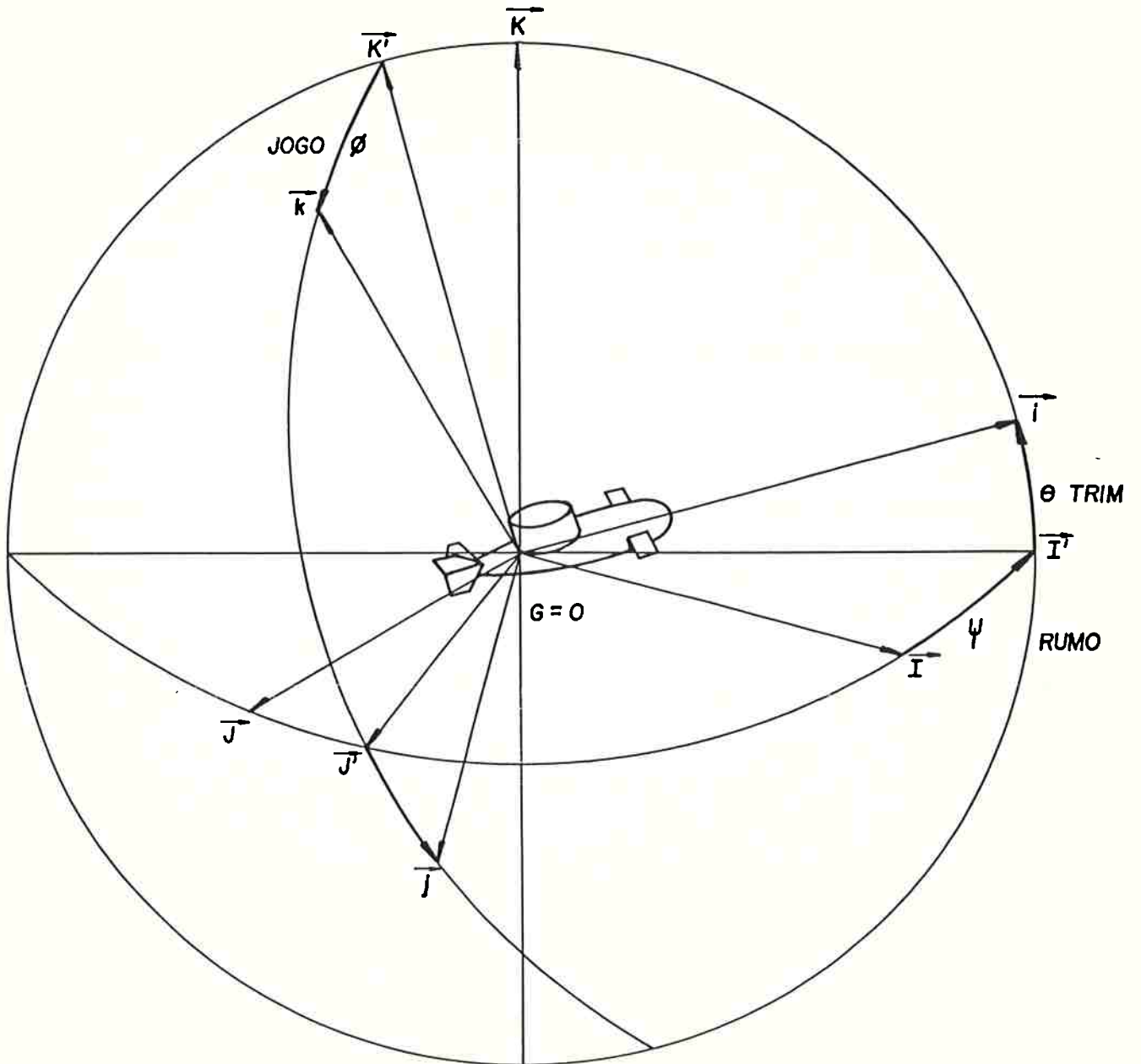


Figura 3.3 - Orientação do Submarino no Espaço

balanço - ângulo entre o eixo Gz (versor \vec{k}) e o plano vertical que contém o eixo Gx (plano de \vec{i} e \vec{k}), sendo positivo no sentido antihorário, quando observado do lado positivo do eixo Gx (versor \vec{i}).

Definidos esses triedros e esses ângulos, a posição da embarcação é perfeitamente determinada pelas coordenadas que exprimem o deslocamento do seu centro de gravidade e pelos ângulos de rumo, trim e balanço.

Por definição, as velocidades de translação do veículo segundo os eixos próprios Gx , Gy e Gz são conhecidas por **avanço**, **deriva** e **arfagem**, e são representadas por u , v e w , respectivamente.

As componentes da velocidade instantânea de rotação do submarino são conhecidas por **velocidade angular de balanço**, **de caturro** e **de guinada**, conforme se processem em torno dos eixos Gx , Gy e Gz , sendo representadas por p , q e r , respectivamente.

A figura 3.4 indica os sentidos positivos dessas velocidades.

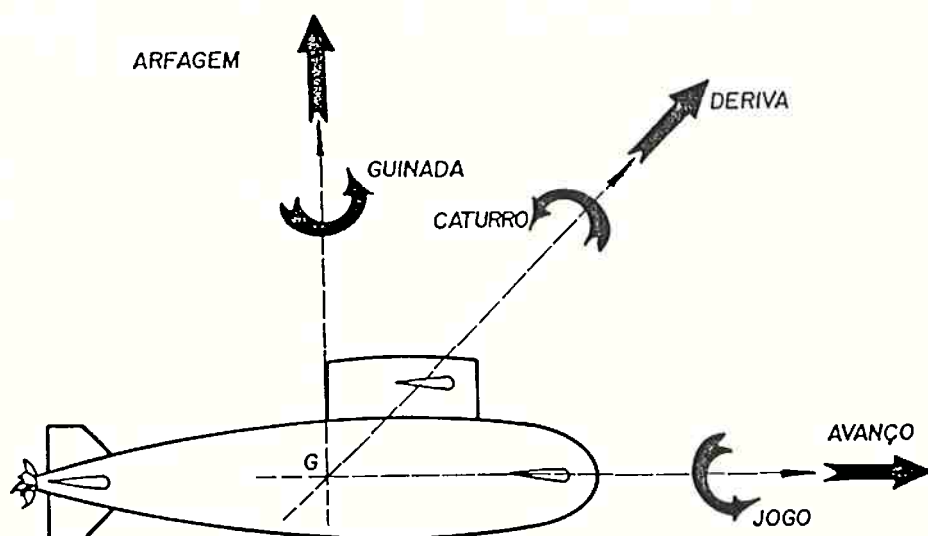


Figura 3.4 - Velocidades do Submarino

3.3.2. DESENVOLVIMENTO DAS EQUAÇÕES

O movimento geral de um sistema material é governado pelas leis de Newton, abaixo enunciadas [41].

a) A resultante das forças externas aplicadas a um sistema material é igual à derivada da quantidade de movimento desse sistema.

$$\vec{F} = \frac{d}{dt} (m\vec{U}_G) \quad (3.1)$$

onde:

\vec{F} é a resultante das forças externas aplicadas ao sistema;

m é a massa do sistema;

\vec{U}_G é a velocidade linear instantânea do centro de gravidade.

b) O momento resultante das forças externas em relação ao centro de massa do sistema é igual, em cada instante, à derivada da quantidade de movimento angular relativo ao centro de massa.

$$\vec{M} = \frac{d}{dt} (\vec{H}_G) \quad (3.2)$$

onde:

\vec{M} é o momento resultante das forças externas;

\vec{H}_G é a quantidade de movimento angular, relativo ao centro de massa.

As expressões vetoriais acima representam seis equações escalares, que resultam da projeção desses vetores em eixos coordenados.

Definindo a velocidade linear instantânea do centro de gravidade por:

$$\vec{U}_G = u.\vec{i} + v.\vec{j} + w.\vec{k} \quad (3.3)$$

e substituindo (3.3) em (3.1) tem-se:

$$\vec{F} = m \left(\frac{du}{dt} \vec{i} + \frac{dv}{dt} \vec{j} + \frac{dw}{dt} \vec{k} + \frac{di}{dt} u + \frac{dj}{dt} v + \frac{dk}{dt} w \right) \quad (3.4)$$

sendo

$$\frac{di}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{i} \quad (3.5)$$

$$\frac{dj}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{j} \quad (3.6)$$

$$\frac{dk}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{k} \quad (3.7)$$

onde:

$\vec{\Omega}$ é a velocidade de rotação instantânea, definida através de:

$$\vec{\Omega} = p.\vec{i} + q.\vec{j} + r.\vec{k} \quad (3.8)$$

Substituindo estas expressões em (3.4), tem-se:

$$\vec{F} = m \left[\dot{u}.\vec{i} + \dot{v}.\vec{j} + \dot{w}.\vec{k} + u.(r.\vec{j} - q.\vec{k}) + v.(p.\vec{k} - r.\vec{i}) + w.(q.\vec{i} - p.\vec{j}) \right] \quad (3.9)$$

Definindo a força resultante por:

$$\vec{F} = X.\vec{i} + Y.\vec{j} + Z.\vec{k} \quad (3.10)$$

obtém-se:

$$X = m.(\dot{u} + q.w - r.v) \quad (3.11)$$

$$Y = m.(\dot{v} + r.u - p.v) \quad (3.12)$$

$$Z = m.(\dot{w} + p.v - q.u) \quad (3.13)$$

que são as componentes da força resultante que atua no submarino segundo as direções G_x , G_y e G_z , respectivamente.

O desenvolvimento de (3.2) é realizado de modo análogo. A quantidade de movimento angular para um corpo, em relação aos eixos principais de inércia é dada por:

$$\vec{H}_G = I_{xx}.p.\vec{i} + I_{yy}.q.\vec{j} + I_{zz}.r.\vec{k} \quad (3.14)$$

onde:

I_{xx} , I_{yy} , I_{zz} são os momentos de inércia em relação aos eixos G_x , G_y e G_z , respectivamente.

Definindo o momento resultante por:

$$\vec{M} = K.\vec{i} + M.\vec{j} + N.\vec{k} \quad (3.15)$$

obtém-se as equações:

$$K = I_{xx}.\dot{p} + (I_{zz} - I_{yy}).q.r \quad (3.16)$$

$$M = I_{yy}.\dot{q} + (I_{xx} - I_{zz}).r.p \quad (3.17)$$

$$N = I_{zz}.\dot{r} + (I_{yy} - I_{xx}).p.q \quad (3.18)$$

que são as componentes do momento resultante que atua no corpo segundo as direções G_x , G_y e G_z , respectivamente.

3.4. MOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL

3.4.1. EQUAÇÕES

As equações do movimento do veículo no plano horizontal são obtidas considerando-se ausência de balanço, caturro e arfagem, isto é:

$$p = q = w = 0$$

Resultam, portanto, três equações, (3.11), (3.12) e (3.18), convenientemente simplificadas. A estas equações é adicionada uma quarta que representa a dinâmica do propulsor e o seu acoplamento com o movimento do veículo.

Nas expressões seguintes os esforços externos são divididos segundo a procedência [42]:

$$m.(\dot{u}-v.r) = X_c + X_p + X_l \quad (3.19)$$

$$m.(\dot{v}+u.r) = Y_c + Y_l + Y_a \quad (3.20)$$

$$I_{zz}.\dot{r} = N_c + N_l + N_a \quad (3.21)$$

$$2\pi.I_{pp}.\dot{n} = Q_M + Q_p \quad (3.22)$$

onde:

n é a velocidade angular do propulsor;

I_{pp} é o momento virtual de inércia do propulsor;

Q é o torque externo aplicado ao propulsor;

c refere-se ao casco nu;

- p refere-se ao propulsor;
 l refere-se às superfícies de controle (lemes);
 a refere-se aos apêndices do veículo;
 M refere-se à máquina principal do submarino.

As equações que permitem determinar a trajetória do centro de gravidade do veículo em relação ao referencial fixo são:

$$\dot{x}_{0G} = u \cdot \cos \psi - v \cdot \sin \psi \quad (3.23)$$

$$\dot{y}_{0G} = u \cdot \sin \psi + v \cdot \cos \psi \quad (3.24)$$

onde:

- x_{0G} é a coordenada x do centro de gravidade do veículo, \underline{G} , em relação à origem do sistema fixo, $\underline{0}$;
 y_{0G} é a coordenada y de \underline{G} em relação a $\underline{0}$;
 ψ é o ângulo de rumo do veículo.

São examinados, a seguir, os diversos tipos de esforços que atuam sobre o veículo.

3.4.2. ANÁLISE DOS ESFORÇOS HORIZONTAIS NO SUBMARINO

3.4.2.1 ESFORÇOS DEVIDOS AO CASCO NU

a) FORÇA LONGITUDINAL

A força longitudinal devida ao casco nu é considerada da seguinte forma:

$$X_C = -(X_{\dot{u}})_C \cdot \dot{u} + (X_{vr})_C \cdot v \cdot r + X_R \quad (3.25)$$

onde as parcelas incluídas são as mais significativas no cálculo de X_C . É evidente que esta expressão pode ser estendida utilizando termos de ordem superior. Mas, para efeito de simulação do movimento, a precisão é suficiente [42].

A primeira parcela representa a força devido à massa adicionada em avanço. O termo $X_{\dot{u}}$ pode ser obtido através de cálculos teóricos em elipsóides de revolução [43]. Assim, tem-se:

$$(X_{\dot{u}})_C = -k_1 \cdot m \quad (3.26)$$

onde:

k_1 é um coeficiente função do comprimento dos eixos principais da elipse [44].

No caso do submarino em questão, o eixo maior corresponde ao comprimento (L) e o menor ao diâmetro do veículo na seção mestra (D).

O coeficiente hidrodinâmico X_{vr} pode ser obtido através de [42]:

$$(X_{vr})_C = c_m \cdot (Y_{\dot{v}})_C \quad (3.27)$$

onde:

c_m é um coeficiente obtido experimentalmente, variando entre 0,5 e 0,7;

$(Y_{\dot{v}})_C$ é a massa adicionada em deriva.

A última parcela corresponde à resistência ao avanço imposta ao veículo. A resistência ao avanço pode ser estimada pela formu-

lação do ITTC (International Towing Tank Conference), desenvolvida a partir de resultados experimentais realizados por Froude [45], com placas planas:

$$X_R = [0,00871 + 0,053 / (8,8 + L)] \cdot S_m \cdot u^{1,825} \quad (3.28)$$

onde:

X_R é a resistência ao avanço;

S_m é a superfície molhada total do submarino.

b) FORÇA TRANSVERSAL

A força transversal no casco é considerada através da seguinte formulação:

$$Y_C = (Y_{\dot{v}})_C \cdot \dot{v} + (Y_{ur})_C \cdot u \cdot r + Y(v,r)_C \quad (3.29)$$

A primeira parcela representa a força devida à massa adicionada em deriva, que pode ser determinada através de [43]:

$$(Y_{\dot{v}})_C = \frac{k_2 \cdot \rho \cdot \pi}{2} \int_{-L/2}^{L/2} C_S(x) \cdot d^2(x) dx \quad (3.30)$$

onde:

k_2 é um coeficiente que é função das formas do casco [45];

ρ é a densidade da água;

$d(x)$ é o diâmetro local em cada seção x ;

$C_S(x)$ é o coeficiente bidimensional de massa adicionada lateral, determinado para cada faixa de comprimento dx ao longo do eixo x ; C_S pode ser determinado a partir das formas do casco, como mostrado em [46].

O coeficiente hidrodinâmico $(Y_{ur})_c$ é de difícil determinação analítica [42]. Através de dados experimentais foi determinada uma correlação entre este coeficiente e a massa adicionada em avanço, expressa pela seguinte relação:

$$(Y_{ur})_c = k \cdot (X_{\dot{u}})_c \quad (3.31)$$

onde:

k é um coeficiente variando entre 0,8 e 1,0 [47].

A última parcela, $Y(v,r)_c$, abrange a força de deriva devido às velocidades de deriva e guinada \underline{v} e \underline{r} . $Y(v,r)_c$ é composta de termos lineares (sufixo L) e não lineares (sufixo NL) :

$$Y(v,r)_c = Y(v,r)_L + Y(v,r)_{NL} \quad (3.32)$$

A determinação da componente $Y(v,r)_{NL}$, bem como dos outros coeficientes não lineares será mostrada na sub-seção 3.4.3.

A parcela linear da força de deriva é expressa por:

$$Y(v,r)_L = (Y_v)_c \cdot v + (Y_r)_c \cdot r \quad (3.33)$$

O coeficiente $(Y_v)_c$ pode ser determinado através da teoria de fólios esbeltos [48]; a expressão final de $(Y_v)_c$ é:

$$(Y_v)_c = - \frac{\rho}{2} \cdot A_h \cdot u \cdot [(\frac{\partial CL}{\partial \beta})_c + (CD)_c] \quad (3.34)$$

onde:

A_h é a área longitudinal projetada do veículo (no caso do submarino, tomando-se uma elipse tem-se $A_h = \frac{\pi DL}{4}$);

$(CD)_c$ é o coeficiente de arrasto do casco nu;

$(\frac{\partial CL}{\partial \beta})_c$ é a inclinação da curva de sustentação do submarino tomado como um fólio.

$(\frac{\partial CL}{\partial \beta})_c$ pode ser calculado pela fórmula de Jones[43], válida para razão de aspecto do fólio-submarino menor que 1/5:

$$(\frac{\partial CL}{\partial \beta})_c = \frac{\pi \cdot D}{L} \quad (3.35)$$

A força devido à velocidade angular de guinada do casco nu apresenta dois termos principais; o primeiro é obtido de considerações sobre o fluido ideal e o outro de efeitos de fluido real. A expressão que rege o cálculo de $(Y_r)_c$ é [43]:

$$(Y_r)_c = -k_1 \cdot m \cdot u + (Y_v)_c \cdot x_p \quad (3.36)$$

onde a primeira parcela representa a contribuição do fluido ideal e a segunda a do fluido real, sendo:

x_p a coordenada do ponto de atuação da força lateral.
Recomenda-se tomar x_p como a distância do centro de gravidade do submarino ao centro da área do seu perfil lateral.

c) MOMENTO DE GUINADA

O momento de guinada devido ao casco nu é calculado pela expressão:

$$N_c = - (N_{\dot{r}})_c \cdot \dot{r} + N(v, r)_c \quad (3.37)$$

A parcela $(N_{\dot{r}})_c$ corresponde à inércia adicionada de guinada e pode ser determinada através de [46]:

$$(N_{\dot{r}})_c = - \frac{k \cdot \rho \cdot \pi \cdot L}{D^2} \int_{-L/2}^{L/2} C_S(x) \cdot d^2(x) \cdot x^2 dx \quad (3.38)$$

onde:

k' é um coeficiente de massa rotacional que é função das formas do casco [44].

A parcela $N(v,r)_C$ compreende o momento de guinada devido às velocidades de deriva e guinada do veículo. $N(v,r)_C$ é constituída por duas parcelas; uma linear e outra não linear:

$$N(v,r)_C = N(v,r)_L + N(v,r)_{NL} \quad (3.39)$$

A parcela linear pode ser expressa através de:

$$N(v,r)_L = (N_v)_C \cdot v + (N_r)_C \cdot r \quad (3.40)$$

Da mesma forma que $(Y_r)_C$, as parcelas $(N_v)_C$ e $(N_r)_C$ são calculadas pela superposição de dois efeitos, um devido ao fluido ideal (escoamento não viscoso) e o outro devido ao fluido real (escoamento viscoso) [43]. Aplicam-se as seguintes expressões:

$$(N_v)_C = (Y_v)_C + k_1 \cdot m + x_p \cdot (Y_v)_C \quad (3.41)$$

onde as duas primeiras parcelas representam a contribuição do fluido ideal e a outra a do fluido real.

$$(N_r)_C = - m_z \cdot \bar{x} \cdot u + \left(\frac{C_p}{2}\right)^2 \cdot (Y_v)_C \quad (3.42)$$

onde a primeira parcela representa a contribuição do fluido ideal e a segunda a do fluido real, sendo:

m_z a massa adicionada rotacional, expressa através de:

$$m_z = \frac{k'}{k_2} \cdot (Y_v)_C \quad ;$$

C_p o coeficiente prismático do veículo;

\bar{x} o braço de momento expresso através de:

$$\bar{x} = \frac{\int_{-L/2}^{L/2} C_S(x) \cdot d(x)^2 \cdot x \, dx}{\int_{-L/2}^{L/2} C_S(x) \cdot d(x)^2 \cdot dx}$$

3.4.2.2 ESFORÇOS DEVIDOS AOS APÊNDICES

O apêndice que influencia o movimento do submarino no plano horizontal é a vela.

A presença da vela disposta paralelamente ao eixo longitudinal do veículo provoca o aparecimento de esforços de deriva e de guinada.

As expressões da força de deriva e do momento de guinada devido ao apêndice são, respectivamente:

$$Y_a = (Y_{\dot{v}})_a \cdot \dot{v} + (Y_v)_a \cdot v + (Y_r)_a \cdot r \quad (3.43)$$

$$N_a = (N_{\dot{r}})_a \cdot \dot{r} + (N_v)_a \cdot v + (N_r)_a \cdot r \quad (3.44)$$

Os coeficientes hidrodinâmicos que constam das equações (3.43) e (3.44) são calculados considerando o apêndice como placa plana.

O coeficiente $(Y_{\dot{v}})_a$ corresponde à massa adicionada de uma placa plana para acelerações perpendiculares à mesma, e pode ser aproximado através de [48],[49]:

$$(Y_{\dot{v}})_a = \frac{4 \cdot \pi \cdot \bar{b} \cdot \lambda_a \cdot A_a}{\sqrt{\lambda_a^2 + 1}} \quad (3.45)$$

onde:

A_a é a área do apêndice;

\bar{b} é o seu comprimento;

λ_a é a razão de aspecto do apêndice.

O coeficiente $(Y_v)_a$ é calculado de maneira semelhante a $(Y_v)_c$, equação (3.34), com uma modificação: é desprezado o coeficiente de arrasto, $(CD)_a$, que, no caso de placa plana, é irrelevante perante $\partial CL/\partial \beta$. Assim, resulta a seguinte expressão:

$$(Y_v)_a = - \frac{\rho}{2} \cdot A_a \cdot u \cdot \left(\frac{\partial CL}{\partial \beta} \right)_a \quad (3.46)$$

onde:

$\left(\frac{\partial CL}{\partial \beta} \right)_a$ é a variação do coeficiente de sustentação com o ângulo de ataque, expressa através de:

$$\left(\frac{\partial CL}{\partial \beta} \right)_a = \frac{\pi}{2} \cdot \lambda_a \quad .$$

As expressões seguintes ilustram o cálculo dos demais coeficientes utilizados no modelo adotado.

$$(Y_r)_a = x_a \cdot (Y_v)_a \quad (3.47)$$

$$(N_v)_a = x_a \cdot (Y_v)_a \quad (3.48)$$

$$(N_r)_a = x_a^2 \cdot (Y_v)_a \quad (3.49)$$

$$(N_{\dot{r}})_a = x_a^2 \cdot (Y_{\dot{v}})_a \quad (3.50)$$

onde:

x_a é a coordenada longitudinal do centro do apêndice, tomado como positivo a vante da seção mestra.

3.4.2.3 SISTEMA PROPULSOR

O sistema propulsor do submarino, operando submerso, é constituído de um motor elétrico que aciona um hélice de passo fixo através de um redutor.

a) HÉLICE

O hélice do veículo é modelado através de suas curvas características de operação: a do coeficiente de empuxo, K_T , e a do coeficiente de torque, K_Q . Estes adimensionais são definidos abaixo, como função do coeficiente de avanço, J [43]:

$$K_T(J) = \frac{T_A}{\rho \cdot n^2 \cdot D_p^4} \quad (3.51)$$

$$K_Q(J) = \frac{Q_p}{\rho \cdot n^2 \cdot D_p^4} \quad (3.52)$$

$$J = \frac{V_a}{n \cdot D_p} \quad (3.53)$$

onde:

T_A é o empuxo do propulsor em água aberta;

D_p é o diâmetro do propulsor;

Q_p é o torque requerido pelo propulsor;

V_a é a velocidade de avanço do hélice, relacionada com a velocidade do veículo através de:

$$V_a = (1 - \omega_{est}) \cdot u \quad ; \quad (3.54)$$

ω_{est} é o coeficiente médio de esteira do veículo.

Estas curvas, obtidas experimentalmente, com o hélice avançando na condição não perturbada ("água aberta") são apresentadas para famílias de hélices geometricamente semelhantes [50].

A operação do hélice na popa do submarino causa uma depressão nesta região e um conseqüente aumento da resistência ao movimento do veículo. Este efeito é contabilizado através de uma redução fictícia do empuxo. Assim, define-se um empuxo efetivo, X_p :

$$X_p = T_A \cdot (1 - t_e) \quad (3.55)$$

onde:

t_e é o coeficiente de redução do empuxo, função das linhas do casco [51].

b) MÁQUINA PRINCIPAL

Foi adotado o seguinte modelo para representação do motor, levando em consideração que a velocidade nominal do veículo, no início da manobra, é constante [52]:

$$Q_M = \frac{BHP(V_i)}{2 \cdot \pi \cdot n} \quad (3.56)$$

onde:

BHP(V_i) é a potência fornecida pela máquina principal para o veículo navegando com V_i ;

V_i é a velocidade nominal do veículo no início da manobra.

Esta lei se aplica com muito boa precisão para turbinas. Para motores elétricos a aproximação não é tão boa, mas está dentro dos limites de precisão desejados.

3.4.2.4 ESFORÇOS DEVIDOS ÀS SUPERFÍCIES DE CONTROLE (LEMES)

A figura 3.5 mostra um esquema dos esforços introduzidos no submarino pela ação das superfícies de controle.

Considerando a sustentação F_N (também chamada de Força Normal no leme), obtém-se as componentes de força na direção longitudinal, X_1 , e na direção transversal, Y_1 , bem como do momento de guinada, N_1 , (em torno do eixo Gz) :

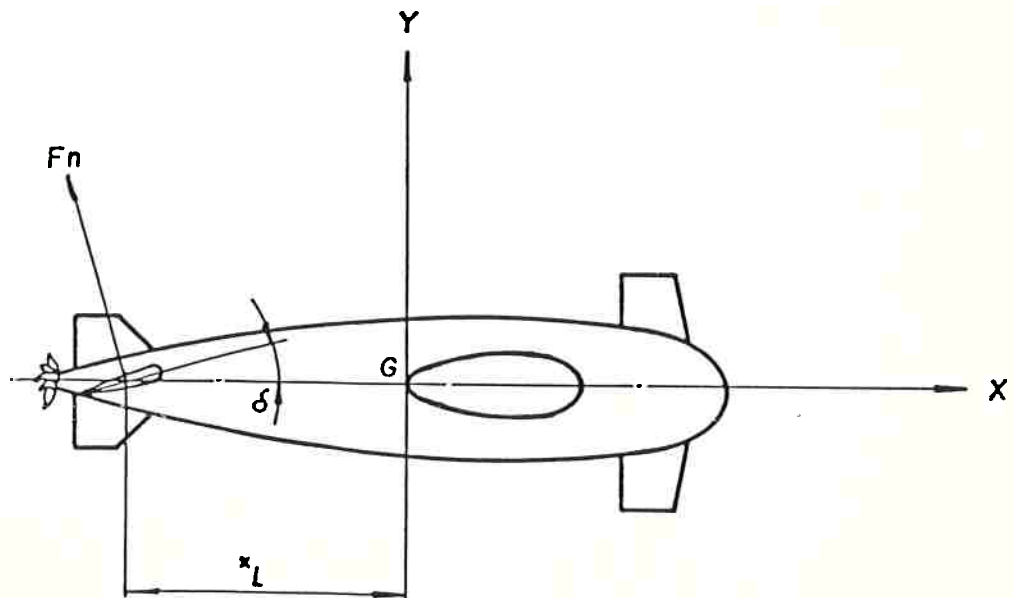


Figura 3.5 - Esquema dos Esforços Introduzidos no Submarino pelas Superfícies de Controle

Estes esforços podem ser expressos da seguinte maneira [53]:

$$X_1 = - F_N \cdot \text{sen } \delta \quad (3.57)$$

$$Y_1 = (1 + a_h) \cdot F_N \cdot \text{cos } \delta \quad (3.58)$$

$$N_1 = - (1 + a_h) \cdot x_L \cdot F_N \cdot \text{cos } \delta \quad (3.59)$$

onde:

δ é o ângulo de deflexão do leme, fornecido pela máquina do leme;

x_1 é a coordenada longitudinal do centro da superfície de sustentação;

O coeficiente a_h é introduzido na força lateral a fim de quantificar o efeito de interferência do leme com o casco. Este aumento na força lateral pode ser explicado como o efeito da circulação no leme. O coeficiente a_h pode ser obtido através da curva $a_h \times C_b$ (onde C_b é coeficiente de bloco do veículo), baseada em resultados experimentais [54], [55], que é reproduzida abaixo:

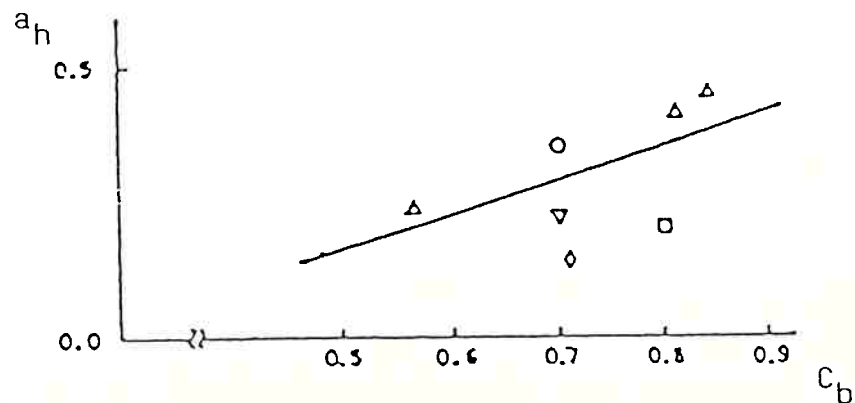


Figura 3.6 - Ilustração da Interferência entre o Leme e o Casco

A força normal no leme, F_N , é expressa através de:

$$F_N = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A_1 \cdot V_1^2 \cdot f_a(\lambda_1) \cdot \text{sen } \alpha_1 \quad (3.60)$$

onde:

A_1 é a área projetada do leme;

V_1 é a velocidade efetiva de entrada no leme;

$f_a(\lambda_1)$ é a curva característica do leme operando em água aberta;

α_1 é o ângulo efetivo de entrada no leme;

λ_1 é a razão de aspecto efetiva do leme.

As características de água aberta do leme podem ser estimadas por métodos teóricos-empíricos, tais como o de Fujii [56], que resulta na seguinte formulação:

$$f_a(\lambda_1) = \frac{6,13 \cdot \lambda_1}{\lambda_1 + 2,25} \quad (3.61)$$

A velocidade efetiva de entrada no leme pode ser estimada, levando em conta a aceleração do escoamento de entrada devido ao propulsor, obtendo-se a seguinte expressão [53]:

$$V_1 = u \cdot (1 - \omega_{est}) \cdot \sqrt{1 + \frac{8 \cdot KT(J)}{\pi \cdot J^2}} \quad (3.62)$$

O ângulo efetivo de entrada no leme é dado por:

$$\alpha_1 = \delta - \gamma \cdot \beta_1 \quad (3.63)$$

onde:

γ é o chamado coeficiente de retificação do escoamento. Seu valor se situa entre 1,00 e 1,05 para pequenos ângulos de deriva [53];

β_1 é o ângulo de deriva do leme e é definido por:

$$\beta_1 = \beta - 2,0 \cdot x_1' \cdot r' \quad (3.64)$$

sendo:

$\beta = -v / V$ o ângulo de deriva do veículo;

$x_1' = x_1 / L$ a coordenada longitudinal adimensional do leme;

$r' = r \cdot L / V$ a velocidade adimensional de guinada.

3.4.3. O MÉTODO DO NAVIO EQUIVALENTE

3.4.3.1 INTRODUÇÃO

Adotou-se a seguinte estrutura para representação dos esforços não lineares $Y(v,r)_{NL}$ e $N(v,r)_{NL}$:

$$Y(v,r)_{NL} = Y_{vv}v \cdot |v| + Y_{vr}v \cdot |r| + Y_{rr}r \cdot |r| \quad (3.65)$$

$$N(v,r)_{NL} = N_{rr}r \cdot |r| + N_{vvr}v^2 \cdot r + N_{rrv}r^2 \cdot v \quad (3.66)$$

Este é o modelo usualmente empregado por Inoue [42] e outros pesquisadores japoneses em simulação de manobras de navios de superfície. Esta formulação foi utilizada pelo autor para elaborar um modelo de previsão de manobra de navios de superfície [22]. Este modelo foi testado na previsão de manobrabilidade de uma corveta, fornecendo resultados satisfatórios.

O problema na aplicação deste modelo se reduz à determinação dos coeficientes Y_{vv} , Y_{rr} , Y_{vr} , N_{rr} , N_{vvr} e N_{rrv} . Não existem, porém, métodos consagrados para obtenção destes coeficientes para submarinos. Humpreys [20] afirma que os métodos teóricos e teórico-empíricos disponíveis, apresentam uma precisão duvidosa.

Para resolver este problema o autor desenvolveu o Método do Navio Equivalente. Este método é de natureza teórico-empírica e permite a determinação das derivadas hidrodinâmicas do submersível através do estabelecimento de uma analogia com as derivadas hidrodinâmicas de um navio de superfície (com características equivalentes às do submarino em questão). A grande vantagem deste método é a fácil implementação e a grande quantidade de informações que se

dispõe a respeito de derivadas hidrodinâmicas não lineares de navios de superfície.

3.4.3.2 JUSTIFICATIVA DO MÉTODO

O Método do Navio Equivalente estabelece uma igualdade entre as características de manobrabilidade de um veículo submerso e outro na superfície.

Esta condição é conseguida ao se considerar o casco do submarino como o dobro do casco de um navio na superfície. Consiste, então, na aplicação do Método das Imagens [57], conforme a figura abaixo:

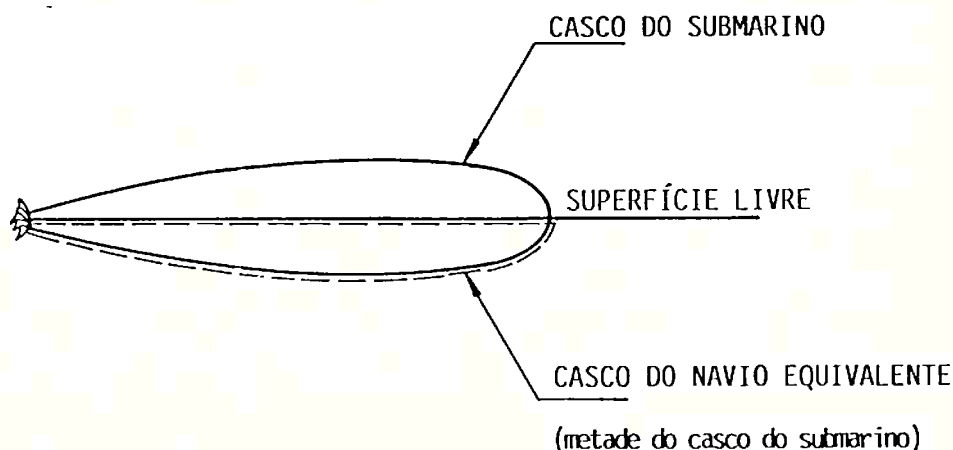


Figura 3.7 - Ilustração do Método das Imagens

Ao se aplicar este método admite-se que o efeito de superfície livre é desprezível o que, conforme afirma Newman [58], é uma condição realista em manobrabilidade de veículos. De fato, as frequências características dos movimentos envolvidos em uma manobra do veículo são muito menores que as frequências típicas dos fenômenos relacionados com o efeito de superfície livre.

Desta forma, conhecendo-se as características hidrodinâmicas (através de relações adequadas entre os coeficientes lineares e

não lineares) de um navio de superfície, pode-se determinar estas características para um submarino.

3.4.3.3 FORMULAÇÃO DO MÉTODO

Para aplicar o Método das Imagens é necessário efetuar um corte no submarino segundo o plano horizontal que contém o eixo principal de inércia, obtendo-se o casco do navio equivalente. Desta forma, o navio equivalente possui comprimento e boca iguais aos do submarino, calado igual à metade do diâmetro que o submarino apresenta na seção mestra e o mesmo valor do coeficiente de bloco.

As derivadas hidrodinâmicas lineares e não lineares do navio equivalente são calculadas a partir de regressões de resultados de ensaios em escala reduzida [59]. Estas regressões que mostram os coeficientes como função das dimensões principais e do coeficiente de bloco do navio, são encontradas no apêndice [B].

Aplicando o Método das Imagens obtém-se as derivadas não lineares do submarino (DNL_{SUB}), a partir do conhecimento de suas derivadas lineares (DL_{SUB}), e das derivadas lineares e não lineares do navio equivalente (DL_{NE} e DNL_{NE} respectivamente); é utilizada a seguinte relação:

$$DNL_{SUB} = \frac{DNL_{NE}}{DL_{NE}} \cdot DL_{SUB} \quad (3.67)$$

De acordo com a formulação do método as derivadas hidrodinâmicas lineares do submarino deveriam ser o dobro das derivadas correspondentes do navio equivalente. Entretanto, como o método de determi-

nação desses coeficientes não é o mesmo para os dois veículos , obtém-se valores diferentes de 2,0 para a relação DL_{SUB}/DL_{NE} , como mostrado abaixo:

$$\frac{Y_v|_{SUB}}{Y_v|_{NE}} = 2,01$$

$$\frac{Y_r|_{SUB}}{Y_r|_{NE}} = 1,87$$

$$\frac{N_r|_{SUB}}{N_r|_{NE}} = 1,97$$

$$\frac{N_v|_{SUB}}{N_v|_{NE}} = 2,03$$

A aplicação da equação (3.67) para a determinação de um particular coeficiente não linear DNL_{SUB} requer que se tome como referência uma certa derivada linear DL_{SUB} . Na maioria dos casos a escolha do coeficiente linear apropriado é óbvia; em outros casos não é tão evidente. São definidos a seguir os procedimentos para cálculo de cada derivada não linear.

a) $Y_{vv}|_{SUB}$

$$Y_{vv}|_{SUB} = Y_v|_{SUB} \cdot \frac{Y_{vv}|_{NE}}{Y_v|_{NE}} \quad (3.68)$$

b) $Y_{vr}|_{SUB}$

$$Y_{vr}|_{SUB} = Y_v|_{SUB} \cdot \frac{Y_{vr}|_{NE}}{Y_v|_{NE}} \quad (3.69)$$

c) $Y_{rr}|_{SUB}$

$$Y_{rr}|_{SUB} = Y_r|_{SUB} \cdot \frac{Y_{rr}|_{NE}}{Y_r|_{NE}} \quad (3.70)$$

d) $N_{vvr}|_{SUB}$

$$N_{vvr}|_{SUB} = N_v|_{SUB} \cdot \frac{N_{vvr}|_{NE}}{N_v|_{NE}} \quad (3.71)$$

e) $N_{rrv}|_{SUB}$

$$N_{rrv}|_{SUB} = N_r|_{SUB} \cdot \frac{N_{rrv}|_{NE}}{N_r|_{NE}} \quad (3.72)$$

f) $N_{rr}|_{SUB}$

$$N_{rr}|_{SUB} = N_r|_{SUB} \cdot \frac{N_{rr}|_{NE}}{N_r|_{NE}} \quad (3.73)$$

3.4.3.4 VALIDAÇÃO DO MÉTODO

Para testar o método do navio equivalente foram comparados os resultados de manobras simuladas com o referido modelo com aqueles obtidos em provas de mar de um dado submarino. Nas simulações foram utilizadas as leis de controle empregadas nas provas de mar.

Inicialmente foram simuladas manobras com o modelo linear, constatando-se diferenças significativas com os resultados de prova de mar.

Posteriormente, com a utilização do modelo completo, com

os termos não lineares calculados pelo método acima exposto, obteve-se uma perfeita concordância com os resultados experimentais. Desta forma, fica comprovada a precisão do método desenvolvido.

3.4.4. DINÂMICA DA MÁQUINA DO LEME

Adotou-se o seguinte modelo para representação da dinâmica do leme [1] :

$$\dot{\delta}(t) = \frac{\dot{\delta}^*(t) - \delta(t)}{T_E} \quad (3.74)$$

onde:

$\delta(t)$ é o ângulo de acionamento efetivo do leme;

$\dot{\delta}^*(t)$ é o ângulo comandado do leme;

T_E é a constante de tempo da máquina do leme; adotou-se $T_E = 2$ s, que é o valor usual em máquinas de leme convencionais.

Os valores máximos da deflexão e da velocidade de acionamento do leme utilizados neste trabalho são os usuais:

$$\delta(t) \leq 35^\circ \quad (3.75)$$

$$\dot{\delta}(t) \leq 3^\circ/\text{s} \quad (3.76)$$

3.4.5. RESUMO DAS EQUAÇÕES DO MOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL

De acordo com o desenvolvimento apresentado nas subseções anteriores, pode-se sintetizar o conjunto de equações utilizadas para representação do movimento do veículo no plano horizontal:

$$m.(\dot{u} - v.r) = - X_{\dot{u}} \cdot \dot{u} + X_{vr} \cdot v.r + X_R + KT \cdot \rho \cdot n^2 \cdot D_p^4 \cdot (1-t) - F_N \cdot \text{sen} \delta_{LV} \quad (3.77)$$

$$m.(\dot{v} + u.r) = (Y_{\dot{v}})_C \cdot \dot{v} + Y_{ur} u.r + (Y_v)_C \cdot v + (Y_r)_C \cdot r + Y_{vv} \cdot v \cdot |v| + Y_{vr} \cdot v \cdot |r| + Y_{rr} \cdot r \cdot |r| + (1 + a_h) \cdot F_N \cdot \text{cos} \delta_{LV} + (Y_{\dot{v}})_{VELA} \cdot \dot{v} + (Y_v)_{VELA} \cdot v + (Y_r)_{VELA} \cdot r \quad (3.78)$$

$$I_{ZZ} \cdot \dot{r} = (N_{\dot{r}}) \cdot \dot{r} + (N_r)_C \cdot r + (N_v)_C \cdot v + N_{vvr} \cdot v \cdot v \cdot r + N_{rrv} \cdot r \cdot r \cdot v + N_{rr} \cdot r \cdot |r| - (1 + a_h) \cdot x_{LV} \cdot F_N \cdot \text{cos} \delta_{LV} + (N_{\dot{r}})_{VELA} \cdot \dot{r} + (N_r)_{VELA} \cdot r + (N_v)_{VELA} \cdot v \quad (3.79)$$

$$2 \cdot \pi \cdot I_{pp} \cdot \dot{n} = \frac{BHP}{2 \cdot \pi \cdot n} - KQ \cdot \rho \cdot n^2 \cdot D_p^5 \quad (3.80)$$

3.5. MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL

3.5.1. EQUAÇÕES

As equações do movimento do veículo no plano vertical são obtidas considerando-se ausência de balanço, deriva e guinada, isto é :

$$p = v = 0$$

Resultam, portanto, três equações de movimento, (3.11) , (3.13) e (3.17), mais a equação do acoplamento da dinâmica do propulsor.

São considerados neste caso os efeitos externos devidos às ondas (sufixo *o*) e corrente (sufixo *co*).

São as seguintes as equações do movimento do submarino no plano vertical:

$$m.(\dot{u} - w.q) = X_c + X_p + X_l + X_{co} \quad (3.81)$$

$$m.(\dot{w} + u.q) = Z_c + Z_l + Z_a + Z_o + Z_{co} \quad (3.82)$$

$$I_{yy}.\dot{q} = M_c + M_l + M_a + M_o + M_{co} \quad (3.83)$$

$$2.\pi.I_{pp}.\dot{h} = Q_m + Q_p \quad (3.84)$$

As equações que determinam a trajetória do centro de gravidade do veículo em relação ao referencial fixo são:

$$\dot{x}_{OG} = u.\cos \theta - w.\sen \theta \quad (3.85)$$

$$\dot{z}_{OG} = u.\sen \theta + w.\cos \theta \quad (3.86)$$

onde:

z_{0G} é a coordenada z de G em relação a 0 ;

θ é o ângulo de caturro do submarino;

3.5.2.1 ESFORÇOS DEVIDOS AO CASCO NU

A estrutura adotada para representar os esforços devidos ao casco nu é semelhante à utilizada na modelagem dos esforços no plano horizontal. Resultam, então, as seguintes equações para representação das forças longitudinal e transversal e do momento de caturro, respectivamente:

$$X_c = - (X_{\dot{u}})_c \cdot \dot{u} + (X_{wq})_c \cdot w \cdot q + X_R \quad (3.87)$$

$$Z_c = (Z_{\dot{w}})_c \cdot \dot{w} + (Z_{uq})_c \cdot u \cdot q + (Z_w)_c \cdot w + (Z_q)_c \cdot q + \\ Z_{ww} \cdot w \cdot |w| + Z_{qq} \cdot q \cdot |q| + Z_{wq} \cdot w \cdot |q| \quad (3.88)$$

$$M_c = (M_{\dot{q}})_c \cdot \dot{q} + (M_q)_c \cdot q + (M_w)_c \cdot w + M_{wwq} \cdot w \cdot w \cdot q + \\ M_{qqw} \cdot q \cdot q \cdot w + M_{qq} \cdot q \cdot |q| + M_R \quad (3.89)$$

onde:

M_R é o momento restaurador de caturro, expresso através de:

$$M_R = - m \cdot g \cdot \Delta z \cdot \text{sen } \theta \quad (3.90)$$

Δz é a diferença de cota entre o centro de gravidade e o centro de carena do veículo;

g é a aceleração da gravidade.

Os coeficientes hidrodinâmicos que aparecem nas equações

(3.87) a (3.89) podem ser obtidos, utilizando a hipótese de axisimetria, a partir das seguintes relações:

$$(X_{wq})_c = (X_{vr})_c \quad (3.91)$$

$$(Z_{\dot{w}})_c = (Y_{\dot{v}})_c \quad (3.92)$$

$$(Z_{uq})_c = (Y_{ur})_c \quad (3.93)$$

$$(Z_w)_c = (Y_v)_c \quad (3.94)$$

$$(Z_q)_c = (Y_r)_c \quad (3.95)$$

$$Z_{ww} = Y_{vv} \quad (3.96)$$

$$Z_{qq} = Y_{rr} \quad (3.97)$$

$$Z_{wq} = Y_{vr} \quad (3.98)$$

$$(M_{\dot{q}})_c = (N_{\dot{r}})_c \quad (3.99)$$

$$(M_q)_c = (N_r)_c \quad (3.100)$$

$$M_{wwq} = N_{vvr} \quad (3.101)$$

$$M_{qqw} = N_{rrv} \quad (3.102)$$

$$M_{qq} = N_{rr} \quad (3.103)$$

3.5.2.2 SISTEMA PROPULSOR

São consideradas as equações constantes do item 3.4.2.3.

3.5.2.3 ESFORÇOS DEVIDOS ÀS SUPERFÍCIES DE CONTROLE (LEMES)

São consideradas as equações desenvolvidas no item 3.4.2.4 para cálculo de esforços nos lemes horizontais de vante e de ré.

3.5.3. RESUMO DAS EQUAÇÕES DO MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL

De acordo como o desenvolvimento apresentado nas subseções anteriores pode-se sintetizar o conjunto de equações utilizadas para representação do movimento do veículo no plano vertical:

$$m \cdot (\dot{u} - w \cdot q) = - (X_{\dot{u}})_c \cdot \dot{u} + (X_{wq})_c \cdot w \cdot q + X_R + KT \cdot \rho \cdot n^2 \cdot D_p^4 \cdot (1-t) - FN_{LHV} \cdot \text{sen} \delta_{LHV} - FN_{LHR} \cdot \text{sen} \delta_{LHR} + X_{co} \quad (3.104)$$

$$m \cdot (\dot{w} + u \cdot q) = (Z_{\dot{w}})_c \cdot \dot{w} + (Z_{uq})_c \cdot u \cdot q + (Z_w)_c \cdot w + (Z_q)_c \cdot q + Z_{ww} \cdot w \cdot |w| + Z_{qq} \cdot q \cdot |q| + Z_{wq} \cdot w \cdot |q| + (1+a_h) \cdot (FN_{LHV} \cdot \text{sen} \delta_{LHV} + FN_{LHR} \cdot \text{sen} \delta_{LHR}) + Z_o + Z_{co} \quad (3.105)$$

$$I_{yy} \cdot \dot{q} = (M_{\dot{q}})_c \cdot \dot{q} + (M_q)_c \cdot q + (M_w)_c \cdot w + M_{wwq} \cdot w \cdot w \cdot q + M_{qqw} \cdot q \cdot q \cdot w + M_{qq} \cdot q \cdot |q| - m \cdot g \cdot \Delta z \cdot \text{sen} \theta - (1+a_h) \cdot (x_{LHV} \cdot FN_{LHV} \cdot \text{cos} \delta_{LHV} + x_{LHR} \cdot FN_{LHR} \cdot \text{cos} \delta_{LHR}) + M_o + M_{co} \quad (3.106)$$

$$2 \cdot \pi \cdot I_{pp} \cdot \dot{n} = \frac{BHP}{2 \cdot \pi \cdot n} - KQ \cdot \rho \cdot n^2 \cdot D_p^5 \quad (3.107)$$

3.6. MODELO MATEMÁTICO DOS EFEITOS AMBIENTAIS

Os agentes ambientais considerados neste trabalho são ondas e corrente.

Para representação destes esforços foram selecionados modelos relativamente simples, mas que traduzem com suficiente precisão os fenômenos envolvidos.

3.6.1. ONDAS

A inclusão dos efeitos de onda nas equações que representam o movimento do submarino exige um tratamento cuidadoso. Como se sabe, os esforços devidos a ondas constituem um processo estocástico. Para simulação da manobra de um submarino é necessário, portanto, gerar uma amostra destes esforços a partir de suas estatísticas.

O procedimento é relativamente complexo e se baseia no conhecimento dos esforços para ação de ondas regulares. Assim, determina-se para uma onda regular, com uma dada frequência, a força de arfagem e o momento de caturro que atuam sobre o submarino. Obtém-se, em consequência, as funções de transferência relacionando amplitude de onda e esforços sobre o corpo.

A seguir, para um dado espectro de mar (já corrigido para a velocidade relativa entre o veículo e o trem de ondas), aplicam-se as funções de transferência levantadas, obtendo-se a densidade espectral da força de arfagem e do momento de caturro.

A partir destes espectros gera-se uma amostra dos esforços

para simulação da manobra do submarino.

O procedimento acima descrito é utilizado para cálculo do momento de caturro e da força de arfagem de 1ª ordem. Como a componente de 2ª ordem da força de arfagem é constante com o tempo, emprega-se uma sistemática diferente para o seu cálculo.

3.6.1.1 CÁLCULO DOS ESFORÇOS DEVIDOS A UMA ONDA REGULAR SOBRE O SUBMARINO

É adotada para este cálculo a hipótese de Froude-Krilov, segundo a qual o potencial das ondas difratadas pela passagem do veículo é desprezível perante o potencial das ondas incidentes.

Considere-se o corpo submerso numa profundidade H_0 em relação à superfície, sujeito a um trem de ondas planas progressivas regulares de frequência ω e comprimento λ_0 , que se desloca com velocidade v_0 .

A figura 3.8 ilustra o fenômeno e as principais dimensões a ele inerentes.

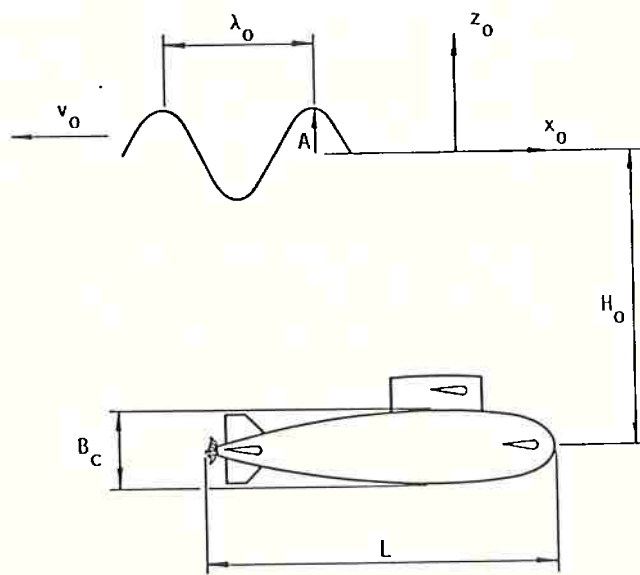


Figura 3.8 - Veículo Sujeito a um Trem de Ondas Regulares

A ação das ondas sobre o submarino é traduzida por uma força vertical e um momento de caturro, calculados pela integração da componente vertical da pressão ao longo do casco. Para o cálculo das forças utiliza-se o Método de Faixas, que consiste em dividir o corpo em faixas transversais; se $f_{v\omega}(x)$ é a resultante vertical da pressão em cada seção, a força de arfagem e o momento de caturro são calculados pelas integrais abaixo:

$$Z_o(\omega) = \int_{-L/2}^{L/2} f_{v\omega}(x) \cdot dx \quad (3.108)$$

$$M_o(\omega) = \int_{-L/2}^{L/2} f_{v\omega}(x) \cdot x \cdot dx \quad (3.109)$$

Desta forma, é necessário conhecer a variação da pressão ao longo de cada faixa. A pressão é calculada por Bernoulli [60] :

$$p_o = - \rho \cdot \frac{\partial \phi_\omega}{\partial t} - \frac{\rho}{2} \cdot |\nabla \phi_\omega|^2 \quad (3.110)$$

onde:

- p_o é a pressão de ondas;
- ϕ_ω é o potencial total das ondas;
- ∇ é o operador **gradiente**.

O potencial ϕ_ω é resultante do potencial da onda incidente, ϕ_I , e do potencial difratado pela presença do corpo, ϕ_D :

$$\phi_\omega = \phi_I + \phi_D \quad (3.111)$$

Entretanto, o potencial difratado, ϕ_D (ondas formadas pela

presença do veículo), é desprezado de acordo com a hipótese de Froude-Krilov. Esta hipótese é válida quando ocorre:

$$k_0 \cdot B_C \ll 1,0 \quad (3.112)$$

onde:

k_0 é o número de onda, dado por:

$$k_0 = 2 \cdot \pi / \lambda_0 \quad (3.113)$$

ou por

$$k_0 = \omega^2 / g \quad (\text{admitindo-se águas profundas}); (3.114)$$

B_C é a dimensão transversal característica do corpo.

Esta relação indica que a hipótese de Froude-Krilov é tanto mais válida quanto maior for o comprimento de onda, em relação à dimensão transversal característica.

Na prática, considera-se como longas as ondas a partir de

$$k_0 \cdot B_C = 0,5$$

Considerando o submarino em questão, $B_C = 8\text{m}$, e o período típico de onda de pico (para um mar plenamente desenvolvido), $T=10\text{s}$, obtém-se

$$k_0 \cdot B_C = 0,3$$

Desta forma, as ondas de pico podem ser consideradas longas em relação ao submarino. Como se verá mais adiante, os espectros utilizados para a descrição do mar são de banda pequena. Nestes, a principal característica é que as ondas significativas se agrupam em torno da frequência das ondas de pico. Logo, a maior parte das

ondas significativas são longas em relação ao veículo adotado.

Assim, o potencial é determinado apenas pelo potencial incidente:

$$\Phi_{\omega} = \Phi_I = \frac{g \cdot A(\omega)}{\omega} \cdot e^{k_0 \cdot z} \cdot \cos(k_0 \cdot x - \omega \cdot t) \quad (3.115)$$

onde:

$A(\omega)$ é a amplitude da onda incidente;

Levando em consideração as equações (3.110) e (3.115) pode-se mostrar [61] que os esforços devidos às ondas são constituídos de duas parcelas:

i) uma parcela corresponde ao termo linear de **1ª ordem**, que fornece uma pressão pulsante, proporcional à amplitude da onda incidente;

ii) a outra, se resume a uma parcela constante no tempo, proporcional a $\omega^2 \cdot A^2(\omega)$, chamada força de **2ª ordem**.

A força vertical de 1ª ordem, $f_{v\omega}^1(x,t)$, é obtida pela integração da pressão ao longo da superfície de uma faixa do submarino, de largura unitária e diâmetro \bar{d} , considerando apenas o termo linear da pressão, conforme a expressão abaixo:

$$f_{v\omega}^1(x,t) = - 2 \cdot \rho \cdot \int_0^{\pi} \frac{\partial \Phi_{\omega}(x, \gamma_0, t)}{\partial t} \cdot \cos \gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (3.116)$$

onde:

γ_0 é o ângulo entre o eixo $G'z$ e a normal à superfície, \vec{n} , conforme ilustrado na figura 3.9.

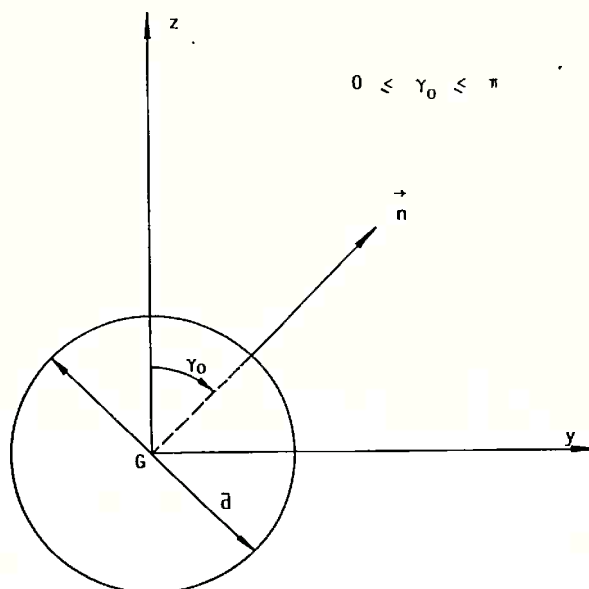


Figura 3.9 - Seção Transversal (genérica) do Veículo

Analogamente é obtida a expressão para o cálculo da força vertical de 2ª ordem, $f_{v\omega}^2$:

$$f_{v\omega}^2 = - \frac{\rho}{2} \int_0^\pi |\nabla\phi_\omega^2| \cdot \cos\gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (3.117)$$

Introduzindo as expressões de $f_{v\omega}^1$ e $f_{v\omega}^2$ nas equações (3.108) e (3.109), obtém-se a força e o momento que atuam sobre o submarino devido a uma onda regular:

$$Z_0(\omega) = Z_0^1(\omega) + Z_0^2(\omega) \quad (3.118)$$

$$M_0(\omega) = G_3(\omega) \cdot A(\omega) \cdot \cos(\omega \cdot t + \phi_M(\omega)) \quad (3.119)$$

onde $Z_0^1(\omega)$ e $Z_0^2(\omega)$ se referem à força de arfagem de 1ª e 2ª ordem, respectivamente, dadas por:

$$Z_0^1(\omega) = G_1(\omega) \cdot A(\omega) \cdot \cos(\omega \cdot t + \phi_Z(\omega)) \quad (3.120)$$

$$Z_0^2(\omega) = G_2(\omega) \cdot A^2(\omega) \cdot L \quad (3.121)$$

sendo:

G_1 , G_2 e G_3 funções da forma do submarino e da frequência da onda incidente, como mostradas no apêndice [C];

$\Phi_Z(\omega)$ o ângulo de fase entre a onda incidente e a força vertical no veículo;

$\Phi_M(\omega)$ o ângulo de fase entre a onda incidente e o momento de caturro no veículo;

3.6.1.2 OBTENÇÃO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA "ESFORÇO/AMPLITUDE DA ONDA"

Uma vez obtidos $Z_o(\omega)$ e $M_o(\omega)$, pode-se determinar as funções de transferência para a força de arfagem de 1ª ordem e o momento de caturro, através das seguintes relações:

$$G_Z^1(\omega) = \frac{Z_o^1(\omega)}{A(\omega)} = G_1(\omega) \angle \Phi_Z(\omega) \quad (3.122)$$

$$G_M(\omega) = \frac{M_o(\omega)}{A(\omega)} = G_3(\omega) \angle \Phi_M(\omega) \quad (3.123)$$

onde:

$G_Z^1(\omega)$ é a função de transferência da força de arfagem de 1ª ordem;

$G_M(\omega)$ é a função de transferência do momento total de caturro.

3.6.1.3 ESPECTROS DE AMPLITUDE DE ONDAS

Dois espectros típicos são utilizados para representar a distribuição de amplitudes das ondas do mar, usando as definições da referência [62].

a) Espectro ITTC (International Towing Tank Conference)

$$S(\omega) = A/\omega^5 \cdot e^{-B/\omega^4} \quad (3.124)$$

$$A = 8,1 \cdot 10^{-3} \cdot g \quad (3.125)$$

$$B = 3,11 / h_{1/3}^2 \quad (3.126)$$

onde:

$S(\omega)$ é o espectro de amplitude de onda;

$h_{1/3}^2$ é a altura significativa da onda;

b) ESPECTRO ISSC (International Ship Structure Congress)

$$S(\omega) = A/\omega^5 \cdot e^{-B/\omega^4} \quad (3.127)$$

$$A = 173,0 \cdot h_{1/3}^2 / T_1^4 \quad (3.128)$$

$$B = 691,0 / T_1^4 \quad (3.129)$$

onde:

T_1 é o período característico da onda;

Embora existam outros espectros para representação do mar aleatório (Pierson-Moskovitz, Neumann [62]), esses dois são adequados para representar a maior parte dos mares que são encontrados na costa brasileira [63].

3.6.1.4 DENSIDADE ESPECTRAL DE ENCONTRO

Os espectros definidos no ítem anterior podem ser utilizados para cálculo de esforços provenientes de ondas sobre corpos parados.

Considerando-se o movimento do veículo deve utilizar-se o espectro de encontro, como explicado a seguir.

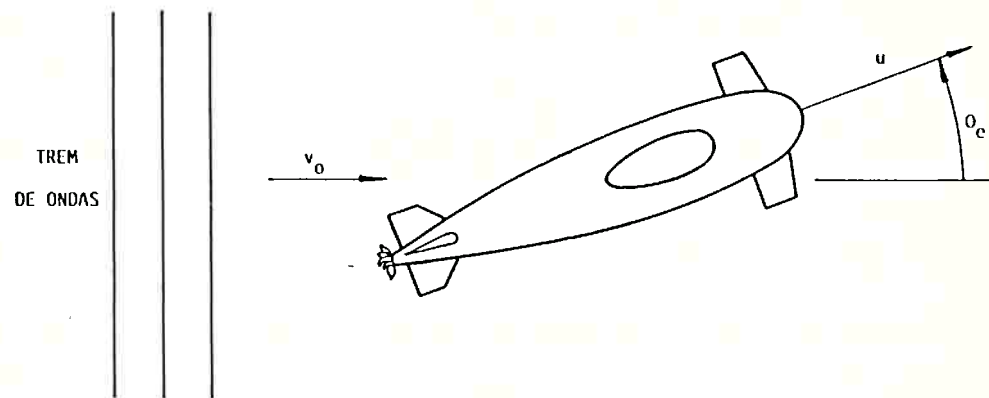


Figura 3.10 - Ilustração da Velocidade de Encontro

A frequência de encontro, conforme mostrado na figura 3.10, pode ser expressa por:

$$\omega_e = k_o \cdot v_r \quad (3.130)$$

onde:

v_r é a velocidade relativa entre a velocidade do trem de ondas e a velocidade projetada do veículo na direção de propagação das ondas; v_r é expressa através de:

$$v_r = v_o - u \cdot \cos\theta_e \quad (3.131)$$

θ_e é o ângulo de encontro;

Considerando que a velocidade de propagação das ondas está relacionada com a frequência da onda incidente através da relação:

$$v_0 = \omega / k_0 \quad (3.132)$$

obtém-se, então:

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2}{g} \cdot u \cdot \cos\theta_e \quad (3.133)$$

O requisito básico para obtenção do espectro de encontro, $S_e(\omega_e)$ é a conservação de energia, expressa através de [58] :

$$S(\omega) \cdot d\omega = S_e(\omega_e) \cdot d\omega_e \quad (3.134)$$

Resulta, assim, o seguinte espectro de encontro:

$$S_e(\omega_e) = S(\omega) / (1 - 2 \cdot \frac{\omega}{g} \cdot u \cdot \cos\theta_e) \quad (3.135)$$

3.6.1.5 DENSIDADE ESPECTRAL DOS ESFORÇOS AGENTES NO VEÍCULO

Os espectros dos esforços agentes no veículo são obtidos a partir do conhecimento do espectro de encontro da onda incidente (S_e) e das funções de transferência da força de arfagem de 1ª ordem (G_Z^1) e do momento de caturro (G_M), a partir das seguintes expressões [64] :

$$S_Z(\omega) = |G_Z^1(\omega)|^2 \cdot S_e(\omega) \quad (3.136)$$

$$S_M(\omega) = |G_M(\omega)|^2 \cdot S_e(\omega) \quad (3.137)$$

onde:

$S_Z(\omega)$ é o espectro da força de arfagem de 1ª ordem;

$S_M(\omega)$ é o espectro do momento de caturro;

3.6.1.6 CÁLCULO DA FORÇA DE ARFAGEM DE 2ª ORDEM

A força de arfagem de 2ª ordem, $Z_0^2(\omega)$, corresponde à segunda parcela da equação (3.118), reproduzida abaixo:

$$Z_0^2(\omega) = G_2(\omega) \cdot A^2(\omega) \cdot L \quad (3.138)$$

Do apêndice [C] obtém-se:

$$G_2(\omega) = C_Z^2 \cdot \omega^2 / L \quad (3.139)$$

onde:

C_Z^2 é uma constante;

A força total de 2ª ordem pode ser obtida realizando a integração de (3.138):

$$F_Z^2 = C_Z^2 \cdot \int_0^{\omega_c} \omega^2 \cdot A^2(\omega) \cdot d\omega \quad (3.140)$$

onde:

F_Z^2 é a força de arfagem total de 2ª ordem;

ω_c é a frequência angular de corte, acima da qual

$S(\omega) \rightarrow 0$.

Como $A^2(\omega)$ equivale à energia contida em cada faixa $d\omega$ do espectro de onda $S(\omega)$, resulta:

$$F_Z^2 = C_Z^2 \cdot \int_0^{\omega_c} \omega^2 \cdot S(\omega) \cdot d\omega \quad (3.141)$$

Desta forma conclui-se que a força de arfagem de 2ª ordem é constante com o tempo, para uma dado espectro de onda incidente.

3.6.1.7 GERAÇÃO DE UMA AMOSTRA DOS ESFORÇOS DEVIDOS ÀS ONDAS

As amostras dos esforços de ondas que atuam sobre o submarino são geradas a partir da densidade espectral dos mesmos, de acordo com o esquema ilustrado na figura 3.11.

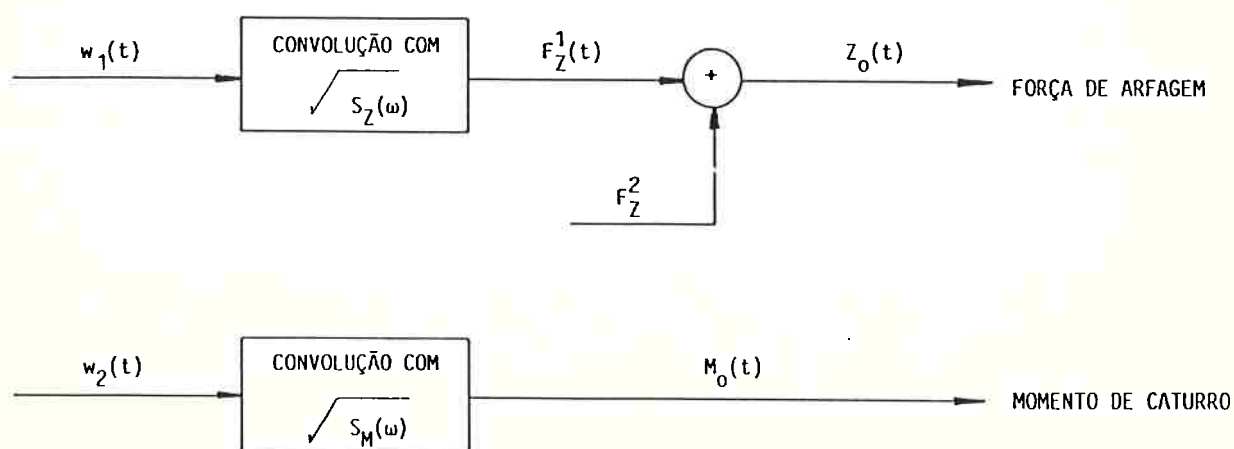


Figura 3.11 - Geração de uma Amostra dos Esforços Devidos à Onda

Os esforços de arfagem de 1ª ordem e de caturro são obtidos através das seguintes integrais de convolução[65] :

$$F_Z^1(t) = \int_{-\infty}^{\infty} w_1(\tau) \cdot h_Z(t-\tau) \cdot d\tau \quad (3.142)$$

$$M_O(t) = \int_{-\infty}^{\infty} w_2(\tau) \cdot h_M(t-\tau) \cdot d\tau \quad (3.143)$$

onde

$w_1(\tau)$ e $w_2(\tau)$ são ruídos brancos gaussianos com desvio padrão unitário, não correlacionados entre si;

$h_Z(t-\tau)$ é a resposta impulsiva da força de arfagem de 1ª ordem, que resulta da transformada inversa de Fourier da raiz quadrada do espectro $S_Z(\omega)$:

$$h_Z(t-\tau) = F^{-1}[\sqrt{S_Z(\omega)}] \quad ; \quad (3.145)$$

$h_M(t-\tau)$ é a resposta impulsiva do momento de caturro que resulta da transformada inversa de Fourier da raiz quadrada do espectro $S_M(\omega)$:

$$h_M(t-\tau) = F^{-1}[\sqrt{S_M(\omega)}] \quad ; \quad (3.146)$$

$F[.]$ é o operador transformada de Fourier.

3.6.2. CORRENTE

O modelo matemático para representação dos efeitos da corrente inclui dois parâmetros: intensidade e direção.

Em geral a corrente varia com o tempo e a profundidade, mas, para estudo de manobras de submarinos, estas variações podem

ser desprezadas e a corrente suposta constante.

A introdução do efeito da corrente consiste na correção das componentes u e w do movimento do veículo em relação à água. A magnitude da correção é função da velocidade da corrente e do ângulo relativo entre a direção da corrente e a orientação do veículo no plano vertical.

Na formulação do modelo admite-se que a velocidade de avanço do veículo em relação ao referencial fixo na terra é mantida constante.

Seja u_c a projeção da velocidade da corrente no plano vertical do veículo que passa por G e α_c o ângulo relativo entre a direção da corrente e o ângulo de caturro, conforme ilustra a figura 3.12.

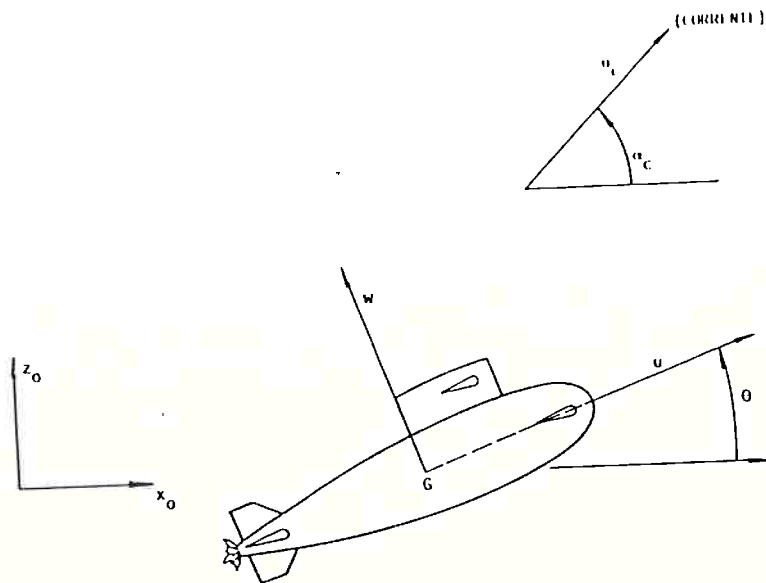


Figura 3.12 - Ilustração do Veículo Sujeito a Corrente

Definindo a corrente como sendo positiva no sentido $0x_0$, os fatores de correção são [66]:

para a velocidade de **avanço** $- u_c \cdot \cos(\theta - \alpha_c)$ (3.146)

para a velocidade de **arfagem** $+ u_c \cdot \sin(\theta - \alpha_c)$ (3.147)

e as velocidades resultantes de avanço e arfagem, u_r e w_r , respectivamente, são:

$$u_r = u - u_c \cdot \cos(\theta - \alpha_c) \quad (3.148)$$

$$w_r = w + u_c \cdot \sin(\theta - \alpha_c) \quad (3.149)$$

As derivadas hidrodinâmicas que dependem das velocidades de avanço e de arfagem do veículo devem ser calculadas, não mais em relação a u e w , mas em relação às velocidades resultantes, u_r e w_r , respectivamente.

C A P Í T U L O 4

PROJETO DO PILOTO AUTOMÁTICO

4.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo é descrita a metodologia utilizada para aplicar os procedimentos de controle e estimação desenvolvidos no capítulo 2 no projeto do piloto automático, utilizando os modelos matemáticos propostos no capítulo 3.

A implementação é dividida em duas partes. A primeira trata do "software" elaborado para projeto e análise do desempenho do piloto automático; consiste, basicamente, de programas que envolvem a modelagem matemática da dinâmica do submarino e de seu piloto automático.

A segunda parte se refere ao "hardware" do piloto automático. Trata-se do protótipo de um microcomputador, de baixo custo, que efetua as missões destinadas ao piloto automático. É apresentada a configuração geral do sistema e uma breve descrição de seus componentes.

4.2. IMPLEMENTAÇÃO DO "SOFTWARE"

4.2.1. DIAGRAMA DE BLOCOS DO PILOTO AUTOMÁTICO

A figura 4.1. ilustra a operação de um piloto automático quando instalado a bordo do veículo. Com as informações fornecidas pelos sensores, o piloto automático define, através dos procedimentos de estimação e controle nele implementados, o comando para a máquina do leme, de modo que o veículo cumpra a missão estabelecida.

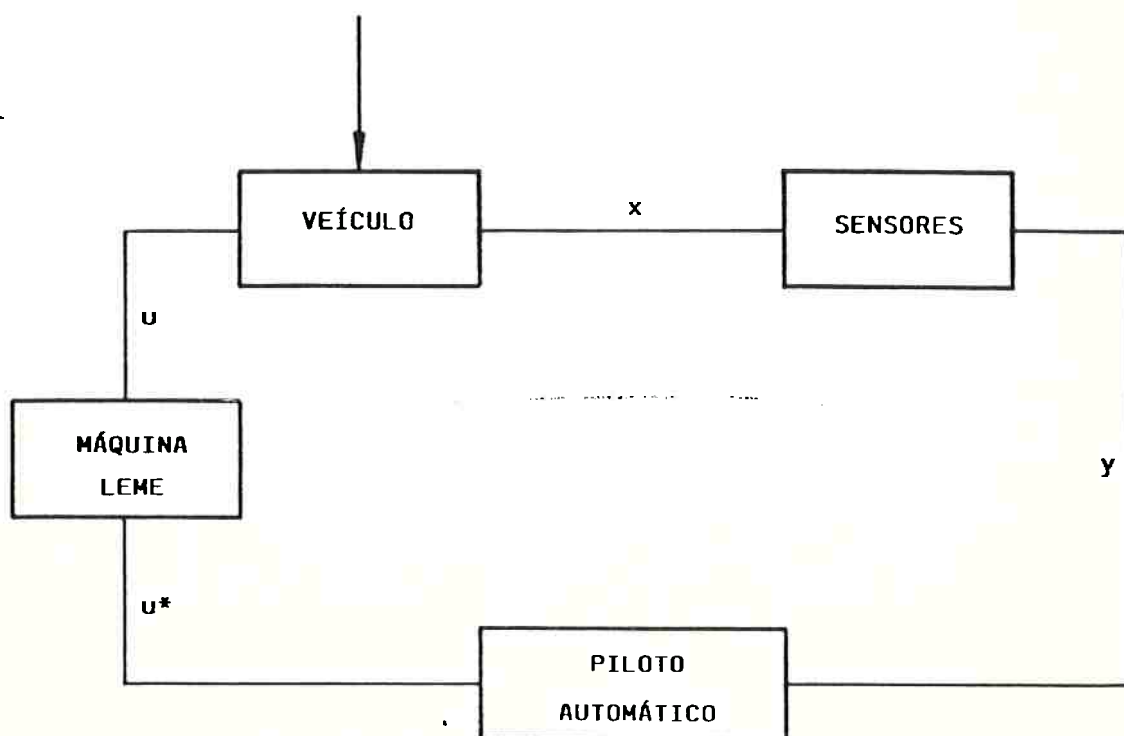


Figura 4.1 - Operação de um Piloto Automático a bordo do Veículo

A avaliação do piloto automático é efetuada através do desempenho do submarino em manobras-padrão durante provas de mar. Entretanto, durante o projeto do veículo, é necessário empregar uma outra forma de avaliação, através da simulação em computador digital, da resposta do submarino sob a ação dos sinais de controle co

mandados pelo piloto automático. A figura 4.2. mostra como o desempenho do piloto automático é avaliado neste trabalho.

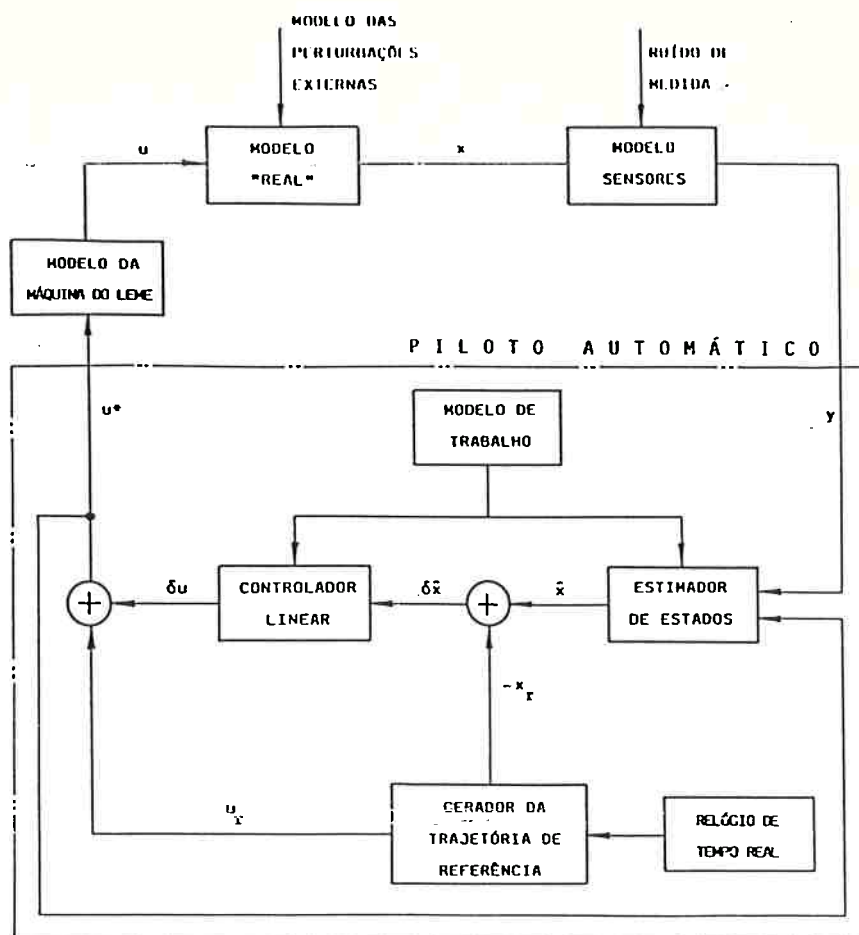


Figura 4.2 - Esquema da Avaliação do Piloto Automático

Como se vê nesta figura, são utilizados na simulação modelos matemáticos da dinâmica do veículo, dos agentes ambientais, dos sensores e da máquina do leme. Estes modelos devem constituir a melhor representação possível do comportamento do sistema real.

O funcionamento do piloto automático pode ser examinado a partir da figura 4.2. No instante inicial é selecionada uma determinada missão (manutenção de cota ou mudança de profundidade) e os parâmetros que identificam essa missão são enviados ao piloto auto

mático.

A partir deste instante, o piloto automático começa a enviar sinais para as superfícies de controle do submarino, obtidos através do processamento das observações do estado do sistema, procurando cumprir a missão pré-especificada.

O processo de observação é discreto, sendo efetuado a intervalos regulares, chamado intervalo de observação. Da mesma forma, os sinais de comando são atualizados a intervalos regulares, chamado intervalo de controle. Embora o intervalo de observação possa ser inferior ao de controle, foi adotado neste trabalho o mesmo valor para os dois intervalos. Como critério para determinação do intervalo de controle deve-se examinar os autovalores do sistema controlado. O valor selecionado resulta de um compromisso entre a velocidade de processamento (limite mínimo) e as constantes de tempo do sistema a ser controlado (limite máximo).

O sinal de controle é constituído de duas parcelas; a primeira, u_r , representa o controle de referência, proveniente do bloco GERADOR DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA. Este gerador, com base num modelo de manobrabilidade do submarino, simula, instante a instante, a trajetória de referência necessária para execução da missão. A segunda parcela, δu , representa o controle de correção de desvio que compensa efeitos de má modelagem e de agentes ambientais, não considerados no modelo de geração da trajetória de referência.

O controle de correção de desvio é obtido, no CONTROLADOR LINEAR, em cada instante de controle, através da aplicação da matriz de ganhos \bar{L} ao desvio entre o vetor de estado de referência,

x_r , e o vetor de estado estimado, \hat{x} . A estimativa do vetor de estado é obtida no bloco **ESTIMAÇÃO DE ESTADO** através das técnicas de filtragem (Filtro de Kalman, Filtro Estendido de Kalman ou Filtro Simplificado) desenvolvidas no capítulo 2, aplicadas a observações fornecidas pelos sensores.

O **MODELO DE TRABALHO** é um modelo simplificado da manobrabilidade do submarino, utilizado para calcular a matriz \bar{L} de ganhos do controlador e propagar a estimativa do vetor de estado, um dos passos do Filtro de Kalman, quando esse algoritmo é utilizado na estimação de estados.

No bloco **MÁQUINA DO LEME** é simulado o comportamento dinâmico dos atuadores que acionam os lemes. Resulta, então, o vetor de controle efetivo u , aplicado, em cada instante de controle, ao **MODELO "REAL"**.

A seguir são descritas as características particulares de cada bloco da figura 4.2.

4.2.2. DESCRIÇÃO DOS BLOCOS COMPONENTES DO SISTEMA

4.2.2.1. MODELO "REAL"

Este modelo, utilizado para simular o movimento real do veículo, consiste das equações diferenciais do movimento do submarino no plano vertical, controlado pelo piloto automático e sujeito aos agentes ambientais (ondas e corrente). As equações são resolvidas através do método de integração de Adams-Bashfort [67].

São utilizados dois modelos matemáticos diferentes, um para simular manobras de manutenção de profundidade, e o outro, para manobras de mudança de cota.

Para o primeiro caso adotou-se o seguinte modelo linear:

$$M.\dot{x}(t) = A(t).x(t) + B(t).u(t) + D(t) \quad (4.1)$$

onde:

$x(t)$ é o vetor de estado do sistema, de dimensão 4, com as seguintes componentes:

- $w(t)$, velocidade de arfagem;
- $q(t)$, velocidade angular de caturro;
- $\theta(t)$, ângulo de caturro;
- $h(t)$, erro em profundidade;

$u(t)$ é o vetor de controle do sistema, de dimensão 2, com as seguintes componentes:

- $\delta_1(t)$, deflexão do leme horizontal de vante;
- $\delta_2(t)$, deflexão do leme horizontal de ré;

$A(t)$ é a matriz, de dimensão 4x4, obtida a partir das equações (3.104) a (3.106) :

$$A(t) = \begin{bmatrix} Z_w & Z_q & 0,0 & 0,0 \\ M_w & M_q & M_\theta & 0,0 \\ 0,0 & 1,0 & 0,0 & 0,0 \\ -1,0 & 0,0 & -u & 0,0 \end{bmatrix}$$

M é uma matriz diagonal de dimensão 4x4, dada por

$$\text{diag}(M) = [m+Z_{\dot{w}}, I_{yy}+M_{\dot{q}}, 1,0, 1,0] ;$$

$B(t)$ é a matriz dos coeficientes de controle, de dimensão 4×2 , dada por:

$$B(t) = \begin{bmatrix} \frac{\partial Z_1}{\partial \delta_1} & \frac{\partial Z_1}{\partial \delta_2} \\ \frac{\partial M_1}{\partial \delta_1} & \frac{\partial M_1}{\partial \delta_2} \\ 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 \end{bmatrix}$$

$D(t)$ é o vetor dos esforços externos, de ordem 4; na manobra de manutenção de profundidade só é considerado o efeito das ondas:

$$D(t) = \begin{bmatrix} Z_0(t) \\ M_0(t) \\ 0,0 \\ 0,0 \end{bmatrix}$$

Para a missão de mudança de profundidade utiliza-se o modelo não linear descrito pelas equações (3.104) a (3.106), eliminando-se apenas os termos Z_0 e M_0 referentes a ondas. A omissão destes termos se justifica, pois, para a profundidade em que se realiza este tipo de manobra, os efeitos de onda são desprezíveis.

De acordo com o modelo adotado para representar o efeito da corrente, admite-se que a velocidade do veículo em relação à terra é constante. Para tanto, deve existir um sistema de controle da máquina principal que ajuste a potência necessária para satisfazer esse requisito. O projeto desse controlador foge ao escopo deste trabalho.

Nos modelos utilizados em ambas as manobras, os coeficientes hidrodinâmicos são calculados pelas expressões apresentadas no capítulo 3, sendo aqueles dependentes da velocidade do veículo, atualizados a cada intervalo de controle.

4.2.2.2. OBSERVAÇÕES

Para o desempenho adequado do sistema de controle é necessária uma boa estimativa do estado, que é função da observabilidade do sistema. Uma observabilidade satisfatória é obtida quando se mede o maior número de variáveis possível, usando sensores de boa precisão.

Para especificação dos sensores considerou-se, neste trabalho, os componentes convencionais, disponíveis no mercado para a aplicação prevista.

Com base nessas considerações, são efetuadas as seguintes medidas: profundidade, velocidade de arfagem, ângulo de caturro e velocidade angular de caturro.

São descritos a seguir os transdutores utilizados para a realização dessas medidas.

a) Profundidade

Esta medida é efetuada por um transdutor de pressão. Conhecida a pressão, $p(t)$, a profundidade é obtida através de:

$$z(t) = p(t) / (\rho \cdot g) \quad (4.2)$$

A partir desta medida, pode também ser obtido o erro em profundidade, em relação a uma profundidade desejada, H_0 :

$$h(t) = H_0 - z(t) \quad (4.3)$$

b) Velocidade de arfagem

A velocidade de arfagem é calculada por meio da diferenciação do sinal de profundidade. Por esta razão, o sensor de profundidade deve ser instalado nas vizinhanças de centro de gravidade do veículo de modo que a medida não seja influenciada pelo movimento de caturro.

A diferenciação do sinal pode ser realizada analogicamente (por meio de um filtro diferenciador, composto de amplificador operacional, resistor e capacitor) ou digitalmente [68], [69].

c) Ângulo de caturro

A medida do ângulo de caturro é efetuada por meio de um inclinômetro, colocado nas proximidades do centro de gravidade do veículo.

d) Velocidade angular de caturro

Esta observação é efetuada com um medidor de velocidade angular ("rate-gyro").

A especificação dos instrumentos de medida encontra-se no apêndice [D].

Existem diversos tipos de erros que influem na qualidade das medidas, a maioria deles relacionada diretamente ao equipamento utilizado. Assim, a cada sensor e a cada medida realizada, está associado um erro devido ao equipamento, leitura ou conversão de dados, tendenciosidade do sensor, etc. Admitindo que os erros tendenciosos tenham sido eliminados por calibração, uma maneira simples de simular as observações é corrompê-las com um ruído branco gaussiano de média nula e variância unitária, multiplicado pelo desvio padrão correspondente [36], [37].

A geração das observações, portanto, é efetuada por meio da equação:

$$y = y_d + (\text{RUIDO}) \cdot \sigma \quad (4.4)$$

onde:

y é a observação simulada que será utilizada como dado no estimador;

y_d é a observação determinística;

RUIDO é a variável gaussiana de média nula e variância unitária;

σ é o desvio padrão das medidas do sensor, que exprime os vários tipos de erros que podem ocorrer.

4.2.2.3 ESTIMADOR

Neste trabalho são utilizados alternativamente os seguintes processos de estimação de estados : Filtro de Kalman, Filtro Estendido de Kalman e Filtro Simplificado.

Os detalhes da implementação de cada procedimento são expostos abaixo.

a) FILTRO DE KALMAN

O **MODELO DE TRABALHO** utilizado para obter a estimativa a priori no Filtro de Kalman é dado por:

$$M^* \cdot \dot{x}_f(t) = A_f \cdot x_f(t) + B_f \cdot u(t) \quad (4.5)$$

onde:

$x_f(t)$ é o vetor de estado, de dimensão 6, dado por:

$$x_f^T(t) = [h(t), \theta(t), w(t), q(t), a_{nma}(t), a_{nmc}(t)]$$

em que

$a_{nma}(t)$ é a aceleração não modelada de arfagem;

$a_{nmc}(t)$ é a aceleração não modelada de caturro;

M^* é uma matriz diagonal de dimensão 6x6, dada por:

$$\text{diag}(M^*) = [m+Z_{\dot{w}}, I_{yy}+M_{\dot{q}}, 1,0, 1,0, 1,0, 1,0] ;$$

A_f e B_f são matrizes, de dimensões 6x6 e 6x2 respectivamente, obtidas das equações (3.104) a (3.106), considerando apenas os termos lineares:

$$A_f = \begin{bmatrix} (1+\eta_{11}) \cdot Z_w & (1+\eta_{12}) \cdot Z_q & 0,0 & 0,0 & 1,0 & 0,0 \\ (1+\eta_{21}) \cdot M_w & (1+\eta_{22}) \cdot M_q & (1+\eta_{23}) \cdot M_\theta & 0,0 & 0,0 & 1,0 \\ 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 \\ 1,0 & 0,0 & -u & 0,0 & 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & -\beta_a & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & -\beta_c \end{bmatrix}$$

$$B_f = \begin{bmatrix} \frac{(1+\eta_{11}) \cdot \partial Z_1}{\partial \delta_1} & \frac{(1+\eta_{12}) \cdot \partial Z_1}{\partial \delta_2} \\ \frac{(1+\eta_{21}) \cdot \partial M_1}{\partial \delta_1} & \frac{(1+\eta_{22}) \cdot \partial M_1}{\partial \delta_2} \\ 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 \end{bmatrix}$$

$\eta_{11}, \eta_{12}, \eta_{21}, \eta_{22}, \eta_{23}, \eta'_{11}, \eta'_{12}, \eta'_{21}, \eta'_{22}$ são números aleatórios variando uniformemente entre -0,20 e 0,20, inseridos propositalmente, a fim de representar efeitos de imprecisão e má modelagem no modelo de trabalho;

β_a e β_c são os coeficientes de correlação ao longo do tempo das acelerações não modeladas de arfagem e caturro, respectivamente.

Os coeficientes das matrizes A_f e B_f são calculados para as condições iniciais da manobra e admitidos constantes durante o decorrer da mesma. Esta hipótese se situa no mesmo nível de aproximação das anteriores

b) FILTRO ESTENDIDO DE KALMAN

O MODELO DE TRABALHO utilizado para obter a estimativa a priori no Filtro Estendido de Kalman é dado por :

$$M^* \cdot \dot{x}_f(t) = A_f'(t) \cdot x_f(t) + B_f(t) \cdot u(t) \quad (4.6)$$

onde:

$A_f'(t)$ é uma matriz de dimensão 6x6, obtida a partir das equações (3.104) a (3.106), considerando termos lineares e não lineares:

$$A_f'(t) = \begin{bmatrix} (1+\eta_1) \cdot [Z_w + Z_{wq} \hat{q} + Z_{ww} \hat{w}] & (1+\eta_2) \cdot [Z_q + Z_{wq} \hat{w} + Z_{qq} \hat{q}] & 0,0 & 0,0 & 1,0 & 0,0 \\ (1+\eta_2) \cdot [M_w + M_{qqw} \hat{q}^2 + 2 \cdot M_{wwq} \hat{w} \hat{q}] & (1+\eta_2) \cdot [M_q + 2 \cdot M_{qq} \hat{q} + 2 \cdot M_{qqw} \hat{w} + M_{wwq} \hat{w}^2] & (1+\eta_3) \cdot M_\theta & 0,0 & 0,0 & 1,0 \\ 0,0 & 1,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 \\ 1,0 & 0,0 & -u & 0,0 & 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & -\beta_a & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & 0,0 & -\beta_c \end{bmatrix}$$

\hat{q} é a estimativa da velocidade de caturro;

\hat{w} é a estimativa da velocidade de arfagem;

As matrizes $A_f(t)$ e $B_f(t)$ são calculadas em cada instante de observação.

c) FILTRO SIMPLIFICADO

Este Filtro não utiliza **MODELO DE TRABALHO**. A estimativa de cada variável de estado é obtida pela média aritmética de n observações, realizadas num curto espaço de tempo, relativamente ao intervalo entre observações.

4.2.2.4 CONTROLADOR LINEAR

A função do **CONTROLADOR LINEAR** é calcular a parcela δu , correspondente ao controle de correção de desvio.

O problema a ser resolvido pode ser representado pela equação de estado:

$$M \cdot \delta \dot{x}_c(t) = A_c \cdot \delta x_c(t) + B_c \cdot \delta u(t) \quad (4.7)$$

e pela expressão do índice de desempenho a ser minimizado:

$$ID = \int_0^{\infty} (\delta x_c^T \cdot Q \cdot \delta x_c + \delta u^T \cdot R \cdot \delta u) \cdot dt \quad (4.8)$$

onde:

$\delta x_c(t)$ é o desvio entre as variáveis do estado estimado e de referência:

$$\delta x_c(t) = \hat{x}(t) - x_r(t) ;$$

$\hat{x}(t)$ é a estimativa do vetor de estado, de dimensão 4 ,

dada por:

$$\hat{x}(t) = [\hat{w}(t), \hat{q}(t), \hat{\theta}(t), \hat{h}(t)] ;$$

$x_r(t)$ é o vetor de estado de referência, de dimensão 4,

dado por:

$$x_r(t) = [w_r(t), q_r(t), \theta_r(t), h_r(t)] ;$$

A_c é uma submatriz, de dimensão 4x4, de A_f (matriz do **MODELO DE TRABALHO** do Filtro de Kalman), sem considerar as acelerações não modeladas:

$$A_c = \begin{bmatrix} (1+\eta_{11}) \cdot Z_w & (1+\eta_{12}) \cdot Z_q & 0,0 & 0,0 \\ (1+\eta_{21}) \cdot M_w & (1+\eta_{22}) \cdot M_q & (1+\eta_{23}) \cdot M_\theta & 0,0 \\ 0,0 & 1,0 & 0,0 & 0,0 \\ 1,0 & 0,0 & -u & 0,0 \end{bmatrix}$$

B_c é uma submatriz, de dimensão 4x2, de B_f obtida através de:

$$B_c = \begin{bmatrix} \frac{(1+\eta_{11}) \cdot \partial Z_1}{\partial \delta_1} & \frac{(1+\eta_{12}) \cdot \partial Z_1}{\partial \delta_2} \\ \frac{(1+\eta_{21}) \cdot \partial M_1}{\partial \delta_1} & \frac{(1+\eta_{22}) \cdot \partial M_1}{\partial \delta_2} \\ 0,0 & 0,0 \\ 0,0 & 0,0 \end{bmatrix}$$

Q e R são as matrizes de peso, de dimensão 4x4 e 4x2, respectivamente.

A solução do problema de controle definido pelas equações (4.7) e (4.8) conduz à seguinte lei de controle, conforme visto na seção 2.4 :

$$\delta u_c(t) = \bar{L} [\hat{x}(t) - x_r(t)] \quad (4.9)$$

onde:

\bar{L} é a matriz de ganhos, de dimensão 4x2.

Na solução da equação de Ricatti foram adotados valores constantes para os coeficientes de A_c e de B_c , calculados no início da manobra.

A matriz \bar{L} é calculada na fase de projeto do piloto automático. Nessa fase são testados diferentes valores para as matrizes de ponderação Q e R, conduzindo a diferentes alternativas para \bar{L} .

A escolha do valor mais adequado de \bar{L} é feita a partir da simulação de manobras do submarino, selecionando-se os valores das matrizes Q e R que conduzam à trajetória mais satisfatória.

Em geral, a matriz de ganhos \bar{L} mais adequada é diferente para as diversas missões que o controlador deve cumprir. No caso em estudo obteve-se valores diferentes da matriz \bar{L} para as missões de manutenção de cota e mudança de profundidade.

4.2.2.5 GERADOR DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA

A ação do controlador se efetiva pela adição de uma compo-

nente de desvio, δu_c , ao controle de referência. Mostra-se nesta subseção como se determina o controle de referência, juntamente com a trajetória de referência.

Em missão de manutenção de profundidade a solução é simples:

$$u_r = 0$$

$$\dot{x}_r = 0$$

Em manobras de mudança de profundidade, a determinação de u_r deve ser feita a partir da ordem estabelecida para a manobra (no caso, mudança de cota desejada).

A estratégia para determinação de u_r consiste em identificar cada fase da manobra. Considerando uma trajetória típica de aumento de profundidade, pode-se distinguir três fases, mergulho, descida e retomada, como mostradas na figura 4.3.

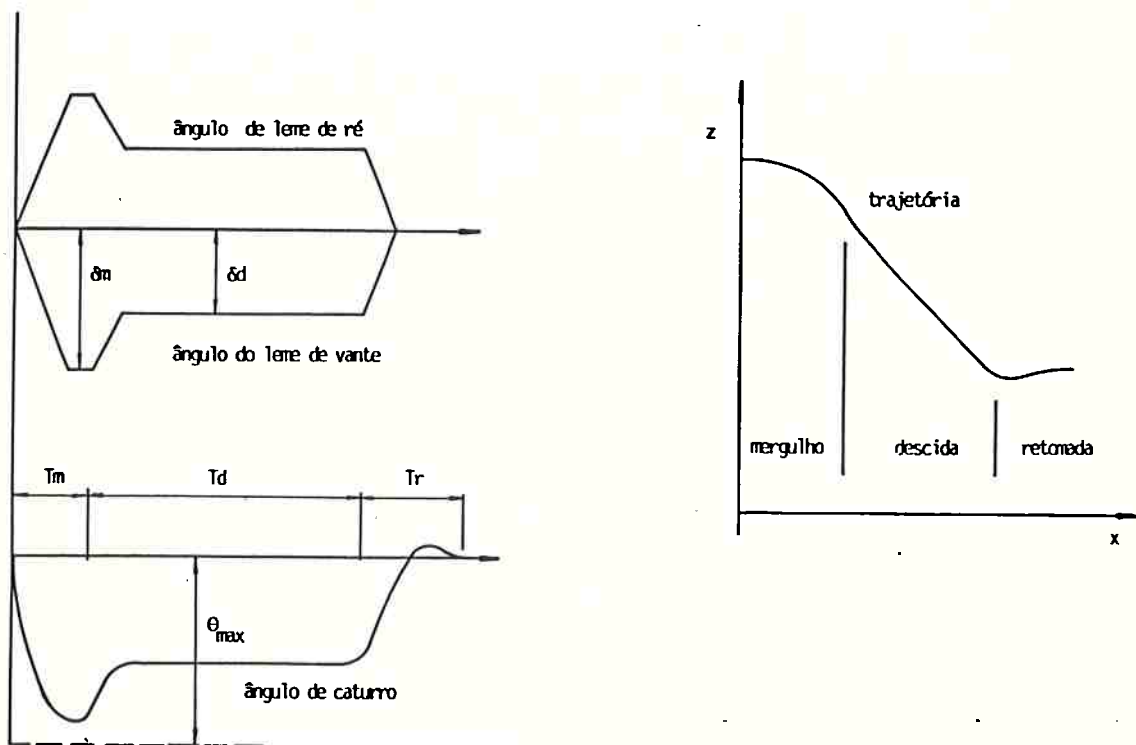


Figura 4.3 - Trajetoria Típica de uma Manobra de Mudança de Profundidade

Na fase de **mergulho** varia-se a deflexão dos lemes, de zero até um valor δ_m , a uma taxa de deflexão constante.

Para se conseguir um determinado momento de caturro pode-se atuar independentemente sobre os lemes de vante e de ré. Usualmente, porém, adota-se uma relação contante para as deflexões destes lemes [70]. No presente trabalho admite-se o valor -1,0 para esta relação.

Assim, o submarino inclina a proa e começa a descer. No instante T_m é atingido um certo ângulo de trim, Θ_m ; neste instante o submarino possui uma inércia tal que, levando o leme para uma posição de equilíbrio, δ_d , o submarino se inclinará até o ângulo máximo de trim aceitável, Θ_{max} . Portanto, no instante T_m , os lemes são movimentados de δ_m para δ_d .

O valor δ_d é função do ângulo máximo de trim aceitável e é definido como sendo a deflexão que mantém o valor do trim constante, contrabalançando o momento restaurador que aparece devido ao desalinhamento entre o centro de gravidade e de carena do submarino.

O ângulo δ_d é mantido durante um período T_d , que depende da profundidade desejada.

A terceira fase é a retomada ou nivelamento. Nesta manobra a deflexão dos lemes é levada a zero, com uma taxa de deflexão constante, e o submarino nivela pela ação do momento restaurador de caturro.

Portanto, a realização da manobra de mudança de profundi-

dade, para uma diferença de cota especificada, depende da determinação dos valores de δm , T_m , δd , T_d , T_r . Estes valores são definidos durante a fase de projeto através de simulações de manobras.

A escolha desses valores depende também das restrições no estado e no controle. No caso específico de Θ_m (máximo ângulo de trim durante a manobra simulada), deve-se arbitrar uma margem de segurança, para considerar os efeitos ambientais presentes na manobra do submarino real.

Para manobras com grande mudança de cotas, T_d prepondera sobre T_m e T_r . Para manobras com mudança de cota especificada menor que 40m, T_d inexistente.

Portanto, para cada manobra de mudança de cota, são determinados, e armazenados no computador do piloto automático, os valores de T_m , T_r , T_d , δm e δd . Dispõe-se, assim, para cada manobra, de uma lei de controle u_r .

A cada lei u_r corresponde uma trajetória de referência x_r . Embora esta trajetória, obtida durante a fase de projeto, possa ser armazenada junto com u_r , é mais conveniente a sua geração em tempo real durante a manobra.

4.2.2.6 MÁQUINA DO LEME

O bloco MÁQUINA DO LEME simula a operação do atuador que aciona cada leme. É utilizado o modelo apresentado no capítulo 3.

4.3. IMPLEMENTAÇÃO DO "HARDWARE"

Um dos objetivos deste trabalho é também a implementação do piloto automático projetado, procurando especificar o "hardware" necessário. Mais do que isto, pretende-se mostrar que, a baixo custo e com elementos disponíveis no mercado nacional de componentes eletrônicos, se consegue implementar um sistema de controle digital, de razoável complexidade.

Nesta seção a atenção maior é com o controlador e suas interfaces, não se preocupando com os sensores e atuadores.

O "hardware" foi desenvolvido neste trabalho para atuar acoplado ao computador que simula as manobras do submarino. Este computador é o mesmo utilizado na elaboração dos programas de projeto e avaliação do desempenho do piloto automático. No presente caso, o computador efetua apenas a tarefa de simulação da trajetória e das observações.

A avaliação do desempenho do "hardware" se faz pela comparação entre o controle fornecido pelo protótipo, numa determinada manobra, e a resposta obtida na simulação da mesma manobra no computador.

Mostra-se a seguir como se elaborou o "hardware" do piloto automático.

4.3.1. DIAGRAMA DE BLOCOS DO MICROCOMPUTADOR

O diagrama de blocos do microcomputador é mostrado na figura 4.4.

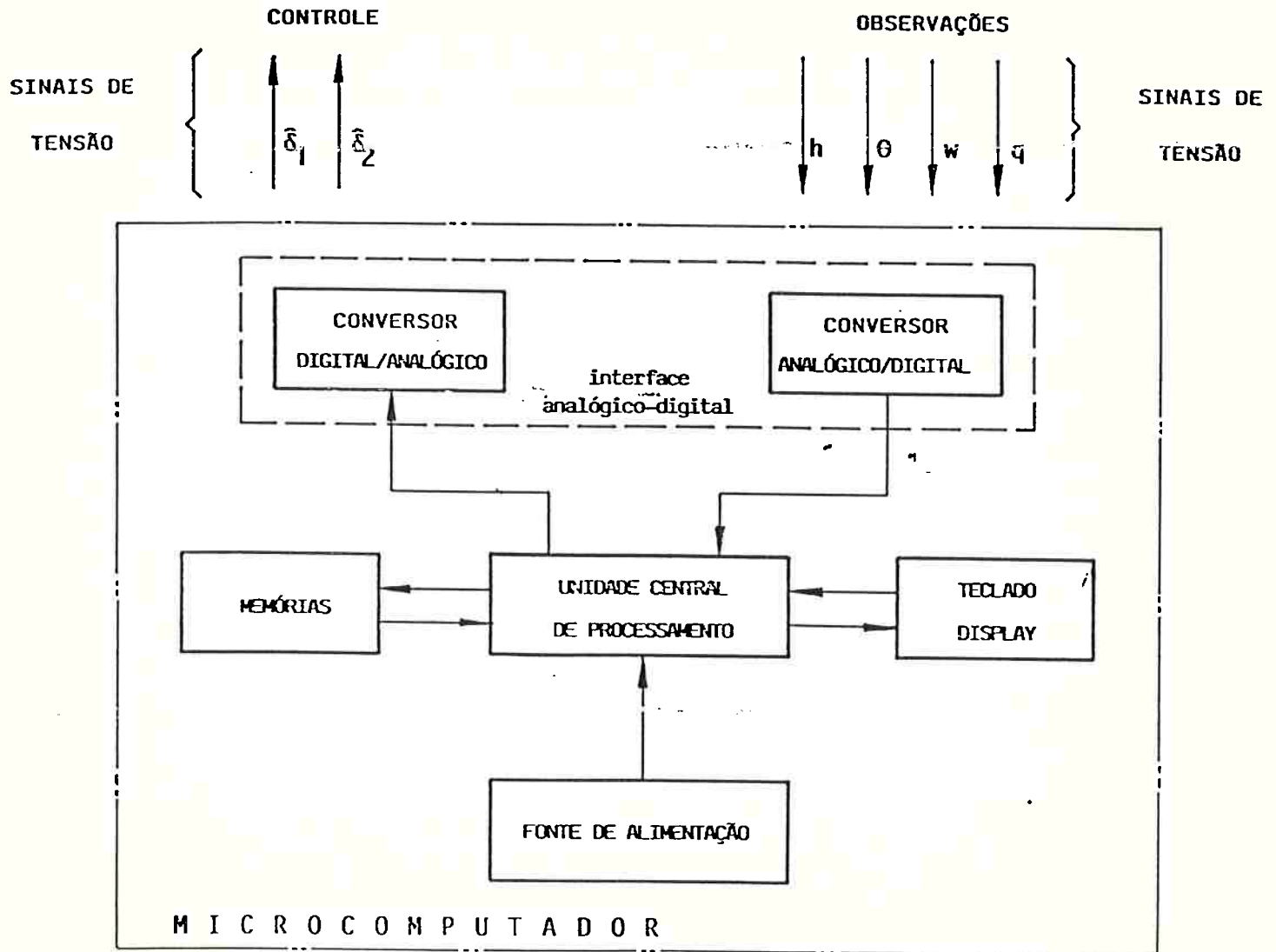


Figura 4.4 - Diagrama de Blocos do Piloto Automático

4.3.2. DESCRIÇÃO DOS BLOCOS

4.3.2.1 UNIDADE CENTRAL DE PROCESSAMENTO

A unidade central de processamento (CPU) do microcomputado foi escolhida levando em conta os seguintes critérios:

- tempo de instrução;
- precisão;
- disponibilidade no mercado;
- compatibilidade com os elementos periféricos;
- custo.

A CPU escolhida para o protótipo é o microprocessador Z-80. Trata-se de um componente de baixo custo (2US\$ por unidade), facilmente encontrado no mercado, com uma ampla gama de periféricos disponíveis. O tempo típico de instrução é de 1 μ s, que permite efetuar da ordem de 10^5 operações em um intervalo de controle típico. Trabalha com palavras de 8 bits, mas pode ser programado para trabalhar com 16 bits, em dupla precisão [71], [72].

As funções atribuídas à CPU no protótipo são:

- comandar a interface teclado/display;
- comandar os conversores A/D e D/A;
- ler e executar os programas residentes na memória.

Esta CPU tem sido utilizada com a mesma finalidade em outros submarinos [9], [12].

4.3.2.2 MEMÓRIAS

São utilizados dois tipos de memória: não-volátil (EPROM- Erasable Programmable Read Only Memory) e volátil (RAM- Random Access Memory).

A memória EPROM contém os programas residentes de monitoração, estimação, controle, manipulação de teclado e display do microcomputador. Especificou-se 2 "chips" modelo 2732A resultando capacidade de armazenamento de 8Kbytes de informações.

O segundo tipo, RAM, serve para armazenamento temporário dos dados referentes à execução dos programas de controle. Foi utilizada uma memória 6116 com capacidade para armazenar 2Kbytes de informações [73].

Os critérios utilizados para selecionar os componentes acima especificados foram a compatibilidade com a CPU e a disponibilidade no mercado.

4.3.2.3 INTERFACE ANALÓGICA/DIGITAL

Esta interface é responsável pela comunicação do microcomputador com o meio exterior, através da entrada de dados provenientes de observações e saída de comandos para os atuadores.

As características que devem ser levadas em conta para selecionar uma determinada configuração para a interface são:

- número de canais analógicos de entrada(saída);

- tempo de conversão por canal;
- faixa de tensão admissível na entrada (saída);
- precisão;
- compatibilidade com a CPU;
- custo.

a) ENTRADA DE DADOS

Os sinais analógicos são digitalizados através de conversores analógico-digitais (A/D).

O componente escolhido para esta função, Analog Devices AD7581, possui as seguintes características [74]:

- número de canais de entrada = 8;
- tempo de conversão (por canal) = 40 μ s;
- tensão admissível = -5V a +5V;
- precisão = 8 bits;
- compatível com o Z-80;
- custo = 20 US\$.

b) SAÍDA DE COMANDOS

Os sinais de saída de comandos são obtidos através de conversores digital-analógicos.

O componente escolhido, AD567 da Analog Devices (2 componentes), possui as seguintes características [74]:

- tempo de conversão = 2 μ s;
- tensão analógica na saída = 0 a 2.56V;
- precisão = 8 bits;
- custo = 10 US\$ (cada peça).

4.3.2.4 ACESSÓRIOS

São discriminados, a seguir, os acessórios mínimos necessários que compõem a configuração básica do protótipo.

a) FONTE DE ALIMENTAÇÃO

A função da fonte é suprir as necessidades de tensão contínua regulada, demandada pelos componentes.

b) TECLADO ALFANUMÉRICO

Sua função é entrar com os valores de calibração dos sinais e controlar a execução dos programas.

c) DISPLAY DIGITAL

Sua função é examinar o estado da CPU e das memórias, enviando sinais de erro, em caso de existir alguma falha.

CAPÍTULO 5

TESTES E ANÁLISES DOS PROCEDIMENTOS

5.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados os testes realizados para validação dos modelos desenvolvidos e, principalmente, para avaliação do piloto automático.

Este capítulo subdivide-se em quatro partes, relacionadas a seguir:

- i) Validação do **modelo não linear** baseado no Método do Navio Equivalente;
- ii) Testes para avaliar o desempenho do piloto automático em missão de **manutenção** de profundidade;
- iii) Testes para avaliar o desempenho do piloto automático em missão de **mudança** de profundidade;

iv) Testes com o **protótipo** do piloto automático.

Inicialmente é apresentada uma descrição das características principais do veículo.

5.2. CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO SUBMARINO

O veículo adotado como exemplo para este trabalho é um submarino militar convencional, de origem inglesa, cujas características de manobrabilidade (resultados de prova de mar) podem ser encontradas em [75].

As características principais do veículo, utilizadas no cálculo dos coeficientes hidrodinâmicos, encontram-se na tabela 5.1.

CASCO NU

L	comprimento	90,0 m
D	diâmetro na seção mestra	8,0 m
∇	volume de deslocamento	2416,0 m ³
I_{yy}	momento de inércia de caturro	1,22.10 ⁹ kg.m ²
I_{zz}	momento de inércia de guinada	1,22.10 ⁹ kg.m ²
m	massa	2,42.10 ⁶ kg
C_b	coeficiente de bloco	0,413
C_p	coeficiente prismático	0,526
x_G	posição longitudinal do centro de gravidade	+3,7 m
x_p	posição longitudinal do ponto de aplicação da força lateral	+2,5 m
A_h	área projetada longitudinal	538,6 m ²
S_m	superfície molhada	1692,0 m ²
N_p	número de propulsores	2
D_p	diâmetro de cada propulsor	2,13 m
I_{pp}	momento de inércia de cada propulsor	1,00.10 ⁴ kg.m ²
SHP	potência do motor ($V_i = 5,144$ m/s)	6,87.10 ⁵ W

APÊNDICES

	comprimento (m)	área (m ²)	razão de aspecto	posição (m)
VELA	6,40	75,30	3,676	- 1,7
LEME VERTICAL	3,20	8,77	1,682	- 42,2
LEME HORIZONTAL (vante)	2,32	9,12	0,848	+ 30,4
LEME HORIZONTAL (ré)	2,56	10,82	0,825	- 40,3

Tabela 5.1 - Características Principais do Submarino

5.3. VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO

O modelo matemático utilizado para representar a manobrabilidade do submarino resulta da formulação baseada no Método do Navio Equivalente. São realizados alguns testes para avaliar o modelo. Estes testes consistem de simulação de manobras nos planos horizontal e vertical.

Adotou-se, para as manobras nos dois planos, uma velocidade inicial de avanço igual a 10 nós (5,144 m/s) e ausência de perturbações externas, como ondas e corrente.

Os resultados das simulações são comparados com resultados de prova de mar do submarino [75]; são utilizados na simulação os valores de ângulo de leme comandado utilizados nos ensaios.

5.3.1. RESULTADOS DE MANOBRAS NO PLANO HORIZONTAL

Para avaliação do modelo utiliza-se a manobra de giro. O procedimento para realização desta manobra é o seguinte:

- com a embarcação navegando em linha reta, mantendo a velocidade constante, aciona-se o leme até uma posição pré-determinada (15, 25 ou 35 graus), mantendo-o nesta posição até que a direção da trajetória, ou o rumo do veículo, tenha variado de 360°.

As figuras 5.1 e 5.2 ilustram, respectivamente, a trajetória do veículo e as séries temporais (evolução no tempo) das velocidades de avanço(u), deriva(v) e guinada(r), obtidas na simulação para uma deflexão do leme de 25°.

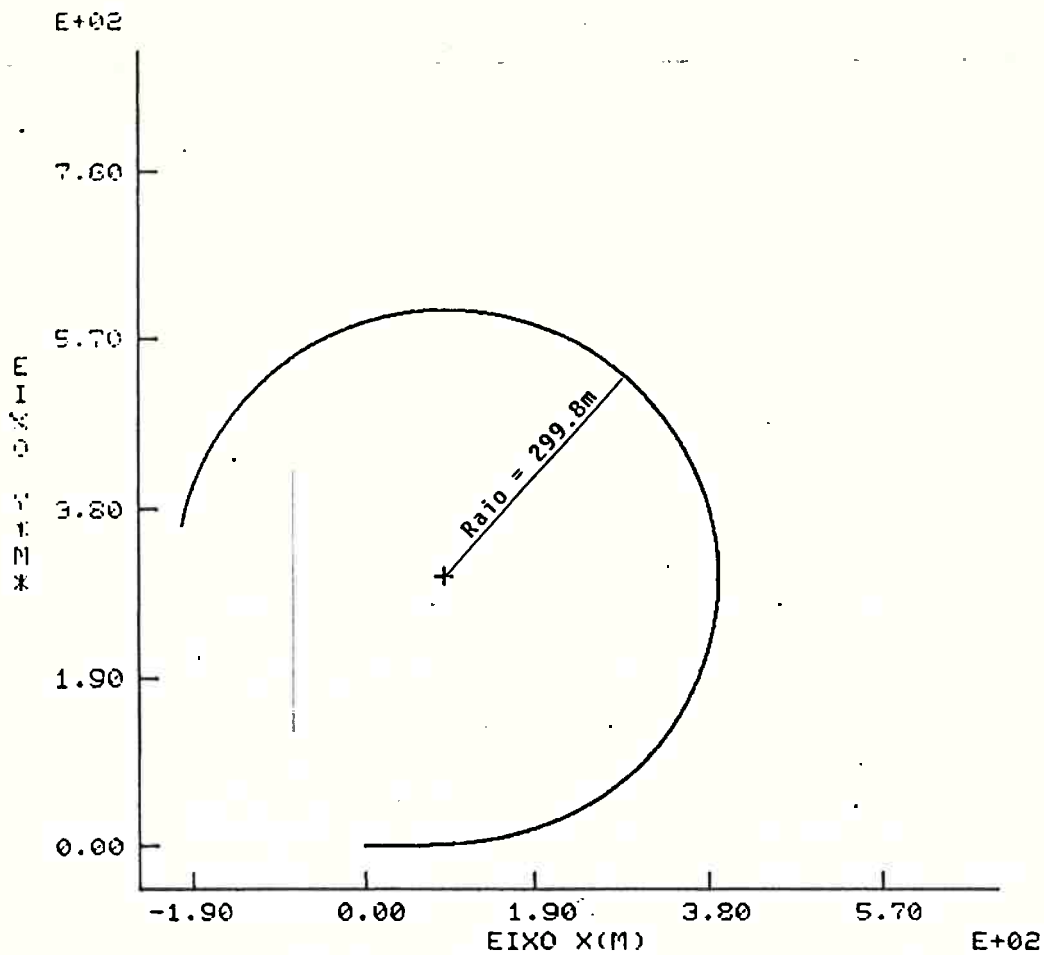


Figura 5.1 - Trajetória Típica de uma Manobra de Giro

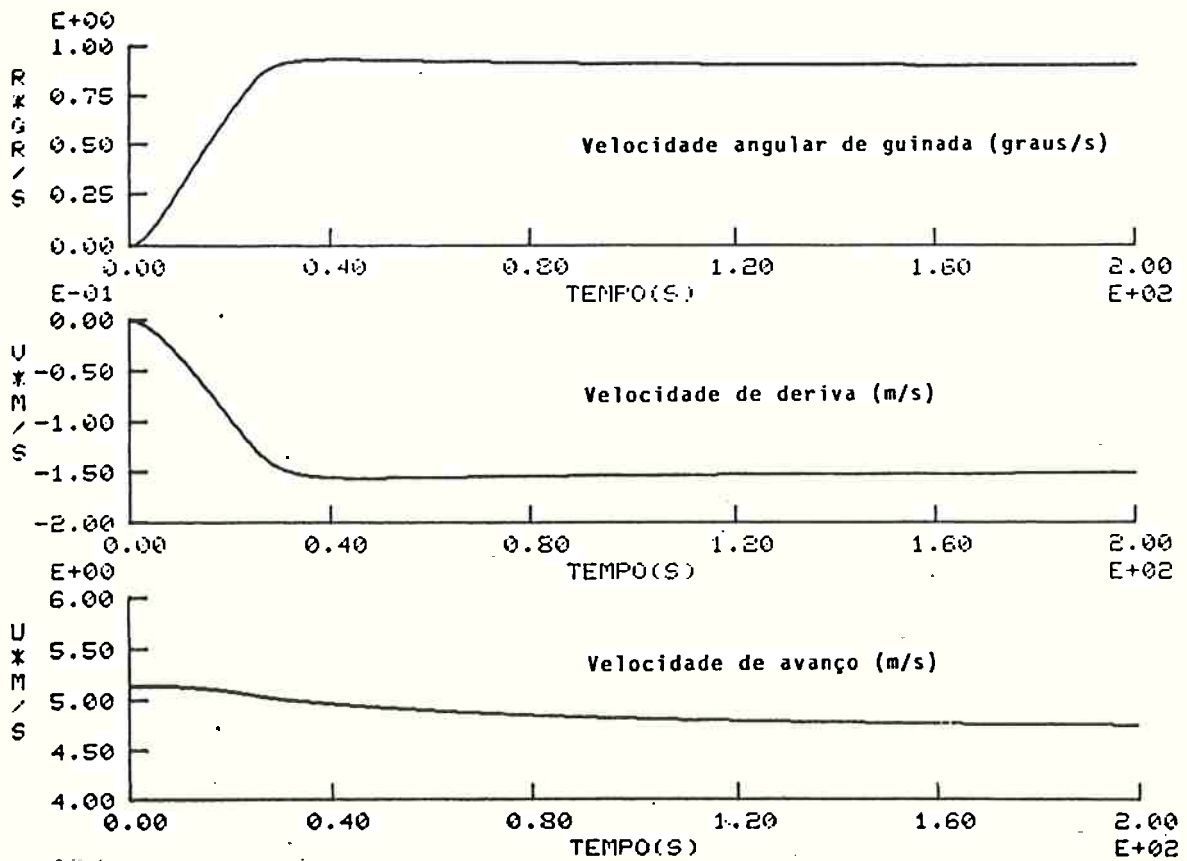


Figura 5.2 - Evolução das Velocidades de Translação e Rotação Durante a Manobra de Giro

Para avaliação da precisão do modelo utiliza-se o raio de giro e os valores de regime das velocidades acima citadas. Não se pode efetuar uma comparação com base na resposta transitória, pois não se dispõe destes dados para as provas de mar do submarino.

As figuras 5.3 e 5.4 apresentam a comparação entre os resultados (raio de giro x deflexão comandada do leme) obtidos com o emprego de um modelo linear e de um com modelo não linear baseado no Método do Navio Equivalente, respectivamente, e os resultados de prova de mar.

Percebe-se claramente que os desvios observados obtidos quando se utiliza o modelo não linear são sensivelmente menores do que aqueles que se verificam com o uso do modelo linear.

As tabelas 5.2 e 5.3 apresentam os resultados para raio de giro e velocidade de guinada, com os erros percentuais obtidos em cada caso.

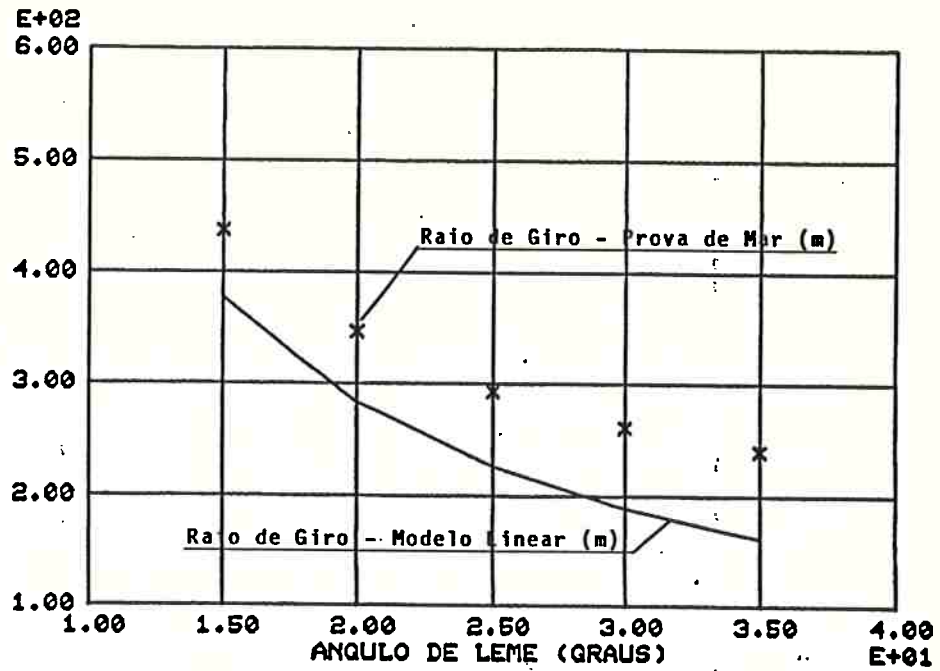


Figura 5.3 - Comparação entre os Raios de Giro obtidos com o Modelo Linear e Resultados de Prova de Mar

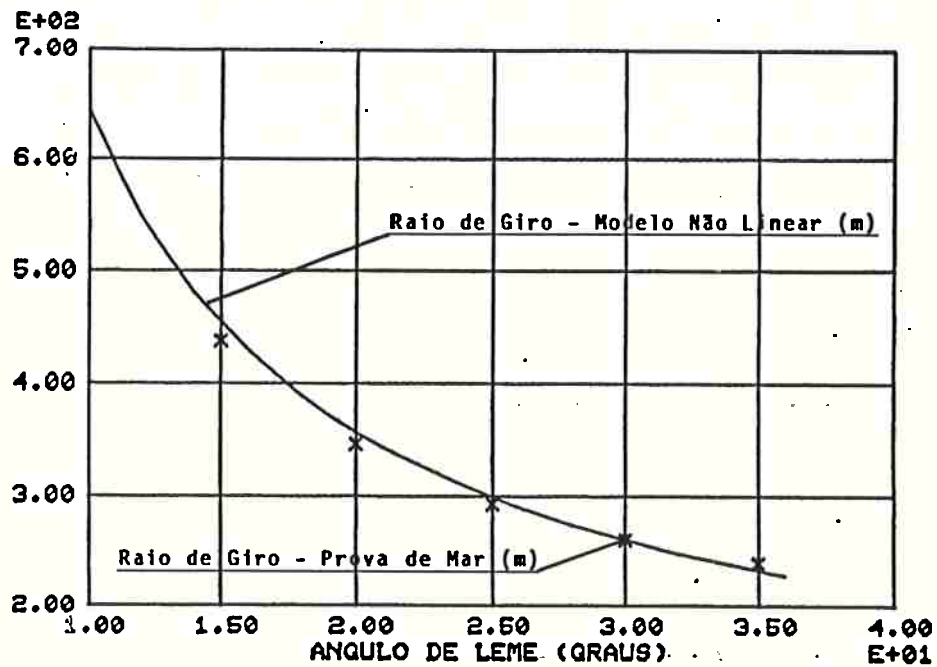


Figura 5.4 - Comparação entre os Raios de Giro obtidos com o Modelo não Linear e Resultados de Prova de Mar

Raio de Giro (m)

Deflexão do leme (graus)	Escala Real	Modelo Linear	Desvio (%)	Modelo Não Linear	Desvio (%)
15	453,5	377,1	16,8	453,5	1,8
25	293,3	226,8	22,7	299,8	2,3
35	242,5	162,6	32,9	233,6	3,7

Tabela 5.2 - Comparação entre os Raios de Giro obtidos por Simulação e através de Prova de Mar

Velocidade Angular de Guinada (graus/s)

Deflexão do leme (graus)	Escala Real	Modelo Linear	Desvio (%)	Modelo Não Linear	Desvio (%)
15	0,64	0,79	23,4	0,64	0,0
25	0,88	1,33	51,1	0,91	3,4
35	0,98	1,87	90,8	1,01	3,1

Tabela 5.3 - Comparação entre as Velocidades Angulares de Guinada obtidas por Simulação e através de Prova de Mar

5.3.2. RESULTADOS DE MANOBRAS NO PLANO VERTICAL

São apresentados os resultados de duas manobras típicas de prova de mar, para avaliar o comportamento do veículo no plano vertical.

A primeira consiste numa manobra de recuperação, em que o veículo, partindo de uma determinada cota inicial, efetua uma descida até uma certa profundidade, retornando em seguida à cota inicial. As deflexões dos lemes de vante e de ré são ajustadas inicialmente para -16° e 7° , respectivamente; após um certo intervalo de tempo as mesmas são alteradas para 16° e -10° , resultando na retomada de profundidade.

A segunda manobra é uma operação simples de descida. As deflexões dos lemes de vante e de ré são ajustadas inicialmente para -16° e 20° , respectivamente; após um certo intervalo de tempo os lemes são conduzidos até a deflexão nula, resultando numa estabilização da profundidade.

A variação dos ângulos de lemes para ambas as manobras encontra-se ilustrada nas figuras 5.5 e 5.6.

As figuras 5.7 e 5.8 apresentam a evolução da profundidade e do ângulo de caturro do veículo para a primeira manobra, enquanto as figuras 5.9 e 5.10 mostram a correspondente variação para a segunda manobra.

Observa-se, em geral, uma boa concordância de resultados. Verifica-se que, no caso da simulação, a profundidade e o ângulo de caturro máximos são da ordem de 1 a 2% maiores que os obtidos na prova de mar.

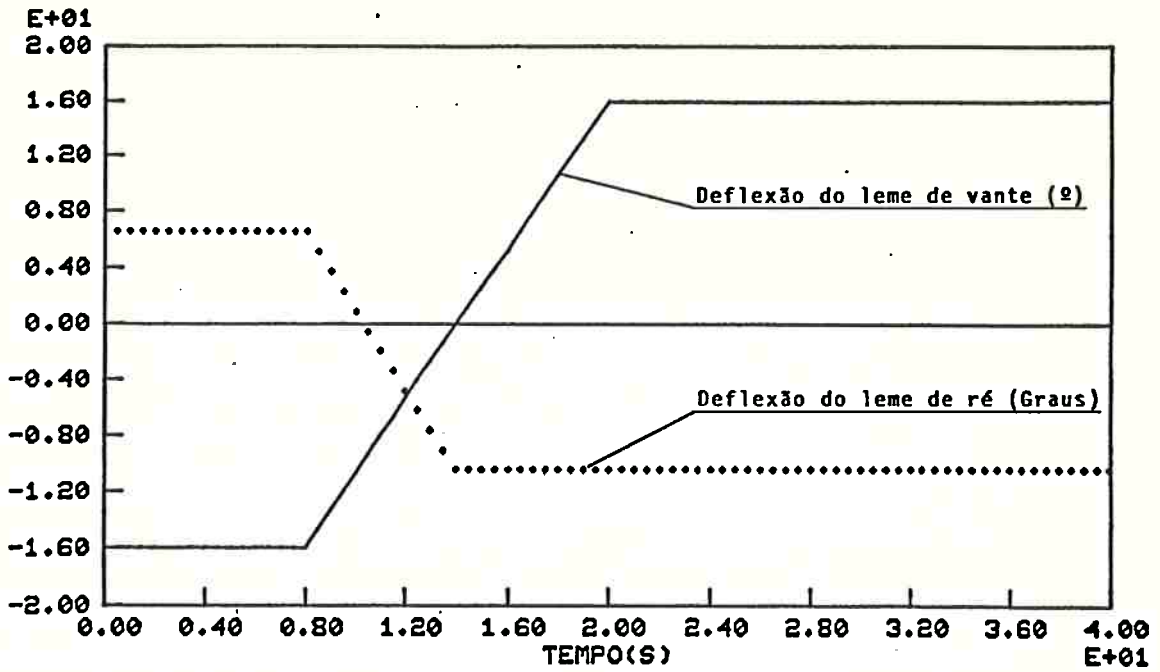


Figura 5.5 - Deflexão dos Lemes Durante a Manobra de Recuperação

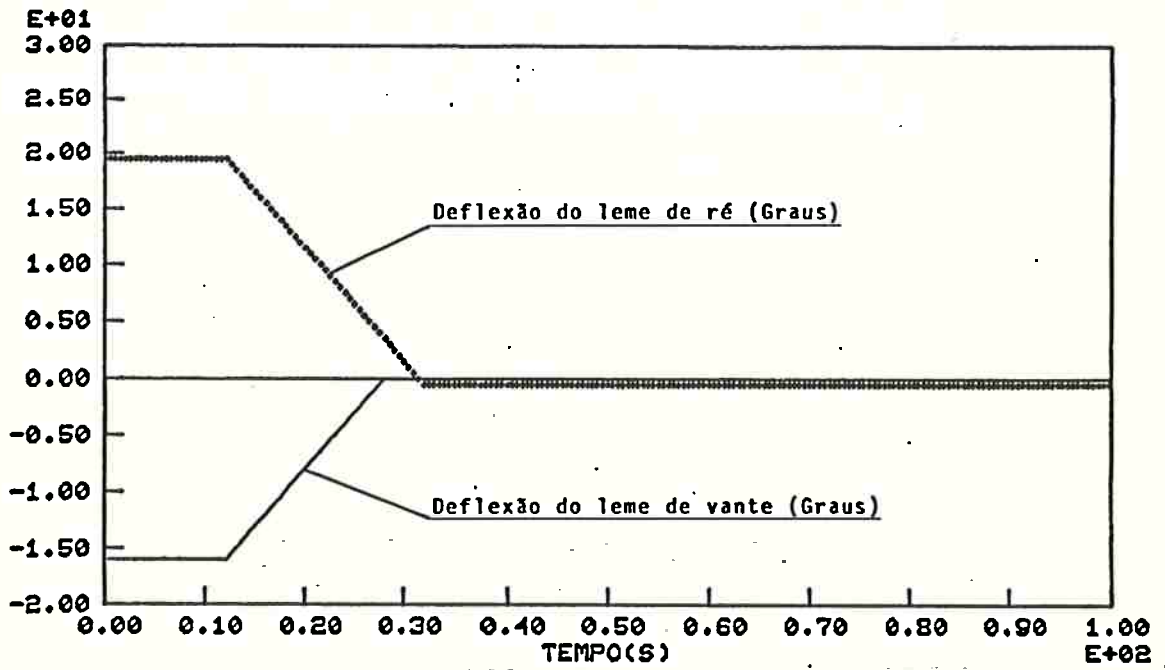


Figura 5.6 - Deflexão dos Lemes Durante a Manobra de Descida

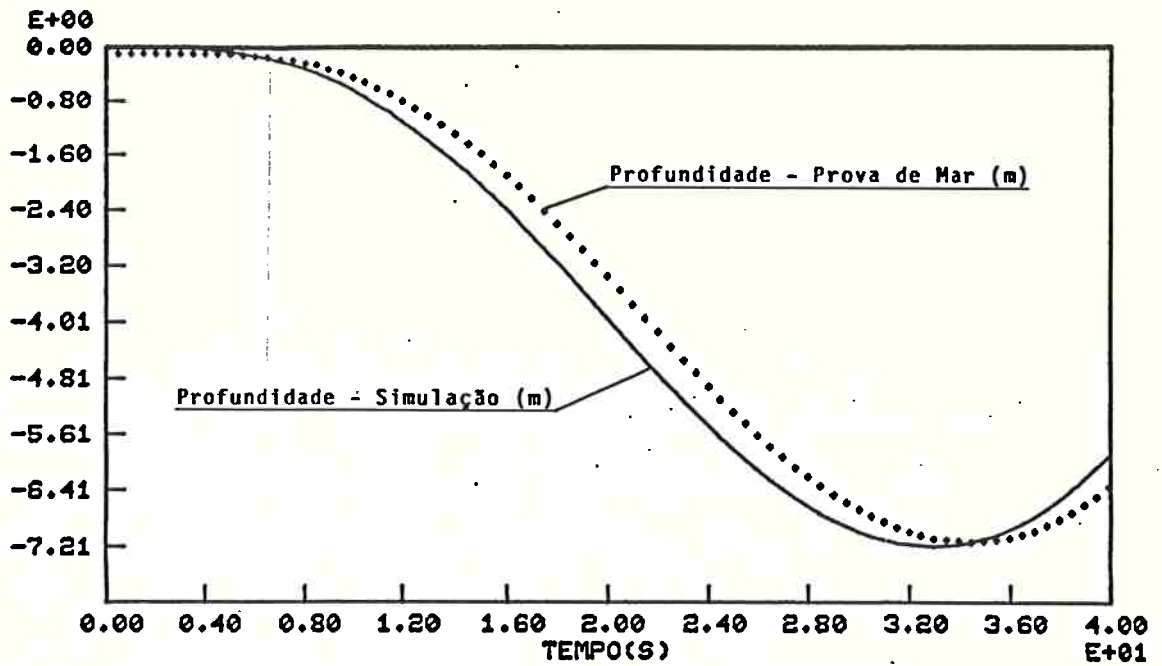


Figura 5.7 - Manobra de Recuperação - Profundidade

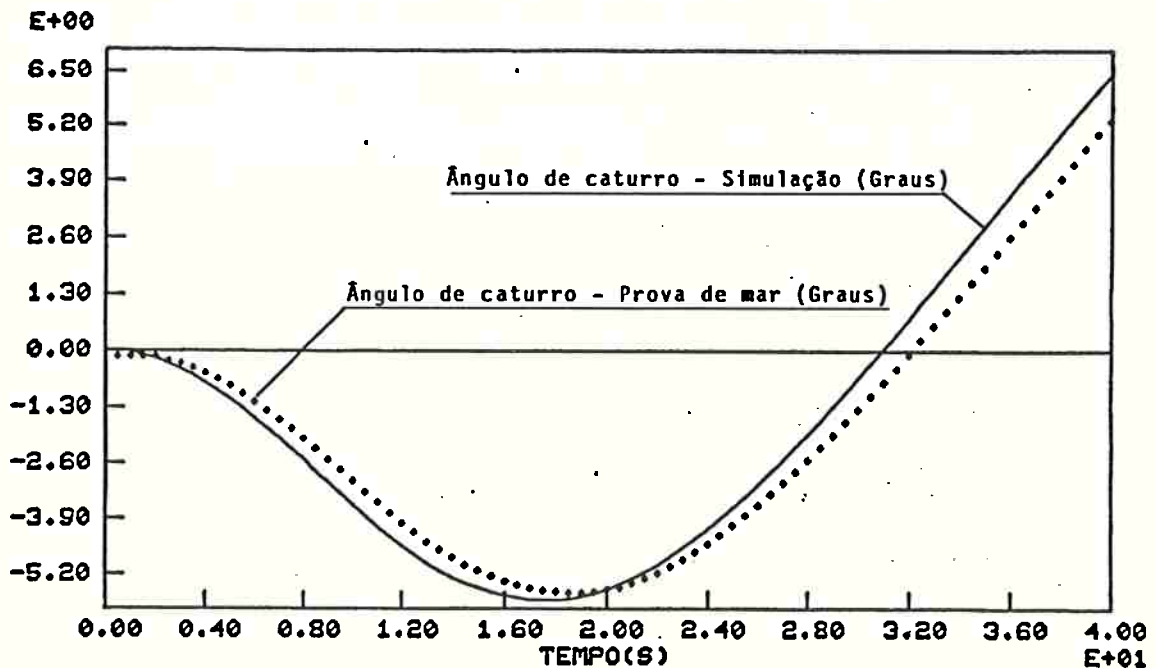


Figura 5.8 - Manobra de Recuperação - Ângulo de Caturro

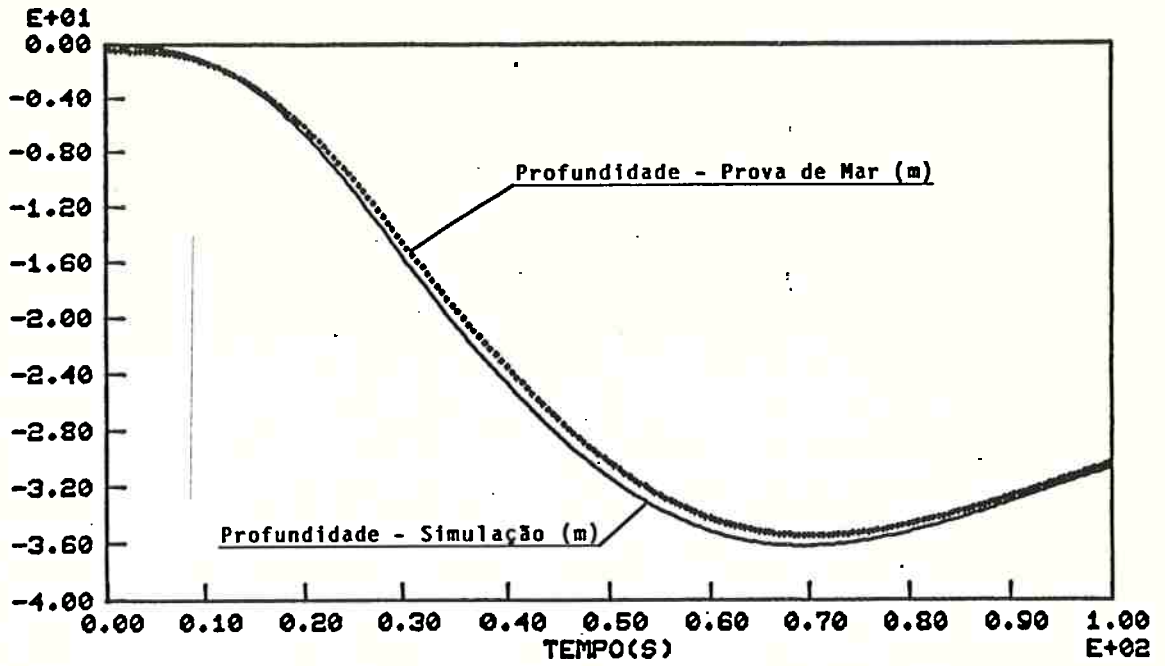


Figura 5.9 - Manobra de Descida - Profundidade

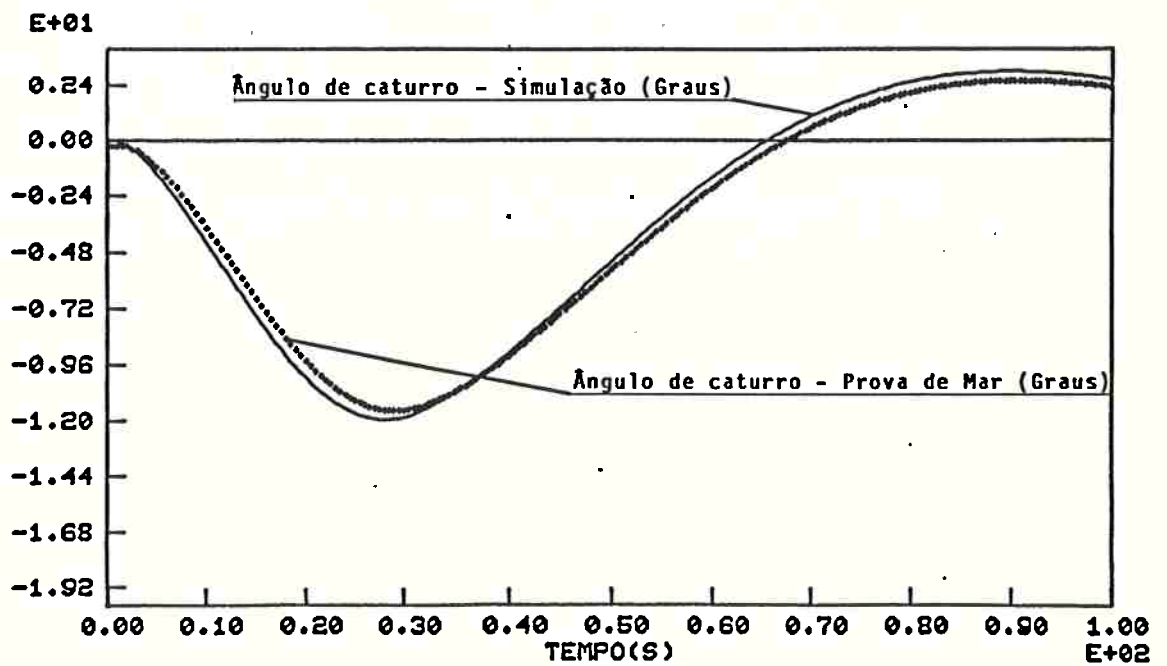


Figura 5.10 - Manobra de Descida - Ângulo de Caturro

Também se observa que na simulação o tempo de resposta do veículo é de 1 a 2 segundos menor que na prova de mar.

Examinando a segunda manobra observa-se que, na estabilização da profundidade ($t > 90$ s), os valores simulados e obtidos na prova de mar são praticamente iguais; portanto, não se observa erro na profundidade final atingida.

Conclui-se, como resultado das análises de manobras nos planos horizontal e vertical que, para este submarino e nesta faixa de velocidade, é válida a utilização do modelo não linear que incorpora o Método do Navio Equivalente, com auxílio da hipótese de axissimetria do casco do veículo.

5.4. AVALIAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO EM MANOBRA DE MANUTENÇÃO DE PROFUNDIDADE

Nesta seção são apresentados e analisados os resultados de testes efetuados com o piloto automático, em manobra de manutenção da cota periscópio.

Inicialmente, são apresentados os parâmetros para análise dos resultados e as condições em que os testes foram executados.

Em seguida é ilustrado o comportamento do veículo sem controle, para depois apresentar uma análise dos resultados dos testes, incluindo os ajustes do controlador e do estimador de estados.

5.4.1. PARÂMETROS PARA ANÁLISE DE RESULTADOS

A avaliação do piloto automático é efetuada através da análise do controlador e do estimador.

O desempenho do controlador é avaliado pela análise dos desvios no vetor de estado e pela magnitude do controle aplicado.

No que se refere aos desvios do vetor de estado são calculadas as seguintes estatísticas:

i) para o erro em profundidade

- amplitude máxima do movimento de 1ª ordem (a_1)
- amplitude máxima do movimento de 2ª ordem (a_2)
- amplitude máxima percentual (a_1/H_0)
- frequência angular do movimento de 1ª ordem (ω_1)

- valor RMS ("root square mean value"), dado por:

$$\text{RMSE} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T h^2(t) \cdot dt} \quad (5.1)$$

onde

T é o período de duração da manobra;

O valor RMS dá uma idéia sobre o valor médio do erro durante a manobra

ii) para o ângulo de caturro

- amplitude máxima do movimento de 1ª ordem (θ_1)

- valor RMS, dado por:

$$\text{RMSP} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \theta^2(t) \cdot dt} \quad (5.2)$$

iii) como as velocidades de arfagem e angular de caturro resultam, respectivamente, da multiplicação do erro em profundidade e do ângulo de caturro por ω_1 , não se utilizam estes parâmetros para análise do controlador.

No que se refere à magnitude do controle observado, são considerados os valores RMS da deflexão dos lemes de vante e de ré, definidos através de:

$$\text{RMSV} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \delta_1^2(t) \cdot dt} \quad (5.3)$$

$$\text{RMSR} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \delta_2^2(t) \cdot dt} \quad (5.4)$$

O desempenho do estimador é avaliado através de dois procedimentos diferentes. O primeiro é efetuado através da análise comparativa entre o valor quadrático do erro "real" de estimação e a covariância do erro estimado. São definidos os seguintes parâmetros:

i) Valor quadrático do erro "real" de estimação das variáveis de posição (QVP)

$$\text{QVP} = (\hat{\theta} - \theta)^2 + \alpha^2 (\hat{h} - h)^2 \quad (5.5)$$

onde:

α é um fator de normalização, dado por:

$$\alpha = \theta_1 / a_1 \quad ;$$

ii) Covariância do erro estimado das variáveis de posição (CVP)

$$\text{CVP} = p_{33} + \alpha^2 \cdot p_{44} \quad (5.6)$$

onde:

p_{ii} é o i -ésimo elemento da diagonal da matriz de covariância do erro de estimação.

iii) Valor quadrático do erro "real" de estimação das variáveis de velocidade (QVV)

$$QVV = \beta^2 \cdot (\hat{w} - w)^2 + (\hat{q} - q)^2 \quad (5.7)$$

onde:

β é um fator de normalização dado por

$$\beta = q_1 / w_1$$

q_1 é a amplitude máxima da velocidade angular de caturro;

w_1 é a amplitude máxima da velocidade de arfagem;

Como

$$q_1 \cong \omega_1 \cdot \theta_1$$

$$w_1 = \omega_1 \cdot a_1$$

Resulta

$$\beta = \alpha$$

iv) Covariância do erro estimado das variáveis de velocidade (CVV)

$$CVV = \beta^2 \cdot p_{11} + p_{22} \quad (5.8)$$

O segundo procedimento baseia-se na análise dos desvios entre os valores "reais" e estimados, obtidos diretamente das séries temporais das acelerações não modeladas, de arfagem e caturro, e do erro em profundidade. São definidos os seguintes parâmetros:

- i) r_a - relação entre os valores estimado e "real" das acelerações não modeladas , ao longo da manobra;
- ii) r_e - relação entre os valores estimado e "real" do erro em profundidade, ao longo da manobra;
- iii) t_a - atraso entre a resposta "real" e estimada das acelerações não modeladas;
- iv) t_e - atraso entre a resposta "real" e estimada do erro em profundidade;

5.4.2. CONDIÇÕES DOS TESTES

i) 1º TESTE : CONDIÇÃO DE PROJETO

A condição de mar de projeto, também chamada de condição de **mar calmo** corresponde à situação em que o submarino realiza a missão de manutenção da cota periscópio durante 95% do tempo.

De acordo com [63], esta condição corresponde a uma altura significativa de 1,5 m. No presente trabalho utiliza-se um mar ITTC, com altura significativa de 1,8 m, cujo espectro encontra-se ilustrado na figura 5.11.

As figuras 5.12 e 5.13 apresentam, respectivamente, uma amostra da amplitude das ondas incidentes sobre o submarino e da correspondente força de arfagem.

A força de arfagem e o momento de caturro foram obtidas considerando a formulação do Capítulo 3, com mar de popa, que segundo Stoten [61], é a condição mais crítica.

Adota-se condições iniciais nulas para o veículo no teste.

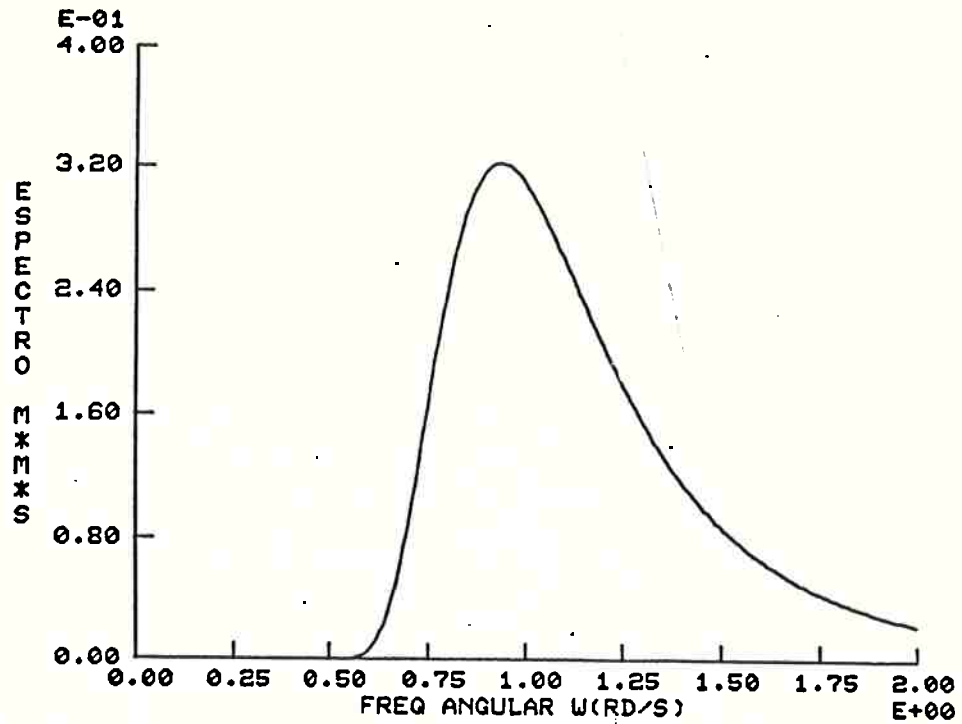


Figura 5.11 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 1,8 m

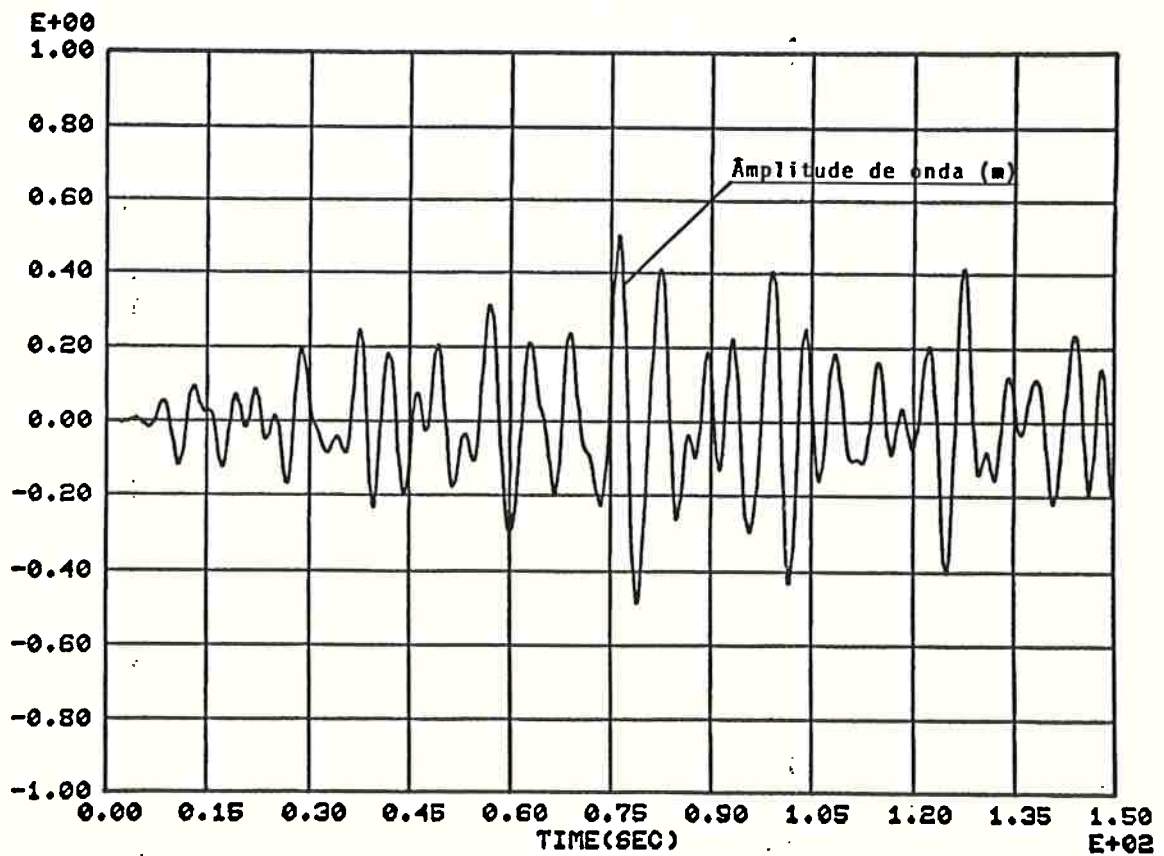


Figura 5.12 - Mar Calmo - Amostra da Amplitude de Onda

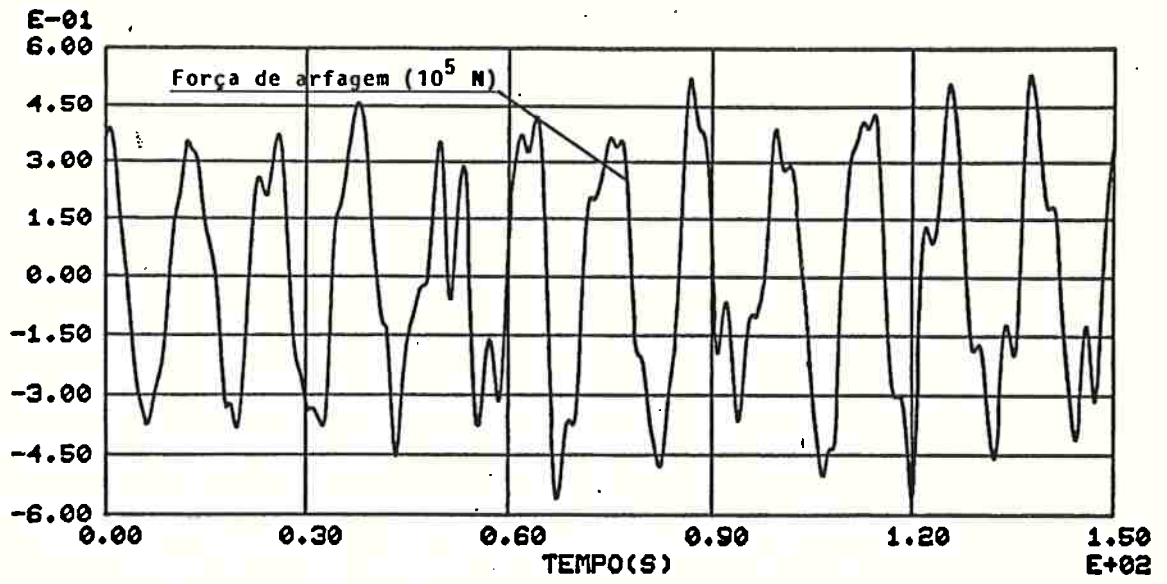


Figura 5.13 - Mar Calmo - Amostra da Força de Arfagem

ii) 2º TESTE : CONDIÇÃO ANORMAL DE OPERAÇÃO

Este teste é realizado numa condição anormal de operação, também chamada de **mar rugoso** e que corresponde à situação de mar de emergência, em que o submarino ainda deve realizar a missão, embora os requisitos de precisão sejam menores do que no caso de **mar calmo**.

Usualmente, nesta condição de mar, o comandante ordena mergulho, a menos que as baterias do veículo não tenham sido carregadas.

De acordo com [63], esta condição corresponde a uma altura significativa variando entre 1,5 e 2,5 m. No presente trabalho utiliza-se um mar ITTC, com altura significativa de 3,0 m, cujo espectro encontra-se ilustrado na figura 5.14.

Adota-se condições iniciais nulas para o veículo no teste.

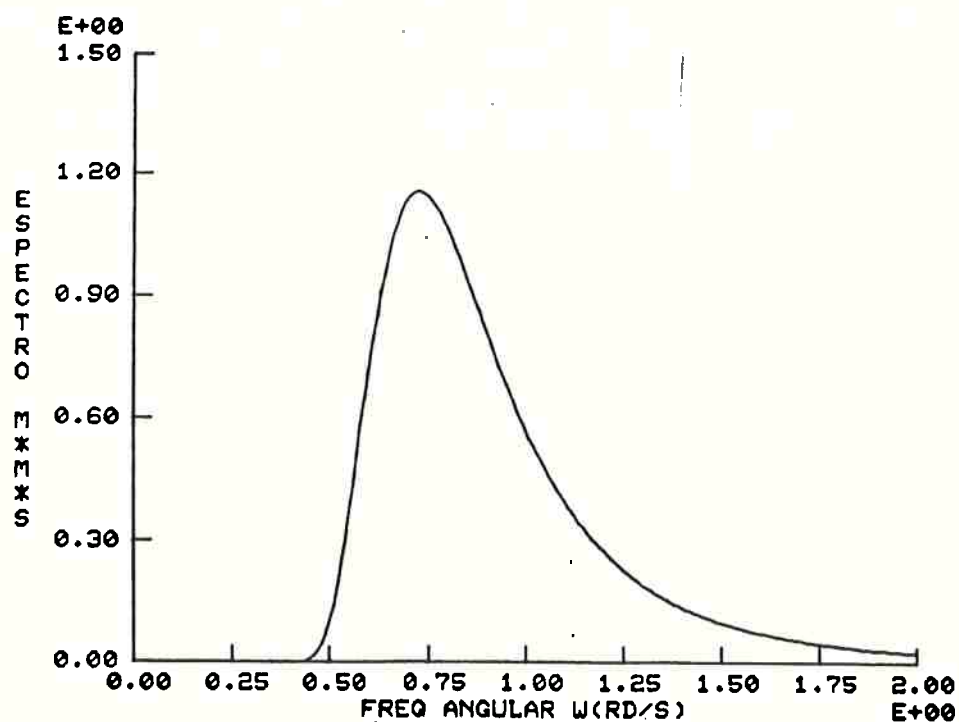


Figura 5.14 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 3,0 m

iii) 3º TESTE : CONDIÇÃO DE EXTREMA ANORMALIDADE

Esta condição, também chamada de **mar hiper-rugoso** corresponde à situação irreal, pois nesta condição **nunca** é realizada a manutenção da cota periscópio. Entretanto, para efeito de teste do piloto automático adotou-se um mar ITTC, com altura significativa de 5,0 m, cujo espectro encontra-se ilustrado na figura 5.15.

Deseja-se, neste caso, verificar se o submarino consegue realizar a missão, sem se preocupar com a magnitude dos desvios. Em outras palavras, mesmo que o erro em profundidade atinja valores elevados, o que se deseja é que o veículo oscile em torno da cota desejada.

As condições iniciais do veículo são expressas através de vetor de estado, x_0 :

$$x_0 = [0,05 ; -0,005 ; 0,025 ; -0,65]$$

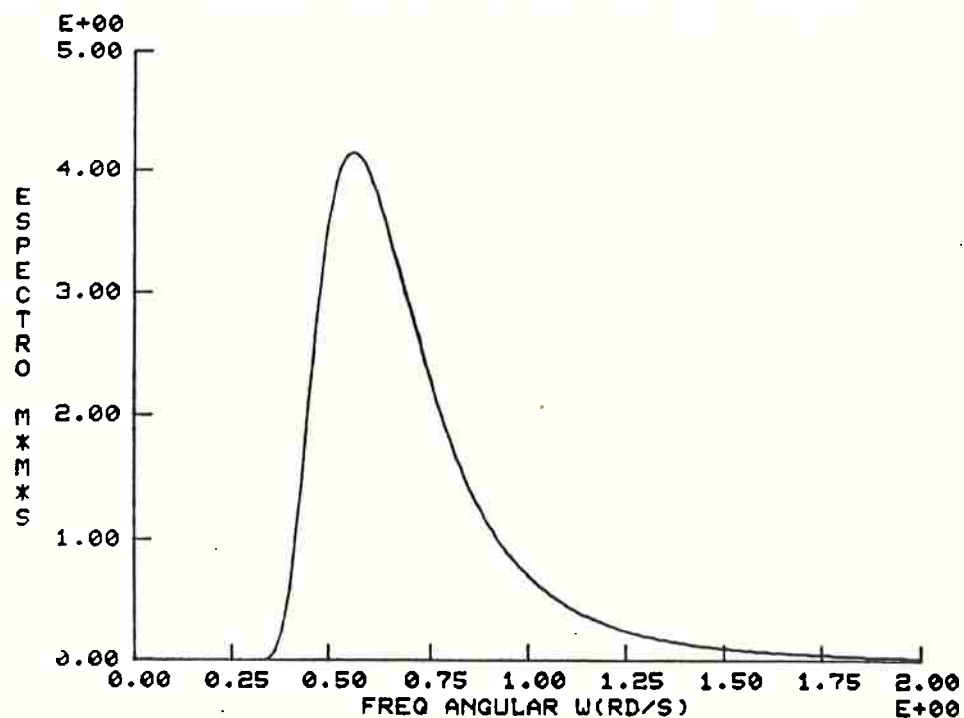


Figura 5.15 - Espectro ITTC - Altura Significativa = 5,0 m

5.4.3. VEÍCULO SEM CONTROLE

Este teste serve para ilustrar o comportamento do veículo na condição de mar calmo, sem atuação das superfícies de controle; isto corresponde a se tomar:

$$u^T = [0 , 0]$$

As condições iniciais do veículo no teste são nulas, isto é:

$$x^T = [0 , 0 , 0 , 0]$$

A figura 5.16 apresenta a evolução do erro em profundidade "real" e estimado pelo filtro de Kalman; observa-se que ambas as curvas coincidem.

Nota-se que o veículo se desloca rumo à superfície ($h(t) < 0$). Examinando a resposta do veículo, percebe-se que ela apresenta duas componentes, uma de alta e outra de baixa frequência.

A primeira corresponde à ação oscilatória dos esforços de alta frequência; a figura 5.13 ilustra a variação da força de arfagem. Pelo exame da figura 5.16 verifica-se que a frequência de 1ª ordem do movimento coincide com a correspondente da força de arfagem, isto é:

$$f_1 \cong 1.0/15 \text{ s} \cong 0,07 \text{ Hz}$$

$$\omega_1 = 2 \cdot \pi \cdot f_1 \cong 0,42 \text{ rd/s}$$

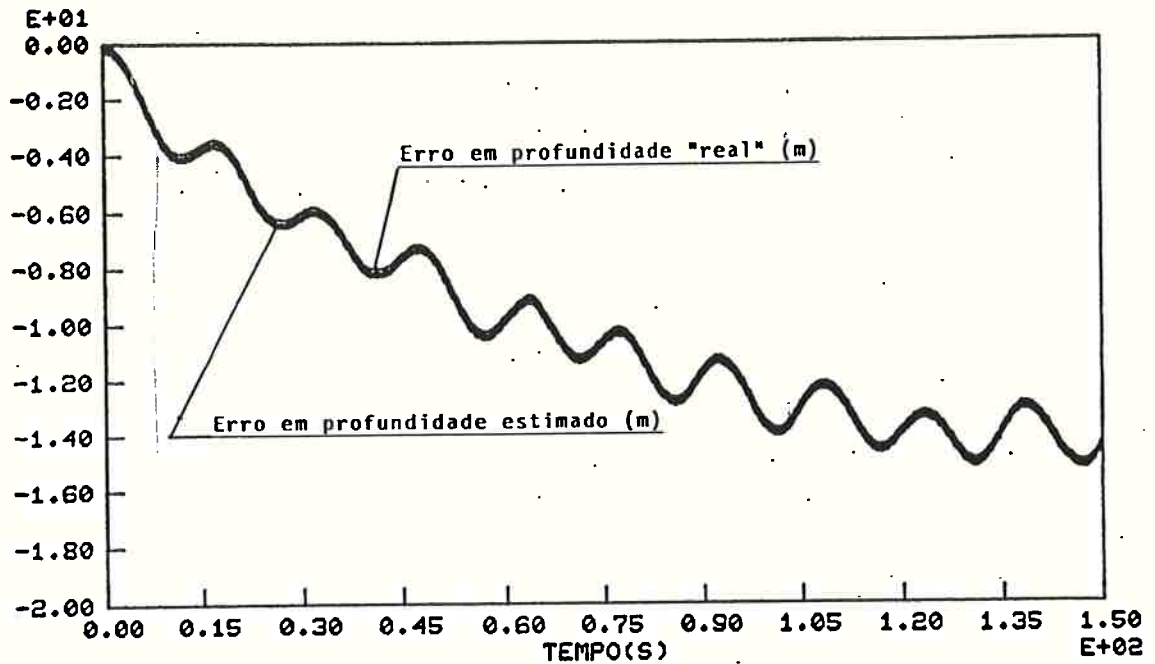


Figura 5.16 - Veículo Sem Controle - Erro em Profundidade

A amplitude do movimento de 1ª ordem é aproximadamente:

$$a_1 \cong 1,0 \text{ m}$$

A segunda componente do movimento corresponde à ação da força de arfagem de 2ª ordem, constante no tempo, para um determinado espectro de onda. Esta componente é responsável pelo movimento do submarino em direção à superfície.

A análise do comportamento do submarino mostra a necessidade do emprego de um sistema de controle. A função do piloto automático, na missão de manutenção de profundidade, é minimizar o movimento de 1ª ordem e eliminar o de 2ª ordem. Em outras palavras, deseja-se que $h(t)$ oscile em torno de zero, com a menor amplitude possível, sem um gasto excessivo de controle.

5.4.4. PRIMEIRO TESTE

5.4.4.1 AJUSTE DO CONTROLADOR

O desempenho do controlador depende dos seus ganhos ou, em última instância, dos autovalores do sistema controlado.

A matriz de ganhos é ajustada através das matrizes de ponderação Q e R , que aparecem no índice de desempenho.

Foram testados diversos conjuntos de valores para as matrizes Q e R , através de:

i) **variação de Q em relação a R .** Este procedimento é efetuado para avaliar um aumento(ou decréscimo) da penalização no estado em relação à magnitude do controle.

ii) **variação de alguns termos de Q .** Este procedimento é realizado para verificar os efeitos de uma penalização diferenciada de algumas variáveis de estado.

iii) **variação de alguns termos de R .** Aplica-se este procedimento para verificar os efeitos de uma penalização diferenciada nos lemes horizontais do veículo.

O resultado desta análise mostra que à medida que se aumenta Q , o valor do vetor de estado (RMSE e RMSP) diminui, até que se chega a um patamar em que um grande acréscimo nos valores de Q não provoca grandes diminuições nos valores de RMSE e RMSP. Isto se deve ao fato da máquina do leme impor restrições ao ângulo de leme comandado ou seja, acima de um certo valor de ganho, a máquina do le-

me não consegue atender os valores comandados de ângulo de leme.

A introdução de penalizações maiores nas variáveis de posição (aumento de Q_{33} e Q_{44}) não ocasiona mudanças significativas no desempenho do controlador. Também se verifica um patamar, a partir do qual não se consegue melhorar significativamente a precisão do erro em profundidade e do ângulo de caturro.

Os valores seleccionados para as matrizes Q e R são apresentados abaixo:

$$Q = \text{diag}\{ 50 , 50 , 50 , 50 \}$$

$$R = \text{diag}\{ 40 , 300 \}$$

Para as condições do teste, cota periscópica de 12 m e velocidade de avanço de 5,144 m/s, obtém-se os seguintes valores para as matrizes do MODELO DE TRABALHO:

$$A_c = \begin{bmatrix} -0,24 & 2,65 & 0,00 & 0,00 \\ -0,08 & -0,36 & -0,01 & 0,00 \\ 0,00 & 1,00 & 0,00 & 0,00 \\ -1,00 & 0,00 & -5,40 & 0,00 \end{bmatrix}$$

$$B_c = \begin{bmatrix} 0,024 & 0,070 \\ 0,002 & -0,008 \\ 0,000 & 0,000 \\ 0,000 & 0,000 \end{bmatrix}$$

A partir dos valores definidos para as matrizes A_c , B_c , Q e

R, obtém-se a matriz de ganhos do controlador linear, \bar{L} :

$$\bar{L} = \begin{bmatrix} -2,57 & 11,47 & 12,77 & -0,39 \\ -2,66 & 12,42 & 13,45 & -0,38 \end{bmatrix}$$

Uma vez determinada \bar{L} , pode-se calcular os autovalores do sistema controlado, que são apresentados abaixo:

$$\lambda_1 = -0,25 + 0,39.i$$

$$\lambda_2 = -0,25 - 0,39.i$$

$$\lambda_3 = -0,20 + 0,20.i$$

$$\lambda_4 = -0,20 - 0,20.i$$

Verifica-se, portanto, que o sistema é assintoticamente estável.

Pode-se também examinar no presente caso a estabilidade do veículo controlado, uma vez que se dispõe do modelo de avaliação. Observa-se, porém, que isto não deve ser utilizado como critério de projeto porque, em geral, não se conhece perfeitamente o sistema. Os autovalores para o sistema controlado (MODELO "REAL") são:

$$\lambda_1 = -0,35 + 0,30.i$$

$$\lambda_2 = -0,35 - 0,30.i$$

$$\lambda_3 = -0,16 + 0,22.i$$

$$\lambda_4 = -0,16 - 0,22.i$$

Desta forma, a resposta do veículo deve apresentar estabilidade.

5.4.4.2 AJUSTE DO ESTIMADOR

O desempenho do algoritmo de estimação de estado, constituído pelo filtro de Kalman e pela técnica de compensação do modelo dinâmico, depende do ajuste de determinados parâmetros. Estes parâmetros são o coeficiente de correlação ao longo do tempo (β_a e β_c) das acelerações não modeladas e matriz de covariância do ruído de processo (Q_a e Q_c , para arfagem e caturro, respectivamente).

A avaliação do desempenho do estimador é realizada através da análise de sua estabilidade, consistência e precisão.

No presente caso é efetuada uma comparação entre acelerações "reais" e estimadas, não modeladas, de arfagem e de caturro, do submarino. As acelerações não modeladas "reais" devem ser entendidas como as diferenças entre as acelerações totais "reais" e as acelerações modeladas no estimador.

Usa-se, também, uma das variáveis de estado, o erro em profundidade, para examinar o desempenho do estimador. A avaliação é efetuada através do exame das séries temporais das variáveis mencionadas, das quais pode-se extrair os seguintes valores: r_a , r_e , t_a e t_e .

Para ajuste do estimador foram testados diferentes valores para as variáveis β_a , β_c , Q_a e Q_c .

Os valores destes parâmetros que conduziram ao melhor desempenho do estimador são:

$$\beta_a = 0,02 \qquad \beta_c = 0,04$$

$$Q_a = 10 \qquad Q_c = 50$$

As seguintes observações, foram obtidas durante a investigação dos efeitos destas variáveis.

i) Aumentando-se o ruído de processo (Q_a e Q_c), como era de se esperar, a precisão das estimativas das acelerações não modeladas e do estado diminui. Verifica-se que esta perda de precisão não aumenta linearmente com Q_a e Q_c .

ii) Aumentando-se o coeficiente de correlação (β_a e β_c) ocorrem dois efeitos: aumento da precisão das estimativas e do atraso entre as estimativas e os valores "reais".

Esses efeitos podem ser explicados pelo seguinte motivo: quando se aumenta o valor do coeficiente de correlação a estimativa das acelerações não modeladas, é mais ponderada pelo processo de propagação do que pelo processo de atualização. Convém mencionar que, como o processo de Gauss-Markov tem função de transferência de um integrador com constante de tempo $1/\beta$, a estimativa da aceleração não modelada apresenta um atraso em relação ao valor real.

Quando se aumenta o valor de β há um acréscimo na precisão da estimativa uma vez que o filtro se "fecha" a inovações, isto é, diminui o efeito da matriz Q .

Como resultado dos testes efetuados conclui-se que os parâmetros Q e β têm importância fundamental para a estimativa das acelerações não modeladas e moderada na estimação do estado. Os valores de Q e β devem ser escolhidos de modo a satisfazer um compromisso entre a precisão e o atraso na estimativa.

5.4.4.3 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Os resultados deste teste estão condensados nas figuras 5.17 a 5.24.

A primeira delas mostra a evolução do erro em profundidade "real" e estimado. O exame desta figura permite concluir que a componente de 2ª ordem do movimento foi eliminada, enquanto a de 1ª ordem foi sensivelmente diminuída.

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos para avaliação do controlador.

i) para o erro em profundidade (figura 5.17) obtém-se os seguintes valores:

$$a_1 = 0,25 \text{ m}$$

$$a_1/H_0 = 2\%$$

$$\text{RMSE} = 0,109 \text{ m}$$

Verifica-se, portanto, um bom comportamento, pois o desvio relativo é bem menor que 10%, que é o máximo tolerável, e apresenta uma distribuição regular.

ii) para o ângulo de caturro (figura 5.18) obtém-se os seguintes valores:

$$\theta_1 = 1,2^\circ$$

$$\text{RMSP} = 0,71^\circ$$

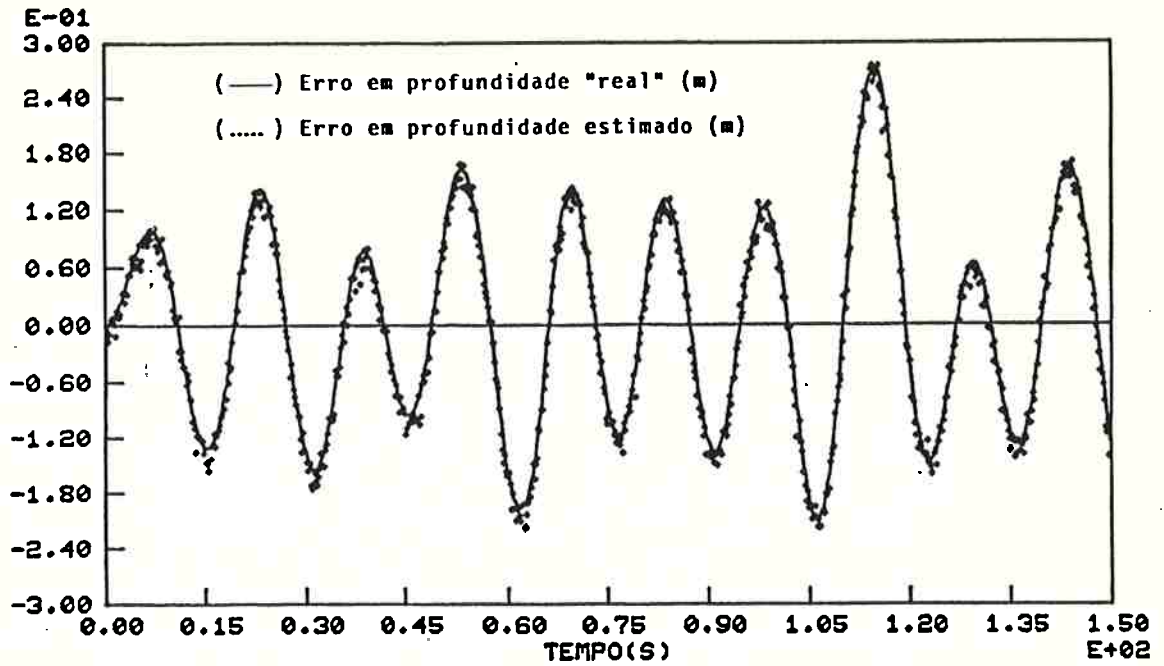


Figura 5.17 - 1º Teste - Evolução do Erro em Profundidade

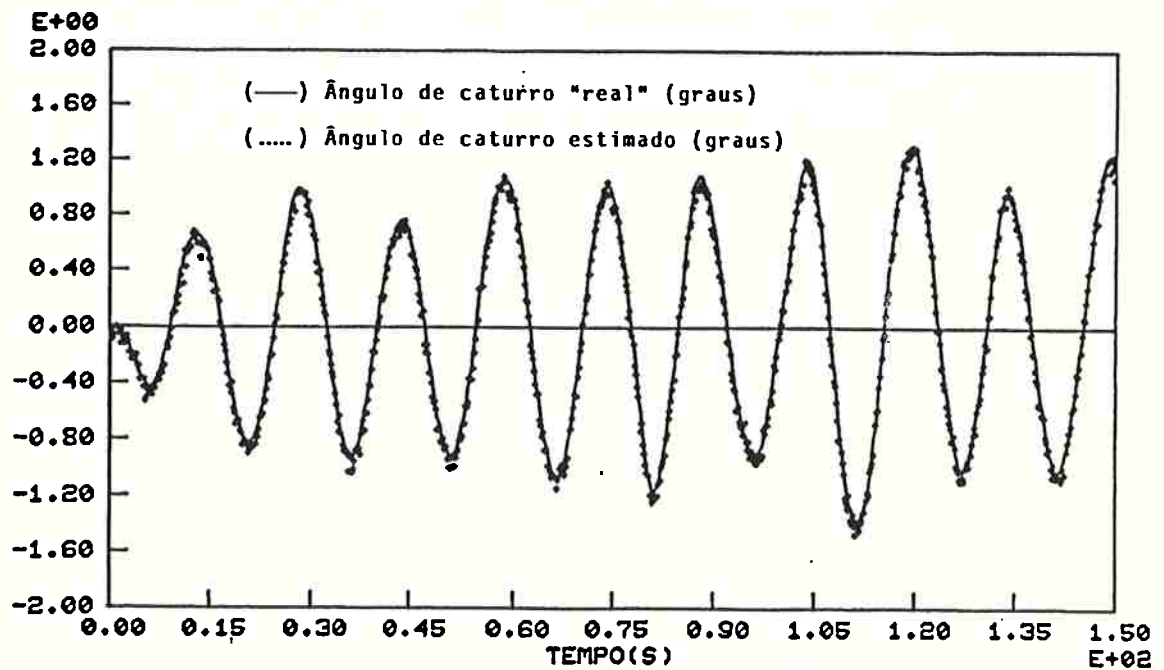


Figura 5.18 - 1º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

iii) no que refere à magnitude do controle aplicado, nota-se que, para os lemes de vante e de ré (figuras 5.19 e 5.20, respectivamente, a deflexão máxima não ultrapassa 20°.

Os valores RMS da deflexão dos lemes de vante e de ré são:

$$\text{RMSV} = 9,17^\circ$$

$$\text{RMSR} = 10,44^\circ$$

É interessante observar a defasagem de tempo entre os valores comandado e efetivo da deflexão dos lemes. Este atraso na atuação (aproximadamente 2 s) corresponde ao tempo de resposta da máquina do leme. Desta forma, a máquina do leme atua como um filtro passa-baixas evitando que os lemes sejam utilizados mais do que seria necessário.

A seguir são examinados os parâmetros, anteriormente definidos, para avaliação do desempenho do estimador.

A figura 5.21 mostra a comparação entre o erro quadrático de posição e sua covariância, enquanto a figura 5.22 mostra a comparação entre o erro quadrático de velocidade e sua covariância. O exame dessas figuras permite afirmar que existe consistência entre os erros e suas covariâncias e que, além disto, os erros são bem reduzidos o que atesta um bom funcionamento do filtro de Kalman.

As figuras 5.23 e 5.24 mostram a comparação entre as acelerações não modeladas "reais" e estimadas, de arfagem e caturro, respectivamente. O exame dessas figuras permite concluir que há uma boa estimativa das acelerações não modeladas como pode ser atestado

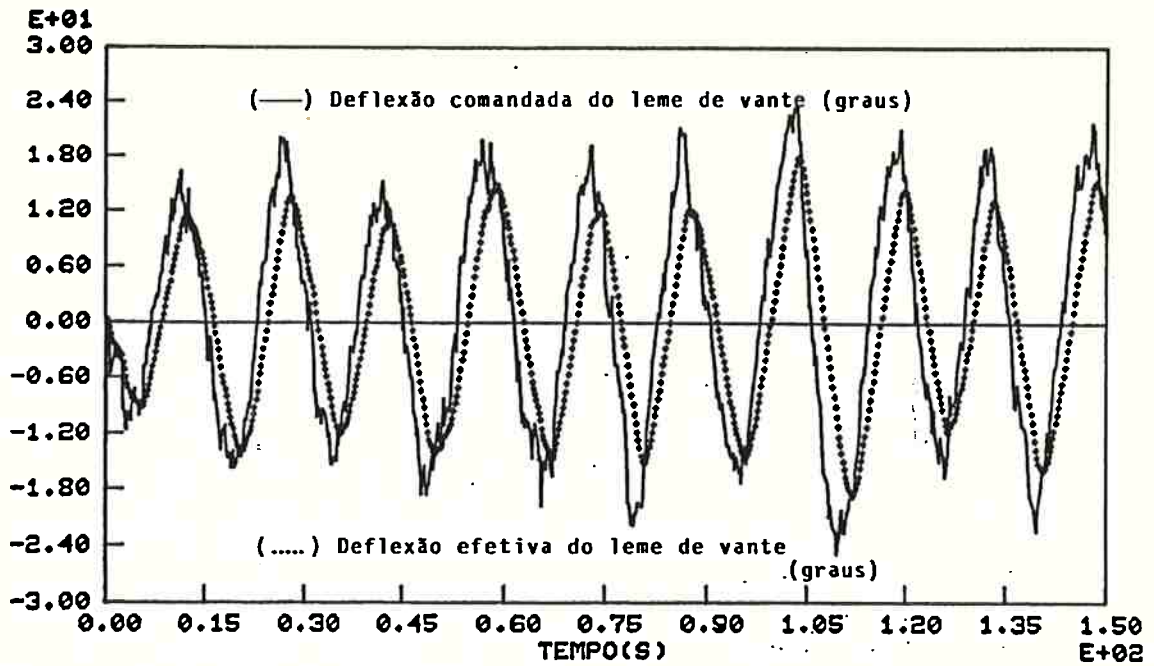


Figura 5.19 - 1º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante

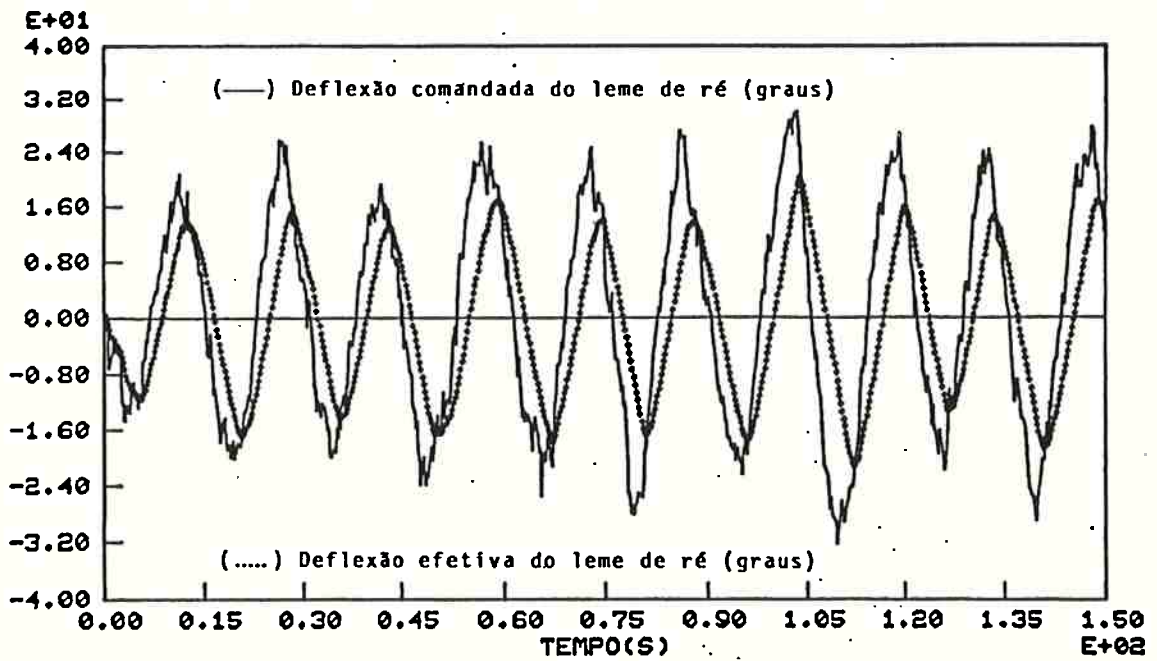


Figura 5.20 - 1º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré

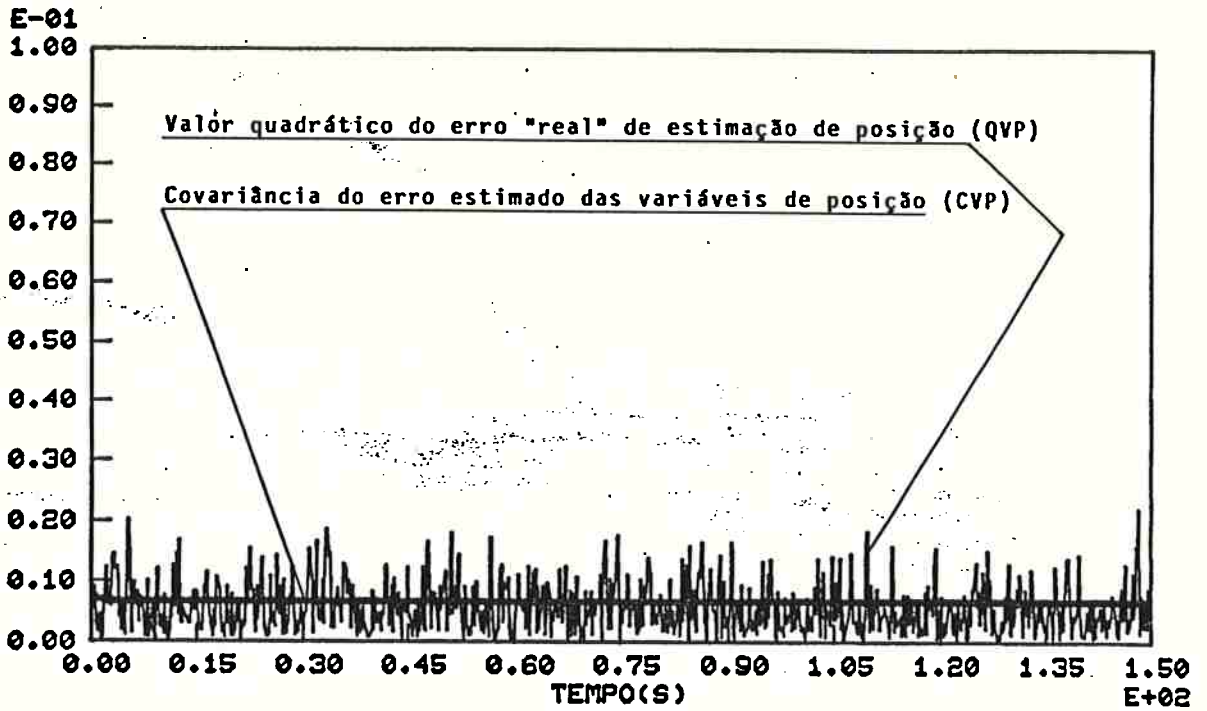


Figura 5.21 - 1º Teste - Análise do Estimador - Posição

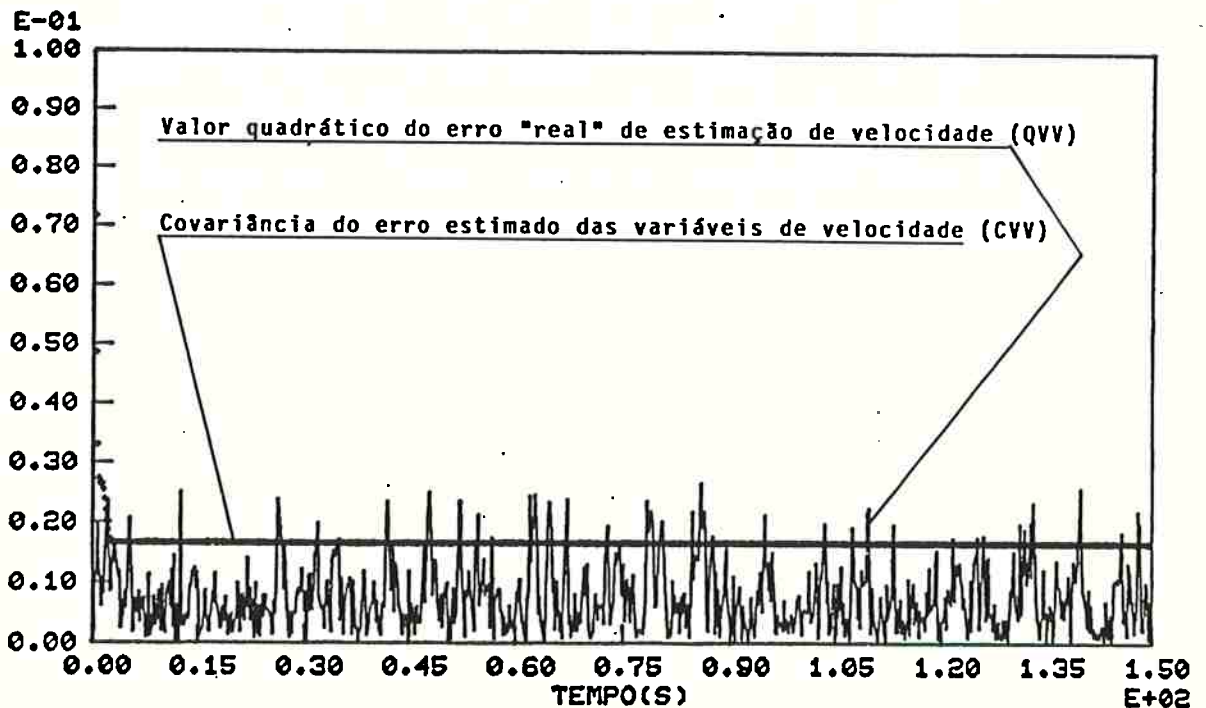


Figura 5.22 - 1º Teste - Análise do Estimador - Velocidade

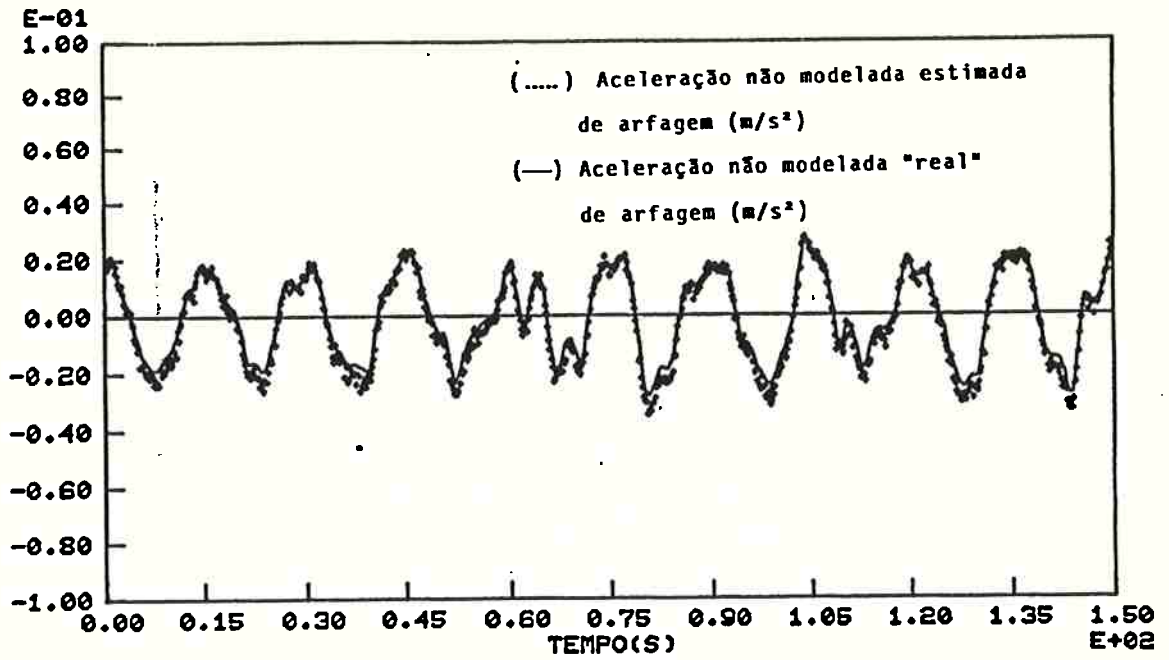


Figura 5.23 - 1º Teste - Evolução da Aceleração não Modelada de Arfagem

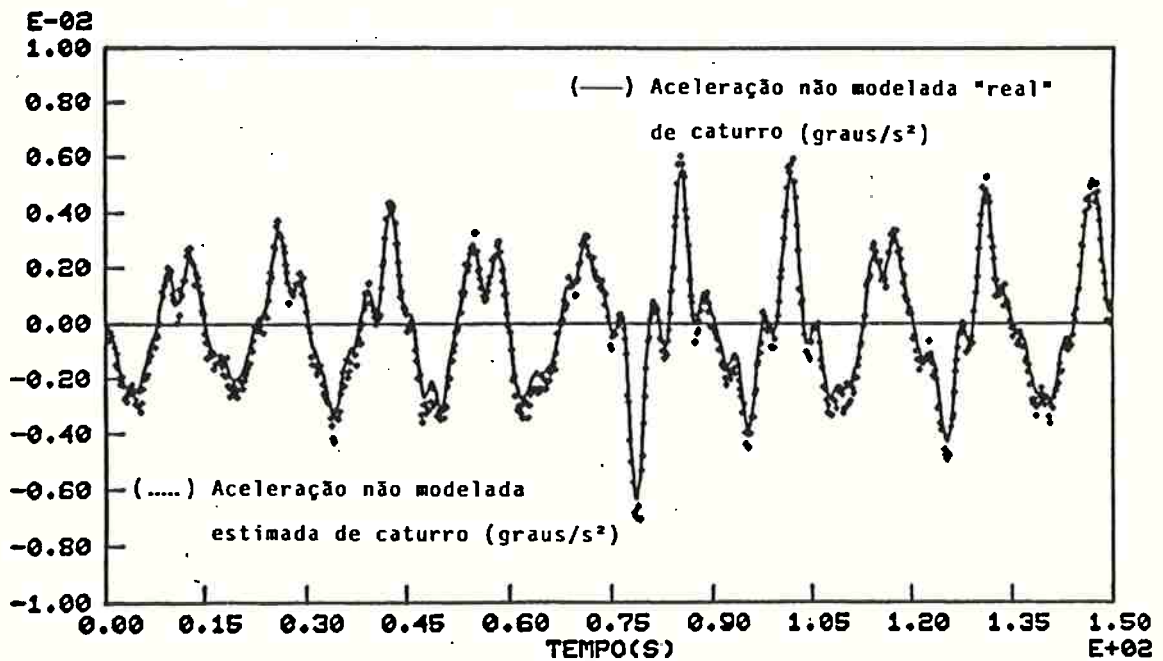


Figura 5.24 - 1º Teste - Evolução da Aceleração não Modelada de Caturro

pela observação dos parâmetros abaixo:

$$r_a = 1,1$$

$$r_e = 1,05$$

$$t_a \cong 0,0$$

$$t_e \cong 0,0$$

5.4.5. SEGUNDO TESTE

Os resultados do segundo teste para avaliação do desempenho do piloto automático, em manobra de manutenção de profundidade, estão condensados nas figuras 5.25 a 5.28.

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos, para avaliação do controlador.

i) para o erro em profundidade (figura 5.25) obtém-se os seguintes valores:

$$a_1 = 0,7 \text{ m}$$

$$a_1/H_0 = 6\%$$

$$\text{RMSE} = 0,337 \text{ m}$$

ii) para o ângulo de caturro (figura 5.26) obtém-se os seguintes valores:

$$\theta_1 = 2,4^\circ$$

$$\text{RMSP} = 1,15^\circ$$

iii) no que se refere à magnitude do controle aplicado, nota-se que, para os lemes de vante e de ré (figuras 5.27 e 5.28, respectivamente), a deflexão máxima atinge 35° .

Os valores RMS da deflexão dos lemes de vante e de ré são:

$$\text{RMSV} = 12,10^\circ \quad \text{e} \quad \text{RMSR} = 13,10^\circ$$

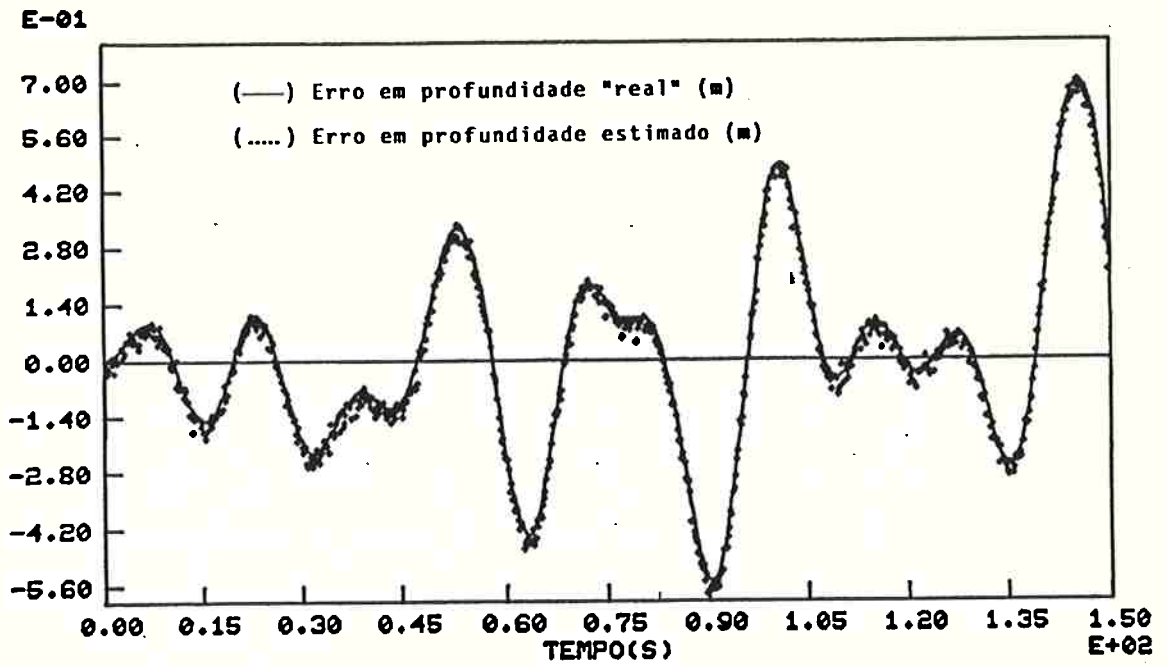


Figura 5.25 - 2º Teste - Evolução do Erro em Profundidade

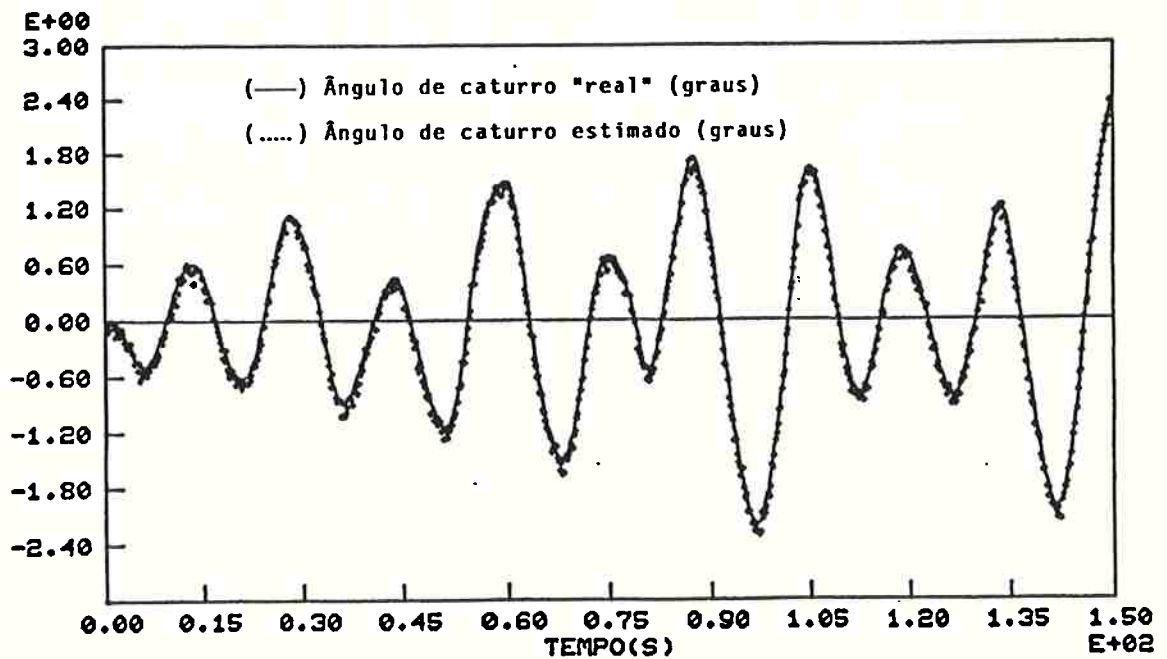


Figura 5.26 - 2º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

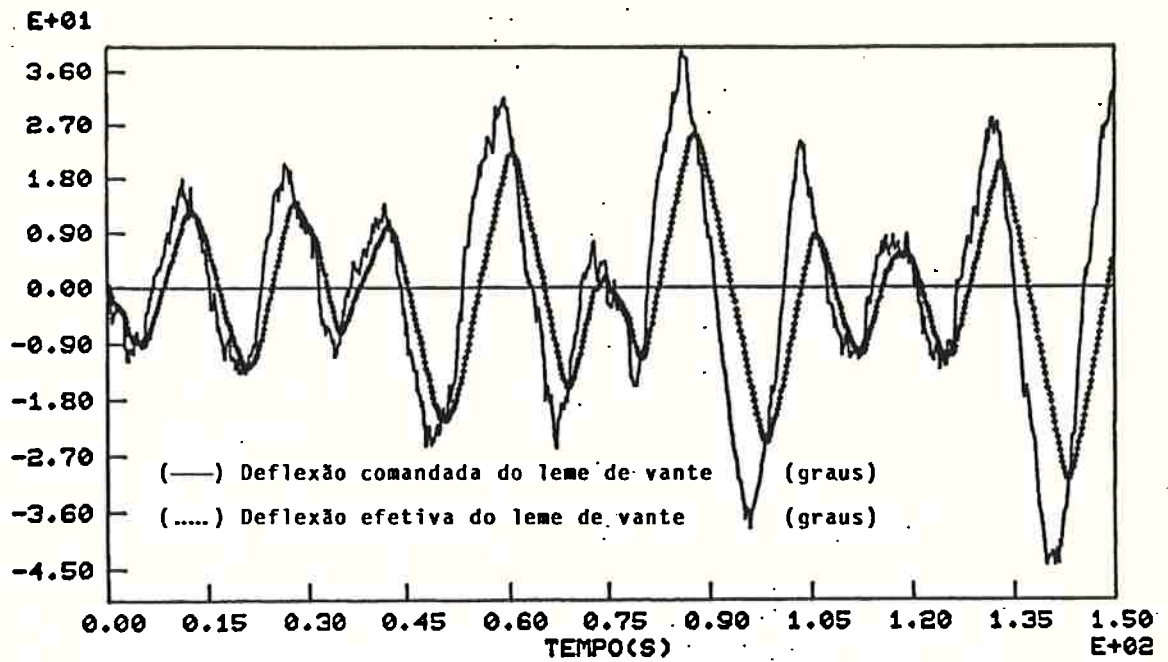


Figura 5.27 - 2º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante

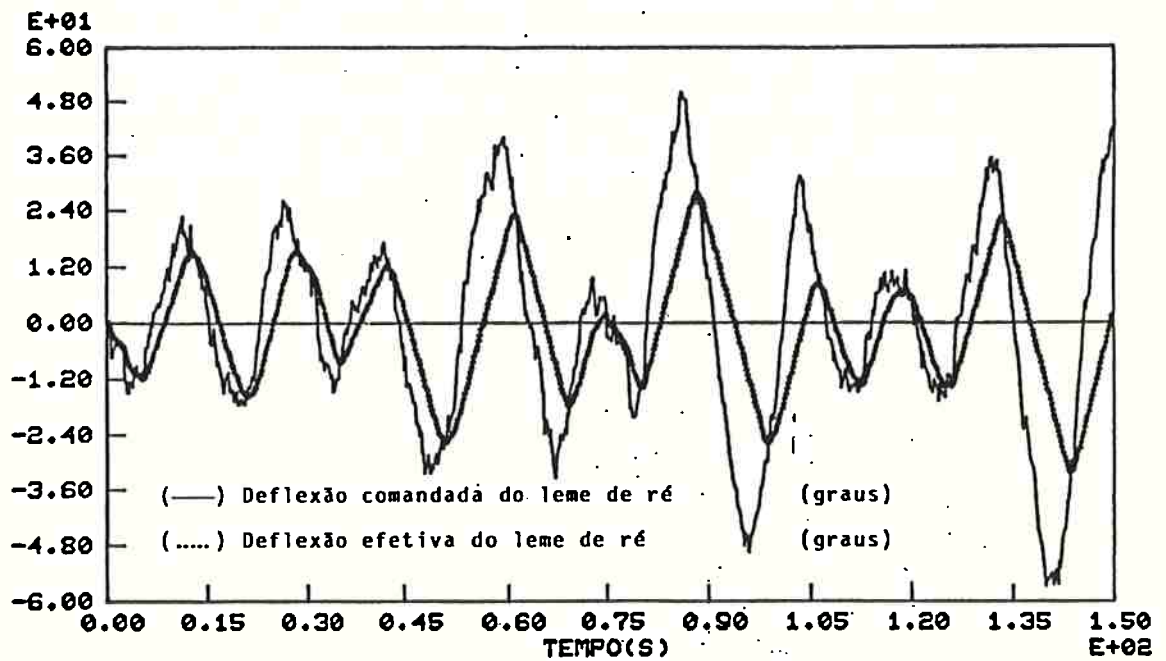


Figura 5.28 - 2º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré

Comparando os valores obtidos neste teste com aqueles da condição de projeto, observa-se que, embora as amplitudes dos movimentos de arfagem e caturro tenham dobrado (e até triplicado), a atividade dos lemes (valor RMS) aumentou apenas 25%; isto se deve a dois fatores:

i) o primeiro e principal fator é a presença da máquina do leme, que além de limitar a deflexão efetiva do leme, introduz um atraso na aplicação do controle. Verifica-se, pelo exame das figuras 5.27 e 5.28, que as amplitudes máximas dos ângulos de lemes comandados são:

$$\delta_{\text{com}} = 24^\circ \text{ para o primeiro teste}$$

$$\delta_{\text{com}} = 50^\circ \text{ para o segundo teste}$$

ou seja, as amplitudes **comandadas** máximas no teste 2 são 100% maiores que no teste 1.

É importante observar que no teste 2 as amplitudes comandadas dos lemes superam o valor máximo que a máquina pode fornecer (35 graus). O ângulo efetivo, no entanto, só atinge uma vez o valor máximo, como consequência do atraso da máquina do leme.

ii) o segundo fator é a frequência de acionamento do leme. Esta frequência está relacionada com a frequência de 1ª ordem dos esforços de ondas que, por sua vez, está relacionada com a frequência central do espectro de mar. De fato, as frequências centrais dos espectros diminuem quando se aumenta a amplitude da onda.

Das figuras 5.27 e 5.28 pode-se extrair os seguintes valores:

$$f_{LEME} = 1/15s \cong 0,07 \text{ Hz para o primeiro teste}$$

$$f_{LEME} = 1/20s. \cong 0,05 \text{ Hz para o segundo teste}$$

Desta forma, embora no teste 2 os valores máximos de deflexão sejam maiores do que no teste 1, a frequência de acionamento é menor, o que faz com que o valor RMS não aumente tanto, quanto aumentaria se as frequências de acionamento fossem iguais.

O comportamento do estimador neste teste foi semelhante ao do teste anterior.

5.4.6. TERCEIRO TESTE

Os resultados do terceiro teste, para avaliação do desempenho do piloto automático em manobra de manutenção da cota periscópica, estão condensados nas figuras 5.29 a 5.32.

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos para avaliação do controlador.

i) para o erro em profundidade (figura 5.29) obtém-se os seguintes valores:

$$a_1 = 4,8 \text{ m}$$

$$a_1/H_0 = 40\%$$

$$\text{RMSE} = 1,3 \text{ m}$$

ii) para o ângulo de caturro (figura 5.30) obtém-se os seguintes valores:

$$\theta_1 = 6^\circ$$

$$\text{RMSP} = 2,71^\circ$$

iii) no que se refere à magnitude do controle aplicado, nota-se que, para os lemes de vante e de ré (figuras 5.31 e 5.32, respectivamente), a deflexão máxima atinge 35° .

Os valores RMS da deflexão dos lemes de vante e de ré são:

$$\text{RMSV} = 22,42^\circ \quad \text{e} \quad \text{RMSR} = 23,15^\circ$$

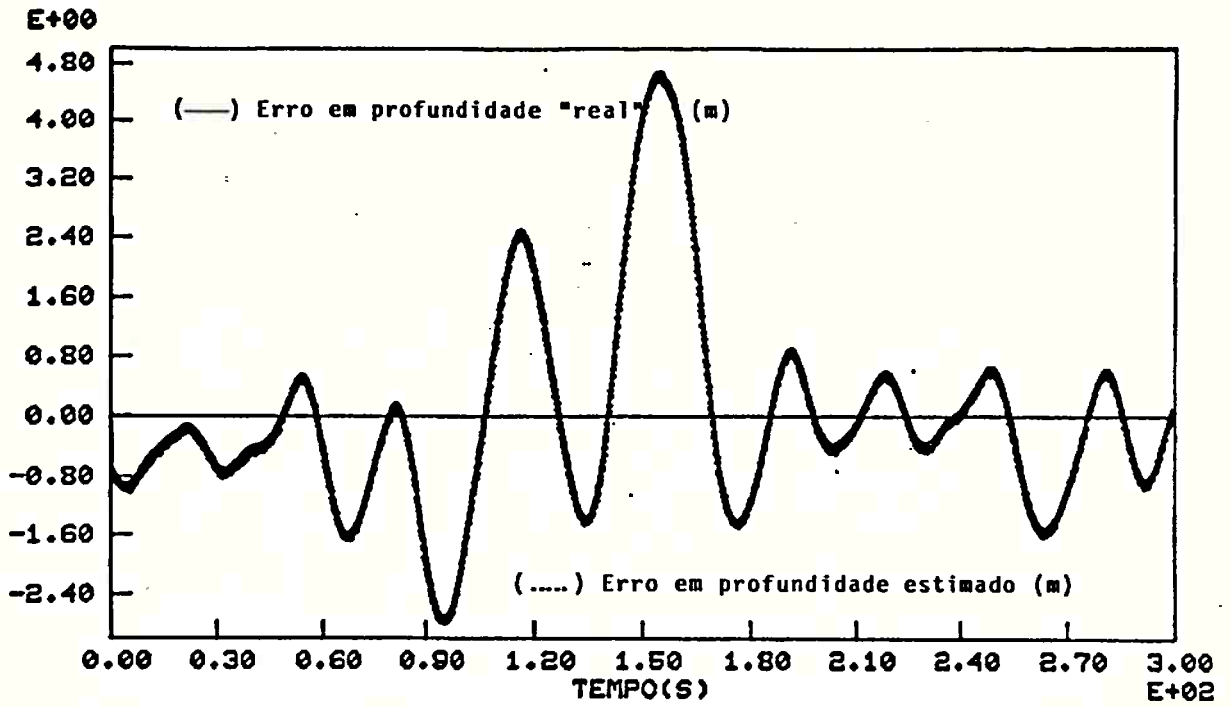


Figura 5.29 - 3º Teste - Evolução do Erro em Profundidade

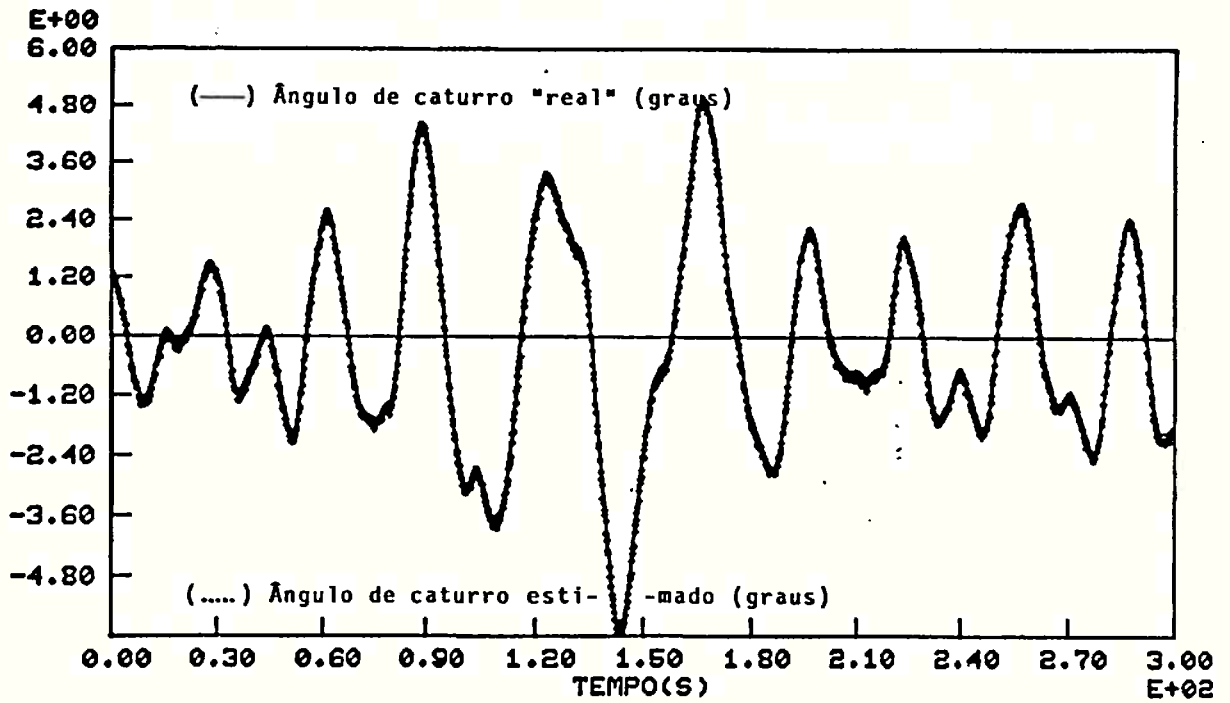


Figura 5.30 - 3º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

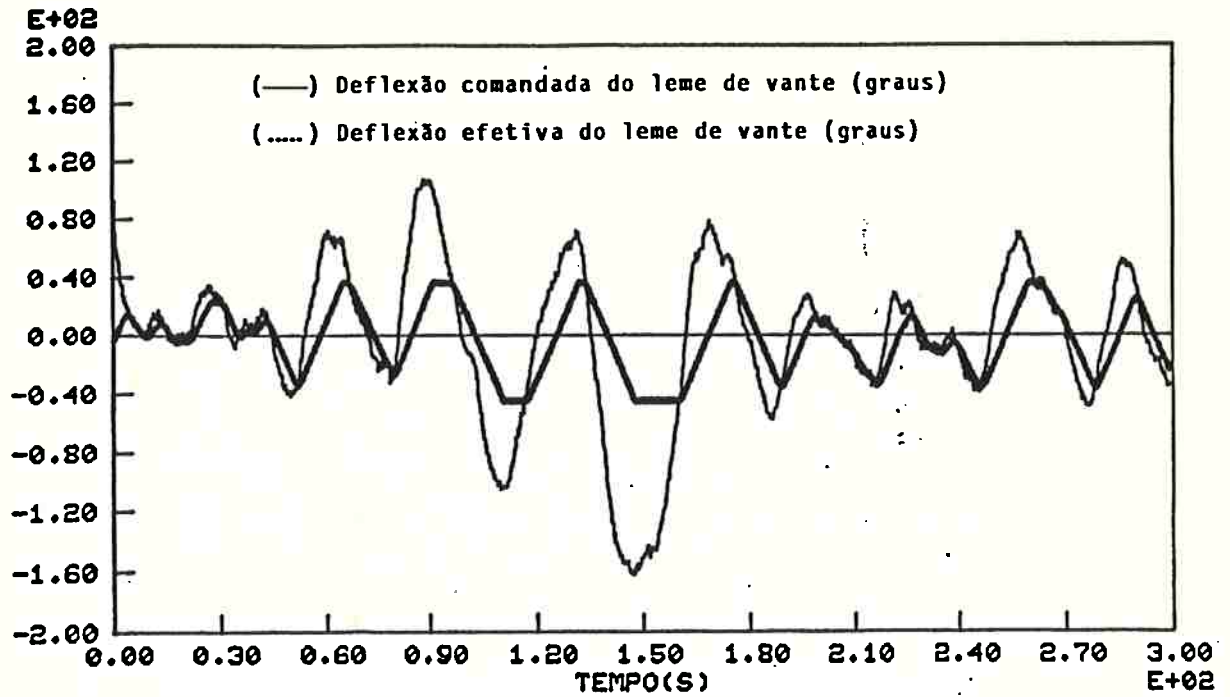


Figura 5.31 - 3º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Vante

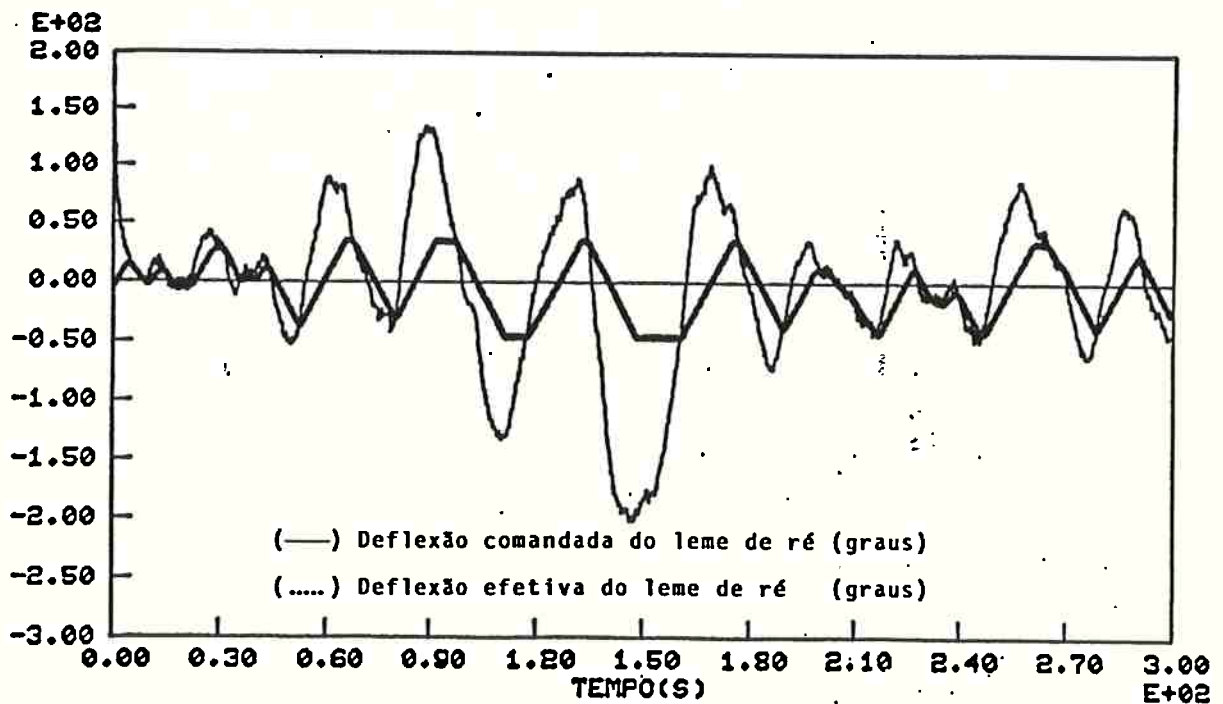


Figura 5.32 - 3º Teste - Evolução da Deflexão do Leme de Ré

Verifica-se que, apesar de existirem desvios excessivos em relação à profundidade desejada (se comparado com a condição de projeto), o veículo é controlado, pois após um desvio de 4,8 m no instante 150 s, o mesmo torna a oscilar em torno da trajetória desejada com pequena amplitude.

Convém enfatizar que este teste representa condições muito severas de mar, com probabilidade muito pequena de ocorrência. Entretanto se o veículo precisar operar nestas condições deve-se efetuar uma modificação de todo o projeto, principalmente no que se refere ao dimensionamento dos lemes, e não apenas do piloto automático. De fato, as deflexões comandadas dos lemes, do nível de 200°, indicam que suas áreas são insuficientes para prover os esforços de controle necessários.

Um outro comentário que precisa ser feito é sobre o ajuste dos ganhos do controlador. Em princípio seria desejável que esses ganhos fossem ajustados para cada condição típica de mar, o que conduziria teoricamente a um melhor desempenho do veículo. Na prática, porém, isto não ocorre. Um ajuste (otimização) dos ganhos para uma condição mais severa de mar levaria a maiores valores requeridos de deflexão dos lemes, ultrapassando as limitações máximas. Dessa forma, o controlador funcionaria subotimamente já que os ângulos efetivos seriam, durante grande parte do tempo, inferiores aos valores demandados. Foram realizados alguns testes ajustando-se os ganhos para as condições de mar 2 e 3 e os resultados foram iguais aos obtidos com ganhos constantes (ajustados para a condição de projeto).

5.5. AVALIAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO EM MANOBRA DE MUDANÇA DE PROFUNDIDADE

Nesta seção são apresentados e analisados os resultados de testes efetuados com o piloto automático em manobra de mudança de profundidade.

Inicialmente são definidos os parâmetros utilizados para avaliação dos resultados e as condições em que os teste foram executados.

Em seguida é ilustrado o comportamento do veículo sem controle para depois apresentar uma análise dos resultados dos testes, incluindo ajustes da trajetória de referência, do controlador e do estimador.

5.5.1. PARÂMETROS PARA ANÁLISE DOS RESULTADOS

A avaliação do piloto automático é efetuada através da análise do desempenho do controlador e do estimador.

O desempenho do controlador é avaliado pela análise do vetor de estado (e de seus desvios em relação ao vetor de estado de referência) e pela magnitude do controle aplicado.

No que se refere ao vetor de estado são calculadas as seguintes estatísticas:

- i) período de mergulho**
- ii) período de descida**
- iii) período de retomada**

iv) para a profundidade

- profundidade final (PF);
- sobre-elevação ("overshoot") da profundidade máxima, em relação à profundidade final, dada por:

$$OVP = \frac{|PROFUNDIDADE MÁXIMA - PROFUNDIDADE FINAL|}{|PROFUNDIDADE FINAL|} * 100$$

- desvio entre a profundidade "real" e de referência durante a fase de regime;

v) para o ângulo de caturro

- ângulo de caturro máximo durante a manobra;
- sobre-elevação do ângulo de caturro durante a fase de mergulho;
- desvio entre o ângulo "real" e de referência durante a fase de descida;

No que se refere à magnitude de controle aplicado utilizam-se:

i) evolução do controle de correção de desvio**ii) valores máximos do controle de correção de desvio e comparação com o controle de referência****iii) valor máximo do controle total aplicado**

O desempenho do estimador é avaliado através da análise visual das séries temporais dos valores estimado e "real", da profundidade e do ângulo de caturro.

Entretanto, no ajuste dos filtros, utiliza-se o valor RMS do erro de estimação em profundidade, RMSEP, dado por:

$$\text{RMSEP} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{\text{NA}} (\hat{z}(i) - z(i))^2}{\text{NA}}} \quad (5.9)$$

onde:

NA é o número de passos da simulação.

5.5.2. CONDIÇÕES DOS TESTES

i) 1º TESTE : CONDIÇÃO DE PROJETO

Adotou-se para a condição de projeto uma manobra de descida de 200m. Esta manobra pode ser considerada típica pois apresenta três diferentes fases, mergulho, descida e retomada, conforme descrito no capítulo 4.

O ângulo de caturro máximo permissível adotado para o veículo nesta missão é 15°.

O valor máximo da sobre-elevação de profundidade adotado foi de 10%, enquanto o valor máximo da sobre-elevação de caturro adotado foi de 30%.

Para avaliação do desempenho do piloto automático na manobra de mudança de profundidade admite-se ausência de esforços de onda, isto é, a manobra é realizada em uma profundidade tal que este efeito é desprezível.

É considerado como efeito preponderante aquele devido à corrente. Esta é admitida constante durante a manobra.

Para definir a corrente é necessário conhecer dois parâmetros: a intensidade (u_c) e o ângulo de incidência (α_c).

Considera-se como intensidade de projeto o valor $u_c = 1$ m/s, que corresponde à máxima intensidade normalmente encontrada no litoral brasileiro e na maioria do globo terrestre [63].

Adota-se para a condição de projeto um ângulo de incidência de 180°.

ii) 2º TESTE : CONDIÇÃO CRÍTICA DE OPERAÇÃO

Nesta condição é utilizada a mesma trajetória de referência da condição de projeto.

O valor da intensidade de corrente considerado nesta condição é de 2,5 m/s. Este é um valor exagerado que se destina a avaliar o desempenho do piloto automático numa condição crítica.

O ângulo de incidência da corrente considerado é de 180°.

iii) 3º TESTE : CONDIÇÃO DE TRAJETÓRIA CURTA

Adotou-se para esta condição uma manobra de descida de 60 m. Esta manobra pode ser considerada curta pois apresenta apenas duas fases, mergulho e retomada, não possuindo a fase de descida.

Os parâmetros da corrente utilizados são : $u_c = 1 \text{ m/s}$;
 $\alpha_c = 0^\circ$.

5.5.3. VEÍCULO SEM CONTROLE

Este exemplo apresenta a situação em que o veículo, sujeito à corrente, realiza a manobra de mudança de profundidade aplicando apenas o controle de referência. Este controle de referência é selecionado de forma a seguir uma trajetória de referência conforme descrito na seção seguinte. Tem-se, assim:

$$u^T = [u_{r1} , u_{r2}]$$

$$\delta u^T = [0 , 0]$$

Os parâmetros da corrente que atua sobre o veículo neste caso são:

$$u_c = 1 \text{ m/s}$$

$$\alpha_c = 180^\circ$$

O estado do veículo é estimado pelo filtro de Kalman.

O comportamento do veículo nesta manobra é ilustrado através das figuras 5.33 a 5.35.

Examinando a figura 5.33, que mostra a comparação entre as trajetórias de referência (linha grossa) e "real" (linha fina), conclui-se que o submarino afasta-se continuamente da trajetória de referência.

Através da análise da figura 5.34, observa-se que a profundidade final atingida é 240 m; portanto, o erro na profundidade final é 20%.

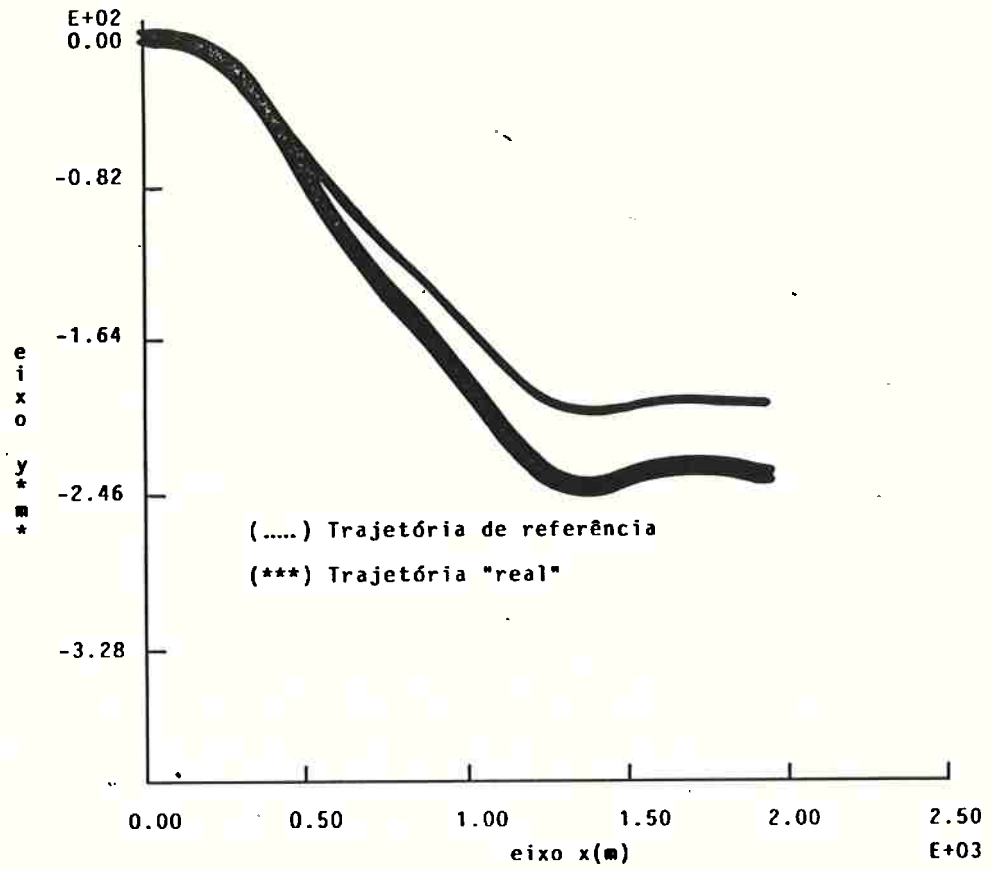


Figura 5.33 - Veículo Sem Controle - Trajetória

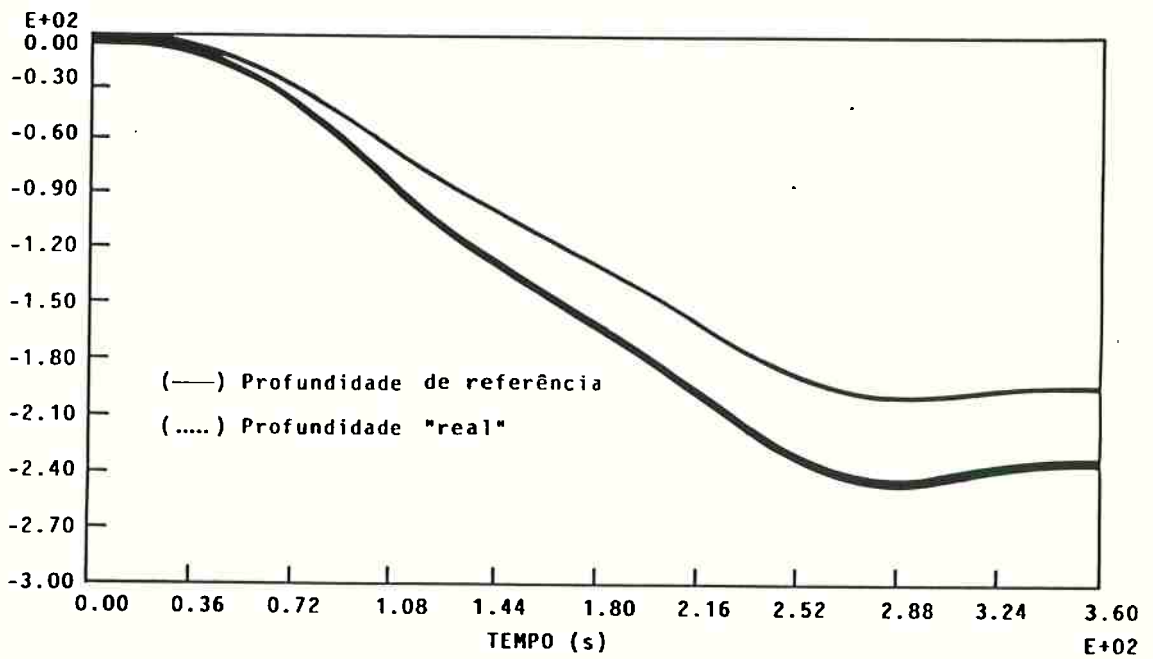


Figura 5.34 - Veículo Sem Controle - Profundidade

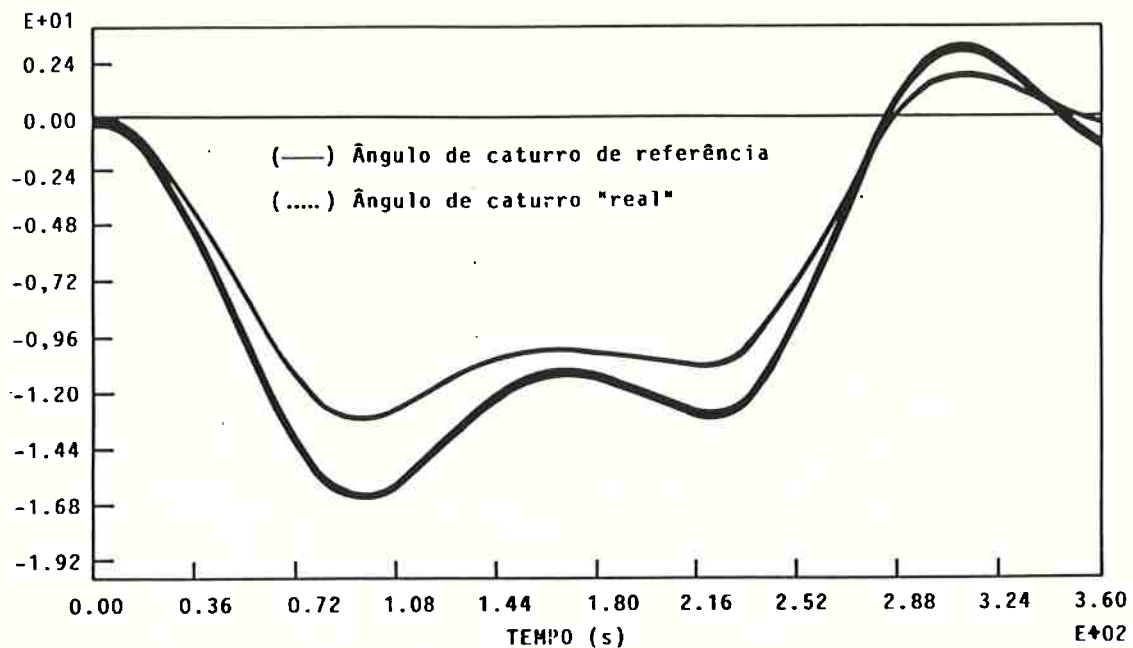


Figura 5.35 - Veículo Sem Controle - Ângulo de Caturro

Quanto ao ângulo de caturro, verifica-se, pelo exame da figura 5.35 que o valor máximo atingido é de $17,5^\circ$, superior, portanto, ao máximo permissível (15°).

A sobre-elevação de caturro (OVC) é:

$$OVC = \frac{|17,5^\circ - 12,0^\circ|}{12,0^\circ} * 100 \cong 45\%$$

que é aproximadamente o dobro da sobre-elevação do ângulo de caturro da trajetória de referência.

A função do piloto automático é, portanto, diminuir estes valores (situá-los dentro dos valores permissíveis), atingindo a profundidade desejada com um erro máximo de 2%, sem gasto excessivo de controle.

5.5.4. PRIMEIRO TESTE

5.5.4.1 AJUSTE DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA

A determinação da trajetória de referência está relacionada com a seleção de uma lei de deflexão dos lemes para a manobra de mudança de profundidade do submarino.

Conforme foi descrito no capítulo 4, a lei de deflexão deve ser escolhida de forma a satisfazer certas exigências no que diz respeito à cinemática e a trajetória do veículo, procurando minimizar o tempo da manobra. Esses requisitos são:

- máximo ângulo de caturro aceitável (15°)
- sobre-elevação máxima de caturro (30%)
- sobre-elevação máxima de profundidade (10%)

A lei de deflexão dos lemes fica estabelecida através da definição dos valores de:

δ_m - deflexão dos lemes na fase de mergulho

δ_d - deflexão dos lemes na fase de descida

T_m período de mergulho

T_d período de descida

T_r período de retomada

Através de uma investigação dos valores desses parâmetros foram simuladas diversas manobras de descida com mudança de cota de 200 m. Pelo exame das trajetórias resultantes selecionou-se a trajetória de referência mostrada na figura 5.36, que corresponde às leis de deflexão apresentadas nas figuras 5.37 e 5.38. Pode-se perceber que foram obtidos os seguintes valores dos parâmetros:

$$\delta_m = 10^\circ$$

$$\delta_d = 10^\circ$$

$$T_m = 140 \text{ s}$$

$$T_d = 80 \text{ s}$$

$$T_r = 140 \text{ s}$$

Com isto resultou um valor máximo do ângulo de caturro, durante a manobra, de 13° . A sobre-elevação de caturro foi de 20%, ao passo que a sobre-elevação de profundidade foi de 2%, conforme pode ser observando nas figuras 5.39 e 5.40, respectivamente.

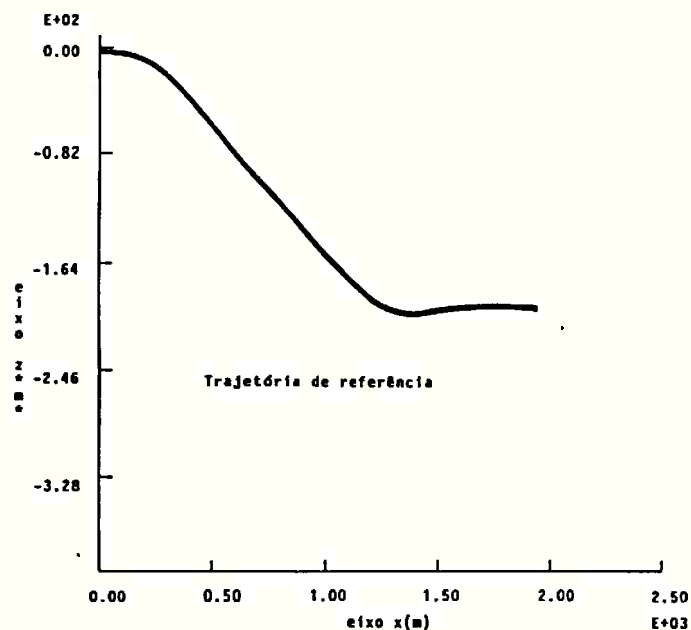


Figura 5.36 - Seleção da Trajetória de Referência - Trajetória

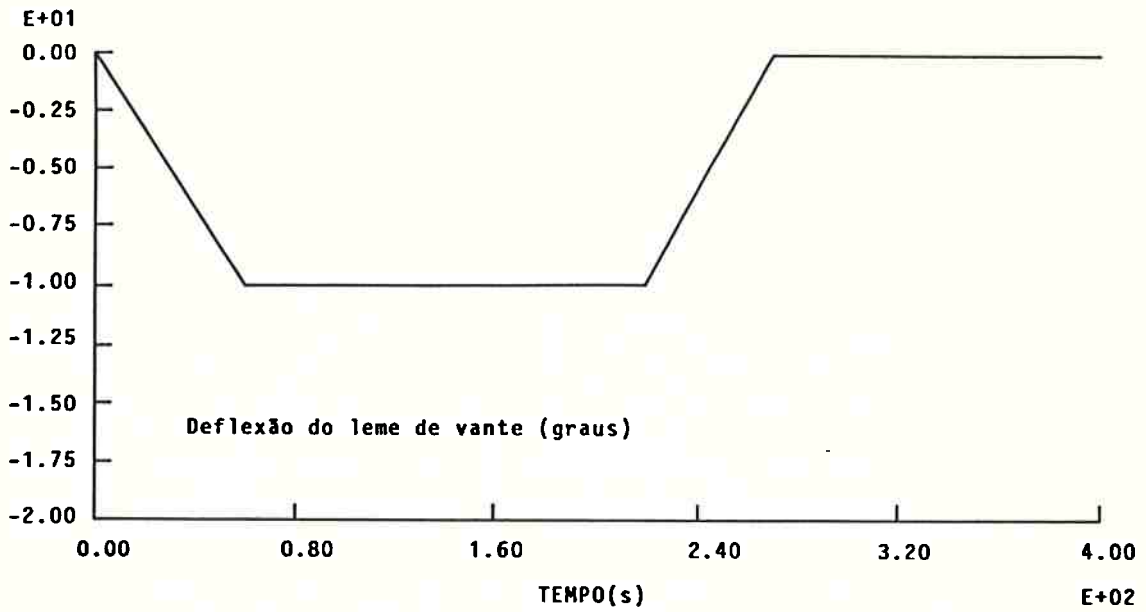


Figura 5.37 - Seleção da Trajetória de Referência - Deflexão do Leme de Vante

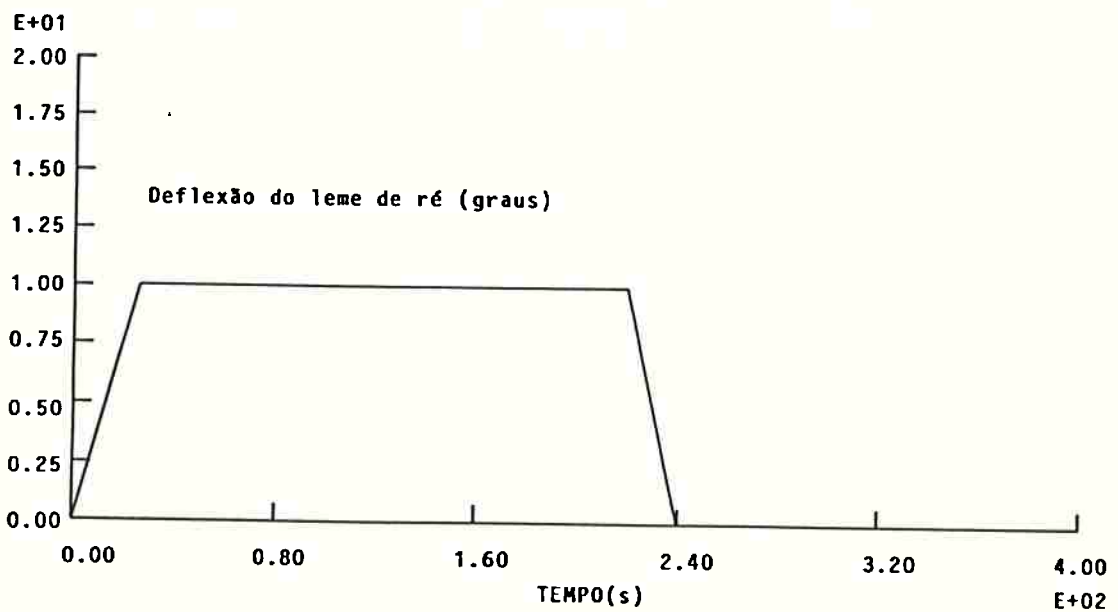


Figura 5.38 - Seleção da Trajetória de Referência - Deflexão do Leme de Ré

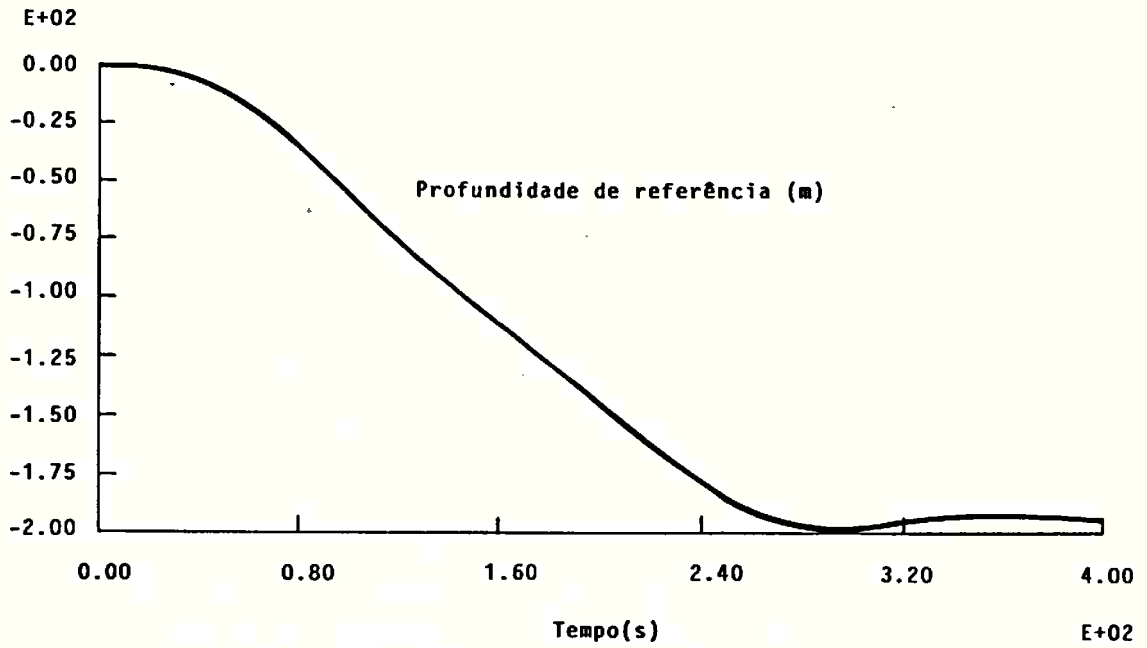


Figura 5.39 - Seleção da Trajetória de Referência - Profundidade

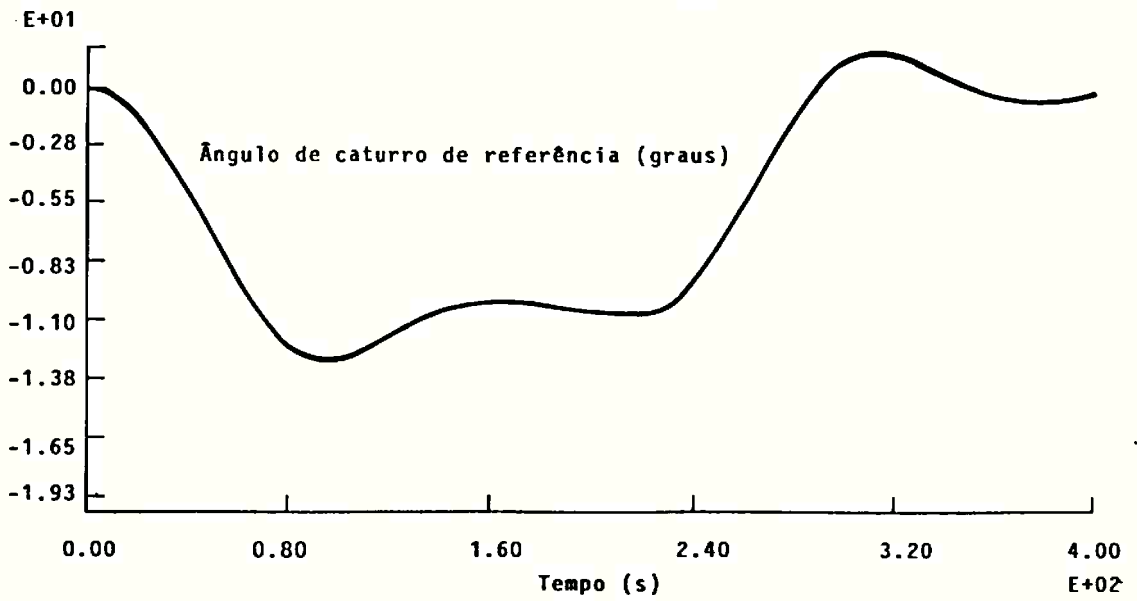


Figura 5.40 - Seleção da Trajetória de Referência - Ângulo de Caturro

5.5.4.2 SELEÇÃO E AJUSTE DO CONTROLADOR

Inicialmente faz-se um exame do tipo de controlador a ser utilizado e em seguida ajustam-se seus ganhos.

Como o sistema a ser controlado é variante com o tempo, as matrizes A_c e B_c devem ser calculadas instante a instante, para aplicação do algoritmo de controle. Este foi o primeiro procedimento utilizado. Este procedimento consome elevado tempo de processamento pois a equação de Riccati precisa ser resolvida uma vez a cada intervalo de controle.

Em consequência examinou-se um método alternativo que consiste em obter a matriz de ganhos, Γ' , no início da manobra e mantê-la constante ao longo da mesma. A sustentação deste método está na pequena variação dos coeficientes hidrodinâmicos, que definem as matrizes A_c e B_c , durante a manobra. Isto se nota observando as figuras 5.41 a 5.44. Nessas figuras são apresentadas duas curvas, uma que mostra o valor do coeficiente no modelo de trabalho e a outra, a variação do mesmo coeficiente no modelo de avaliação ("real"). A diferença entre essas curvas se deve ao fato de que o modelo de trabalho é impreciso e não leva em consideração a corrente.

Uma comparação de desempenho do piloto automático com os dois procedimentos diferentes foi efetuada para verificar que degradação ocorre quando se emprega o método simplificado. As figuras 5.45 e 5.46 ilustram, respectivamente, a profundidade e o ângulo de caturro durante as manobras simuladas.

Um exame destas figuras mostra que as respostas do veículo são praticamente iguais. As diferenças máximas verificadas com a utilização dos dois métodos são, para a profundidade e o ângulo de ca-

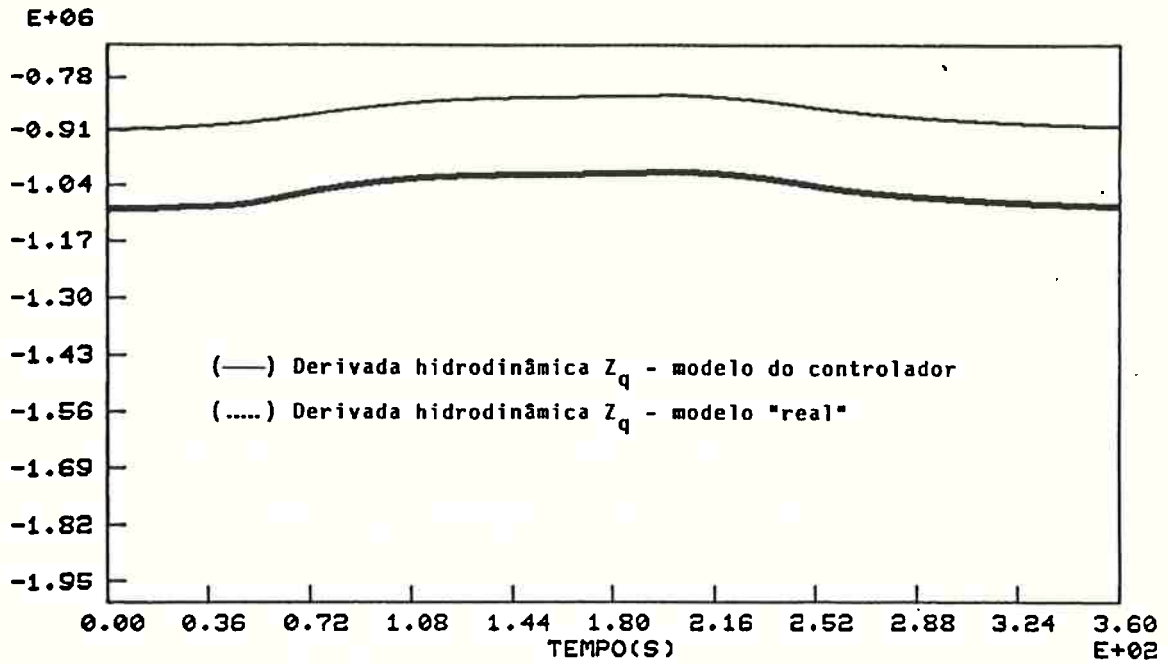


Figura 5.41 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica Z_w

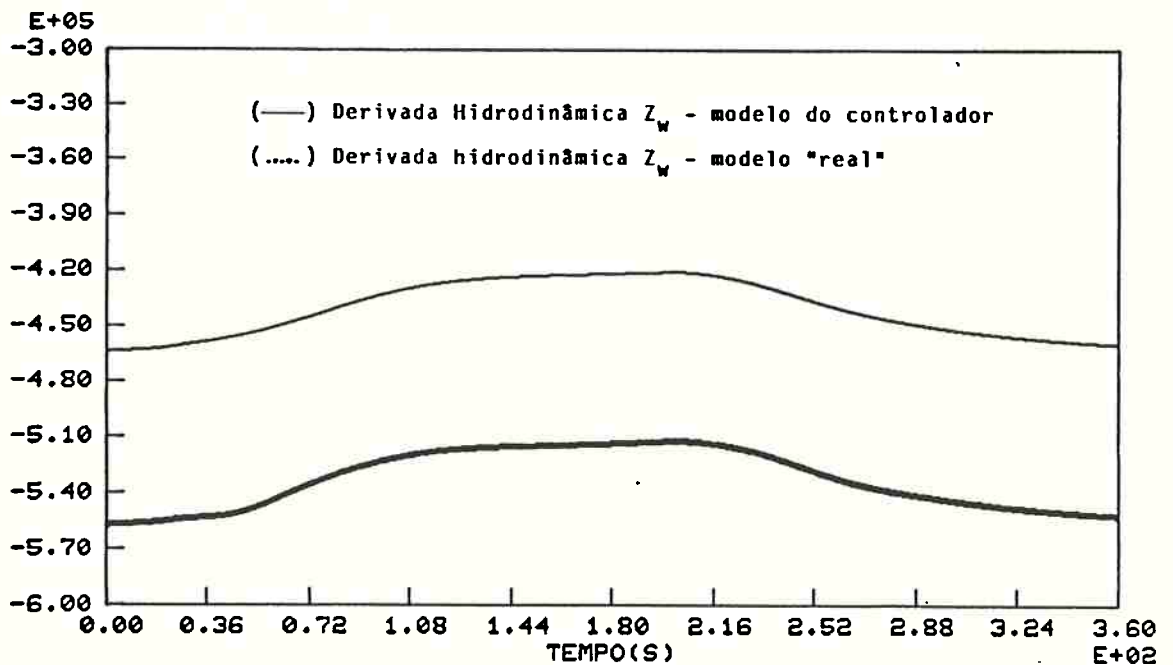


Figura 5.42 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica Z_q

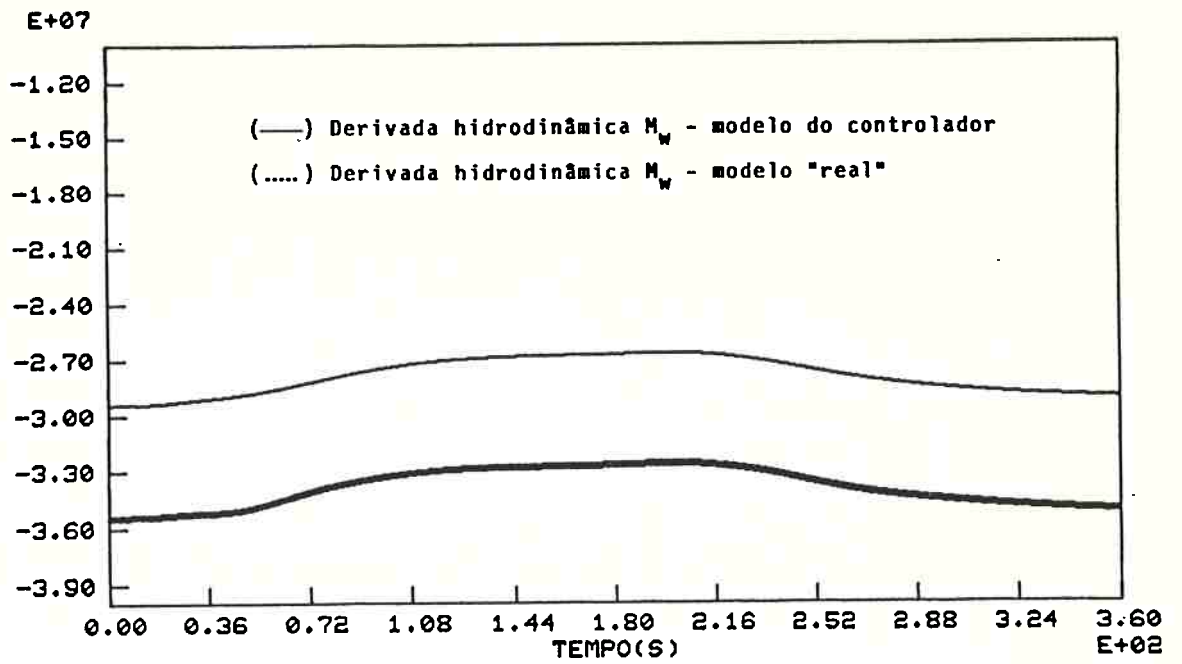


Figura 5.43 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica M_W

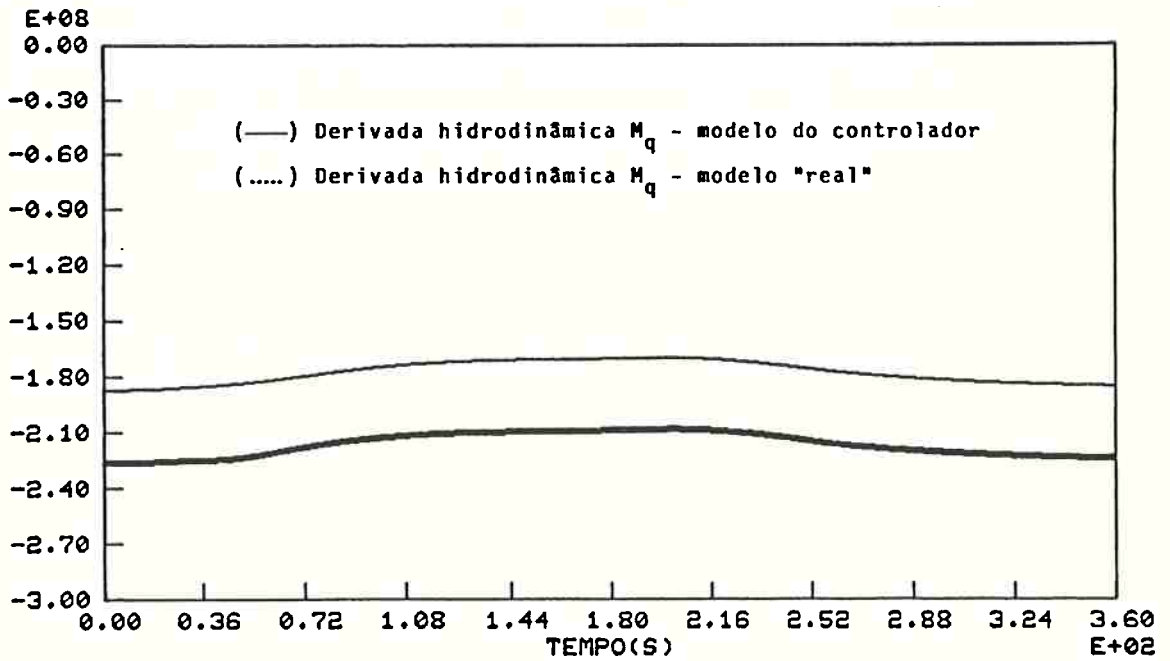


Figura 5.44 - Evolução da Derivada Hidrodinâmica M_q

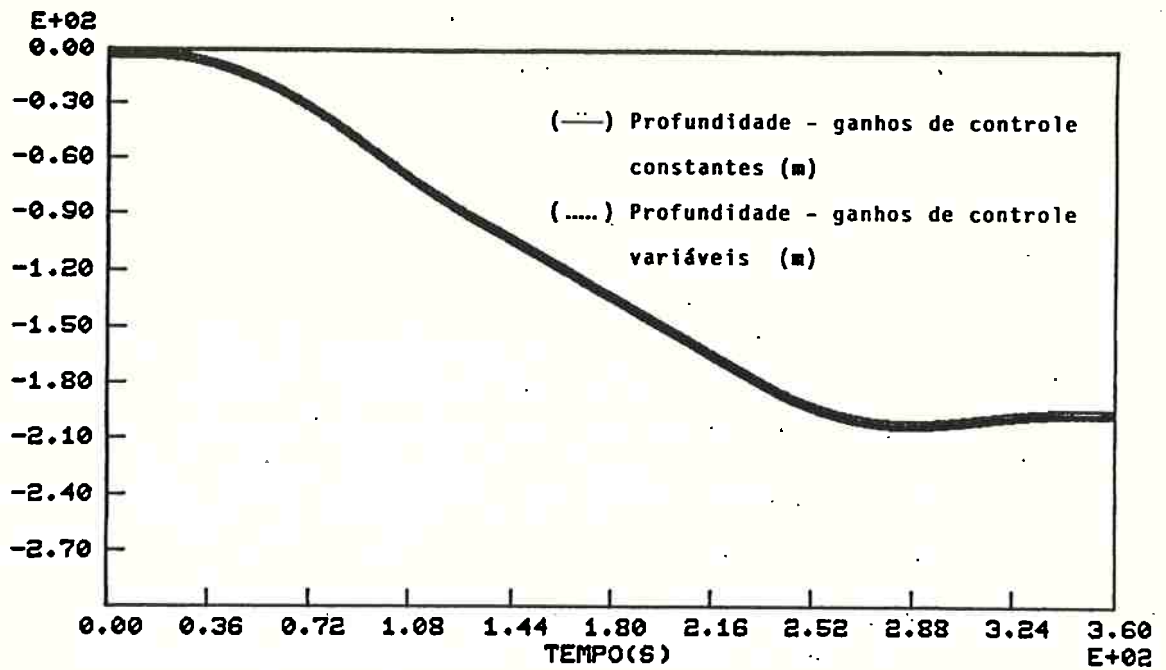


Figura 5.45 - Seleção do Controlador - Profundidade

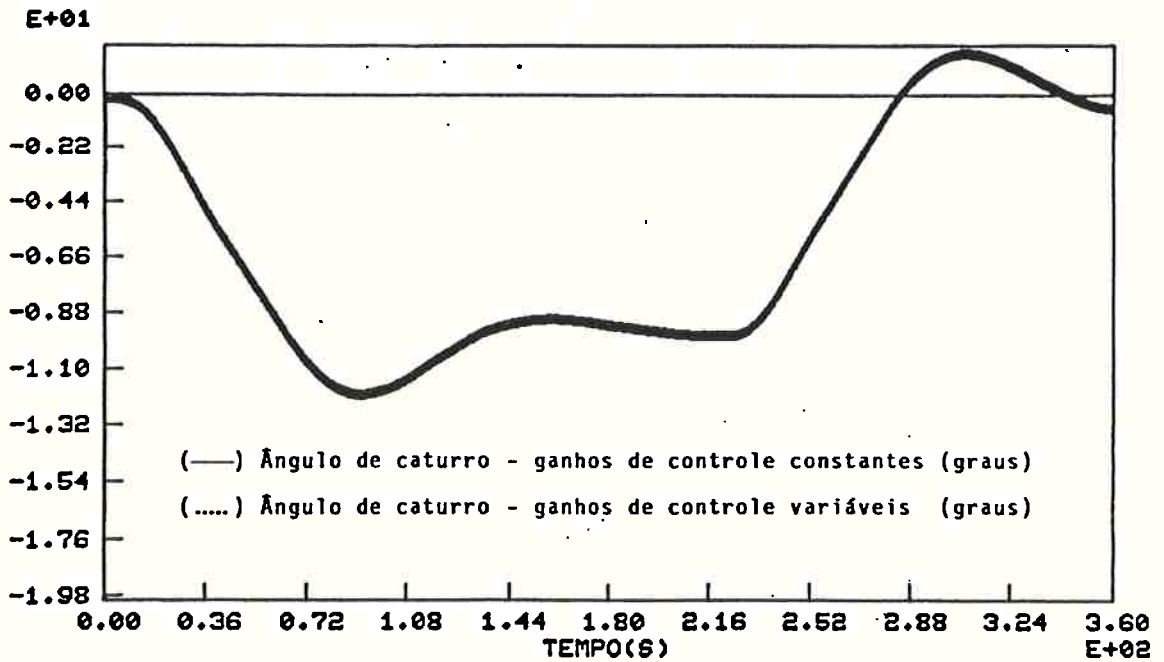


Figura 5.46 - Seleção do Controlador - Ângulo de Caturro

turro, de :

profundidade = 0,50 m

ângulo de caturro = 0,10°

Por esta razão decidiu-se adotar o método simplificado.

Uma vez escolhido o tipo de controle efetuou-se uma pesquisa de seus ganhos.

A matriz de ganhos é ajustada através das matrizes de ponderação Q e R, que aparecem no índice de desempenho.

Foram testados diversos conjuntos de valores para as matrizes Q e R, através de variação de Q em relação a R.

O resultado desta análise mostra que, quando se aumenta a penalização no estado (Q aumenta), os ganhos do controlador apresentam valor elevado e o sistema se torna "rígido", oscilando em torno da trajetória de referência, inicialmente, para divergir, posteriormente. Por outro lado, quando se aumenta a penalização no controle, o controlador apresenta ganhos reduzidos e o veículo tem um comportamento semelhante ao caso em que não há controle de correção de desvio, figura 5.33.

Os valores selecionados para as matrizes Q e R são apresentados abaixo:

$$Q = \text{diag}\{ 50 , 50 , 20 , 20 \}$$

$$R = \text{diag}\{ 100 , 800 \}$$

Para as condições do teste, velocidade de avanço de 5,144 m/s, obtém-se os seguintes valores para as MATRIZES DE TRABALHO:

$$A_c = \begin{bmatrix} -0,29 & 7,58 & 0,00 & 0,00 \\ -0,07 & -0,29 & -0,01 & 0,00 \\ 0,00 & 1,00 & 0,00 & 0,00 \\ -1,00 & 0,00 & -5,20 & 0,00 \end{bmatrix}$$

$$B_c = \begin{bmatrix} 0,030 & 0,060 \\ 0,002 & -0,010 \\ 0,000 & 0,000 \\ 0,000 & 0,000 \end{bmatrix}$$

A partir dos valores definidos para as matrizes A_c , B_c , Q e R , obtém-se a matriz de ganhos do controlador linear, Γ' :

$$\Gamma' = \begin{bmatrix} -5,29 & 3,80 & 13,20 & 0,31 \\ -5,10 & 3,40 & 13,10 & 0,26 \end{bmatrix}$$

Uma vez determinada Γ' , pode-se calcular os autovalores do sistema controlado, que são apresentados abaixo:

$$\lambda_1 = -0,31 + 0,37.i$$

$$\lambda_2 = -0,31 - 0,37.i$$

$$\lambda_3 = -0,29$$

$$\lambda_4 = -0,16$$

Verifica-se, portanto, que o sistema é assintoticamente estável.

5.5.4.3 SELEÇÃO E AJUSTE DO ESTIMADOR DE ESTADO

Para determinação da estrutura do estimador foram examinados os seguintes esquemas alternativos, já mencionados no Capítulo 4;

- Filtro de Kalman (FK)
- Filtro de Kalman com Compensação do Modelo Dinâmico (FKA)
- Filtro Estendido de Kalman com Compensação do Modelo Dinâmico (FEKA)
- Filtro Simplificado (FS) com número variável de observações (N)

O parâmetro escolhido para medir o desempenho dos diversos filtros é o valor RMS do erro de estimação em profundidade, RMSEP. Os valores desse parâmetro para os diversos estimadores utilizados na manobra de projeto estão mostrados na tabela 5.4.

FILTRO	RMSEP (mm)
FK	25
FKA	21
FEKA	15
FS-N=10	33
FS-N=50	14
FS-N=100	10

Tabela 5.4 - Comparação dos Diversos Filtro de Estimação

Um exame desta tabela mostra que o desempenho do Filtro Simplificado melhora sensivelmente à medida que aumenta o número de observações, N . Para $N=100$ tem-se um desempenho superior ao dos filtros clássicos. Observa-se que esse filtro, além de apresentar o melhor desempenho, possui um tempo de processamento bem inferior aos dos outros filtros (cerca de 10% do tempo de processamento do Filtro de Kalman).

É interessante observar que o valor RMS do Filtro Simplificado confirma a lei de formação, exemplificada no Capítulo 2:

$$\text{RMSEP} = \sigma_0 / \sqrt{N}$$

onde:

σ_0 é o desvio padrão do instrumento de medida. Neste trabalho tem-se $\sigma_0 = 100\text{mm}$.

Na figura 5.47 está apresentada esta lei, bem como os valores dos outros filtros.

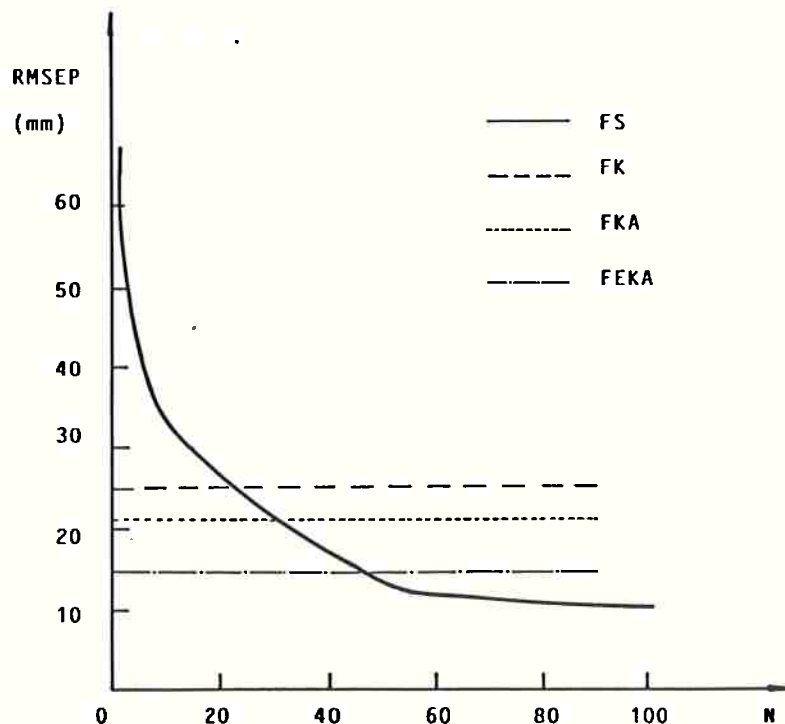


Figura 5.47 - Comparação Gráfica Entre os Valores RMSEP Obtidos com os Diversos Filtros de Estimação

5.5.4.4 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Os resultados deste teste estão condensados nas figuras 5.48 a 5.57.

A primeira figura mostra a trajetória descrita pelo veículo sob a ação do piloto automático. Na figura são ilustradas a trajetória "real" e a de referência. Observa-se que o controlador garante que o veículo siga a trajetória de referência pré-estabelecida.

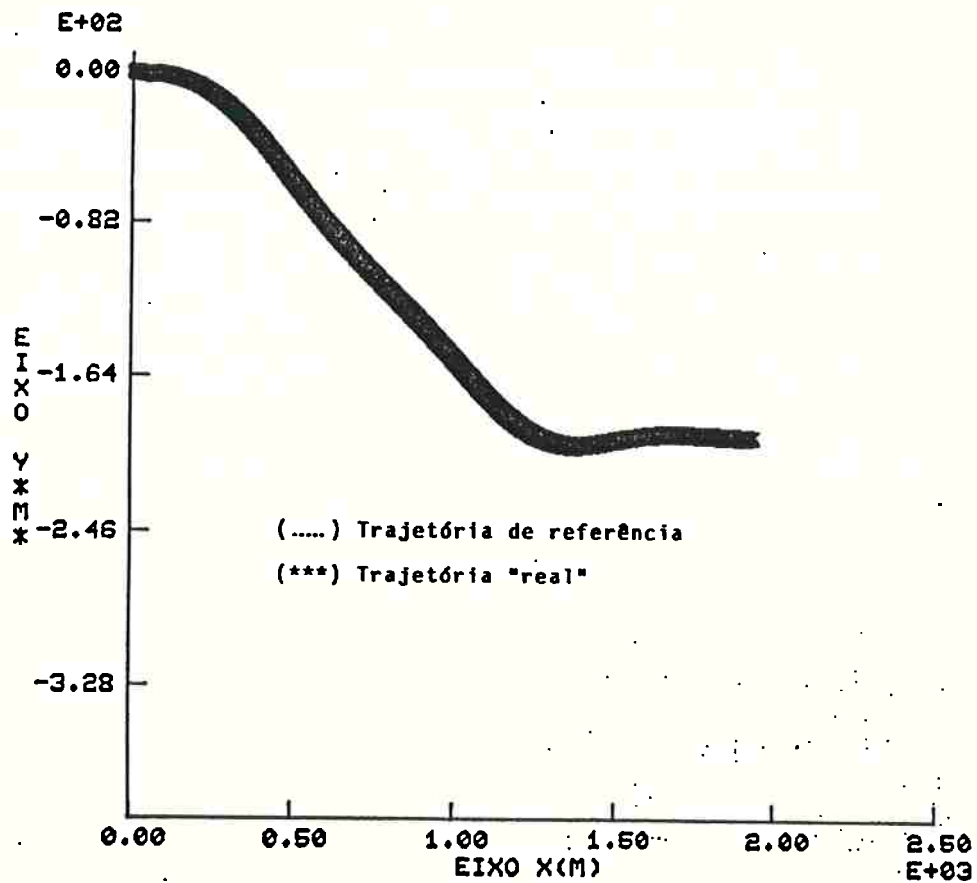


Figura 5.48 - 1º Teste - Trajetória

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos para avaliação do controlador.

Os parâmetros que definem as três fases da manobra podem ser obtidos do exame das figuras 5.49 e 5.50, que mostram a evolução da profundidade e do ângulo de caturro com o tempo:

Período de **mergulho** 0 a 140 s - **trecho ab**

Período de **descida** 140 a 220 s **trecho bc**

Período de **retomada** 220 a 360 s **trecho cd**

Examinando a figura 5.49 conclui-se que a profundidade final praticamente coincide com a desejada (PF=200 m), verificando-se uma sobre-elevação de 2,5%, atestando um bom desempenho do controlador.

Observa-se também, na figura 5.49, que o valor máximo do desvio entre a profundidade "real" e de referência, durante a fase de descida, é de 3 m.

Pelo exame da figura 5.50 conclui-se que o ângulo de caturro atinge um valor máximo de 12° durante a manobra. A sobre-elevação do ângulo de caturro é de 20%, que é inferior ao limite especificado (30%).

O desvio entre o ângulo "real" e de referência é mínimo durante a fase de mergulho, aumentando significativamente durante a fase de descida (cerca de 2°), devido aos efeitos de corrente. É interessante comparar esta figura com a figura 5.46, relativa ao veículo sem controle; verifica-se que a ação do controlador faz com que o ângulo "real" de caturro seja inferior ao de referência, na fase de descida, para esta condição de corrente.

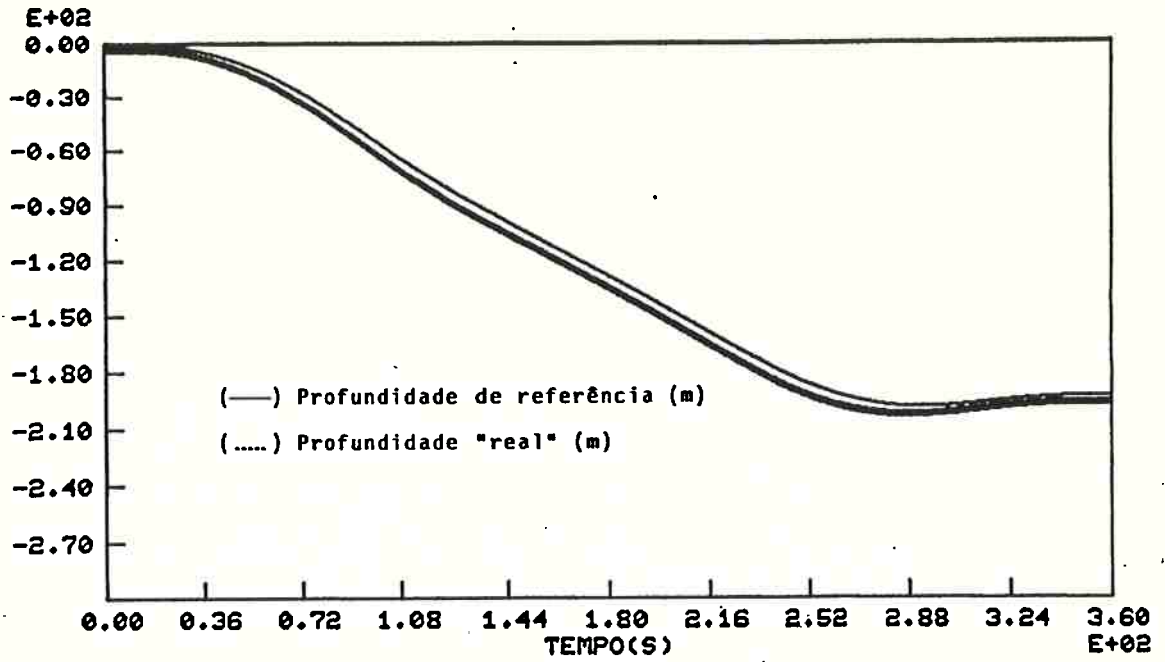


Figura 5.49 - 1º Teste - Evolução da Profundidade

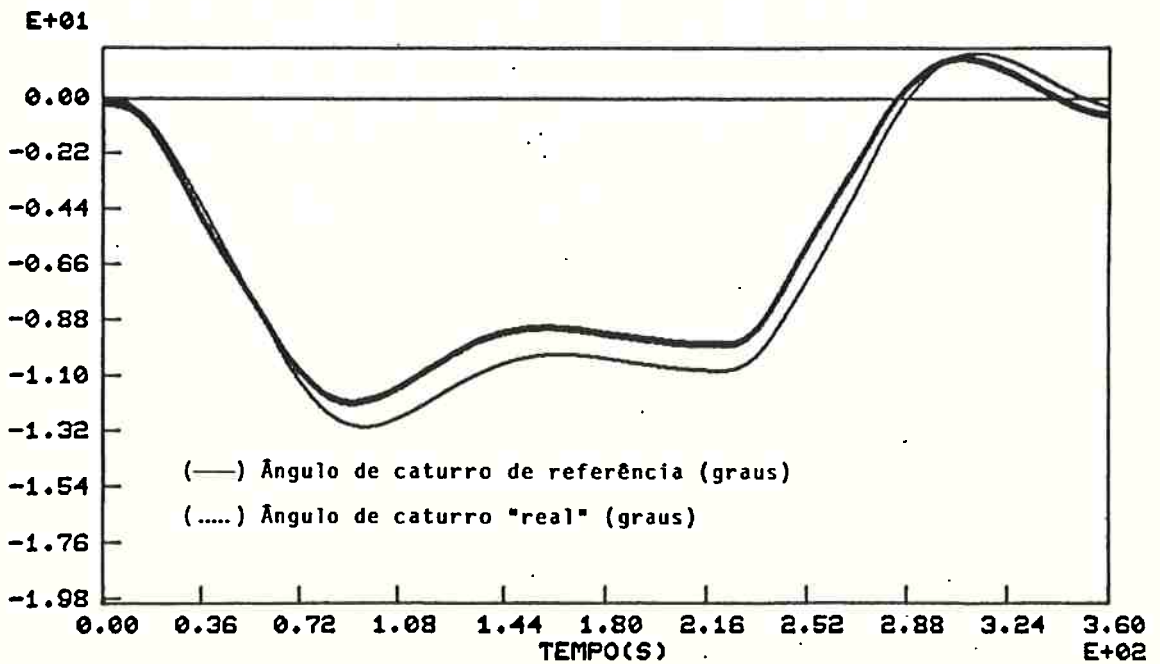


Figura 5.50 - 1º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

O desempenho do controlador, quanto à magnitude do esforço aplicado, pode ser analisado a partir das figuras 5.51 a 5.55.

As figuras 5.51 e 5.52 ilustram os ângulos comandados, de referência e de correção de desvio, para os lemes de vante e de ré, respectivamente. Observa-se que, para o leme de vante, o ângulo de correção de desvio se opõe ao ângulo de referência, enquanto para o leme de ré as duas parcelas são aditivas. Os valores máximos do ângulo de correção de desvio são de $2,0^\circ$ e $2,5^\circ$, para os lemes de vante e de ré, respectivamente, correspondendo a 20% e 25% do controle de referência.

As figuras 5.53 e 5.54 ilustram uma comparação entre os valores comandados e efetivos das deflexões totais para os lemes de vante e de ré. Percebe-se nessa figura o efeito de filtragem introduzido pela máquina do leme.

Na figura 5.55 são mostrados os ângulos efetivos totais para os lemes de vante e de ré. Observa-se que os valores máximos atingidos são de $-8,8^\circ$ e $12,0^\circ$ para os lemes de vante e de ré.

O desempenho do estimador pode ser avaliado através do exame das figuras 5.56 e 5.57, que mostram as curvas "real" e estimada para a profundidade e o ângulo de caturro, respectivamente. Pode-se verificar que as duas curvas coincidem, nessas figuras, indicando um erro de estimação pequeno. Convém destacar que foi utilizado o Filtro Simplificado com 100 observações por intervalo de controle

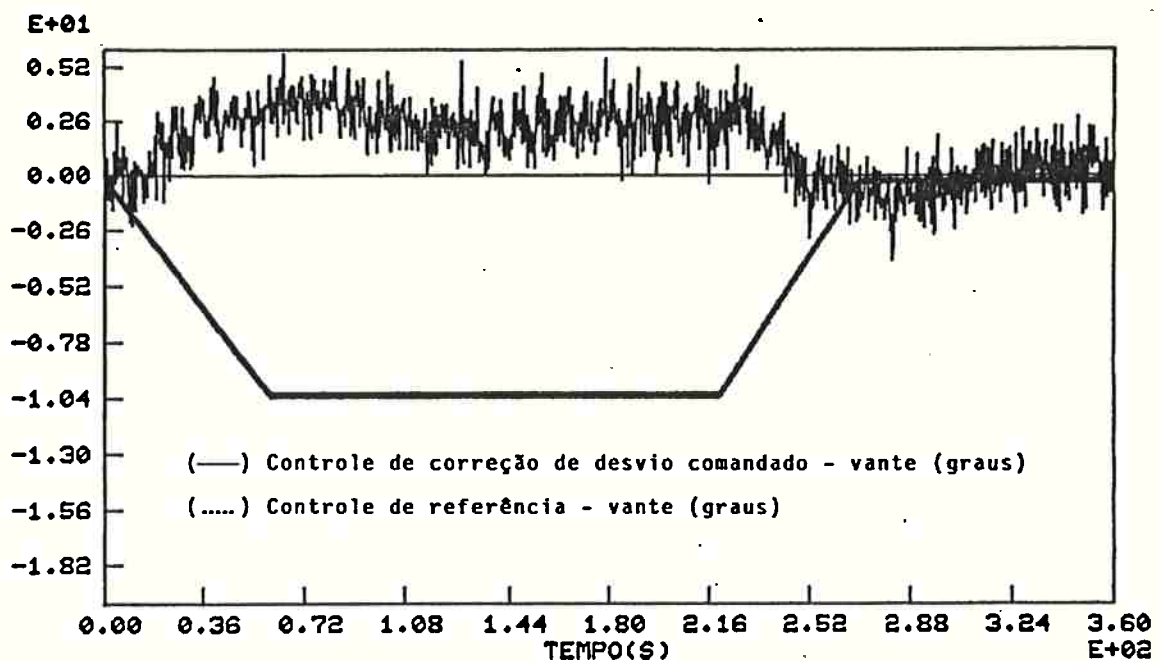


Figura 5.51 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Comandada do Leme de Vante

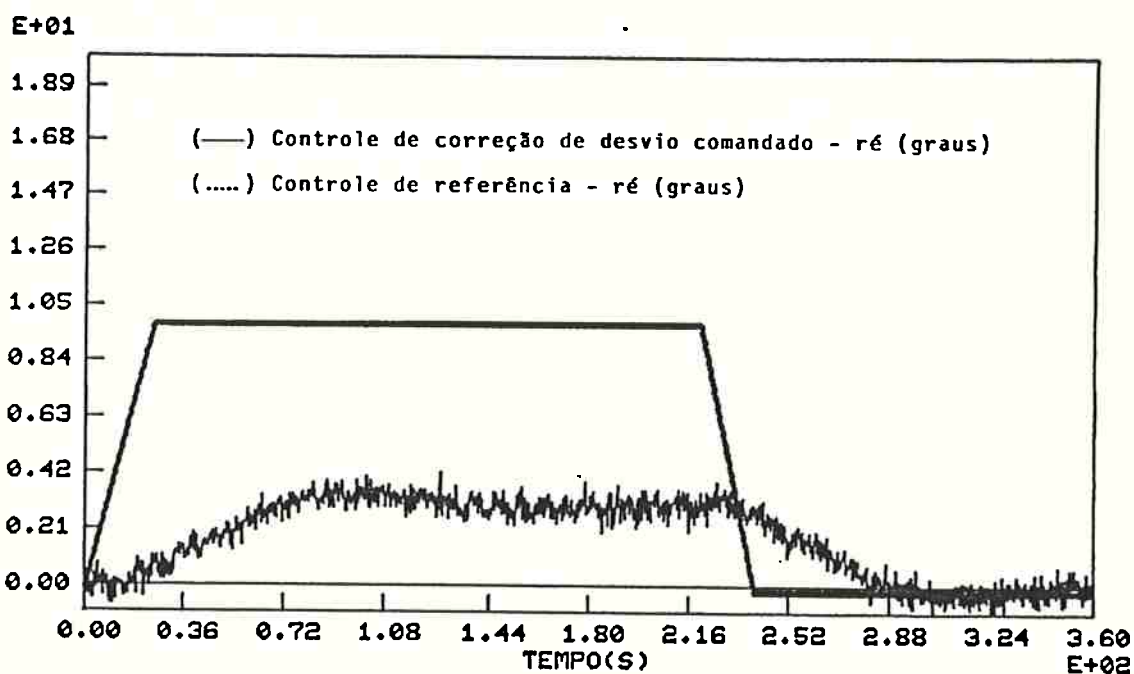


Figura 5.52 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Comandada do Leme de Ré

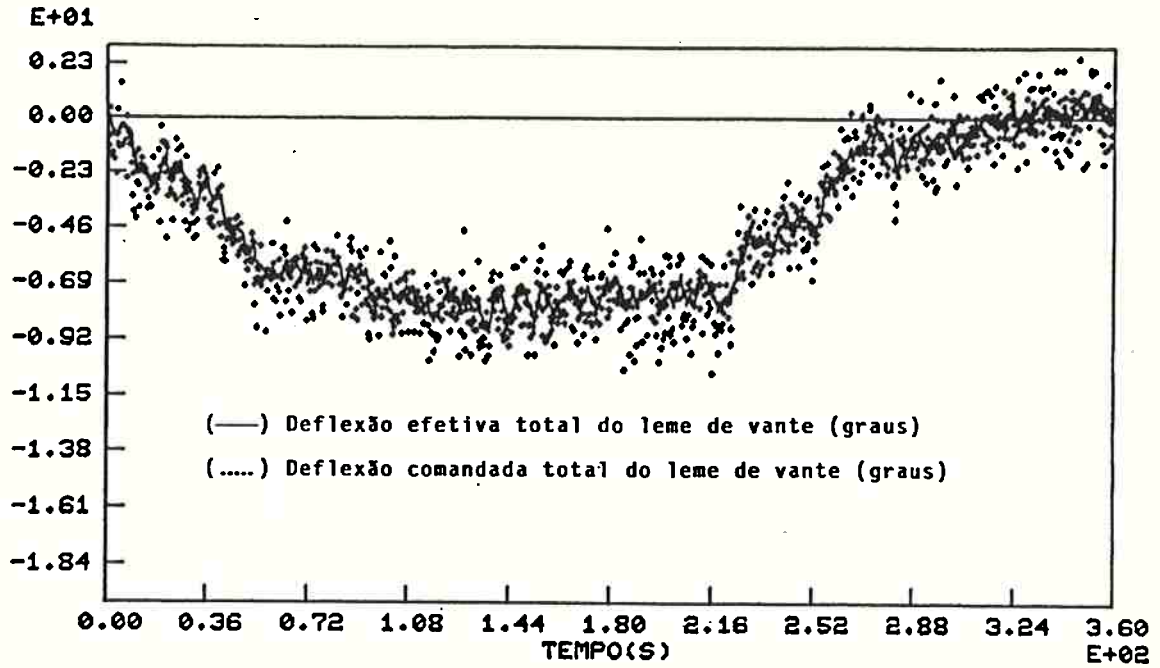


Figura 5.53 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Total de Vante

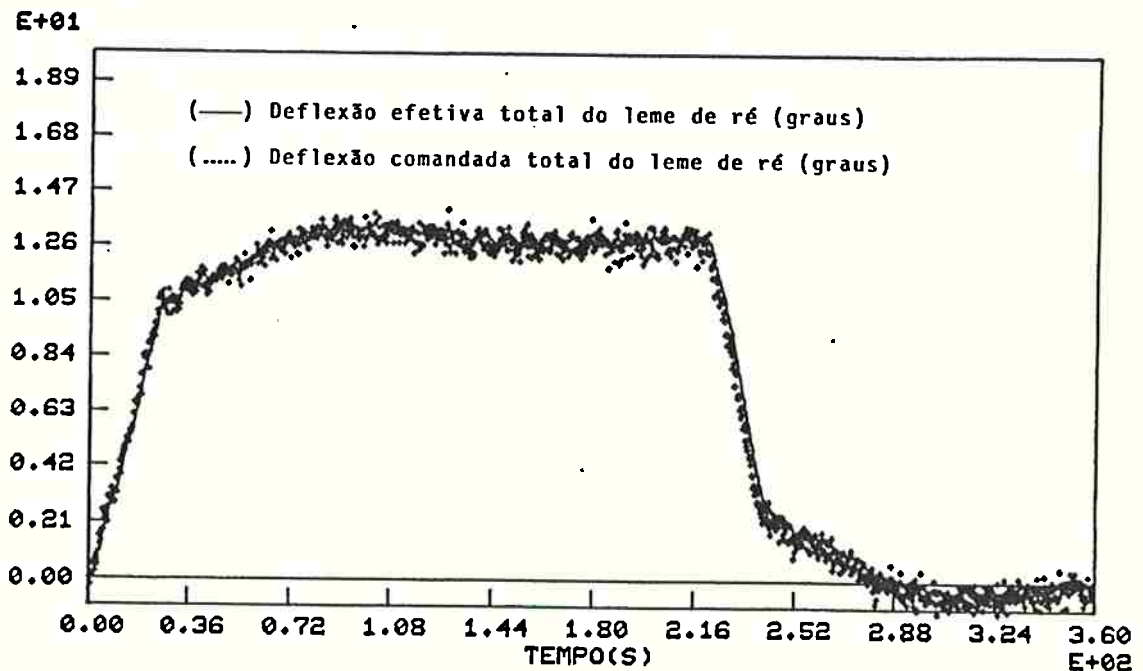


Figura 5.54 - 1º Teste - Evolução da Deflexão Total de Ré

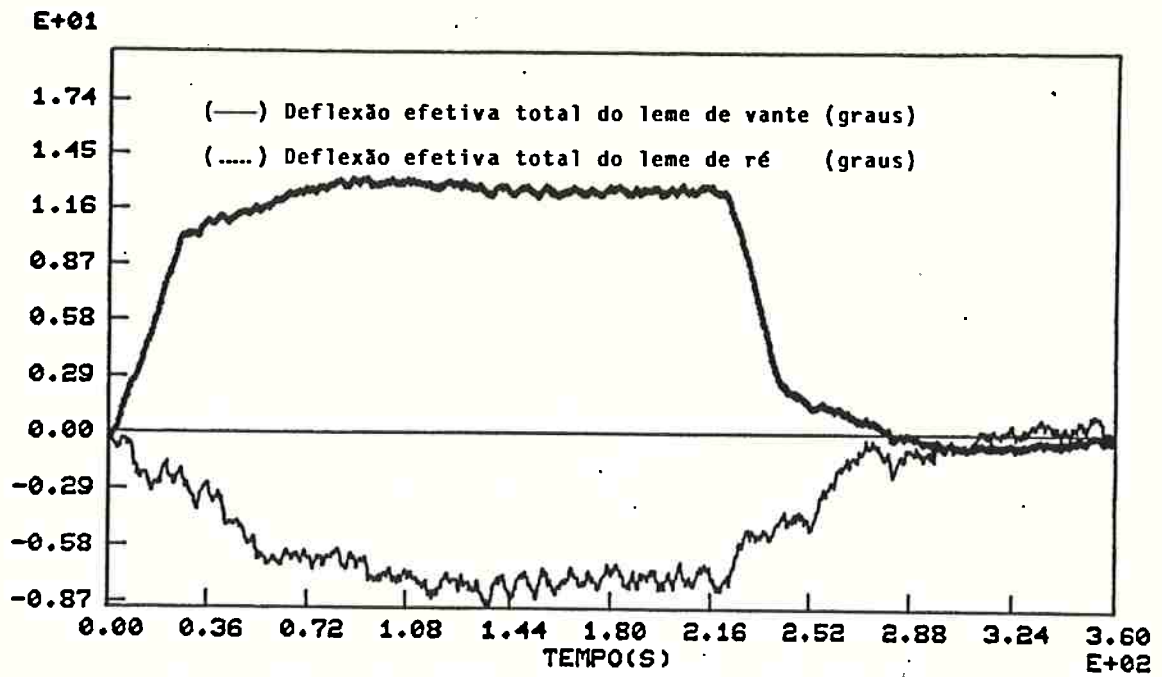


Figura 5.55 - 1º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais

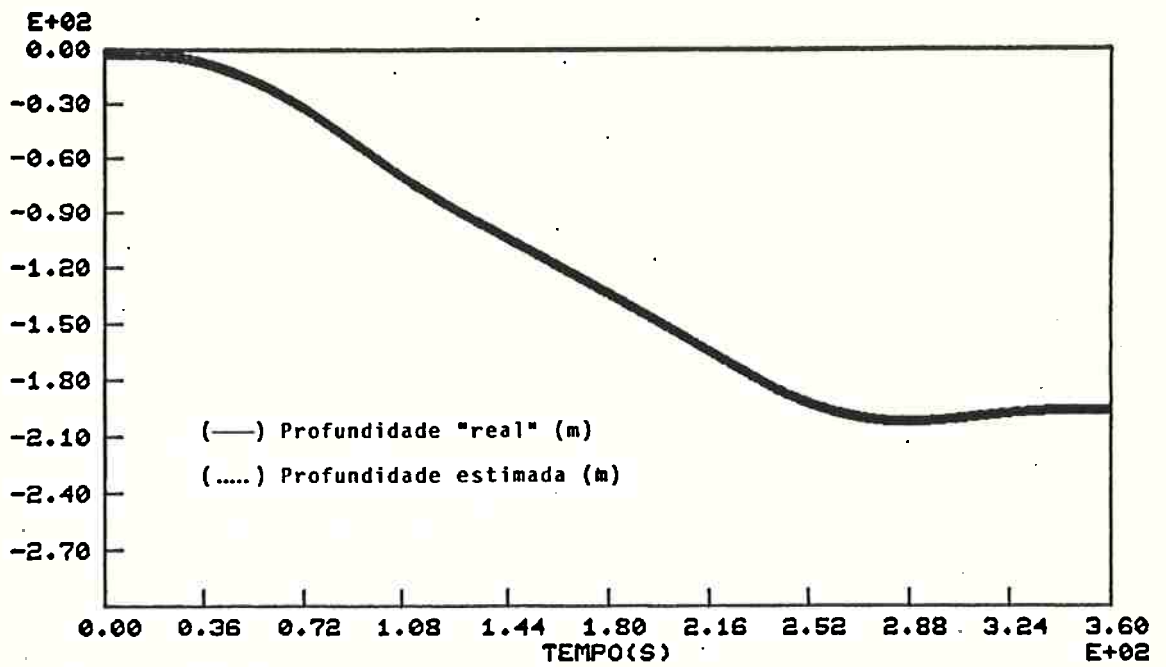


Figura 5.56 - 1º Teste - Análise do Estimador - Profundidade

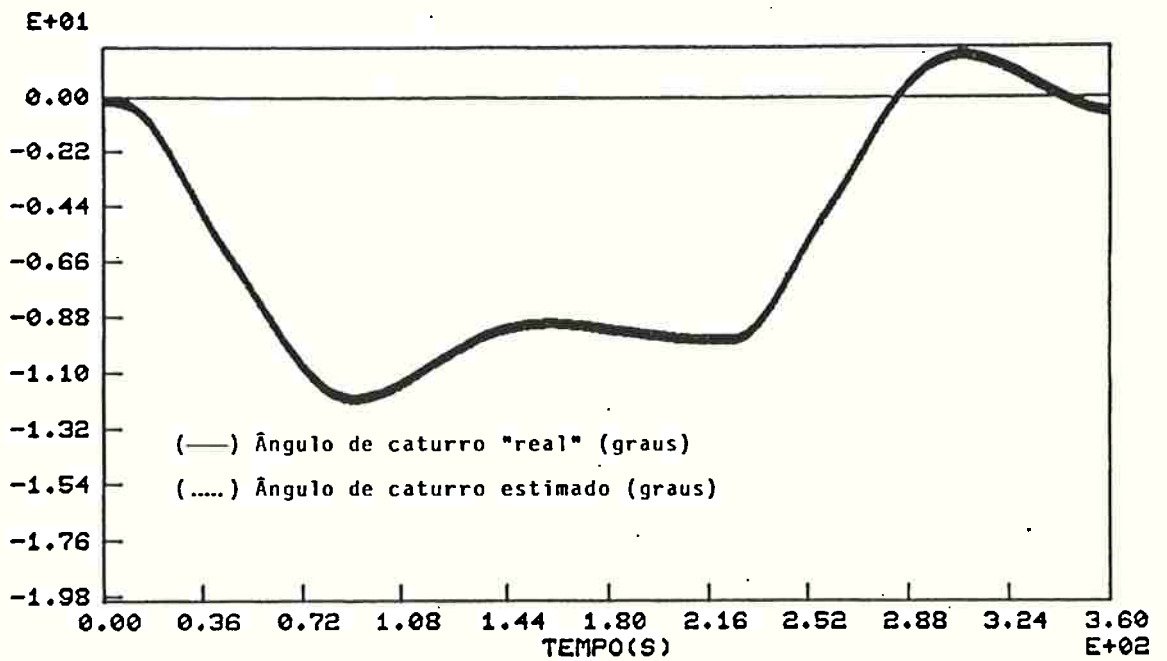


Figura 5.57 - 1º Teste - Análise do Estimador - Ângulo de Caturro

5.5.5 SEGUNDO TESTE

Os resultados deste teste estão condensados nas figuras 5.58 a 5.63.

A primeira figura mostra a trajetória descrita pelo veículo sob a ação do piloto automático. Observa-se que o controlador garante que o veículo siga a trajetória de referência pré-estabelecida, embora os desvios sejam comparativamente maiores do que no primeiro teste.

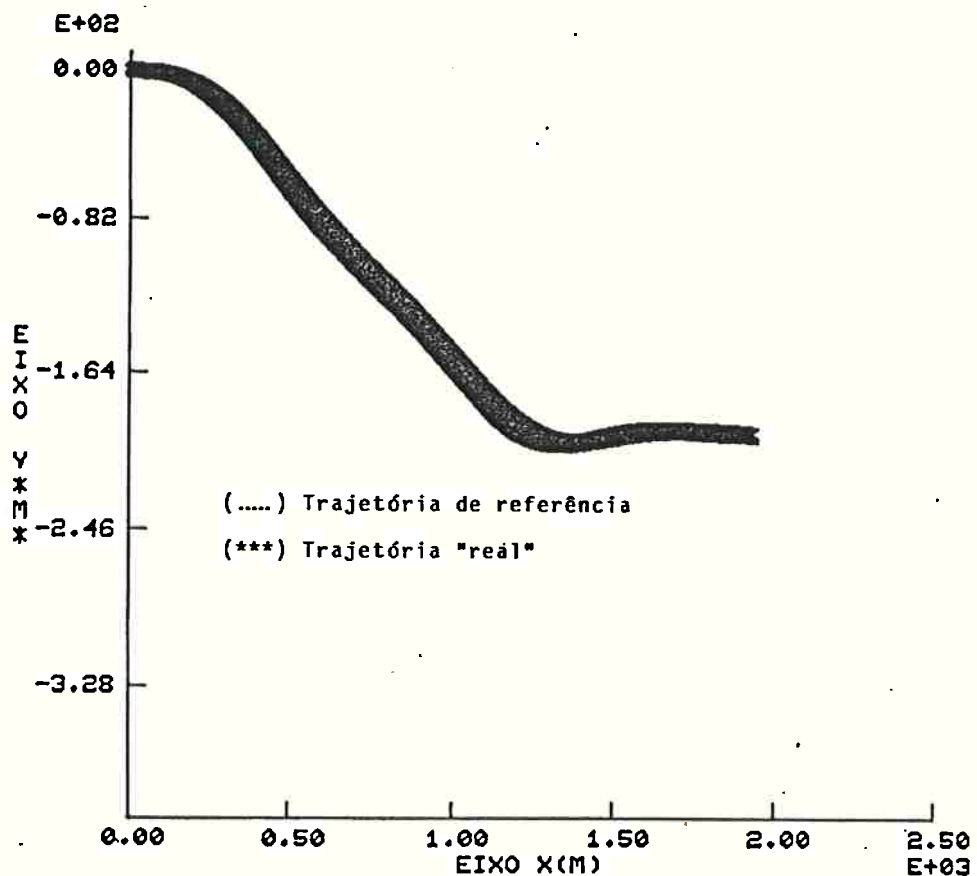


Figura 5.58 - 2º Teste - Trajetória

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos para avaliação do controlador.

Os parâmetros que definem as três fases da manobra são praticamente iguais aos do primeiro teste:

Período de mergulho 0 a 140 s

Período de descida 140 a 220 s

Período de retomada 220 a 360 s

Examinando a figura 5.59, que ilustra a evolução da profundidade, conclui-se que a profundidade atingida após 360s é de 203 m, indicando um desvio de 1,5% em relação ao valor desejado. A profundidade máxima atingida é 208 m, correspondendo a uma sobre-elevação de 2,5%. Verifica-se que, mesmo para as condições severas deste teste ($u_c = 2,5$ m/s), o desempenho do controlador é satisfatório.

Observa-se também na figura 5.59 que o valor máximo do desvio entre a profundidade "real" e de referência, durante a fase de descida, é de 8 m.

Pelo exame da figura 5.60 conclui-se que o ângulo de caturro atinge um valor máximo de $10,5^\circ$ durante a manobra, que é 3° inferior ao valor máximo do ângulo de referência. É interessante observar que essa diferença é consequência do ângulo de incidência da corrente, 180° neste caso. Se o ângulo de incidência fosse 0° , o valor máximo do ângulo de caturro atingiria $16,5^\circ$; esse valor ultrapassa o valor limite pré-estabelecido (15°), porém, pode ser aceito, pois se trata de uma condição transitória de curta duração (inferior a 10 s).

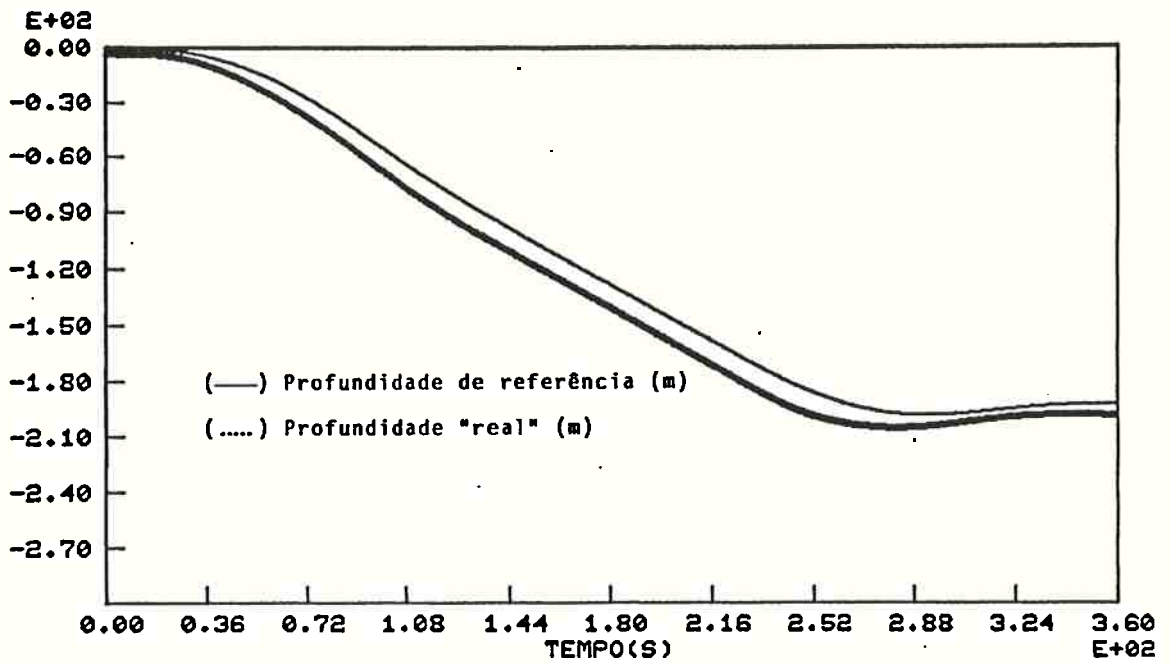


Figura 5.59 - 2º Teste - Evolução da Profundidade

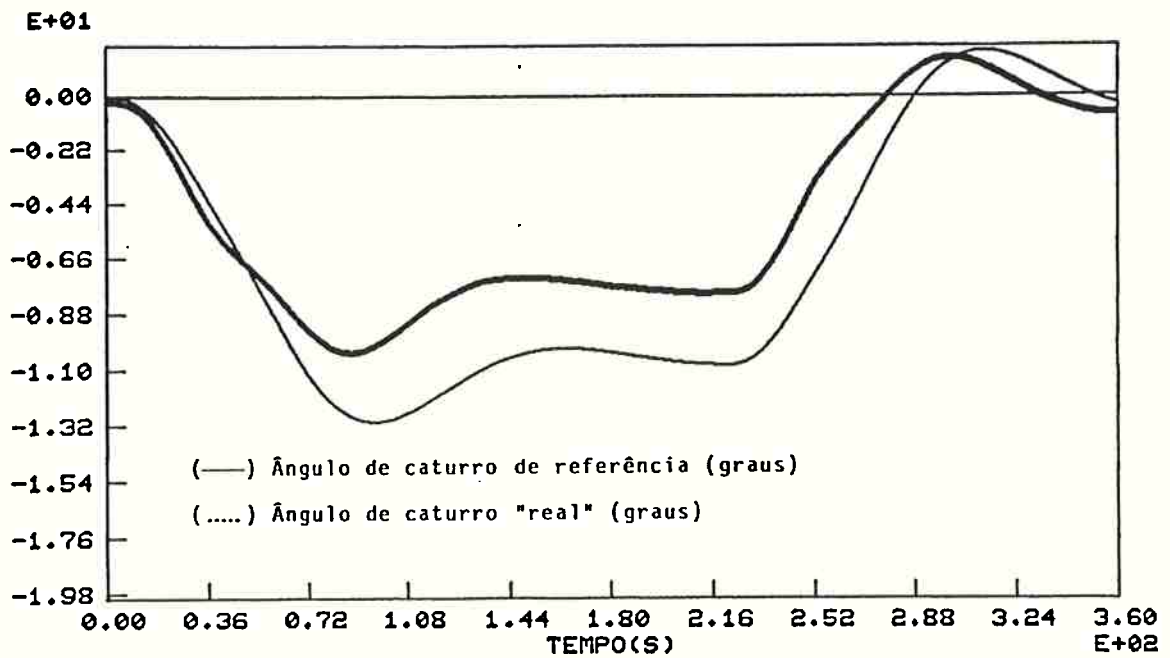


Figura 5.60 - 2º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

A sobre-elevação do ângulo de caturro é de 15%. O desvio entre o ângulo "real" e de referência durante a fase de descida é de 3°, aproximadamente.

O desempenho do controlador, quanto à magnitude do esforço aplicado, pode ser analisado a partir das figuras 5.61 a 5.63.

As figuras 5.61 e 5.62 mostram os ângulos efetivos, de referência e de correção de desvio, para os lemes de vante e de ré, respectivamente. Da mesma forma que no primeiro teste, o ângulo de correção de desvio se opõe ao ângulo de referência, para o leme de vante, enquanto para o leme de ré, as duas parcelas são aditivas. Os valores máximos do ângulo de correção de desvio são de 9° e 8°, para os lemes de vante e de ré, respectivamente.

Na figura 5.63 são apresentados os ângulos efetivos totais para os lemes de vante e de ré. Observa-se que os valores máximos atingidos são de -6° e 18°, respectivamente.

O desempenho do estimador é semelhante ao mostrado no primeiro teste.

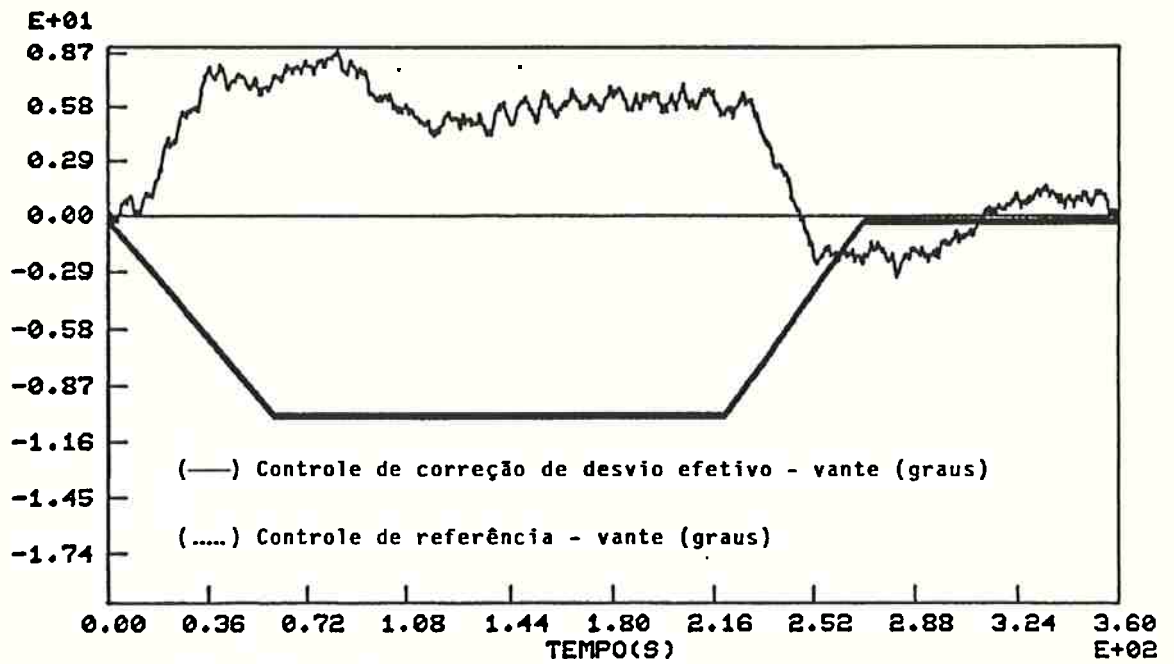


Figura 5.61 - 2º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Vante

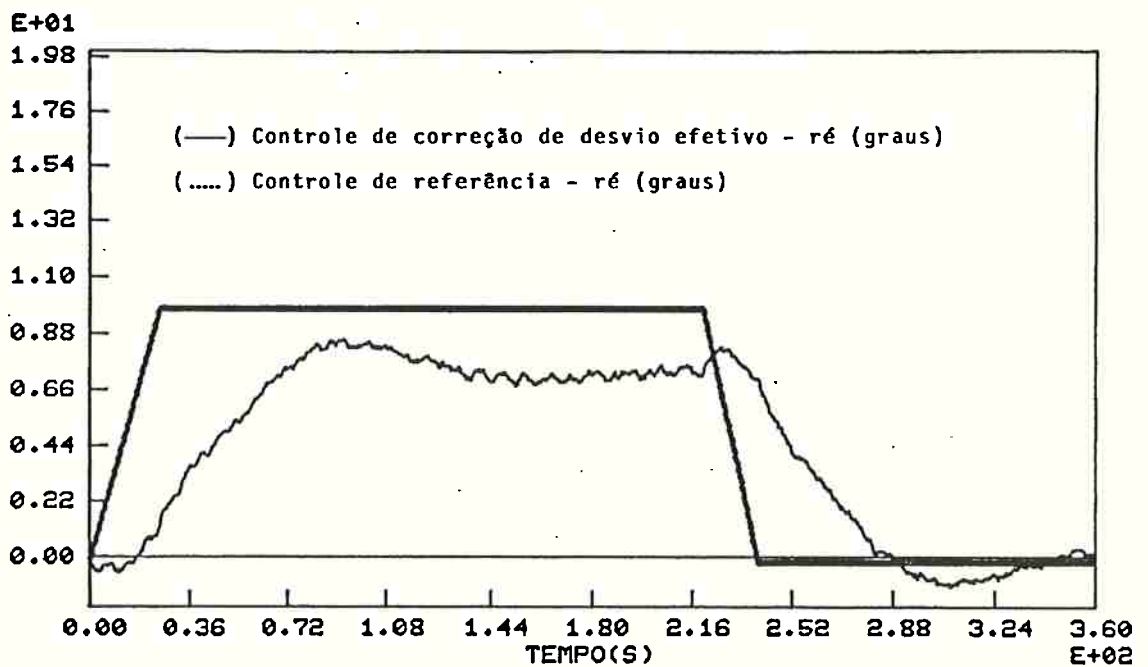


Figura 5.62 - 2º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Ré

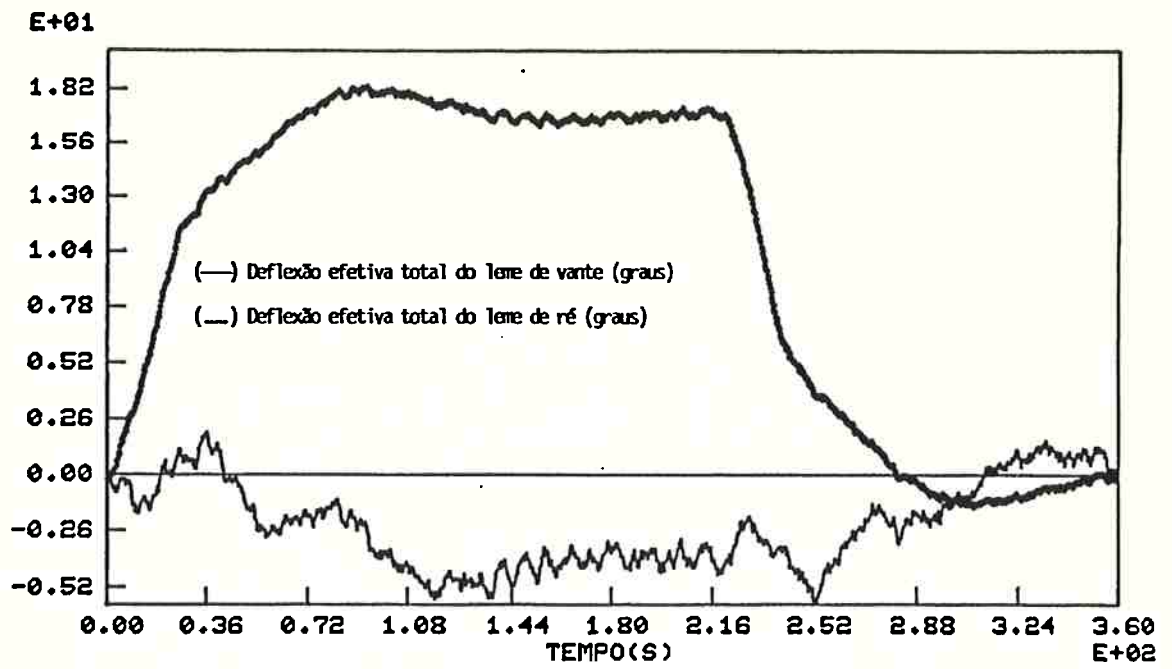


Figura 5.63 - 2º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais

5.5.6. TERCEIRO TESTE

Os resultados deste teste estão condensados nas figuras 5.64 a 5.69.

A primeira figura apresenta a trajetória descrita pelo veículo sob a ação do piloto automático. Observa-se que o controlador garante que o veículo siga a trajetória de referência pré-estabelecida.

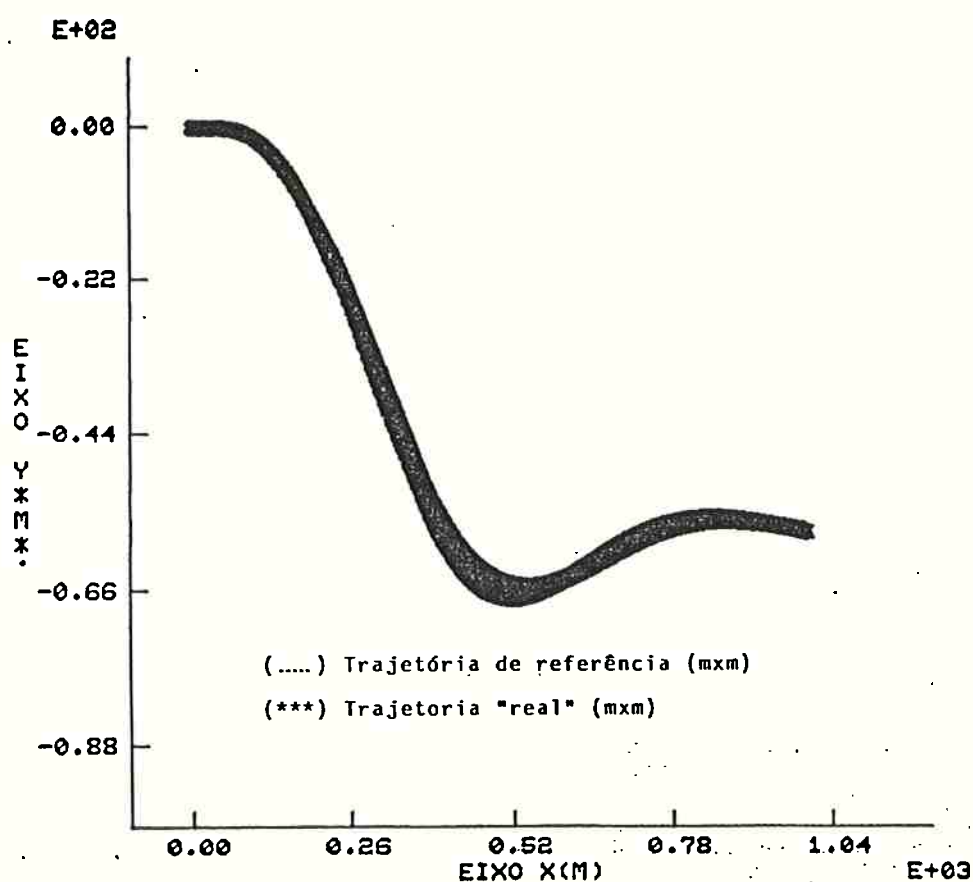


Figura 5.64 - 3º Teste - Trajetória

São examinados a seguir os parâmetros anteriormente definidos para avaliação do controlador.

Os parâmetros que definem as fases da manobra podem ser obtidos do exame das figuras 5.65 e 5.66, que mostram a evolução da profundidade e do ângulo de caturro com o tempo:

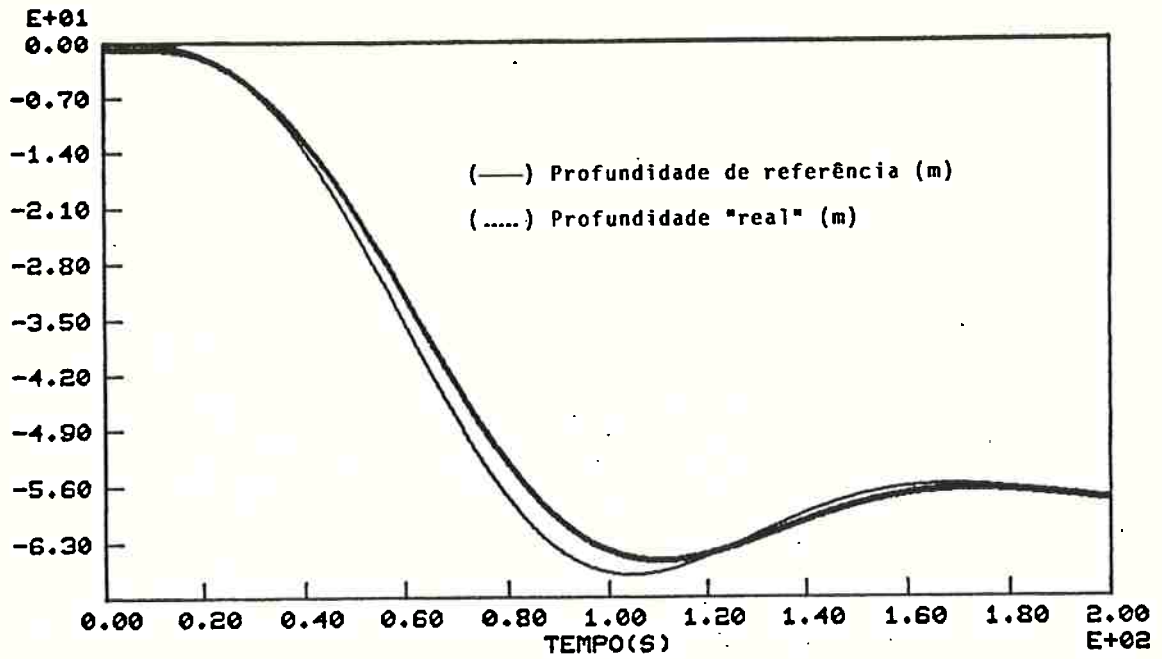


Figura 5.65 - 3º Teste - Evolução da Profundidade

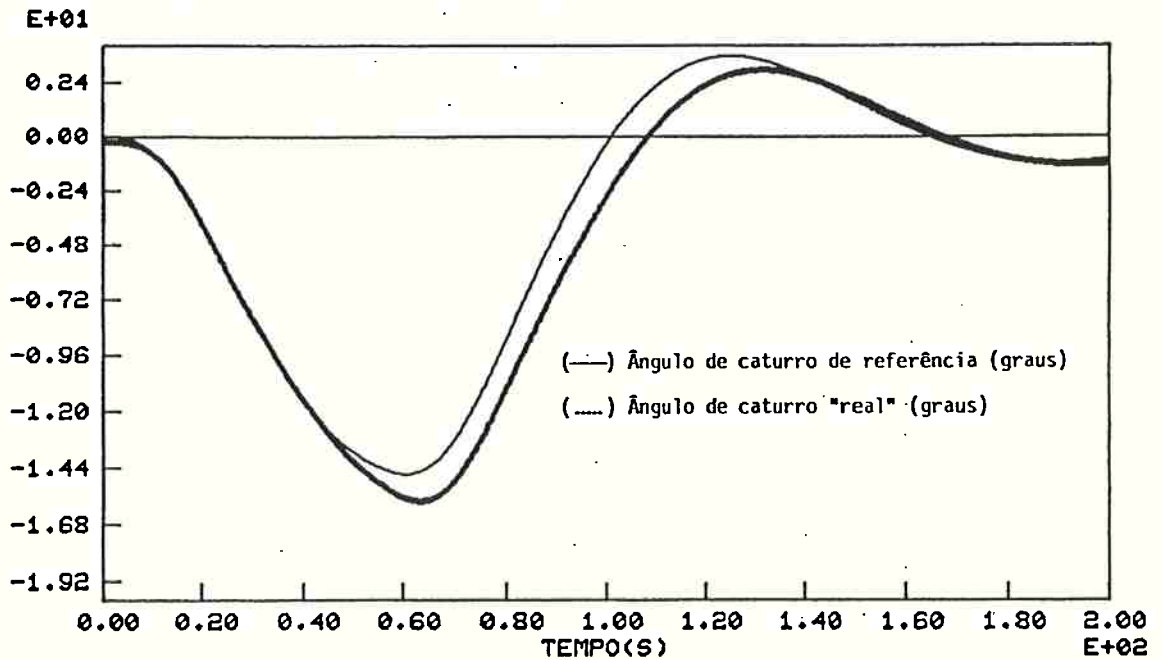


Figura 5.66 - 3º Teste - Evolução do Ângulo de Caturro

Período de mergulho 0 a 60 s - trecho ab

Período de retomada 60 a 200 s trecho bc

Nota-se a ausência do período de descida, uma vez que se trata de uma manobra "curta".

Examinando a figura 5.65 conclui-se que a profundidade final praticamente coincide com a desejada ($PF=60\text{ m}$), verificando uma sobre-elevação de 8%, atestando um desempenho satisfatório do controlador.

Pelo exame da figura 5.66 conclui-se que o ângulo de caturro atinge um valor máximo de $15,5^\circ$, $0,5^\circ$ superior ao valor limite pré-estabelecido. Isto é tolerável, pois se trata de um transitório que dura apenas 5 s.

O desempenho do controlador, quanto à magnitude do esforço aplicado, pode ser analisado a partir das figuras 5.67 a 5.69.

As figuras 5.67 e 5.68 mostram os ângulos efetivos, de referência e de correção de desvio, para os lemes de vante e de ré, respectivamente. Observa-se que, para o leme de ré, o ângulo de correção de desvio se opõe ao ângulo de referência, enquanto para o leme de vante as duas parcelas são aditivas. Esta situação, que é oposta à dos testes anteriores, se deve ao fato do ângulo de incidência da corrente ser de 0° (nos casos anteriores era 180°). Os valores máximos do ângulo de correção de desvio são de 6° e 4° , para os lemes de vante e de ré, respectivamente.

Na figura 5.69 são mostrados os ângulos efetivos totais para os lemes de vante e de ré. Observa-se que os valores máximos atingidos são de $-16,0^\circ$ e $8,5^\circ$ para os lemes de vante e de ré.

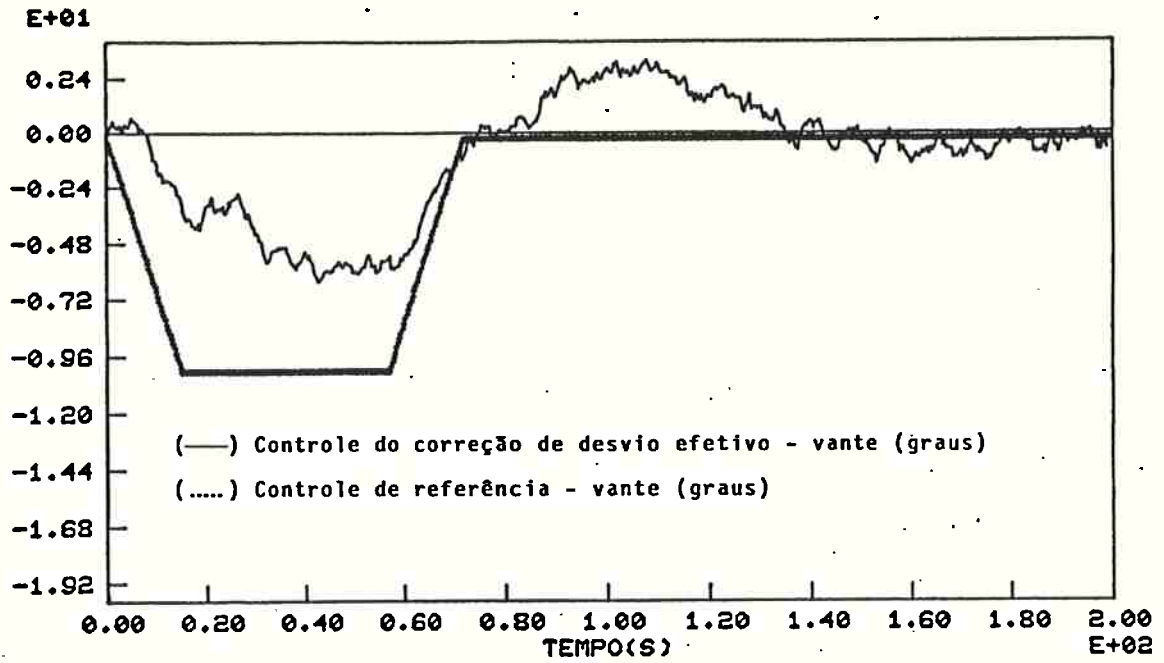


Figura 5.67 - 3º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Vante

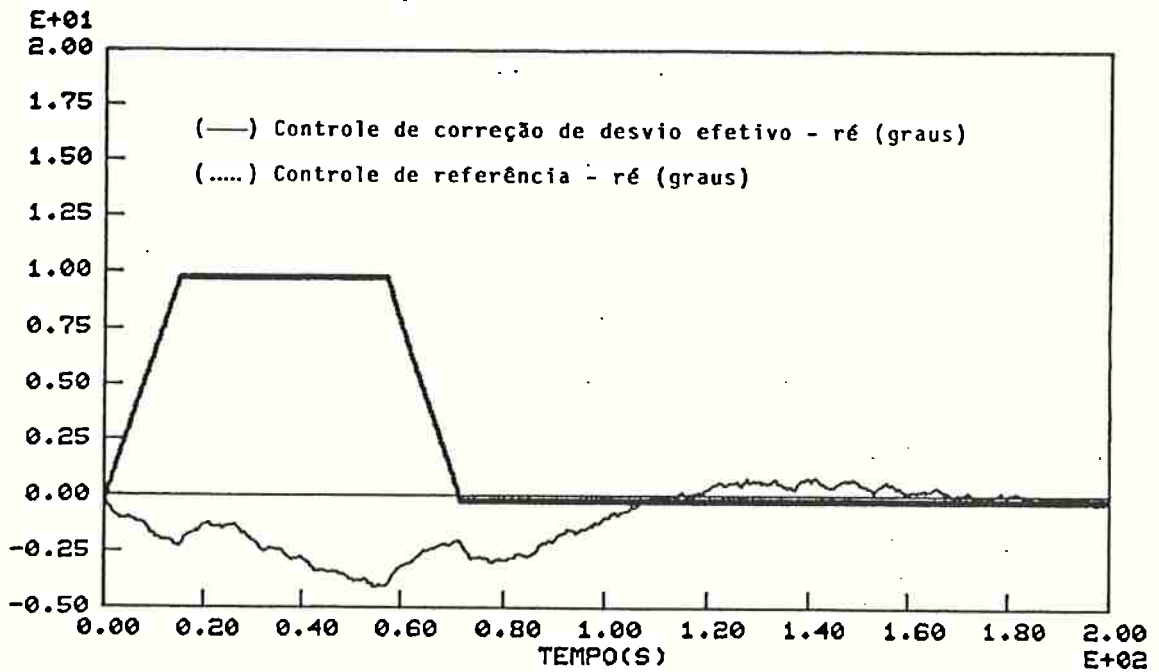


Figura 5.68 - 3º Teste - Evolução da Deflexão Efetiva do Leme de Ré

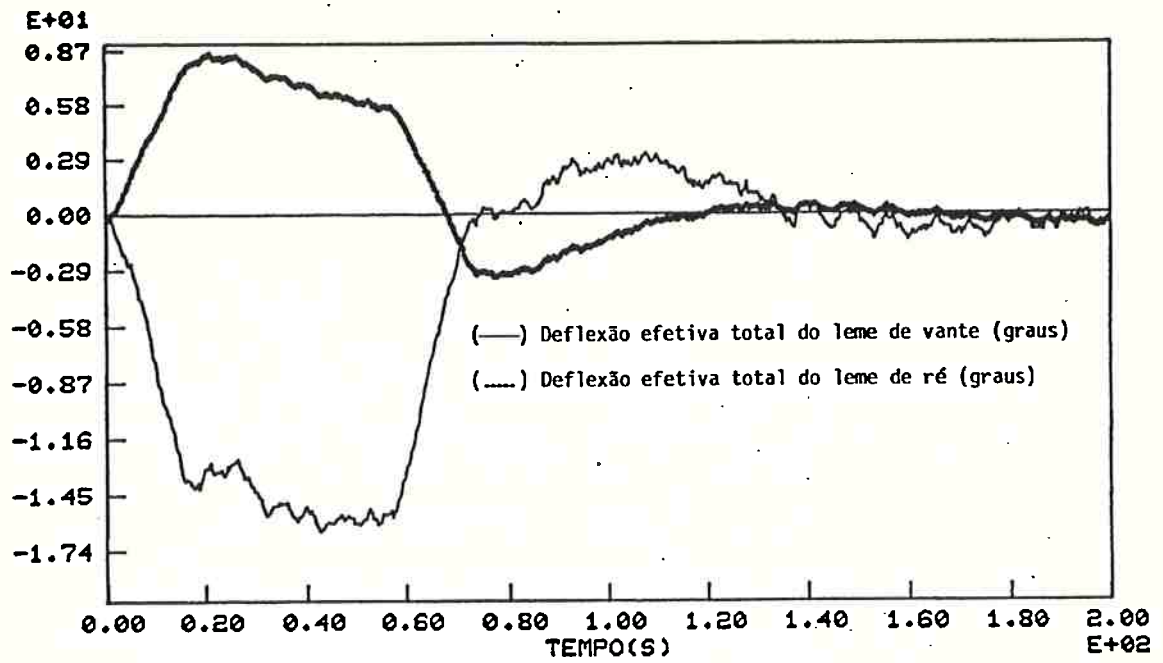


Figura 5.69 - 3º Teste - Evolução das Deflexões Efetivas Totais

5.6. AVALIAÇÃO DO PROTÓTIPO DO PILOTO AUTOMÁTICO

Para avaliar a exequibilidade do piloto automático desenvolvido nesta pesquisa foi selecionado um microcomputador para efetuar as funções de controle. Este microcomputador é dotado de "software" para executar as funções de controle e estimação do estado do veículo.

O protótipo do controlador foi testado através da execução das tarefas de geração da trajetória de referência, controle de desvio e estimação de estado, nos dois modos de operação do veículo. O procedimento utilizado para realização dos testes está ilustrado na figura 5.70.

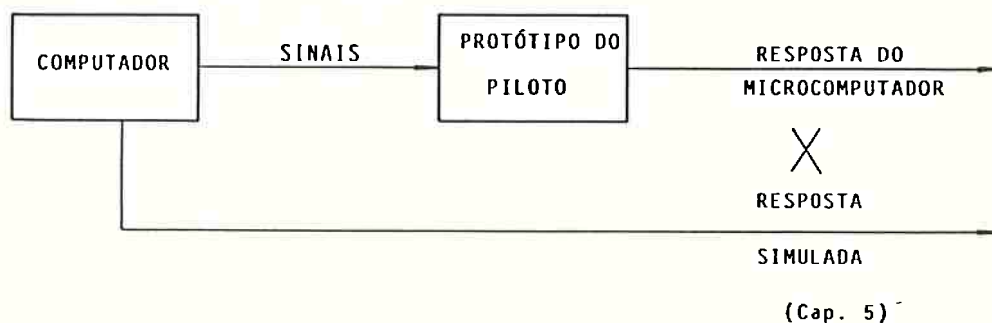


Figura 5.70 - Teste do Protótipo - Esquema da Implementação

Para uma determinada tarefa que o protótipo deve realizar, ele recebe sinais de um computador que comanda a simulação das manobras. O desempenho do protótipo é avaliado comparando-se as respostas que ele fornece, para aquela tarefa, com os resultados simulados no computador.

Além de examinar se o protótipo cumpre satisfatoriamente as tarefas para as quais foi projetado, deve-se examinar os tempos de processamento para verificar se eles são compatíveis com os intervalos de controle estabelecidos.

Uma descrição dos testes efetuados é mostrada a seguir.

5.6.1. GERADOR DA TRAJETÓRIA DE REFERÊNCIA

Para a geração da trajetória de referência o microcomputador deve dispor de um "software" que, a partir dos dados da manobra comandada, determine o controle de referência e trajetória de referência correspondente.

O teste foi efetuado ao microcomputador a evolução do controle de referência e comparando a trajetória gerada com aquela fornecida pelo computador (testes da seção 5.5).

Os resultados dos testes realizados mostraram um bom desempenho do protótipo na geração da trajetória de referência.

Não se testou o microcomputador na determinação do controle de referência por se tratar de uma função mais simples.

5.6.2. CONTROLADOR DE DESVIO

O teste do controlador de desvio é efetuado enviando ao protótipo os valores dos desvios observados no estado do sistema e comparando os valores do controle calculado pelo microcomputador com aqueles obtidos anteriormente na simulação.

Nas figuras 5.71 e 5.72 mostra-se a evolução dos desvios em profundidade e do ângulo de caturro, respectivamente, obtidos na simulação da manobra da seção 5.5.6.

As figuras 5.73 e 5.74 ilustram o controle de correção de desvio para os lemes de vante e de ré simulados.

Na figura 5.75 mostra-se a resposta obtida no microcomputador.

Uma observação dessas figuras mostra que os resultados apresentados pelo protótipo reproduz fielmente aqueles obtidos na simulação.

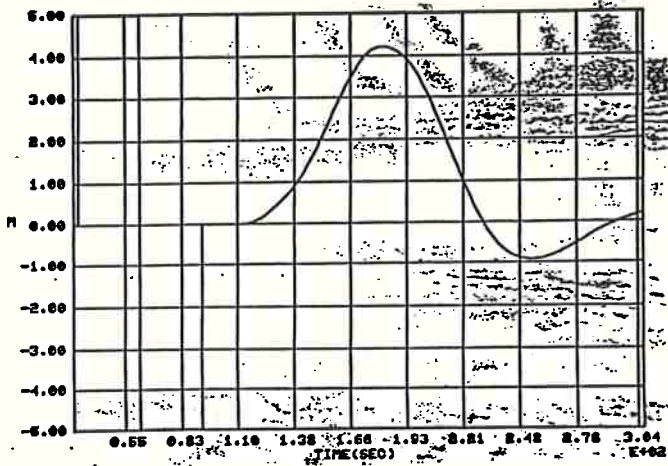


Figura 5.71 - Teste do Controlador Desvio em Profundidade

Figura 5.72 - Teste do Controlador Desvio em Ângulo de Caturro

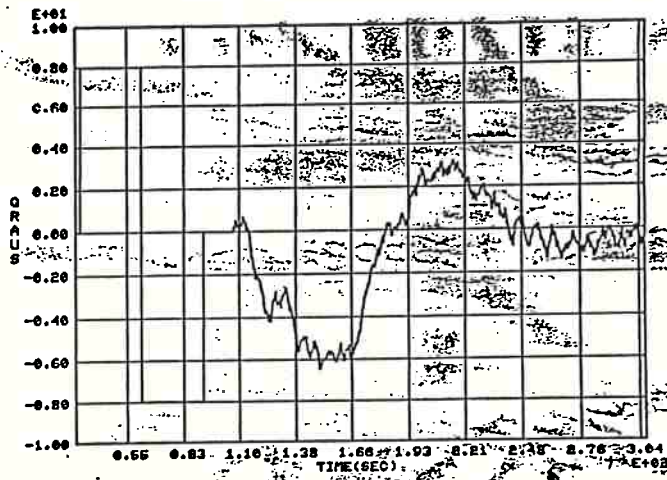
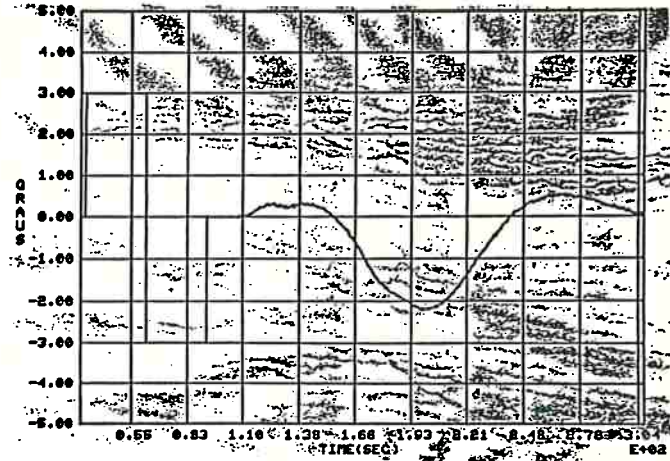
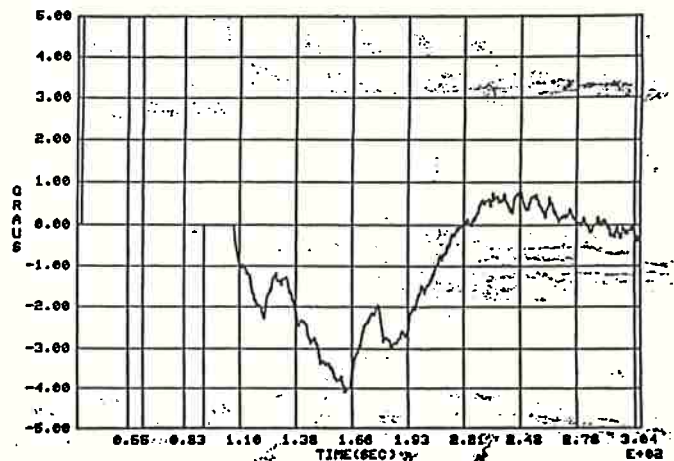


Figura 5.73 - Teste do Controlador Controle de Correção de Desvio de Vante (simulado)

Figura 5.73 - Teste do Controlador Controle de Correção de Desvio de Ré (simulado)



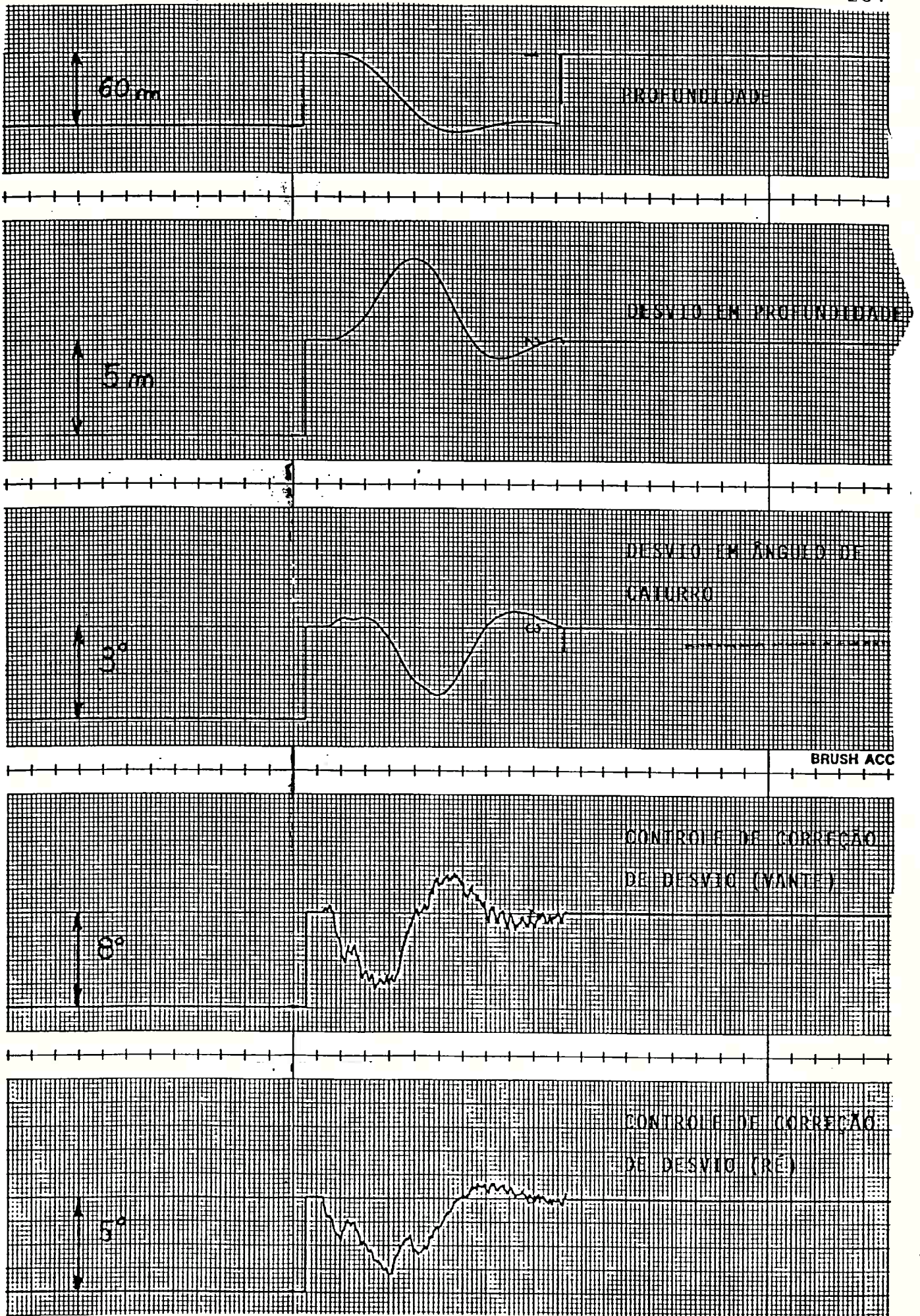


Figura 5.75 - Teste do Controlador - Resposta do Microcomputador

5.6.3 ESTIMADOR DE ESTADO

O teste do estimador de estado é efetuado enviando ao protótipo os valores das observações simuladas do estado do sistema, e comparando os valores do estado estimado calculado no microcomputador com aqueles obtidos anteriormente na simulação.

O algoritmo de estimação implementado no protótipo foi o Filtro Simplificado.

Diversos testes foram efetuados, obtendo-se resultados satisfatórios, para ambas as missões do veículo.

5.6.4. AVALIAÇÃO DO TEMPO DE PROCESSAMENTO

É efetuada uma avaliação do tempo de processamento do microcomputador para se examinar a viabilidade do protótipo. Utiliza-se como termo de comparação o intervalo de controle adequado.

Para escolha do intervalo de controle utilizou-se como critério que deveria ser menor que a metade da menor constante de tempo do sistema, conforme o critério de Nyquist, e adotado nas simulações realizadas. Resulta, neste caso, um intervalo de controle de 0,25 s.

Desta forma, sendo TT o tempo total das tarefas do microcomputador, em um intervalo de controle, a condição básica de viabilidade técnica é :

$$TT < 250 \text{ ms (milisegundos)}$$

O tempo total é dado por:

$$TT = TL + TE + TGT + TC + TCO$$

onde:

TL é o tempo de leitura de $N \cdot 4$ observações;

TE é o tempo de estimação de 4 variáveis com o Filtro Simplificado ($N=100$);

TGT é o tempo necessário para geração da trajetória de referência (um passo da simulação do modelo não linear);

TC é o tempo necessário para calcular o controle;

TCO é o tempo necessário para enviar os sinais de controle;

Utilizando o processador Z-80, com relógio de 4 MHz os tempos básicos são:

LEITURA pelo conversor AD	2 μ s (microsegundos)
SOMA	2 μ s
MULTIPLICAÇÃO (8 bits x 8 bits)	30 μ s
ENVIO pelo conversor DA	2 μ s

Os tempos aproximados obtidos são:

TL = 800 μ s (400 leituras)

TE = 920 μ s (400 somas e 4 multiplicações)

TGT= 64000 μ s (2000 somas e 2000 multiplicações)

TC = 128 μ s (4 somas e 4 multiplicações)

TCO= 4 μ s (2 sinais enviados)

Resulta, portanto, um tempo total de cerca de 65 ms.

Conclui-se, desta forma, que o tempo total de processamento é menor que o máximo permissível, caracterizando, portanto, a viabilidade do protótipo.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O objetivo deste trabalho é fazer uma apreciação crítica do trabalho realizado, apontando as conclusões mais importantes obtidas na investigação e, por outro lado, apresentar sugestões para a continuação da pesquisa. É apresentado inicialmente um resumo do trabalho desenvolvido, destacando a contribuição aportada ao estudo do problema de controle de submarinos.

6.1. RESUMO DO TRABALHO

O objetivo estabelecido para a pesquisa foi o desenvolvimento de um estudo completo de modelagem, projeto, simulação e construção de um protótipo de um piloto automático para submarinos.

Como etapa inicial do estudo foi feita uma revisão da teoria de controle definindo-se as técnicas a serem utilizadas nos problemas de controle e estimação. São apresentadas a formulação e a solução, através de controle ótimo, dos problemas de regulação e traqueamento. Em termos de estimação faz-se uma descrição do filtro de Kalman e da técnica de compensação do modelo dinâmico, introduzindo-se um filtro alternativo.

O segundo passo foi a elaboração dos modelos para representação do movimento do submarino. Constatou-se que um modelo linear, desenvolvido inicialmente, era inadequado para simular manobras do veículo. A principal dificuldade para a utilização de um modelo não linear era a ausência de formulações precisas para o cálculo dos coeficientes hidrodinâmicos não lineares. Para superar este obstáculo foi formulado o Método do Navio Equivalente. Com os coeficientes não lineares determinados por este procedimento, obteve-se um modelo matemático bastante satisfatório. Este método constitui uma genuína contribuição ao estudo de manobrabilidade de veículos oceânicos.

Em seguida foram desenvolvidos modelos para a representação dos esforços ambientais que atuam sobre o submarino.

A seguir foi desenvolvido o projeto do piloto automático do submarino, aplicando-se os algoritmos de controle e estimação aos modelos matemáticos formulados para a representação do veículo e dos agentes ambientais. Ficam claramente definidos dois modos de operação

para o piloto automático: manutenção de cota periscópica (regulagem) e mudança de profundidade (traqueamento).

O desenvolvimento do piloto automático evoluiu até o projeto de um protótipo que executa as funções de estimação e controle.

A parte final do trabalho consistiu na aplicação dos testes para validação do modelo não linear proposto para o veículo e na avaliação do desempenho do piloto automático em seus dois modos de operação. Foi feita também uma avaliação do desempenho do protótipo, em conjunto com uma análise de sua viabilidade técnica.

6.2. CONCLUSÕES

As conclusões obtidas na investigação se referem a tres aspectos: modelos matemáticos, formulação do piloto automático e projeto do protótipo.

6.2.1. MODELOS MATEMÁTICOS

O modelo matemático formulado com base no Método do Navio Equivalente mostrou-se consistente e preciso. Embora esta pesquisa estivesse voltada para o projeto do piloto automático, deve-se ressaltar a importância da contribuição representada por esse novo modelo. A sua utilização é de grande valia na fase inicial de projeto, para avaliação da manobrabilidade do submarino.

Os modelos adotados para representação dos efeitos ambientais mostraram-se adequados para os propósitos de estudo do desempenho do piloto automático.

6.2.2. FORMULAÇÃO DO PILOTO AUTOMÁTICO

A formulação utilizada no projeto do piloto automático conduziu a um sistema de controle bastante eficiente nas duas missões estabelecidas.

Em manobra de manutenção de profundidade o veículo apresenta oscilações reduzidas (desvio máximo de 2%, em relação à profundidade desejada) quando submetido a ondas com altura significativa de 1,8 m. Em condições mais severas de mar, com altura significativa de 3,0 m, o piloto automático ainda proporciona ao veículo um comportamento aceitável (desvio máximo de 6%, em relação à profundidade desejada).

O algoritmo de estimação utilizado nesse modo de operação, Filtro de Kalman com Compensação do Modelo Dinâmico, fornece bons resultados. Convém ressaltar que esse bom desempenho do filtro é conseguido com o emprego de um modelo de trabalho bem simples.

O desempenho do piloto automático é igualmente bom nas manobras de mudança de profundidade.

O piloto automático dispõe de um algoritmo adequado para gerar a trajetória de referência nessas manobras, permitindo uma mudança rápida de cota sem violar as restrições de ângulo máximo de caturro e de sobre-elevação de profundidade.

O controlador de desvio do piloto automático mostrou-se bastante eficiente. Mesmo em condições adversas de corrente (intensidade e ângulo de incidência), os desvios observados entre a trajetória "real" e de referência são pequenos. O controlador simplificado, com ganhos constantes, apresentou um desempenho satisfatório e se mostrou como op

ção promissora para aplicação no protótipo, dado o baixo tempo de processamento.

O filtro Simplificado apresentou resultados bons, mostrando ser uma alternativa adequada para ser utilizada no lugar do Filtro de Kalman, quando é possível observar todas as variáveis de estado, com a vantagem de diminuir o tempo de processamento.

6.2.3. PROJETO DO PROTÓTIPO

O protótipo elaborado apresentou resultados satisfatórios con_u seguindo-se o mesmo nível de precisão de controle obtido na simulação. Os tempos de processamento verificados são menores que o intervalo de controle especificado para o submarino. Portanto, este protótipo estaria disponível para ser testado em um veículo que dispusesse dos sensores especificados neste trabalho.

6.3. RECOMENDAÇÕES

Nesta seção indicam-se algumas modificações e aperfeiçoamentos no trabalho apresentado.

O modelo matemático pode ser generalizado para seis graus de liberdade, acoplando assim as equações nos planos horizontal e vertical.

O Método do Navio Equivalente deveria ser aplicado a outros submarinos que operam em diferentes faixas de velocidade para comprovar sua precisão e, posteriormente, estendido a manobras com seis graus de liberdade.

Novas missões devem ser investigadas como, por exemplo, mudança de profundidade e de rumo simultânea, manobras de mínimo tempo, mínimo consumo, etc.

Quanto à geração da trajetória de referência podem ser utilizadas técnicas de otimização, sujeitas a restrições, para a geração da mesma.

Recomenda-se o estudo de um sistema de controle que faça a mudança entre dois modos de operação de modo a evitar instabilidade no período de transição.

Na estimação de estado, seria interessante a pesquisa de um filtro simplificado, que atuasse quando não é possível observar todo o estado.

Finalmente, recomenda-se a construção de um protótipo que reúna todos esses aperfeiçoamentos, e seria aconselhável a realização exaustiva de testes a fim de verificar a confiabilidade do piloto automático.

APÊNDICE [A]

ALGORITMO PARA DETERMINAÇÃO

DA SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO

DE RICCATI

A determinação da solução da Equação de Riccati é feita através do método de Newton, via matriz sinal [30], cujo algoritmo é mostrado a seguir.

Seja o sistema linear contínuo:

$$\dot{x}(t) = A \cdot x(t) + B \cdot u(t) \quad (\text{A.1})$$

onde:

$x(t)$ é o vetor de estado, de dimensão n ;

$u(t)$ é o vetor de controle, de dimensão p ;

A é uma matriz $n \times n$, de coeficientes constantes;

B é uma matriz $n \times p$, de coeficientes constantes;

O problema de controle consiste na obtenção do funcional:

$$u(t) = F(x(\tau), 0 \leq \tau \leq t) \quad (\text{A.2})$$

que minimiza o índice de desempenho quadrático:

$$J = \int_0^{\infty} (x^T \cdot Q \cdot x + u^T \cdot R \cdot u) \cdot dt \quad (\text{A.3})$$

onde:

Q é uma matriz simétrica, semidefinida positiva, de dimensão $n \times n$;

R é uma matriz simétrica, definida positiva, de dimensão $p \times p$.

Admite-se que $[A, B]$ é controlável.

O funcional de controle que se obtém é:

$$u(t) = \bar{\Gamma} \cdot x(t) \quad (\text{A.4})$$

onde:

$\bar{\Gamma}$ é a matriz de ganhos, de dimensão $p \times n$.

A matriz de ganhos \bar{L} é obtida através de:

$$\bar{L} = -R^{-1} \cdot B^T \cdot \bar{P} \quad (\text{A.5})$$

onde:

\bar{P} é a solução da equação de regime de Riccati:

$$\bar{P} \cdot A + A^T \cdot \bar{P} - \bar{P} \cdot B \cdot R^{-1} \cdot B^T \cdot \bar{P} + Q = 0 \quad (\text{A.6})$$

O algoritmo para determinação de \bar{P} baseia-se na construção da matriz hamiltoniana H , de dimensão $2n \times 2n$:

$$H = \begin{bmatrix} A & -B \cdot R^{-1} \cdot B^T \\ -Q & -A^T \end{bmatrix} \quad (\text{A.7})$$

Esta matriz pode ser escrita na forma canônica de Jordan:

$$H = \begin{bmatrix} W_1 & W_{12} \\ W_{21} & W_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -J & 0 \\ 0 & J \end{bmatrix} \begin{bmatrix} W_1 & W_{12} \\ W_{21} & W_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

onde:

J é uma matriz $n \times n$, composta de blocos de Jordan, de autovalores com parte real positiva;

W_1 , W_2 , W_{12} e W_{21} são matrizes de dimensão $n \times n$, que formam a matriz W , de dimensão $2n \times 2n$.

Pode-se provar que:

$$\bar{P} = W_{21} \cdot W_1^{-1} \quad (\text{A.9})$$

A matriz W é obtida através da matriz sinal, segundo a fórmula:

$$W = S + \begin{bmatrix} -I_n & 0 \\ 0 & I_n \end{bmatrix} \quad (\text{A.10})$$

onde:

S é a matriz sinal da hamiltoniana;

I_n é a matriz identidade de ordem n .

A matriz sinal, S , é definida através de:

$$S = W \cdot \begin{bmatrix} \dots & & & 0 \\ & \text{sign}(\lambda_i) & & \\ & & \dots & \\ 0 & & & \dots \end{bmatrix} \cdot W^{-1} \quad (\text{A.11})$$

onde:

λ_i é autovalor de H .

A matriz sinal é avaliada através do processo iterativo:

$$S_0 = H \quad (\text{A.12})$$

$$S_{k+1} = 0,5 \cdot (S_k + S_k^{-1}) \quad (\text{A.13})$$

$$S = \lim_{k \rightarrow \infty} S_k \quad (\text{A.14})$$

que é de fato, a versão matricial do Método de Newton.

Para truncar o processo iterativo utiliza-se o critério de parada:

$$| s_{ij}^{k+1} - s_{ij}^k | \leq \epsilon_t \quad \forall i, i=1, \dots, 2n; \forall j, j=1, \dots, 2n \quad (\text{A.16})$$

onde:

s_{ij}^k é elemento da linha i , coluna j , da matriz S , na iteração k ;

ϵ_t é a tolerância do truncamento.

Uma vez obtida S , calcula-se \bar{P} através de (A.9) e finalmente \bar{L} , através de (A.5).

APÊNDICE [B]

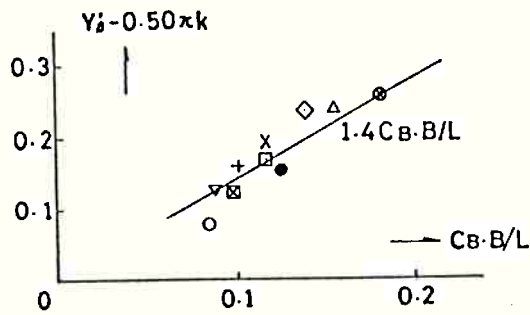
CÁLCULO DAS DERIVADAS

HIDRODINÂMICAS DO NAVIO EQUIVALENTE

As derivadas hidrodinâmicas do navio equivalente são obtidas através de regressões efetuadas a partir de resultados de ensaios com modelos em escala reduzida [59].

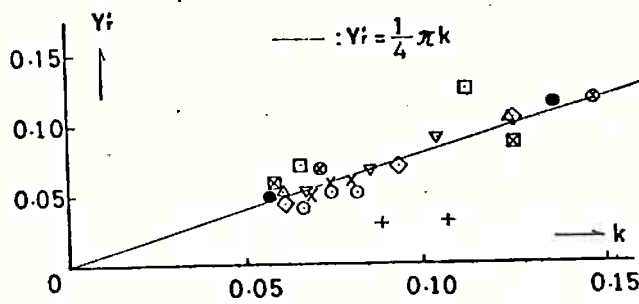
Nas figuras seguintes são apresentadas as curvas obtidas e a função correspondente. Convém mencionar que as derivadas e suas funções são adimensionais (os fatores de adimensionalização e a nomenclatura restante são apresentados no final deste apêndice).

B.1 DERIVADAS LINEARES



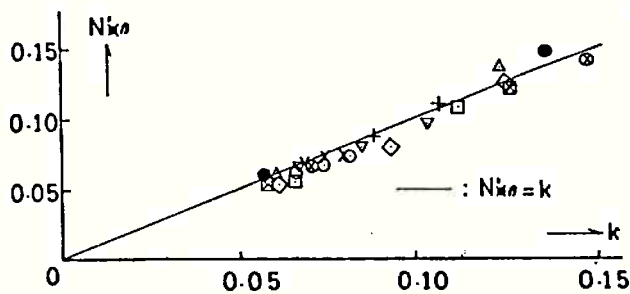
$$Y_v = - \left(\frac{\pi}{2} \cdot k + 1,4 \cdot X_1 \right)$$

Figura B.1 - Derivada Y_v



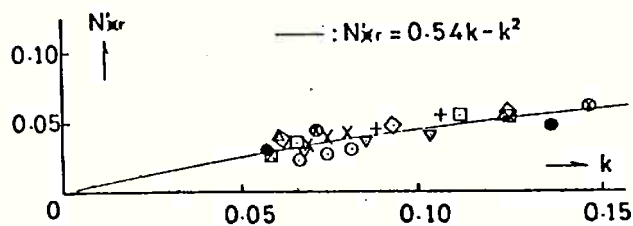
$$Y_r = \frac{\pi}{4} \cdot k$$

Figura B.2 - Derivada Y_r



$$N_v = - k$$

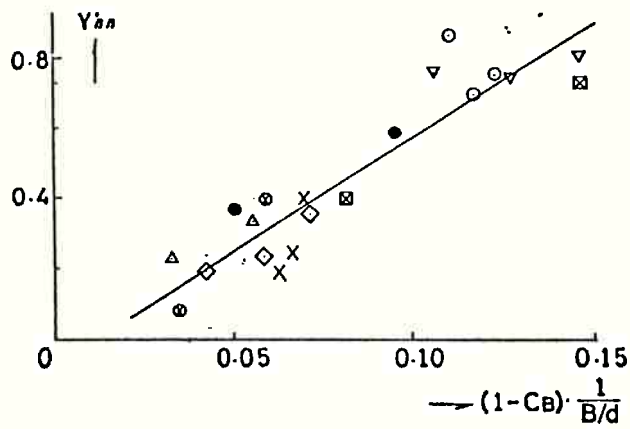
Figura B.3 - Derivada N_v



$$N_r = k^2 - 0,54 \cdot k$$

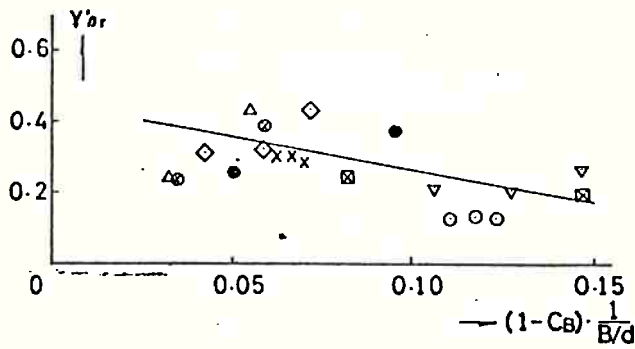
Figura B.4 - Derivada N_r

B.2 DERIVADAS NÃO LINEARES



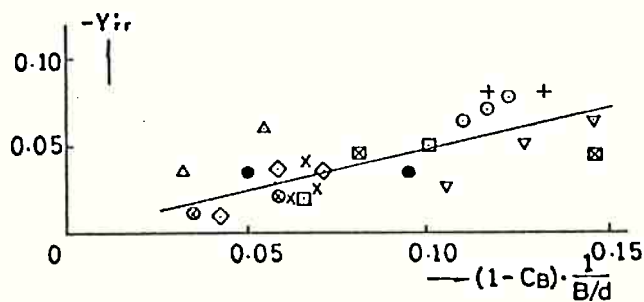
$$Y_{vv} = - 6,668 \cdot X_2 + 0,089$$

Figura B.5 - Derivada Y_{vv}



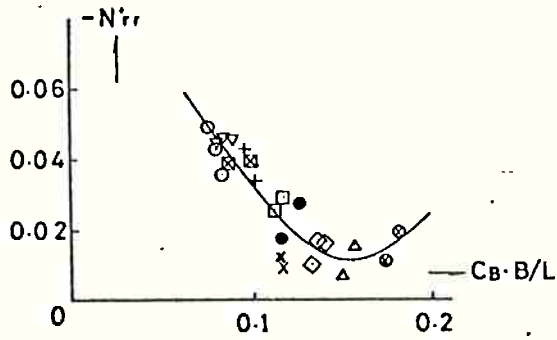
$$Y_{vr} = 2,222 \cdot X_2 - 0,4778$$

Figura B.6 - Derivada Y_{vr}



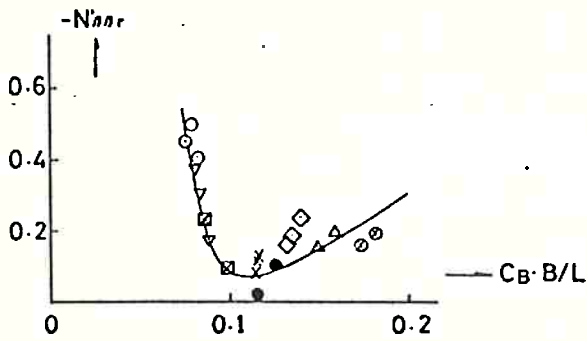
$$Y_{rr} = - 0,5 \cdot X_2$$

Figura B.7 - Derivada Y_{rr}



$$N_{rr} = -2,71 \cdot X_1^2 + 1,1 \cdot X_1 - 0,115$$

Figura B.8 - Derivada N_{rr}

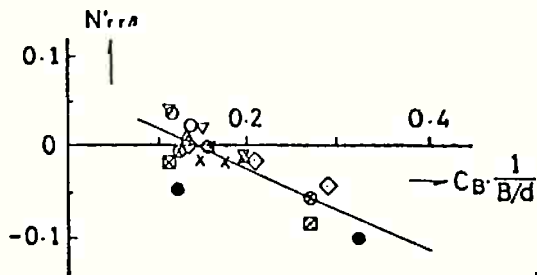


$$N_{vvr} = -2,92 \cdot X_1 - 0,285 \quad \text{se } X_1 > 0,135$$

$$N_{vvr} = -0,110 \quad \text{se } 0,935 < X_1 < 0,135$$

$$N_{vvr} = 24,17 \cdot X_1 - 2,372 \quad \text{se } X_1 < 0,935$$

Figura B.9 - Derivada N_{vvr}



$$N_{rrv} = -0,46 \cdot X_3 + 0,068$$

Figura B.10 - Derivada N_{rrv}

B.3 NOMENCLATURA

L comprimento do navio equivalente

B = D boca do navio equivalente

C_b coeficiente de bloco do navio equivalente

$$H_{NE} = D/2$$

$$k = 2 \cdot H_{NE} / L$$

$$X_1 = C_b \cdot B / L$$

$$X_2 = (1 - C_b) \cdot H_{NE} / B$$

$$X_3 = C_b \cdot H_{NE} / B$$

B.4 FATORES DE ADIMENSIONALIZAÇÃO

COEFICIENTE	FATOR
Y_v	$0,5 \cdot \rho \cdot L \cdot H_{NE} \cdot V$
Y_r	$0,5 \cdot \rho \cdot L^2 \cdot H_{NE} \cdot V$
N_v	$0,5 \cdot \rho \cdot L^2 \cdot H_{NE} \cdot V$
N_r	$0,5 \cdot \rho \cdot L^3 \cdot H_{NE} \cdot V$
Y_{vv}	$0,5 \cdot \rho \cdot L \cdot H_{NE}$
Y_{vr}	$0,5 \cdot \rho \cdot L^2 \cdot H_{NE}$
Y_{rr}	$0,5 \cdot \rho \cdot L^3 \cdot H_{NE}$
N_{rr}	$0,5 \cdot \rho \cdot L^4 \cdot H_{NE}$
N_{vvr}	$0,5 \cdot \rho \cdot L^4 \cdot H_{NE} \cdot V^{-1}$
N_{rrv}	$0,5 \cdot \rho \cdot L^3 \cdot H_{NE} \cdot V^{-1}$

APÊNDICE [C]

DETERMINAÇÃO DAS FUNÇÕES

G1 , G2 , G3 DOS ESFORÇOS

DEVIDO ÀS ONDAS

C.1 FUNÇÕES G1 E G3

As funções G1 e G3 se referem, respectivamente, à força de arfagem de primeira ordem e ao momento total de caturro, devido a um trem de ondas regulares de amplitude A e frequência ω . Elas são calculadas a partir das seguintes expressões:

$$G1(\omega) = \frac{Z_o^1(\omega)}{A(\omega)} \quad (C.1)$$

$$G3(\omega) = \frac{M_o(\omega)}{A(\omega)} \quad (C.2)$$

onde:

$$Z_0^1(\omega) = \int_{-L/2}^{L/2} f_{v\omega}^1(x) \cdot dx \quad (C.3)$$

$$M_0(\omega) = \int_{-L/2}^{L/2} f_{v\omega}^1(x) \cdot x \cdot dx \quad (C.4)$$

$$f_{v\omega}^1(x) = -2 \cdot \rho \cdot \int_0^\pi \frac{\partial \phi_\omega}{\partial t} \cdot \cos \gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (C.5)$$

$$\phi_\omega = \frac{g \cdot A(\omega)}{\omega} \cdot e^{k_0 \cdot z} \cdot \cos(k_0 \cdot x - \omega \cdot t + \varphi) \quad (C.6)$$

sendo:

g a aceleração da gravidade;

K_0 o número de onda;

z uma variável de profundidade, que, de acordo com a figura C.1, é dada por:

$$z = -H_0 + \frac{d(x)}{2} \cdot \cos \gamma_0 \quad (C.7)$$

H_0 é a profundidade (cota) do C.G de cada seção;

φ é o ângulo de fase (aleatório);

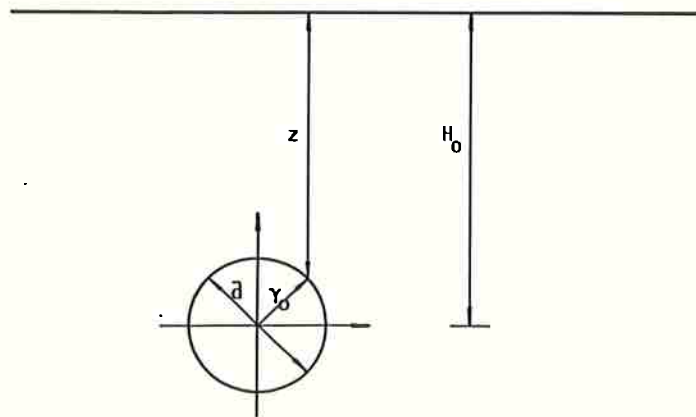


Figura C.1 - Seção Transversal do Veículo

Substituindo-se (C.7) e (C.6) em (C.5) obtém-se:

$$f_{v\omega}^1(x) = 2 \cdot \rho \cdot g \cdot A(\omega) \cdot \cos(k_0 \cdot x - \omega \cdot t + \varphi) \cdot \int_0^\pi e^{k_0 \cdot (-H_0 + \frac{\bar{d}(x)}{2}) \cdot \cos \gamma_0} \cdot \cos \gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (C.8)$$

Substituindo (C.8) em (C.1) e (C.2) obtém-se, para $t=0$:

$$z_0^1(\omega) = 2 \cdot \rho \cdot g \cdot A(\omega) \cdot \int_{-L/2}^{L/2} \cos(k_0 \cdot x + \varphi) \cdot \int_0^\pi e^{k_0 \cdot (-H_0 + \frac{\bar{d}(x)}{2}) \cdot \cos \gamma_0} \cdot \cos \gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (C.9)$$

$$M_0(\omega) = 2 \cdot \rho \cdot g \cdot A(\omega) \cdot \int_{-L/2}^{L/2} x \cdot \cos(k_0 \cdot x + \varphi) \cdot \int_0^\pi e^{k_0 \cdot (-H_0 + \frac{\bar{d}(x)}{2}) \cdot \cos \gamma_0} \cdot \cos \gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (C.10)$$

As integrais duplas de (C.9) e (C.10) são avaliadas numericamente, para uma distribuição do diâmetro ao longo do casco, considerando o submarino como um elipsóide de eixos principais iguais a 45 m, 4 m e 4 m. Nestas integrações, o valor de φ é variado de 10° em 10° para obter o valor máximo de z_0^1 e de M_0 .

Nos cálculos efetuados adotou-se $H_0 = 12$ m.

Os resultados estão na tabela C.1.

ω	$Z_0^1(\omega)/2 \cdot \rho \cdot g \cdot A$	$M_0(\omega)/2 \cdot \rho \cdot g \cdot A$
0,1	0,246	0,13
0,2	0,951	2,02
0,3	1,970	9,51
0,4	3,090	26,85
0,5	3,900	54,91
0,6	4,100	83,33
0,7	3,290	112,95
0,8	1,801	112,30
0,9	0,170	79,50
1,0	0,810	25,90
1,1	0,780	18,43
1,2	0,122	28,89
1,3	0,360	9,41
1,4	0,250	10,45
1,5	0,103	9,51
1,6	0,087	2,37

Tabela C.1 - Valores de G1 e G3

C.2 FUNÇÃO G2

A função G2 é dada por:

$$G2(\omega) = \frac{z_0^2(\omega)}{A^2(\omega) \cdot L} \quad (C.11)$$

onde:

$$z_0^2(\omega) = \int_{-L/2}^{L/2} f_{v\omega}^2(x) \cdot dx \quad (C.12)$$

$$f_{v\omega}^2(x) = -\frac{\rho}{2} \cdot \int_0^{\pi} |\nabla\phi_{\omega}^2| \cdot \cos\gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (C.13)$$

L é o comprimento do submarino;

Para obter a solução de (C.13) desenvolve-se, inicialmente,

$\nabla\phi_{\omega}$:

$$\begin{aligned} \nabla\phi_{\omega} = \frac{k \cdot g \cdot A(\omega)}{\omega} \cdot (-\text{sen}(k_0 \cdot x - \omega \cdot t)) \cdot e^{k_0 \cdot z} \cdot i + \\ + \frac{k_0 \cdot g \cdot A(\omega)}{\omega} \cdot \text{cos}(k_0 \cdot x - \omega \cdot t) \cdot e^{k_0 \cdot z} \cdot k \quad (C.14) \end{aligned}$$

Admite-se que z seja aproximadamente constante em relação a x, isto é:

$$z = -H_0 + \frac{D}{2} \cdot \text{cos}\gamma_0 \quad (C.15)$$

onde:

D é o diâmetro do submarino na seção mestra.

Desenvolvendo $\nabla\phi_{\omega}^2$, a partir de (C.14), obtém-se:

$$\nabla\phi_{\omega}^2 = \frac{k_0^2 \cdot g^2}{\omega^2} \cdot A^2(\omega) \cdot e^{2 \cdot k_0 \cdot z} = \omega^2 \cdot A^2(\omega) \cdot e^{2 \cdot k_0 \cdot z} \quad (\text{C.16})$$

pois:

$$\omega^2 = k_0 \cdot g \quad (\text{águas profundas})$$

Substituindo-se (C.16) em (C.13) verifica-se que $f_{v\omega}^2$ é independente de x , e pode ser expresso por:

$$f_{v\omega}^2 = - \frac{\rho}{2} \cdot \omega^2 \cdot A^2(\omega) \cdot \int_0^{\pi} e^{2 \cdot k_0 \cdot (-H_0 + \frac{D}{2} \cdot \cos\gamma_0)} \cdot \cos\gamma_0 \cdot d\gamma_0 \quad (\text{C.17})$$

ou

$$f_{v\omega}^2 = - \frac{\rho}{2} \cdot \omega^2 \cdot A^2(\omega) \cdot C_1(\omega) \quad (\text{C.18})$$

Os valores de C_1 estão apresentados na tabela C.2.

ω	$C_1(\omega)$
0,1	0,006
0,2	0,025
0,3	0,050
0,4	0,075
0,5	0,095
0,6	0,105
0,7	0,105
0,8	0,096
0,9	0,082
1,0	0,064
1,1	0,047
1,2	0,033
1,3	0,021
1,4	0,013

Tabela C.2 - Valores de C_1

Para representação do efeito da força de arfagem de 2ª ordem admite-se um valor médio:

$$\bar{C}_1 = 0,100$$

Introduzindo (C.18) e (C.12) em (C.11) obtém-se:

$$G_2(\omega) = 50 \cdot \omega^2 \quad (C.19)$$

APÊNDICE [D]

ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES

Para o projeto do piloto automático do submarino admite-se a observação de diversas variáveis de estado do veículo. São especificados neste apêndice os sensores que realizam essas medidas.

D.1 PROFUNDIDADE (2 sensores)**a) MANOBRA DE MANUTENÇÃO DE PROFUNDIDADE**

Tipo: TRANSDUTOR DE PRESSÃO

Marca: SCHAEVITZ

Modelo: PT-4-30

Conversão: 6 m.c.a(metros de coluna d'agua)/V

Fundo de Escala: 30 m.c.a.

Precisão: $\pm 0,03$ m.c.a.

b) MANOBRA DE MUDANÇA DE PROFUNDIDADE

Tipo: TRANSDUTOR DE PRESSÃO

Marca: SCHAEVITZ

Modelo: PT-4-3000

Conversão: 600 m.c.a./V

Fundo de Escala: 3000 m.c.a.

Precisão: ± 1 m.c.a.

D.2 ÂNGULO DE CATURRO

Tipo: INCLINÓMETRO

Marca: SCHAEVITZ

Modelo: LSOC-90

Conversão: 90°/5V

Fundo de Escala: 90°

Precisão: $\pm 0,1^\circ$

D.3 VELOCIDADE ANGULAR DE CATURRO

Tipo: "RATE-GYRO"

Marca: SCHAEVITZ

Modelo: ASM-10

Conversão: 0,25 rd/s/V

Fundo de Escala: 1,25 rd/s

Precisão: 0,001 rd/s

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] FRIMM, F.C. **Determinação das características de governo de navios; Ensaio com modelos e em escala real.** São Paulo, EPUSP, 1983. 233p. (Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP).
- [2] SOTELO, J.J. **Aplicação de controle ótimo na modelagem do timoneiro.** São Paulo, EPUSP, 1976. 216p. (Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP).
- [3] CRUZ, J.J. **Pilotagem automática de embarcações com emprego de controle estocástico.** São Paulo, EPUSP, 1981. 179p. (Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP).
- [4] ABKOWITZ, M.A. **Stability and motion control of ocean vehicles.** Cambridge, The MIT Press, 1972. 184p.
- [5] VIANA, H.S. da COSTA. **Análise da trajetória e do controle automático de um submarino pelo emprego de um modelo matemático linear.** São Paulo, EPUSP, 1983. 175p. (Dissertação de mestrado apresentada à EPUSP).
- [6] BILDBERG, D.R. **Computer systems for autonomous vehicles.** In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.83-87.

- [7] RUSSELL, G.I. & BELLEC, P. The investigation of submersible maneuverability by simulation. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.137-41.
- [8] SUMMEY, D.C. & SMITH, N.S. The development and application of underwater vehicle design techniques. In: OCEANS 81 , Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1160-64.
- [9] CARMICHAEL, A.D. & JANSSON, D.G. ROBOT II, a small unmanned untethered underwater vehicle. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.109-12.
- [10] NODLAND, W.E. et alii. SPURV II - An unmanned, free-swimming submersible, developed for oceanographic research. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.92-6.
- [11] GLYNN, J. & BILDBERG, D.R. The UHN Eave-East vehicle. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.104-8.
- [12] HATTORI, M. A micro-computer controlled tethered vehicle , JTV-1. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1139-42.
- [13] NOMOTO, M. & SASAKI, K. Development of an underwater sliding vehicle for oceanographic measurement. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1150-54.
- [14] COLLINS, C.L. ARMS - A proven, remotely operated manipulator system ready now to support offshore drilling in depths to 13000 feet. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1165-67.

- [15] IWANOWSKI, M. & JOHNSTON, J. Development of immersible electric motors for a small inspection class remote controlled vehicle. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...**, Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1168-69.
- [16] YOERGER, D.R. & SHERIDAN, T.B. Development of a supervisory manipulation system for a free-swimming submersible. In : OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1170-74.
- [17] EPPIG, S.H. Vehicle maneuverability augments remote controlled manipulator task capability. In: OCEANS 81. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.2, p.1143-49.
- [18] RUSSELL, G.T. & BUGGE, J. Automatic guidance of an unmanned submersible using a hierarchical computer control strategy. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.118-22.
- [19] KAZEROONI, H. & SHERIDAN, T.B. General purpose digital simulation of underwater vehicles. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.123-6.
- [20] HUMPREYS, D. E. Dynamics and hidrodynamics of oceans vehicles. In: OCEANS 81, Boston. **Proceedings...** Boston, IEEE, 1981. v.1, p.88-91.
- [21] INOUE, M. Control system synthesis of a computer-piloted submarine. Cambridge, MIT, 1979. 134p. (M.Sc. Thesis).
- [22] GUELER, G.F. Previsão da manobrabilidade do navio no estágio inicial de projeto. São Paulo, ETCN-MB, 1983.

- [23] GUELER, G.F. **Pilotagem automática de embarcações submersíveis com emprego de controle estocástico.** São Paulo , ETCN-MB, 1983. 64p.
- [24] GUELER, G.F. **Análise do desempenho dinâmico de submarinos a través de um modelo matemático não linear baseado no Método do Navio Equivalente.** São Paulo, EPUSP, 1984. (Seminário apresentado à EPUSP).
- [25] KWARKERNAAK, H. & SIVAN, R. **Linear optimal control systems.** New York, Wiley Interscience, 1972. 575p.
- [26] GELB, A. et alii. **Applied optimal estimation.** Cambridge , The MIT Press, 1974. 374p.
- [27] MAYBECK, P.S. **Stochastic models, estimation and control .** New York, Academic Press, 1982. 3v.
- [28] BRYSON, A.E. & HO, Y.C. **Applied optimal control.** Waltham, Ginn and Company, 1969.
- [29] KLEIMAN, D. L. On an interactive technique for Riccati equation computation. **IEEE Transaction on Automatic Control**, 114-5, Feb. 1968.
- [30] BARRAUD, A.Y. An accelerated Newton process to solve Riccati equation via matrix sign function. In: **IFAC Computer Aided Design of Control Systems**, New York. Papers... New York, Pergamon Press, 1980. p.9-14.
- [31] JAZWINSKI, A.H. **Stochastic processes and filtering theory.** New York, Academic Press, 1980. 376p.
- [32] KALMAN, R.E. & BUCY, R.S. New results in linear filtering and prediction theory. **Journal of Basic Engineering**. 83: 95-108, 1961.

- [33] MORO, J. Modelagem, análise e síntese preliminar de um sistema de controle de atitude, ativo em tres eixos, para satélites artificiais. São Paulo, EPUSP, 1983. 125p. (Tese de doutorado apresentada à EPUSP).
- [34] RIOS NETO, A. & NEGREIROS DE PAIVA, R. An adaptative satellite orbit estimation scheme using an analitical approach and a dynamical model compensation technique. São José dos Campos, INPE, 1982. 21p. (INPE-2304-RPE/072).
- [35] RIOS NETO, A. The estimation of the state and the unmodeled atmospheric drag for near Earth satellite. Austin, The university of Texas, 1973. s.p. (Ph.D. Dissertation).
- [36] NEGREIROS DE PAIVA, R. Determinação de órbitas de satélites artificiais através de um estimador, na presença de acelerações não modeladas, usando a transformação KS. São Jose dos Campos, INPE, 1980. 74p. (INPE-1998-TDL/040).
- [37] KUGA, H.K. Estimação adaptativa de orbitas aplicadas a satélites a baixa altitude. São José dos Campos, INPE, 1982. 140p. (INPE-2316-TDL/079).
- [38] MOOD, A.M. & GRAYBILL F.A. Introduction to the theory of statistics. 2.ed., New York, McGraw-Hill, 1963. p. (Series in probability and statistics).
- [39] MTS SYSTEMS CORPORATION, Minneapolis. Reference Manual; Part II: Controller. Minneapolis, 1980. 325p.
- [40] SCHWARZ, R.J. & FRIEDLAND, B. Linear Systems. New York , McGraw-Hill, 1965. 545p.

- [41] MEIROVITCH, L. **Methods of analitical dynamics**. New York, McGraw-Hill, 1970, 353p. (Advanced Engineering).
- [42] INOUE, S. et alii. A practical calculation method of ship maneuvering motion. **International Shipbuilding Progress**, 325(28):207-25, 1981.
- [43] COMSTOCK, J.P. **Principles of naval architecture**. New York, SNAME, 1967. 827p.
- [44] LAMB, H. **Hydrodynamics**. 6th. Edition, DOVER Publications, New York, 1945. 423p.
- [45] FROUDE, W. **On experiments with HMS Greyhound**; London, INA, 1874. s.p.
- [46] PROHASKA, C.W. The vertical vibration of ships. **Shipbuilding and Marine Engine Builder**, London, 1947. s.p.
- [47] HIRANO, M. On the calculation method of ship maneuvering motion at the initial design phase. **Journal of The Society of Naval Architects of Japan**, 147:220-57, 1980.
- [48] VON MISES, R. **Theory of flight**. New York, DOVER, 1959. 629p.
- [49] ABBOT, I.H. & DOENHOFF, A.E. **Theory of wing sections**. New York, DOVER, 1959. 552p.
- [50] TROOST, L. **Séries sistemáticas de propulsores**. São Paulo, EPUSP, 1977. 124p. (Apostila do Departamento de Engenharia naval).
- [51] SCHOENHERR, K.E. **Recent developments in propeller design**. New York, SNAME, 1934. s.p.

- [52] BERG, T.E. et alii. **Prediction of maneuvering characteristics of ships.** Trondheim, The Ship Research Institute of Norway, 1980. 60p. (Report R-104/80)
- [53] KOSE, K. On a new mathematical model of maneuvering motion of a ship and its applications. **International Shipbuilding Progress**, 336(29):205-20, 1982.
- [54] OGAWA, A. & KASAI, H. On the mathematical model of maneuvering motion of ships. **International Shipbuilding Progress**, 292(25):114-43, 1978.
- [55] FUJINO, M. et alii. A fundamental study on hull to rudder interaction. **Journal of The Society of Naval Architects of Japan**, 146:115-32, 1979.
- [56] FUJII, H. & TSUDA, T. Experimental researches on rudder performance (2nd. Report). **Journal of The Society of Naval Architect of Japan**, 110:320-55, 1961.
- [57] MILNE-THOMSON, L.M. **Theoretical aerodynamics.** 4.ed., New York, DOVER, 1973. 430p.
- [58] NEWMAN, J.N. **Marine hydrodynamics.** Cambridge, The MIT Press, 1977. 425p.
- [59] INOUE, S. et alii. Hydrodynamic derivatives on ship maneuvering. **International Shipbuilding Progress**, 321(28):112-24, 1981.
- [60] KORVIN-KROUKOVSKI, F. **Theory of seakeeping.** New York, SNAME, 1961. 174p.

- [61] STOTEN, D.P. & RICHARD, R.J. Depth control of a submersible vehicle. *International Shipbuilding Progress*, 326(28):30-40, 1982.
- [62] BISHOP, R.E.D. & PRICE, W.G. *Probabilistic theory of ship dynamics*. London, Chapman & Hall, 1974. 311p.
- [63] NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES. *Ocean Wave Spectra*. Englewood Cliff, Prentice-Hall, 1963. 423p.
- [64] BENDAT, J.S. & PIERSOL, A.G. *Random data; analysis and measurement procedures*. New York, Wiley Intersciences, 1971. 465p.
- [65] NUNES, D. Random wave generation by linear digital filtering of Gaussian white noise. In: SECOND INTERNATIONAL CONGRESS OF THE IMAEM, Trieste. *Proceedings...* (1981 Meeting), Trieste, IMAEM, 1981. p201-17.
- [66] SZETO, F.F. *System identification from ship manoeuvres in currents*. Cambridge, MIT, 1977. 372p. (M.Sc. Dissertation).
- [67] ACTON, F.S. *Numerical methods that work*. New York, Harper & Row, 1970. 541p.
- [68] LANDO, R.A. & ALVES, S.R. *Amplificador operacional*. São Paulo, Livros Érica Editora, 1983. 269p.
- [69] AUSLANDER, D.M. & SAGUES, P. *Microprocessors for measurements and control*. Berkeley, Osborne/McGraw-Hill, 1982. 318p.
- [70] FERRANTI NAVAL DEPARTMENT. *Submarine control systems; The Ferranti approach*. Newport Pagnel, FERRANTI, 1981. 95p.

- [71] CYPRIANO, L.B. & CARDINALI, P.R. **Microprocessador Z80**. 2ª ed., São Paulo, Livros Érica Editora, 1984. 2v., 487p.
- [72] LEVENTHAL, L.A. & SAVILLE, W. **Z80 assembly language subroutines**. Berkeley, Osborne/McGraw-Hill, 1983. 497p.
- [73] CIARCIA, S. **Build your own Z80 computer**. New York, McGraw-Hill, 1981. 331p.
- [74] ANALOG DEVICES. **Data aquisition databook 1982**. Norwood, ANALOG DEVICES, 1982. 2v., 1027p.
- [75] MARINHA DO BRASIL. **Resultados de provas de mar para submarinos da Classe OBERON**. Rio de Janeiro, MB, 1958. 45p.