

MARCUS VINICIUS FERNANDES CARNEIRO GIRALDES

TIAGO TURIBIO BRAVIN

PROJETO PRELIMINAR DE TORPEDO DE EXERCÍCIO

**Trabalho de Formatura apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do Diploma de
Engenheiro Naval.**

SÃO PAULO

2005

sup 61812/1

MARCUS VINICIUS FERNANDES CARNEIRO GIRALDES
TIAGO TURIBIO BRAVIN

PROJETO PRELIMINAR DE TORPEDO DE EXERCÍCIO

**Trabalho de Formatura apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do Diploma de
Engenheiro Naval.**

**Orientadores: Profº Dr. Hélio M. Morishita
Profº Dr. Alexandre N. Simos**

**SÃO PAULO
2005**

TE.05
6441p

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600011123

FICHA CATALOGRÁFICA

Bravin, Tiago Turibio

**Projeto preliminar de torpedo de exercício / T.T. Bravin, M.V.
F.C. Giraldes. -- São Paulo, 2005.
274 p.**

**Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade
de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.**

**1.Veículos submersíveis não-tripulados 2.Controle (Teoria de
sistema e controle 3.Propulsão 4.Hidrodinâmica 5.Estruturas
I.Giraldes, Marcus Vinicius Fernandes Carneiro II.Universidade
de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia
Naval e Oceânica III.t.**

ÀS NOSSAS FAMÍLIAS, À MARIANA E À LUCIANA.

Resumo

O trabalho de formatura envolve os estudos de um Projeto Preliminar de um Torpedo Pesado de Exercício. Nele estuda-se um sistema que possa vir a ser desenvolvido e utilizado pela Marinha do Brasil, nos submarinos da Esquadra.

O desenvolvimento de torpedos tem sua origem ainda no século XIX, o que representou o primeiro estudo na área de Veículos Submersíveis Autônomos (VSA). O estudo de VSA, atualmente, tem permitido o avanço tecnológico em diversos campos da navegação, das atividades marinhas e da Engenharia Naval. Como observado, esse tipo de tecnologia também é aplicado para fins militares. Diversas Marinhas avançadas desenvolvem seus próprios torpedos. Desta forma, esse trabalho tem como objetivo envidar esforços relacionados à capacitação nacional no desenvolvimento de torpedos e em avanços no estudo de VSA.

Para o projeto do torpedo de exercícios, os alunos tiveram a colaboração de seus orientadores do Departamento de Engenharia Naval, do Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo (CTMSP), da Diretoria de Sistemas de Armas da Marinha (DSAM) e do Centro de Mísseis e Armas Submarinas de Marinha (CMASM) que proveram informações e orientações sobre o tema.

O trabalho envolve análises nas áreas de Estimativas Iniciais, Arranjo, Projeto Hidrodinâmico, Projeto Estrutural, Propulsão, Controle e Simulação. Foram utilizadas informações de torpedos semelhantes, equacionamentos analíticos e uma série de métodos numéricos e computacionais para a conclusão do trabalho.

Abstract

The present graduation work involves the studies of a Preliminary Project of a Heavy Exercise Torpedo. Herein is studied a system which can be developed and used by the Brazilian Navy, in its submarine fleets.

The design of torpedoes has its origin in the 19th century, which is considered the first study about Autonomous Underwater Vehicles (AUV). Currently, AUV studies allow technological advances in many fields of navigation, sea activities and Naval Engineering. As observed, this kind of technology is also a military concern while many well-structured navies around the world develop their own torpedoes. Considering all those facts, this work provides efforts related to a national qualification in developing torpedoes and other advanced AUVs.

This study had contribution from the Department of Naval Engineering of the University of São Paulo (PNV-EPUSP), the Technological Center of the Brazilian Navy in São Paulo (CTMSP), the Department of Weapon Systems of the Brazilian Navy (DSAM) and from the Center of Missiles and Underwater Weapons of the Brazilian Navy (CMASM), which supplied the authors with valuable information.

A great number of areas were explored, such as: Initial Estimation, Architecture, Hydrodynamic Project, Structural Project, Propulsion, Control and Numerical Simulation. The authors had used information of similar torpedoes, analytical approaches and some numerical and computational methods for the conclusion of this work.

Sumário

RESUMO

ABSTRACT

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. O PRODUTO	1
1.2. MOTIVAÇÃO	2
2. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	5
2.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA	5
2.2. DEFINIÇÃO DOS CLIENTES.....	7
2.3. REQUISITOS DOS CLIENTES	7
2.4. IMPORTÂNCIA RELATIVA DOS REQUISITOS DOS CLIENTES.....	9
2.5. ESPECIFICAÇÕES PARA OS REQUISITOS	10
2.6. RELAÇÃO ENTRE REQUISITOS E ESPECIFICAÇÕES.....	11
2.7. ESTABELECIMENTOS DOS OBJETIVOS	12
2.8. TEMA DO PROJETO	14
2.9. DETALHAMENTO DOS TRABALHOS.....	14
3. CARACTERÍSTICAS GERAIS DE TORPEDOS.....	17
3.1. TIPOS DE TORPEDOS MODERNOS.....	17
3.2. FUNCIONALIDADES E OBJETIVOS.....	18
3.3. SISTEMAS E FUNÇÕES	19
3.3.1. Ogiva.....	19
3.3.2. Cabeça de Exercício e Cabeça de Combate.....	20
3.3.3. Computador e Piloto Automático	20
3.3.4. Dispenser de Fio.....	21
3.3.5. Motorização	22
3.3.6. Tanque de Combustível e Baterias Elétricas.....	23

3.3.7. Sistema Propulsivo	23
3.3.8. Aletas e Atuadores.....	24
4. ESCOLHA DA INSTALAÇÃO PROPULSORA	25
4.1. VANTAGENS E DESVANTAGENS DE MOTORES ELÉTRICOS	25
4.2. VANTAGENS E DESVANTAGENS DE MOTORES TÉRMICOS.....	26
4.3. PROCESSO DE ESCOLHA.....	27
5. ESTIMATIVA INICIAL DAS DIMENSÕES PRINCIPAIS.....	29
5.1. LEVANTAMENTO DE SEMELHANTES	29
5.2. ESTIMATIVA INICIAL DAS DIMENSÕES PRINCIPAIS	31
5.2.1. Levantamento de Curvas de Regressão	31
5.2.2. Levantamento de Adimensional para a Potência.....	34
5.2.3. Iterações para Busca de Dimensões Principais.....	34
5.2.4. Teste de Flutuabilidade e Alteração das Estimativas Iniciais	36
6. ARRANJO GERAL PRELIMINAR.....	39
6.1. LEVANTAMENTO DOS SISTEMAS EMBARCADOS.....	39
6.2. DESENHO PRELIMINAR DO ARRANJO	40
6.3. PROBLEMAS IDENTIFICADOS E REVISÃO DO ARRANJO GERAL.....	43
6.4. PESOS E CENTROS.....	45
6.5. VARIAÇÃO DE PESOS E CENTROS COM O TEMPO	47
7. FORMAS DO CASCO E ARRASTO	49
7.1. FORMA PRELIMINAR DO CASCO.....	49
7.1.1. Formas da Ogiva	49
7.1.2. Formas do Corpo Paralelo Médio.....	50
7.1.3. Formas do Cone de Cauda.....	52
7.2. ESTIMATIVA INICIAL DA RESISTÊNCIA AO AVANÇO POR SEMELHANTES E FORMULAS ANALÍTICAS.....	53
7.3. ANÁLISE NUMÉRICA POR CFD	57
7.3.1. Avaliação da Geometria: Modelo Axissimétrico	58
7.3.2. Análise do Arrasto: Modelo Tridimensional	64
7.4. ANÁLISE QUALITATIVA DA ESTEIRA GERADA	69
8. DIMENSIONAMENTO ESTRUTURAL PRELIMINAR.....	73
8.1. DIMENSIONAMENTO ESTRUTURAL POR MÉTODO ANALÍTICO	73
8.1.1. Hipóteses Assumidas	73

8.1.2. Estimativa dos Carregamentos Envolvidos	75
8.1.3. Modelos Teóricos Utilizados	77
8.2. NORMA TÉCNICA BV1041-2	81
8.3. ANÁLISE NUMÉRICA POR ELEMENTOS FINITOS	85
8.3.1. Modelo Base e Condições de Contorno	86
8.3.2. Modelo Bruto em Elementos de Placa	87
8.3.3. Modelo Completo em Elementos Volumétricos	89
8.3.4. Proposição Final para o Arranjo Estrutural Preliminar.....	91
8.4. FLAMBAGEM.....	96
8.4.1. Análise de Flambagem Analítica.....	96
9. PROPULSÃO	101
9.1. SISTEMA DE PROPULSÃO A MOTOR OTTO FUEL II PROPELIDO POR PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS.....	102
9.2. ESPECIFICAÇÕES INICIAIS DO MOTOR OTTO FUEL II	104
9.3. ESTIMATIVAS INICIAIS DOS PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS	106
9.3.1. Estimativa de Esteira e “Redução” do Empuxo.....	106
9.3.2. Hidrodinâmica de Propulsores Contra-Rotativos.....	107
9.3.3. Estimativas Iniciais dos Propulsores Contra-Rotativos do TP01.....	110
9.4. PROJETO DOS PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS.....	118
9.4.1. Teoria de Linha de Sustentação (TLS) para propulsores Contra-Rotativos.....	118
9.4.2. Aplicação da TLS para Projeto dos Propulsores do TP01.....	122
9.4.3. Resultados dos Propulsores Escolhidos.....	128
9.4.4. Análise da Cavitação.....	131
9.4.5. Consumo e Alcance.....	134
9.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE A PROPULSÃO	135
10. DIMENSIONAMENTO PRELIMINAR DAS ALETAS.....	137
10.1. DESENHOS E ARRANJOS.....	138
11. MANOBRABILIDADE E COMPORTAMENTO DINÂMICO.....	141
11.1. EQUACIONAMENTO DINÂMICO	141
11.1.1. Coordenadas e Variáveis.....	141
11.1.2. Movimentos de Corpo Rígido.....	144
11.1.3. Forças Hidrodinâmicas.....	146
11.1.4. Restauração Hidrostática e Gravitacional	149
11.1.5. Equações Dinâmicas Matriciais	150

11.2. ESTIMATIVA DAS DERIVADAS HIDRODINÂMICAS	150
11.2.1. <i>Massas Adicionais</i>	151
11.2.2. Cl_σ	151
11.2.3. Cm_σ	155
11.2.4. Cl_q	158
11.2.5. Cm_q	159
11.2.6. CD_0	160
11.2.7. <i>Resultados das Derivadas Hidrodinâmicas para o Torpedo TP01</i>	162
11.3. ANÁLISES DE ESTABILIDADE	162
11.3.1. <i>Estabilidade Dinâmica a Perturbações</i>	163
11.3.2. <i>Raio de Giro</i>	165
12. ANÁLISE DO CONTROLADOR.....	169
12.1. NECESSIDADES	169
12.2. VARIÁVEIS DE CONTROLE	170
12.3. EQUACIONAMENTO DOS CONTROLADORES PID PROPOSTOS.....	171
12.4. EQUACIONAMENTO MATRICIAL	174
12.5. PID EM CASCATA PARA CONTROLE DE PROFUNDIDADE	175
12.6. GANHOS DOS CONTROLADORES.....	177
13. ESTRATÉGIAS DE CONTROLE.....	179
13.1. TIPOS DE MANOBRAS PREDEFINIDAS E BUSCAS PROGRAMADAS	179
13.1.1. <i>Corrida Reta</i>	180
13.1.2. <i>Corrida com Fio Ativo</i>	180
13.1.3. <i>Perseguição Direta</i>	181
13.1.4. <i>Sinuseio</i>	182
13.1.5. <i>Círculo Horizontal a 20 %s em Baixa Velocidade</i>	183
13.1.6. <i>Círculo Horizontal a 10 %s em Alta Velocidade</i>	184
13.1.7. <i>Espiral Horizontal Crescente em Alta Velocidade</i>	185
13.2. CONFIGURAÇÕES DE LANÇAMENTO.	186
13.3. ESTRATÉGIAS DE BUSCA, ATAQUE E REATAQUE	187
13.3.1. <i>Tomadas de Decisão</i>	188
14. SIMULADOR DINÂMICO	191
14.1. MÓDULO DE HIDRODINÂMICA.....	191
14.2. MÓDULO DE CONTROLE	192
14.3. MÓDULO DE CONDIÇÕES AMBIENTAIS.....	195

14.4. MÓDULO DE VISUALIZAÇÃO	195
15. EXEMPLOS E SIMULAÇÕES	197
15.1. CORRIDA RETA ATIVA SEM FIO	197
15.2. CORRIDA RETA PASSIVA SEM FIO	201
15.3. CORRIDA RETA PASSIVA COM FIO.....	205
15.4. CORRIDA EM SINUSEIO ATIVO EM MANOBRA EVASIVA	209
15.5. CORRIDA DE EXERCÍCIO COM ALVO SONAR INTERMITENTE.....	213
16. CONCLUSÃO.....	219
17. BIBLIOGRAFIA	223
ANEXO I – QUADRO DE QUALITY FUNCTION DEPLOYMENT (QFD).....	226
ANEXO II – TABELA DE TORPEDOS MODERNOS ANALISADOS	227
ANEXO III – IMAGENS DO ARRANJO DO TP01.....	229
ANEXO IV – DESENHOS DO ARRANJO ESTRUTURAL INICIAL	235
ANEXO V – DESENHOS DE CONCEPÇÃO DO MÓDULO DA OGIVA.....	239
ANEXO VI – DESENHO TÉCNICO FINAL DO ARRANJO ESTRUTURAL	241
ANEXO VII – DESENVOLVIMENTO DE CÁLCULOS PELA TEORIA DE LINHA DE SUSTENTAÇÃO PARA PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS.....	243
ANEXO VIII – DESENHO TÉCNICO DO PROPULSOR DE VANTE	267
ANEXO XIX – DESENHO TÉCNICO DO PROPULSOR DE RÉ.....	269
ANEXO X – EQUAÇÕES DINÂMICAS NA FORMA MATRICIAL.....	271

Lista de Figuras

FIGURA 1-1 – APRESENTAÇÃO DO TORPEDO TP01.	1
FIGURA 1-2 – TORPEDOS UTILIZADOS PELA MARINHA DOS EUA.	3
FIGURA 3-1 – RECOLHIMENTO DE UM TORPEDO LEVE MK 46 DE EXERCÍCIO APÓS CORRIDA.	18
FIGURA 3-2 – OGIVA.	19
FIGURA 3-3 – CABEÇA DE EXERCÍCIO.	20
FIGURA 3-4 – COMPUTADOR E PILOTO AUTOMÁTICO.	20
FIGURA 3-5 – <i>DISPENSER</i> DE FIO.	21
FIGURA 3-6 – MOTOR DE COMBUSTÃO EXTERNA CICLO OTTO <i>FUEL II</i>	22
FIGURA 3-7 – TANQUE DE COMBUSTÍVEL OTTO <i>FUEL II</i>	23
FIGURA 3-8 – PROPULSOR CONTRA-ROTATIVO.	23
FIGURA 3-9 – ALETAS E ATUADORES.	24
FIGURA 5-1 – CURVAS L/D X D.	32
FIGURA 5-2 – CURVA MASSA X COMPRIMENTO.	32
FIGURA 5-3 – CURVA POTÊNCIA X COEFICIENTE V^2D^2A	32
FIGURA 5-4 - CURVA VELOCIDADE.MASSA X ALCANCE.	33
FIGURA 5-5 – CORPO DO TORPEDO PARA CÁLCULO DO VOLUME.	36
FIGURA 6-1– VISTA EXPLODIDA DO TORPEDO TP01 DIVIDIDO POR SISTEMAS.	40
FIGURA 6-2 – PROPOSTA DE DIMENSIONAMENTO PARA OS COMPARTIMENTOS.	43
FIGURA 6-3 – ALTERAÇÃO DO POSICIONAMENTO DOS COMPARTIMENTOS E MÓDULOS.	44
FIGURA 7-1 – FORMA DEFINIDA PARA A OGIVA.	50
FIGURA 7-2 – FORMA DEFINIDA PARA OS MÓDULO DO CORPO PARALELO MÉDIO.	51
FIGURA 7-3 – FORMA DEFINIDA PARA CONE DE CAUDA.	52
FIGURA 7-4 – ARRANJO DE FORMAS COMPLETO PARA O TP01.	53
FIGURA 7-5 – GEOMETRIA DO CORPO.	58
FIGURA 7-6 – MALHA BIDIMENSIONAL DO TORPEDO.	59
FIGURA 7-7 – VARIAÇÃO NA OGIVA.	60
FIGURA 7-8 – PERFIL DE PRESSÃO NA OGIVA REDONDA.	62
FIGURA 7-9 – PERFIL DE PRESSÃO NA OGIVA QUASE PLANA.	62
FIGURA 7-10 – DESCOLAMENTO DA CAMADA-LIMITE A RÉ DO TORPEDO.	64
FIGURA 7-11 – MALHA TRIDIMENSIONAL DO TORPEDO.	66
FIGURA 7-12 – PERFIL DE PRESSÃO DO CORPO.	68

FIGURA 7-13 – PERFIL DE VELOCIDADES DO MODELO TRIDIMENSIONAL.	69
FIGURA 7-14 – PERFIL DE VELOCIDADE DO MODELO COM ALETAS: DETALHE DA ALETA.	70
FIGURA 7-15 – PERFIL DE VELOCIDADES DA ESTEIRA: MODELO SEM ALETAS.	71
FIGURA 7-16 – PERFIL DE VELOCIDADES DA ESTEIRA: MODELO COM ALETAS.....	71
FIGURA 8-1 – HIPÓTESES DE FORMA ADOTADAS.	74
FIGURA 8-2 – DISTRIBUIÇÃO APROXIMADA TÍPICA DE PRESSÃO HIDRODINÂMICA SOBRE UMA LINHA DE CORRENTE DO ESCOAMENTO PERMANENTE.	76
FIGURA 8-3 – TEORIA DE VASOS DE PRESSÃO PARA ESFERAS.	77
FIGURA 8-4 – CÍRCULO DE MOHR PARA UM VASO DE PRESSÃO ESFÉRICO.	78
FIGURA 8-5 – TEORIA DE VASOS DE PRESSÃO PARA CILINDROS.	79
FIGURA 8-6 – ANÁLISE DA COMPONENTE CIRCUNFERENCIAL DA TENSÃO.	79
FIGURA 8-7 – ANÁLISE DA COMPONENTE LONGITUDINAL DA TENSÃO.	80
FIGURA 8-8 – CÍRCULO DE MOHR PARA UM VASO DE PRESSÃO CILÍNDRICO.	81
FIGURA 8-9 – ARRANJO ESTIMADO ANALITICAMENTE DA ESTRUTURA ADOTADA.	84
FIGURA 8-10 – MODELO GEOMÉTRICO DE BASE E CONDIÇÕES DE CONTORNO.	86
FIGURA 8-11 – DETALHE DA ZONA DE SOLIDARIZAÇÃO DAS SUPERFÍCIES EM CONTATO.	87
FIGURA 8-12 – MALHA EM PLACA UTILIZADA PARA VALIDAÇÃO DAS HIPÓTESES ANALÍTICAS ASSUMIDAS.	88
FIGURA 8-13 – TENSÃO DE VON MISES (PA) PARA MODELO DE PLACAS SEM REFORÇADORES.	88
FIGURA 8-14 – MALHA EM ELEMENTOS VOLUMÉTRICOS UTILIZADA PARA VERIFICAÇÃO DO ARRANJO ESTRUTURAL INICIAL.	90
FIGURA 8-15 – TENSÃO DE VON MISES (PA) PARA MODELO VOLUMÉTRICO COMPLETO.	90
FIGURA 8-16 – NOVO ARRANJO ESTRUTURAL PROPOSTO.	92
FIGURA 8-17 – MALHA EM ELEMENTOS VOLUMÉTRICOS UTILIZADA PARA VERIFICAÇÃO DO NOVO ARRANJO ESTRUTURAL SEM OS ANÉIS REFORÇADORES.	93
FIGURA 8-18 – TENSÃO DE VON MISES (PA) PARA MODELO DO NOVO ARRANJO SEM OS ANÉIS REFORÇADORES.	93
FIGURA 8-19 – DEFORMAÇÃO (M) PARA MODELO DO NOVO ARRANJO SEM OS ANÉIS REFORÇADORES. AS DEFORMAÇÕES NAS IMAGENS ESTÃO AMPLIADAS 50 VEZES.	94
FIGURA 8-20 – TENSÃO DE VON MISES (PA) PARA MODELO DO NOVO ARRANJO SEM OS ANÉIS REFORÇADORES SOB CONDIÇÕES DA COTA DE OPERAÇÃO MÁXIMA.	95
FIGURA 8-21 – DEFORMAÇÃO (M) PARA MODELO DO NOVO ARRANJO SEM OS ANÉIS REFORÇADORES SOB CONDIÇÕES DA COTA DE OPERAÇÃO MÁXIMA. AS DEFORMAÇÕES NAS IMAGENS ESTÃO AMPLIADAS 50 VEZES.	95
FIGURA 9-1 – CONJUNTO BLOCO-EIXO DO MOTOR OTTO FUEL II.	103
FIGURA 9-2 – <i>LAY-OUT</i> DO MOTOR A COMBUSTÍVEL OTTO FUEL II.	104

FIGURA 9-3 – BLOCO DO MOTOR DO TP01.....	105
FIGURA 9-4 – ESCOAMENTO INCIDENTE NO PROPULSOR COM INFLUÊNCIA DE VELOCIDADES INDUZIDAS	107
FIGURA 9-5 – DIAGRAMA DE VELOCIDADES NO PROPULSOR DE VANTE.....	109
FIGURA 9-6 – DIAGRAMA DE VELOCIDADES NO PROPULSOR DE RÉ.....	109
FIGURA 9-7 – CURVA BT X Λ	111
FIGURA 9-8 – CURVAS $\frac{H}{D}XC_1; \frac{H}{D}X\frac{n^x}{n}E\frac{H}{D}X\frac{KC_{am}}{v_e}$	111
FIGURA 9-9 – PERFIL DE VELOCIDADES (M/S) NO PLANO A 4,84M PARA O MODELO SEM ALETAS E COM ALETAS.....	124
FIGURA 9-10 – CURVA DE PERFIL DE VELOCIDADES DE ACORDO COM A DISTÂNCIA RADIAL.....	125
FIGURA 9-11 – RAZÃO PASSO-DIÂMETRO DO PROPULSOR DE VANTE.....	130
FIGURA 9-12 – RAZÃO PASSO-DIÂMETRO DO PROPULSOR DE RÉ.....	131
FIGURA 9-13 – CURVA τ X σ PARA OS PROPULSORES DE VANTE E DE RÉ.....	133
FIGURA 10-1 – CONE DE CAUDA DO TORPEDO AMERICANO MK-48.....	138
FIGURA 10-2 – DESENHOS PRELIMINAR DAS ALETAS E LEMES DO TP01.....	139
FIGURA 10-3 – DEFINIÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DA ALETA FIXA E DE SEU LEME.....	139
FIGURA 10-4 – CONFIGURAÇÃO COMPLETA DO TP01 COM AS ALETAS FIXAS E OS LEMES DIRECIONAIS.....	140
FIGURA 11-1 – SISTEMAS DE COORDENADAS LOCAL E GLOBAL.....	142
FIGURA 11-2 – DEFINIÇÃO DA DECOMPOSIÇÃO DA CORRENTEZA APARENTE E DOS ÂNGULOS DE ATAQUE α E β	144
FIGURA 11-3 – CURVAS DOS COEFICIENTES $K_{B(W)}$ E $K_{W(B)}$	153
FIGURA 11-4 – ESQUEMA REPRESENTATIVO DO MODELO ADOTADO PARA LEVANTAMENTO DOS COEFICIENTES $CL_{V,H,\delta}$ E $CM_{V,H,\delta}$	154
FIGURA 11-5 – REPRESENTAÇÃO EM PERSPECTIVA DO MODELO ADOTADO PARA LEVANTAMENTO DOS COEFICIENTES $CL_{V,H,\delta}$ E $CM_{V,H,\delta}$	155
FIGURA 11-6 – INTERPOLAÇÃO POLINOMIAL DE 15° GRAU PARA RESOLUÇÃO ANALÍTICA DA INTERGRAL DE CM_a	157
FIGURA 11-7 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO XY.....	164
FIGURA 11-8 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO XZ.....	164
FIGURA 11-9 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO YZ.....	164
FIGURA 11-10 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO XY.....	166
FIGURA 11-11 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO XZ.....	166
FIGURA 11-12 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO YZ.....	166
FIGURA 12-1 – DIAGRAMA DE BLOCOS SIMPLIFICADO DO CONTROLADOR PID CLÁSSICO EM MALHA FECHADA.....	172

FIGURA 12-2 – DIAGRAMA DE BLOCOS SIMPLIFICADO DO CONTROLADOR PID EM CASCATA EM MALHA FECHADA.....	173
FIGURA 12-3 – DIAGRAMA DE BLOCOS DETALHADO DO CONTROLADOR PID EM CASCATA PARA CONTROLE DE PROFUNDIDADE.....	176
FIGURA 13-1 – MANOBRA DE CORRIDA RETA. PLANOS XY E XZ.....	180
FIGURA 13-2 – CONTROLE REMOTO ATRAVÉS DO FIO DO RUMO E PROFUNDIDADE BASE DO TORPEDO.....	181
FIGURA 13-3 – PERSEGUIÇÃO DIRETA AO ALVO COM MUDANÇA DE COTA APÓS A SUA DETECÇÃO.....	182
FIGURA 13-4 – MANOBRA DE SINUSEIO NO PLANO HORIZONTAL E O APROAMENTO NO DOMÍNIO TEMPORAL.....	183
FIGURA 13-5 – MANOBRA CIRCULAR DE 20 %S E VELOCIDADE REDUZIDA.....	184
FIGURA 13-6 – MANOBRA CIRCULAR DE 10 %S E VELOCIDADE MÁXIMA.....	184
FIGURA 13-7 – MANOBRA ESPIRAL CRESCENTE EM VELOCIDADE MÁXIMA.....	185
FIGURA 14-1 – DIAGRAMA DE BLOCOS DO MÓDULO HIDRODINÂMICO UTILIZADO NO SIMULADOR.....	192
FIGURA 14-2 – DIAGRAMA DE BLOCOS DO MÓDULO DE CONTROLE UTILIZADO NO SIMULADOR.....	193
FIGURA 14-3 – DIAGRAMA DE BLOCOS DO MÓDULO DE CONTROLE PID CLÁSSICO.....	194
FIGURA 14-4 – DIAGRAMA DE BLOCOS DO MÓDULO DE CONTROLE PID EM CASCATA.....	194
FIGURA 14-5 – MÓDULO DE VISUALIZAÇÃO TRIDIMENSIONAL.....	196
FIGURA 15-1 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO HORIZONTAL.....	198
FIGURA 15-2 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL XZ.....	198
FIGURA 15-3 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL YZ.....	198
FIGURA 15-4 – MOVIMENTOS REAIS E DESEJADOS DO TORPEDO TP01 E DO ALVO.....	199
FIGURA 15-5 – DISTÂNCIA INSTANTÂNEA ENTRE O TORPEDO E O ALVO.....	199
FIGURA 15-6 – FORÇAS DE CONTROLE ATUADAS NO SISTEMA.....	200
FIGURA 15-7 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO HORIZONTAL.....	202
FIGURA 15-8 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL XZ.....	202
FIGURA 15-9 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL YZ.....	202
FIGURA 15-10 – MOVIMENTOS REAIS E DESEJADOS DO TORPEDO TP01 E DO ALVO.....	203
FIGURA 15-11 – DISTÂNCIA INSTANTÂNEA ENTRE O TORPEDO E O ALVO.....	203
FIGURA 15-12 – FORÇAS DE CONTROLE ATUADAS NO SISTEMA.....	204
FIGURA 15-13 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO HORIZONTAL.....	206
FIGURA 15-14 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL XZ.....	206
FIGURA 15-15 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL YZ.....	206
FIGURA 15-16 – MOVIMENTOS REAIS E DESEJADOS DO TORPEDO TP01 E DO ALVO.....	207
FIGURA 15-17 – DISTÂNCIA E VELOCIDADE INSTANTÂNEA DO TORPEDO.....	207

FIGURA 15-18 – FORÇAS DE CONTROLE ATUADAS NO SISTEMA.....	208
FIGURA 15-19 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO HORIZONTAL.....	210
FIGURA 15-20 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL XZ.	210
FIGURA 15-21 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO VERTICAL YZ.	210
FIGURA 15-22 – MOVIMENTOS REAIS E DESEJADOS DO TORPEDO TP01 E DO ALVO.....	211
FIGURA 15-23 – DISTÂNCIA INSTANTÂNEA ENTRE O TORPEDO E O ALVO.....	211
FIGURA 15-24 – FORÇAS DE CONTROLE ATUADAS NO SISTEMA.	212
FIGURA 15-25 – DESLOCAMENTO DO TORPEDO VISTO PELO PLANO HORIZONTAL. ALVO EM VERDE O SISTEMA DE EMISSÃO ACÚSTICO ESTÁ DESATIVADO, SE VERMELHO ESTÁ ATIVADO.	214
FIGURA 15-26 – MOVIMENTOS REAIS E DESEJADOS DO TORPEDO TP01 E DO ALVO.....	215
FIGURA 15-27 – DISTÂNCIA E VELOCIDADE INSTANTÂNEA DO TORPEDO.	216
FIGURA 15-28 – FORÇAS DE CONTROLE ATUADAS NO SISTEMA.	217

Lista de Tabelas

TABELA 1-1 – CARACTERÍSTICAS DO TORPEDO TP01	1
TABELA 2-1 – PRIORIDADES DOS CLIENTES.	9
TABELA 2-2 – RELAÇÕES ENTRE REQUISITOS E ESPECIFICAÇÕES.....	11
TABELA 2-3 – ESPECIFICAÇÕES DE OUTROS TORPEDOS.....	12
TABELA 2-4 – REQUISITOS DO TORPEDO TP01.	14
TABELA 4-1 – COMPARAÇÃO ENTRE AS DIFERENTES OPÇÕES DE MOTORIZAÇÃO.....	27
TABELA 5-1 – DADOS DE TORPEDOS.....	30
TABELA 5-2 – RESULTADOS DAS ESTIMATIVAS ANTES DO TESTE DE FLUTUABILIDADE.....	35
TABELA 5-3 – RESULTADO FINAL DAS ESTIMATIVAS INICIAIS.....	37
TABELA 6-1 – NOVAS COORDENADAS DO CENTRO DE GRAVIDADE.....	46
TABELA 6-2 – PESOS E CENTROS FINAL	47
TABELA 7-1 – COEFICIENTE DE ARRASTO ESTIMADO PARA OS TORPEDOS.....	56
TABELA 7-2 – RESULTADOS DOS MODELOS AXISSIMÉTRICOS.....	63
TABELA 7-3 – RESULTADOS DO MODELO TRIDIMENSIONAL.....	67
TABELA 8-1 – CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS DO MATERIAL ESCOLHIDO PARA O TP01..	75
TABELA 8-2 – ESPECIFICAÇÃO DA ESTRUTURA SEGUNDA À NORMA BV1041-2.....	83
TABELA 9-1 – DIMENSÕES DOS PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS.....	116
TABELA 9-2 – DESEMPENHO DO PROPULSOR E INSTALAÇÃO PROPULSORA	117
TABELA 9-3 – VALORES DE ESTEIRA PARA PROPULSORES DE D = 43 CM.....	125
TABELA 9-4 – DADOS DE ENTRADA DO PROGRAMA TLS.....	126
TABELA 9-5 – RESULTADOS PARA VARIAÇÃO DO NÚMERO DE PÁS.....	127
TABELA 9-6 – DESEMPENHO DE PROPULSORES DE 4 PÁS DE ACORDO COM A VARIAÇÃO DO DIÂMETRO.....	127
TABELA 9-7 – RESULTADOS DA TLS PARA CADA PROPULSOR.....	128
TABELA 9-8 - RESULTADOS DE DESEMPENHO DOS PROPULSORES CONTRA-ROTATIVOS.	129
TABELA 9-9 – RAZÃO PASSO-DIÂMETRO DOS PROPULSORES.....	130
TABELA 9-10 – NÚMERO DE CAVITAÇÃO E EMPUXO ADIMENSIONAL AO LONGO DA PÁ.	133
TABELA 10-1 – CARACTERÍSTICAS DE CADA ALETA E LEME.....	140
TABELA 11-1 – VARIÁVEIS UTILIZADAS NAS EQUAÇÕES DE MOVIMENTO.....	142
TABELA 11-2 – ARRASTOS LEVANTADOS PELO CFD E TEORIA DE PLACA PLANA.....	161

TABELA 11-3 – ESTIMATIVAS DAS DERIVADAS HIDRODINÂMICAS PARA O TORPEDO TP01.	
.....	162
TABELA 16-1 – RESUMO DE RESULTADOS.....	219
TABELA I-0-1 – DADOS DE TORPEDOS EXISTENTES.....	227

1. Introdução

Neste capítulo serão apresentados o produto deste relatório e as motivações que balizaram a escolha do tema do Projeto de Formatura aqui apresentado e detalhado.

1.1. O Produto

Nos próximos capítulos, serão apresentados os estudos que envolvem o projeto preliminar de um torpedo de exercício, que será chamado de TP01. O produto apresentado é um torpedo pesado, assim chamado pelo seu porte, utilizado em exercícios. Isso esclarece o fato de não haver nenhuma análise de caráter bélico. Sua propulsão é constituída de dois propulsores contra-rotativos acionados por um motor a combustão externa do tipo *Otto Fuel II*. Sua estrutura é composta de liga de alumínio que o permite operar até sua cota máxima. Além disso, o TP01 é orientado a partir de um algoritmo de controle do tipo PID em cascata.

A tabela a seguir apresenta as principais características do sistema:

Tabela 1-1 – Características do Torpedo TP01

Comprimento (mm)	5000
Diâmetro (mm)	510
Massa (Kg)	919
Velocidade (nós)	36
Alcance (m)	20448
Potência (kW)	147,5
Cota Máxima de Operação (m)	500

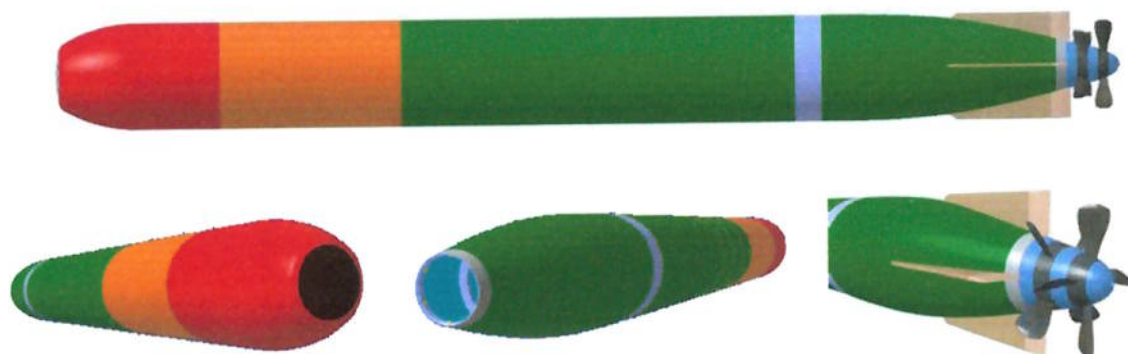


Figura 1-1 – Apresentação do Torpedo TP01.

1.2. Motivação

Atualmente, o crescente desenvolvimento e utilização de Veículos Submersíveis Autônomos (VSA) têm permitido inovações tecnológicas em diversos campos da navegação e das atividades marinhas. Entre outras aplicações podem ser citados: o emprego em inspeções de estruturas de sistemas oceânicos, o levantamento e estudo da topografia e de características do fundo do oceano e o auxílio em salvamentos submarinos.

Esse tipo de tecnologia também vem sendo empregado para fins militares, como é o caso de torpedos autoguiados, de alvos sonares e de veículos não tripulados de reconhecimento.

A idéia da aplicação de veículos submersíveis autônomos para fins militares tem registro no século XIX, quando o engenheiro escocês Robert Whitehead construiu, em 1866, um veículo submarino com propulsão a ar comprimido, transportando uma carga explosiva. Desde então, o assim chamado torpedo veio passando por avanços tecnológicos, como: o advento do giroscópio para controle de rumo em 1895, que propiciou um aumento na precisão e no alcance do mesmo; a propulsão elétrica, mais silenciosa e o surgimento da espoleta de influência magnética, ambos no período entre guerras; o método de lançamento “swim out”, em que o torpedo sai navegando do tubo de lançamento pela própria propulsão tornando a operação mais silenciosa; entre muitos outros.

No ano de 1943, em um esforço industrial, a Marinha do Brasil montou uma fábrica de torpedos em Niterói. O projeto foi descontinuado devido à rápida obsolescência do torpedo utilizado como modelo na época, o MK15 MOD-3. No entanto, esse esforço aponta a importância militar dos torpedos. Atualmente, essa importância segue sendo a mesma, visto o constante desenvolvimento das indústrias estrangeiras de fabricação de torpedos e a ausência de um sistema que possa se tornar um substituto à altura.

Desta forma, fica clara a necessidade de desenvolver uma capacitação nacional para projetar torpedos. Em geral, um país que constrói seus próprios submarinos não deve prescindir de buscar desenvolver e fabricar seus próprios torpedos. Além disso, foi

exposto que esse tipo de tecnologia também é empregado no setor industrial e de pesquisas oceanográficas. Sob esta ótica, visando à capacitação tecnológica da Marinha do Brasil e o desenvolvimento de veículos submersíveis autônomos, no âmbito da Engenharia Naval e Oceânica, será desenvolvido, neste trabalho, o projeto preliminar de um torpedo de exercício.

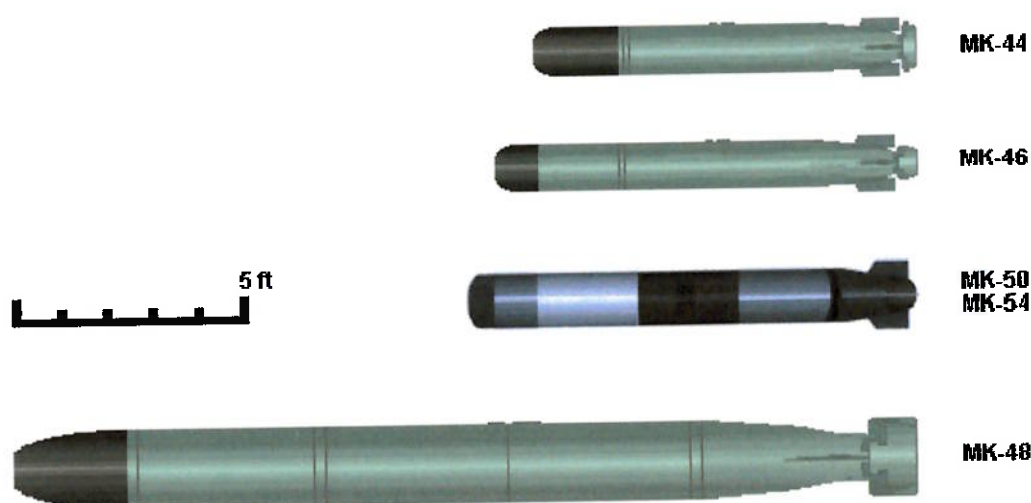


Figura 1-2 – Torpedos utilizados pela Marinha dos EUA.

2. Definição do Problema

Nesta seção estão apresentadas a descrição do problema, a definição dos clientes do projeto, com seus requisitos e prioridades, para finalmente definir as especificações e ênfases do projeto. Após a definição do tema do projeto será apresentada a metodologia que foi empregada ao longo do projeto.

2.1. Descrição do Problema

De forma a suprir as necessidades da Marinha do Brasil e dos participantes do grupo e os requisitos do Departamento de Engenharia Naval, o tema escolhido dentre os propostos foi o projeto de um torpedo de exercício.

O torpedo de exercício é utilizado pelas diversas Marinhas para avaliar seus sistemas de direção de tiro e para avaliar o próprio sistema que é o torpedo, além do treinamento da tripulação dos meios que o operam. Assim, este é lançado de alguma plataforma marítima ou aérea e realiza a corrida em direção a uma referência. Os dados de posicionamento e rumo da corrida são gravados em um sistema de aquisição de dados do próprio torpedo e são analisados após o recolhimento do mesmo. Um torpedo de exercício não opera com cargas explosivas. Porém, este deve ter um desempenho semelhante ao do torpedo de combate.

Existem duas principais questões a serem definidas: quais características o torpedo a ser projetado terá e qual será a ênfase do projeto. A fim de resolver essas questões faz-se necessário definir o problema abordado. Para isso foi adotada a metodologia de *Quality Function Deployment* (QFD). Essa metodologia visa criar especificações para o produto a ser projetado com base nos requisitos dos clientes.

Na confecção do quadro de QFD serão analisados seis tópicos: Definição dos Clientes, Requisitos dos Clientes, Importância Relativa dos Requisitos dos Clientes, Especificações para os Requisitos, Relação entre os Requisitos e Especificações e Estabelecimento de Objetivos. Ao fim destas etapas, as especificações do torpedo de

exercício a ser projetado estarão estabelecidas. Além disso, será possível observar a ênfase que o projeto tomará.

Necessita-se, então, saber as especificações do torpedo de exercício e a ênfase do projeto. Basicamente três problemas foram identificados, que estão diretamente relacionados com as questões citadas: a capacitação nacional, a substituição dos torpedos utilizados pela Marinha do Brasil e a capacitação dos alunos de graduação em Engenharia Naval.

Atualmente, a indústria nacional não possui capacitação para nacionalizar totalmente projetos de veículos submersíveis autônomos. Dadas as aplicações diversas deste tipo de veículo, um projeto inteiramente nacional proporcionaria orçamentos menores e até a possibilidade de venda de tais sistemas. Neste caso, inclui-se, também, a Marinha do Brasil que além de obter uma economia (em longo prazo) em compra de torpedos, poderia passar a vendê-los e deter uma tecnologia restrita, no mundo de hoje, a um pequeno grupo de países.

Um outro problema identificado é o esgotamento dos torpedos atualmente em operação nos meios da Marinha. Dos dois tipos de torpedos em operação, o MK24, torpedo pesado lançado dos submarinos da esquadra contra alvos de superfície e submarinos, e o MK46, torpedo leve lançado de navios e aeronaves contra alvos submarinos, o foco de discussões envolve o torpedo MK24, conhecido como *tigerfish*. Faz-se necessário sua substituição em uma futura remessa de torpedos pesados para reposição dos restantes. Vale ressaltar que a função deste tipo de torpedo é mais complexa e, assim sendo, exige uma alta tecnologia no desenvolvimento e industrialização do produto.

O último problema identificado é a capacitação técnica dos alunos. Para a graduação em Engenharia Naval, os alunos devem demonstrar conhecimentos em diversas áreas, dentre elas: hidrodinâmica, estruturas, controle, arquitetura naval e instalações propulsoras. Desta forma, o projeto deve fazer com que o aluno desenvolva seus conhecimentos nessas áreas e os capacite para a indústria de Engenharia Naval.

Identificados os problemas, os próximos passos serão identificar os clientes envolvidos nesse projeto e os seus requisitos que serão a base para as especificações do produto a ser projetado.

No Anexo I – Quadro de Quality Function Deployment (QFD), segue o quadro de QFD que será analisado a seguir.

2.2. Definição dos Clientes

Para se chegar aos objetivos do projeto (especificações do produto e ênfase do projeto), serão analisados somente os clientes primários, envolvidos diretamente com o projeto.

Como clientes primários foram identificados:

- A Marinha do Brasil (MB): incluída no problema de capacitação nacional e da substituição dos torpedos pesados;
- O Departamento de Engenharia Naval e Oceânica (PNV): envolvida com os problemas de capacitação da indústria de Engenharia Naval brasileira e com a capacitação de seus alunos;
- O Grupo de Alunos: incluídos no problema de sua própria capacitação e seus interesses de especialização em áreas da Engenharia Naval.

Nesta análise os clientes secundários (como indústria nacional e a população do país) não foram incluídos.

2.3. Requisitos dos Clientes

Nesta fase, serão levantados os requisitos dos clientes anteriormente relacionados e as restrições impostas por estes.

Para levantar os requisitos da Marinha do Brasil, foi seguida a metodologia exposta por Ullman (1997), além de informações relevantes disponíveis em Estudos Técnicos realizados pelo Instituto de Pesquisas da Marinha e em levantamentos de características de torpedos estrangeiros. A compilação inicial dos requisitos identificados da Marinha do Brasil é:

- Especificações técnicas compatíveis com torpedos existentes;

- Suprir deficiências passadas: isso inclui um sistema de busca avançado e velocidades que envolvem as dos torpedos fabricados a partir dos anos oitenta;
- Projeto de um torpedo com vida útil considerável; e
- Torpedo com possibilidade de ser polivalente (alcançar diferentes tipos de referência – tanto de superfície, como submarinos).

Como restrição observa-se apenas a possibilidade de uso pela Marinha do Brasil. Ou seja, este terá de ser lançado pelos tubos existentes (as dimensões máximas ficam restritas às do torpedo MK24).

Os requisitos do Departamento de Engenharia Naval foram levantados junto aos orientadores e a outros professores do Departamento. São esses:

- Desenvolvimento de um projeto nacional;
- Explorar tópicos de Engenharia Naval;
- Desenvolver a noção de um sistema; e
- Projeto utilizando tecnologia atualizada.

Como restrição, enfatiza-se que o projeto só desenvolverá tópicos relacionados com a Engenharia Naval.

Por fim são levantados os requisitos do próprio grupo:

- Desenvolver tópicos da Engenharia Naval; e
- Desenvolver conhecimentos para uso da Marinha e do mercado de Engenharia Naval.

Não foram estabelecidas restrições entre os alunos.

Foi levantada uma restrição adicional de um cliente secundário: a indústria nacional. Para que esse projeto seja totalmente nacional, ele deve ser desenvolvido de forma compatível com a capacidade industrial nacional.

2.4. Importância Relativa dos Requisitos dos Clientes

Esse tópico é importante para se ter em conta quais requisitos são prioridade para cada cliente. Após análise, chegou-se à tabela a seguir. Esta tabela levanta a prioridade de cada cliente. Ou seja, se o requisito recebe nota um é porque tem prioridade máxima para esse cliente.

Tabela 2-1 – Prioridades dos Clientes.

	Marinha do Brasil	Departamento PNV	Alunos
REQUISITOS	CLIENTES		
FUNCIONAIS			
Vida Útil Considerável	4	6	6
Possibilidade de Ser Polivalente	2	7	9
OPERACIONAIS			
Especificações Compatíveis com Torpedos Existentes	1	8	5
Suprir Deficiências Passadas (busca e velocidade)	3	9	7
FABRICAÇÃO/ DESENVOLVIMENTO			
Desenvolvimento de um Projeto Nacional	6	5	8
Projeto Utilizando Tecnologia Atualizada	5	4	3
ACADÊMICOS			
Desenvolver/ Explorar Tópicos de PNV	9	1	1
Desenvolver a Noção de um Sistema	8	2	4
Desenvolver Conhecimentos para MB/ Mercado	7	3	2

Observa-se que se forem somadas todas as relações, os requisitos acadêmicos serão prioritários (terão menores valores). Entretanto, deve ser ressaltado que os clientes não têm a mesma importância em relação aos diferentes requisitos. Para os requisitos relacionados com as especificações do projeto do torpedo de exercícios, certamente a Marinha é o principal cliente. No caso dos requisitos acadêmicos, o Departamento de Engenharia Naval é o principal cliente. Desta forma, observa-se que as relações não podem ser fundidas em um só *ranking*.

2.5. Especificações para os Requisitos

Em geral, para o projeto de um produto, esta fase é a de criação de especificações de engenharia para, a partir dos requisitos dos clientes, chegar-se aos objetivos do projeto. Essas especificações de engenharia são exatamente as especificações, ou características, do torpedo a ser projetado. Entretanto, serão adicionadas especificações relacionadas ao caminho (ênfase) que o projeto tomará. Desta forma observa-se:

1. Especificações de Engenharia:

- Comprimento;
- Diâmetro;
- Velocidade;
- Alcance;
- Lastro de proa (para simulação de carga);
- Cota máxima de operação;
- Vida útil.

Observe que nesta fase desconhece-se se o projeto preliminar do torpedo terá alguma análise sobre sua vida útil. Além disso, não se obteve dados exatos sobre a vida útil de outros torpedos.

2. Especificações do projeto:

- Sistema Acústico de Busca: aqui serão especificados os tipos de busca em: 1 para ativo, 2 para passivo, 3 para ativo e passivo e 4 para ativo, passivo e combinado (a aquisição de informações é feita por diversos meios ao mesmo tempo);
- Tipo de Guiagem: será especificado em 1 para guiagem a fio, 2 para autônoma somente e 3 para guiagem a fio e autônoma;
- Disciplinas de PNV: o valor será o número de disciplinas de Engenharia Naval que serão utilizadas ao longo do projeto;

- Integração das Disciplinas: o valor define o número de disciplinas que estarão integradas entre si; e
- Semelhança com produtos operando no país: essa especificação se destina a avaliar se o produto pode ser feito no país ou não. Pois, espera-se desenvolver tecnologia a partir de algum sistema em que haja familiaridade com o mesmo. O valor de 1 é para sim e 2 para não.

2.6. Relação entre Requisitos e Especificações

Uma vez analisado cada requisito, é criada uma ou mais especificações para estes. Entretanto, a especificação criada pode estar relacionada com outros requisitos. Lembre-se que o próximo passo é estabelecer valores para cada especificação que serão os objetivos do projeto. Assim, é necessário relacionar as especificações com todos os requisitos que cabem, pois é baseado nestes requisitos que os objetivos (valores das especificações) serão estabelecidos. Para tal, serão considerados os valores de: 1 para relações fracas, 2 para relações medianas e 3 para relações fortes. A tabela a seguir apresenta as relações entre requisitos e especificações:

Tabela 2-2 – Relações entre Requisitos e Especificações.

	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Disciplinas de PNV (#)	Velocidade (nós)	Alcance (m)	Lastro de Proa (kg)	Cota Máxima (m)	Vida Útil (anos)	Sistema de Busca (#)	Tipo de Guiagem (#)	Integração de Discip. (#)	Semelhança no país (#)
REQUISITOS												
FUNCIONAIS												
Vida Útil Considerável								3		1		1
Possibilidade de Ser Polivalente	2	2		3	3	2	3		3	3		
OPERACIONAIS												
Especificações Compatíveis com Torpedos Existentes	3	3		3	3	3	3	3	3	3		2
Suprir Deficiências Passadas (busca e velocidade)				3	3		2		3	3		
FABRICAÇÃO/ DESENVOLVIMENTO												
Desenvolvimento de um Projeto Nacional	2	2	3	2	2	2	2	2	2	2	1	3
Projeto Utilizando Tecnologia Atualizada	3	3		3	3	1	3	1	3	3		

ACADÊMICOS												
Desenvolver/ Explorar Tópicos de PNV	1	1	3	1	1		1		1	1	2	1
Desenvolver a Noção de um Sistema	1	1	3	1	1		1		1	1	3	1
Desenvolver Conhecimentos para MB/ Mercado			3	2	2		2		2	2	3	2

2.7. Estabelecimentos dos Objetivos

Para o estabelecimento de objetivos, foram levadas em conta as relações entre especificações e requisitos, pois cada especificação deve atender os requisitos aos quais está relacionada.

Além disso, para atender alguns requisitos, como ter especificações compatíveis com torpedos existentes ou utilizar tecnologia atualizada, foram levantadas características de outros torpedos como pode ser observado na tabela a seguir. Observa-se que são todos torpedos pesados, uma vez que somente este tipo pode ser polivalente:

Tabela 2-3 – Especificações de outros torpedos.

Especificações	NT-37F (em operação)	MK24 mod2 (em operação)	MK37 (obsoleto)	MK48 (em operação)
Comprimento (mm)	4505	6464	4089	5873,3
Diâmetro (mm)	480	533	533	531,8
Velocidade (nós)	33,2-26	36-24	24,7-15,4	>55
Alcance	20000-28000jds	15300-30600jds	7500-16000m	>40000jds
Propulsão (motor)	Otto	Elétrico	Elétrico	Otto
Propulsão (hélice)	Contra-rotativo	Contra-rotativo	Contra-Rotativo	Contra-rotativo
Sistema Acústico de busca	AT/PA/CB	AT/PA/CB	AT/PA	AT/PA/CB
Tipo de Guiagem	Fio	Fio	Fio	Fio
Carga (Kg)	148	125	150	302
Cota de Operação (m)	304	440	-	940
Carcaça	Alumínio	Alumínio	-	-

Desta forma, visando atender os requisitos dos clientes e não desobedecer às restrições chegou-se aos seguintes objetivos:

- Comprimento: atendendo a tendência atual, o comprimento estará entre 4000 e 6400 milímetros;
- Diâmetro: compreenderá entre 450 e 533 milímetros;
- Disciplinas de PNV: atendendo aos requisitos acadêmicos, o mínimo de disciplinas a serem abordadas serão cinco;

- Velocidade: está relacionada com quase todos os requisitos. Para acompanhar a tecnologia atual, foi estipulada uma velocidade não inferior a 36 nós;
- Alcance: assim como a velocidade é um atributo de grande importância. O alcance não deve ser inferior a 18000 metros;
- Lastro para proa: esta é somente uma especificação que torna o torpedo de exercício semelhante aos já existentes (torpedos de combate). Assim, o lastro não deve ser inferior a 150 quilos;
- Cota Máxima de Operação: assim como a velocidade e o alcance, a cota máxima é um atributo importante. Com base numa tecnologia atualizada, para busca de alvos em grandes profundidades, e na compatibilidade com torpedos já existentes, a cota máxima deve ser superior a 450 metros;
- Vida Útil: visando poder ter pelo menos duas fases de manutenção (com base em semelhantes), a vida útil deve ser superior a dez anos (relembra-se da falta de dados sobre vida útil desse tipo de sistema);
- Sistema Acústico de Busca: visando uma tecnologia atualizada, o sistema de busca atuará em ativo, passivo e combinado;
- Tipo de Guiagem: a tendência atual dos torpedos pesados é a guiagem a fio (juntamente com autônoma). Tal projeto atenderá a tal especificação;
- Integração de Disciplinas: o projeto deverá integrar todas as disciplinas que forem estudadas. Assim a integração é no mínimo de cinco disciplinas;
- Semelhança de Sistemas Existentes no País: como a Marinha já opera com torpedos (e existem veículos submersíveis autônomos no país), o projeto se apoiará em sistemas utilizados no país.

2.8. Tema do Projeto

Uma vez estabelecidos os objetivos, a fase de definição do problema está concluída. O projeto do torpedo de exercício deve atender às especificações estabelecidas no item anterior e envolver somente disciplinas relacionadas à Engenharia Naval. Desta forma, as questões de especificação e ênfase do projeto estão determinadas. Logo, o tema deste trabalho fica estabelecido como: Projeto Preliminar de Torpedo Pesado de Exercício. A compilação dos requisitos técnicos do torpedo, a ser chamado de TP01, está apresentada na tabela a seguir:

Tabela 2-4 – Requisitos do torpedo TP01.

Especificações	TP01
Comprimento (mm)	$4000 < L < 6400$
Diâmetro (mm)	$450 < D < 533$
Velocidade (nós)	≥ 36
Alcance (m)	≥ 18000
Sistema Acústico de busca	Ativo/Passivo/Combinado
Tipo de Guiagem	Fio e Autônomo
Lastro de Proa (kg)	≥ 150
Cota de Operação Máxima(m)	≥ 450

2.9. Detalhamento dos Trabalhos

Para o cumprimento dos objetivos propostos e mantendo-se em mente os recursos disponíveis e o escopo da disciplina, sete grandes áreas foram exploradas durante os dois semestres de trabalho:

- *Arranjo Geral e Pesos & Centros;*
- *Formas Gerais do Casco e Arrasto;*
- *Projeto Estrutural Preliminar;*
- *Projeto da Propulsão e Especificação da Instalação Propulsora;*
- *Projeto das Superfícies de Controle e Estudo da Manobrabilidade;*
- *Projeto do Controlador;*
- *Desenvolvimento de um Simulador Dinâmico para Testes.*

Uma vez que a técnica da espiral de projetos foi empregada, os trabalhos foram divididos de modo que foram realizadas duas voltas completas na espiral. A primeira volta da espiral de projetos, realizada durante o primeiro semestre de trabalhos, explorou cada uma das grandes áreas de estudo de forma preliminar e superficial, a fim de se recolher o maior número de informações disponíveis sobre o problema e de se estabelecer um modelo global preliminar de todos os sistemas e arranjos propostos pelo tema. Durante o segundo semestre foi realizada a segunda volta na espiral de projetos, percorrendo-se uma vez mais todas as grandes áreas de trabalho com o objetivo de revisar, aprofundar, aperfeiçoar e modificar, se necessário, cada um dos modelos, arranjos e sistemas estabelecidos durante a fase inicial do projeto.

3. Características Gerais de Torpedos

Durante este capítulo será realizada uma discussão sobre tipos, funcionalidades e objetivos dos torpedos modernos e de seus sistemas. Este capítulo tem como objetivo permitir uma melhor compreensão dos tópicos trabalhados e apresentados neste relatório.

3.1. Tipos de Torpedos Modernos

Os torpedos atualmente em uso nas Marinhas mundiais podem ser classificados em dois tipos:

- **Torpedos Leves** – São dispositivos autônomos de tamanho reduzido, pesando na ordem de 300 kg, geralmente lançados a partir de navios ou aeronaves contra alvos submarinos. Por razões de dimensão, possui um alcance reduzido, da ordem de 10.000 metros. Seu poder explosivo também é inferior ao dos torpedos pesados, sendo inúteis contra alvos de grandes proporções.
- **Torpedos Pesados** – São dispositivos também autônomos cujo deslocamento passa de 700 kg. Geralmente são lançados de veículos submersos contra alvos tanto submarinos como de superfície. Seu alcance é superior ao dos torpedos leves, podendo superar os 36.000 metros, refletindo a maior capacidade volumétrica para tanques de combustível ou para células de armazenagem elétrica.
- **Torpedos de Exercício** – Uma característica comum aos dois tipos de torpedos previamente apresentados é a existência de uma versão modificada para exercícios, cuja função é garantir o adestramento e treinamento na utilização de tais dispositivos (Figura 3-1). Esta versão deve ter o desempenho equivalente ao da versão de combate, sem, no entanto, oferecer perigo às unidades envolvidas no treinamento. Como definido anteriormente, foi projetado durante este trabalho um torpedo de exercícios do tipo pesado.



Figura 3-1 – Recolhimento de um torpedo leve Mk 46 de exercício após corrida.

No decorrer deste capítulo, outras características e peculiaridades destes tipos de torpedo serão detalhadas.

3.2. Funcionalidades e Objetivos

O objetivo principal dos torpedos modernos, tanto pesados quanto leves, é a habilidade de identificar e alcançar alvos marinhos de forma completamente autônoma ou com auxílios da unidade lançadora.

Em realidade, este objetivo é comum à maioria dos Veículos Submersíveis Autônomos (VSA) de utilização militar ou civil, em missões de inspeção, reconhecimento ou aquisição de dados para pesquisas.

Os torpedos militares contam ainda com funções de procura autônoma de novos alvos, também conhecidas como busca programada, caso o alvo inicialmente programado seja perdido ou inalcançável pelos sensores e pelo fio. Outra função exclusiva dos torpedos militares de combate é a neutralização total ou parcial do alvo.

No caso específico dos torpedos de exercício, outros objetivos e funções são apresentados. Uma vez que o objetivo principal passa a ser o treinamento da tripulação lançadora e a aferição do mesmo, este torpedo deve recolher o maior número de informações disponível sobre o desempenho mecânico e de manobras próprios. Estas informações servirão para análises e avaliações dos rendimentos da tripulação e do próprio torpedo.

3.3. Sistemas e Funções

Durante este tópico serão apresentados os principais sistemas embarcados dos torpedos modernos, presentes em torpedos de combate e de exercícios.

3.3.1. Ogiva



Figura 3-2 – Ogiva.

A ogiva se encontra na seção extrema avante do corpo do torpedo e contém o transdutor e seus circuitos lógicos de análise de sinais e aquisição de alvos.

O sonar pode ser operado em modo passivo ou ativo. No modo passivo não há emissões de sinais o que favorece a discrição do torpedo, em detrimento do alcance máximo de detecção do alvo e da precisão da localização.

Já no modo ativo, com emissões regulares de sinais, há uma melhor detecção e localização precisa do alvo, porém a posição e atitude do torpedo ficam denunciadas.

A ogiva deve ter a forma mais hidrodinâmica possível, de modo a minimizar a resistência ao avanço provocada pelo arrasto de pressão. Porém, a boa funcionalidade do transdutor depende da disponibilidade de uma área frontal plana para posicionamento de seus elementos transmissores e receptores. Logo, há um compromisso entre a forma carenada para minimização do arrasto, e a forma plana para instalação do transdutor.

3.3.2. Cabeça de Exercício e Cabeça de Combate

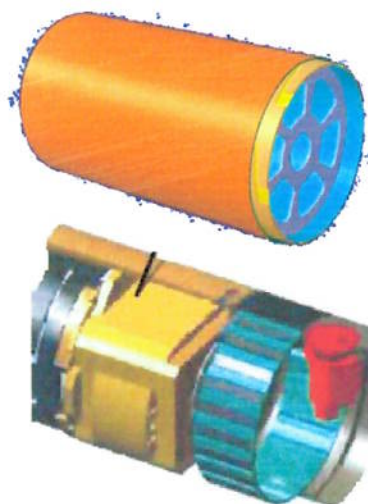


Figura 3-3 – Cabeça de exercício.

- **Cabeça de Combate** – Localizada geralmente na parte de vante do corpo, a cabeça de combate é responsável pelo armazenamento da carga explosiva e de todos os componentes de detecção magnética ou de impacto contra o alvo, além do controle de ignição da carga.
- **Cabeça de Exercício** – Substitui a cabeça de combate nos torpedos de exercício. Contém sensores e componentes eletrônicos para aquisição e armazenagem de dados. Os dados recolhidos vão desde informações sobre trajetória, profundidade e velocidade a dados sobre o desempenho do motor e sobre as decisões de busca tomadas pelo computador.

Geralmente as cabeças de exercício carregam massas de lastro a fim de contrabalançar a ausência da carga explosiva. Os lastros podem ser alijados ao fim da corrida para acrescentar flutuabilidade e garantir a subida à superfície para recolhimento.

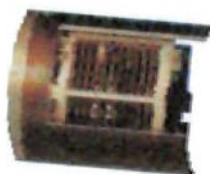
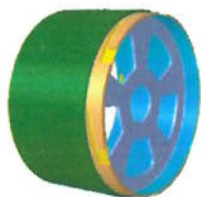
3.3.3. Computador e Piloto Automático



Figura 3-4 – Computador e Piloto Automático.

- **Computador** – Localizado normalmente após a cabeça de combate ou de exercício e é responsável por todas as decisões autônomas do torpedo, como a classificação dos alvos adquiridos pelo transdutor, as decisões sobre qual programa de busca seguir, o controle do transdutor e o fornecimento da trajetória a ser seguida ao piloto automático.
- **Piloto Automático** – É uma extensão do computador e é responsável exclusivamente pelo controle da trajetória do torpedo através do controle ativo dos atuadores e do motor. Possui também giroscópios de precisão para marcação do rumo-base.

3.3.4. Dispenser de Fio



O *Wire Dispenser*, apenas presente em torpedos pesados, é um compartimento de armazenagem e ejeção do fio que liga o torpedo ao veículo lançador. Este fio transmite informações sobre o alvo e o desempenho do torpedo, permitindo a triangulação dos dados obtidos por ambos em modo passivo durante a corrida.

O fio tem em geral a mesma densidade da água, e é ejetado tanto pelo torpedo, quanto pelo submarino, caso este se movimente. A quantidade de fio armazenada no torpedo está relacionada ao seu alcance máximo.

Figura 3-5 – *Dispenser de fio.*

Caso haja o rompimento prematuro do fio ou o alvo seja perdido após o desligamento com o submarino, o computador se encarregará das decisões cabíveis para o procedimento seguro de realocização e perseguição do alvo.

O modo de busca que utiliza a comunicação direta entre torpedo e submarino lançador por meio do fio recebe o nome de busca combinada, com o torpedo operando primeiramente de forma passiva junto ao submarino e de forma ativa uma vez desconectado e já bem próximo ao alvo. Deste modo, podemos concluir explicitando as cinco principais formas de busca e alcance do alvo:

1. **Modo de Busca Ativa** – Uma vez instruído pelo veículo lançador e lançado, o torpedo rumará ao alvo utilizando seu sonar de maneira ativa.
2. **Modo de Busca Passiva** – Uma vez instruído pelo veículo lançador e lançado, o torpedo rumará ao alvo utilizando seu sonar de maneira passiva, passando para o modo ativo quando detectar o alvo.
3. **Guiagem por Fio** – O veículo lançador controla toda a movimentação do torpedo através do fio, efetuando seu controle completo até a interceptação do alvo, rompimento do fio ou até o momento em que o transdutor do torpedo detectar o alvo.

4. **Modo de Busca Combinada** – Como explicado acima, utiliza informações coletadas pelo submarino, transmitidas pelo fio, e pelo transdutor para localizar e interceptar o alvo, e pelo torpedo.
5. **Modo de Busca Programada** – Uma vez perdida completamente a comunicação com o veículo lançador e a posição do alvo, o torpedo decidirá autonomamente qual padrão de busca pré-programada seguir.

3.3.5. Motorização

Existem atualmente dois tipos básicos de motorização, tanto pra torpedos leves quanto para torpedos pesados. O tipo de motorização é determinante para outros sistemas do torpedo, como o tipo do tanque ou quantidade de baterias e em suas dimensões principais. A escolha da motorização a ser usada no torpedo em desenvolvimento pelo grupo será apresentada no capítulo 0.

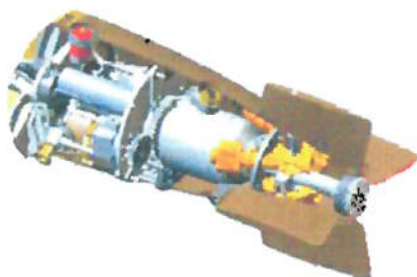
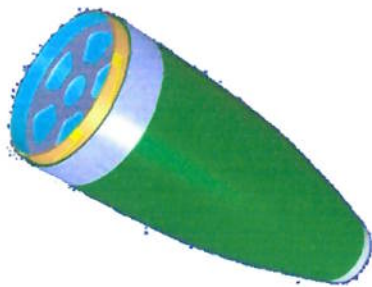


Figura 3-6 – Motor de combustão externa ciclo Otto Fuel II.

- **Elétrico** – A motorização elétrica é a mais difundida e de tecnologia amplamente dominada. Trata-se de um motor elétrico de corrente contínua convencional, modificado para trabalhar em contra-rotação, através da adoção de mancais em torno de sua armadura. O motor é alimentado por baterias de alta capacidade. A maior limitação deste tipo de tecnologia está nas baterias, discutidas na seção seguinte.
- **Combustão Externa** – Motores contra-rotativos de combustão externa vêm ganhando espaço frente aos motores elétricos. Porém exigem tecnologia superior e demandam certo cuidado no manuseio do combustível que pode ser tanto Otto Fuel II quanto o HTP, cuja base é de peróxido de hidrogênio. O motor de combustão externa é em geral envolto por um sistema de arrefecimento.

3.3.6. Tanque de Combustível e Baterias Elétricas

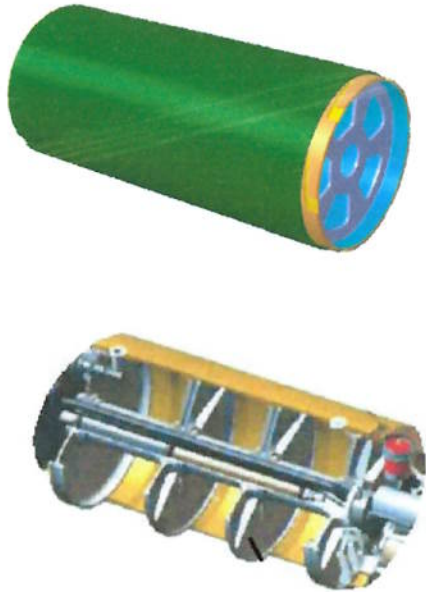


Figura 3-7 – Tanque de combustível Otto Fuel II.

- **Baterias Elétricas** – São usadas com motores elétricos, as baterias têm a função de garantir voltagem e corrente para o motor e também para todos os componentes eletrônicos do torpedo. Estão atualmente sendo responsáveis pela estagnação de desempenho das plantas propulsoras elétricas, devido à relação entre peso da bateria, alcance e velocidade máxima ser muito desfavorável. Outra desvantagem é a necessidade de uma alta frequência de manutenção.
- **Tanque de Combustível** – Tem o encargo de armazenar o combustível necessário ao motor de combustão externa de maneira segura.

Devido ao perigo representado por combustíveis cujo comburente está presente em sua formulação, a espessura do chapeamento do tanque é em geral maior que a do restante do torpedo. Em alguns casos uma liga de alumínio e titânio é empregada.

No interior do tanque existem ampolas de CO₂ comprimido para a pressurização inicial do tanque, durante a partida da máquina principal. Essa partida é garantida pelo sistema de ignição que utiliza corrente gerada por uma bateria de água salgada.

3.3.7. Sistema Propulsivo

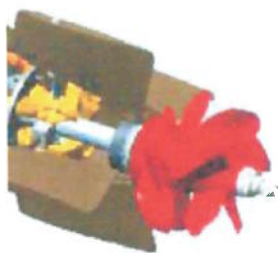


Figura 3-8 – Propulsor contra-rotativo

O uso de propulsores contra-rotativos é generalizado para projeto e construção de torpedos. A vantagem principal do uso deste tipo de propulsor, em conjunto a um motor também contra-rotativo, é a diminuição de efeitos de torque motor e hidrodinâmico atuante no sistema. Logo, há uma diminuição na solicitação das aletas e atuadores e, portanto na resistência ao avanço total do corpo.

Além disso, os propulsores contra-rotativos têm maior eficiência se comparados a propulsores convencionais, já que eles reaproveitam a esteira induzida ao fluido pelo primeiro propulsor e possuem maior área de pás, quando somados. Os propulsores podem ainda vir acompanhados por dutos desaceleradores ou aceleradores, cujos objetivos são, respectivamente, reduzir o ruído produzido ou melhorar a eficiência global do sistema propulsivo.

3.3.8. Aletas e Atuadores



Figura 3-9 – Aletas e atuadores.

As aletas fixas, geralmente presentes em torpedos pesados, são responsáveis pela anulação do momento hidrodinâmico de Munk, além de estabilizarem o fluxo incidente nos propulsores.

Os atuadores são superfícies móveis que garantem a manobrabilidade do torpedo, através da movimentação ativa de seus ângulos de ataque.

4. Escolha da Instalação Propulsora

Como exposto na seção 3.3.5, existem atualmente dois tipos principais de instalações propulsoras em uso nos torpedos modernos. Instalações elétricas e à combustão externa. Durante este capítulo, uma breve avaliação dos dois tipos de instalação será feita, culminando na escolha da motorização que o projeto do TP01 utilizará.

4.1. Vantagens e Desvantagens de Motores Elétricos

Motores elétricos contra-rotativos foram amplamente utilizados em desenvolvimentos de torpedos a partir da segunda guerra mundial, tornando-se onipresentes durante as décadas de 40 e 50.

Quando comparados às plantas propulsoras empregadas até então (ar comprimido, vapor superaquecido, etc.), ofereciam inúmeras vantagens, dentre elas podemos citar:

- Tecnicamente simples;
- Baixo ruído;
- Ausência de gases de exaustão que denunciem a presença do torpedo;
- Segurança no manuseio das baterias;

Atualmente, as instalações elétricas estão frente a um impasse tecnológico, tendo sua potência e alcance limitados pelo tamanho e peso das baterias disponíveis a bordo. Estima-se que a potência máxima disponível para a tecnologia atual seja de 170 hp (126,8 kW), considerando-se as condições de utilização normais em torpedos (IPqM).

Assim, não existem grandes perspectivas de se viabilizar em curto prazo uma nova gama de baterias que ofereçam grandes capacidades energéticas em reduzidos espaços e pesos.

Outro grande problema deste tipo de instalação é a necessidade constante de manutenção das baterias. Uma vez ativadas, requerem inspeções anuais e suportam

poucos ciclos de carga e descarga em torpedos de exercício, acarretando trocas completas de todo o sistema de baterias com pouco tempo de uso, a um alto custo.

4.2. Vantagens e Desvantagens de Motores Térmicos

Motores à combustão externa vêm sendo cada vez mais empregados em projetos de torpedos contemporâneos. De desenvolvimento mais complexo, porém sem algumas das limitações encontradas em outros tipos de instalações propulsoras, os motores térmicos apresentam uma solução viável para dispositivos de alto desempenho e potência.

Dentre as principais vantagens deste sistema, podemos destacar:

- Alta disponibilidade energética no combustível, exigindo menor peso de tanque;
- Potência máxima estimadas para a tecnologia em 420 hp (313,2 kW) segundo estudos do Instituto de Pesquisas da Marinha (IPqM);
- Dispensa a utilização de comburentes. Já estão presentes na formulação do combustível;
- Baixa taxa de manutenção, em torno de 10 anos;
- Baixo custo de utilização para torpedos de exercício;

Dois tipos de combustível são comumente utilizados com motores de combustão externa. O combustível a base de peróxido de hidrogênio, também conhecido como HTP, é utilizado pelas marinhas Russas e Suecas no desenvolvimento de seus torpedos. Este combustível, porém, já foi causa de acidentes, já que se torna explosivo se em contato com certas substâncias. Tais incidentes vêm provocando a diminuição do emprego de HTP como combustível de máquinas térmicas.

O segundo combustível amplamente utilizado com motores de combustão externa é o Otto *Fuel* II, combustível a base de Dinitrato de Glicol de Propileno. Este combustível não oferece o mesmo risco de explosão do HTP e também é muito pouco volátil. Seu maior problema é a toxicidade, exigindo cuidados extras em seu manuseio por parte da tripulação.

Outro problema deste tipo de instalação propulsora é o alto custo de desenvolvimento, já que a indústria nacional não apresenta produção deste tipo de motor, apesar da ampla possibilidade de capacitação nacional.

4.3. Processo de Escolha

Para a escolha da instalação propulsora do projeto TP01 a Tabela 4-1 foi levantada, a partir de dados confidenciais, possibilitando assim comparação entre as diferentes opções apresentadas anteriormente.

Tabela 4-1 – Comparação entre as diferentes opções de motorização.

	Instalação Elétrica		Instalação Térmica	
	Baterias Ag-Zn	Baterias Al-AgO	Otto Fuel II	HTP
Conteúdo Energético	Baixo	Médio-Alto	Alto	Alto
Volatilidade	Baixa	Baixa	Baixa	Baixa
Risco de Explosão	Baixa	Baixa	Baixa	Alto
Ciclo de Vida em Manutenção	Baixo	Médio	Alto	Alto
Riscos à Saúde	Baixo	Baixo	Médio	Baixo
Custo de Projeto	Baixo	Médio-Baixo	Médio-Alto	Médio-Alto
Custo de Manutenção	Alto	Muito Alto	Baixo	Baixo-Médio
Reserva Tecnológica	Baixo	Baixo-Médio	Alto	Alto

Logo, percebe-se que devido à baixa reserva tecnológica e ao alto custo de manutenção, a opção de instalação elétrica fica quase que instantaneamente descartada. Assim, opta-se por uma planta propulsora térmica, como é a tendência no desenvolvimento de novos torpedos modernos. Já a escolha do combustível a ser utilizado é amparada por uma análise de segurança. O combustível HTP apresenta um alto risco de explosão, tanto que tendo seu uso evitado em várias Marinhas do mundo. Por outro lado, o combustível Otto Fuel II, apesar de ser tóxico, se manuseado cuidadosamente não oferece grandes risco à saúde.

A partir destas conclusões, a escolha do tipo da motorização para o projeto TP01 é pela Instalação Térmica à combustível Otto Fuel II.

As etapas seguintes do trabalho foram estudadas levando-se em conta esta alternativa de motorização e combustível.

5. Estimativa Inicial das Dimensões Principais

A primeira fase do projeto do torpedo de exercício TP01 é a de estimativa inicial de suas dimensões principais. Essa análise orientou todo o projeto que seguiu. Ressalta-se que as dimensões principais do torpedo estão relacionadas com todas as suas características de desempenho como velocidade, alcance e manobrabilidade, além do arranjo interno para equipamentos e da capacidade de embarcá-los. Assim, um cuidadoso estudo durante esta fase pode evitar grandes alterações posteriormente.

5.1. Levantamento de Semelhantes

O primeiro passo para uma estimativa consistente é o levantamento de sistemas semelhantes. Essa estimativa inicial deve atender os requisitos apresentados na

Tabela 2-4. O torpedo TP01 deve ainda ter características compatíveis com os torpedos existentes na atualidade e deve levar em conta uma tecnologia atualizada e viável nacionalmente.

Os torpedos que foram levantados como semelhantes são:

- **Torpedos Pesados Elétricos:** MK24 *Tigerfish* mod2 (Inglaterra), F17 mod2B (França), A184 mod3 (Itália), *Seahake* (Alemanha), MK37 (Estados Unidos);
- **Torpedos Pesados a combustível Otto *Fuel II*:** MK48 (Estados Unidos), NT37-F (Estados Unidos);
- **Torpedos Pesados a combustível HTP:** Torpedo 2000 (Suécia) e
- **Torpedo Leve a combustível Otto *Fuel II*:** MK46 (Estados Unidos).

Como esse tipo de sistema é exclusivamente militar, a quantidade de informações à que se tem acesso é restrita e muitos dos dados nunca são publicados.

A Tabela 5-1 apresenta alguns dos dados levantados. A tabela completa é apresentada no Anexo II – Tabela de Torpedos Modernos Analisados:

Tabela 5-1 – Dados de Torpedos

Torpedos	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	L/D	Velocidade (nós)	Alcance (m)	Propulsão (motor)	Potência (KW)	$V^2 \cdot D^2 \cdot A$	Massa (Kg)
NT-37F	4505	480	9.39	33.2	18288	Otto	70.8	1.229E+12	826
MK 24 mod2	6464	533	12.13	36	13990.3	Elétrico	82	1.363E+12	1600
Torpedo 2000	5990	533	11.24	50	-	HTP	-	-	1314
MK 48	5873.3	531.8	11.04	55	36576	Otto	335.5	8.281E+12	1557.8
F17 mod2B	6344	533.4	11.89	40	14996.2	Elétrico	112	1.807E+12	1462
A184 mod3	6000	534	11.24	39	14996.2	Elétrico	110	1.721E+12	1350
SEAHAKE	6150	534	11.52	35	12984.5	Elétrico	80	1.200E+12	-
MK 37	4089	533	7.67	24.7	7500	Elétrico	-	3.440E+11	-
MK 46 mod5 (exercício)	2790	320	8.72	43	5750.7	Otto	62.6	2.882E+11	220
MK 46 mod5	2590	320	8.09	43.5	8693.2	Otto	62.6	4.458E+11	234.5

O torpedo MK37 está atualmente em desuso, tendo sido utilizado pela Marinha do Brasil durante vários anos. Ele também foi utilizado como base pela marinha dos Estados Unidos para ser convertido em um torpedo a combustível *Otto Fuel II*, o que originou o torpedo NT37. Por esses motivos ele consta do levantamento de semelhantes.

Além dos dados geométricos e de peso dos torpedos, estão reunidos aqui os dados de desempenho que serão utilizados para a estimativa das dimensões do TP01. Através destes dados, foi possível a criação de coeficientes e adimensionais que representam o balanço energético dos sistemas.

Com os dados de dimensões, foram criadas curvas de regressão que mostram as tendências dos torpedos. As dimensões também estão relacionadas com o desempenho hidrodinâmico de cada sistema. Assim não foi feita distinção entre os torpedos utilizados para a regressão quanto ao tipo de instalação propulsora, apesar da influência existente no arranjo interno dos componentes.

5.2. Estimativa Inicial das Dimensões Principais

De posse das informações principais de torpedos da atualidade e dos sistemas a serem embarcados em um torpedo a *Otto Fuel II*, é possível realizar a estimativa inicial das dimensões principais.

Foi adotada uma metodologia iterativa que envolve as seguintes fases:

- Levantamento de curvas de regressões para as dimensões principais;
- Levantamento de uma regressão e um adimensional para a potência;
- Iterações para se chegar a uma potência estimada e às dimensões;
- Teste de Flutuabilidade do sistema;
- Alterações nas estimativas (seguido de novos testes de flutuabilidade).

A seguir será descrita cada fase desse processo.

5.2.1. Levantamento de Curvas de Regressão

A fim de se identificar tendências, foi levantada uma série de curvas com os dados dos sistemas semelhantes. Das curvas utilizadas, as duas primeiras foram: Curva Razão Comprimento-Diâmetro (L/D) X Comprimento (L); e Curva Massa (M) X Comprimento (L). Para a terceira curva utilizou-se a seguinte relação:

$$\dot{m}_{combustivel} \propto Energia \propto Trabalho \propto Força \times Distância$$

$$\dot{m}_{combustivel} \propto \alpha \cdot V^2 \cdot D^2 \cdot A$$

Onde: α : é uma constante de proporcionalidade;

V: é a velocidade do torpedo;

D: é o diâmetro; e

A: é o alcance.

Em seguida, levantou-se uma curva relacionando Potência Nominal do Torpedo com coeficiente $V^2 D^2 A$. As três curvas podem ser observadas a seguir:

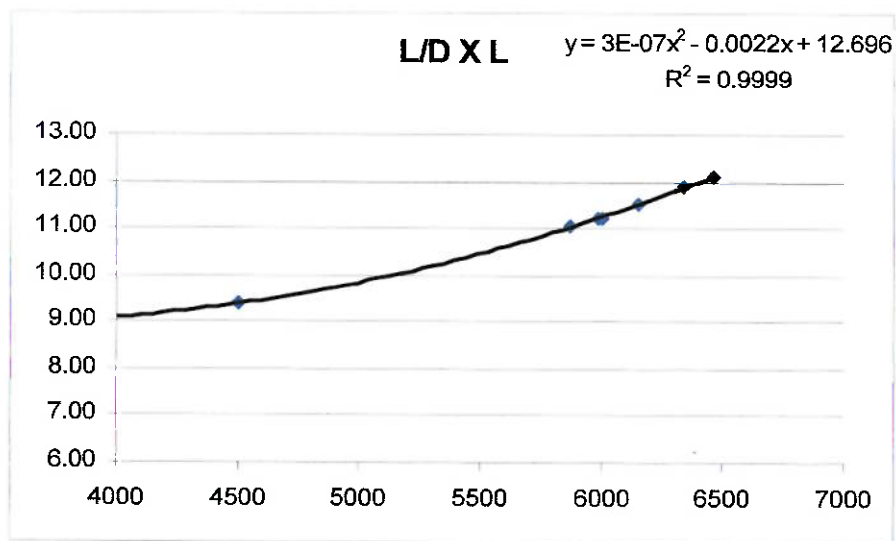


Figura 5-1 – Curvas L/D X D.

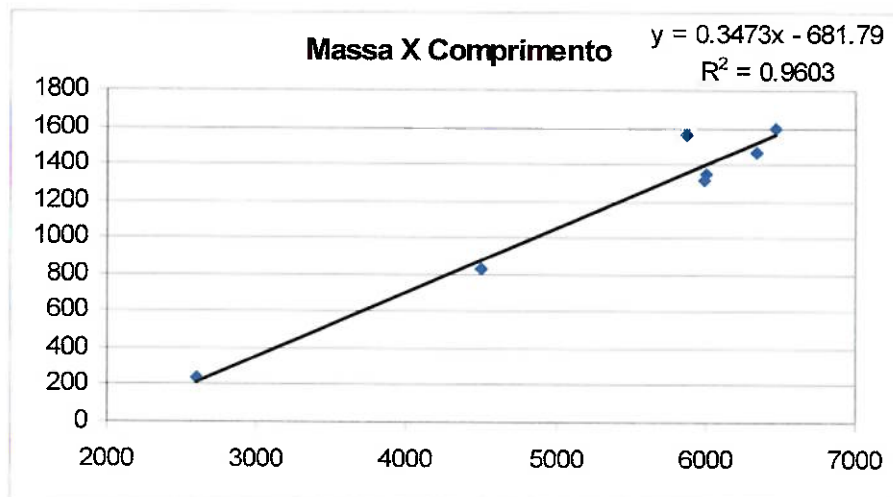


Figura 5-2 – Curva Massa X Comprimento.

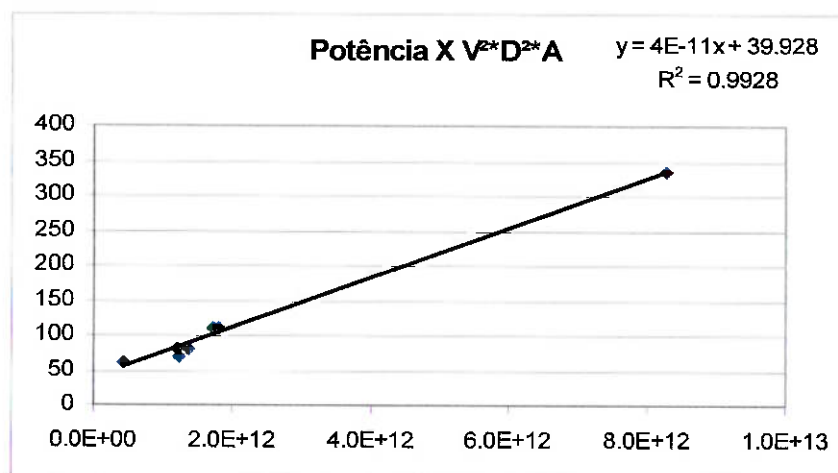


Figura 5-3 – Curva Potência X Coeficiente $V^2 D^2 A$.

Na primeira curva, os dados dos torpedos MK46 não foram utilizados, pois este é um torpedo leve e suas dimensões são muito diferentes às dos torpedos pesado. Como o torpedo MK37 é um torpedo antigo e em desuso, seus dados também não foram utilizados.

Na segunda curva, o torpedo MK37 não foi aproveitado por falta de dados. O mesmo ocorre na terceira curva.

Desta forma, foi possível obter uma equação de regressão pelo Método dos Mínimos Quadrados, utilizando o programa MS Excel. Os coeficientes de correlação obtidos são bem próximos a 1, demonstrando uma boa aderência das equações levantadas.

Uma outra relação foi encontrada somente para conferir os resultados encontrados. A massa do combustível Otto *Fuel* II tem relação com a massa total do torpedo. Já a massa do combustível relacionado à velocidade do torpedo tem relação com o alcance. Assim, foi levantada a curva Velocidade x Massa X Alcance dos torpedos a Otto *Fuel* II. Mesmo com apenas três pontos essa curva foi utilizada para verificar os resultados obtidos.

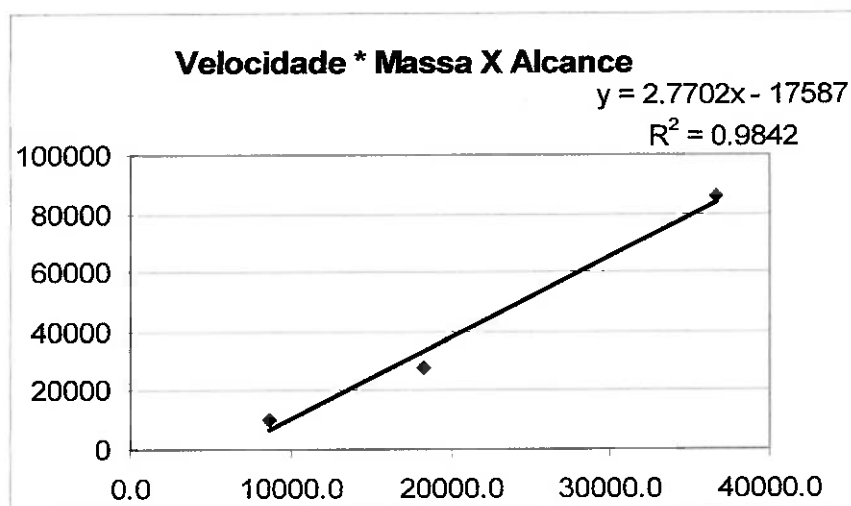


Figura 5-4 - Curva Velocidade.Massa X Alcance.

5.2.2. Levantamento de Adimensional para a Potência

Através de uma análise dimensional, chega-se ao seguinte coeficiente energético:

$$Potência = Força \times Velocidade \propto [M] \frac{[L]}{[T]^2} \frac{[L]}{[T]} \propto \frac{[M][L]^2}{[T]^3} \quad (5-1)$$

Assim:

$$Potência = \frac{[M][L]^2}{[T]^3} \propto \frac{[M] \left[\frac{[L]}{[T]} \right]^3}{[L]} \propto \frac{(Massa) \cdot (Velocidade)^3}{(Alcance)} \quad (5-2)$$

Desta forma, foi calculado o adimensional para os torpedos a Otto Fuel II:

$$Cp \propto \frac{(Potência)}{\frac{(Massa) \cdot (Velocidade)^3}{(Alcance)}} \quad (5-3)$$

Os valores de 314,62 para o torpedo NT37-F e de 347,76 para o MK48 são apresentados no Anexo II – Tabela de Torpedos Modernos Analisados. Para o torpedo TP01 foi, então, utilizada a média entre os valores dos dois torpedos pesados:

$$Cp = 331.2 \quad (5-4)$$

5.2.3. Iterações para Busca de Dimensões Principais

Após o levantamento de regressões e do coeficiente adimensional C_p , as seguintes equações foram utilizadas para realizar as iterações.

$$Cp = \frac{(Potência)}{\frac{(Massa) \cdot (Velocidade)^3}{(Alcance)}} = 331.2 \quad (5-5)$$

$$Comprimento = \frac{Massa + 681.79}{0.3473} \quad (5-6)$$

$$\frac{L}{D} = 3 \cdot 10^{-7} \cdot L^2 - 0.0022 \cdot L + 12.696 \quad (5-7)$$

$$Potência = 4 \cdot 10^{-11} \cdot (V^2 \cdot D^2 \cdot A) + 39.928 \quad (5-8)$$

Desta forma a próxima etapa é iniciar um processo iterativo até se encontrar as dimensões do torpedo. Os passos do processo iterativo são:

- Estima-se inicialmente um valor qualquer de Potência Nominal, em watt, para o torpedo;
- Com o valor de C_p , da velocidade (pelos requisitos, 36 nós) e do alcance (pelos requisitos, 18000m), chega-se a um valor para a massa, em quilogramas, através da equação (5-5);
- O valor de comprimento (L), em milímetros, é encontrado através da equação (5-6), a partir da massa;
- Com o valor do comprimento, em milímetros, encontra-se um valor para a razão $\frac{L}{D}$ através da equação (5-7) e, assim, chega-se a um valor para o Diâmetro (D), também em milímetros;
- De posse dos valores de velocidade, diâmetro e alcance, encontra-se um valor para a Potência, em quilo-watt, através da equação (5-8);
- Atualiza-se o valor inicial da Potência e reinicia-se o processo até se chegar a um valor de potência que não varie de uma iteração para outra, de acordo com um erro de ordem de grandeza pré-determinada.

Ao fim do processo, chegou-se aos seguintes valores:

Tabela 5-2 – Resultados das estimativas antes do teste de flutuabilidade.

Velocidade (m/s)	18.52
Alcance (m)	18000
Massa (Kg)	889.9
Comprimento (mm)	4525.5
L/D	8.88
Diâmetro (mm)	509.4
Potência (W)	104160.0

5.2.4. Teste de Flutuabilidade e Alteração das Estimativas Iniciais

As dimensões principais do torpedo estão, então, estimadas. Para assegurar a viabilidade funcional do torpedo realiza-se o teste de flutuabilidade. Para tanto foi confeccionado um desenho preliminar do torpedo TP01. Este desenho teve como base as formas dos torpedos a combustão externa MK48 e MK46. Da mesma forma, esse desenho também foi utilizado e iterativamente modificado para as fases de definição do arranjo, de definição das formas do corpo e de resistência ao avanço, apresentadas nos capítulos 6 e 7.

A seguir pode-se observar um desenho preliminar do torpedo com as dimensões constantes na Tabela 5-2, confeccionado através do programa Dassault CATIA V5:



Figura 5-5 – Corpo do torpedo para cálculo do volume.

Após a realização do desenho, foi calculado o volume do corpo pelo mesmo programa. O volume resultou em $0,793 \text{ m}^3$ que está associado a uma massa de água salgada deslocada de 813 quilogramas. Sendo assim, as estimativas não passaram no Teste de Flutuabilidade, pois a massa do volume deslocado é menor que a massa do torpedo, acarretando uma flutuabilidade negativa.

A solução adotada foi o aumento do comprimento do torpedo. Desta maneira, a razão $\frac{L}{D}$ aumentaria, se aproximando da razão dos torpedos existentes. Além disso, esta foi a forma encontrada para não afastar demasiadamente as dimensões do torpedo das curvas e adimensional utilizados. O comprimento foi, então, aumentado gradativamente e o volume do torpedo foi sendo calculado, até que o volume deslocado fosse equivalente à massa determinada para o TP01.

Ao se chegar, então, ao comprimento de 5000 milímetros a massa do volume deslocado em água salgada passou a ser de 912 kg. Isso corresponde a um volume de

0,886 metros cúbicos. Para esse modelo o centro de carena está localizado a 1,89 metros da proa do torpedo. Observa-se que nesse ponto ainda não foram levados em contas as aletas e os propulsores, para cálculo de centro de carena.

Logo, os valores fixados foram: velocidade (18,52m/s), alcance (18000m), comprimento (5000mm), diâmetro (510mm) e potência (104,2KW). Invertendo-se a equação (5-6) chegou-se a uma massa de 891,2 kg. Com esses valores o coeficiente C_p foi recalculado e chegou-se a um valor de 318. Esse valor difere do anterior em 3,9%, o que para estimativas iniciais não demonstra ser significativo. Além disso, o coeficiente se aproxima do valor do NT37 que figura ser um torpedo mais semelhante ao TP01.

Entrando com os valores de comprimento e diâmetro na curva de regressão $L/D \times L$, nota-se uma diferença de 6% dos valores obtidos pela curva. Isso também não foi considerado significativo, pois novo valor de L/D (igual a 9,8) se aproxima do valor dos torpedos pesados atuais. Foram, também, verificados os resultados com a curva de regressão da Figura 6-1, que relaciona o produto Velocidade e Massa com o Alcance. A diferença foi de apenas 0,6%.

Desta forma, o torpedo passou no Teste de Flutuabilidade e não se alterou muito das tendências observadas nas regressões. Assim o resultado final das estimativas iniciais ficou:

Tabela 5-3 – Resultado final das estimativas iniciais.

Velocidade (m/s)	18.52
Alcance (m)	18000
Massa (Kg)	891.2
Comprimento (mm)	5000
L/D	9.8
Diâmetro (mm)	510
Potência (kW)	104,2

Vale ressaltar que o valor da massa pode chegar a 912 kg, o que gerará flutuabilidade neutra no sistema. Isso será definido na próxima fase. Além disso, a potência será analisada com maior profundidade adiante. Esse valor é apenas uma estimativa para iniciar o projeto. Por isso, mesmo com o aumento do comprimento, o seu valor não foi alterado.

6. Arranjo Geral Preliminar

A fase de Arranjo Preliminar do Torpedo TP01 concatena as questões levantadas sobre seus sistemas. Cada sistema foi apresentado e explicado na seção 3.3. Após isso os sistemas necessários às funções deste torpedo serão ordenados no item 6.1. Nesta fase, cada sistema será um pouco mais detalhado, para se estimar seus pesos ¹ e centros de gravidade. Além disso, será avaliada a capacidade de tanque de combustível que está diretamente relacionada com o alcance do torpedo.

Serão também esclarecidos problemas encontrados ao longo do projeto. Tais problemas incorreram em novas análises do arranjo. O Arranjo Preliminar final será apresentado ao fim do capítulo junto com a tabela final de Pesos e Centros.

6.1. Levantamento dos Sistemas Embarcados

Como observado no item 3.3, o torpedo deve reunir uma série de sistemas para executar suas funções. Além disso, no capítulo 0 decidiu-se por se projetar um torpedo propelido a combustível Otto *Fuel* II. Ainda, a estimativa inicial das dimensões foi feita de forma a permitir a capacidade de atender o arranjo interno dos sistemas embarcados.

A Figura 6-1 mostra a divisão do torpedo TP01, destinada a embarcar cada um dos seus sistemas. Da proa para a popa, os sistemas são os seguintes:

- Ogiva;
- Cabeça de Exercício;
- Computador;
- Piloto Automático;
- *Dispenser*;
- Tanque de Combustível; e
- Instalação Propulsora e Motor dos Atuadores.

Na Figura 6-1, cada sistema está separado para melhor observação:

¹ Todos os pesos do projeto serão medidos como massas em unidades do Sistema Internacional

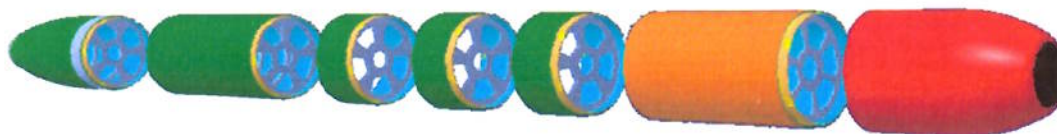


Figura 6-1– Vista explodida do torpedo TP01 dividido por sistemas.

6.2. Desenho Preliminar do Arranjo

O desenho preliminar do arranjo do TP01 foi baseado no desenho dos torpedos MK48 e MK46. Estes torpedos, além de possuírem o mesmo tipo de instalação propulsora, possuem sistemas eletrônicos modernos. Outro fator importante foi o acesso aos seus dados restritos, junto à Marinha do Brasil. A Marinha já opera o torpedo MK46 há alguns anos. Considerou-se, também, que o torpedo MK48 figura como opção de reposição para os torpedos pesados MK24.

A divisão dos espaços destinados aos sistemas foi baseada em medidas dos torpedos 48 e 46. Foram levantados os sistemas do TP01 de forma mais detalhada, apresentada a seguir:

- Ogiva:
 - Transdutor e estrutura para suportá-lo;
- Cabeça de Exercício:
 - Equipamentos para aquisição e gravação de dados; e
 - Lastro para compensar a carga da cabeça de combate;
- Computador:
 - Componentes eletrônicos para tomada de decisão e definição da trajetória de interceptação;
- Piloto Automático:
 - Componentes eletrônicos para controle da trajetória e velocidade;
 - Conjunto de giroscópios para orientação da trajetória; e
 - Sensor de profundidade para dado de entrada para o controle;

- *Dispenser* de Fio:
 - Fio de comunicação com a plataforma de lançamento; e
 - Carretel e Motor de Ejeção do fio;
- Tanque de Combustível:
 - Combustível;
 - Infra-estrutura adicional do tanque;
 - Ampola de ar-comprimido; e
 - Bateria de água salgada para partida do motor;
- Instalação Propulsora:
 - Câmara de combustão;
 - Bombas e válvulas para funcionamento do ciclo de combustão;
 - Cilindros, pistões e sistema de resfriamento;
 - Eixo e senoidal; e
 - Alternador-retificador para gerar energia elétrica para os demais sistemas do torpedo;
- Motor dos Atuadores e Propulsores:
 - Motores de atuação;
 - Superfícies de controle;
 - Aletas; e
 - Propulsores de vante e de ré.

Cada um desses itens perfaz uma seção do torpedo. As dimensões das seções podem ser observadas na figura Figura 6-2, que consiste do desenho inicial do arranjo do TP01.

O comprimento das seções do transdutor, da cabeça de exercício, do computador, do piloto automático e do *dispenser* foi dimensionado com base em desenhos do MK48 e MK46. Essas dimensões foram estimadas com base na proporção de cada seção em relação ao comprimento total de cada torpedo. Procurou-se não reduzir demasiadamente as seções do transdutor, do computador e do piloto automático, uma vez que nesse projeto, estes sistemas serão apenas especificados e desconhece-se o quanto podem ser reduzidos dos sistemas do MK46 e 48 sem perda de capacidade e confiabilidade.

Já a análise do comprimento do tanque de combustível recebeu outra abordagem. Com base na proporção dos semelhantes, chegou-se a um valor de comprimento equivalente a 22% do comprimento do torpedo (1,1 metros). Esse valor foi verificado, em relação à capacidade de combustível. O volume interno do tanque é de aproximadamente $0,203 \text{ m}^3$. Foi necessário calcular o equivalente em massa de Otto Fuel II para se comparar com os dados dos outros torpedos. Como a densidade do combustível não é divulgada, ela foi calculada ponderando-se o valor das densidades dos componentes químicos existentes em sua formulação e suas proporções, considerando-se que não haja reação química entre eles. Assim, chegou-se a um valor estimado de 1125 kg/m^3 . Ou seja, a densidade do combustível é maior que a da água, confirmando algumas informações disponíveis.

Desta forma, se a permeabilidade do tanque fosse de 100%, o torpedo transportaria aproximadamente 228 kg de combustível. Assumindo uma permeabilidade de 85% (equivalente a 193,8 kg), ainda sim a quantidade de combustível embarcada no TP01 é bem superior à metade da quantidade embarcada no MK48. Levando-se em conta que a velocidade do MK48 (55 nós) é aproximadamente 53% superior à do TP01 e o seu alcance (36576 metros) é pouco mais que o dobro do requisitado para o TP01, conclui-se que esta dimensão de tanque para o TP01 é viável, mesmo levando em conta que o motor do MK48 possa ter uma eficiência superior à do TP01.

O comprimento da seção da instalação propulsora e motor dos atuadores também levou em conta a proporção dos semelhantes. Uma comparação entre as potências dos motores levou a conclusão que as dimensões para a seção do TP01 viabilizam o projeto da instalação propulsora.

Conclui-se, então, que as dimensões propostas para tanques e instalações propulsoras foram realizadas de maneira conservadora.

A Figura 6-2 apresenta o primeiro desenho do arranjo do torpedo TP01. Esse desenho é distinto do arranjo preliminar que está em anexo (Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural) que leva em consideração as alterações, a serem observadas adiante.

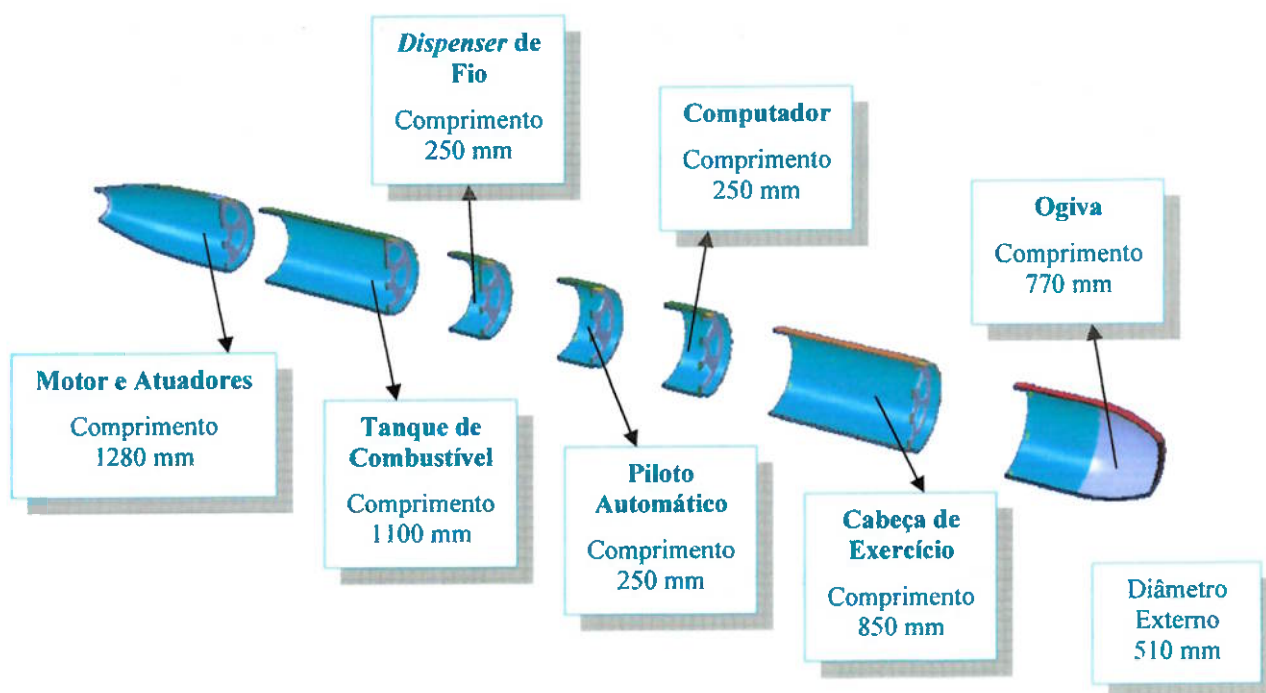


Figura 6-2 – Proposta de dimensionamento para os compartimentos.

6.3. Problemas Identificados e Revisão do Arranjo Geral

O simulador dinâmico, que foi projetado e está apresentado no capítulo 14 tem como uma de suas funções medir o desempenho do torpedo. Com a sua conclusão, alguns problemas cuja origem encontrava-se no arranjo geral foram identificados. O mais grave deles disse respeito ao braço longitudinal criado pela distância entre o centro de carena e o centro de gravidade do TP01. O centro de carena encontrava-se muito a vante do centro de gravidade da unidade.

A dimensão exagerada do braço original (~ 39 cm) dificultou enormemente o projeto do controlador de profundidade. O desempenho satisfatório do sistema de controle só foi obtido com a redução artificial do braço de momentos para um valor em torno de 20 cm.

Logo, uma redução real do braço de momento se mostrou indispensável para um desempenho satisfatório de todo o módulo de controle da embarcação. A ferramenta disponível mais adequada para isso é a alteração do arranjo visando o deslocamento do centro de gravidade. A alteração da posição do centro de carena é inviável, uma vez que

este já se encontra determinado pela geometria do corpo, fixada por características hidrodinâmicas.

Analisando o arranjo proposto inicialmente, concluiu-se que a forma menos impactante de se alterar o centro de gravidade horizontal da unidade seria transladar o módulo do *dispenser* para vante do corpo. Pequenas mudanças em módulos isolados também seriam possíveis, mas sem grande influência no valor final.

Feitas as alterações propostas acima, concluiu-se que as alterações provocadas no posicionamento do centro de gravidade não tinham sido suficientes para alcançar o braço máximo de 20 cm.

A Figura 6-2 mostra como fica o arranjo geral dos módulos após as alterações propostas.

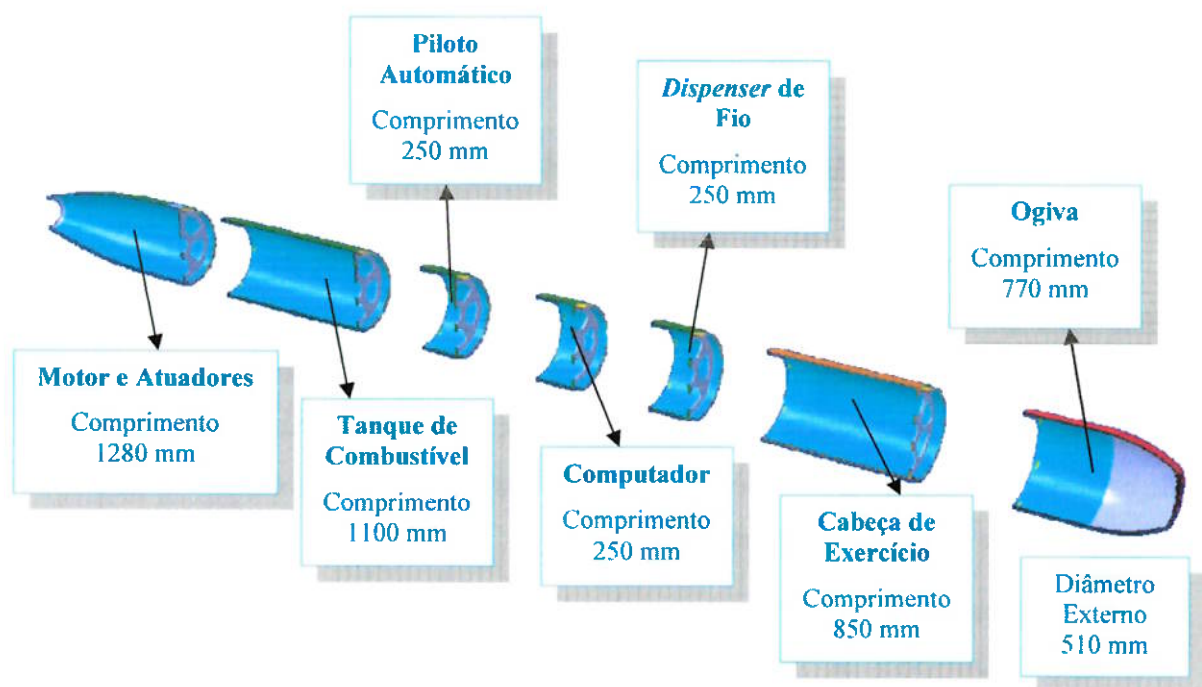


Figura 6-3 – Alteração do posicionamento dos compartimentos e módulos.

A solução encontrada para atender o braço máximo exigido foi utilizar a reserva de flutuabilidade ainda disponível para a adição de lastro concentrado na ogiva do torpedo.

O Anexo V – Desenhos de Concepção do Módulo da Ogiva mostra um detalhamento da distribuição dos lastros adotados em forma de suporte ao redor do

transdutor. Ao todo, foram empregados 25 kg de lastro na região da ogiva. Neste anexo estão apresentados os desenhos do módulo da ogiva, detalhando o posicionamento do transdutor, suportes e lastros.

O Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural apresenta o desenho definitivo do Arranjo Preliminar.

6.4. Pesos e Centros

O cálculo de Pesos e Centros do torpedo foi feito com base nos torpedos MK46 e MK48. Devido ao sigilo e conseqüente escassez de dados, decidiu-se realizar anteriormente um cálculo estimado dos Pesos e Centros dos torpedos MK 46 e 48, dos quais se detinham alguns dados. Uma vez realizadas tais estimativas, o cálculo dos Pesos e Centros do TP01 foi realizado mediante semelhanças e interpolações.

Entretanto, em alguns casos pôde-se calcular diretamente dados de massas do TP01, sem estimativas sujeitas a grandes erros. Foi o caso das massas do lastro da cabeça de exercício, do fio, do lastro de proa, do combustível e da estrutura.

O lastro da cabeça de exercício pelos requisitos deveria ter pelo menos 150 kg de massa, utilizado em substituição à carga explosiva. Parte deste lastro pode ser solta ao fim da corrida de exercício, dando fluatibilidade positiva ao torpedo para que seja recolhido. Ao fim de uma série de avaliações da massa total do torpedo e do estudo de centro de gravidade, em relação ao centro de carena, chegou-se ao valor de 170 kg.

A massa do fio foi calculada a partir de seu comprimento e diâmetro, baseado em semelhantes. Admitiu-se fluatibilidade neutra para o fio, isto é, densidade igual à da água salgada. Para um alcance de 18 quilômetros foi estimado um comprimento de fio para o *dispenser* interno de 15 quilômetros. Após várias análises de Pesos e Centros chegou-se a um diâmetro de 3 mm, para que o fio tivesse um peso reduzido, resultando em aproximadamente 108,7 kg.

Como dito anteriormente, inúmeras tentativas de reposicionamento e estudo dos pesos e centros dos módulos da unidade foram realizadas sem, contudo atingir a meta de 20 cm de braço longitudinal formado entre o centro de carena (CB) e o centro de

gravidade (CG). Assim, a solução adotada foi a utilização de lastro de 25 kg concentrado na região da ogiva do corpo.

O combustível é restringido pela massa total que o torpedo pode ter. Após um cálculo da flutuabilidade, com aletas, lemes e propulsores, chegou-se a uma massa de volume deslocado de 918,7 kg (equivalente a um volume de 0,8964 m³), superior aos 912,0 kg inicialmente estimado. Devido à grande quantidade de componentes e equipamentos, a massa do torpedo atingiu o limite estipulado. Assim, a massa do combustível estipulada foi de 190 kg, alcançando uma permeabilidade coerente de 83,2%.

Por fim, a massa estrutural foi calculada com auxílio do programa CATIA V5. Após todas as fases de estudo de Pesos e Centros e de Análise Estrutural, que será apresentada no capítulo 8, chegou-se a uma espessura de chapeamento de 6 mm, exceto para o módulo do tanque. Adotou-se o alumínio como material. A massa estrutural alcançada foi de 157 kg.

Os pesos desses cinco componentes somados chegam a um valor em torno de 70% do peso total. Com isso, observa-se que houve coerência em grande parte do cálculo de Pesos e Centros do torpedo.

O arranjo de Pesos e Centros final resultou nas coordenadas locais do centro de gravidade em relação a proa da unidade, apresentadas na Tabela 6-1.

Tabela 6-1 – Novas Coordenadas do Centro de gravidade.

x	2,11 m
y	0 m
z	-0,03 m

A nova posição do centro de gravidade diminuiu o braço CG-CB em 20 cm, resultado em um novo braço real de 19 cm, satisfazendo a necessidade percebida. Observa-se que o centro de carena com a inclusão de aletas e propulsores passou para 1,92 metros.

A tabela a seguir apresenta os valores finais de Pesos e Centros do torpedo TP01:

Tabela 6-2 – Pesos e Centros Final

TP 01		Xcg (m)	Zcg (m)	Massa (kg)
Ogiva	Transdutor	0.193	0.000	50.00
Cabeça de Exercício	Lastro	0.983	0.000	170.00
	Aquisição/ Gravação de Dados	1.408	0.150	6.00
Dispenser do Fio	Fio	1.683	0.000	108.68
	Carretel e Motor de Ejeção	1.683	-0.100	15.00
Computador	Componentes Eletrônicos	1.995	0.000	20.00
Piloto Automático	Componentes Eletrônicos	2.245	0.000	20.00
	Giroscópios	2.287	0.080	5.00
	Sensores de Profundidade	2.287	0.191	2.00
Tanque de Combustível	Combustível	2.810	-0.100	190.00
	Ampolas de ar comprimido	2.920	0.120	3.00
	Bateria de Água Salgada	2.920	-0.140	4.00
Motorização	Câmara de Combustão	3.670	0.100	13.00
	Bombas e Válvulas	4.070	-0.060	15.00
	Cilindros, Pistões e Sist. Resfr.	3.790	0.000	45.00
	Eixos e Senoidal	4.110	0.000	30.00
	Alternador-Retificador	4.070	-0.100	5.00
Atuadores	Motores de Atuação	4.510	0.000	9.00
	Superfícies de Controle	4.630	0.000	6.00
	Aletas	4.430	0.000	9.00
Propulsores	Hélice de Vante	4.833	0.000	5.50
	Hélice de Ré	4.917	0.000	5.50
Massa dos Componentes (kg)				736.7
CG dos Componentes (m)				2.22
Massa Estrutural (kg)				157.0
CG da Estrutura (m)				1.94
Lastro fixo (kg)				25.0
CG do Lastro Fixo (m)				0.10
CG do Torpedo TP01 (m)				2.11
Massa Total do Torpedo (kg)				918,7

A flutuabilidade do torpedo está, então, estimada como neutra. Relembra-se que o que está apresentado aqui é o resultado final da análise de Pesos e Centros. Ao longo do projeto ocorreram algumas alterações e atualizações até se chegar a estes resultados.

6.5. Variação de Pesos e Centros com o Tempo

Os pesos e centros dos torpedos se alteram ao longo do tempo devido ao consumo de combustível e à liberação de fio. No capítulo 9 é observado que o alcance estimado do TP01 é de 20448 metros. Já no caso do *dispenser* existem 15000 metros de fio. O tempo total para que todo o combustível seja consumido a 18,52 m/s e para que todo o fio seja ejetado do torpedo são, respectivamente:

$$t_{MAX \text{ combustivel}} = \frac{20448,2}{18,52} = 1104,11 \text{ segundos} \quad (6-2)$$

$$t_{MAX \text{ fio}} = \frac{15000}{18,52} = 809,94 \text{ segundos} \quad (6-3)$$

Esses valores de tempo são utilizados para a alteração gradual: da massa total do torpedo, dos momentos de inércia e do centro de gravidade, como pode ser observado a seguir:

$$M = 918,7 - 0,1720843 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,13442074 \cdot t_{\text{fio}} \quad (6-4)$$

$$I_{XX} = 11,193 - 0,0012716 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,0001061 \cdot t_{\text{fio}} \quad (6-5)$$

$$I_{YY} = 1448,506 - 0,082838 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,0450601 \cdot t_{\text{fio}} \quad (6-6)$$

$$I_{ZZ} = 1446,4 - 0,0815676 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,0449551 \cdot t_{\text{fio}} \quad (6-7)$$

$$X_{cg} = \frac{1940,416 - 0,4835569 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,2257697 \cdot t_{\text{fio}}}{918,68 - 0,1720843 \cdot t_{\text{combustivel}} - 0,13442074 \cdot t_{\text{fio}}} \quad (6-8)$$

Relembra-se que quando o tempo é superior a 810 segundos, os termos que contem t_{fio} param de influenciar a equação. Observa-se que os valores iniciais são os valores utilizados nos cálculos de Pesos e Centros inicialmente.

7. Formas do Casco e Arrasto

Este capítulo expõe as considerações e estudos para o levantamento preliminar das formas do casco e para o cálculo do arrasto do TP01.

7.1. Forma Preliminar do Casco

Nesta seção serão apresentadas as formas desenvolvidas para o casco. Estas formas foram definidas baseando-se em cascos de torpedos semelhantes, que têm embarcado os mesmos tipos de equipamentos. Para manter certa coerência com a análise de resistência ao avanço explicada no item seguinte, tentou-se manter as principais características de forma destes corpos. Essas formas serão avaliadas de forma mais precisa no item 7.3.1, que apresenta uma análise numérica por Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD).

Logo se identificam três zonas principais na forma tradicional de um torpedo moderno, a região da ogiva onde se encontra o transdutor, a região do corpo paralelo médio compreendendo mais de 60% do comprimento total do casco e a região do cone de cauda, que agrupa as seções do motor e dos sistemas dos atuadores.

7.1.1. Formas da Ogiva

Como dito na seção 3.3.1, as formas da ogiva devem respeitar um compromisso entre o nível de carenamento, que reduz a resistência ao avanço devido à pressão, e a manutenção de regiões planas ortogonais ao fluxo do fluido, que garante o bom funcionamento e a boa potência do transdutor.

Assim, nota-se nos sistemas semelhantes analisados a presença de uma ogiva quase totalmente plana na região de vante, proporcional ao tamanho dos elementos do transdutor. Já na região intermediária é sempre adotada uma forma um pouco mais carenada.

Tendo sempre em vista que os sistemas eletrônicos embarcados serão apenas especificados durante este trabalho, tentou-se manter um espaço interno e uma forma da ogiva condizente com o que já existe atualmente nos torpedos analisados. Logo, mantiveram-se as principais características de forma da ogiva, a partir dos semelhantes mais modernos.

A Figura 7-1 mostra a forma proposta para a ogiva do torpedo TP01. A silhueta escolhida é composta por setores circulares nas regiões de vante. Assim, mesmo guardando uma região mais plana de tamanho razoável para a introdução dos elementos do transdutor, sua forma esférica ainda contribui para a carenagem da ogiva.

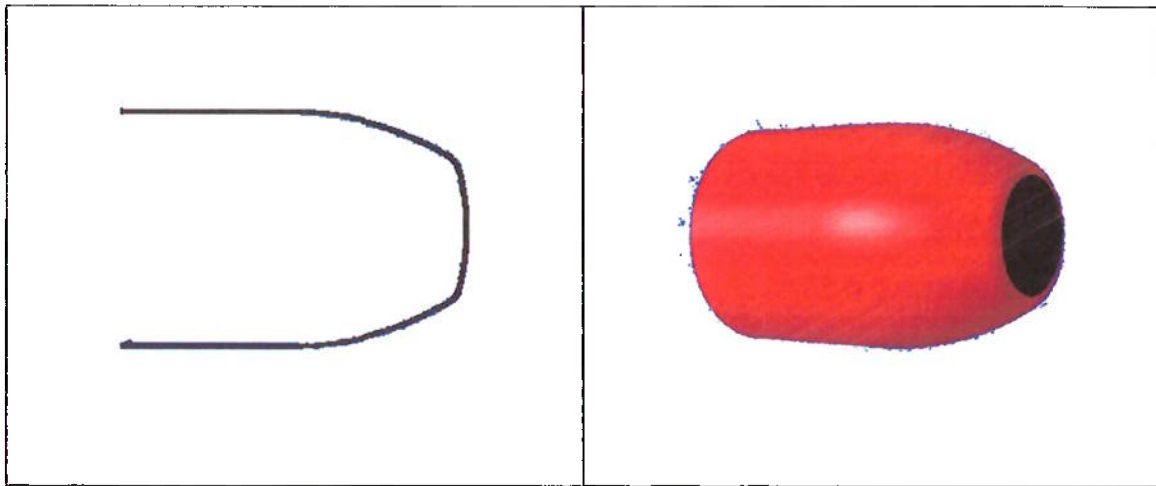


Figura 7-1 – Forma definida para a ogiva.

As dimensões e formas detalhadas da ogiva encontram-se nos desenhos técnicos apresentados em anexo.

Mais adiante, a forma da ogiva será novamente analisada lançando mão de métodos numéricos.

7.1.2. Formas do Corpo Paralelo Médio

O corpo paralelo médio de um torpedo tradicional tem sua forma determinada por um cilindro de diâmetro especificado, e toma de 60 a 75% do comprimento total do torpedo.

Sua maior característica em análises de resistência ao avanço é a grande contribuição ao arrasto friccional provocada por sua grande superfície molhada. Logo, tenta-se reduzir ao máximo o comprimento total e diâmetro do torpedo.

Para as formas do TP01, mantiveram-se os comprimentos levantados na seção 5.2 e o contorno tradicional para torpedos, totalizando-se assim um comprimento de 2700 mm em um cilindro de 510 mm de diâmetro.

Durante a fase de confecção dos desenhos e arranjos do TP01, optou-se por já se incorporar a modularização dos compartimentos e sistemas principais do torpedo. Assim, foram criados cinco módulos independentes, além da ogiva e do cone de cauda. Cada um destes módulos pode ser desconectado dos demais utilizado um sistema ainda preliminar de rosqueamento e travamento. Foram feitas ainda anteparas pesadas no começo de cada módulo, já prevendo a existência de reforçadores estruturais e para facilitar a organização interna de seus sistemas embarcados. Essas anteparas foram recalculadas e modificadas como explicado no capítulo 8.

A Figura 7-2 mostra o perfil e um desenho tridimensional de um dos módulos que constituem o corpo paralelo médio. Nota-se claramente as regiões responsáveis pela conexão e desconexão a outros módulos e a antepara estrutural com orifícios de alívio de peso.

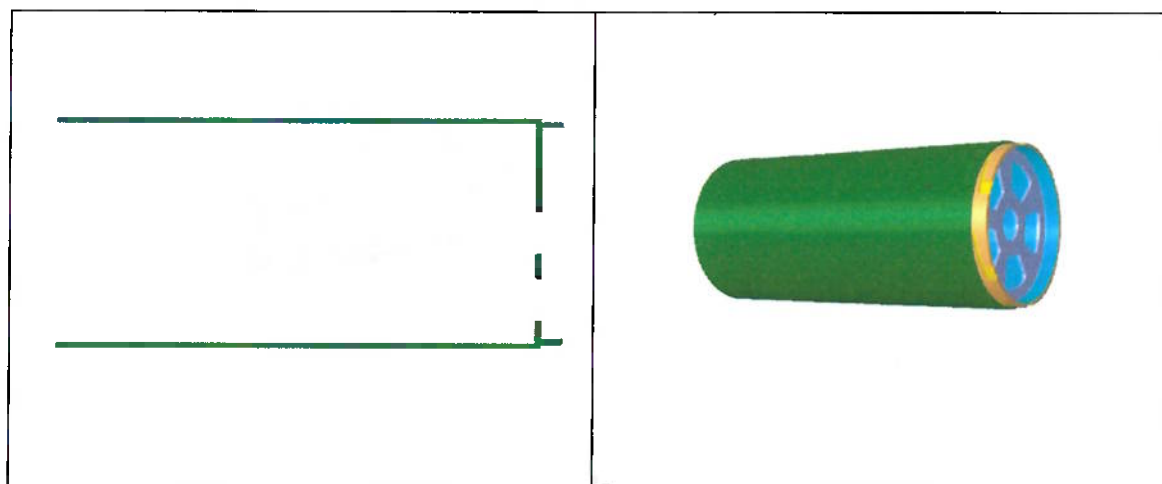


Figura 7-2 – Forma definida para os módulo do corpo paralelo médio.

As dimensões e formas detalhadas de cada um dos módulos do corpo paralelo médio do TP01 encontram-se nos desenhos técnicos apresentados em anexo.

7.1.3. Formas do Cone de Cauda

O cone de cauda é a região a ré do torpedo que contém o motor, eixos de transmissão e motores elétricos que comandam os atuadores ou superfícies de controle.

Aqui também foi feita a mesma análise que balizou as formas da ogiva. Por se tratar de uma região que é altamente influenciada pelo arranjo interno de seus sistemas embarcados e também pela resistência ao avanço por conta do arrasto de forma, optou-se por manter inicialmente as características principais de forma dos sistemas semelhantes analisados. Isso promove uma certa segurança para a especificação futura dos sistemas aí embarcados e uma garantia de que o arrasto de forma do torpedo TP01 não seja muito diferente dos arrastos de torpedos semelhantes.

Esta região mantém também a característica de modularização, introduzida no arranjo do corpo paralelo médio, e a presença de uma antepara estrutural e organizacional, além de um anel reforçador na parte à extrema ré.

A Figura 7-3 mostra o perfil e um desenho tridimensional das formas propostas para o cone de cauda do TP01. Mostra-se também a antepara estrutural e o anel reforçador a ré.

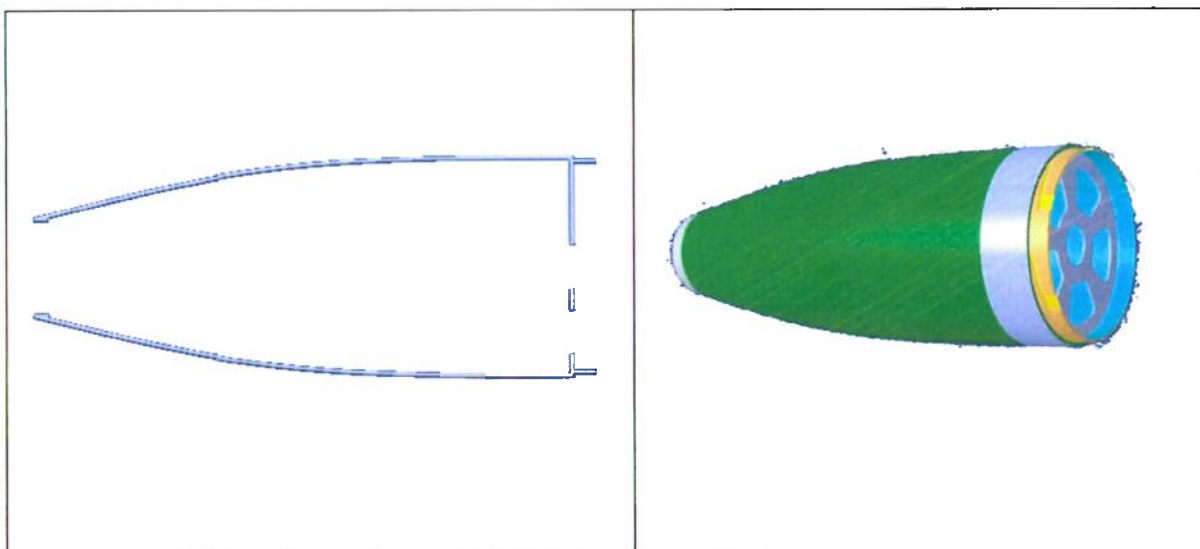


Figura 7-3 – Forma definida para cone de cauda.

As dimensões e formas detalhadas do cone de cauda encontram-se nos desenhos técnicos apresentados em anexo.

A Figura 7-4 mostra o perfil do arranjo de formas.

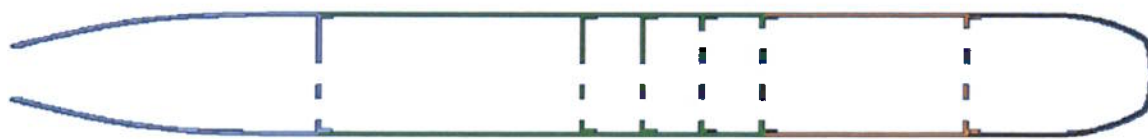


Figura 7-4 – Arranjo de formas completo para o TP01. ²

7.2. Estimativa Inicial da Resistência ao Avanço por Semelhantes e Formulas Analíticas

Na primeira volta da espiral de projeto, a resistência ao avanço foi levantada segundo duas abordagens. A primeira foi a estimativa a partir dos torpedos pesados levantados. Outra abordagem foi o uso de fórmulas analíticas, após a primeira análise. A estimativa da resistência ao avanço foi finalizada adotando-se o valor mais conservador de ambos os métodos.

Na segunda volta da espiral de projeto foi realizada uma análise numérica por Volumes Finitos, através do programa FLUENT 6.2. Essa análise teve por objetivo, não só definir com maior precisão a resistência ao avanço, como também avaliar a forma da ogiva do torpedo e levantar a sua esteira. Essa análise está apresentada no item 7.3.

Como será observado, as estimativas iniciais serviram como ponto de partida no projeto, porém levariam a conclusões equivocadas caso não fossem corrigidas.

A estimativa a partir dos semelhantes teve como base os dados de potência nominal dos torpedos pesados levantados. Com isso, buscou-se calcular os coeficientes de arrasto de cada torpedo (de pressão e friccional), utilizando o valor estimado de resistência ao avanço dos torpedos.

² As irregularidades nos perfis das anteparas resistentes são fruto da assimetria do processo de rosqueamento e travamento dos módulos, fazendo com que a os furos de alívio das anteparas não sejam coincidentes no corte do corpo.

A resistência friccional foi calculada utilizando-se uma formulação analítica para o coeficiente de arrasto friccional. Subtraindo-se o valor estimado da resistência total do valor calculado de resistência friccional, chegou-se a um valor de resistência de pressão para cada torpedo semelhante. Desta forma, foi possível chegar a um valor para o coeficiente de arrasto de pressão do TP01, através de uma média. Ao fim, a resistência do torpedo TP01 pôde ser calculada.

Tem-se que:

$$P_{\text{útil}} = C_p \cdot P_{\text{nominal}} = R \cdot V \quad (7-1)$$

Onde C_p é o coeficiente propulsivo;

P é a potencia;

R é a resistência ao avanço;

V é a velocidade do torpedo.

A resistência ao avanço de um corpo de revolução pode ser calculada por:

$$R_{\text{pressão}} = \frac{1}{2} \rho \cdot V^2 \cdot C_{d(\text{pressão})} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \quad (7-2)$$

$$R_{\text{fricção}} = \frac{1}{2} \rho \cdot V^2 \cdot C_{d(\text{fricção})} \cdot S \quad (7-3)$$

$$R = R_{\text{pressão}} + R_{\text{fricção}} \quad (7-4)$$

A equação (7-2) calcula a força de arrasto de pressão em um corpo, onde $C_{d(\text{pressão})}$ é o coeficiente de arrasto de pressão e ρ é a densidade do fluido. Já a fórmula (7-3) calcula o arrasto friccional do corpo, onde $C_{d(\text{fricção})}$ é o coeficiente de arrasto friccional (também conhecido como C_f) e S é a área molhada do corpo.

Utilizou-se a formulação da ITTC1957 (Lewis, 1988) para o cálculo do $C_{d(\text{fricção})}$:

$$C_{d(\text{friccional})} = \frac{0,0075}{(\log(\text{Re}) - 2)^2} \quad (7-5)$$

Este método foi verificado com a fórmula empírica de Schlichting (Fox, 2001, página 290) para camada limite turbulenta, que se aplica para a faixa de número de Reynolds (Re) analisada. Os resultados demonstraram ser coerentes.

O valor do número de Reynolds para o TP01 é de:

$$Re = \frac{V \cdot L}{\nu} = 9.26E07$$

Assim, aplicando (7-2), (7-3) e (7-4) em (7-1), chegou-se a uma fórmula para o cálculo do coeficiente de arrasto de pressão:

$$C_{d(pressão)} = \frac{\left(\frac{P_{no\ min\ al} \cdot C_p}{V} - \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2 \cdot S \cdot C_{d(frccional)} \right)}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2 \cdot \frac{\pi D^2}{4}} \quad (7-6)$$

O valor de C_p foi estimado levando-se em conta a eficiência de um propulsor contra-rotativo, a eficiência de transmissão e a parcela da potência destinada aos componentes elétricos e eletrônicos. Assim, admitiu-se um coeficiente C_p igual a 0,65.

O valor da área molhada (S) foi calculado para o TP01 ($S=7,252m^2$) utilizando-se o desenho confeccionado para o teste de flutuabilidade (Figura 5-5). Com este valor foi calculado um coeficiente de área (C_a), definido como:

$$C_a = \frac{S}{\pi \cdot D \cdot L} \quad (7-7)$$

Esse coeficiente de área foi aplicado a todos os outros torpedos e a área molhada de cada um foi estimada pela equação (7-7).

Reunidos todos esses valores, o cálculo do $C_{d(pressão)}$ foi realizado para todos os torpedos. Entretanto, notou-se que em geral o valor de $C_{d(pressão)}$ chegou muito próximo de zero.

Desta forma, de acordo com os cálculos estimados, o $C_{d(pressão)}$ mostrou-se muito baixo em relação ao $C_{d(frccão)}$. Assumiu-se, então, que em corpos que são carenados, o $C_{d(pressão)}$ reduz de valor e $C_{d(frccão)}$ passa a predominar. Além disso, observou-se que Vennard (1978) mostra curvas de coeficiente de arrasto (total) C_d para corpos de revolução. Os valores encontrados para o $C_{d(frccão)}$ dos torpedos demonstraram ser próximos aos valores de C_d da referência, apesar de se encontrarem em condições distintas. Posteriormente, perceber-se-ia que esses conceitos eram errôneos e o arrasto de pressão tem magnitude semelhante ao friccional.

Foi considerado nesta fase a preponderância do coeficiente de arrasto friccional. As duas abordagens para o cálculo de C_d foram então avaliadas. Para o cálculo da resistência ao avanço pelos semelhantes foi utilizada a seguinte formulação:

$$C_d = \frac{P_{nominal} \cdot C_p}{\frac{1}{2} \rho \cdot S \cdot V^3} \quad (7-8)$$

O C_d para cada torpedo semelhante foi calculado em relação à área molhada, pois a consideração foi de que o arrasto friccional predominava. Os valores de C_p e de S foram calculados como explicado anteriormente. Os valores encontrados para o C_d estão apresentados na tabela a seguir:

Tabela 7-1 – Coeficiente de arrasto estimado para os torpedos.

Torpedos	C_d Estimado
NT-37F	0.0029
MK 24 mod2	0.0017
MK 48	0.0021
F17 mod2B	0.0017
A184 mod3	0.0019
Seahake	0.0019

Através de uma média, estimou-se um valor de C_d de 0,00203. A resistência ao avanço foi calculada através de:

$$R = \frac{1}{2} \rho \cdot S \cdot V^2 \cdot C_d = 2585,8N$$

A outra abordagem foi a utilização de formulação analítica. Conforme a análise realizada, estimou-se que o arrasto friccional predominava no escoamento ao redor do torpedo para um número de Reynolds em torno de 10^8 . Desta forma, a equação (7-5) foi utilizada para calcular o coeficiente de arrasto total do torpedo TP01 ($C_{d(fricção)} = 0,00211 = C_d$). Assim a resistência ao avanço do TP01 foi calculada:

$$R = \frac{1}{2} \rho \cdot S \cdot V^2 \cdot C_d = 2685,6N$$

Entretanto, verificou-se que o valor de resistência ao avanço estava subestimado. Chegou-se a essa conclusão a partir dos cálculos realizados por Barros (2004) para arrasto de corpos de revolução completamente submersos. O estudo de Barros foi utilizado na análise da dinâmica do corpo. Assim, a premissa de que o arrasto de

pressão seria bem inferior ao arrasto viscoso era incorreta. Além disso, a primeira estimativa foi confirmada com uma análise de semelhantes, através de suas potências especificadas. Observa-se, então, que as especificações dos torpedos semelhantes podem não estar exatas ou a eficiência estimada poderia também não estar correta.

7.3. Análise Numérica por CFD

A análise numérica realizada teve como fim levantar o arrasto produzido pelo corpo e características qualitativas do escoamento em torno deste. Desta forma, pôde-se realizar: uma escolha da geometria do corpo, uma análise mais precisa do arrasto produzido e uma análise da esteira.

Foram analisadas previamente duas geometrias utilizando um modelo axissimétrico, que simplifica as equações de *Navier-Stokes*. As geometrias são: a que está sendo utilizada no projeto e uma com a ogiva semi-esférica. A partir dessa análise, puderam-se escolher as linhas que seriam utilizadas daqui por diante. Além disso, esse modelo também serviu para uma análise de sensibilidade da malha.

Uma vez escolhida a geometria, passou-se a utilizar um modelo tridimensional para uma análise detalhada do arrasto. Em virtude do tempo estabelecido em cronograma, a análise de sensibilidade da malha tridimensional foi suprimida, considerando que o refinamento equivalente ao do modelo axissimétrico obteria resultados satisfatórios³. Foi utilizado um modelo sem as aletas para obter os valores do arrasto corpo.

Em seguida, as aletas foram adicionadas visando a análise qualitativa da esteira. Não houve uma preocupação com o refinamento deste último modelo, que possui uma série de quinas e concavidades na geometria que dificultam a geração de malha e convergência do modelo. Ainda sim, os resultados qualitativos obtidos foram satisfatórios quando comparados com o modelo sem as aletas.

³ Em fases posteriores de projeto esta análise de sensibilidade deveria ser realizada.

A apresentação de cada análise está subdividida nos seguintes tópicos: modelo, geometria, malha, condições de contorno, modelo de turbulência, resultados e conclusões.

7.3.1. Avaliação da Geometria: Modelo Axissimétrico

A primeira fase da análise numérica por Dinâmica dos Fluidos Computacional, ou CFD (*Computational Fluid Dynamics*), envolve a análise da geometria através de um modelo bidimensional axissimétrico. Duas geometrias foram analisadas: com ogiva aproximadamente plana, utilizada até então no projeto, e com ogiva semi-esférica.

7.3.1.1. Modelo Utilizado

O procedimento de solução utilizado foi o algoritmo SIMPLE que consta no programa FLUENT 6.2, apresentado por *Patankar* e *Spalding*. As interpolações foram resolvidas pelo método *Upwind* de Primeira Ordem. A equação de *Navier-Stokes* foi resolvida utilizando o auxílio de modelos de turbulência. Mesmo tendo como objetivo analisar regiões de possível ocorrência de cavitação, nenhum modelo de cavitação foi utilizado. Como já observado, o *solver* do programa utilizou modelo bidimensional axissimétrico, que simplifica a equação de *Navier-Stokes*.

7.3.1.2. Geometria e Malha

A geometria utilizada foi a linha de contorno de metade do torpedo. A única variação realizada foi na ogiva.

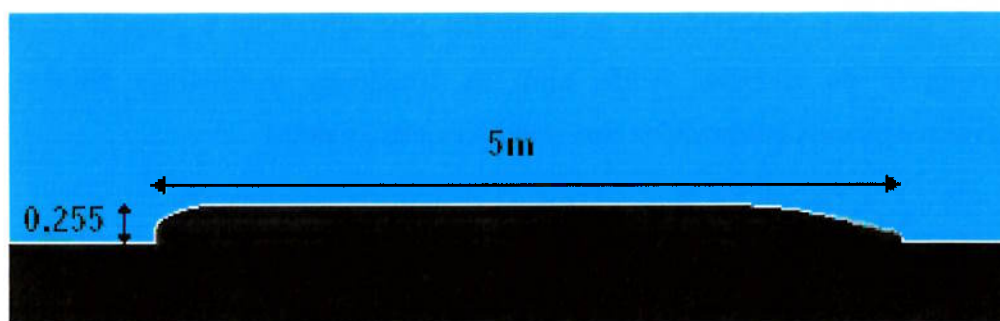


Figura 7-5 – Geometria do corpo.

A malha foi gerada em três domínios distintos. A primeira região é a discretização próxima ao corpo que foi realizada com elementos quadriláteros (SUBMAP) de maneira a tornar a malha estruturada nessa região. Esta malha foi delimitada por uma semi-elipse, que possui 10,5 metros no maior comprimento, e pelo corpo. Foi aplicada uma camada-limite em torno do corpo, com 20 elementos, onde o primeiro elemento tem espessura (δ) de $7 \times 10^{-5} \text{m}$ (coerente com a formulação $\delta = 0,382x/\text{Re}^{0,2}$ apresentada por Fox, 2001). Nas outras duas regiões, foi realizada uma discretização com elementos triangulares (PAVE). As regiões foram discretizadas separadamente de maneira a estabelecer uma concentração maior de elementos próximo ao corpo. Essas regiões foram delimitadas por semicírculos de 15 e 160 metros de diâmetro, respectivamente.

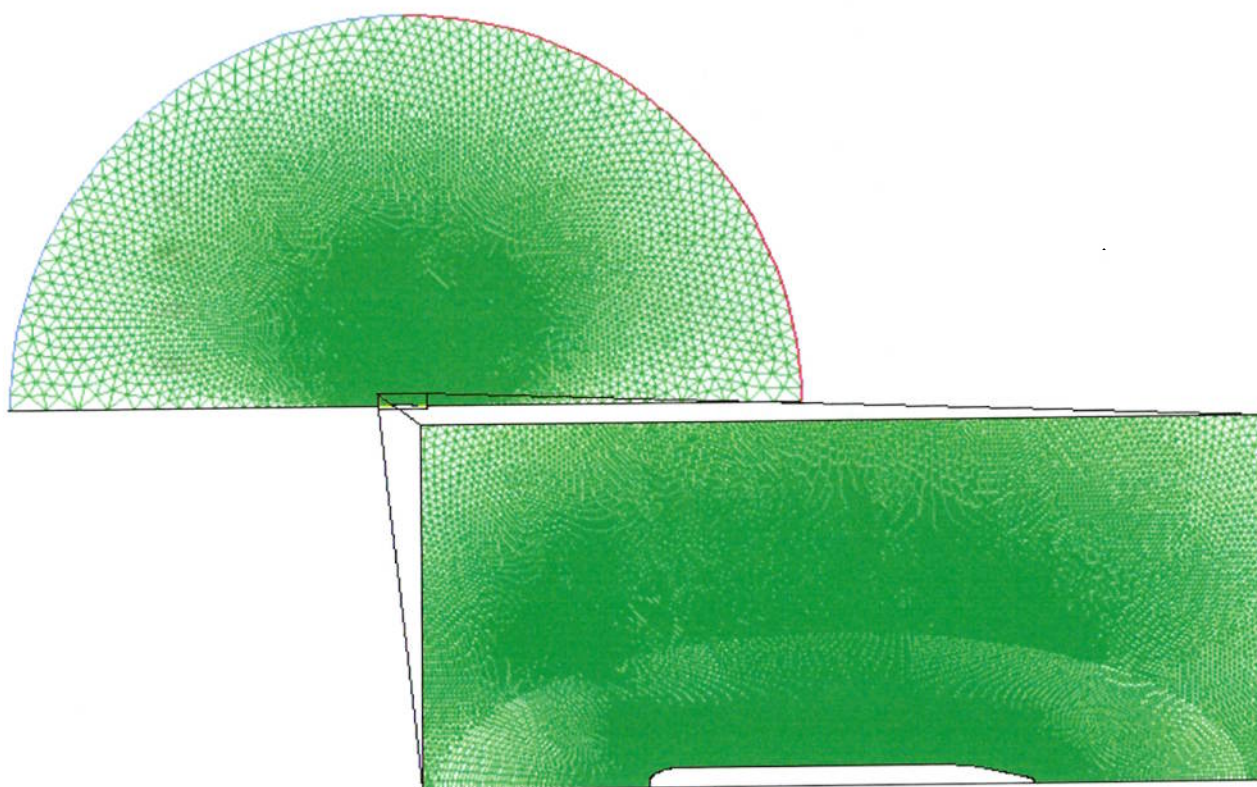


Figura 7-6 – Malha bidimensional do torpedo.

A diferença entre as ogivas pode ser observada na figura a seguir:



Figura 7-7 – Variação na ogiva.

7.3.1.3. Condições de Contorno

Apenas quatro tipos de condição de contorno foram estabelecidos: entrada (VELOCITY INLET), saída (OUTFLOW), parede (WALL) e eixo (AXIS). A entrada e saída foram estabelecidas nos quartos de circunferência à esquerda e direita do corpo. A condição de eixo foi aplicada justamente na linha do eixo longitudinal x exceto na região onde está o corpo. Já no corpo foi aplicada a condição de parede. A velocidade na entrada é de 18,52 m/s o que equivale a 36 nós e um número de *Reynolds* de

$9,26 \times 10^7$. O fluido aplicado foi o classificado como “água líquida” pela biblioteca do programa, alterando somente a densidade para 1025 kg/m^3 , pois se trata de água do mar.

7.3.1.4. Modelo de Turbulência

O modelo numérico foi calculado, em princípio, através de dois modelos de turbulência distintos, visando comparações: o modelo K- ϵ e o modelo de uma equação de *Spalart & Allmaras*. O modelo de *Spalart-Allmaras (Vorticity-Based Production)* foi utilizado com viscosidade turbulenta modificada igual a 0,0001, um valor baixo para evitar que a turbulência na entrada fosse transportada para o corpo e isso aumentasse o arrasto. O modelo K- ϵ utilizado foi o do tipo RNG com 2% de intensidade de turbulência e com razão de viscosidade turbulenta de 0,1. Ambos os modelos mostraram valores coerentes. Como o modelo de *Spalart-Allmaras* tem, em geral, melhor aderência para escoamentos externos, foi utilizado deste momento em diante tal modelo, uma vez que ambos apresentaram resultados semelhantes.

7.3.1.5. Análise de Sensibilidade

A modelagem levou em conta uma análise de sensibilidade. A primeira malha possuía um total de 22685 elementos (7980 quadriláteros e 14705 triangulares). Desses 133 estavam em contato com o corpo. Esta malha foi, então, refinada para análise do uso do modelo. Novas malha foram construídas, quase que dobrando o número de elementos a cada refinamento, até se chegar a uma com 107776 elementos, seguida de outra com 124569 elementos. Notou-se, então, que os resultados passaram a alterar em percentuais baixos (inferiores a 5% e, neste último caso, inferior a 1%). Desta forma, a última malha foi considerada satisfatória para análise. Com o refinamento pôde-se constatar a consistência e a convergência do modelo.

7.3.1.6. Resultados e Escolha da Geometria

O primeiro resultado a ser avaliado é a distribuição de pressão na ogiva. A seguir observam-se os gráficos de pressão para as duas geometrias. Chama-se a atenção ao fato

de que a pressão tem como referência zero no ponto de maior pressão (ponto de estagnação) e é dada em Pascal:

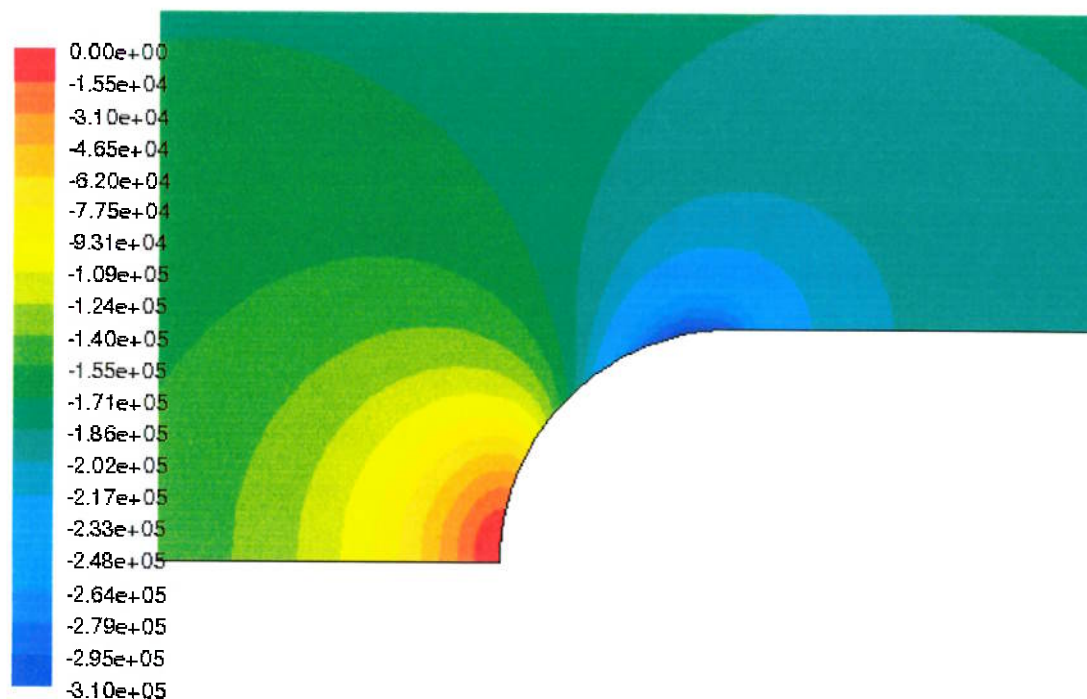


Figura 7-8 – Perfil de pressão na ogiva redonda.

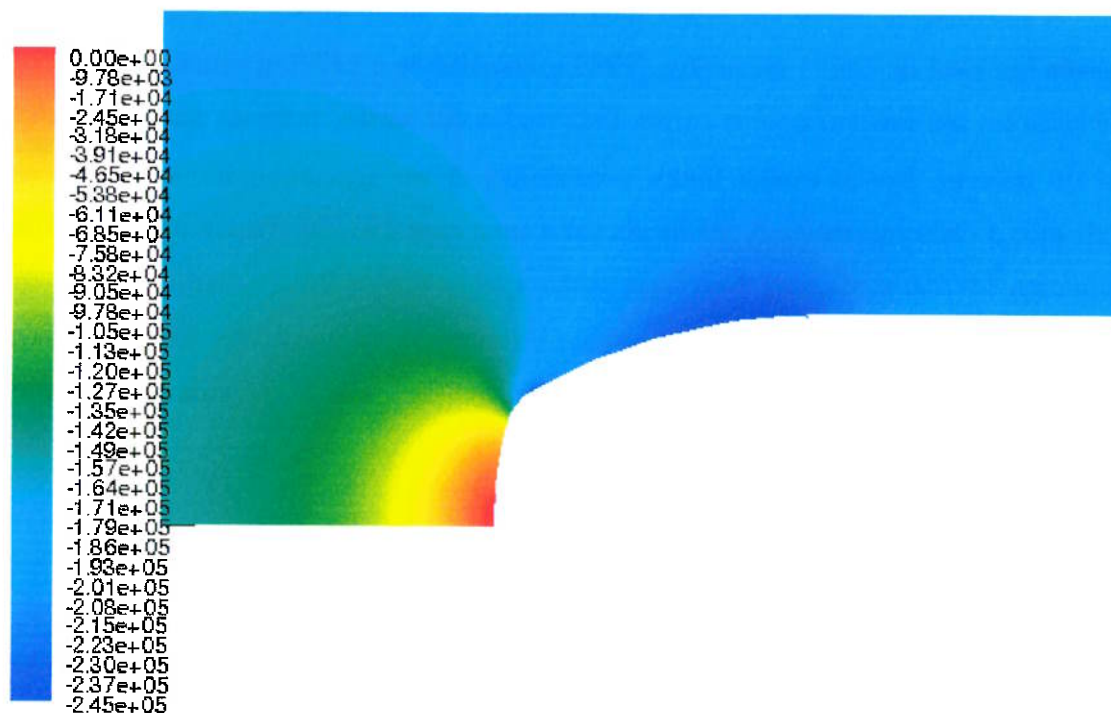


Figura 7-9 – Perfil de pressão na ogiva quase plana.

A partir dos resultados pôde-se observar que, independentemente de em qual perfil ocorreria uma maior queda de pressão após a passagem do fluido pelo ponto de estagnação (extremidade de vante, onde a velocidade do fluido chega a zero), a queda de pressão ocorreria em pontos distintos. No caso da ogiva quase plana (Figura 7-9), a queda brusca de pressão ocorre fora do trecho quase plano e tal posição varia muito pouco com a variação de velocidade. Na ogiva semi-esférica (Figura 7-8), a queda de pressão ocorre ainda no trecho semi-esférico e pode variar de acordo com a velocidade ou a transição do escoamento, caso haja. Desta forma, pode ocorrer cavitação de maneira a afetar a recepção do transdutor, isto é, em uma região onde este estaria instalado.

Os resultados numéricos foram analisados e chegou-se a:

Tabela 7-2 – Resultados dos modelos axissimétricos.

	Ogiva quase plana	Ogiva redonda
Força de Arrasto Total (N)	4591,4	4626
Força de Arrasto Viscoso (N)	2327,7	2368,6
Força de Arrasto de Pressão (N)	2263,8	2257,4
Coeficiente de Arrasto Total	0.00351	0.00352
Coeficiente de Arrasto Viscoso	0.00178	0.00180
Coeficiente de Arrasto de Pressão	0.00173	0.00172

Relembra-se que o programa fornece o coeficiente de arrasto que é a adimensionalização da força de arrasto pelo valor de $\frac{1}{2} \rho V^2 S$, onde, respectivamente, a densidade da água salgada é 1025 kg/m³, a velocidade ao longe é de 18,52m/s (36 nós) e a área molhada varia de acordo com a forma da ogiva (7,447m² para o corpo com ogiva quase plana e 7,468m² para o corpo com a ogiva semi-esférica).

Desta primeira tabela de resultados podem ser feitas algumas observações. Primeiramente, nota-se que a hipótese de forças de pressão baixas em relação à viscosa (friccional) não procede e que as referências das estimativas iniciais não podem continuar sendo utilizadas. Além disso, observa-se que os valores de resistência ao

avanço dos corpos com ogivas distintas são próximos, de maneira que a análise quantitativa não pode excluir nenhuma alternativa.

Assim, devido a definição da posição onde pode iniciar a ocorrência de cavitação no corpo, o projeto continuará utilizando a geometria de ogiva quase plana. Aos fatores observados acima ainda soma-se o fato de que o arranjo do transdutor neste tipo de ogiva é menos complexo que no caso de uma ogiva semi-esférica.

Faz-se necessário uma última observação antes de seguir com a análise. O modelo axissimétrico recuperou o descolamento da camada-limite, como pode ser observado a seguir. Entretanto, a relação mais precisa desse fenômeno com o arrasto de pressão pode ser observada no modelo tridimensional.

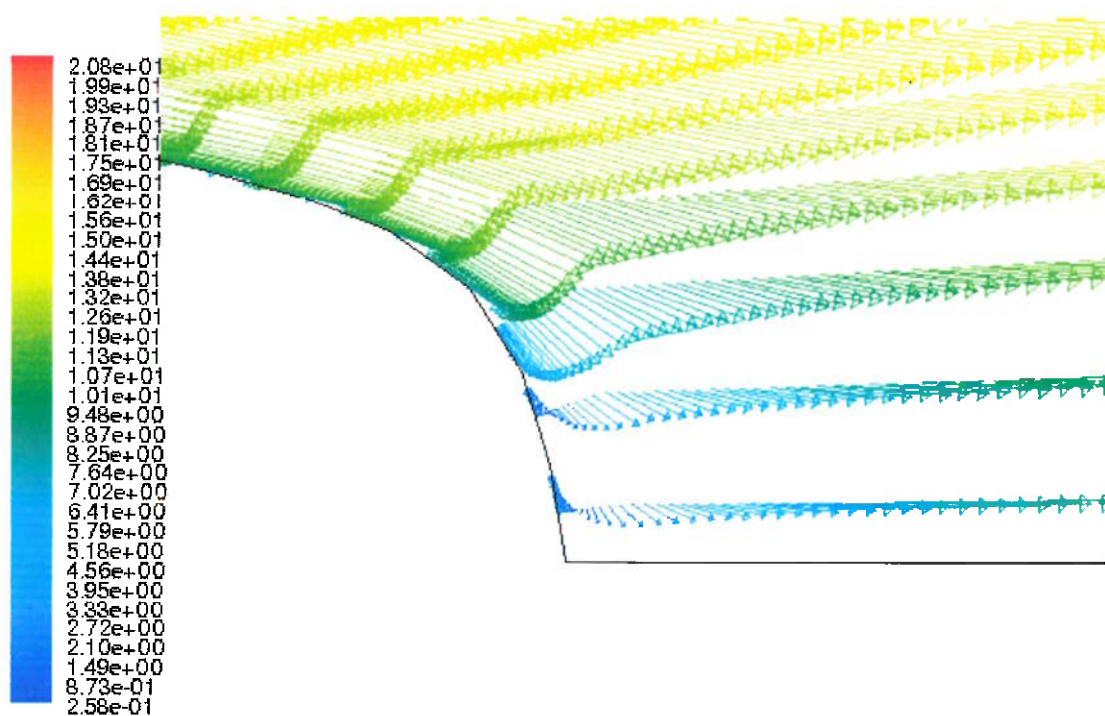


Figura 7-10 – Descolamento da camada-limite a ré do torpedo.

O fato do descolamento se dar bem à ré do corpo pode ser justificado pelo valor alto de número de Reynolds do escoamento.

7.3.2. Análise do Arrasto: Modelo Tridimensional

Foi, então, dada sequência à análise numérica com um modelo tridimensional. Decidiu-se utilizar um modelo sem aletas pela facilidade de se obter o arrasto destas

separadamente, que é quase estritamente friccional (viscoso), e de forma a se trabalhar com uma geometria sem quinas e concavidades, o que dificultaria a geração da malha. Essa análise tridimensional visa capturar valores mais precisos de arrasto.

7.3.2.1. Modelo Utilizado e Modelo de Turbulência

O mesmo procedimento de solução utilizado no modelo axissimétrico foi observado: algoritmo SIMPLE para a solução numérica da equação de Navier-Stokes, interpolações pelo método *Upwind* de Primeira Ordem e modelo de turbulência de *Spalart-Allmaras*, com viscosidade turbulenta modificada igual a 0,0001. Nenhum modelo de cavitação foi utilizado.

7.3.2.2. Geometria e Malha

A geometria utilizada foi a rotação em 90° da linha de contorno de metade do torpedo. Nota-se, então, que só um quarto do corpo foi analisado com condições de contorno de simetria para reduzir o custo computacional da análise.

A malha foi desenhada respeitando as mesma três regiões e dimensões do modelo axissimétrico, como pode ser observado Figura 7-11. Manteve-se a discretização da camada-limite com vinte elementos, sendo o primeiro com espessura de 7×10^{-5} m. Entretanto, as discretizações das três regiões foram feitas com elementos triangulares em suas superfícies e tetraédricos em seus volumes. Buscou-se manter a mesma discretização das linhas que foram utilizadas no modelo axissimétrico mais refinado. A malha gerada possui 680427 elementos.

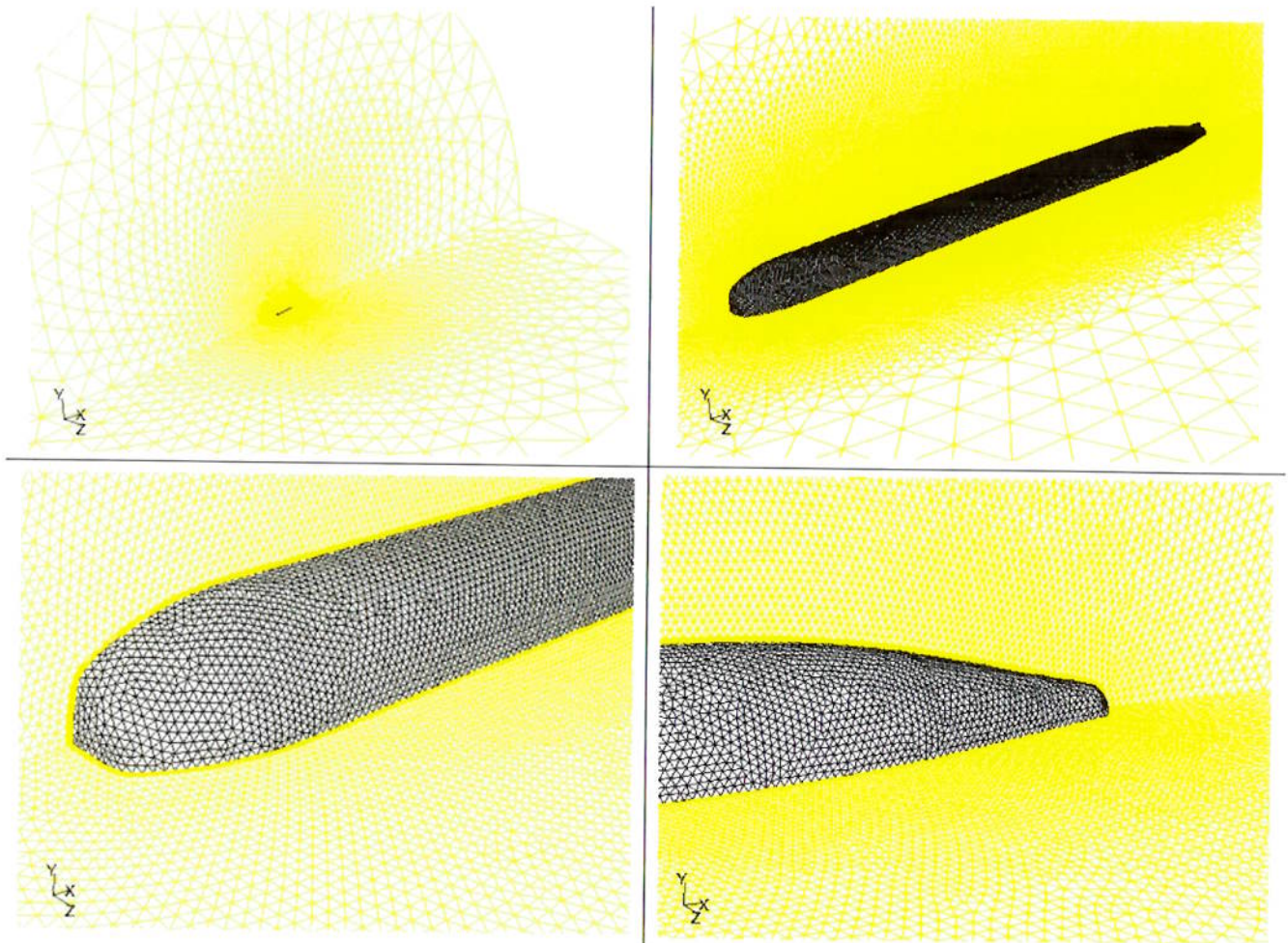


Figura 7-11 – Malha tridimensional do torpedo.

7.3.2.3. Condições de Contorno

Quatro tipos de condição de contorno foram estabelecidos: entrada (VELOCITY INLET), saída (PRESSURE OUTLET), parede (WALL) e simetria (SIMMETRY). A entrada e saída foram estabelecidas nos oitavos de esfera mais externos ao corpo. A condição de simetria foi aplicada nas superfícies planas que vão da entrada e saída até o corpo e que formam um ângulo de 90° entre si. No corpo foi aplicada a condição de parede. A velocidade na entrada é de 18,52 m/s e a pressão na saída foi estipulada como sendo zero. Assim, dependendo da profundidade, basta somar aos resultados de pressão o valor da pressão hidrostática no local. O fluido aplicado foi a água do mar.

7.3.2.4. Resultados e Levantamento do Arrasto

O contorno de pressão observado na Figura 7-12 verifica que a posição onde pode iniciar a ocorrência de cavitação fica a ré do trecho quase plano da ogiva.

Os resultados obtidos pela análise do modelo tridimensional são:

Tabela 7-3 – Resultados do modelo tridimensional.

	Viscoso (Friccional)	Pressão	Total
Arrasto (N)	2490	3059,8	5549,8
Coefficiente de Arrasto	0.0019	0.00234	0.00424

Nota-se que o modelo tridimensional recupera um valor bem mais alto de resistência de pressão. Como tal modelo trabalha com a equação de *Navier-Stokes* completa, com simplificação apenas para a turbulência (modelo de *Spalart-Allmaras*), será considerado este valor. Por estes resultados conclui-se que, ainda sim, o valor do arrasto de pressão é superior ao arrasto friccional, chamado pelo programa de arrasto viscoso. A Figura 7-13 mostra o descolamento da camada-limite a ré da geometria tridimensional. O valor pela análise numérica é 107% maior que o valor estimado analiticamente.

Além disso, resta adicionar o arrasto produzido pelas aletas. Esse valor foi obtido através da formulação de coeficiente de arrasto utilizada pela ITTC1957 (Lewis, 1998), como pode ser observado, a seguir:

$$C_{d(friccional)} = \frac{0,0075}{(\log(Re) - 2)^2} = 0,00467 \quad (7-9)$$

$$R_{aletas} = \frac{1}{2} \rho \cdot (4S) \cdot V^2 \cdot C_d = 361,1N \quad (7-10)$$

O número de Reynolds das aletas é de $1,012 \times 10^6$ e a área molhada de cada aleta é de $0,44m^2$, como será observado no capítulo 10. Assim, o valor de resistência ao avanço a ser utilizado daqui por diante é:

$$R_t = 5910,9N$$

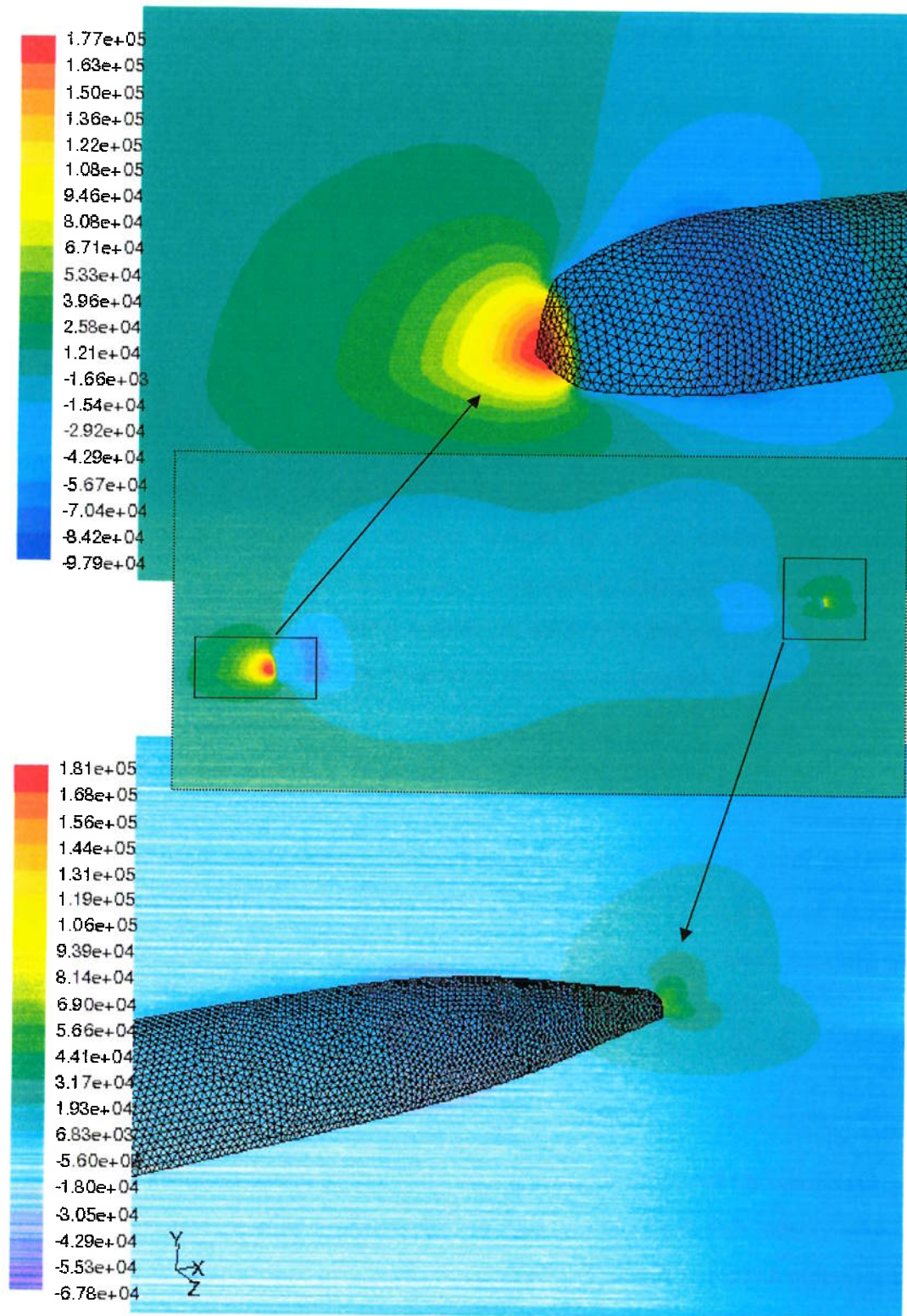


Figura 7-12 – Perfil de pressão do corpo.

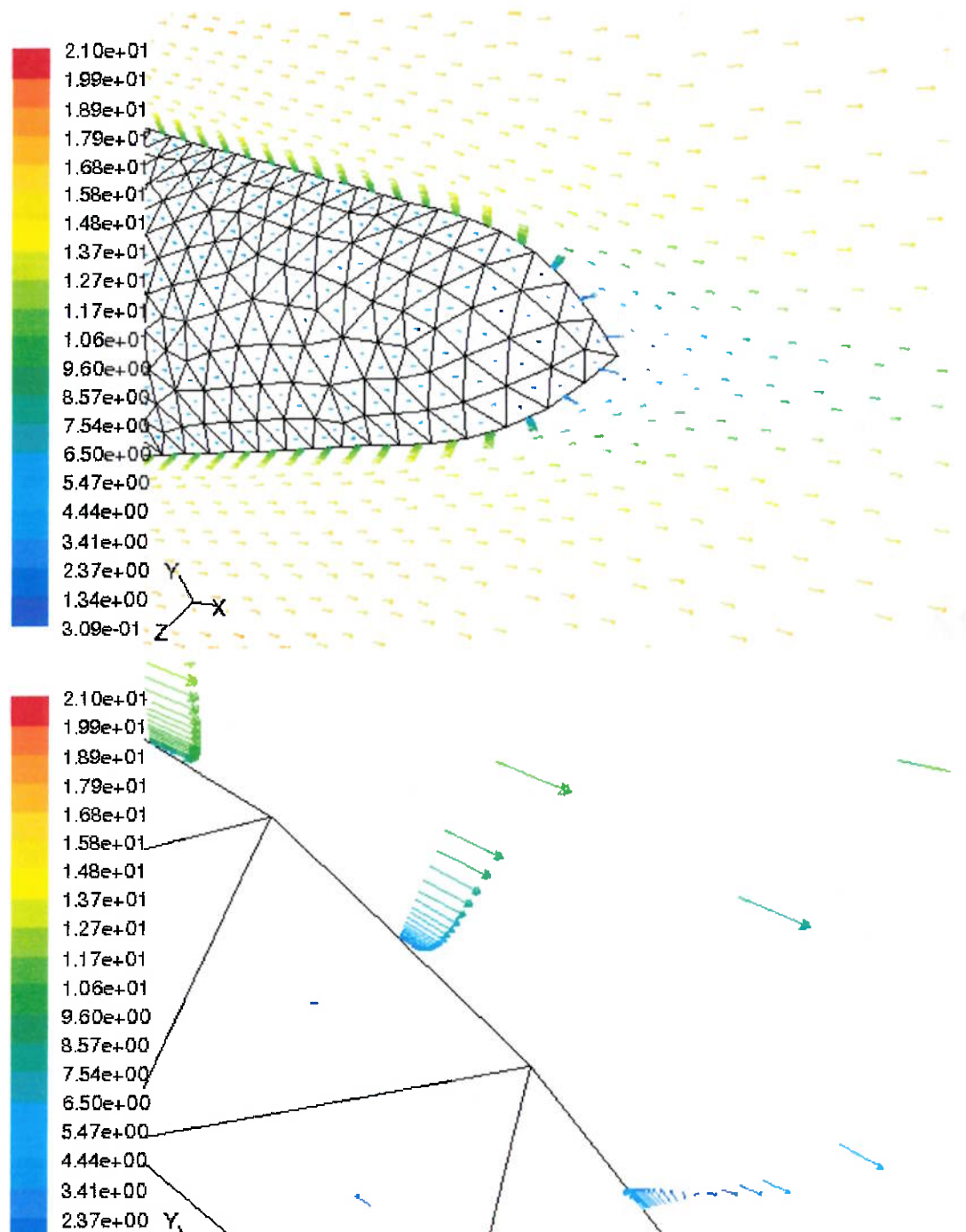


Figura 7-13 – Perfil de velocidades do modelo tridimensional.

7.4. Análise Qualitativa da Esteira Gerada

Nessa fase do projeto foi realizada, ainda, uma análise qualitativa da esteira. Para tal, foi gerada uma malha tridimensional com aletas. O modelo utilizado, o modelo de

turbulência e as condições de contorno foram os mesmos do modelo anterior. Entretanto a malha foi gerada de maneira mais simples. Não foi criada nenhuma camada-limite. Foi feita apenas uma discretização fina na superfície do corpo, deixando a cargo do programa que o mesmo definisse a camada-limite. Pelo fato do refinamento ser mais grosseiro do que no caso da utilização de camada-limite na geração da malha, há imprecisões nos resultados numéricos, devido à utilização da lei de parede pelo programa.

A discretização também não foi tão refinada quanto a da malha anterior, de forma que a malha gerada possuía 315838 elementos. Os elementos utilizados em todas as regiões são de forma tetraédrica. A Figura 7-14 mostra o perfil de velocidades do modelo com aletas:

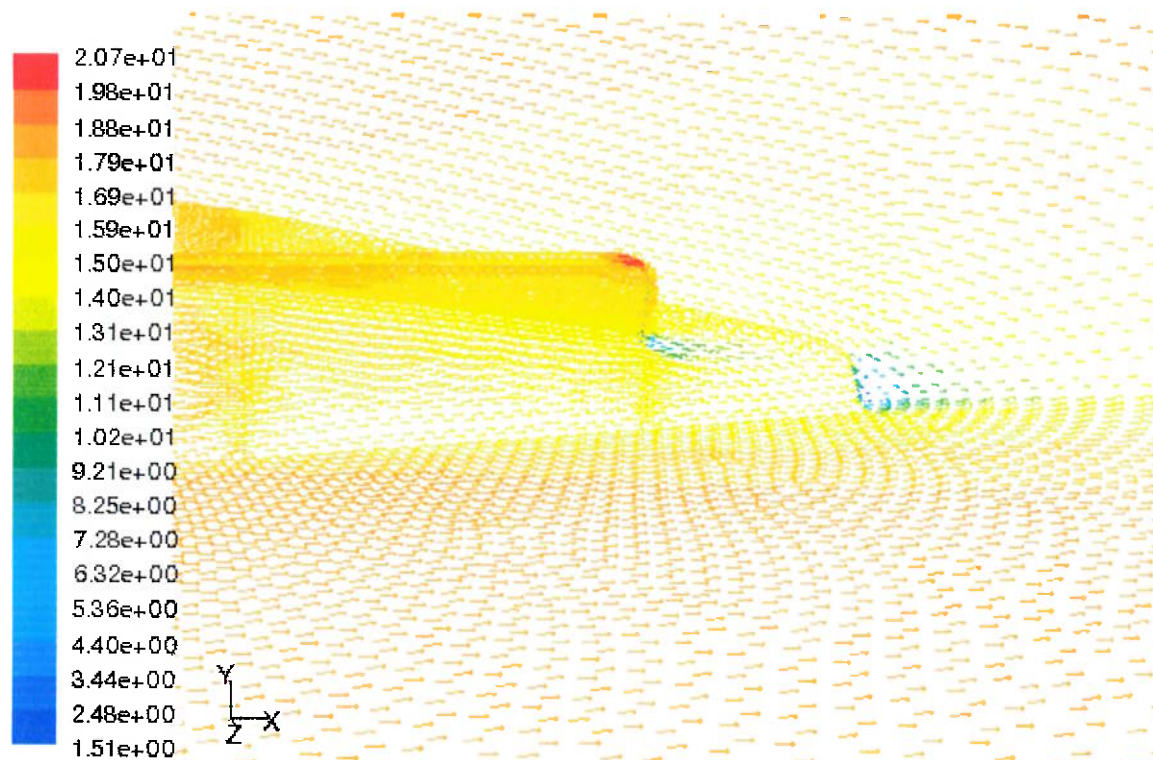


Figura 7-14 – Perfil de velocidade do modelo com aletas: detalhe da aleta.

De forma a avaliar se o perfil de velocidade da esteira é satisfatório para o uso no projeto dos propulsores contra-rotativos, comparou-se com o perfil sem aletas. As figuras a seguir mostram o perfil de velocidades da esteira aproximadamente na posição dos propulsores (4,8m) para os modelos sem e com aletas, respectivamente. No modelo com aletas adiciona-se o perfil da esteira próximo a extremidade posterior da aleta.

Concluiu-se que o modelo com aletas gerou um perfil de velocidades satisfatório para o uso na entrada de dados do projeto do propulsor contra-rotativo. Um único detalhe é que o modelo com aletas não recuperou com detalhe o perfil próximo ao corpo, uma vez que o programa teve que desenvolver uma camada-limite mediante a uma discretização mais grosseira, no caso do modelo com aletas. Esse fato será levado em conta no levantamento da esteira para o projeto da propulsão.

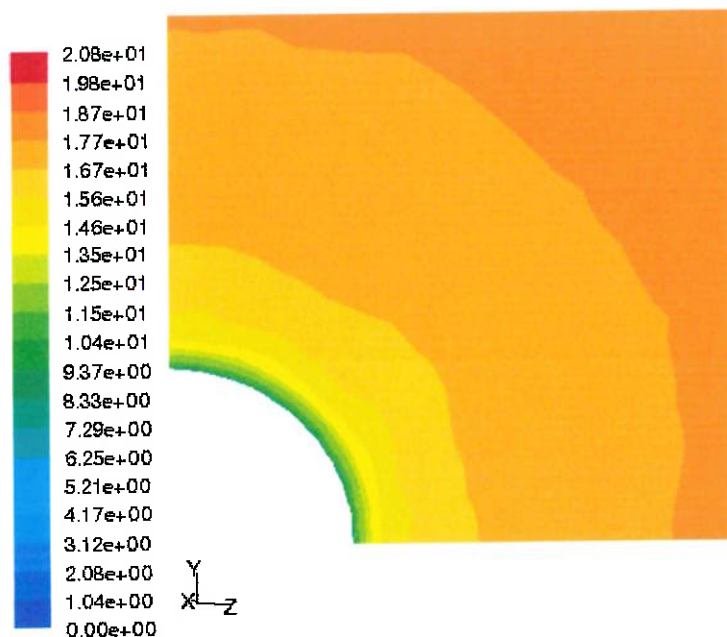


Figura 7-15 – Perfil de velocidades da esteira: modelo sem aletas.

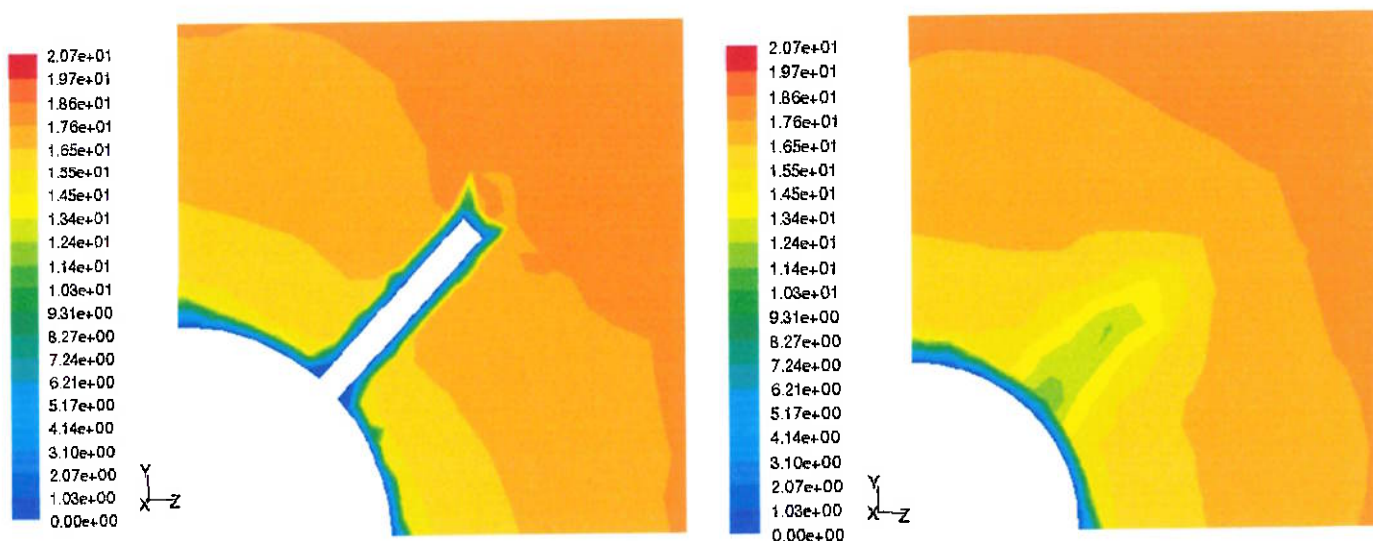


Figura 7-16 – Perfil de velocidades da esteira: modelo com aletas.

8. Dimensionamento Estrutural Preliminar

Durante este capítulo serão expostas as hipóteses e metodologias seguidas para o dimensionamento estrutural preliminar do casco do TP01. As alterações resultantes deste processo de dimensionamento foram reincorporadas ao projeto de arranjo interno e de formas do casco.

O cálculo estrutural preliminar foi baseado em três métodos distintos. O primeiro, puramente analítico, considerou teoria de vasos de pressão de paredes finas para o dimensionamento do chapeamento externo do casco. O segundo método adotado foi o cálculo das dimensões de reforçadores e chapeamento através de normas técnicas desenvolvidas para projeto de submarinos (Buelta, 1986). Esses dois primeiros métodos deram uma noção inicial do dimensionamento estrutural. Entretanto, foi o terceiro método – análise numérica por elementos finitos – que concluiu e definiu o dimensionamento estrutural do TP01. O método numérico utilizado foi coerente com os dois primeiros métodos, aumentando, somente, a precisão nos resultados.

Esse capítulo apresenta ainda uma análise preliminar de flambagem do torpedo. Para essa análise foram utilizadas fórmulas analíticas para instabilidade de cascas cilíndricas. O uso de norma foi descartado, como também será apresentado, devido a incoerências com o modelo analisado. As normas aqui referidas são, em geral, utilizadas para avaliação de flambagem de colunas de plataformas oceânicas.

8.1. Dimensionamento Estrutural por Método Analítico

Nesta seção serão apresentados: as hipóteses, os carregamentos, os modelos e teorias para o método analítico de estimativa estrutural.

8.1.1. Hipóteses Assumidas

Para possibilitar uma boa modelagem teórica, as formas do torpedo foram divididas e aproximadas a formas geométricas simples. A ogiva foi modelada através de uma

semi-esfera e teve como modelagem da condição limite de solidarização rígida ao corpo paralelo médio uma restrição de engastamento. Já o corpo paralelo médio e o cone de cauda foram modelados através de cilindros solidários considerados fechados, aproveitando a presença dos reforçadores estruturais no início de cada módulo que fazem o papel das paredes extremas.

A Figura 8-1 mostra a hipótese de formas adotada.



Figura 8-1 – Hipóteses de forma adotadas.

Uma outra hipótese adotada é a de que as tensões máximas são calculadas longe destas paredes, como definido na teoria de vasos de pressão de paredes finas utilizada e explicada mais adiante. Além disso, o fenômeno de instabilidade estrutural (flambagem) não será considerado durante estes cálculos.

Para a determinação do material a ser utilizado, análises de sistemas semelhantes e o estudo das características e disponibilidades de certos materiais junto à fabricantes também presentes no Brasil foram realizadas. Assim, definiu-se o material como sendo o Alumínio em liga EM AW-5083, a ser utilizado em todo o casco do torpedo TP01. Esta liga é facilmente encontrada em fabricantes estrangeiros e nacionais e a espessura final encontrada para o torpedo também é observada em forma de chapas. Entretanto, observando torpedos semelhantes, aconselha-se o uso de técnicas de extrusão para a fabricação do casco cilíndrico. Algumas características deste material encontram-se apresentadas na Tabela 8-1.

Tabela 8-1 – Características principais do material escolhido para o TP01.

MATERIAL - Alumínio (liga) EN AW-5083	
Tensão de Escoamento (σ) (MPa)	240
Módulo de Elasticidade (E) (MPa)	71000
Densidade (ρ) (kg/m ³)	2660

8.1.2. Estimativa dos Carregamentos Envolvidos

Os carregamentos que agem na estrutura foram definidos a partir de duas origens. Ambas levantadas com base nas especificações de projeto, apresentadas no capítulo 2.

A primeira parcela é oriunda da pressão hidrostática atuante nas profundidades máximas de operação do torpedo. Sua magnitude é dada simplesmente pela equação da coluna d'água:

$$P_{rel} = \rho \cdot g \cdot z \quad (8-1)$$

Onde ρ é a densidade do fluido onde se está submerso, g é a aceleração da gravidade e z é a profundidade analisada.

A partir da análise se semelhantes, percebeu-se que a cota máxima de operação dos torpedos modernos ultrapassa os 500 metros de profundidade. Logo, para efeitos de cálculos estruturais, utilizar-se-á uma profundidade máxima de operação de 500 metros e uma cota de colapso estimada em 550 metros de profundidade em água salgada.

Portanto, chega-se ao valor de 5,525 MPa de pressão de compressão relativa. A pressão relativa à atmosfera é utilizada, pois há uma pressão interna de aproximadamente 1 atm dentro do torpedo.

A segunda parcela do carregamento atuante na estrutura é função da pressão hidrodinâmica oriunda da velocidade de avanço do torpedo e pode ser aproximada utilizando-se a equação de Bernoulli, analisada ao longo de uma linha de corrente e considerando-se escoamento em regime permanente. Considerou-se também o fluido incompressível e foi desprezada a presença de atrito. A equação escrita para dois pontos distintos de uma mesma linha de corrente é dada por:

$$\frac{P_A}{\rho} + \frac{V_A^2}{2} + g \cdot z_A = \frac{P_B}{\rho} + \frac{V_B^2}{2} + g \cdot z_B \quad (8-2)$$

Onde V é a velocidade do fluido em relação ao corpo.

Espera-se que a distribuição de pressões hidrodinâmicas ao longo do corpo do torpedo siga a tendência mostrada na Figura 8-2. Assim, por motivos de segurança, calculou-se a pressão máxima hidrodinâmica, atuante no ponto A.

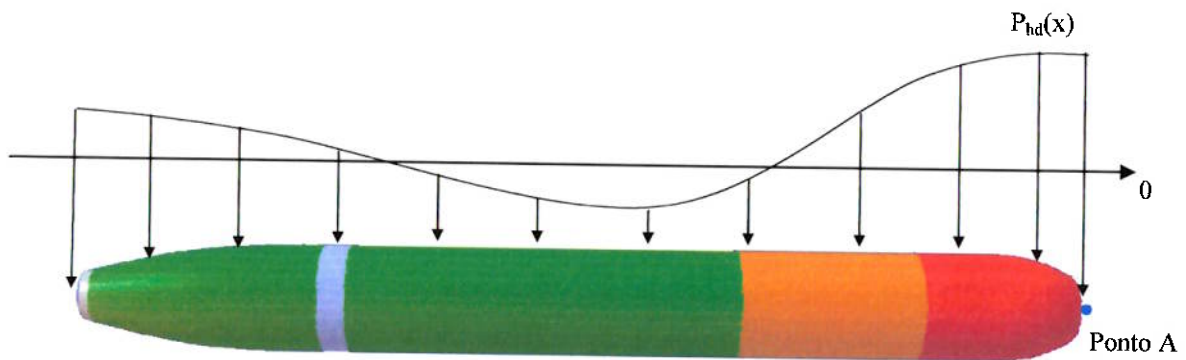


Figura 8-2 – Distribuição aproximada típica de pressão hidrodinâmica sobre uma linha de corrente do escoamento permanente.

Calculando a pressão hidrodinâmica para o ponto extremo de vante e para um ponto no infinito, em relação ao torpedo, temos:

$$\begin{aligned} V_A &= 0 & P_A &= ? \\ V_\infty &= 36 \text{ nós} & P_\infty &= 5,523 \text{ MPa} \\ z_A &= z_\infty = 550 \text{ m} & \rho_A &= \rho_\infty = 1025 \text{ kg/m}^3 \end{aligned} \quad (8-3)$$

Assim, chegamos ao valor de 5,70 MPa de pressão total no ponto A, isto é, um acréscimo do 3,1% no valor da pressão puramente hidrostática.

Logo, um coeficiente de segurança de 10% sobre o valor hidrostático é suficiente para cobrir a pressão hidrodinâmica e ainda acrescentar um valor mínimo de 7% ao valor total do carregamento a ser considerado como constante para todo o corpo de torpedo daqui a diante:

$$P_{Média} = 6,077 \text{ MPa}$$

8.1.3. Modelos Teóricos Utilizados

Para o método analítico escolheu-se a teoria de vasos de pressão, tanto cilíndricos quanto esféricos para a modelagem do torpedo em projeto. Esta foi a razão da divisão do casco total do torpedo em elementos cilíndricos e semi-esféricos.

8.1.3.1. Cálculo da Ogiva

Como dito anteriormente, a ogiva foi aproximada por uma semi-esfera. A teoria de vasos de pressão esféricos é mostrada a seguir.

A partir de um corpo esférico fechado sob uma pressão externa ou interna, pode-se escrever as seguintes relações, como mostrado por Pereira.

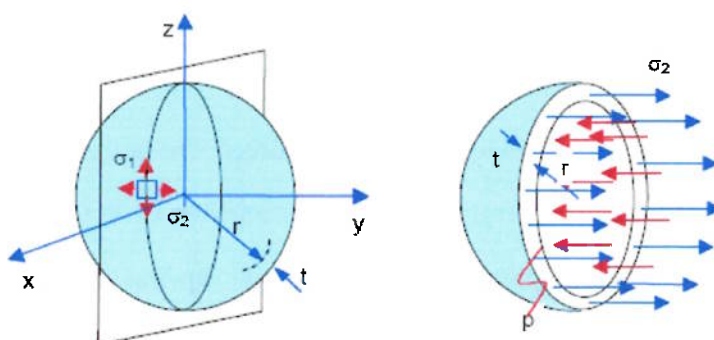


Figura 8-3 – Teoria de vasos de pressão para esferas.

Por simetria $\sigma_1 = \sigma_2$, assim, calculando apenas para a direção 2:

$$\sum F_y = 0, \quad \sigma_2 \cdot (2 \cdot \pi \cdot r \cdot t) - P \cdot (\pi \cdot r^2) = 0 \quad (8-4)$$

Onde F_y são as forças na direção y , σ_2 é a tensão na direção 2, como mostra a Figura 8-3, r representa o raio interno da esfera, t a espessura de seu chapeamento e P é a pressão atuante na estrutura.

Logo a equação que fornece a tensão circunferencial num vaso de pressão esférico é:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{P \cdot r}{2 \cdot t} \quad (8-5)$$

O Circulo de Mohr para esta configuração é mostrado na Figura 8-4. Percebe-se que a componente de tensão na direção radial, σ_3 , pode ser considerada desprezível, quando comparada com as demais componentes, pois equivale apenas o valor de $P_{Médio}$. Restando, portanto apenas o interesse nas parcelas de direções circunferenciais, isto é, σ_1 e σ_2 .

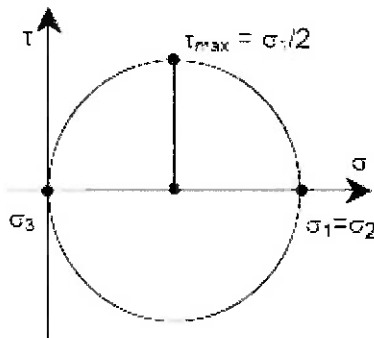


Figura 8-4 – Círculo de Mohr para um vaso de pressão esférico.

Logo, para o cálculo da tensão máxima na direção principal, basta analisar os valores de σ_1 ou σ_2 , e compará-la com os valores de escoamento do material escolhido.

Para o caso analisado, apesar de se considerar apenas uma semi-esfera, as condições de contorno presumidas como sendo de engastamento em torno da região aberta, decorrente da presença de uma ligação solidária com o a região cilíndrica, garantem a utilização da teoria de esferas fechadas, sem perda de coerência.

Admitindo a utilização do material apresentado na Tabela 8-1 e do carregamento total $P_{Médio}$ calculado acima, a espessura mínima do chapeamento teórico é dado pela equação apresentada abaixo.

$$\sigma_{escoamento} = \frac{P_{Médio} \cdot (r_{externo} - t_{ogiva})}{2 \cdot t_{ogiva}} \quad (8-6)$$

A espessura mínima do chapeamento na região da ogiva é, portanto calculada em 3,2 mm. Observa-se que a ogiva do torpedo não é exatamente semi-esférica. Sendo assim, essa hipótese não é conservadora.

8.1.3.2. Cálculo do Corpo Paralelo Médio e Cone de Cauda

O cálculo do corpo paralelo médio segue as mesmas hipóteses e teorias apresentadas para as análises da estrutura teórica da ogiva, porém utilizou-se a teoria de vasos de pressão cilíndricos desta vez. A apresentação da teoria descrita por Pereira esta mostrada a seguir.

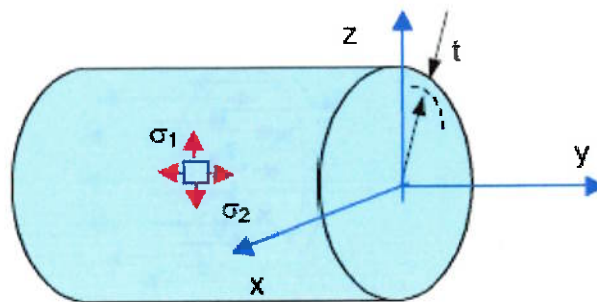


Figura 8-5 – Teoria de vasos de pressão para cilindros.

Para o cálculo de vasos de pressão cilíndricos, analisa-se as duas componentes principais de tensão circunferencial, σ_1 e a longitudinal, σ_2 . A componente radial, σ_3 , é mais uma vez desprezada, pois equivale à $P_{Média}$ atuante.

A tensão circunferencial é dada pela análise de um elemento infinitesimal de comprimento dy . Como apresentado na Figura 8-6.

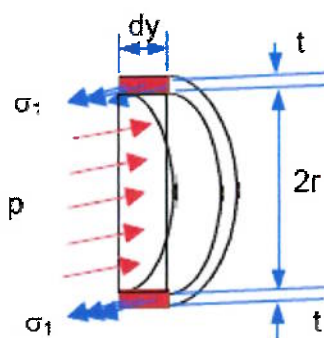


Figura 8-6 – Análise da componente circunferencial da tensão.

Impondo o equilíbrio estático para a secção, tem-se:

$$\sum F_x = 0, \quad 2[\sigma_1(t \cdot dy)] - P \cdot (2r \cdot dy) = 0 \quad (8-7)$$

Logo, a tensão circunferencial para um vaso de pressão cilíndrico é dada por:

$$\sigma_1 = \frac{P \cdot r}{t} \quad (8-8)$$

Já a tensão longitudinal é dada pela análise de um corte transversal do cilindro na direção circunferencial. Como apresentado na Figura 8-7.

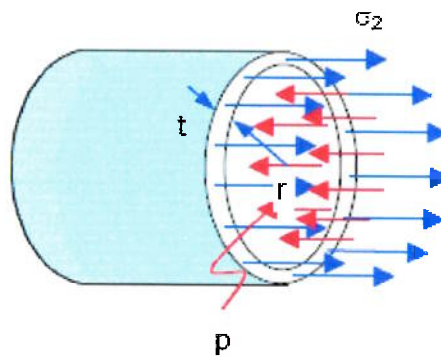


Figura 8-7 – Análise da componente longitudinal da tensão.

Impondo-se novamente o equilíbrio estático para a secção:

$$\sum F_y = 0, \quad \sigma_2 (2\pi \cdot r \cdot t) - P \cdot (\pi \cdot r^2) = 0 \quad (8-9)$$

Assim, a tensão longitudinal do vaso de pressões de paredes finas cilíndricas é dada por:

$$\sigma_2 = \frac{P \cdot r}{2 \cdot t} \quad (8-10)$$

A análise do Círculo de Mohr para o problema cilíndrico nos mostra que a tensão máxima principal a ser comparada com a tensão de escoamento do material utilizado é dada pela componente circunferencial, como mostrado na Figura 8-8.

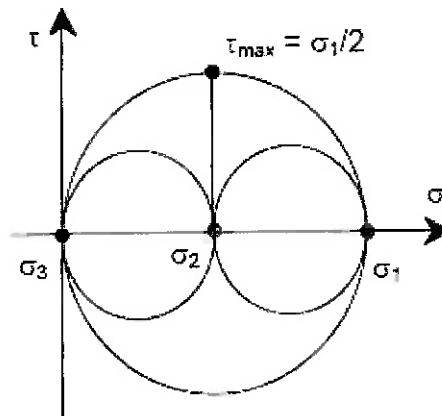


Figura 8-8 – Círculo de Mohr para um vaso de pressão cilíndrico.

Logo, para o cálculo da tensão máxima na direção principal, basta analisar os valores de σ_1 . Admitindo a utilização do material apresentado na Tabela 8-1 e do carregamento total $P_{\text{Médio}}$ calculado acima, a espessura mínima do chapeamento teórico é dado pela equação apresentada abaixo.

$$\sigma_{\text{escoamento}} = \frac{P_{\text{Médio}} \cdot (r_{\text{externo}} - t_{\text{cilindro}})}{t_{\text{cilindro}}} \quad (8-11)$$

A espessura mínima do chapeamento na região do corpo paralelo médio e do cone de cauda é, portanto calculada em 6,3 mm.

Todos os valores calculados acima, não requerem o uso de reforçadores intermediários.

8.2. Norma Técnica BV1041-2

Além do cálculo analítico realizado a partir das hipóteses observadas, foi realizada uma estimativa de arranjo estrutural adaptando a norma BV1041-2, utilizada pela fabricante de submarinos alemã IKL. Esta norma foi criada para aplicação em submarinos. Porém, analisando sempre a aderência dos resultados, foi realizada uma análise extrapolada para o torpedo TP01.

Este estudo envolve somente os cálculos para o casco cilíndrico e seus reforçadores. Admite-se que a espessura da ogiva será a mesma do casco cilíndrico. Assim, tem-se que:

- Hipóteses: admitida pela norma, análise de um cilindro com reforçadores;
- Carregamento: utilizou-se o mesmo carregamento do método analítico – pressão de colapso a 550 metros (6,077 MPa);

O modelo utilizado pela norma se baseia nas hipóteses levantadas. O material utilizado é a mesma liga de alumínio apresentada anteriormente. Chega-se, então, às seguintes fórmulas simplificadas:

- Espessura do casco (t):

$$t = \frac{0,8 \cdot P \cdot R_m}{\sigma_{0,2}} \quad (8-12)$$

O valor R_m representa o raio da superfície média do casco. Numa primeira análise foi utilizado o raio externo (r), seguida de uma atualização, já com o dado da espessura.

- Espaçamento entre cavernas:

$$Lc = 1,6 \sqrt{R_m \cdot t} \quad (8-13)$$

- Espaçamento entre anéis gigantes:

$$Lg = \text{entre } 1,8R_m \text{ e } 3R_m \quad (8-14)$$

Observa-se que, caso fosse realizada essa distinção entre cavernas e anéis gigantes no caso do torpedo, as cavernas teriam um espaçamento muito reduzido (5,7 centímetros). Desta forma, o torpedo teria uma quantidade muito grande de reforçadores. Decidiu-se, então, reduzir o espaçamento entre anéis gigantes e não se utilizar cavernas. O valor adotado foi igual ao do raio médio.

O cálculo das dimensões do perfil da caverna foi desconsiderado, exceto o da altura da alma que é utilizado no cálculo da altura da alma do perfil do anel gigante:

$$h_w = 1,2 \cdot R \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{0,2}}{E}} \quad (8-15)$$

O valor E representa o módulo de elasticidade do material. Em seguida a norma fornece as equações das dimensões do perfil dos anéis gigantes, chamados a partir de agora, apenas de anéis.

- Escantilhões dos anéis:

Altura da alma:

$$H_w = 2 \cdot h_w \quad (8-16)$$

Espessura da alma:

$$t_w = t \quad (8-17)$$

Área do flange:

$$A_f = 0,07 \cdot R^2 \cdot \frac{P}{\sigma_{0,2}} \quad (8-18)$$

Espessura do flange:

$$t_f = t \quad (8-19)$$

Os valores de largura do flange e de área da alma advêm das equações acima. Com tais equações, chegou-se aos seguintes valores:

Tabela 8-2 – Especificação da estrutura segunda à norma BV1041-2.

Espessura do Casco (mm)	5.1
Espaçamento entre gigantes (mm)	251.5
Altura da alma (mm)	35.1
Espessura da alma (mm)	5.1
Área da alma (mm ²)	152.8
Área do flange (mm ²)	112.1
Espessura do flange (mm)	5.1
Largura do flange (mm)	22.0

Relembra-se que o único valor que não segue a norma é o do espaçamento entre anéis que foi reduzido para compensar a ausência das cavernas. Os valores dos perfis (espaçamento e escantilhões) foram comparados com os valores obtidos do torpedo MK24 (espaçamento de 200 milímetros e perfis 26x3x26x3) e demonstraram ser coerentes.

Conforme vem sendo adotado, foi considerado inicialmente o valor mais conservador. O valor da espessura do casco foi considerado como sendo o calculado pelo método analítico. O mesmo valor foi utilizado tanto para o casco cilíndrico quanto

para a calota, que não foi calculada de forma conservadora. Foi considerada, em princípio, a existência de anéis e os escantilhões.

A Figura 8-9 mostra uma figura ilustrativa do casco translúcido e em corte do arranjo estrutural estimado analiticamente para o torpedo TP01:

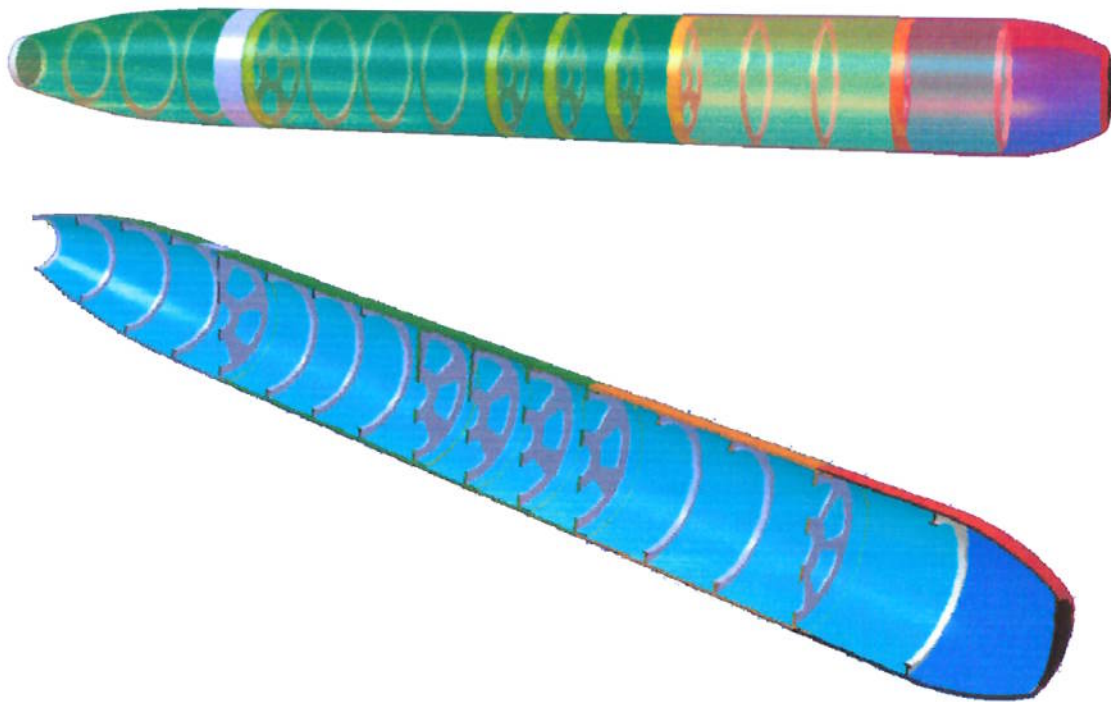


Figura 8-9 – Arranjo estimado analiticamente da estrutura adotada.

O espaçamento entre anéis foi adaptado às dimensões de cada módulo. Estas mudanças foram realizadas de maneira a evitar superposições ou mesmo proximidades excessivas entre perfis e anteparas resistentes. Assim, observa-se que as anteparas originalmente desenhadas foram mantidas. Além disso, a espessura do compartimento do tanque foi ampliada para 10 milímetros para evitar o uso de ligas especiais de alta resistência. O Anexo IV – Desenhos do Arranjo Estrutural Inicial apresenta o resultado dos estudos analítico e pela norma.

8.3. Análise Numérica por Elementos Finitos

Para as análises numéricas, o módulo de análise estrutural do software CATIA V5 release 14 foi utilizado. A escolha deste programa baseou-se em sua relativa facilidade de uso, simplicidade dos modelos de elementos finitos incorporados resultando em rapidez global de execução, em sua boa confiabilidade, sendo utilizado por projetistas e construtores mundiais, e na disponibilidade do programa para o Departamento de Engenharia Naval.

O método dos elementos finitos utilizado envolve a integração das funções de forma baseada em quadraturas de Gauss. A curva de tensão-deformação, ou simplesmente lei de comportamento material, utilizada foi uma aproximação da lei normalmente encontrada para alumínio, modificada para atingir os mesmos valores de tensão de escoamento e módulo de elasticidade especificada para o Alumínio (liga) EN AW-5083 (Tabela 8-1).

Como justificativa para tal aproximação tem-se o fato de que todo o interesse nas análises foi concentrado apenas no domínio puramente elástico do material, ficando a lei de comportamento reduzida a apenas uma reta cuja inclinação é dada pelo módulo de elasticidade e o ponto de máximo sendo estabelecido pela tensão de escoamento. O restante da lei de comportamento responsável pela plasticidade do material foi conservado da lei padrão para alumínio em liga.

A metodologia utilizada para o estudo do projeto estrutural em elementos finitos seguiu as etapas expostas abaixo:

1. Desenvolvimento de um modelo geométrico base, incluindo as condições de contorno para a geração de malhas.
2. Análise de um modelo geométrico bruto composto de elementos triangulares de casca, apenas para a verificação do modelo numérico com o modelo analítico desenvolvido durante a primeira etapa dos trabalhos.
3. Análise do modelo estrutural completo composto de elementos tetraédricos volumétricos, para aferir a contribuição propiciada pelos reforçadores e sua real necessidade.

4. Nova proposta para o arranjo estrutural baseado nos resultados obtidos numericamente.

Cada um destes tópicos será mais bem explicado nas próximas seções.

8.3.1. Modelo Base e Condições de Contorno

Como ponto de partida para o estudo do problema estrutural utilizando-se elementos finitos, foi criado um modelo geométrico de base com o próprio CATIA. Este modelo contém todas as estruturas propostas inicialmente e traz ainda as condições de contorno propostas para o problema.

A Figura 8-10 mostra o modelo e suas condições de contorno.

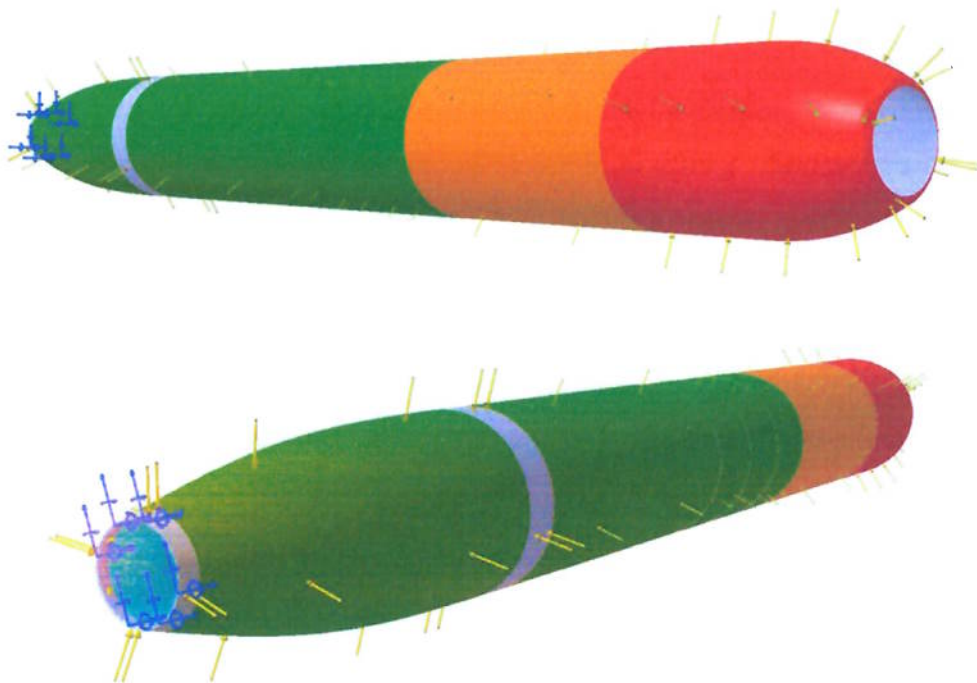


Figura 8-10 – Modelo geométrico de base e condições de contorno.

O modelo base inclui o carregamento hidrostático de 6,1 MPa ao redor de todo o corpo, correspondente à pressão encontrada a 550 metros de profundidade, e uma restrição total de movimentos na superfície mais a ré do corpo. Esta restrição foi adotada apenas para evitar singularidades da matriz de rigidez global do modelo, provocadas por possíveis movimentos de corpo rígido dos módulos.

A ligação entre os módulos foi modelada utilizando definição implícita dos contatos na zona de rosqueamento e batente. Essa modelagem emprega *rigid joint elements* que fazem a transferência dos movimentos de uma superfície para a outra em contato direto, considerando que as duas superfícies em contato estejam completamente solidarizadas. A Figura 8-11 mostra tal modelagem.

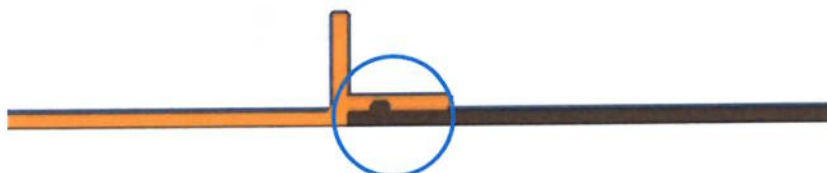


Figura 8-11 – Detalhe da zona de solidarização das superfícies em contato.

Este modelo foi usado como base para todas as análises apresentadas a seguir.

8.3.2. Modelo Bruto em Elementos de Placa

O primeiro modelo criado visa apenas verificar o modelo numérico utilizado pelo programa com a teoria analítica do problema estrutural utilizada na primeira volta da espiral. Relembrando, as hipóteses assumiam a possibilidade da subdivisão do corpo em duas partes, uma esférica (a ogiva) e outra cilíndrica (o restante do corpo). Essas partes foram analisadas independentemente, através de teoria de vasos de pressão, sem nenhum tipo de reforçador.

Foi criado um modelo em elementos de placa triangular lineares (3 nós) de apenas 6 mm de espessura (como foi calculado pelas equações, antes do uso da norma) e sem reforçador algum em seu interior. Ao modelo, foram aplicados as condições de contorno e os carregamentos apresentados na seção anterior.

A malha foi gerada de modo automático, utilizando como parâmetros a geometria do modelo base, sem os reforços ou anteparas e o tamanho máximo de cada elemento, determinado em 20 mm. Os elementos de placa foram discretizados em 5 camadas, sendo uma neutra, duas internas e duas externas, totalizando 6 mm de espessura. No total foram criados 20.018 nós e 40.032 elementos triangulares lineares (TR3). A Figura 8-12 mostra a malha gerada, e as condições de contorno aplicadas.

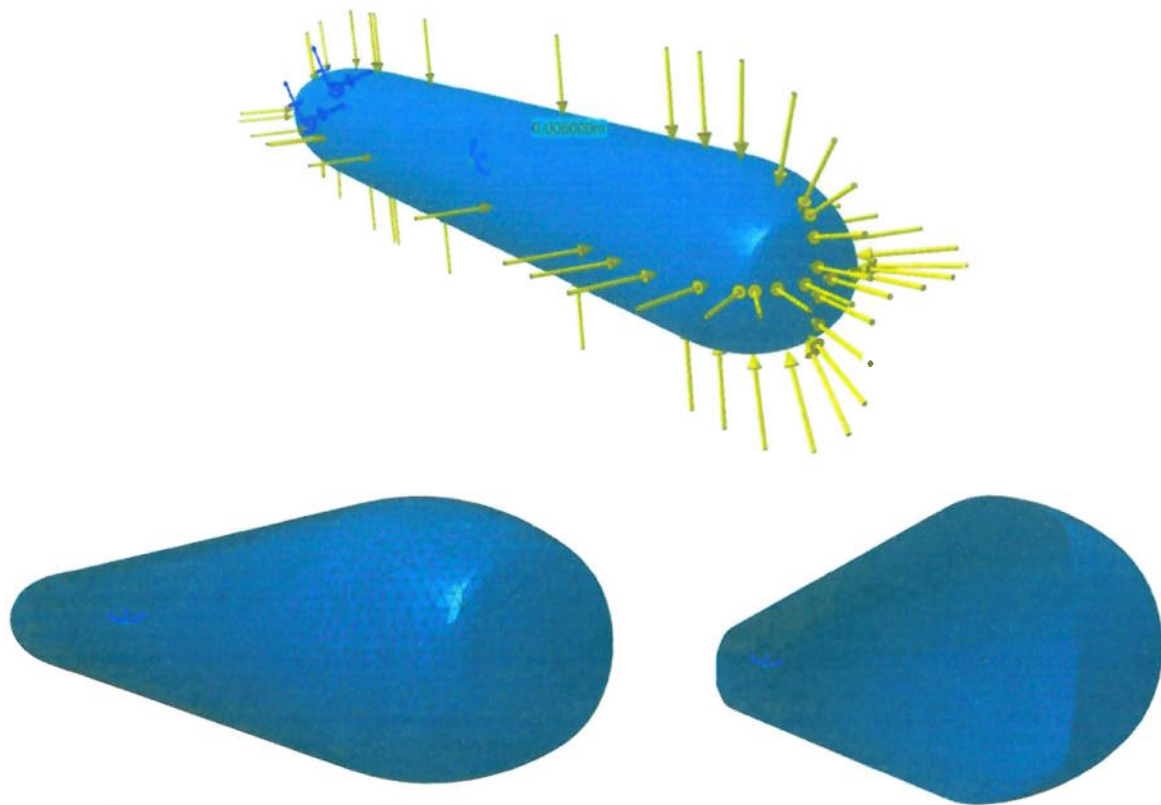


Figura 8-12 – Malha em placa utilizada para validação das hipóteses analíticas assumidas.

A Figura 8-13 apresenta a tensão de von Mises resultante da análise, aferida na camada mais interna, e portanto a mais crítica em problemas de compressão, dos elementos de chapa.

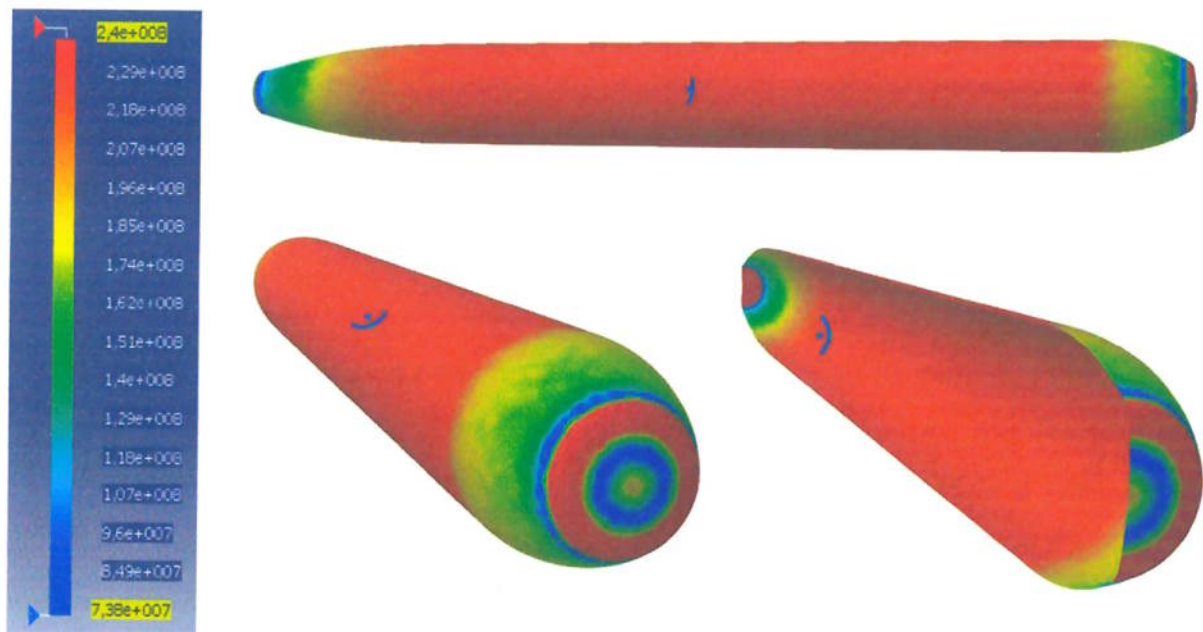


Figura 8-13 – Tensão de von Mises (Pa) para modelo de placas sem reforçadores.

Pelos resultados obtidos pode-se perceber que mesmo ao longo do corpo cilíndrico sem nenhum tipo de reforçadores, a tensão máxima de von Mises não ultrapassa os 230 MPa, ainda aquém da tensão de escoamento do material de 240MPa. Porém, a região de vante do transdutor apresenta valores superiores a 300 MPa, isto se deve à descontinuidade provocada pela mudança de gradiente da calota, não inclusa na hipótese analítica. Contudo, este resultado não é importante, já que esta região é composta pelo próprio transdutor, envolto por um composto polimérico ainda não especificado. O Anexo V – Desenhos de Concepção do Módulo da Ogiva apresenta alguns desenhos da configuração final proposta para a ogiva, já apresentando tal material polimérico. Nos modelos apresentados nas próximas seções não mais apresentarão a calota do transdutor, apresentando, portanto apenas o orifício de acoplamento e vedação do sonar.

A principal conclusão retirada deste modelo foi a aparente desnecessidade de utilização de reforçadores, uma vez que a tensão de escoamento do material não foi atingida. O modelo volumétrico apresentado na próxima seção permitirá uma melhor análise da influência dos reforçadores na distribuição de tensões por todo o arranjo estrutural do torpedo.

8.3.3. Modelo Completo em Elementos Volumétricos

Como dito anteriormente, este próximo modelo visa a análise da influência dos reforços estruturais na distribuição total dos esforços no arranjo estrutural da unidade. Para tanto, um modelo estrutural completo foi modelado com espessura de chapeamento de 7 mm (10 mm no caso do módulo do tanque de combustível), anteparas e anéis reforçadores. Desta vez foram utilizados elementos tetraédricos volumétricos lineares e quadráticos.

Uma vez que os modelos lineares e quadráticos não apresentaram diferenças em seus resultados, apenas o modelo linear será aqui apresentado e comentado.

A Figura 8-14 apresenta a malha criada automaticamente pelo software CATIA, dado como parâmetros a dimensão máxima e mínima para os elementos, determinados em 20 e 5 mm respectivamente. A malha final apresentou 97.503 nós e um total de

175.425 elementos tetraédricos lineares de 4 nós (TE4). Foram ainda utilizados elementos de ligações rígidos (SPIDERS e BARS) para a solidarização dos módulos.

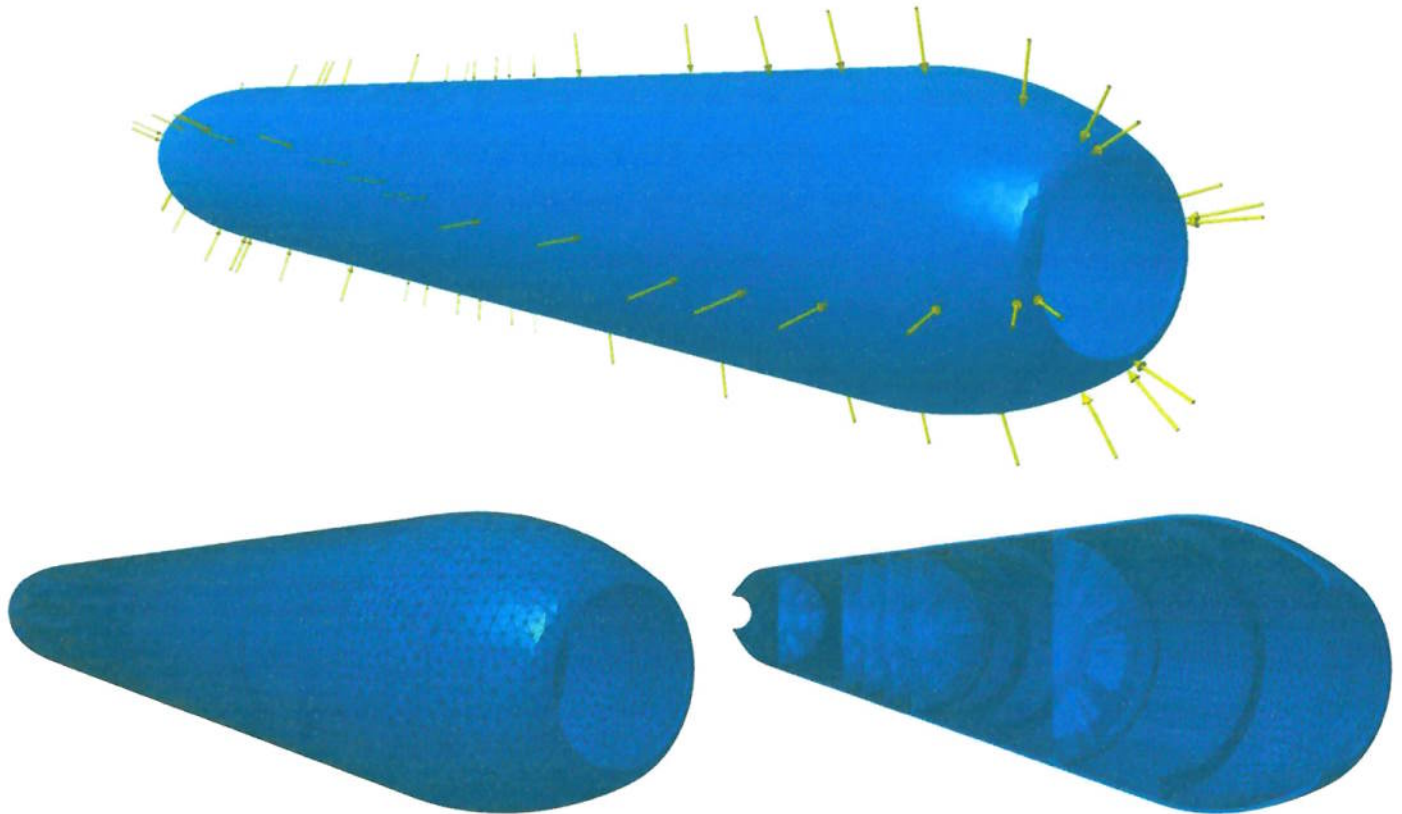


Figura 8-14 – Malha em elementos volumétricos utilizada para verificação do arranjo estrutural inicial.

A Figura 8-15 apresenta a tensão de von Mises resultante desta análise.

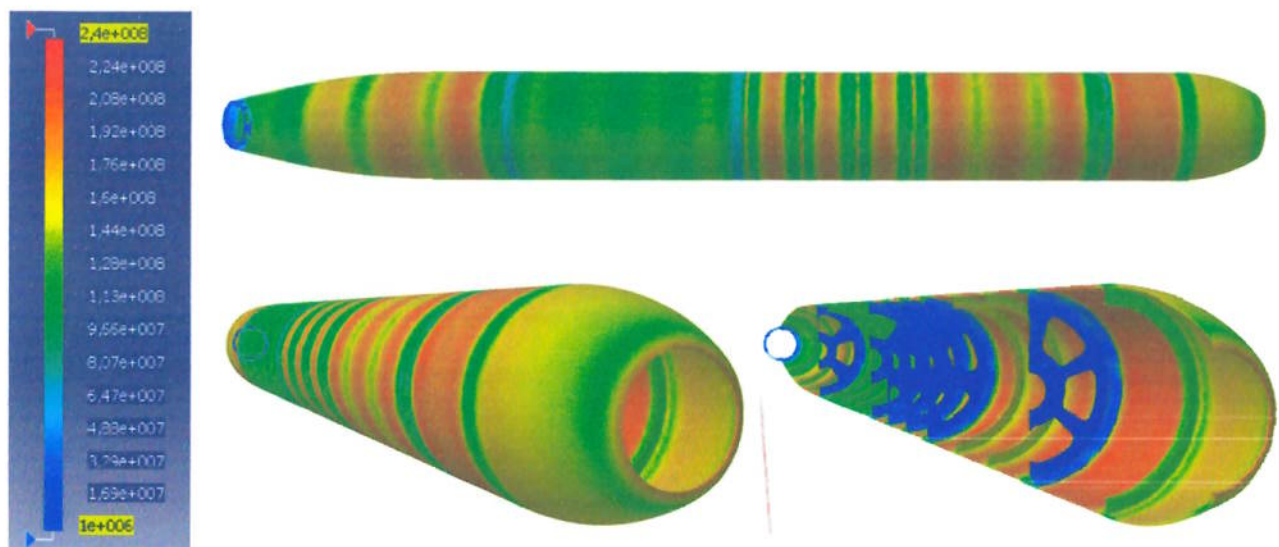


Figura 8-15 – Tensão de von Mises (Pa) para modelo volumétrico completo.

Os resultados mostram que em nenhuma região houve tensão maior que 200 MPa. A conclusão mais importante retirada deste fato é a relativa inutilidade dos anéis reforçadores, uma vez que estes valores já eram esperados se fosse apenas considerada a teoria de vasos de pressão não reforçados, para o valor de 7 mm de espessura. Como visto anteriormente, para espessuras de 6 mm sem reforçadores, o valor esperado seria de 230MPa.

Logo se conclui que com o espaçamento atual dos anéis, as regiões de chapeamento entre reforçadores estão submetidas às mesmas tensões esperadas para uma estrutura sem nenhum tipo de reforçador.

Para que seja de fato aproveitada a capacidade dos reforçadores projetados, seus espaçamentos deveriam ser extremamente reduzidos, como foi observado no uso da norma, o que para o caso analisado inviabilizaria sua utilização. Entretanto, isso demonstra que a norma alemã é coerente para o caso de submarinos que possuem reforçadores próximos uns dos outros que auxiliam o chapeamento.

Os fatos aqui apresentados geraram uma revisão completa do arranjo estrutural proposto inicialmente. Esta revisão, agora voltada para questões de refinamento e eliminação de excessos, será detalhada na próxima seção.

8.3.4. Proposição Final para o Arranjo Estrutural Preliminar

Observando racionalmente os resultados até aqui obtidos, percebe-se que o caso analisado é o da cota de colapso a 550 metros de profundidade e a velocidade máxima de 36 nós. Nesta situação de acordo com os requisitos do projeto, o torpedo deveria estar prestes a colapsar plasticamente. Pensando agora em termos de otimização de peso estrutural e de custos de fabricação, a melhor solução para o arranjo estrutural seria a que satisfizesse os requisitos sem sobras.

Partindo deste pressuposto, a nova proposta de arranjo estrutural desenvolvida nesta fase adota a configuração mais econômica possível que atenda todos os requisitos de projeto. Esta iniciativa tem como suporte o fato de que as ferramentas de análises numéricas aumentam em muito a precisão do projeto final, permitindo com isso a

diminuição progressiva dos coeficientes de segurança adotados durante a primeira fase da espiral de projetos.

O novo arranjo proposto elimina os anéis reforçadores e reduz a espessura do chapeamento dos módulos para 6 mm, com exceção do módulo do tanque de combustível que permanece em 10 mm. As anteparas que dividem os módulos foram conservadas principalmente pelo fato de auxiliarem a fixação e organização dos equipamentos presentes dentro de cada módulo e também por encontrar-se em zonas mais suscetíveis a danos como é o caso das regiões de acoplamento e estanqueidade dos diferentes módulos.

A Figura 8-16 apresenta o novo arranjo estrutural proposto, sendo seu desenho técnico apresentado no Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural.

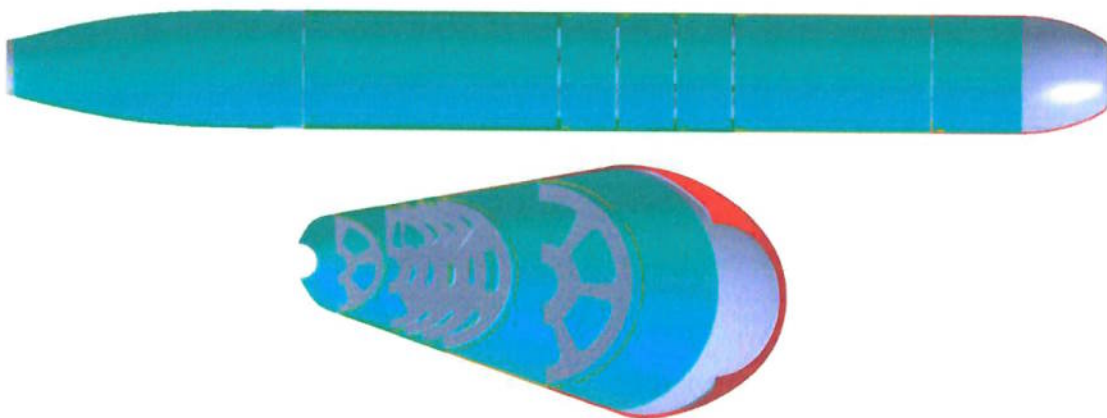


Figura 8-16 – Novo arranjo estrutural proposto.

A análise estrutural do novo arranjo proposto é apresentada adiante. A Figura 8-17 apresenta a malha criada em elementos tetraédricos lineares de 4 nós (TE4). No total foram criados 66.152 nós e 194.370 elementos. Também foram empregados elementos de ligações rígidos (SPIDERS e BARs) para a solidarização dos módulos.

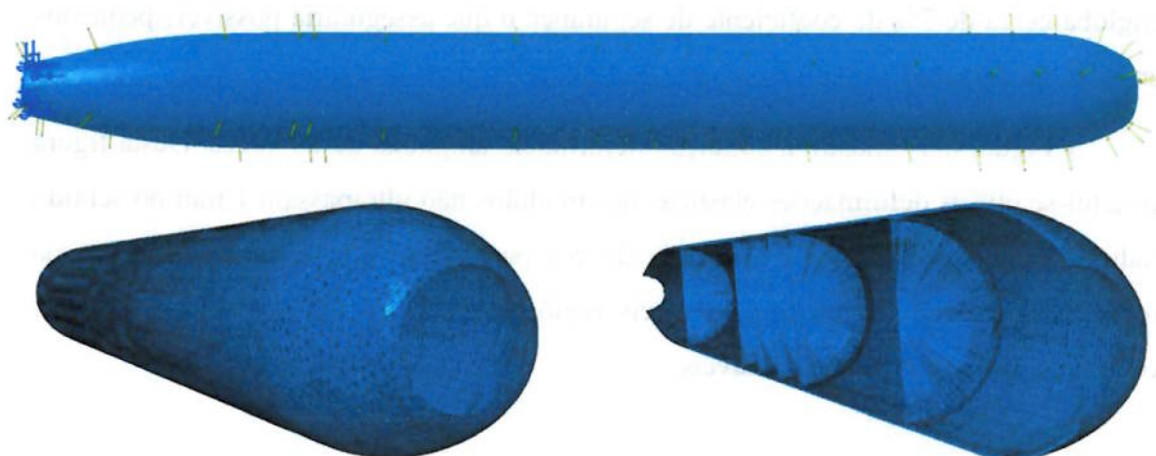


Figura 8-17 – Malha em elementos volumétricos utilizada para verificação do novo arranjo estrutural sem os anéis reforçadores.

A Figura 8-18 apresenta a tensão de von Mises resultante da análise.

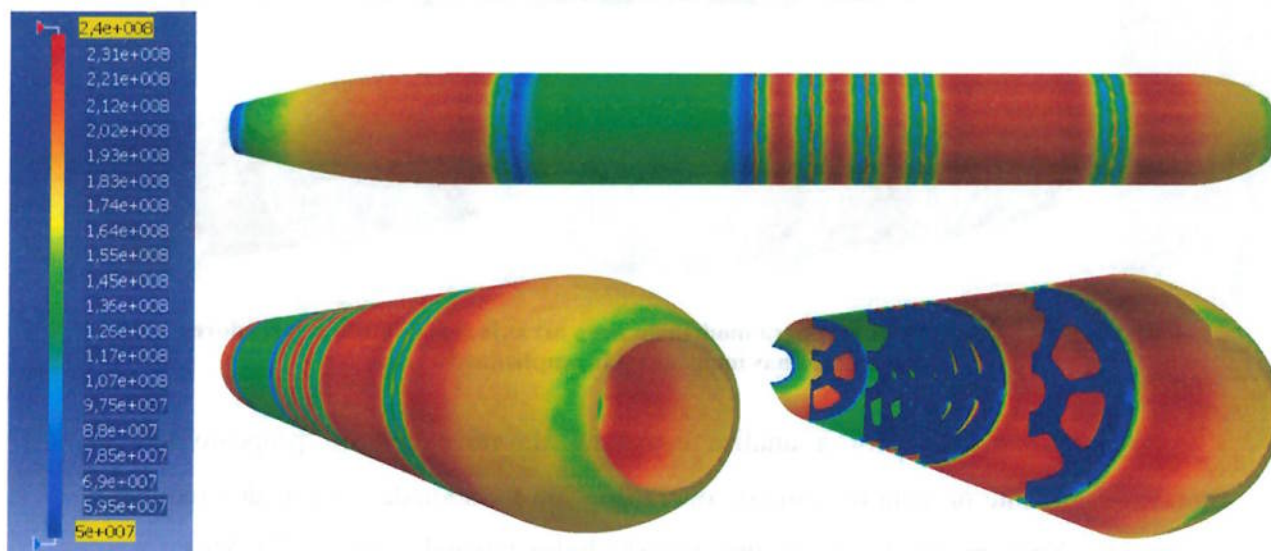


Figura 8-18 – Tensão de von Mises (Pa) para modelo do novo arranjo sem os anéis reforçadores.

Neste modelo observou-se que a tensão máxima de 230 MPa encontrada no chapeamento recupera os resultados obtidos no modelo de placas, com total ausência de reforçadores ou anteparas. Logo, julgou-se satisfatório aproximar-se à tensão de escoamento do material na profundidade da cota de colapso.

É importante salientar também que ultrapassada esta barreira, não significa que o torpedo irá simplesmente implodir. De acordo com as análises, conclui-se apenas que a partir deste haverá ocorrência de deformações plásticas irreversíveis em certas regiões. Não implicando na imediata inutilização ou mesmo parada de funcionamento da unidade. Lembra-se ainda que o carregamento definido a 550 metros de profundidade já

engloba cerca de 7% de coeficiente de segurança o que asseguraria possíveis pequenos erros de modelagem.

A Figura 8-19 mostra a condição deformada, ampliada de 50 vezes. Desta figura conclui-se que as deformações elásticas nos módulos não ultrapassam 1 mm no sentido radial e também apresenta a tendência do comportamento das deformações em cada região. Isso permite identificar possíveis regiões críticas para o posicionamento dos equipamentos internos mais sensíveis.

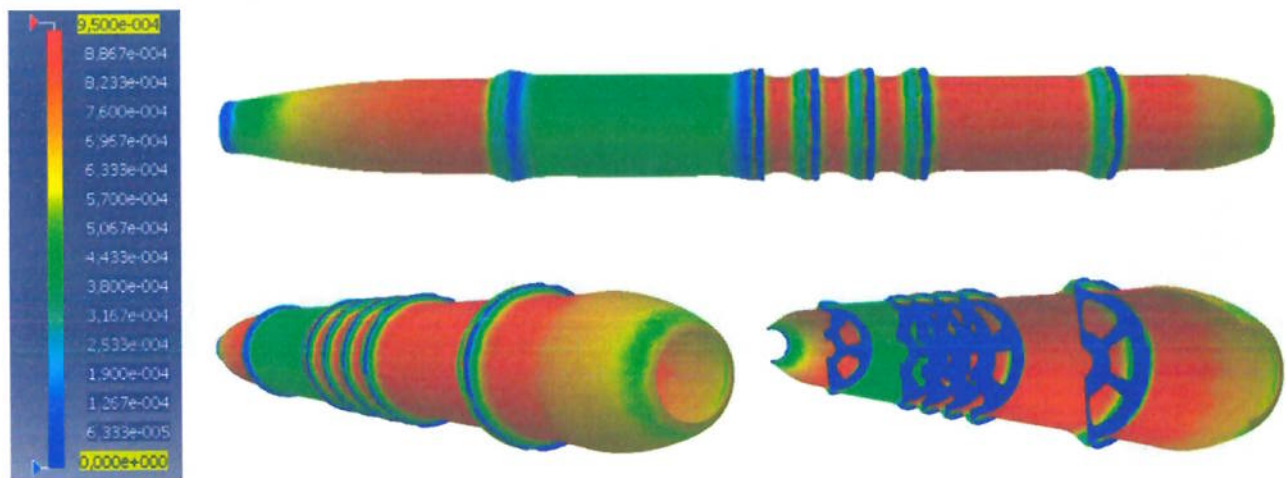


Figura 8-19 – Deformação (m) para modelo do novo arranjo sem os anéis reforçadores. As deformações nas imagens estão ampliadas 50 vezes.

A próxima etapa foi a análise estrutural do novo arranjo proposto sob as condições atuante na cota máxima de operação, 500 m, adotada a partir dos requisitos do projeto. Nesta profundidade, há uma pressão hidrostática de cerca de 5,0 Mpa.

Utilizando a mesma metodologia para a estimativa dos carregamentos atuantes, ao valor da pressão hidrostática foi acrescido 10% devido à pressão hidrodinâmica e ao coeficiente de segurança global. O valor final utilizado foi de então 5,5 MPa.

A Figura 8-20 apresenta a tensão de von Mises para o mesmo modelo analisado sob os carregamentos atuantes na cota de operação. Estas tensões deverão ficar satisfatoriamente aquém das tensões máximas de escoamento do material.

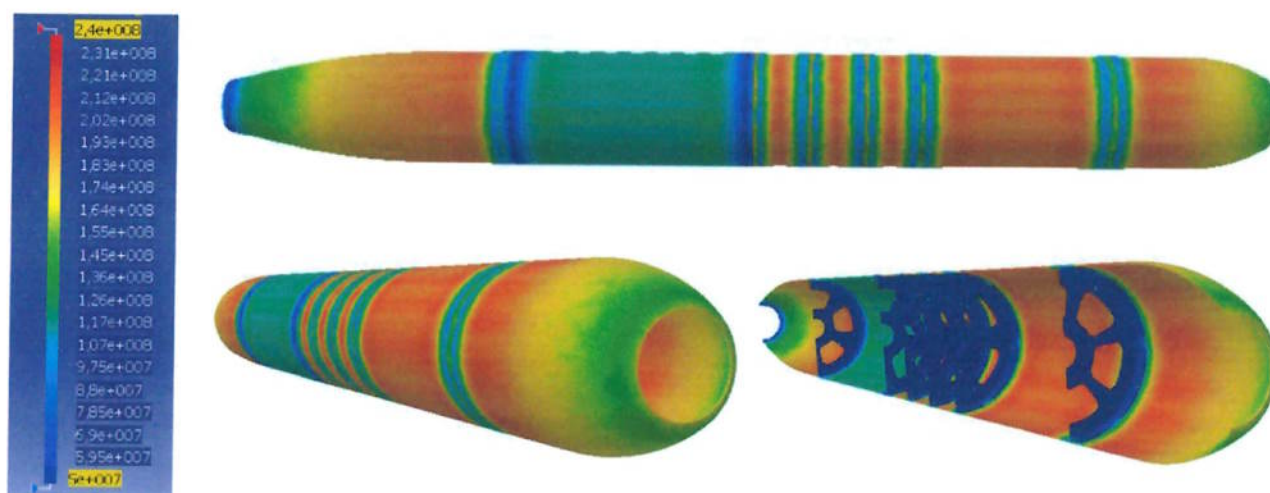


Figura 8-20 – Tensão de von Mises (Pa) para modelo do novo arranjo sem os anéis reforçadores sob condições da cota de operação máxima.

Estes resultados mostram o que já era esperado. A magnitude máxima da tensão de von Mises não ultrapassa os 215 MPa, o que representa um cenário de tensões 10% abaixo da tensão máxima de escoamento do material especificado. Estes valores garantem, com boa margem de segurança, condições operacionais de utilização do torpedo na cota de operação especificada.

A Figura 8-21 mostra a condição deformada, ampliada de 50 vezes. Aqui também se conclui que as deformações elásticas nos módulos não ultrapassam 0,8 mm, muito aquém de causar danos os componentes internos do sistema.

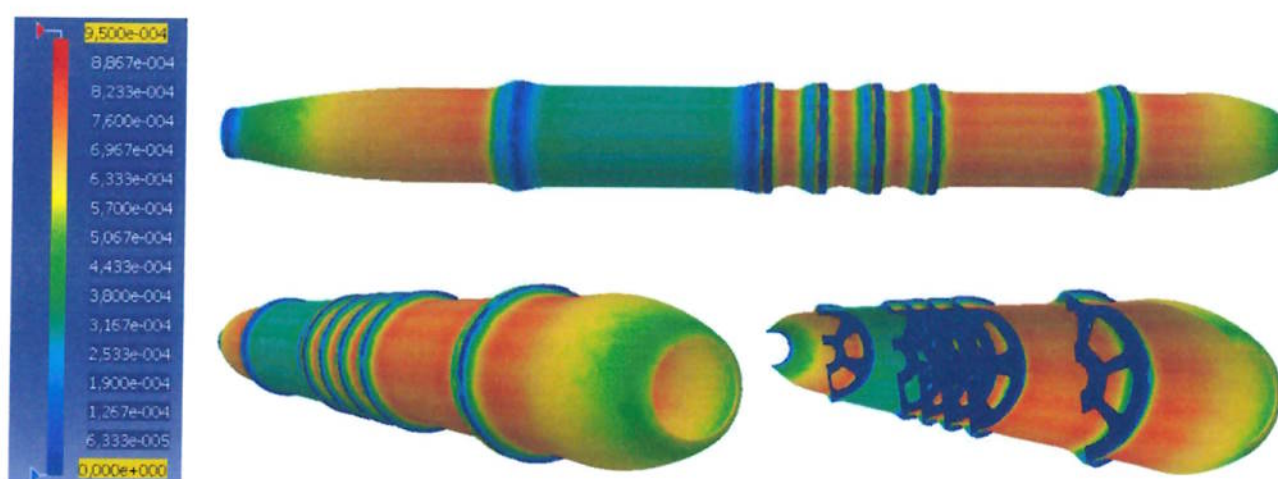


Figura 8-21 – Deformação (m) para modelo do novo arranjo sem os anéis reforçadores sob condições da cota de operação máxima. As deformações nas imagens estão ampliadas 50 vezes.

Na seção seguintes será apresentado um estudo preliminar baseado em formulações analítica, dos modos flambagem da estrutura e suas conseqüências na operação do TP01 em projeto.

8.4. Flambagem

A flambagem é um ponto importantíssimo no desenvolvimento e análises de projetos estruturais, pois este fenômeno de instabilidade e bifurcação pode levar ao colapso estruturas cujas tensões globais encontram-se aquém das tensões máximas de escoamento.

Nesta seção será realizada uma breve análise do problema da flambagem local e global, analítica e semi-empírica.

O uso de normas de estabilidade para estruturas cilíndricas foi avaliado e descartado. Tal tipo de norma é utilizado geralmente para avaliação de colunas de plataformas oceânicas. Notou-se que as normas analisadas não oferecem claramente validade para a utilização com estruturas em alumínio, pois se utilizam de fórmulas com coeficiente empíricos resultantes de ensaios de estruturas que, em geral, são de aço (como é o caso da norma DNV-RP-202 de 2002). Além disso, as características geométricas do corpo ensaiado encontram-se no extremo inferior do intervalo aconselhado pelo *Bulletin on Stability Design of Cylindrical Shells*, publicado pela *American Petroleum Institute* (API) em 1987. Isto é, a relação raio-espessura (R/t), que deve ser menor que 1000, é de 42,5 para o topedo. O que coloca o sistema numa extremidade da margem, gerando incertezas. Desta forma, os resultados dos cálculos realizados através da norma não serão apresentados.

8.4.1. Análise de Flambagem Analítica

Como exposto em Troitsky (1982), experiências indicam que cascas de pequena espessura podem deformar, flambar e colapsar, devido a pressões atuantes que geram tensões na estrutura. Como dito, o pior fato que pode ocorrer durante a construção ou a operação da estrutura é o desenvolvimento de flambagem. A flambagem pode ser definida por uma falha local decorrente de instabilidades que provoca enrugamento do

chapeamento, também conhecida como flambagem de placa. A flambagem global é decorrente da instabilidade da estrutura como um todo, agindo como coluna.

Ambos os tipos de flambagem serão abordados no decorrer desta seção.

8.4.1.1. Flambagem Local da Placa

A flambagem local é resultado de uma instabilidade estrutural da parede da estrutura quando sujeita a tensões compressivas. Estruturas tubulares podem sofrer esse tipo de flambagem se as tensões de flexão excederem a valores críticos. Esse fenômeno deve ter prioridade nos estudos para análise desse tipo de estrutura. Sendo assim, após a determinação da espessura do chapeamento, de forma a satisfazer às tensões requeridas, sua estabilidade deve ser verificada.

A estabilidade em relação a flambagem local depende da razão de espessura da chapa pelo raio do cilindro (t/R). Além disso, no estudo de estruturas tubulares de paredes finas duas considerações são importantes. A primeira delas é a de que flambagens locais podem ser prevenidas por tensões na estrutura abaixo das tensões de escoamento do material utilizado. A segunda consideração trata de uma restrição severa de que a tendência de flambar localmente não deve reduzir a carga de flambagem global da estrutura.

Para estudar tanto o fenômeno da flambagem local quanto da global, a abordagem clássica investiga o caso fundamental: flambagem de uma casca cilíndrica sob compressão axial. Pela formulação de Lorenz, pode-se chegar a valores de tensão crítica clássica de flambagem local, respectivamente por:

$$\sigma_{cr} = \frac{E \cdot t}{r \cdot \sqrt{3(1 - \mu^2)}} \quad (8-20)$$

Onde r é o raio médio do cilindro analisado, E é o módulo de elasticidade do material, t é a espessura mínima do chapeamento e μ é o coeficiente de Poisson para o material.

De acordo com esta formulação, a tensão de von Mises crítica para a flambagem local do chapeamento do TP01 é de cerca de 1000 MPa. Muito além do das tensões

presentes no torpedo e também da tensão de escoamento do material. O que garante analiticamente a inexistência de flambagem local no chapeamento do torpedo.

Entretanto, resultados experimentais tem-se mostrado bem distintos da formulação apresentada. Os estudos de von Karman apresentam que a diferença se dá principalmente devido à não linearidade do fenômeno que é tratado com formulações lineares. Segundo von Karman imperfeições na estrutura podem aumentar a influência da não-linearidade.

Outro fator que gera alterações no modelo apresentado é o efeito da extremidade. Esse efeito é desconsiderado na análise clássica. Entretanto, o diâmetro do cilindro sob carga axial tende a aumentar devido aos efeitos de Poisson.

Com base na diferença entre a formulação clássica e os resultados experimentais, foram realizados vários experimentos com estruturas tubulares, para se chegar a uma formulação para a tensão crítica de flambagem local. Chegou-se, então, a seguinte equação, que leva em conta o coeficiente de flambagem p :

$$\sigma_{cr} = \frac{p \cdot E \cdot t}{r} \quad (8-21)$$

O valor de p para grande parte dos experimentos foi de 0,18, resultando em um novo valor de tensão crítica de 300 MPa. Ainda assim acima dos valores encontrados nas condições de colapso.

Entretanto, para casos em que se identificaram imperfeições na estrutura o valor de p chegou a faixa de 0,06 a 0,15. Nota-se que com o aumento da razão de raio por espessura (r/t) há queda do valor de p , pois a probabilidade de aparecimento de imperfeições aumenta. Por este motivo, durante a fase de especificação de construção do torpedo TP01, é indispensável um rígido controle superficial e de imperfeições nas suas estruturas.

Para uma comparação do valor acima encontrado, pode-se utilizar a formulação de Donell, por exemplo, baseadas em resultados experimentais para tensões permissíveis em projetos de estruturas tubulares sob compressão.

$$\sigma_{cr} = \frac{E \left[0,6 \left(\frac{t}{r} \right) - 10^{-7} \left(\frac{r}{t} \right) \right]}{1 + 0,004 \frac{E}{F_y}} \quad (8-22)$$

Onde F_y é a tensão de escoamento do material.

Ainda assim, o valor encontrado de 460 MPa como tensão crítica de flambagem local está acima da tensão máxima atuante na estrutura.

8.4.1.2. Flambagem Global como Coluna

Nota-se, porém, que a formulação apresentada para a tensão crítica da flambagem local não leva em conta o comprimento da estrutura. Isto é, considera-se que a tensão local crítica de flambagem independe do comprimento da casca.

Quando se passa da análise de perda local de estabilidade para perda global de estabilidade, para cilindros longos de parede fina ($L/R > 10$) considera-se que a flambagem não se dá pelo “enrugamento” local, mas sim globalmente, segundo a formulação da coluna de Euler:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2 A} \quad (8-23)$$

onde, I é a inércia da seção do cilindro, L o comprimento do torpedo e A é a área média da seção do cilindro.

A partir desta formulação, chega-se que a tensão crítica de flambagem global para o torpedo em estudo é de cerca de 840 MPa. Portanto, a tensão presente no torpedo nas condições da cota de colapso, de acordo com a teoria de coluna de Euler, não apresenta flambagem global.

Concluindo, estes resultados garantem analítica e preliminarmente que o arranjo estrutural projetado para o torpedo em desenvolvimento não sofrerá flambagem nem local nem globalmente, com fatores de segurança superiores a 25%.

9. Propulsão

Uma vez realizado o levantamento da resistência ao avanço do TP01, é possível desenvolver uma análise preliminar da propulsão do torpedo. Este capítulo aborda especificações da instalação propulsora, estimativas iniciais e projeto dos propulsores contra-rotativos por Teoria de Linha de Sustentação. Além disso, apresenta uma breve análise do desempenho da propulsão e da cavitação, finalizando com uma conclusão.

Da análise de arrasto do torpedo, o valor de resistência ao avanço sem ângulo de ataque foi definido em:

$$R_t = 5910,9N \quad (9-1)$$

A esse valor deve ser adicionado um valor de arrasto induzido, provocado pelas aletas e lemes móveis. Notou-se, através da simulação, que em corrida reta o ângulo ataque máximo que o torpedo alcança é de aproximadamente 1,5 °. Quando o torpedo atinge esse ângulo as aletas, sem ângulo de leme, garante a trajetória em corrida reta e nivelada, apesar da presença de braço CG-CB. Para o coeficiente de arrasto induzido foi utilizada a formulação apresentada por Anderson (2001):

$$CD_{(induzido)} = \frac{C_l^2}{\pi \cdot RA} \quad (9-2)$$

O coeficiente de sustentação (C_l) da aleta está associado ao ângulo de ataque máximo e é igual a 0,1104, definido em termos de $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot S \cdot C_l$. A razão de aspecto (RA) para a formulação é igual a duas vezes a razão de aspecto da geometria e é igual a 1,888.

O arrasto induzido é, então, igual a:

$$R_{d(induzido)} = 2 \left(\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V^2 \cdot C_{d(induzido)} \right) = 79,5N \quad (9-3)$$

A multiplicação por 2 é devido à ação de duas aletas. O valor de resistência ao avanço final é de:

$$R_t = 5990,4N \quad (9-4)$$

9.1. Sistema de Propulsão a Motor Otto Fuel II Propelido por Propulsores Contra-Rotativos

A instalação propulsora do torpedo TP01 consta de um motor de combustão externa *Otto Fuel II*, como já mencionado em capítulos anteriores, e dois propulsores contra-rotativos. O sistema contra-rotativo, devido às suas características, deixa de ser uma opção e passa a ser uma necessidade para a propulsão de torpedos. Neste sistema existem dois eixos que giram em sentidos contrários, um interno ao outro. Tais eixos são balanceados em relação aos seus momentos de inércia. Isso evita que se seja gerado um momento angular líquido não nulo no torpedo, induzindo-o a girar em torno de seu eixo longitudinal, desperdiçando energia. Para anular o momento resultante do sistema propulsivo contra-rotativo, a quantidade de movimento angular (H_o), em relação ao eixo axial, deve ser zero, como pode ser observado:

$$H_o = \sum I_{zz} \cdot \omega_z = 0 \rightarrow I_{zzInt} \cdot \omega_{zInt} = I_{zzExt} \cdot \omega_{zExt} \quad (9-5)$$

Onde:

I_{zz} : momentos de inércia em torno do eixo axial;

ω_z : velocidades angulares dos eixos.

Outro fato que torna necessário a utilização do sistema contra-rotativo é a necessidade de se evitar efeitos giroscópicos no torpedo. Isto é, devido à variação de rotação em um dos eixos, por exemplo, quando os lemes exercem momento para uma guinada pode surgir um momento de reação em torno de um terceiro eixo, perpendicular aos dois primeiro (precessão giroscópica, Ω). Assim, tem-se que, aplicando em torno do eixo de rotação:

$$M = I_{zz} \cdot \Omega \cdot \omega_z = 0 \rightarrow \sum I_{zz} \omega_z = 0 \quad (9-6)$$

Desta forma, a propulsão do torpedo TP01 será realizada por um motor *Otto Fuel II* que transmitirá potência a dois eixos contra-rotativos ligados a cada propulsor. Especificando que os eixos são balanceados, os lemes e aletas do torpedo não terão a função de contrabalançar qualquer tipo de momento ou precessão.

Relembra-se que nesse caso todo o motor gira, tanto sua parte interna quanto externa, e a rotação a ser especificada é a soma das rotações internas e externas. Isso ocorre porque o sistema do motor Otto Fuel II contra-rotativo é disposto sobre mancais e quando os pistões transmitem esforços a um eixo senoidal, transformando o esforço axial em esforço rotativo, surge uma reação no sentido rotacional, que faz com que o sistema pistão-bloco do motor gire no sentido contrário. Assim, o eixo externo está solidário ao sistema pistão-bloco, enquanto o eixo interno está solidário ao eixo senoidal. A figura a seguir apresenta o bloco e o eixo senoidal do motor:

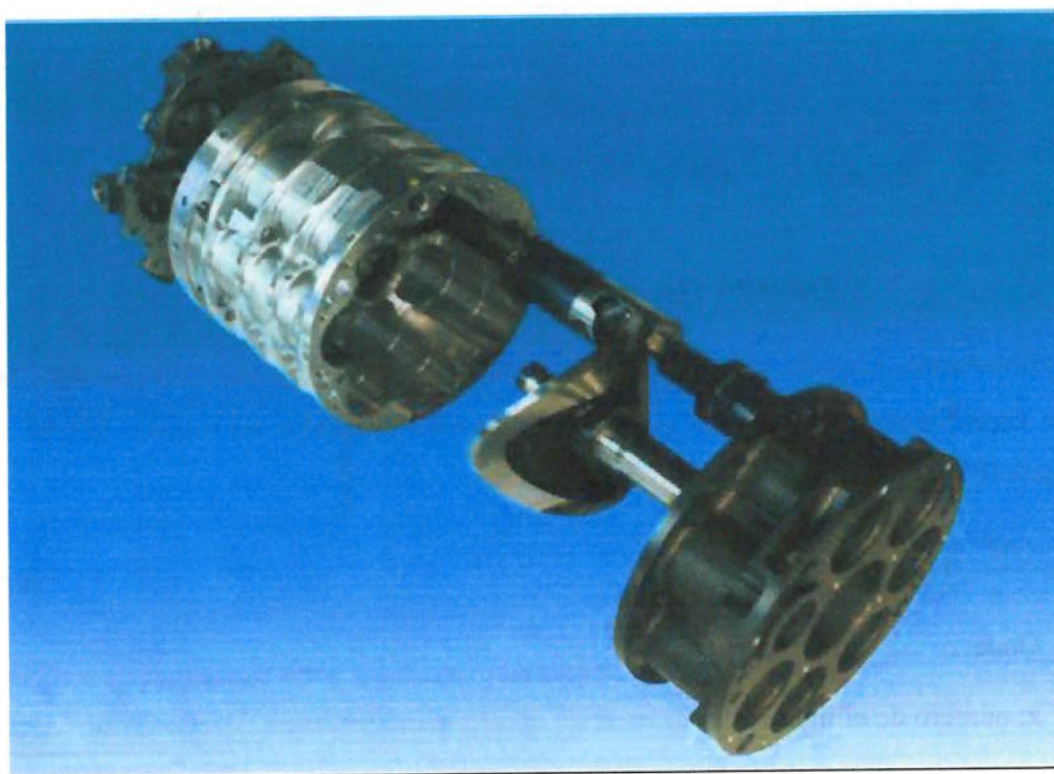


Figura 9-1 – Conjunto bloco-eixo do motor Otto Fuel II.

Um outro advento do propulsor contra-rotativo está relacionado com o seu desempenho. O fato de o propulsor de ré aproveitar a energia deixada pelo propulsor de vante no escoamento, gera um aumento de eficiência total, se comparado a um propulsor com apenas um rotor. Esse tipo de propulsor é projetado com base nas velocidades induzidas que um propulsor exerce sobre o outro.

9.2. Especificações Iniciais do Motor Otto Fuel II

As especificações iniciais do motor do TP01 têm como base os torpedos semelhantes. Decidiu-se utilizar medidas de pistão aproximadas ao do motor do torpedo MK46.

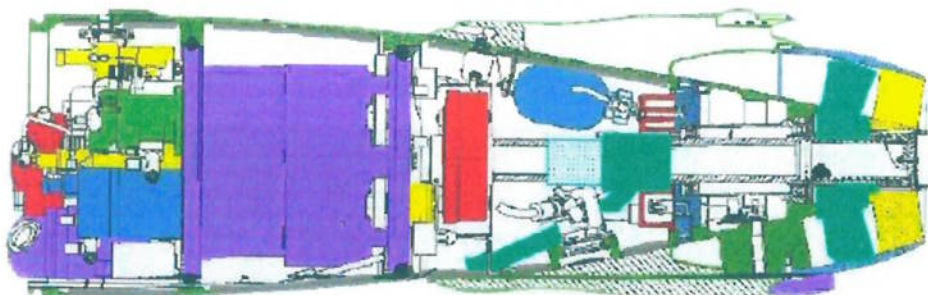


Figura 9-2 – Lay-Out do motor a combustível Otto Fuel II.

Entretanto, visando um aumento de potência, serão utilizados sete pistões, no motor especificado e não apenas cinco, originalmente utilizados no torpedo MK46. A potência (P) pode ser calculada através de:

$$P = z \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot (pme) \cdot L \cdot N \quad (9-7)$$

Onde:

z: número de cilindros;

d: diâmetro do cilindro;

pme: pressão média efetiva no cilindro;

L: curso do cilindro (distância entre o ponto médio inferior, PMI, ao ponto médio superior, PMS, na câmara);

N: rotação do motor.

O objetivo, então, é obter o valor da rotação do motor (N) que é dado de entrada para o projeto do propulsor. O valor do número de cilindros (z) é conhecido, restando os valores de diâmetro, curso e pressão média efetiva. Esses valores são obtidos com

aproximações de semelhantes. As medidas do pistão a que se chegou foram de 22 milímetros de diâmetro e 43 milímetros de curso. Isso levou a um valor de pressão média efetiva (pme) de 10,77 megapascal. Esse valor é bem superior, porém da mesma ordem de grandeza, que o valor de pressão para motores de baixa rotação e de alta potência de navios convencionais. Para o caso de um torpedo o valor foi considerado coerente. A figura a seguir apresenta o desenho do bloco do motor do TP01 com 7 cilindros e as medidas citadas:

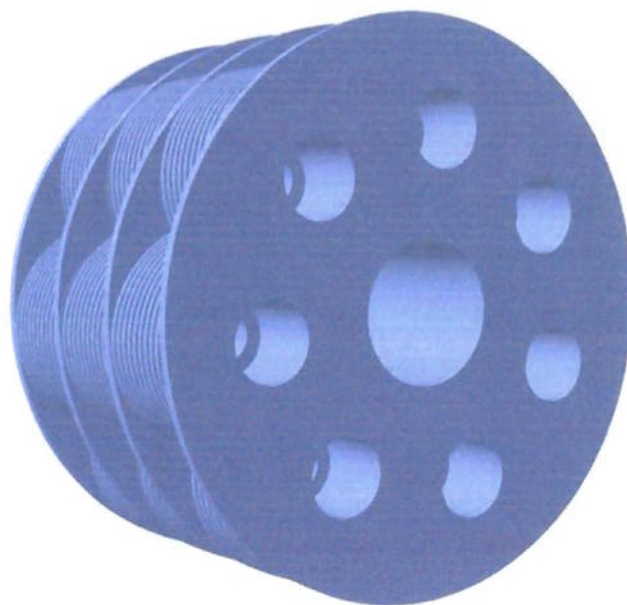


Figura 9-3 – Bloco do motor do TP01.

As únicas variáveis na equação tornam-se, então, a rotação e a potência. Para o projeto da propulsão, a potência calculada pela Teoria de Linha de Sustentação (TLS) será a potência entregue ao propulsor (DHP). Essa potência dividida pela eficiência de transmissão estimada em 0,98 e somada de 12 kW (aproximadamente 7 kW equivalente a um aumento de 5% do valor da resistência ao avanço, mais 5 kW para utilização em equipamentos eletrônicos), utilizado como margem, chega ao valor a ser utilizado na equação (9-7).

Nota-se então que o processo de cálculo da potência e da rotação é iterativo, onde no projeto dos propulsores pela TLS a rotação é dado de entrada e a potência entregue é dado de saída, esta potência é então introduzida na equação (9-7), obtendo-se uma

rotação. Este procedimento é repetido até que os valores de potência e rotação obtidos pelas duas formas não se altere. Lembra-se que nesse estágio de projeto será considerado que os propulsores giraram a mesma rotação e em sentidos opostos. Sendo assim, o valor de rotação encontrado é o dobro da rotação de cada propulsor, ou seja, a soma do valor de ambos.

9.3. Estimativas Iniciais dos Propulsores Contra-Rotativos

As estimativas iniciais dos propulsores contra-rotativos foram feitas com base em regressões e cálculos de velocidades induzidas apresentados por Van Manen (1956) e nos trabalhos de Glover (1967) e de Lindgren (1967). Os dados de entrada para tais cálculos são: o empuxo entregue ao propulsor, rotações, velocidade de avanço no propulsor, o número de pás e profundidade. Os resultados dessas estimativas serviram como balizamento inicial para o projeto pela Teoria de Linha de Sustentação. Essas informações também foram utilizadas para a ambientação com a TLS, pois se utilizam da Teoria de Circulação.

9.3.1. Estimativa de Esteira e “Redução” do Empuxo

O empuxo (T) é calculado inicialmente através de um coeficiente de redução do empuxo (t) e da resistência ao avanço (R_t). Já a velocidade de avanço (V_a) é calculada através de velocidade do torpedo (V) e de um coeficiente de esteira média (ω).

$$T_t = \frac{R_t}{(1-t)} \quad (9-8)$$

$$V_a = V(1-\omega) \quad (9-9)$$

Na primeira volta da espiral de projeto esses coeficiente serão estimados. Para tanto, foram levados em consideração os ensaios de Taylor (Lewis, 1988) para esteira de navios. Obviamente, que a distância reduzida do eixo do propulsor até a superfície e a assimetria dos navios influenciam os valores de tais coeficientes. Entretanto, tais estimativas foram consideradas razoáveis para essa fase de estimativas. O coeficiente de esteira correspondente é de 0,294. O coeficiente de redução do empuxo para corpos com

um propulsor foi considerado, a partir da referência, como sendo 90% do valor do coeficiente de esteira média, ou seja, 0,265.

Esses valores foram considerados razoáveis segundo Omerdic (2004), que apresenta uma variação de coeficientes de esteira média para veículos submersíveis autônomos entre 0,1 e 0,4.

9.3.2. Hidrodinâmica de Propulsores Contra-Rotativos

Pela teoria de asas, o escoamento ao redor de um fólio gera vórtices em sua fronteira, ao longo da envergadura da pá, e vórtices livres que seguem em sua esteira. Pela teoria da circulação, essa vorticidade gerada pelo escoamento na pá de um propulsor gera velocidades axiais e tangenciais induzidas na própria pá.

Desta forma, o escoamento incidente na pá de um propulsor é alterado pela existência de velocidades induzidas, como pode ser observado na figura a seguir:

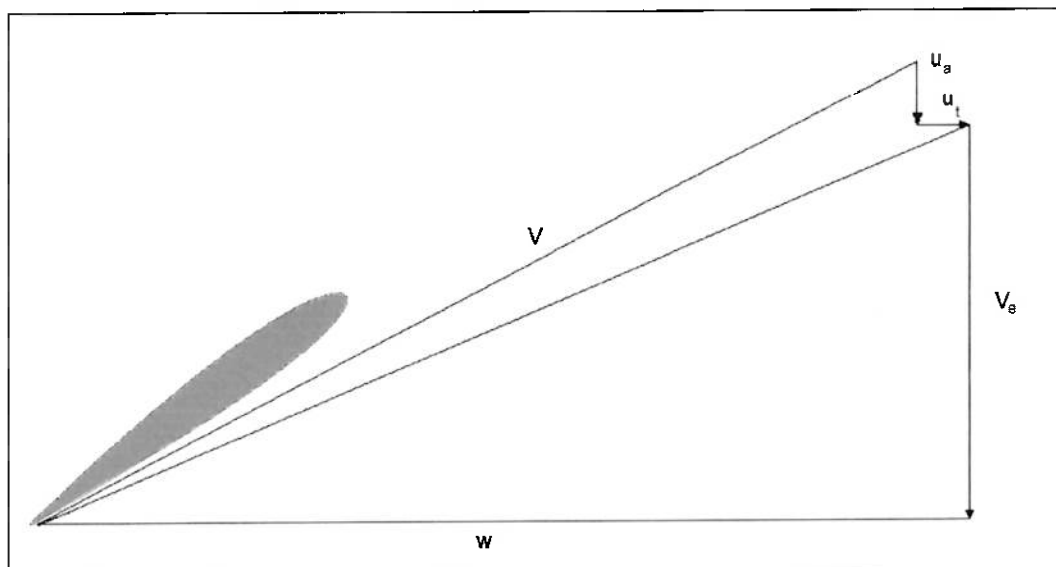


Figura 9-4 – Escoamento incidente no propulsor com influência de velocidades induzidas

Na Figura 9-4, nota-se que a velocidade incidente no propulsor (V) é composta pela velocidade de avanço do escoamento no propulsor (V_e), pela velocidade de translação devido a rotação do propulsor ($w = \pi dn$) e pelas velocidades induzidas axial (u_a) e tangencial (u_t). Neste caso, a velocidade induzida na direção da envergadura da pá (radial) tem pouca influência na alteração da circulação, sendo assim, desconsiderada.

Um projeto de propulsor com somente um rotor, pela teoria da circulação, envolve a análise de uma distribuição ótima de circulação ao longo da pá. Essa análise somente pode ser realizada calculando-se as velocidades induzidas pela esteira do próprio propulsor e, após isso, calculando sua eficiência.

No caso dos propulsores contra-rotativos, existem dois propulsores coaxiais situados a curta distância girando em sentidos opostos. Devido à curta separação axial, os mesmos irão influenciar, mutuamente, um ao outro. Essa influência mútua pode ser notada através das velocidades induzidas por cada rotor.

Logo, o propulsor de vante induz velocidades tangenciais (C_u) no propulsor de ré de acordo com o seu número de pás (K). Segundo Van Manen (1956), aparentemente, o propulsor de vante não é afetado por velocidades tangenciais induzidas pelo propulsor de ré. A influência da velocidade axial segue um padrão distinto.

Primeiramente, assume-se que a distância entre os propulsores é muito pequena. Segue que a velocidade axial induzida pelo propulsor de ré, com número K de pás, no propulsor de vante é igual a $\frac{1}{2}KC_a$. Entretanto, como há uma distância finita entre os propulsores a velocidade induzida pelo propulsor de ré no propulsor de vante será menor que $\frac{1}{2}KC_a$.

Após uma série de ensaios, chegou-se aos seguintes resultados para as velocidades induzidas pelo propulsor de ré no propulsor de vante:

$$\text{axial: } C_1 \cdot K \cdot C_{ar} \quad (9-10)$$

$$\text{tangencial: } 0 \quad (9-11)$$

O coeficiente C_1 é a razão entre velocidade induzida e a distância à montante do rotor. Já para as velocidades induzidas pelo propulsor de vante no propulsor de ré, tem-se:

$$\text{axial: } (1 - C_1) \cdot K \cdot C_{uf} \quad (9-12)$$

$$\text{tangencial: } K \cdot C_{uf} \quad (9-13)$$

Os diagramas de velocidades para os propulsores de vante e de ré podem ser observados nas figuras a seguir:

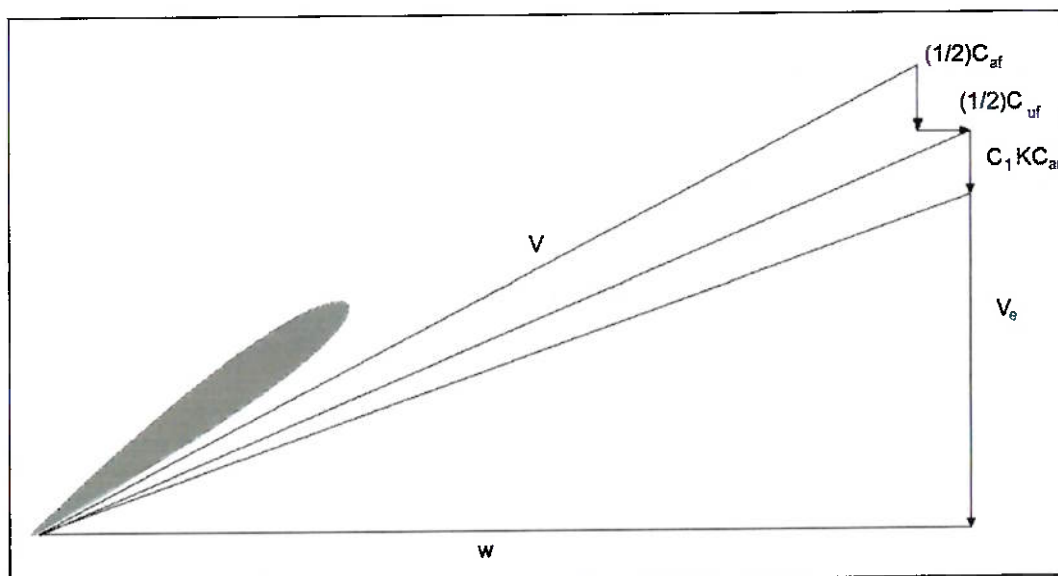


Figura 9-5 – Diagrama de velocidades no propulsor de vante.

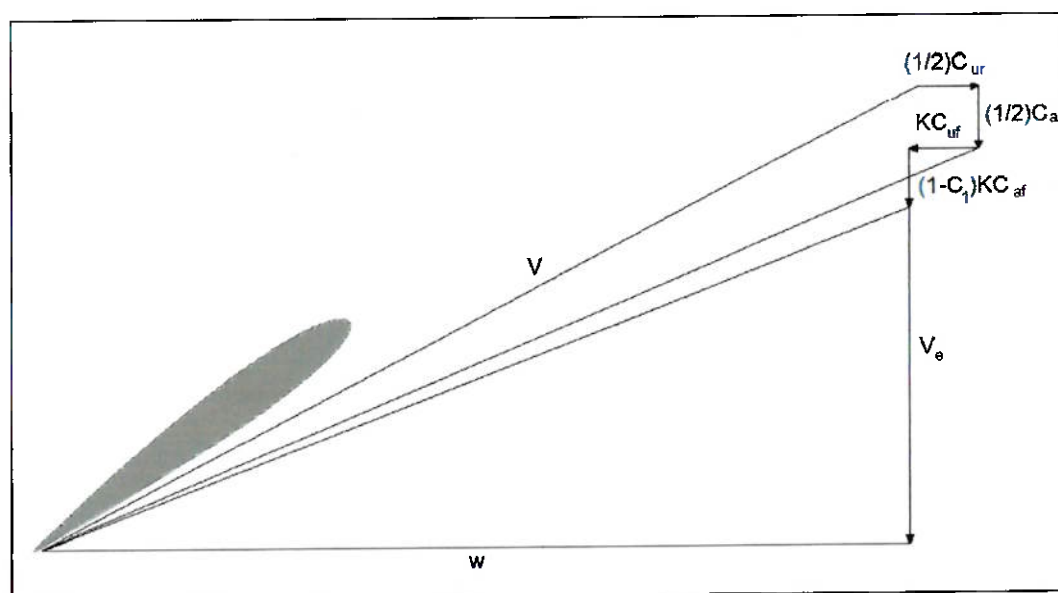


Figura 9-6 – Diagrama de velocidades no propulsor de ré.

9.3.3. Estimativas Iniciais dos Propulsores Contra-Rotativos do TP01

Segundo Van Manen (1956) e Glover (1967), geralmente o ponto de partida de um projeto de propulsores contra-rotativos é a consideração de que na mesma rotação os propulsores de vante e de ré têm o mesmo torque. Essa fase preliminar foi realizada levando em conta tal premissa. Além disso, o trabalho de Van Manen (1956) levanta uma série de curvas para propulsores contra-rotativos a partir de ensaios de propulsores de três pás com características de propulsores da série B de Troost (Lewis, 1988) que auxiliam um projeto preliminar baseado na teoria da circulação.

Os dados obtidos dos ensaios provêm a obtenção do diâmetro ótimo e da razão passo sobre diâmetro de propulsores contra-rotativos de três pás. Já a análise de cavitação é mais complexa e o que se pode observar no trabalho de Van Manen é uma relação aproximada dada pela teoria da circulação. Para dados mais exatos, é utilizada a Teoria de Linha de Sustentação.

O projeto preliminar do propulsor parte da noção de perdas. A condição de mínima perda é aquela em que o sistema tenha menos perdas rotacionais. Isso implica que a velocidade tangencial induzida do propulsor de vante seja reduzida ou neutralizada pela velocidade tangencial induzida do propulsor de ré. Entretanto, considera-se como requisito primário para o projeto que os torques opostos dos propulsores de vante e de ré sejam iguais.

Uma das curvas da referência apresenta uma relação entre os coeficientes Bt e λ , que são:

$$Bt = \frac{n}{v_e^2} \sqrt{T_{o_sal}} \quad (9-14)$$

$$\lambda = \frac{V_e}{\pi \cdot n \cdot d} \quad (9-15)$$

Onde:

λ : coeficiente de avanço;

n : rotações do propulsor;

V_e : velocidade de avanço;

T_o : empuxo sem fricção;

d : diâmetro do propulsor.

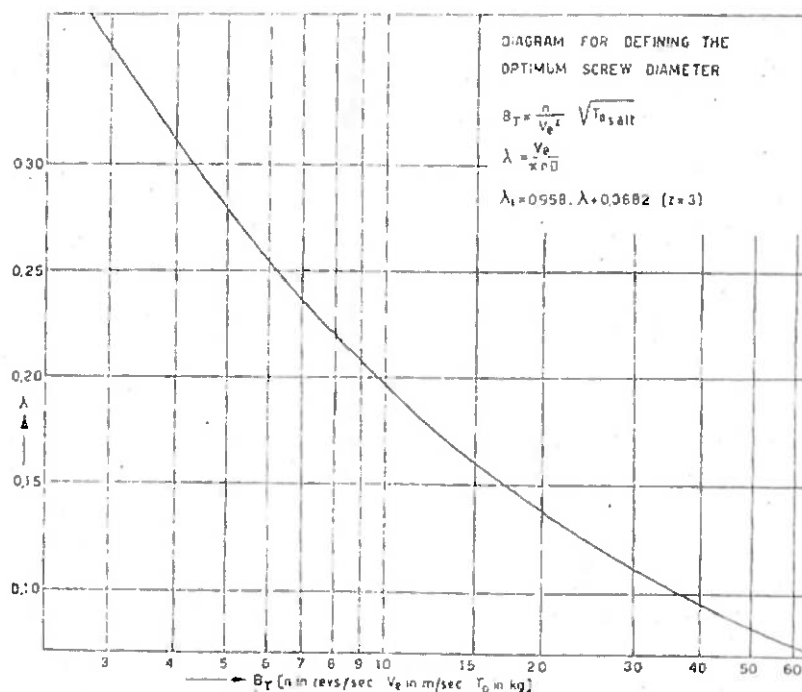


Figura 9-7 – Curva $B_t \times \lambda$.

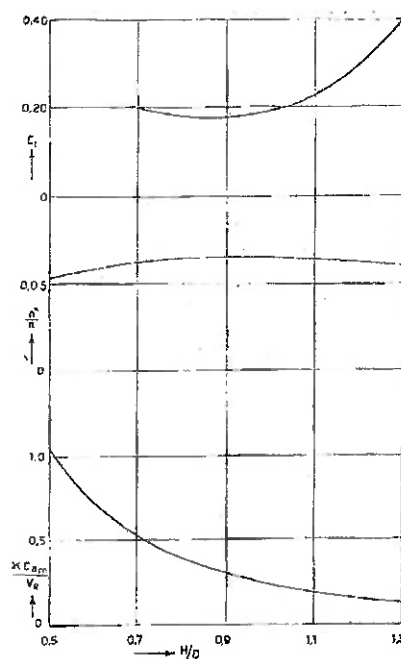


Figura 9-8 – Curvas $\frac{H}{D} X C_1$; $\frac{H}{D} X \frac{n^x}{n} e \frac{H}{D} X \frac{K C_{am}}{V_e}$.

A relação passo sobre diâmetro ($\frac{H}{D}$) é obtida através do coeficiente de avanço com influência das velocidades induzidas (λ_i):

$$\lambda_i = 0.958\lambda + 0.0682 \quad (9-16)$$

$$\frac{H}{D} = \pi \cdot \lambda_i \quad (9-17)$$

A referência também apresenta uma curva que relaciona o número de cavitação do propulsor (σ) e a razão passo sobre diâmetro com a razão de área expandida ($\frac{F_a}{F}$). Desta forma, resta apenas definir as velocidades induzidas e o coeficiente C_1 , como observado no item 9.3.2. Curvas e tabelas da referência, baseadas em ensaios, fornecem tais valores.

Com isso, seguem-se os cálculos das estimativas iniciais dos propulsores contrarotativos do TP01. Tais cálculos são iterativos já que um propulsor exerce influência no outro. Entretanto, em geral, com apenas uma iteração os cálculos já convergem.

9.3.3.1. Primeiro estimativa do propulsor de vante

Os dados de entrada do memorial de cálculos são: o empuxo que será dividido igualmente para os dois propulsores ($T = \frac{T_t}{2}$); as rotações de cada eixo ($n = \frac{n_t}{2}$); a velocidade de avanço do escoamento nos propulsores ($v_e = V_a$); o número de pás de cada propulsor (z), que para esta fase preliminar será considerado três e a profundidade do eixo do propulsor (h). O valor adotado de h será de 15 metros, de forma a considerar uma corrida do torpedo mais próxima da superfície, situação mais propícia à cavitação.

Valores de entrada:

$$T = \frac{T_t}{2} = 4018,8N ; n = \frac{n_t}{2} = 36rps ; v_e = 13.08m/s ; z = 3 \text{ e } h = 15m$$

A rotação encontrada foi calculada após iterações entre o método e a equação (9-7), quando se chegou-se a uma potência de 192 kW.

O empuxo sem fricção, em quilograma-força (unidade utilizada pelo método e pelas curvas da referência), é calculado através de:

$$T_o = 1,02T = 1,02 \cdot \left(\frac{Rt/2}{(1-t) \cdot g} \right) \cdot 1,02 \cdot \left(\frac{5910,9/2}{(1-0,265) \cdot 9,806} \right) = 418,03$$

Onde g é a aceleração da gravidade.

O coeficiente Bt é obtido pela equação (9-14) e a curva da Figura 9-7 dá o valor de λ :

$$Bt = \frac{n}{v_e^2} \sqrt{T_{o_sal}} = 4,31$$

$$\lambda = 0,301$$

O coeficiente de avanço com influência das velocidades induzidas é calculado através de (9-16):

$$\lambda_i = 0,958\lambda + 0,0682 = 0,357$$

A razão passo-diâmetro é obtida por (9-17):

$$\frac{H}{D} = \pi \cdot \lambda_i = 1,120$$

Através da equação (9-15):

$$d = 0,384m$$

9.3.3.2. Estimativa do propulsor de ré

A velocidade de avanço no propulsor de ré acrescida da componente axial da velocidade induzida do propulsor de vante v'_e é obtida através de:

$$v'_e = v_e + (1 - C_1)KC_{af} \quad (9-18)$$

As rotações do propulsor de ré em relação ao escoamento são alteradas e podem ser calculadas através de:

$$n' = n \left(1 + \frac{n^x}{n} \right) \quad (9-19)$$

Com o valor obtido de $\frac{H}{D}$ para o propulsor de vante na curva da Figura 9-8, obtém-se valores para C_1 , $\frac{n_k}{n}$ e $\frac{KC_{am}}{v_e}$. Nesse caso, KC_{am} representa KC_{af} .

$$C_1 = 0,237$$

$$\frac{n_k}{n} = 0,0645$$

$$\frac{KC_{af}}{v_e} = 0,184$$

Assim, tem-se que:

$$v'_e = v_e + (1 - C_1)KC_{af} = 16,05$$

$$n' = n \left(1 + \frac{n_k}{n} \right) = 38,35$$

Com o mesmo valor do empuxo sem fricção, Bt é calculada e λ é obtido pela curva da Figura 9-7:

$$Bt = \frac{n'}{v_e'^2} \sqrt{T_{o_sat}} = 3,04$$

$$\lambda = 0,338$$

O coeficiente de avanço com influência das velocidades induzidas é calculado através de (9-16):

$$\lambda_i = 0,958\lambda + 0,0682 = 0,392$$

A razão passo-diâmetro é obtida por (9-17):

$$\frac{H}{D} = \pi \cdot \lambda_i = 1,23$$

Através da equação (9-15):

$$d = 0,39m$$

Em adição ao que foi realizado no primeiro projeto do propulsor de vante, é levantada a razão de área expandida a partir de uma curva da referência, em que as entradas são o número de cavitação σ e a razão passo-diâmetro $\frac{H}{D}$, onde:

$$\sigma = \frac{p_o - e - 0.8R\gamma}{\frac{1}{2}\rho(v_e)^2} \quad (9-20)$$

O valor de $(p_o - e)$ representa o valor da pressão no eixo menos a pressão de vapor. Assim:

$$p_o - e = (98100 + 1025 \cdot 9.806 \cdot h - 1750) N / m^2$$

Tem-se, então:

$$\sigma = 1,86$$

$$\frac{F_a}{F} = 0,442$$

Uma comparação foi feita com o critério de Keller de cavitação, apresentado por Lewis (1988):

$$\frac{F_a}{F} = \frac{(1.3 + 0.3z)T}{(p_o - e)D^2} + 0.2 \quad (9-21)$$

O valor obtido para a razão de área expandida foi de 0.43, o que confirma o valor encontrado pelas curvas da referência.

9.3.3.3. Estimativa final do propulsor de vante

Uma vez dimensionado o propulsor de ré, torna-se possível realizar a iteração final para dimensionar o propulsor de vante, levando em conta as velocidades induzidas pelo propulsor de ré.

Dado o valor de $\frac{H}{D}$ do propulsor de ré, com a curva da Figura 9-8 obtém-se o valor de $\frac{KC_{ar}}{v_e}$. O valor de C_1 é o mesmo do passo anterior e a rotação do propulsor de vante não é alterada. Não há velocidade induzida tangencialmente pelo propulsor de ré no propulsor de vante. Assim a velocidade alterada pelas velocidades induzidas pode ser obtida por:

$$v'_e = v_e + C_1 KC_{ar} \quad (9-22)$$

Chegou-se a um valor de 13.52 m/s.

Os demais valores são obtidos como no passo anterior:

$$Bt = \frac{n'}{v_e^2} \sqrt{T_{o_sal}} = 4,03$$

$$\lambda = 0,307$$

$$\lambda_i = 0,958\lambda + 0,0682 = 0,362$$

$$\frac{H}{D} = \pi \cdot \lambda_i = 1,138$$

$$d = 0,39m$$

$$\sigma = 2,619$$

$$\frac{F_a}{F} = 0,44$$

O último valor foi confirmado pelo critério de Keller, que chegou à mesma marca.

A tabela a seguir resume os principais dados dos propulsores contra-rotativos estimados inicialmente:

Tabela 9-1 – Dimensões dos propulsores contra-rotativos

	Propulsor de vante	Propulsor de ré
Diâmetro (d) (metros)	0,39	0,39
Passo/Diâmetro ($\frac{H}{D}$)	1,138	1,23
Razão de Área Expandida ($\frac{F_a}{F}$)	0,44	0,442

Para encontrar o valor da eficiência do sistema propulsivo, utiliza-se o valor de B_p :

$$B_p = \frac{n}{V_e^{2.5}} \sqrt{P_f + P_r} \quad (9-23)$$

A velocidade neste caso é medida em nós e a potência dos propulsores em hp. Uma curva $B_p X \eta_0$ de referência permite obter a eficiência aproximada dos propulsores contra-rotativos, no ponto de operação do torpedo.

Como, a princípio, se desconhece a potência utilizada pela instalação propulsora no ponto de operação do propulsor, foi realizado um processo iterativo. Utilizou-se primeiramente a potência total estimada da instalação (104,2KW) para calcular a eficiência do sistema. Chegando ao valor da eficiência propulsiva calculou-se a potência utilizada pela instalação, através de:

$$P_s = (T \cdot v_e) \eta_{rr} \cdot \eta_s \cdot \eta_0 \quad (9-24)$$

A eficiência relativa rotativa (η_{rr}) foi aproximada a 1, valor coerente segundo Glover (1967). Já o valor da eficiência do eixo (η_s) foi aproximado a 0,98, usual para eixos de propulsores contra-rotativos. Uma vez chegando a um valor de potência no eixo, este valor foi substituído no valor de B_p e voltou-se a curva para atualizar a eficiência.

Os dados de desempenho do propulsor contra-rotativo após o processo iterativo de estimativas são:

Tabela 9-2 – Desempenho do propulsor e instalação propulsora

B_p	21,05
η_0	0.59
P_s (kW)	187,5
λ	0.843
P_t	192,5

Relembra-se que potência total tem uma margem de 5 kW para os equipamentos eletrônicos.

Essa teoria foi utilizada de forma a tomar conhecimento de métodos baseados na Teoria da Circulação, como é o caso da TLS. Além disso, esses valores balizaram o início do projeto pela Teoria de Linha de Sustentação (TLS), como está apresentado a seguir.

9.4. Projeto dos Propulsores Contra-Rotativos

Nesta fase, os propulsores contra-rotativos foram projetados a partir da Teoria de Linha de Sustentação (TLS). Após isso, apresenta-se uma breve análise da cavitação dos propulsores e do desempenho do sistema de propulsão, estimando o consumo e alcance do TP01.

9.4.1. Teoria de Linha de Sustentação (TLS) para propulsores Contra-Rotativos

A partir dos resultados apresentados anteriormente, realizou-se um projeto preliminar de propulsores contra-rotativos pela Teoria de Linha de Sustentação (TLS). A TLS se baseia na circulação em torno da pá de um propulsor. O projeto de propulsores convencionais por TLS utiliza os seguintes conceitos:

- O propulsor (moderadamente carregado) opera na condição ótima de operação, onde qualquer alteração na distribuição de circulação em torno da pá gera queda de eficiência global;
- Cada pá do propulsor é discretizada em seções responsáveis por parte da circulação total; a pá é então abstraída, sendo representada apenas por uma linha de sustentação;
- A diferença de circulação ao longo de cada seção ($\frac{d\Gamma}{dx}$) é responsável por uma circulação livre (*free vortices*) que segue na direção da esteira do propulsor;

- Essa circulação da esteira gera velocidades induzidas nas pás do propulsor, que alteram sua sustentação, e conseqüentemente, seu empuxo (Figura 9-4);
- Este empuxo discretizado resulta numa eficiência para o propulsor que é comparada à eficiência estabelecida inicialmente para a condição ótima de operação, e assim, o processo se torna iterativo, pois ao se igualarem as eficiências de entrada e saída, o empuxo fornecido passa a ser igual ao requisitado;
- Observa-se que as seções da pá vão sendo projetadas de acordo com o ângulo de ataque ideal que devem possuir em relação ao escoamento, como pode-se observar na Figura 9-4.

Desta forma observa-se que a TLS considera cada pá como uma linha de sustentação e o projeto do propulsor é baseado nas velocidades induzidas pela esteira (por isso, conhecido por projeto de propulsor adaptado à esteira). As velocidades induzidas são calculadas através dos fatores de indução de Lerbs (1952), também apresentados por Sbragio (1995). Os programas de projeto de propulsores, em geral, utilizam a TLS ou a Teoria de Superfície de Sustentação (TSS), que aperfeiçoa o cálculo de desempenho e geometria do propulsor através de métodos de elementos de contorno.

O projeto preliminar dos propulsores contra-rotativos se baseia no trabalho de Morgan (1960) que apresenta a TLS para propulsores contra-rotativos, inspirado nos trabalhos de Lerbs. O método apresentado considera o projeto de um propulsor equivalente que desenvolve na mesma rotação de cada propulsor contra-rotativo, ou seja, metade da total, metade do empuxo e metade do conjugado requerido. O propulsor equivalente é projetado como se houvesse dois propulsores iguais que estariam posicionados a uma distância infinitesimal um do outro. Afasta-se, então, o propulsor de ré do propulsor de vante, até a sua distância final, aplicando-se as correções devidas. O projeto, então, leva em consideração: as velocidades induzidas de interferência de um propulsor sobre o outro, as correções para a distância entre dois propulsores, as

correções para a contração da esteira e as correções devido à tridimensionalidade da lâmina (camber e passo).

O método de cálculo foi verificado e apresenta bons resultados no que se refere a: distribuição de circulação, relação $c \cdot Cl/D$ (comprimento vezes o coeficiente de sustentação dividido pelo diâmetro) e diâmetro do propulsor de ré, devendo ser observado com cautela quanto à distribuição de passo por diâmetro, especialmente no bosso.

O Anexo VII – Desenvolvimento de Cálculos pela Teoria de Linha de Sustentação para Propulsores Contra-Rotativos apresenta a teoria que envolve os cálculos do propulsor equivalente e as correções para a “separação” dos dois propulsores. A teoria usada por Van Manen, apresentada anteriormente, facilita o entendimento deste modelo.

Foi então utilizada uma planilha de cálculos em programa MS Excel, baseada no trabalho de Sbragio (1993 e 1995). A planilha segue os seguintes passos:

Etapas 1: Projeto do Propulsor Equivalente

A) Dados de entrada:

Os seguintes dados de entrada são necessários para o projeto do propulsor equivalente:

- Número de pás - g ;
- Razão entre diâmetro do bosso e do propulsor - xh ;
- Diâmetro do propulsor de vante (será igual ao diâmetro do propulsor equivalente) - D (m);
- Rotação de um dos propulsores - w (rpm);
- Velocidade da embarcação - V_s (nós);
- Empuxo desejado em cada propulsor (metade do empuxo total requerido aos dois propulsores) - T (N);
- Densidade da água - ρ (kg/m³);

- Coeficiente de arrasto - C_d ;
- Eficiência de transmissão - et (estimada em 0,98);
- Pressão de vaporização da água do mar - P_v (N/m²);
- Profundidade de imersão - h (m);
- Pressão atmosférica - P_a (N/m²);
- Distribuição de esteira radial - w_x ; e
- Distribuição radial da razão c/D - (levantada a partir de Morgan, 1960).

Neste item, são calculadas a esteira média e a razão entre a área expandida e área do disco;

B) Cálculo dos fatores de indução:

O projeto do propulsor equivalente se inicia arbitrando-se um valor para a eficiência ideal do propulsor em água aberta. Esta eficiência não considera as perdas devido ao arrasto e serve apenas para se estabelecer a condição de propulsor ótimo, conforme desenvolvido por Lerbs. São feitos os cálculos dos fatores de indução tangencial e axial para cada posição x , onde se deseja calcular as velocidades induzidas.

C) Desenvolvimento dos fatores de indução em Séries de Fourier:

Os fatores de indução calculados no item anterior devem ser desenvolvidos em séries de Fourier de cossenos, da seguinte forma:

$$i_t(\varphi, \varphi_0) = \sum_{n=0}^{\infty} I'_n(\varphi) \cos(n \cdot \varphi_0) \quad (9-25)$$

D) Cálculo dos coeficientes $h'_m(\varphi)$ e $h''_m(\varphi)$ que permitem cálculo das velocidades induzidas (ver Anexo II).

E) Cálculo dos coeficientes da circulação adimensional $G(\varphi)$ que é decomposta em série de Fourier (ver Anexo II).

F) Cálculo das velocidades induzidas.

G) Cálculo do empuxo, torque e eficiência.

H) Cálculo dos coeficientes de empuxo (K_t), de torque (K_q) e de avanço (J) e da potência de máquina (BHP) necessária.

I) Cálculo do índice de cavitação (σ).

Etapa 2: Projeto dos Propulsores Reais (mesmo número de pás)

A) Dados de entrada:

- Distância entre os propulsores; e
- Distribuição de esteira no propulsor de vante e de ré.

B) Velocidade induzida e circulação dos propulsores equivalentes de vante e ré.

C) Cálculo dos fatores g_a , $(fa)_1$ e $(fa)_2$ (ver Anexo II).

D) Cálculo do fator de circulação e de contração (ver Anexo II).

E) Cálculo das velocidades induzidas para os propulsores na posição final.

F) Cálculo das tangentes do ângulo de passo hidrodinâmico, coeficiente de sustentação e circulação adimensional (G) (ver Anexo II).

G) Aplicação de correções no passo devido à superfície de sustentação.

H) Aplicação das correções no câmbio devido à superfície de sustentação.

Relembra-se que em cada etapa o processo é iterativo e as iterações ocorrem até que o empuxo requerido se iguale ao empuxo resultante. Os trabalhos de Lerbs (1956) e de Sbragio (1995) apresentam maiores detalhes sobre a Teoria de Linha de Sustentação para propulsores simples.

9.4.2. Aplicação da TLS para Projeto dos Propulsores do TP01

Uma vez esclarecido o método a ser utilizado, este tópico trata da metodologia abordada para o projeto dos propulsores contra-rotativos e uso da planilha.

De todos os dados de entrada apresentados no item anterior, somente o diâmetro, a rotação dos propulsores e o número de pás são variáveis ao longo do projeto. Partiu-se do diâmetro de 39 cm para a realização do projeto e logo se percebeu que esse diâmetro poderia ser aumentado, para aumentar a eficiência do sistema. Decidiu-se então realizar o projeto variando o diâmetro de 42 cm a 48 cm. A margem de 3 cm em relação ao diâmetro total de 51 cm foi respeitada, para o caso de futuras utilizações de dutos ou reposicionamento das aletas a ré dos propulsores.

A rotação de entrada é metade da rotação total. Esse projeto segue a hipótese de que os propulsores contra-rotativos giram na mesma rotação, em sentido contrário, e que cada um é responsável por metade do valor total de empuxo. Assim, a rotação é obtida a partir de um processo iterativo. O programa (planilha) gera um valor de potência que, junto com a margem de 12 kW (5 kW para sistemas eletrônicos e 7 kW para margem do arrasto) serve de entrada na equação (9-7). O valor de rotação obtido na equação se torna entrada no programa. Esse processo segue até que os valores converjam.

Já para analisar o número de pás, foram avaliados propulsores de 3 a 6 pás. O número de pás entre os propulsores de vante e de ré foi mantido igual para que fosse possível aproveitar o maior número de dados resultantes do programa. Afinal, somente seria possível projetar propulsores com números de pás distintos se o programa fosse utilizado duas vezes. Isso ocasionaria em duas eficiências distintas que teriam de ser ponderadas, podendo gerar imprecisões.

9.4.2.1. Esteira e Demais Dados de Entrada

Um dos dados de entrada no programa é a esteira, representada por V_a/V_s , onde V_a é a velocidade de avanço ou do escoamento no local e V_s é a velocidade de avanço do corpo. Entretanto, o valor pedido é o da esteira radial e este valor não é igual para todos os raios. Isto é, a esteira na região a ré de uma aleta é distinta da esteira numa região livre. Decidiu-se por tomar um valor ponderado com peso 3 para a esteira na região livre (área que não está a ré das aletas) e peso 1 na região a ré das aletas, pois a pá do propulsor atua por mais tempo em uma região livre. A esteira foi medida no plano a

4,84 m da proa, onde foi posicionado o propulsor de vante. A Figura 9-9 mostra a esteira do torpedo a partir dos modelos desenvolvidos em CFD, no programa FLUENT, sem aletas e com aletas. O traço radial nas figuras define de onde foram retirados os valores de esteira livre (modelo sem aletas) e esteira a ré das aletas (modelo com aletas).

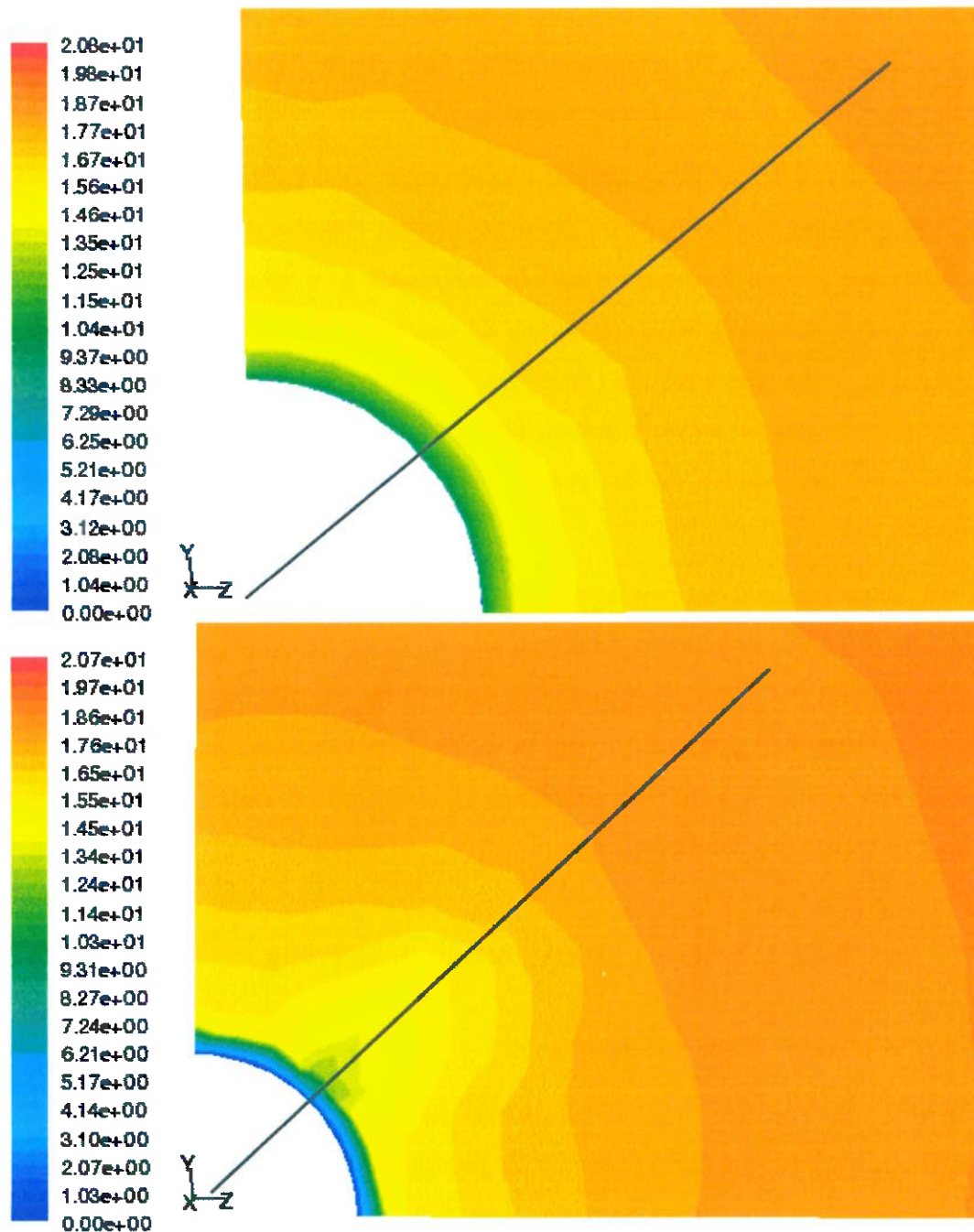


Figura 9-9 – Perfil de velocidades (m/s) no plano a 4,84m para o modelo sem aletas e com aletas.

Relembra-se que os valores próximos ao corpo do modelo com aletas são imprecisos.

Uma observação a ser feita é que os valores do perfil da esteira se alteram de acordo com o diâmetro definido na entrada para os propulsores, pois as posições das seções discretizadas, onde são medidas a esteira, estão parametrizadas pelo diâmetro total do propulsor.

Desta forma, a tabela seguinte apresenta os valores da esteira para um propulsor de 43 cm de diâmetro. Já a curva a seguir apresenta o perfil da esteira independentemente do diâmetro total de referência:

Tabela 9-3 – Valores de esteira para propulsores de D = 43 cm.

Diâmetro do bosso (a vante, AV) (m)	0.18
Diâmetro do propulsor (m)	0.43
Razão dos diâmetros	0.428

x/R	V_a/V_s (propulsor de vante)	V_a
0.43	0.443	8.2
0.46	0.686	12.7
0.50	0.775	14.4
0.57	0.840	15.6
0.64	0.864	16.0
0.71	0.894	16.6
0.79	0.914	16.9
0.86	0.926	17.2
0.93	0.933	17.3
0.96	0.941	17.4
1.00	0.953	17.7

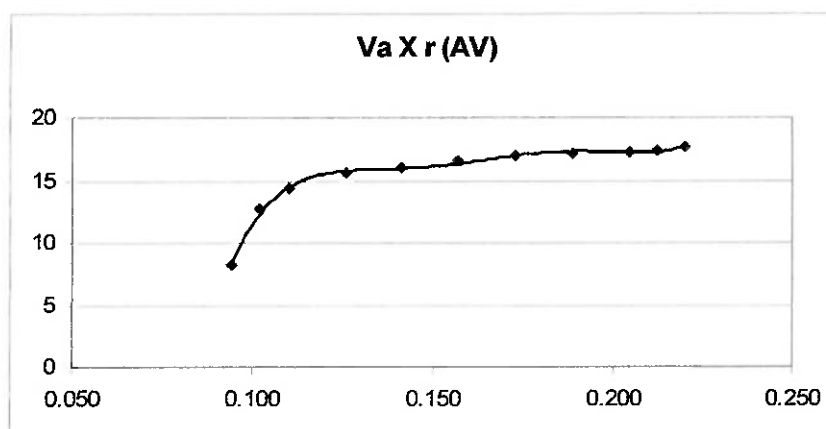


Figura 9-10 – Curva de perfil de velocidades de acordo com a distância radial.

Na fase de separação e correção dos propulsores no programa, decidiu-se manter os valores do perfil de esteira do propulsor de ré iguais aos do propulsor de vante por dois motivos. O primeiro deles é que se desconhece a ação do propulsor de vante na esteira do propulsor de ré. O segundo motivo é que a esteira no plano a 4,94m da proa, posição do propulsor de ré, é semelhante ao do plano a 4,84m. O bosso do propulsor de ré é menor, mas o programa não leva isso em consideração (a posição radial x na pá do propulsor de ré mantém a referência do propulsor de vante). Assim, de maneira a evitar maiores imprecisões, a esteira foi mantida a mesma.

Os demais dados de entrada, com exceção de rotação, diâmetro e número de pás, podem ser observados na tabela a seguir:

Tabela 9-4 – Dados de Entrada do Programa TLS.

Entrada	Valor	Unidade
g = Número de Pás	Varia	#
xh = x do Bosso	0.428	#
D = Diâmetro Equivalente	Varia	m
w = Rotação	Varia	rpm
Vs = Velocidade do Corpo	36.0	nós
T = Empuxo Desejado	2995,2	N (metade do empuxo total)
ρ = Densidade	1025	Kg/m ³
Cd = Coeficiente de Arrasto	0.0085	#
et = Eficiência de Transmissão	0.98	#
Pv = Pressão do Vapor (a 20°C)	2374	N/m ²
h = Profundidade de Imersão	15.0	m
Pa = Pressão Atmosférica	101337.3	N/m ²

A eficiência de transmissão e o coeficiente de arrasto foram estimados segundo análises semelhantes a essa. Foi considerada, como na primeira análise a profundidade de corrida de 15 m.

9.4.2.2. Resultados e Escolha do Diâmetro e Número de Pás

Um primeiro resultado foi a eficiência do casco (eh). De acordo com a esteira e o empuxo na entrada, a eficiência do casco resultou em:

$$eh = \frac{R \cdot V}{T \cdot Va} = \frac{(1-t)}{(1-w)} = 1,08 \quad (9-26)$$

Onde: t é o coeficiente de redução de empuxo e w é o coeficiente esteira média.

Esse valor é superior ao valor de 1,04 obtido nas estimativas da primeira volta da espiral de projeto, porém apresenta-se coerente. A primeira análise envolveu o número de pás assim com o diâmetro de entrada de 42 cm, variou-se o número de pás de 3 a 6. A tabela a seguir apresenta os resultados.

Tabela 9-5 – Resultados para variação do número de pás.

Número de pás	Eficiência Total em Água Aberta (<i>epo</i>)	Rotações dos Propulsores (rpm)
3	0.7407	1677.7
4	0.7727	1643.9
5	0.7626	1666.4
6	0.7405	1711.4

Desta forma, optou-se por um propulsor de quatro pás. É válido afirmar que após a análise do diâmetro variou-se novamente o número de pás com o diâmetro final para observar se a tendência continuava.

A segunda análise foi sobre o diâmetro. O diâmetro foi variado de 42 cm a 48 cm, juntamente com a adaptação da esteira e obteve-se os seguinte resultados para propulsores de 4 pás:

Tabela 9-6 – Desempenho de propulsores de 4 pás de acordo com a variação do diâmetro.

Diâmetro do propulsor de vante (m)	Eficiência Total em Água Aberta (<i>epo</i>)	Rotações (rpm)	Potência no Eixo (kW)
0.42	0.7727	1660.8	147.5
0.43	0.7734	1660.8	147.5
0.44	0.7722	1666.4	148.0
0.46	0.7591	1688.9	150.0
0.48	0.7420	1711.0	152.0

Os valores de eficiência em água aberta para os propulsores entre 42 cm e 44 cm praticamente não variam e há uma queda que chega a até 2% para propulsores de 48 cm. Percebe-se, então, que os valores de eficiência aumentaram com o aumento do diâmetro

até o valor de diâmetro de 43 cm, quando então começaram a reduzir. A rotação foi calculada, como já observado, pela potência entregue ao propulsor (DHP), fornecida pelo programa, dividida pela eficiência de transmissão ($\eta_t=0,98$), somada com o valor de 7 kW, que representa um aumento de potência relativo a 5% no arrasto (utilizado como margem de segurança), mais 5 kW responsáveis pelo funcionamento dos equipamentos eletrônicos. A potência foi arredondada para múltiplos de 0,5 kW de maneira a simplificar as especificações da instalação propulsora.

Uma hipótese é que essa redução de eficiência ocorre porque, a partir de 44 cm, a esteira associada com a dada rotação passa a não beneficiar os propulsores como antes. Observa-se que, como a esteira no propulsor de ré está aproximada, isso pode gerar alguma imprecisão nos resultados.

Seguindo os resultados obtidos, os propulsores escolhidos foram de 4 pás, sendo fixado o diâmetro do propulsor de vante em 43 cm. O diâmetro do propulsor de ré é resultado da análise.

9.4.3. Resultados dos Propulsores Escolhidos

Realizou-se, então, o projeto dos propulsores contra-rotativos com: diâmetro do propulsor de vante igual a 43 cm, 4 pás em cada propulsor e 1661 rotações por minuto em cada eixo. Os primeiros resultados obtidos foram os de desempenho de cada propulsor separadamente e, posteriormente, do sistema como um todo.

Tabela 9-7 – Resultados da TLS para cada propulsor.

Parâmetro	Propulsor de Vante	Propulsor de Ré
Diâmetro (m)	0.43	0.4235
Razão de Área Expandida (A_e/A_o) (#)	0.369	0.369
Empuxo, T (N)	3033.2	3261.5
Potência no Propulsor, THP (N.m/s)	49472.7	53197.7
Potência no Propulsor, THP (hp)	66.3	71.3
Torque, Q(N.m)	366.9	396.4
Potência Disponível, DHP (N.m/s)	63813.5	68941.1
Potência Disponível, DHP (hp)	85.6	92.5
ϵ_{po}^{*err}	0.7753	0.7716

Tabela 9-8 - Resultados de desempenho dos propulsores contra-rotativos.

Coefficiente de avanço (J)	1.3704
Eficiência do propulsor de vante (epo)	0.7753
Eficiência do propulsor de ré (epo)	0.7716
Eficiência total dos dois propulsores	0.7734
Kt do propulsor de vante	0.1130
Kt do propulsor de ré	0.1215
Kt total	0.2344
Kq do propulsor de vante	0.0318
Kq do propulsor de ré	0.0343
Kq total	0.0661

Os resultados da Tabela 9-7 apresentam uma eficiência mais baixa no propulsor de ré. Fato este que é coerente devido à influência do propulsor vante na esteira do propulsor de ré.

Já a Tabela 9-8 apresenta resultados de desempenho dos propulsores no ponto de operação do torpedo TP01. O programa não calcula desempenho fora do ponto de operação.

Observa-se que a eficiência em água aberta dos propulsores (epo) é alta em relação a propulsores convencionais, como era esperado. E isso gerará uma alta eficiência do sistema propulsivo. No início do projeto foi estimada uma eficiência total da propulsão mais baixa para os semelhantes. Esta é uma das causas para a estimativa imprecisa da resistência ao avanço durante a primeira volta da espiral de projeto, pois uma estimativa de eficiência baixa leva a uma estimativa de resistência ao avanço baixa. A eficiência relativa rotativa (err) foi estimada em 1.

A eficiência final do sistema propulsivo pode então ser calculada por:

$$ep = eh \cdot err \cdot epo \cdot et = 1,08 \cdot 1 \cdot 0,773 \cdot 0,98 = 0,819 \quad (9-27)$$

A geometria dos propulsores é semelhante como pode ser observado. O único dado que resta para o desenho dos propulsores é a distribuição da razão passo sobre diâmetro ($\frac{P}{D}$). E, no caso, isso é que diferenciará um propulsor do outro. A tabela e as

curvas abaixo apresentam a distribuição da razão $\frac{P}{D}$ ao longo dos raios (adimensionais) dos propulsores.

Tabela 9-9 – Razão Passo-Diâmetro dos propulsores.

Propulsor de Vante			Propulsor de Ré		
$\frac{x}{R}$	$\frac{P}{D}$	$\frac{P}{D}$ referência	$\frac{x}{R}$	$\frac{P}{D}$	$\frac{P}{D}$ referência
0.428	1.028	1.339	0.434	1.064	1.246
0.464	1.366	1.362	0.470	1.367	1.362
0.499	1.467	1.400	0.504	1.457	1.477
0.571	1.525	1.477	0.572	1.528	1.605
0.642	1.539	1.541	0.642	1.558	1.673
0.714	1.559	1.569	0.711	1.589	1.688
0.785	1.574	1.581	0.782	1.608	1.696
0.857	1.591	1.580	0.854	1.610	1.673
0.928	1.600	1.592	0.926	1.609	1.685
0.964	1.603	1.627	0.963	1.619	1.673
1.000	1.630	1.686	1.000	1.629	1.701

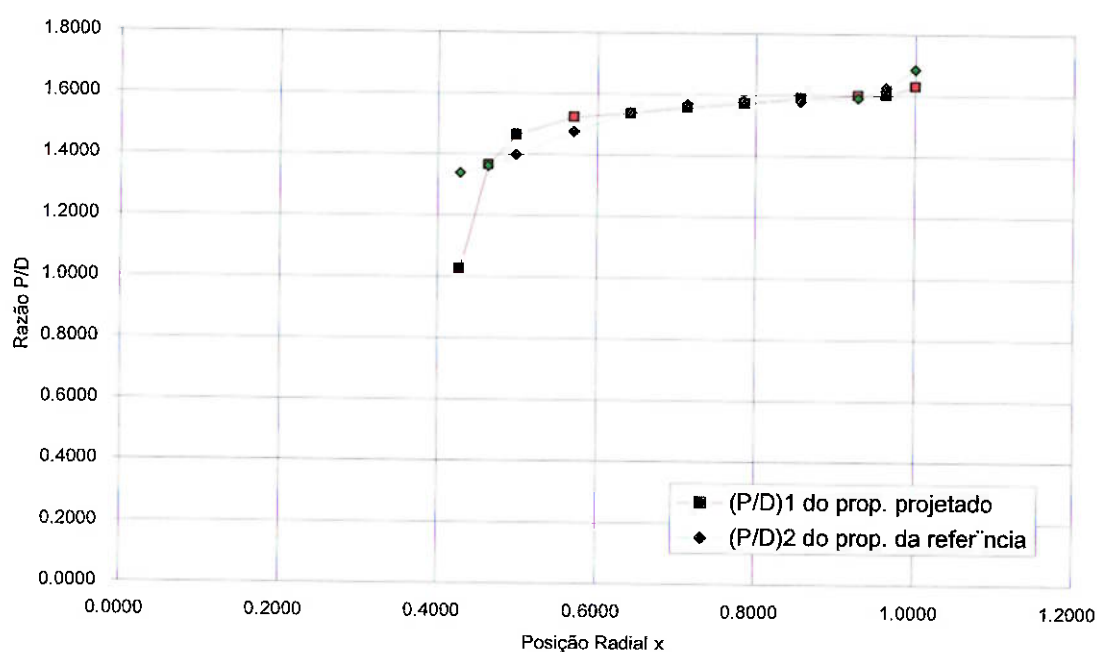


Figura 9-11 – Razão Passo-Diâmetro do propulsor de vante.

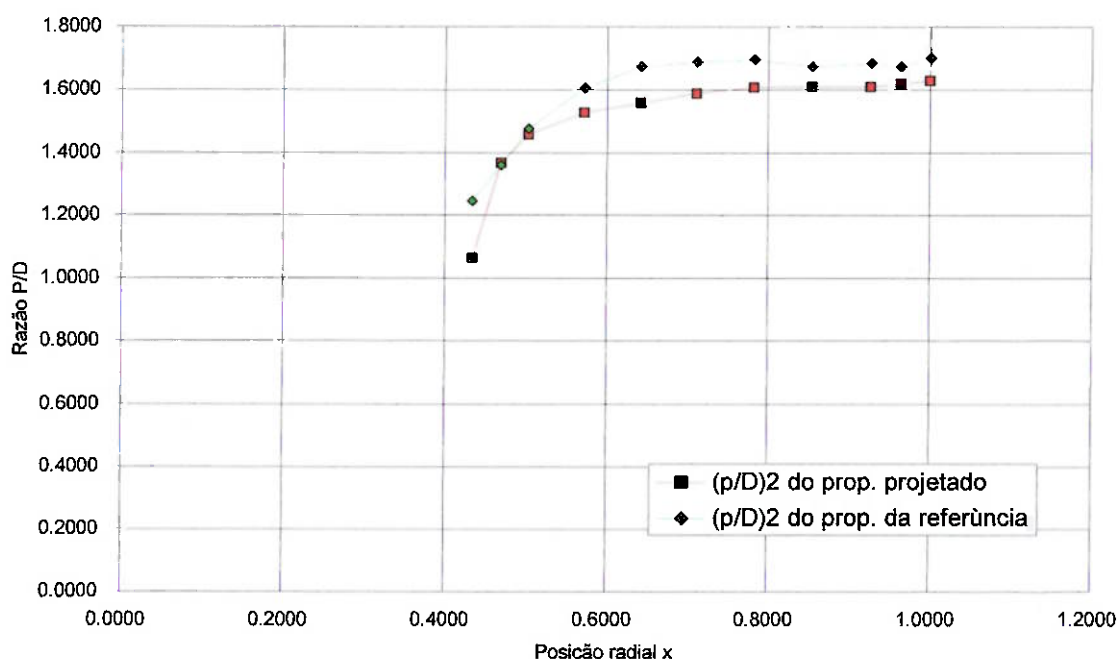


Figura 9-12 – Razão Passo-Diâmetro do propulsor de ré.

Como observado anteriormente, deve ser dada atenção aos dados da razão P/D que o programa disponibiliza, pois estes podem não estar precisos, principalmente na região do bosso. No entanto, esses dados foram aproveitados para um primeiro desenho dos propulsores que estão apresentados no Anexo VIII – Desenho Técnico do Propulsor de Vante e Anexo X – Equações Dinâmicas na Forma Matricial. Entretanto, há coerência nas curvas, uma vez que suas envoltórias acompanham a do perfil da esteira.

9.4.4. Análise da Cavitação

A cavitação não só do propulsor, mas como de pontos no corpo do torpedo, é um assunto complexo, do qual dificilmente se encontra literatura exata e que consiga abranger diferentes configurações. Segundo fontes da EDESA (1987), pode-se haver cavitação em descontinuidades de aproximadamente 0,07 milímetros em torpedos que ultrapassem os 24 nós. Além disso, propulsores de torpedos giram a rotações muito altas e fenômenos não analisados por curvas de cavitação podem ocorrer. Desta forma, é inevitável que para análises completas e exatas para cavitação sejam realizados ensaios em túneis de cavitação. Análise que é realizada aqui tenta esclarecer o que ocorre no

propulsor. Entretanto, o ensaio em túnel de cavitação de forma alguma pode ser suprimido em fases posteriores do projeto.

Ainda fazendo parte do projeto preliminar, nessa fase foi possível obter números de cavitação (σ) em cada seção da pá do propulsor. Com esse refinamento é possível fazer novas observações.

A razão de área expandida sobre área do disco (A_e/A_o) foi calculada pela planilha e se mostrou coerente com as estimativas. O valor obtido para os propulsores foi de 0.37.

Mesmo com o número de cavitação local e o empuxo adimensional de acordo com as velocidades locais, ainda faz-se necessário o uso de um parâmetro de comparação. Afinal, de acordo com a literatura sobre o assunto, a ocorrência do fenômeno da cavitação depende de outros fatores além do número de cavitação, como a pressão no escoamento, o número de Reynolds, entre outros. Assim na ausência de outros parâmetros, as curvas de Burril foram utilizadas. Os valores de empuxo adimensional (τ) e do número de cavitação (σ) ficam nas formas:

$$\tau = \frac{T/A_p}{\frac{1}{2}\rho(Vr_x)^2} \quad (9-28)$$

$$\sigma = \frac{P_o - P_v}{\frac{1}{2}\rho(Vr_x)^2} \quad (9-29)$$

Aqui, as unidades apresentam-se no SI e A_p é a área projetada que pode ser calculada por:

$$A_p = Ae \left(1,067 + 0,229 \frac{P}{D} \right) \quad (9-30)$$

O valor Vr representa a velocidade incidente na respectiva seção do propulsor, enquanto que P_o é a pressão mínima na seção e P_v a pressão do vapor.

Assim, foram obtidos valores de empuxo adimensional e número de cavitação para as diversas seções, apresentados na Tabela 9-10.

Tabela 9-10 – Número de cavitação e empuxo adimensional ao longo da pá.

Propulsor de Vante					Propulsor de Ré				
x/R	V _r (m/s)	Po (N/m ²)	σ	τ	x/R	V _r (m/s)	Po (N/m ²)	σ	τ
0.428	17.7	251241.0	1.556	0.541	0.434	17.7	251226.9	1.556	0.579
0.464	21.7	251163.7	1.035	0.360	0.470	23.2	251150.8	0.903	0.336
0.499	23.7	251086.4	0.863	0.300	0.504	25.4	251076.9	0.751	0.280
0.571	26.6	250931.8	0.686	0.239	0.572	28.3	250928.5	0.606	0.226
0.642	29.0	250777.2	0.575	0.200	0.642	30.5	250778.9	0.520	0.194
0.714	31.6	250622.6	0.485	0.169	0.711	32.8	250628.1	0.451	0.168
0.785	34.1	250468.0	0.417	0.145	0.782	34.9	250475.6	0.397	0.148
0.857	36.6	250313.4	0.362	0.126	0.854	37.0	250320.7	0.354	0.132
0.928	39.0	250158.8	0.318	0.111	0.926	39.0	250163.1	0.318	0.119
0.964	40.2	250081.5	0.299	0.105	0.963	40.1	250083.7	0.301	0.113
1.000	41.3	250004.2	0.283	0.099	1.000	40.8	250004.2	0.290	0.108

Para analisar a cavitação, as curvas de τ X σ para cada ponto ao longo da pá dos propulsores foram traçadas juntamente com as curvas aproximadas de Burril para 2,5%, 5% e 10% de cavitação no dorso e estão expostas na Figura 9-13.

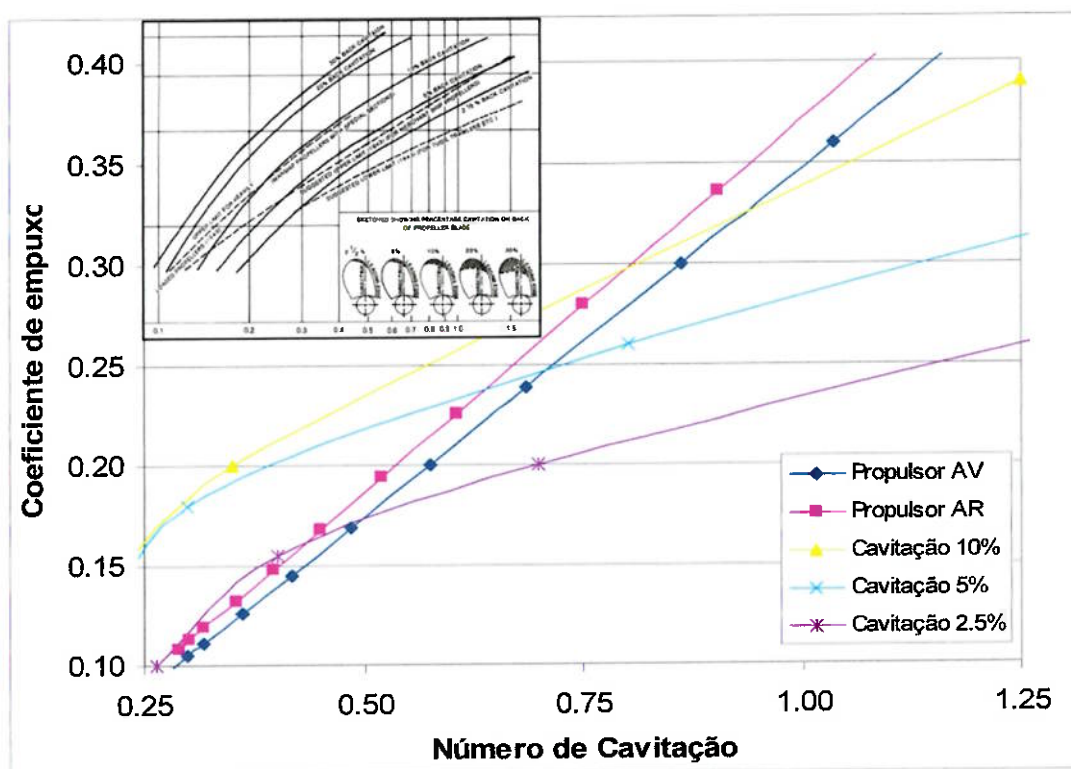


Figura 9-13 – Curva τ X σ para os propulsores de vante e de ré.

Os pontos correspondentes às seções do bosso estão muito afastados da região da curva de Burril, pois o número de cavitação é mais alto. O que é um indício de que é mais difícil que ocorra cavitação nesses pontos. Observa-se que, a partir do bosso, um ponto de cada curva está acima da curva de 10% de cavitação, outro ponto de cada curva está acima da curva de 5% de cavitação e outros dois acima da de 2.5%. Entretanto, estes pontos não chegam a alcançar metade da pá. Observando a figura das curvas de Burril nota-se que nos casos de 10%, 5% e 2.5% de cavitação, só há inepção de cavitação próximo à ponta da pá. Como estes pontos não chegam nem a metade da pá, é improvável que ocorra cavitação de fato e se ocorrer, é improvável que incorra em queda de eficiência dos propulsores. Afinal os demais pontos a partir da metade da pá até a sua ponta estão abaixo de qualquer curva de cavitação.

No entanto, como os números de cavitação são baixos, não é possível concluir sobre o ruído gerado pelos propulsores, já que este surge antes mesmo da inepção de cavitação (formação de bolhas). Para tal análise, resultados mais conclusivos são proporcionados por ensaios.

9.4.5. Consumo e Alcance

O consumo do torpedo foi estimado com base em semelhantes. Realizando aproximações para o cálculo de consumo dos torpedos MK48 e MK46, observou-se que o consumo específico é da ordem de unidades de milhares gramas por quillowatts-hora ⁴. Observou-se também que, como esperado, o consumo do MK46 é maior que o do MK48, já que o motor é reduzido. Assim, assumindo uma postura conservadora, aproximou-se o consumo do torpedo TP01 ao do MK46, para que seja possível alcançar tal consumo em um futuro projeto da instalação propulsora de porte superior.

A potência da instalação propulsora foi calculada através de:

$$Pot_{SHP} = \frac{Pot_{DHP}}{e_t} + 7000 + 5000 = \frac{132754,6}{0,98} + 7000 + 5000 = 147464W \approx 147,5kW$$

⁴ Referência e valores exatos são controlados. Os valores apresentados aqui são apenas aproximados.

Considerando o consumo específico do TP01 de 4200g/kW.h, o alcance seria de:

$$A = V \cdot t = V \cdot \left(\frac{\text{peso}_{\text{combustível}}}{\text{Pot} \cdot \text{consumo}} \right) = (18,52) \left(\frac{190 \cdot 1000}{147,5 \cdot 4200} \right) 3600 = 20448m$$

Desta forma, observa-se que o alcance ainda ultrapassa o alcance dos requisitos de 18000 metros, restando ainda uma margem maior que 10%, em caso de diferenças na densidade do combustível ou no consumo específico do motor. Assim, o projeto preliminar da propulsão passa nos requisitos de projeto.

9.5. Considerações Finais sobre a Propulsão

De acordo com comparações com torpedos semelhantes (Anexo II – Tabela de Torpedos Modernos Analisados), o valor de potência de 147,5 kW alcançado é superior a média dos torpedos de mesmo porte, em relação à velocidade de 36 nós. Isso se dá, pois os métodos utilizados para cálculo de resistência ao avanço são conservadores. Além disso, os dados obtidos de semelhantes são especificações comerciais e podem não ser totalmente fiéis à realidade.

Os propulsores foram projetados pela Teoria de Linha de Sustentação, que apresenta bastante aderência com resultados reais. O método se baseia no projeto de um propulsor equivalente com correções posteriores para os dois propulsores, de modo que se leve em consideração a influência das velocidades induzidas de um propulsor no outro. O método de cálculo utilizado no programa possui significativa precisão na distribuição de circulação, na distribuição do coeficiente de sustentação e na definição de diâmetro do propulsor de ré.

Em fases posteriores de projeto pode-se buscar alternativas de propulsores, como a utilização de números de pás distintos ou de duto. Entretanto, essa solução é viável e apresenta um estudo de desempenho satisfatório, o que assegura sua adoção definitiva no desenvolvimento posterior do projeto.

Outro aspecto a ser estudado mais amplamente é a cavitação, que pode ser analisada em ensaios em túnel de cavitação em fases posteriores.

10. Dimensionamento Preliminar das Aletas

Para o dimensionamento preliminar das aletas fixas e superfícies de controle, foi proposto um método de projeto que engloba a estimativa inicial das dimensões principais das aletas e superfícies móveis com base em modelos semelhantes e sua posterior análise em conjunto às equações dinâmicas do corpo com a ajuda do simulador desenvolvido, detalhados nas seções 11.1 e 11.2 e no capítulo 11.3. Os resultados para as dimensões das aletas obtidos desta fase são confrontados com as dimensões máximas predeterminadas para o torpedo TP01. Caso o dimensionamento inicial não respeite estas características, as aletas são modificadas em um processo iterativo.

A partir da análise preliminar dos semelhantes, percebe-se que há uma utilização generalizada de 4 aletas fixas ortogonais, seguidas de lemes moveis, na região de popa dos torpedos pesados. Há contudo, variações nas formas, posicionamento, superfície alar, apêndices e mobilidade dos lemes móveis. Em torpedos maiores há ainda a utilização de asas fixas horizontais na aleta vertical superior, para auxiliar a compensação do caturro provocado pelo braço longitudinal entre o centro de carena e o centro de gravidade, ou ainda asa horizontais controladas na região mediana do corpo paralelo médio do torpedo. A Figura 10-1 mostra a configuração do cone de cauda do torpedo americano MK-48, com todos os seus anexos. Este torpedo possui um dos sistemas de atuação mais avançados existentes.

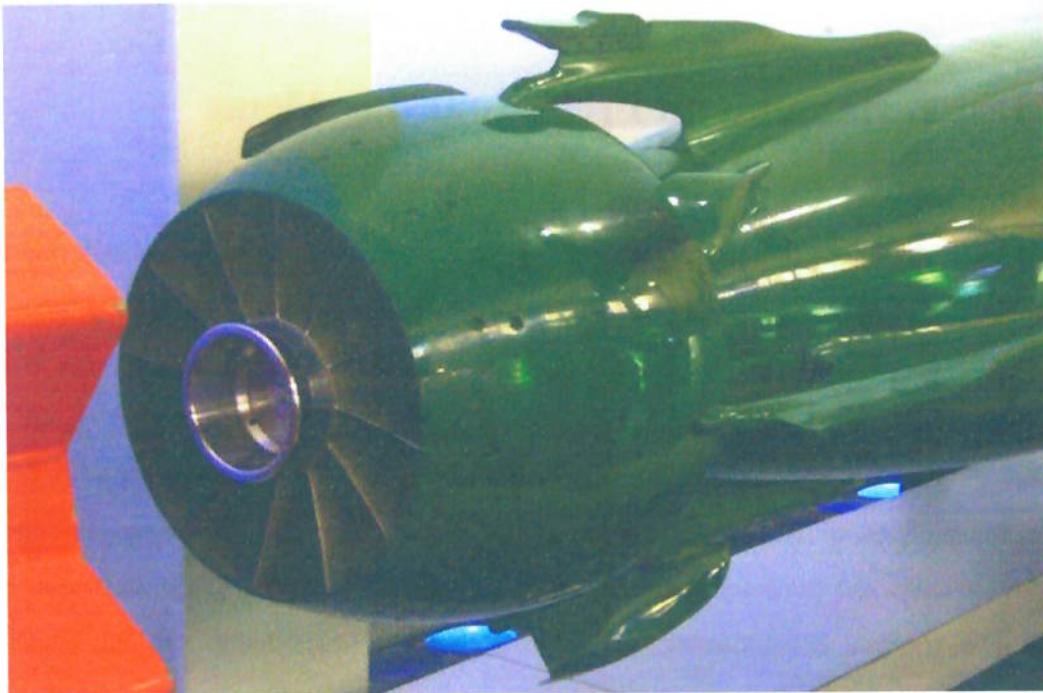


Figura 10-1 – Cone de cauda do torpedo americano MK-48.

Para uma primeira análise, foi definida apenas a utilização de aletas fixas simples em formato triangular, ausência de asas horizontais auxiliares e o posicionamento dos lemes a montante dos propulsores. Esta decisão foi tomada devido à dificuldade de projeto e estimativas analíticas ou semi-empíricas das derivadas hidrodinâmicas para configurações mais complexas. Desta forma, esta etapa deve ser encarada como uma tentativa de reunião de informações e definição de uma geometria simples, porém funcional, deixando a operação de aperfeiçoamento para possíveis etapas futuras do projeto.

Assim sendo, aqui será apresentado somente o resultado final da metodologia adotada, tendo a configuração final atendido todos os quesitos definidos acima.

10.1. Desenhos e Arranjos

A geometria escolhida segue tendências do torpedo pesado MK-48. Uma vez que este torpedo é 20% maior que o TP01, esta ação torna-se conservadora, o que anula a necessidade imediata de utilização de asas auxiliares. A Figura 10-2 mostra a configuração final do cone de cauda após inserção das aletas fixas e dos lemes.

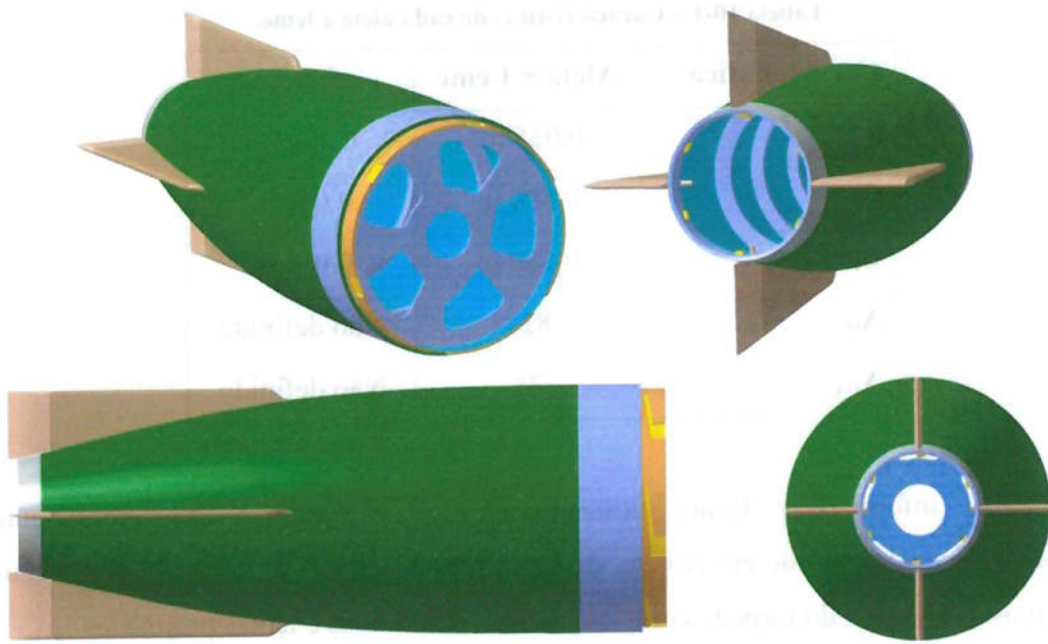


Figura 10-2 – Desenhos preliminar das aletas e lemes do TP01.

As características finais de cada uma das aletas, e de seu leme móvel estão definidas na Figura 10-3 e compiladas na Tabela 10-1. As características mostradas para a aleta fixa consideram também o leme, com 0° de ângulo de ataque. Já as informações dos lemes só consideram o próprio leme.

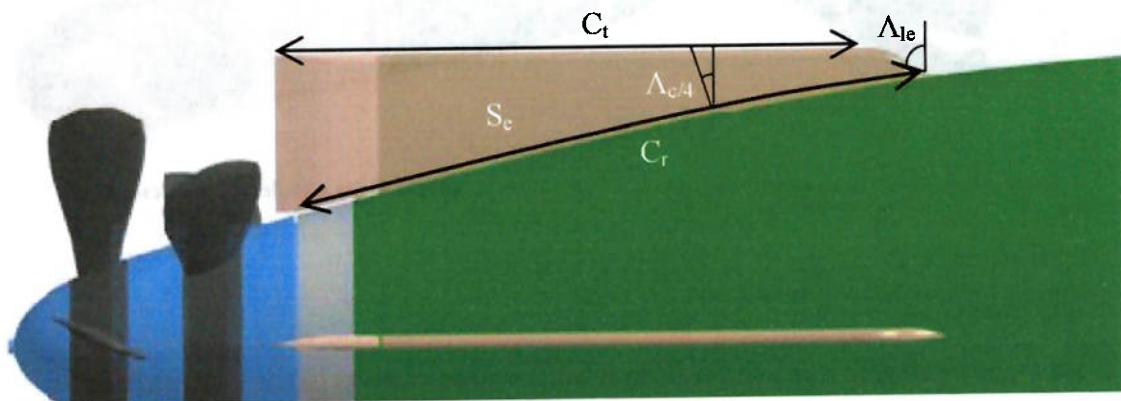


Figura 10-3 – Definição das características da aleta fixa e de seu leme.

onde, S_e é a superfície total exposta da aleta mais leme,

C_r é a corda na raiz da asa,

C_t é a corda no topo da asa,

$\Lambda_{c/4}$ é o ângulo de *sweep* definido a $1/4$ das cordas,

Λ_{le} é o ângulo de *sweep* definido no bordo de ataque da asa.

Tabela 10-1 – Características de cada aleta e leme.

Característica	Aleta + Leme	Leme
S_e	0.055 m^2	0.016 m^2
C_r	0.550 m	0.098 m
C_t	0.530 m	0.084 m
Λ_{le}	85°	Não definido
$\Lambda_{e/4}$	7°	Não definido

Estas informações foram utilizadas para a estimativa dos coeficientes hidrodinâmicos do torpedo em projeto, detalhados mais adiante na seção 11.2. A Figura 10-4 mostra imagens do torpedo completo incluindo as aletas e lemes projetados.



Figura 10-4 – Configuração completa do TP01 com as aletas fixas e os lemes direcionais.

11. Manobrabilidade e Comportamento Dinâmico

Para a análise da manobrabilidade e do comportamento dinâmico de todos os componentes do TP01 em conjunto foram realizados pesquisas e estudos das principais maneiras de modelagem e estimativa do desempenho dinâmico de corpos esbeltos submersos dotados de alta velocidade. Este capítulo detalha a modelagem escolhida e um procedimento semi-empírico para estimativas numéricas das derivadas hidrodinâmicas para o torpedo TP01.

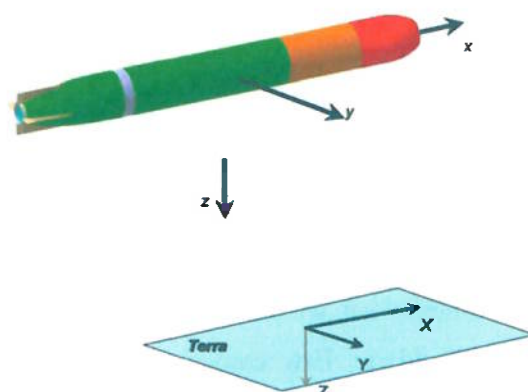
11.1. Equacionamento Dinâmico

O equacionamento dinâmico proposto para o problema segue a modelagem descrita em Fossen (1994), para corpos submersos. Este procedimento está em conformidade com as definições estipuladas pela SNAME (1950), segundo Fossen (1994).

As equações diferenciais que regem os movimentos de corpos submersos em alta velocidade que serão aqui expostas representam sistemas não-lineares de vários graus de acoplamento, porém que permitem uma posterior linearização e simplificação, como será mostrado mais adiante.

11.1.1. Coordenadas e Variáveis

A primeira etapa na modelagem do problema proposto envolve a definição dos sistemas de coordenadas e referências nos quais o equacionamento será feito. A Figura 11-1 mostra os sistemas adotados.


Figura 11-1 – Sistemas de coordenadas local e global.

As coordenadas adotadas são as mesmas propostas pela SNAME (1950), incluindo um sistema de coordenadas local, fixo ao corpo submerso com origem coincidente com o centro de gravidade do corpo e eixos coordenados definidos conforme a Figura 11-1. O segundo sistema coordenado adotado é dito como global ou inercial, fixo à Terra.

Assim definidos os sistemas de referência, fica evidente a análise das velocidades e acelerações em relação ao sistema local, e as posições e ângulos em relação ao sistema global. Desta forma a Tabela 11-1 reúne as variáveis de força e velocidade em relação ao sistema local e as variáveis de posição lineares e angulares em relação ao sistema global de referência.

Tabela 11-1 – Variáveis utilizadas nas equações de movimento.

Grau de Liberdade	Descrição	Forças e Momentos	Vel. Lineares e Angulares	Posições e Ângulos de Euler
1	Movimentos na direção x – Avanço (<i>surge</i>)	X	u	X
2	Movimentos na direção y – Deriva (<i>sway</i>)	Y	v	Y
3	Movimentos na direção z – Arfagem (<i>heave</i>)	Z	w	Z
4	Rotações em torno da direção x – Jogo (<i>roll</i>)	K	p	ϕ
5	Rotações em torno da direção y – Caturro (<i>pitch</i>)	M	q	Θ
6	Rotações em torno da direção z – Guinada (<i>yaw</i>)	N	r	Ψ

As derivadas temporais das variáveis mostradas acima são representadas pelo ponto superior, como em $\dot{u}$. A Tabela 11-1 pode ainda ser escrita como:

$$\begin{aligned} \eta &= \begin{bmatrix} \eta_1^T & \eta_2^T \end{bmatrix}^T & \eta_1 &= [x \ y \ z]^T & \eta_2 &= [\phi \ \theta \ \psi]^T \\ \nu &= \begin{bmatrix} \nu_1^T & \nu_2^T \end{bmatrix}^T & \nu_1 &= [u \ v \ w]^T & \nu_2 &= [p \ q \ r]^T \\ \nu_r &= \begin{bmatrix} \nu_{r1}^T & \nu_{r2}^T \end{bmatrix}^T & \nu_{r1} &= [u_r \ v_r \ w_r]^T & \nu_{r2} &= [p_r \ q_r \ r_r]^T \\ \tau &= \begin{bmatrix} \tau_1^T & \tau_2^T \end{bmatrix}^T & \tau_1 &= [X \ Y \ Z]^T & \tau_2 &= [K \ M \ N]^T \end{aligned} \quad (11-1)$$

Como mostrado por Fossen (1994), a relação entre as variáveis locais e globais é dada pela seguinte relação:

$$\begin{bmatrix} \dot{\eta}_1 \\ \dot{\eta}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1(\eta_2) & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & J_2(\eta_2) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \nu_1 \\ \nu_2 \end{bmatrix} \Leftrightarrow \dot{\eta} = J(\eta) \cdot \nu \quad (11-2)$$

onde J_1 é conhecido como sendo a matriz de transferência linear entre sistemas locais e globais, enquanto J_2 é conhecido como a matriz de transferência angular. J então é definido por:

$$J_1(\eta_2) = \begin{bmatrix} \cos(\psi)\cos(\theta) & -\sin(\psi)\cos(\phi) + \cos(\psi)\sin(\theta)\sin(\phi) & \sin(\psi)\sin(\phi) + \cos(\psi)\sin(\theta)\cos(\phi) \\ \sin(\psi)\cos(\theta) & \cos(\psi)\cos(\phi) + \sin(\psi)\sin(\theta)\sin(\phi) & -\cos(\psi)\sin(\phi) + \sin(\psi)\sin(\theta)\cos(\phi) \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta)\sin(\phi) & \cos(\theta)\cos(\phi) \end{bmatrix} \quad (11-3)$$

$$J_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & \tan(\theta)\sin(\phi) & \tan(\theta)\cos(\phi) \\ 0 & \cos(\phi) & -\sin(\phi) \\ 0 & \sin(\phi)/\cos(\theta) & \cos(\phi)/\cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (11-4)$$

Da forma apresentada, as seqüências de obtenção dos ângulos de Euler é dada por guinada (*yaw*) > caturro (*pitch*) > jogo (*roll*).

Os ângulos de ataque são calculados conforme mostra a Figura 11-2. O ângulo de ataque α é o ângulo entre projeção da velocidade corrente total incidente no plano xz e o eixo x . Já o ângulo de ataque beta é obtido da projeção da velocidade total da corrente incidente no plano xy e do eixo coordenado x . Os valores positivos de ambos os ângulos são definidos como sendo os mostrados na Figura 11-2.

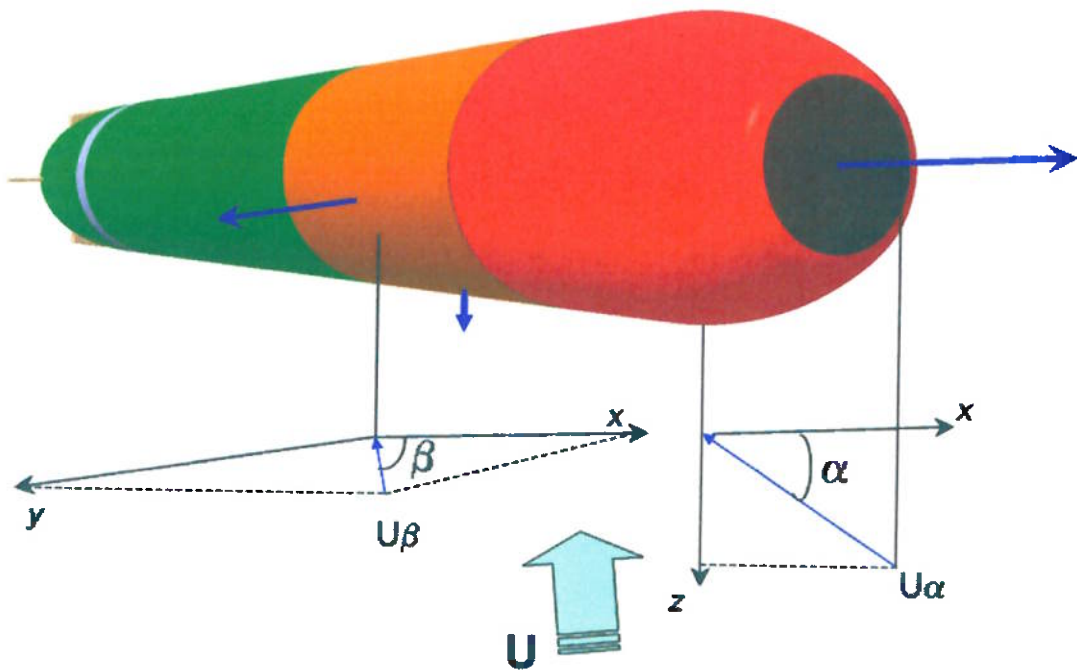


Figura 11-2 – Definição da decomposição da correnteza aparente e dos ângulos de ataque α e β .

11.1.2. Movimentos de Corpo Rígido

Para se escrever as equações dinâmicas do corpo submerso, é preciso considerar primeiramente as parcelas relativas à inércia do sistema. Para isso utiliza-se a 2ª lei de Newton e a equação de Lagrange em função da energia cinética do sistema.

Uma vez que as equações serão escritas no sistema de coordenadas local, isto é, não inercial, há o surgimento de novas componentes na formulação geral, conhecidas como forças de Coriolis.

Por se tratar de um sistema submerso, deve-se ainda ser levada em consideração as massas adicionais atuantes no sistema, essas massas são tratadas da mesma forma que as massas de corpo rígido, contribuindo portanto com as forças inerciais e de Coriolis. Esta seção mostra a forma matricial do equacionamento inercial de ambas as componentes de massa (corpo rígido e massa adicional).

$$M \cdot \dot{v} + C_{CR}(v) \cdot v + C_A(v_r) \cdot v_r = \tau \quad (11-5)$$

onde $M = M_{CR} + M_A$, C_{CR} é a parcela das forças de Coriolis e inercial devido à massa de corpo rígido, C_A é a parcela das forças de Coriolis e inercial oriunda da massa adicional e v_r é o vetor de velocidade relativas à corrente total externa e sua dedução está presente na seção 11.1.3.2.

As matrizes provenientes do movimento de corpo rígido e da massa adicional têm suas formas completas definidas por Fossen (1994), como sendo:

$$M_{CR} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & m \cdot z_G & -m \cdot y_G \\ 0 & m & 0 & -m \cdot z_G & 0 & m \cdot x_G \\ 0 & 0 & m & m \cdot y_G & -m \cdot x_G & 0 \\ 0 & -m \cdot z_G & m \cdot y_G & I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ m \cdot z_G & 0 & -m \cdot x_G & -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -m \cdot y_G & m \cdot x_G & 0 & -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} \quad (11-6)$$

onde m representa a massa de corpo rígido do sistema, I_{ij} são os momentos e produtos de inércia, x_G , y_G e z_G são as coordenadas do Centro de Gravidade em relação ao sistema local.

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & X_{\dot{v}} & X_{\dot{w}} & X_{\dot{p}} & X_{\dot{q}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\dot{u}} & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{w}} & Y_{\dot{p}} & Y_{\dot{q}} & Y_{\dot{r}} \\ Z_{\dot{u}} & Z_{\dot{v}} & Z_{\dot{w}} & Z_{\dot{p}} & Z_{\dot{q}} & Z_{\dot{r}} \\ K_{\dot{u}} & K_{\dot{v}} & K_{\dot{w}} & K_{\dot{p}} & K_{\dot{q}} & K_{\dot{r}} \\ M_{\dot{u}} & M_{\dot{v}} & M_{\dot{w}} & M_{\dot{p}} & M_{\dot{q}} & M_{\dot{r}} \\ N_{\dot{u}} & N_{\dot{v}} & N_{\dot{w}} & N_{\dot{p}} & N_{\dot{q}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \quad (11-7)$$

onde $X_{\dot{u}}$, $Y_{\dot{u}}$... são os coeficientes de massa adicional dimensionalizados para o sistema.

$$C_{CR}(v) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & & & \\ 0 & 0 & 0 & & & \\ 0 & 0 & 0 & & & \\ -m \cdot (y_G \cdot q + z_G \cdot r) & m \cdot (y_G \cdot p + w) & m \cdot (z_G \cdot p - v) & & & \\ m \cdot (x_G \cdot q - w) & -m \cdot (z_G \cdot r + x_G \cdot p) & m \cdot (z_G \cdot q + u) & & & \\ m \cdot (x_G \cdot r + v) & m \cdot (y_G \cdot r - u) & -m \cdot (x_G \cdot p + y_G \cdot q) & & & \end{bmatrix} \quad (11-8)$$

$$\begin{aligned}
 & \left. \begin{array}{lll}
 m \cdot (y_G \cdot q + z_G \cdot r) & -m \cdot (x_G \cdot q - w) & -m \cdot (x_G \cdot r + v) \\
 -m \cdot (y_G \cdot p + w) & m \cdot (z_G \cdot r + x_G \cdot p) & -m \cdot (y_G \cdot r - u) \\
 \dots & -m \cdot (z_G \cdot p - v) & -m \cdot (z_G \cdot q + u) \\
 0 & -I_{yz} \cdot q - I_{xz} \cdot p + I_{zz} \cdot r & I_{yz} \cdot r + I_{xy} \cdot p - I_{yy} \cdot q \\
 I_{yz} \cdot p + I_{xz} \cdot p - I_{zz} \cdot r & 0 & -I_{xz} \cdot r - I_{xy} \cdot q + I_{xx} \cdot p \\
 -I_{yz} \cdot r - I_{xy} \cdot p + I_{yy} \cdot q & I_{xz} \cdot r + I_{xy} \cdot q - I_{xx} \cdot p & 0
 \end{array} \right\} \\
 C_A(v_r) = & \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -a_3 & a_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_3 & 0 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & -a_2 & a_1 & 0 \\ 0 & -a_3 & a_2 & 0 & -b_3 & b_2 \\ a_3 & 0 & -a_1 & b_3 & 0 & -b_1 \\ -a_2 & a_1 & 0 & -b_2 & b_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (11-9)
 \end{aligned}$$

onde,

$$\begin{aligned}
 a_1 &= X_{\dot{u}} \cdot u_r + X_{\dot{v}} \cdot v_r + X_{\dot{w}} \cdot w_r + X_{\dot{p}} \cdot p_r + X_{\dot{q}} \cdot q_r + X_{\dot{r}} \cdot r_r \\
 a_2 &= X_{\dot{v}} \cdot u_r + Y_{\dot{v}} \cdot v_r + Y_{\dot{w}} \cdot w_r + Y_{\dot{p}} \cdot p_r + Y_{\dot{q}} \cdot q_r + Y_{\dot{r}} \cdot r_r \\
 a_3 &= X_{\dot{w}} \cdot u_r + Y_{\dot{w}} \cdot v_r + Z_{\dot{w}} \cdot w_r + Z_{\dot{p}} \cdot p_r + Z_{\dot{q}} \cdot q_r + Z_{\dot{r}} \cdot r_r \\
 b_1 &= X_{\dot{p}} \cdot u_r + Y_{\dot{p}} \cdot v_r + Z_{\dot{p}} \cdot w_r + K_{\dot{p}} \cdot p_r + K_{\dot{q}} \cdot q_r + K_{\dot{r}} \cdot r_r \\
 b_2 &= X_{\dot{q}} \cdot u_r + Y_{\dot{q}} \cdot v_r + Z_{\dot{q}} \cdot w_r + K_{\dot{q}} \cdot p_r + M_{\dot{q}} \cdot q_r + M_{\dot{r}} \cdot r_r \\
 b_3 &= X_{\dot{r}} \cdot u_r + Y_{\dot{r}} \cdot v_r + Z_{\dot{r}} \cdot w_r + K_{\dot{r}} \cdot p_r + M_{\dot{r}} \cdot q_r + N_{\dot{r}} \cdot r_r
 \end{aligned} \quad (11-10)$$

É importante notar, como discutido em Fucatu (1998), que o produto de $C_A \cdot v_r$ produz componentes de momentos conhecidos como Momentos de Munk. Estes momentos são as influências desestabilizadoras devido à presença de massa adicional ou aparente. Estes momentos exercem um papel fundamental no projeto das aletas do torpedo, uma vez que seus momentos restauradores devem contrabalançar o momento de Munk, estabilizando o movimento não controlado do torpedo em torno dos ângulos de ataque α e $\beta = 0^\circ$.

A demonstração completa das deduções apenas citadas acima se encontra em Fossen (1994).

11.1.3. Forças Hidrodinâmicas

Para uma melhor compreensão do problema, as parcelas de forças hidrodinâmicas que restam foram divididas em dois componentes, o primeiro representam forças e momentos hidrodinâmicos que não dependem dos ângulos de ataque α e β . A segunda

componente por sua vez, reintegra as forças e momentos dependentes dos ângulos de ataque em relação ao fluido incidente. O equacionamento matricial fica da forma:

$$D_{\alpha\beta}(\|v_r\|) \cdot v_r + D_{\alpha\beta}(U, v_r, \alpha, \beta) = \tau \quad (11-11)$$

11.1.3.1. Forças Independentes do Ângulo de Ataque

Seguindo a metodologia apresentada por Fossen (1994), as parcelas de amortecimento potencial, *wave drift*, amortecimento viscoso e desprendimento de vórtices formam para o caso de um corpo submerso uma matriz simplificada, que engloba apenas os fatores de amortecimento hidrodinâmico. Assim, pode-se definir uma matriz que independe dos ângulos de ataque α e β da seguinte forma:

$$D_{\alpha\beta}(v_r) = \begin{bmatrix} X_u \cdot \|u_r\| & X_v \cdot \|v_r\| & X_w \cdot \|w_r\| & X_p \cdot \|p_r\| & X_q \cdot \|q_r\| & X_r \cdot \|r_r\| \\ Y_u \cdot \|u_r\| & Y_v \cdot \|v_r\| & Y_w \cdot \|w_r\| & Y_p \cdot \|p_r\| & Y_q \cdot \|q_r\| & Y_r \cdot \|r_r\| \\ Z_u \cdot \|u_r\| & Z_v \cdot \|v_r\| & Z_w \cdot \|w_r\| & Z_p \cdot \|p_r\| & Z_q \cdot \|q_r\| & Z_r \cdot \|r_r\| \\ K_u \cdot \|u_r\| & K_v \cdot \|v_r\| & K_w \cdot \|w_r\| & K_p \cdot \|p_r\| & K_q \cdot \|q_r\| & K_r \cdot \|r_r\| \\ M_u \cdot \|u_r\| & M_v \cdot \|v_r\| & M_w \cdot \|w_r\| & M_p \cdot \|p_r\| & M_q \cdot \|q_r\| & M_r \cdot \|r_r\| \\ N_u \cdot \|u_r\| & N_v \cdot \|v_r\| & N_w \cdot \|w_r\| & N_p \cdot \|p_r\| & N_q \cdot \|q_r\| & N_r \cdot \|r_r\| \end{bmatrix} \quad (11-12)$$

onde X_u , X_v , Y_u , ... representam os coeficientes de amortecimento independentes de α e β dimensionalizados para o problema proposto. Estes coeficientes são denominados de coeficientes dinâmicos adiante.

11.1.3.2. Forças Dependentes do Ângulo de Ataque

A segunda parcela dos amortecimentos hidrodinâmicos variam com os ângulos de ataque α e β , com a velocidade do quadrática do fluido incidente e com a direção do fluido. Desta maneira fica necessária a definição das componentes do U_α e U_β , correspondendo às projeções das velocidades relativas do fluido incidente nos planos xz e xy , respectivamente. A Figura 11-2 ilustra a convenção adotada.

Analiticamente, mostra-se que a velocidade vetorial do corpo em relação ao fluido total incidente é dada por:

$$\begin{aligned}\bar{U}_r &= \bar{v} - J^{-1}(\eta) \cdot \bar{U}_{corrente} \\ v_r &= U_r\end{aligned}\quad (11-13)$$

onde $U_{corrente}$ representa o vetor da velocidade da corrente ambiental externa e $J(\eta)$ é a matriz de transferência.

Analogamente, pode-se definir os ângulos de ataque com sendo:

$$\begin{aligned}\alpha &= \tan^{-1}(w_r, u_r) \\ \beta &= \tan^{-1}(v_r, u_r)\end{aligned}\quad (11-14)$$

Assim, o módulo das decomposições e do valor total da velocidade relativa ao fluido com relação à definição de α e β fica imediato, valendo:

$$\begin{aligned}\|U_r\| &= \sqrt{u_r^2 + v_r^2 + w_r^2} \\ \|U_{r\alpha}\| &= \sqrt{w_r^2 + u_r^2} \\ \|U_{r\beta}\| &= \sqrt{v_r^2 + u_r^2}\end{aligned}\quad (11-15)$$

Agora, pode-se escrever o vetor de forças e momentos dependentes dos ângulos de ataque α e β .

$$D_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} X_{\alpha\beta} \\ Y_{\alpha\beta} \\ Z_{\alpha\beta} \\ K_{\alpha\beta} \\ M_{\alpha\beta} \\ N_{\alpha\beta} \end{bmatrix}\quad (11-16)$$

onde, para α e $\beta \ll 1$

$$\begin{aligned}X_{\alpha\beta} &= -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot \|U_{r\alpha}\|^2 \cdot (Cl_{\alpha z} \cdot \alpha \cdot \sin(\alpha)) - \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot \|U_{r\beta}\|^2 \cdot (Cl_{\beta y} \cdot \beta \cdot \sin(\beta)) - \\ &\quad \dots - \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot \|U_r\|^2 \cdot \left(-CD_{0x} \cdot \frac{\|u_r\|}{u_r} \right)\end{aligned}\quad (11-17)$$

$$Y_{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot \|U_{r\beta}\|^2 \cdot \left[Cl_{\beta y} \cdot \beta \cdot \cos(\beta) + CD_{0x} \cdot \frac{\|u_r\|}{u_r} \cdot \sin(\beta) \right]\quad (11-18)$$

$$Z_{\alpha\beta} = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot \|U_{ra}\|^2 \cdot \left[-Cl_{\alpha z} \cdot \alpha \cdot \cos(\alpha) - CD_{0x} \cdot \frac{\|u_r\|}{u_r} \cdot \sin(\|\varepsilon\|) \right] \quad (11-19)$$

$K_{\alpha\beta} = 0$, pois não depende de α nem de β e portanto já foi considerado na seção 0.

$$M_{\alpha\beta} = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot \|U_{ra}\|^2 \cdot (Cm_{\alpha} \cdot \alpha) \quad (11-20)$$

$$N_{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot \|U_{ra}\|^2 \cdot (Cm_{\beta} \cdot \beta) \quad (11-21)$$

onde ρ é a densidade do fluido, L_{ref} é o comprimento de referência do corpo e as derivadas hidrodinâmicas $Cl_{\alpha\beta}$, $Cm_{\alpha\beta}$ e CD_0 serão apresentadas na seção 11.2.

11.1.4. Restauração Hidrostática e Gravitacional

A forças e momentos devido à restauração hidrostática e gravitacional representam a ação do peso próprio do sistema e do empuxo hidrostático produzido pelo volume deslocado do corpo. Estes componentes têm seu equacionamento imediato se considerado o sistema de coordenadas global. Porém, deve-se escrever todas as componentes de forças e momentos no mesmo sistema de coordenadas para serem coerentes, neste caso o sistema local foi escolhido. Para tanto, utiliza-se a matriz de transformação J para a mudança de sistemas coordenados. Desta forma, pode-se escrever a componente de restauração hidrostática e gravitacional na forma matricial da seguinte maneira:

$$g(\eta) = \begin{bmatrix} (W - B) \cdot \sin(\theta) \\ -(W - B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ -(W - B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(y_G \cdot W - y_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) + (z_G \cdot W - z_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ (z_G \cdot W - z_B \cdot B) \cdot \sin(\theta) + (x_G \cdot W - x_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(x_G \cdot W - x_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) - (y_G \cdot W - y_B \cdot B) \cdot \sin(\theta) \end{bmatrix} \quad (11-22)$$

onde, W representa o peso do sistema, B é o empuxo do volume deslocado, x_G , y_G e z_G são as coordenadas do centro de gravidade em relação ao sistema local e x_B , y_B e z_B representam as coordenadas do centro de carena do volume também no sistema local.

11.1.5. Equações Dinâmicas Matriciais

A partir das deduções mostradas acima, pode-se, convenientemente, reunir todas as componentes das equações do movimento de corpos submersos na forma matricial. Nesta etapa, é possível a inclusão de termos externos à formulação, termos como forças ambientais, forças provocadas pelo sistema de controle dos lemes e forças produzidas pelo sistema de propulsão. Desta forma, a equação (11-23) mostra as equações diferenciais do sistema na forma matricial.

$$\begin{aligned} (M_{CR} + M_A) \cdot \dot{v} + C_{CR}(v) \cdot v + C_A(v_r) \cdot v_r + D_{\eta\alpha\beta}(v_r) \cdot v_r + D_{\alpha\beta}(U, v_r, \alpha, \beta) + g(\eta) &= \tau_{ext} + \tau_{controle} + \tau_{motor} \\ \dot{\eta} &= J(\eta) \cdot v \end{aligned} \quad (11-23)$$

Estas equações representam a modelagem não-linear acoplada completa do sistema dinâmico apresentado e foram utilizadas para o desenvolvimento do simulador dinâmico, detalhado no capítulo 14.

O Anexo X – Equações Dinâmicas na Forma Matricial, mostra a forma expandida desta equação matricial, já com as simplificações e hipóteses adotadas para a caracterização do sistema proposto no trabalho.

11.2. Estimativa das Derivadas Hidrodinâmicas

Nesta seção, serão definidas as derivadas hidrodinâmicas para o torpedo TP01, com base em métodos semi-empíricos propostos por Barros, et al (2004) e Haavard (2004). Estas estimativas foram formuladas e validadas para corpos submersos axisimétricos esbeltos, dotados de aletas e lemes estabilizadores de baixa razão de aspecto, como é o caso de torpedos militares. Contudo, esta metodologia considera baixa velocidade, e limitados graus de acoplamento para facilitar o desenvolvimento.

Para as derivadas que fogem muito destes padrões novas metodologias são propostas e aplicadas.

11.2.1. Massas Adicionais

Os 36 coeficientes de massas adicionais para a geometria do torpedo TP01 foram estimados utilizando-se métodos numéricos, através do programa *Wamit*. Este software resolve o escoamento potencial ao redor do corpo, possibilitando a estimativa dos coeficientes de massa adicional, amortecimento potencial, resposta em frequência à ondas, entre outros. Por se tratar de um corpo submerso, apenas os dados de massa adicional foram obtidos e utilizados para este trabalho. Considerou-se portanto, uma frequência de encontro de ondas zero.

Estas informações estão dispostas abaixo:

$$M_A = \begin{bmatrix} 29,41kg & 0 & 0 & 3,17kg.m & 0 & 0 \\ 0 & 818,77kg & -45,67kg & 0 & 78,38kg.m & -60,82kg.m \\ 0 & 45,67kg & 818,80kg & 0 & 60,82kg.m & 78,38kg.m \\ 6,36kg.m & 0 & 0 & 39,40kg.m^2 & 0 & 0 \\ 0 & -89,87kg.m & 66,55kg.m & 0 & 1114,42kg.m^2 & -157,34kg.m^2 \\ 0 & -66,55kg.m & -89,87kg.m & 0 & 157,34kg.m^2 & 1114,42kg.m^2 \end{bmatrix} \quad (11-24)$$

Nota-se a presença de termos negativos de massa adicional, o que denuncia a presença de grandes inversões no escoamento potencial ao redor do corpo. Estas alterações podem ser provocadas pela presença das aletas que perturbam significativamente o escoamento adjacente.

11.2.2. Cl_α

Como citado anteriormente, as derivadas hidrodinâmicas são os coeficientes para o corpo e seus apêndices responsáveis por forças e momentos hidrodinâmicos, quer sejam provenientes do ângulo de ataque ou de velocidades angulares.

O coeficiente Cl_α é gerador da força de sustentação dependente do ângulo de ataque α . No caso de corpos axissimétricos, o valor de Cl_α é igual ao valor de Cl_β . Este valor apesar de linearizado é válido para ângulos de ataque até 20-25 graus, no caso de asas de baixa razão de aspecto, segundo Haavard (2004).

11.2.2.1. Casco Nu

Para a estimativa da inclinação da curva de sustentação do corpo apenas, $Cl_{\alpha B}$, Haavard (2004) utiliza teoria potencial, chegando ao seguinte equacionamento:

$$Cl_{\alpha} = \frac{2 \cdot (k_2 - k_1) \cdot S_0}{L_{ref}^2} [1/rad] \quad (11-25)$$

O valor de S_0 representa a área da seção reta no ponto (do eixo x) onde termina a curvatura da ogiva. A subtração $(k_2 - k_1)$ é o fator de massa aparente de Munk, que pode ser calculada, segundo Barros (2004), para corpos de esbeltez $(\frac{L}{d})$ entre 4 e 19, através de:

$$k_2 - k_1 = -0.0006548 f^2 + 0.0256 f + 0.73 \quad (11-26)$$

11.2.2.2. Influência das Aletas

O coeficiente de sustentação linearizado para a aleta, $Cl_{\alpha W}$, pode ser calculado segundo a equação levantada por Whicker e Fehlner (Haavard, 2004)

$$Cl_{\alpha W} = \frac{S_e}{L_{ref}^2} \cdot \frac{2\pi \cdot k \cdot Ra}{2k + \sqrt{\frac{Ra^2}{\cos^4 \Lambda_{c/4}} + 4}} \quad (11-27)$$

A razão de aspecto Ra se refere ao fólio exposto. A área S_e é a área plana exposta da asa e o ângulo de *sweep* $\Lambda_{c/4}$ é medido a um quarto da corda. O fator k é igual a 0,9 e e é a correção da inclinação da curva de sustentação levantada por Whicker e Fehlner.

Observa-se que o coeficiente calculado para a aleta leva em conta os lemes do torpedo a zero graus de ângulo de ataque.

A derivada hidrodinâmica relacionada com a sustentação do corpo e aleta juntos, $Cl_{\alpha WB}$, age como havendo mutua interferência entre eles. O cálculo desse coeficiente é, então, realizado por fatores de interferência entre aletas e corpo. Assim, se o conjunto todo ganha um ângulo de ataque, a equação para corpos finos é utilizada, baseada no comprimento de referência:

$$Cl_{\alpha WB} = Cl_{\alpha B} + (Cl_{\alpha})_{W(B)} + (Cl_{\alpha})_{B(W)} \quad (11-28)$$

Os dois últimos coeficientes podem ser calculados por:

$$(Cl_{\alpha})_{W(B)} = K_{w(B)} \cdot Cl_{\alpha W} \quad (11-29)$$

$$(Cl_{\alpha})_{B(W)} = K_{B(W)} \cdot Cl_{\alpha B} \quad (11-30)$$

Os coeficientes $K_{B(W)}$ e $K_{W(B)}$ podem ser obtidos pela curva levantada por Haavard em que o dado de entrada é a razão do diâmetro médio do corpo na altura das aletas sobre a distância de ponta a ponta entre as aletas.

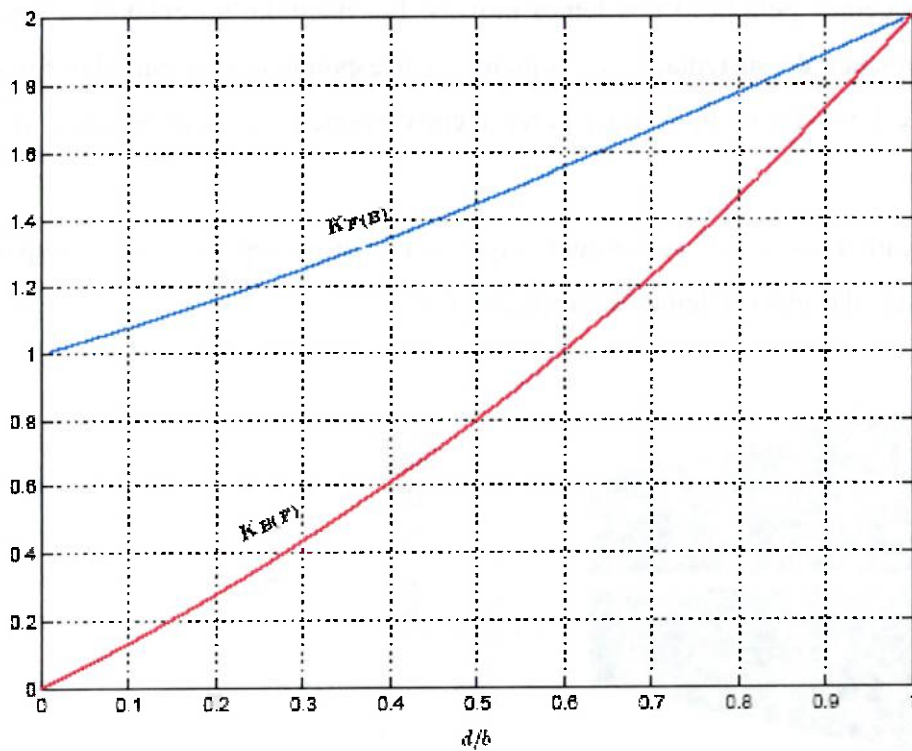


Figura 11-3 – Curvas dos coeficientes $K_{B(W)}$ e $K_{W(B)}$.

Após os cálculos, chega-se ao valor de Cl_{α} e Cl_{β} , vertical e horizontal repectivamente:

$$Cl_{\alpha} = 4,1 \cdot 10^{-2} \quad (11-31)$$

11.2.2.3. Aletas Móveis

Durante a primeira fase dos trabalhos, verificou-se que o modelo escolhido para a estimativa do coeficiente hidrodinâmico responsável pela parcela de sustentação do leme da aleta não era aplicável ao problema em estudo. Os modelos propostos por Haavard (2004) e Barros (2004), e utilizados durante a primeira volta da espiral, eram específicos para lemes de relativa alta razão de aspecto, além de fato de descartarem a presença de aletas fixas, sendo toda a estrutura móvel.

Desta maneira, adotou-se uma nova abordagem para a estimativa da geração de sustentação gerada pela ação dos lemes móveis. Foi mantida, no entanto, a separação das contribuições de sustentação e momentos correspondentes às parcelas fornecidas pela aleta e leme fixos, mais uma parcela correspondente à ação somente do leme móvel.

A Figura 11-4 mostra um esquema que demonstra a separação das componentes fixas e móveis das aletas e lemes do torpedo TP01.

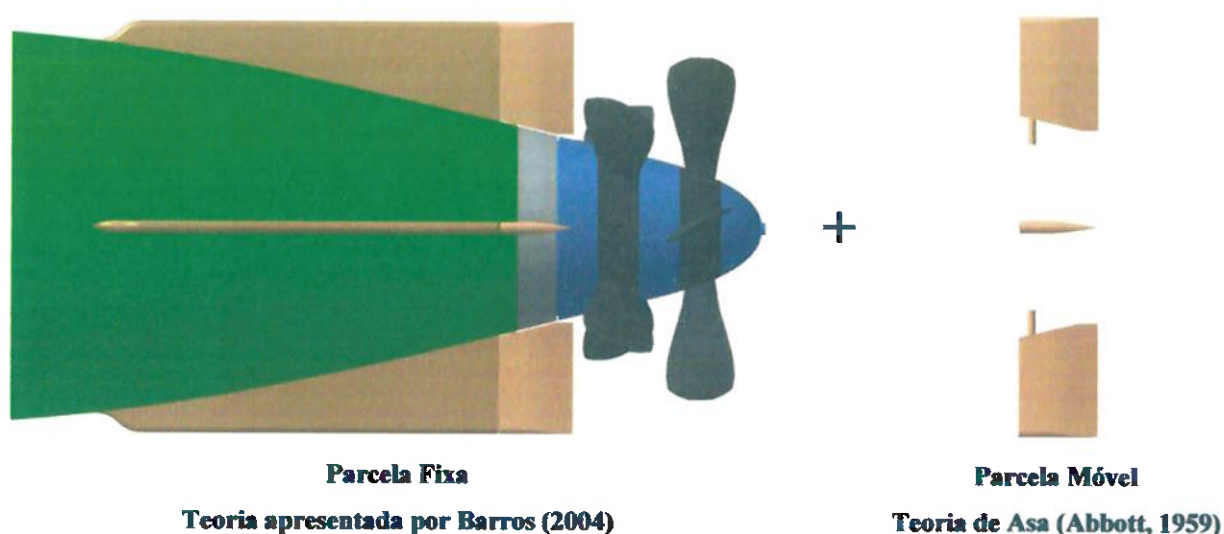


Figura 11-4 – Esquema representativo do modelo adotado para levantamento dos coeficientes $Cl_{V,H,\delta}$ e $Cm_{V,H,\delta}$

A nova abordagem trata apenas da parcela correspondente à contribuição dos lemes móveis. A estimativa desta contribuição é agora realizada utilizando-se teoria de asas bidimensionais, proposta por Abbott (1959). Nesta teoria prova-se que o coeficiente de sustentação linear de um perfil esbelto, calculados com base na

adimensionalização em termos de $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot S \cdot Cl_\alpha \cdot \alpha$, onde S representa a área de um par de lemes móveis e vale $2,4 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$, é aproximadamente igual a 2π . Retornado-se tal coeficiente à adimensionalização estabelecida para os modelos dinâmicos, com base em $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot L^2 \cdot Cl_\alpha \cdot \alpha$, chega-se ao novo valor de:

$$Cl_{H,\gamma\delta} = 6,0 \cdot 10^{-3} \quad (11-32)$$

Ao invés de $18,4 \cdot 10^{-3}$, obtido através de Haavard (2004) e Barros (2004) durante a primeira volta da espiral de projetos.

A Figura 11-5 apresenta uma nova perspectiva da abstração proposta pelo modelo utilizado para levantamento dos coeficientes de sustentação e momento dos lemes móveis.

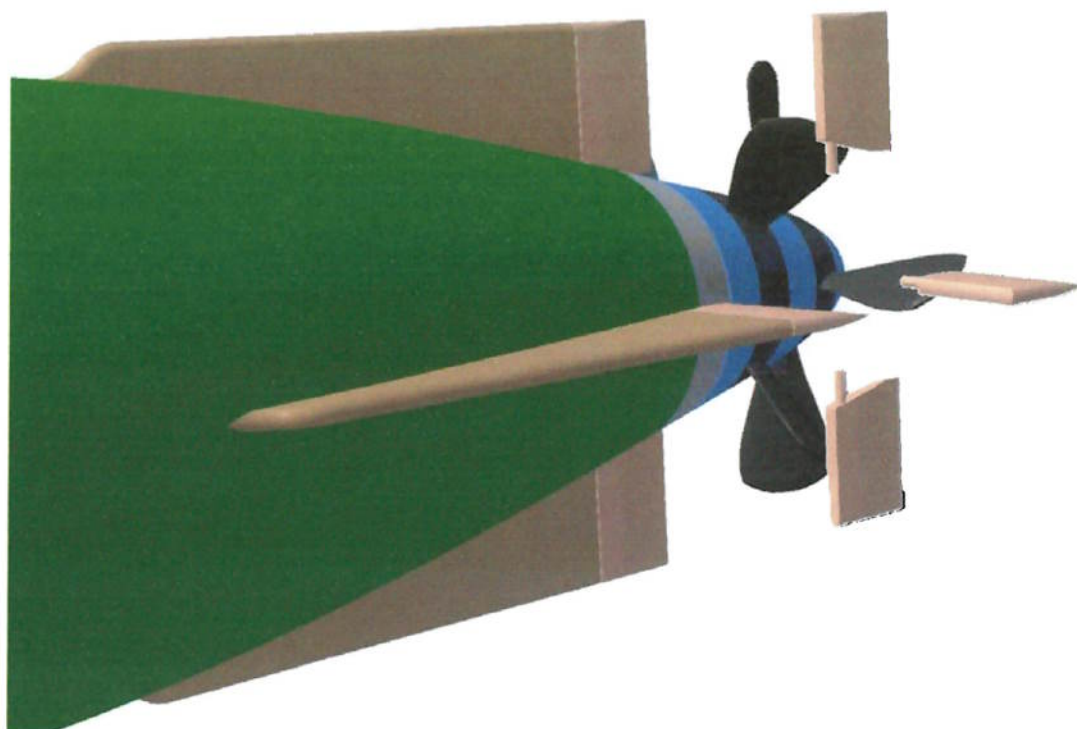


Figura 11-5 – Representação em perspectiva do modelo adotado para levantamento dos coeficientes $Cl_{V,H,\delta}$ e $Cm_{V,H,\delta}$

11.2.3. Cm_α

Os momentos hidrodinâmicos dependentes dos ângulos de incidência são calculados pela derivada hidrodinâmica $C_{m\alpha}$. Este valor representa a inclinação da curva

de coeficientes de momentos hidrodinâmicos linearizada em torno do ângulo de ataque zero. A sistemática de cálculo é semelhante à do coeficiente Cl_q . Assim como visto anteriormente, o coeficiente $C_{m\beta}$, equivalente a ângulos de ataque no plano horizontal, tem valor igual ao de $C_{m\alpha}$, devido a simetria do corpo.

11.2.3.1. Casco Nu

O coeficiente $C_{m\alpha B}$ calcula o momento hidrodinâmico do corpo isoladamente. Esse momento equivale ao momento de Munk, observado no item 11.1.2. Esse valor já foi considerado na matriz C_A , sendo, desta forma, ignorado na matriz $D_{\alpha\beta}$. Entretanto, como este valor será utilizado em seguida para outros cálculos, tem-se que, segundo Barros (2004):

$$C_{m_\alpha} = \frac{2(k_2 - k_1)}{L_{ref}^3} \int_0^{x_n^*} \frac{dS_{x^*}}{dx^*} (x_m - x^*) dx^* \quad (11-33)$$

A área de seção, S_{x^*} , é medida no corpo em x^* desde a proa até o ponto onde termina a ogiva (x_n^*). A posição x_m é a distância da proa ao centro de gravidade.

A Figura 11-6 apresenta uma discretização da ogiva e a curva de regressão respectiva para o cálculo de S_{x^*} .

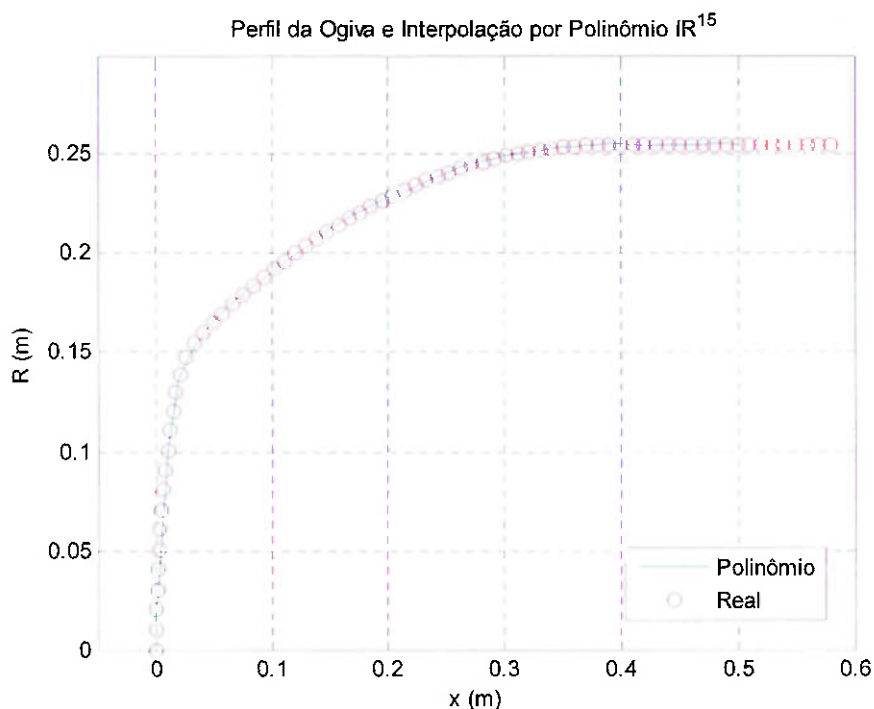


Figura 11-6 – Interpolação polinomial de 15º grau para resolução analítica da integral de Cm_α .

11.2.3.2. Influência das Aletas

Para o cálculo do coeficiente do corpo com aletas, mais uma vez considera-se a influência mútua de cada parte do torpedo. O coeficiente $(Cm_\alpha)_{W(B)}$ que calcula a influencia da aleta na presença do corpo pode ser encontrada através de:

$$(Cm_\alpha)_{W(B)} = \left(\frac{x_{hc}}{L_{ref}} \right)_{W(B)} (Cl_\alpha)_{W(B)} \quad (11-34)$$

O coeficiente $(Cl_\alpha)_{W(B)}$ já foi calculado no item 11.2.2.2. O valor de x_{hc} é a medida da distância desde a proa até o centro hidrodinâmico da aleta e pode ser calculado por:

$$\left(\frac{x_{hc}}{L_{ref}} \right)_{W(B)} = \frac{1}{L_{ref}} \left(x_m - x_{hc} - \frac{2y_{hc} - d}{2} \tan \Lambda_{c/4} - \frac{\bar{c}}{4} \right) \quad (11-35)$$

O valor de x_m é a distância da proa do corpo até o centro de gravidade (referência). O valor x_{le} mede a distância da proa até o bordo de ataque da aleta e y_{hc} é a distância da meia envergadura da aleta até o eixo de revolução do corpo. A corda média da aleta é dada por $\bar{c}$.

O coeficiente $(Cm_\alpha)_{B(W)}$ que calcula a influencia do corpo na presença da aleta pode ser encontrada através de:

$$(Cm_\alpha)_{B(W)} = K_{B(W)} (Cl_\alpha)_{B(W)} \cdot (-0.304) \quad (11-36)$$

O valor de x_{hc} agora mede o centro hidrodinâmico do corpo. O coeficiente $(Cl_\alpha)_{B(W)}$ já foi calculado no item 11.2.2.2. O valor da -0,304 foi obtido mediante interpolações, como descrito em Haavard (2004).

Assim tem-se que:

$$Cm_{\alpha BW} = \left(\frac{x_{hc}}{L_{ref}} \right)_{WB} \cdot (Cl_\alpha)_{WB} = (Cm_\alpha)_B + (Cm_\alpha)_{B(W)} + (Cm_\alpha)_{W(B)} \quad (11-37)$$

Logo,

$$Cm_\alpha = -7,5 \cdot 10^{-3} \quad (11-38)$$

11.2.3.3. Aletas Móveis

Para a correção do coeficiente de momentos gerados pela contribuição dos lemes no movimento completo do corpo, foi adotada a definição de momento:

$$M = F \cdot d \quad (11-39)$$

Onde, M é o momento gerado pelo produto de uma força F por um braço d .

Assim, manteve-se o braço formado pelo centro gravitacional do corpo completo e o centro de esforços hidrodinâmicos dos lemes móveis, estimado através de Barros (2004) e Haavard (2004), 2,30 m. Logo, o novo valor dos coeficientes de momento, tanto horizontal quanto vertical, provocados pelos lemes móveis é de:

$$Cm_{H,V\delta} = -2,7 \cdot 10^{-3} \quad (11-40)$$

Entretanto, é necessário ressaltar que a nova metodologia adotada para a avaliação dos coeficientes de sustentação e momentos dos lemes móveis apresenta certas incertezas, uma delas é o desprezo das possíveis interferências entre as aletas fixas e os lemes. Outro ponto de imprecisão conhecido é a adoção do ângulo de ataque do leme como sendo o ângulo de ataque δ absoluto, desprezando-se qualquer composição com o ângulo efetivo do corpo completo em relação ao fluido. Este último ponto pode ser justificado e minimizado pela presença das aletas fixas, que normaliza e praticamente anula a contribuição do ângulo de ataque α do corpo completo na região dos lemes móveis.

11.2.4. Cl_q

A derivada hidrodinâmica Cl_q é conhecida como uma parcela dinâmica, pois representa a influência que velocidade angular q provoca na força em arfagem, na direção local z . Aqui também vale a consideração de que por se tratar de um corpo axissimétrico, o coeficiente análogo Cl_r no plano XZ é numericamente igual ao coeficiente Cl_q .

As derivadas Cl_q e Cl_r representam em sua forma dimensionalizada os coeficientes Z_q e Y_r oriundos da matriz $D_{\tilde{n}\alpha\beta}$ da forma:

$$Z_q = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot Cl_q \quad (11-41)$$

$$Y_r = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot Cl_r, \text{ com } Cl_r = Cl_q$$

Desta forma, Haavard (2004) estima o valor de Cl_q como sendo:

$$Cl_q = \frac{1}{L_{ref}} \cdot \left(\frac{\bar{c}}{2} + 2(x_{hc} - x_m) \right) Cl_\alpha \quad (11-42)$$

onde $\bar{c}$ representa a corda média da aleta mais leme, $(x_{hc} - x_m)$ é o centro hidrodinâmico das aletas em relação ao centro de gravidade, dado pela coordenada longitudinal de $1/4$ da corda das aletas em relação ao sistema local. Cl_α foi apresentado na seção 11.2.2 e representa apenas a parcela da aleta isolada.

Assim, para o corpo analisado,

$$Cl_q = 3,4 \cdot 10^{-3} \quad (11-43)$$

11.2.5. Cm_q

O momento dinâmico de amortecimento em relação à velocidade angular q é estimado utilizando a derivada hidrodinâmica Cm_q . Aqui também a simetria do corpo permite a equivalência numérica entre Cm_q e Cm_r .

As derivadas Cm_q e Cm_r representam em sua forma dimensionalizada os coeficientes M_q e N_r oriundos da matriz $D_{\tilde{n}\alpha\beta}$ da forma:

$$M_q = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^4 \cdot Cm_q \quad (11-44)$$

$$N_r = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^4 \cdot Cm_r, \text{ com } Cm_r = Cm_q$$

Desta forma, Haavard (2004) estima o valor de Cm_q para a configuração corpo-aletas, como sendo:

$$Cm_{qWB} = (K_{W(n)} + K_{B(w)}) \cdot (Cm_q)_W + (Cm_q)_B \quad (11-45)$$

onde $(K_{W(n)} + K_{B(w)})$ já foi apresentado em 11.2.2 e $(Cm_q)_W$ e $(Cm_q)_B$ são as componentes de aleta e corpo separadamente, dados por:

$$(Cm_q)_w = -0.7 \cdot Cl_{\alpha_w} \cdot \frac{\bar{c}^2}{L_{ref}^4} \cdot \gamma \cdot \cos(\Lambda_{c4}) \quad (11-46)$$

com $\bar{c}$ representando a corda média das aletas,

$$\gamma = \frac{RA \left(\frac{x}{2 \cdot c} + \frac{2 \cdot x^2}{c^2} \right)}{RA + 2 \cos(\Lambda_{c4})} + \frac{1}{24} \left(\frac{RA^3 \cdot \tan^2(\Lambda_{c4})}{RA + 6 \cos(\Lambda_{c4})} \right) + \frac{1}{8}, \quad (11-47)$$

$$\frac{x}{c} = \frac{x_{hc} - x_m}{\bar{c}} \quad (11-48)$$

e $x_{hc} - x_m$ já mostrado na seção anterior.

A parcela da influência do corpo é dada por:

$$(Cm_q)_B = 2 \cdot Cm_{\alpha_B} \cdot \frac{\left(1 - \frac{x_m}{L_{ref}} \right)^2 \cdot S_0 - \frac{\nabla}{L_{ref}} \left(\frac{x_c - x_m}{L_{ref}} \right)}{\left(1 - \frac{x_m}{L_{ref}} \right) \cdot S_0 - \frac{\nabla}{L_{ref}}} \quad (11-49)$$

onde ∇ representa o volume deslocado pelo corpo e x_c é a distância longitudinal do centro de carena em relação à ogiva.

Logo, para o torpedo em estudo,

$$Cm_q = -2,7 \cdot 10^{-2} \quad (11-50)$$

11.2.6. CD_0

O valor do coeficiente de arrasto também exerce influência na matriz de forças e momentos hidrodinâmicos que dependem do ângulo de ataque, pois o arrasto em um corpo se altera com o ângulo de ataque, alterando assim a configuração de forças e momentos hidrodinâmicos.

No modelo utilizado, o coeficiente de arrasto com ângulo de ataque zero, CD_0 , é a única informação necessária para computar a derivada hidrodinâmica do corpo em arfagem. Este é definido iniciando por:

$$C_D^* = C_f \left[1 + 60 f^{-3} + 0,0025 f \right] \frac{S_s}{L_{ref}^2} \quad (11-51)$$

Para esse cálculo utiliza-se o valor da área molhada total do corpo, S_s . Segue-se então, com o cálculo do coeficiente de arrasto friccional, dado pela ITTC:

$$C_f = \frac{0.075}{(\log Re - 2)^2} + 0.00025 \quad (11-52)$$

O coeficiente chamado de arrasto-base é dado por:

$$C_{D_b} = 0.029 \left(\frac{d_b}{d} \right)^3 (C_D^*)^{-0.5} \quad (11-53)$$

O diâmetro-base, d_b , representa o diâmetro medido na extremidade de popa. No caso do TP01, este foi medido a vante da saída do propulsor. O coeficiente total de arrasto é dado por:

$$CD_0 = C_{D_b} + C_D^* \quad (11-54)$$

Resultando no valor preliminar de $9,8 \cdot 10^{-4}$, baseado em Haavard (2004).

A reavaliação do coeficiente de arrasto longitudinal linear do torpedo foi feita com base nos estudos em CFD. Os resultados do CFD serão utilizados daqui por diante.

A Tabela 11-2 relembra as componentes da resistência ao avanço, obtidas pela ferramenta computacional.

Tabela 11-2 – Arrastos Levantados pelo CFD e teoria de placa plana.

	Força (N)
Arrasto do Corpo Tridimensional	5549,8
Arrasto das Aletas e Lemes	361,1
Arrasto Total – TP01	5910,9

Mantendo-se a adimensionalização em termos de $\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot L^2 \cdot CD_0$, adotada durante toda a implementação do simulador, o coeficiente de arrasto longitudinal do TP01 passa a ser:

$$CD_0 = -13,45 \cdot 10^{-4} \quad (11-55)$$

Ao invés do valor levantado através de Haavard (2004) de $9,8 \cdot 10^{-4}$. O CD_0 baseado no CFD foi utilizado como valor final para uso nos simuladores.

11.2.7. Resultados das Derivadas Hidrodinâmicas para o Torpedo TP01

Os resultados de derivadas hidrodinâmicas obtidos para o torpedo TP01 encontra-se na Tabela 11-3. Os resultados foram encontrados utilizando-se os dados de referência do torpedo, compilados dos demais capítulos deste relatório. Apenas os coeficientes relevantes, já considerando possíveis inter-relações entre casco e aletas serão apresentados.

Tabela 11-3 – Estimativas das derivadas hidrodinâmicas para o torpedo TP01.

$Cl_\alpha = Cl_\beta$	0.0452
$Cm_\alpha = Cm_\beta$	-0.0075
$Cl_{H\delta} = Cl_{V\delta}$	0.0060
$Cm_{H\delta} = Cm_{V\delta}$	-0.0027
$Cl_q = Cl_r$	0.0034
$Cm_q = Cm_r$	-0.0271
CD_0	0.00135

Com estes dados agora é possível reescrever todas as matrizes das equações dinâmicas e resolvê-la numericamente. As demais derivadas que não constam na Tabela 11-3 foram consideradas desprezíveis até a presente fase do projeto, podendo ser reincorporadas em futuras voltas da espiral de projetos, estimadas a partir de ensaios experimentais ou análises numéricas confiáveis.

11.3. Análises de Estabilidade

Após o projeto das aletas fixas e dos lemes de controle, uma série de análises foi realizada com auxílio do simulador dinâmico apresentado no capítulo 14. Dois

conjuntos de teste de estabilidade não controlado serão mostrados neste trabalho. O primeiro, analisa o comportamento do torpedo TP01 durante uma corrida reta não controlada a uma perturbação externa que induz uma velocidade angular de guinada. O segundo conjunto de simulações estima o raio de giro horizontal do sistema.

11.3.1. Estabilidade Dinâmica a Perturbações

Para a análise da estabilidade dinâmica do torpedo TP01 a perturbações externas com o auxílio do simulador dinâmico desenvolvido, foi utilizado um modelo de torpedo cujo centro de gravidade coincide com o centro de carena. Esta mudança é necessária, pois não há controle de profundidade nem de caturro atuando no sistema, e a presença de um braço longitudinal entre o centro de gravidade e o centro de carena provocaria movimentos no plano XZ indesejáveis à boa análise da estabilidade passiva do torpedo.

Outra medida tomada para isolar apenas os fenômenos relacionados à estabilidade dinâmica passiva foi a adoção de uma força de avanço constante durante as simulações. A força constante garante uma velocidade de avanço mínima para o torpedo, o que aproxima as situações recriadas numericamente das situações reais de operação do sistema. Foi adotado o valor de 5900 N de força em *surge*, constante do decorrer do tempo.

O exemplo mostrado aqui trata de uma perturbação introduzida no movimento de guinada, após 30 s de corrida reta passiva, i.e., sem qualquer tipo controle e com os lemes a 0° . A perturbação foi modelada como sendo uma velocidade angular não-nula em *yaw* que é introduzida no sistema pontualmente, no valor de 0,1 rad/s atuando durante 0,5 segundo. A Figura 11-7 mostra o movimento do torpedo no plano XY desta simulação com um detalhe do momento em que houve a perturbação. Já a Figura 11-8 e Figura 11-9, mostram o deslocamento do torpedo nos planos XZ e YZ .

Pode-se notar nestas figuras que mesmo após uma perturbação pontual no movimento passivo do torpedo, sua estabilidade dinâmica é novamente garantida. A velocidade angular introduzida é rapidamente amortecida, fazendo com que o torpedo retorne ao movimento equilibrado em torno do novo ângulo de guinada, com ângulos de ataque nulos.

Assim, fica claro que o projeto das aletas foi bem conduzido e que suas derivadas hidrodinâmicas, estimadas segundo Barros (2004) e Haavard (2004), conseguem anular os efeitos instabilizadores produzidos pelo momento de Munk.

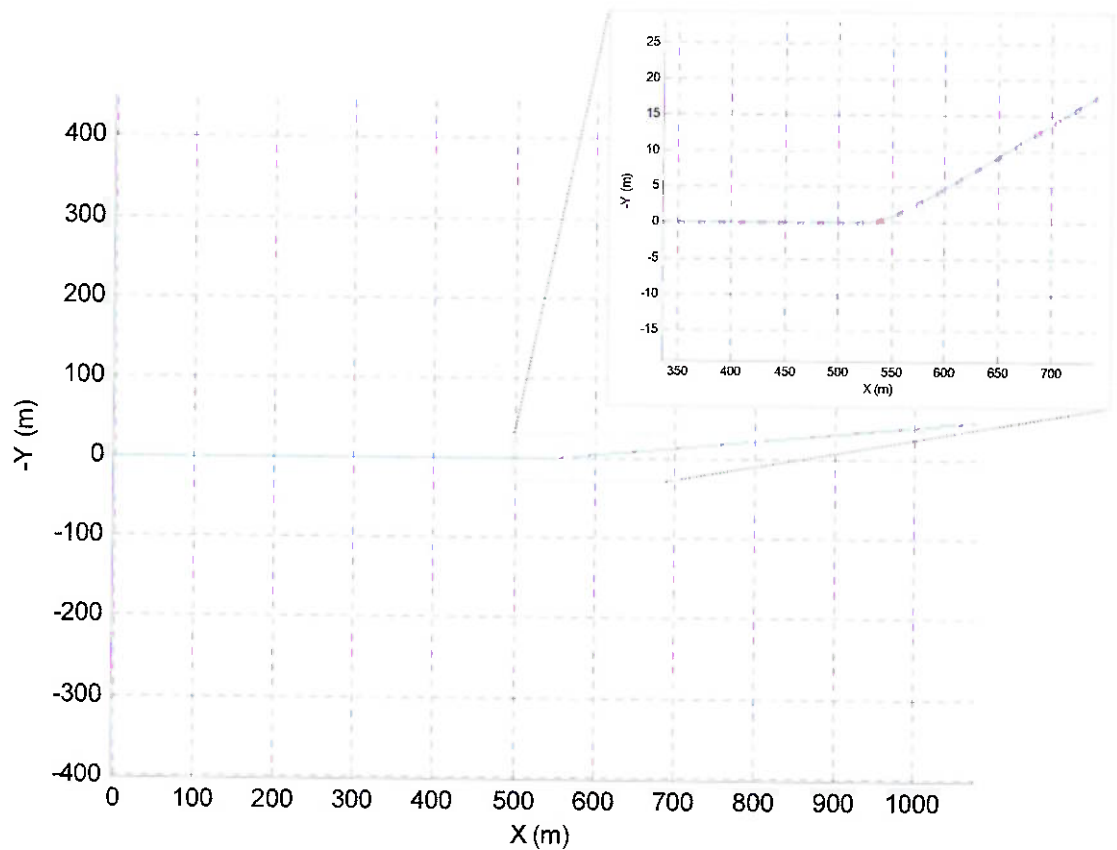


Figura 11-7 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano XY.

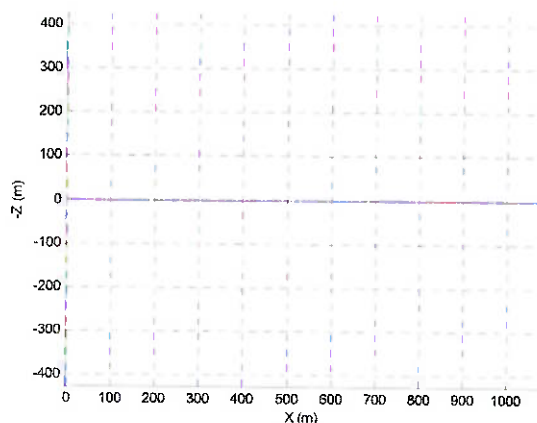


Figura 11-8 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano XZ.

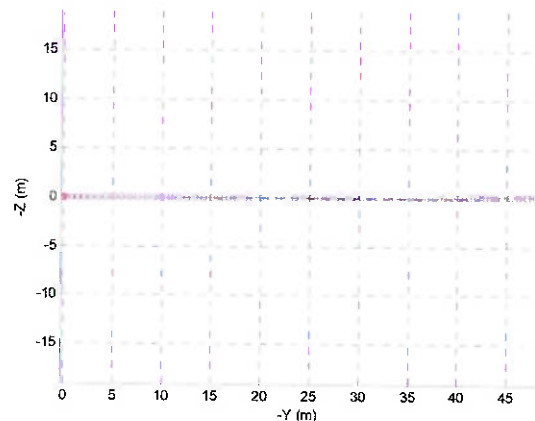


Figura 11-9 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano YZ.

11.3.2. Raio de Giro

A segunda análise realizada tem o objetivo de estudar a manobrabilidade do torpedo. Para tanto, simulações que recriam testes de raio de giro horizontal do torpedo, com base nos ângulos máximos de leme foram realizadas.

A partir dos novos coeficientes hidrodinâmicos levantados para as parcelas de descritos na seção 11.2, a simulação foi refeita. Com o torpedo partindo de velocidade zero, sob ação de uma força constante de 5910 N na direção de *surge*, após 30 segundos de corrida reta passiva, o ângulo δ dos lemes verticais são variados para o valor de 15° , gerando um momento de guinada dependente da velocidade de incidência do fluido.

Os momentos e forças gerados pela deflexão dos lemes verticais estão relembrados abaixo:

$$\tau_{H\delta} = \begin{bmatrix} X_{H\delta} \\ Y_{H\delta} \\ Z_{H\delta} \\ K_{H\delta} \\ M_{H\delta} \\ N_{H\delta} \end{bmatrix} \Leftrightarrow \tau_{H\delta} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot U_{r\beta}^2 \cdot (Cl_{V\delta} \cdot \delta_H) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot U_{r\beta}^2 \cdot (-Cm_{V\delta} \cdot \delta_H) \end{bmatrix} \quad (11-56)$$

A Figura 11-10 mostra o movimento do torpedo no plano XY desta simulação com um detalhe representando o giro do torpedo com ângulo de leme a 15° . Já a Figura 11-11 e Figura 11-12 mostram o deslocamento do torpedo nos planos XZ e YZ .

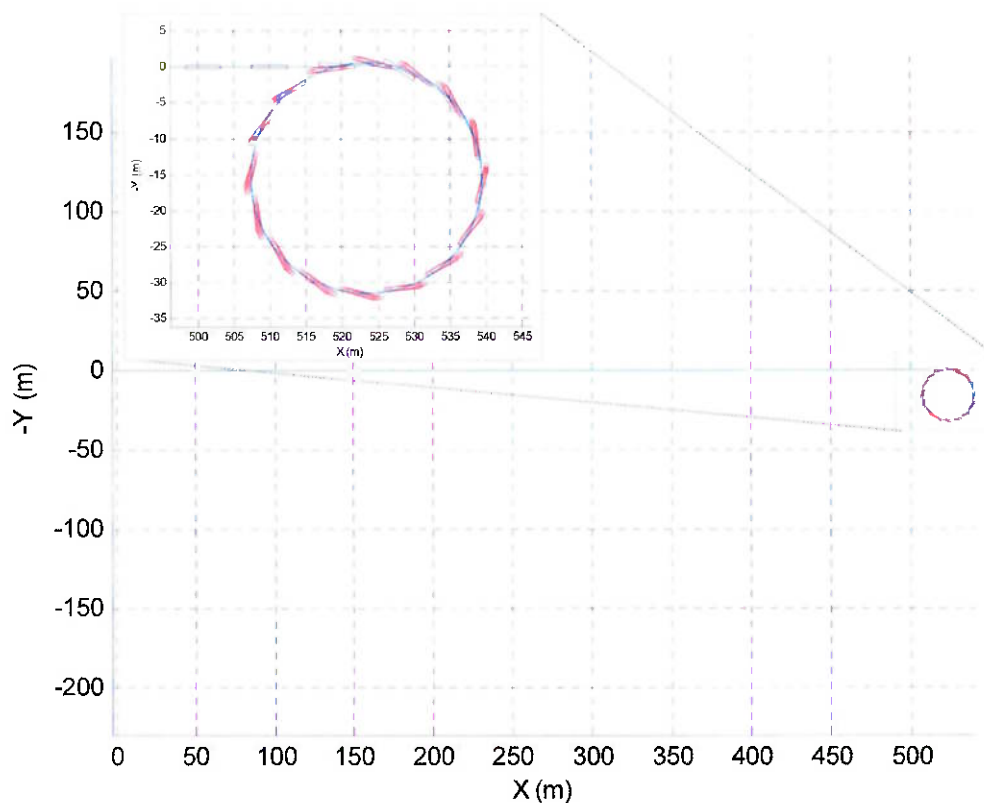


Figura 11-10 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano XY.

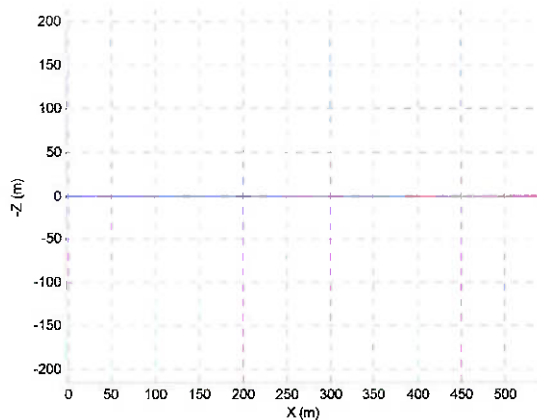


Figura 11-11 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano XZ.

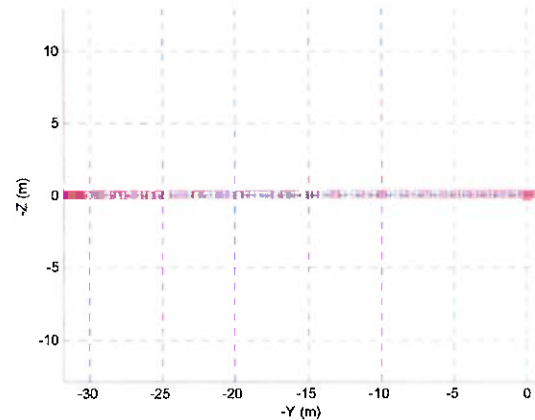


Figura 11-12 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano YZ.

Conclui-se a partir da Figura 11-10 que o raio de giro horizontal do torpedo é da ordem de 16 metros para um ângulo de leme δ de 15° .

A ordem de grandeza do diâmetro de giro horizontal encontrada, cerca de 6 vezes o comprimento total do torpedo, fornece uma taxa angular de giro da ordem de $45^\circ/\text{s}$, bem coerente com os resultados práticos conhecidos.

Apenas completando as informações para a influência dos lemes no plano vertical, mostra-se abaixo o equacionamento das forças e momentos produzidos pelos lemes horizontais:

$$\tau_{v\delta} = \begin{bmatrix} X_{v\delta} \\ Y_{v\delta} \\ Z_{v\delta} \\ K_{v\delta} \\ M_{v\delta} \\ N_{v\delta} \end{bmatrix} \Leftrightarrow \tau_{v\delta} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^2 \cdot U_{ra}^2 \cdot (Cl_{v\delta} \cdot \delta_v) \\ 0 \\ \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot L_{ref}^3 \cdot U_{ra}^2 \cdot (-Cm_{v\delta} \cdot \delta_v) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (11-57)$$

Desta forma, as alterações aqui observadas foram utilizadas no projeto do simulador a ser apresentado no capítulo 13.

12. Análise do Controlador

Conforme proposto, o desenvolvimento e análise de um controlador de atitudes para o torpedo TP01 foram realizados durante seu projeto. O controlador a ser implementado tem por objetivo garantir a controlabilidade direcional do torpedo em seus seis graus de liberdade. Este capítulo expõe as necessidades e especificações que o controlador deve suprir, as variáveis de controle escolhidas para a implementação do controlador, o tipo de controlador a ser utilizado e sua formulação básica e matricial, garantindo sua incorporação ao simulador dinâmico desenvolvido.

12.1. Necessidades

A necessidade principal do controlador, representado pelo módulo físico do piloto automático em torpedos modernos, é garantir manobrabilidade controlada autônoma para todo o sistema.

Em linhas gerais, lembra-se que o controlador ou piloto automático é apenas responsável pela execução de uma trajetória, ou manobra predeterminada. A definição da trajetória ou comportamento do torpedo é feita pelo computador central, que toma as decisões baseadas em estratégias de controle diversas e pré-especificadas. Essas estratégias de controle serão apresentadas em capítulos seguintes.

Desta forma, para a execução das trajetórias definidas fica direta a necessidade do controle das seguintes atitudes do torpedo:

- **Velocidade**⁵ – Cabe ao controlador determinar a força de empuxo a ser produzida pelo motor e propulsor, a fim de garantir a manutenção de determinada velocidade.

⁵ Este tipo de controle só é utilizado nos torpedos americanos mais modernos, sendo os torpedos mais antigos apenas ajustados manualmente antes do lançamento, trabalhando sob determinada condição de motor constante. Durante esta fase do trabalho o controle de velocidade de avanço será desenvolvido, sendo passível de desconsideração durante fases futuras do projeto real.

- **Profundidade** – O controlador deve garantir a manutenção de determinada profundidade ou executar as mudanças de cotas ordenadas pelo computador central durante uma manobra de perseguição ou realocização de alvos.
- **Aproamento** – O aproamento em relação ao rumo base determinado pelo computador, durante uma manobra de perseguição ou realocização de alvos deve ser garantido pelo controlador.
- **Jogo** – O ângulo de jogo do torpedo deve manter-se próximo a zero, independentemente do tipo de manobra executada. Esta atitude deve sempre ser garantida pelo piloto automático.

12.2. Variáveis de Controle

De forma a garantir o cumprimento das necessidades expostas na seção anterior, e após a realização de uma breve análise dos sistemas de atuação disponíveis no torpedo, definem-se as seguintes variáveis de controle a partir dos quais o controlador irá basear-se para o cálculo das forças e momentos a serem produzidos pelo sistema de atuação:

- Δu_r – Erro entre a velocidade de avanço desejada e a velocidade relativa ao fluido instantânea do torpedo, que pode ser medida através de sensores de pressão (tipo tubo de *pitot*) localizados em sua ogiva.
- Δz – Erro entre a profundidade desejada e a profundidade instantânea do torpedo obtida por sensor de pressão hidrostática localizado em seu casco.
- $\Delta \phi$ – Erro entre o ângulo de jogo (*roll*) desejado e ângulo de jogo instantâneo do torpedo obtido com base em giroscópios embarcados.
- $\Delta \theta$ – Erro entre o ângulo de caturro (*pitch*) desejado e ângulo de caturro instantâneo do torpedo obtido com base em giroscópios embarcados.
- $\Delta \psi$ – Erro entre o ângulo de guinada (*yaw*) desejado e ângulo de guinada instantâneo do torpedo obtido com base em giroscópios embarcados.

As variáveis calculadas pelo sistema de controle são aquelas que o torpedo pode produzir pelo seu sistema de atuação que envolve os propulsores e os lemes de controle. Desta forma, as variáveis de atuação resumem-se a:

- $X_{controle}$ – Força de avanço (*surge*) produzida pela instalação propulsora.
- $K_{controle}$ – Momento de jogo (*roll*) produzido pela ação oposta dos lemes horizontais e verticais.
- $M_{controle}$ – Momento de caturro (*pitch*) produzido pela ação conjunta dos lemes horizontais.
- $N_{controle}$ – Momento de guinada produzido pela ação conjunta dos lemes verticais.

Fica claro que devem ser aproveitados acoplamentos em diferentes graus de liberdade para o controle efetivo das necessidades apontadas. É o caso com controle de profundidade que deve acoplar os graus de liberdade de profundidade e de caturro para correto controle da coordenada global z do corpo.

Estes acoplamentos se tornarão melhor perceptíveis durante o equacionamento independente de cada grau controlado durante as seções seguintes.

12.3. Equacionamento dos Controladores PID Propostos

Após uma análise do tipo de problema tratado, do estágio inicial do projeto e de facilidade de implementação e alteração posterior, optou-se pela utilização de controladores Proporcionais-Integrativos-Derivativos, ou simplesmente PID's.

Estes controladores são amplamente utilizados no meio industrial e cujo projeto e implementação são relativamente simples, em comparação ao desempenho alcançado.

Como desvantagens, os PID's apresentam dificuldade de dimensionamento analítico de seus ganhos para sistemas com alto grau de acoplamento, como é o caso do problema analisado. Sendo este problema superado provisoriamente pelo ajuste manual exaustivo de seus ganhos. Ao longo do trabalho, novos tipos de controlador foram

analisados, assim como novos métodos representação de controladores PID's para problemas com grande número de graus de liberdade acoplados.

Ao final do trabalho, duas versões de PID foram propostas. A primeira versão é um PID clássico, em que o controle da profundidade está explicitamente acoplado ao controle de caturro. Este tipo de controle obteve desempenho satisfatório, contudo, o ajuste dos ganhos dos graus de liberdade acoplados foi extremamente árduo. A segunda proposta é conhecida com controladores PID em cascata, onde existe uma tentativa de desacoplamento dos movimentos, utilizando-se dois controladores sequenciais. Este último controlador demonstrou desempenho superior ao anterior, porém, a presença de dois controladores sequenciais resultara em um atraso de resposta bem maior, o que aliado a um sistema dinâmico extremamente rápido pode produzir oscilações indesejáveis em torno dos pontos de referência.

Ressalta-se, porém que o modelo PID em cascata é apenas aplicado ao controle da profundidade, já que este é o único controle em que não há atuadores dedicados, isto é, para se controlar a profundidade é necessária atuação nos atuadores de caturro, que produzirão um ângulo de ataque. Este por sua vez, produzirá as forças hidrodinâmicas na direção vertical. Nos outros graus de liberdade, o controlador utilizado é o PID clássico. O diagrama de blocos de ambos os tipos de controladores é mostrado nas figuras abaixo. Note que o módulo de filtragem dos sinais é dispensável dependendo da qualidade e características da variável analisada.

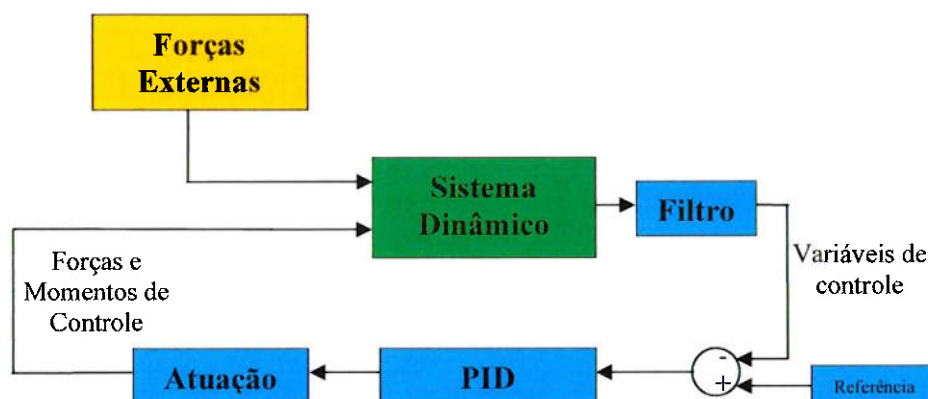


Figura 12-1 – Diagrama de blocos simplificado do controlador PID clássico em malha fechada.

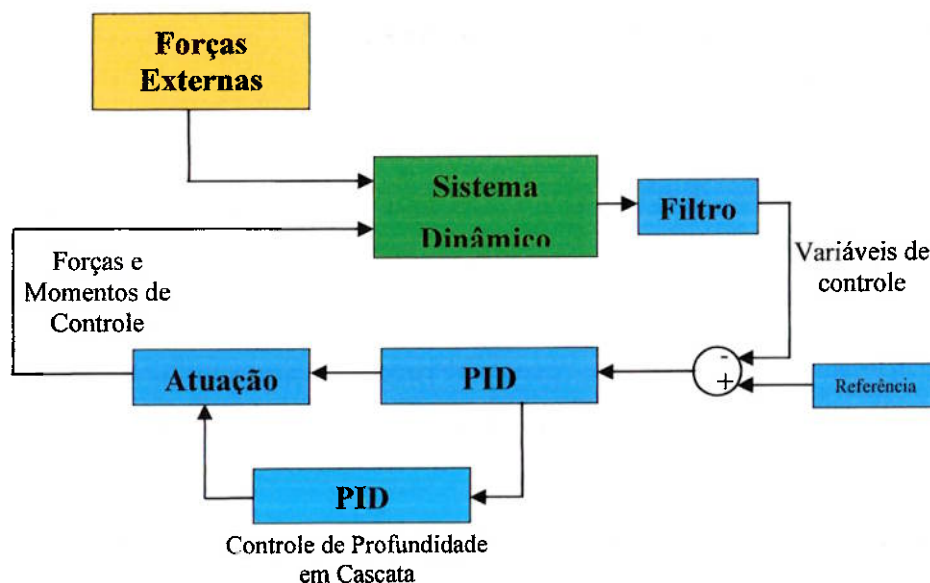


Figura 12-2 – Diagrama de blocos simplificado do controlador PID em cascata em malha fechada.

A formulação desacoplada para o bloco do PID é dada por:

$$F_{\text{Controle}} = P \cdot \Delta + D \frac{d\upsilon}{dt} + I \int \Delta dt \quad (12-1)$$

onde Δ representa o erro da variável de controle, υ representa a variável de controle monitorada e P , D e I os ganhos proporcionais, derivativos e integrais do controlador, respectivamente.

No caso do software utilizado Matlab, as derivadas e integrais dos erros são escritas numericamente como:

$$\frac{dx}{dt} \cong \frac{x[k] - x[k-1]}{\Delta T} \quad (12-2)$$

$$\int x \cdot dt \cong (x[k] - x[k-1]) \cdot \Delta T \quad (12-3)$$

onde ΔT é o intervalo de amostragem do controlador e k é o passo de controle.

O PID em cascata consiste basicamente de dois controladores implementados em série, onde a resposta de um controlador é a referência do segundo. Portanto, as mesmas equações são utilizadas em PID's em cascata. Maiores detalhes sobre o funcionamento do PID em cascata é apresentado na seção 12.5.

12.4. Equacionamento Matricial

A fim de se manter a coerência com o equacionamento geral do problema, proposto até aqui, decidiu-se implementar controladores na forma matricial. Assim a ativação de cada grau de liberdade controlado é feita pela atribuição de ganhos não-nulos nas posições específicas das matrizes de ganhos.

Desta forma, o equacionamento matricial permitirá uma escritura compacta dos módulos de controladores, em apenas dois jogos de formulações matriciais, uma cuja variável de controle é o vetor de erros das velocidades relativas ao fluido, e outro cuja variável seja o vetor de erros das posições e ângulos globais. Outra vantagem deste tipo de equacionamento é a facilidade de se perceber os graus de liberdade acoplados apenas analisando as matrizes de ganhos. Desta forma:

$$\tau_{Controle}^{v_r} = P_{v_r} \cdot \Delta v_r + D_{v_r} \frac{d(\Delta v_r)}{dt} + I_{v_r} \int \Delta v_r \cdot dt \quad (12-4)$$

$$\tau_{Controle}^{\eta} = P_{\eta} \cdot \Delta \eta + D_{\eta} \frac{d(\Delta \eta)}{dt} + I_{\eta} \int \Delta \eta \cdot dt \quad (12-5)$$

$$\tau_{Controle} = J^{-1}(\eta) \cdot \tau_{Controle}^{\eta} + \tau_{Controle}^{v_r} \quad (12-6)$$

onde $\tau_{Controle}$ é escrito em relação ao sistema local de coordenadas.

Para o problema proposto, as matrizes de ganho são apresentadas da forma abaixo. Este exemplo corresponde ao controle de jogo, profundidade e aproamento utilizando-se apenas a formulação clássica, mantendo-se explicitamente o acoplamento no controle de profundidade com a variável de caturro.

$$\begin{aligned} P_{v_r} &= \text{diag}([P_{u_r u_r} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \\ D_{v_r} &= \text{diag}([D_{u_r u_r} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \\ I_{v_r} &= \text{diag}([I_{u_r u_r} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \end{aligned} \quad (12-7)$$

$$P_{\eta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & P_{\phi\phi} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P_{z\theta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & P_{\psi\psi} \end{bmatrix}, D_{\eta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{\phi\phi} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_{z\theta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{\psi\psi} \end{bmatrix}, \quad (12-8)$$

$$I_{\eta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_{\phi\phi} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I_{z\theta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & I_{\psi\psi} \end{bmatrix}$$

Já as matrizes de erros são dadas por:

$$\begin{aligned} \Delta v_r &= v_r^{\text{referência}} - v_r \\ \Delta \eta &= \eta^{\text{referência}} - \eta \end{aligned} \quad (12-9)$$

Estando o equacionamento do PID implementado e analisado completamente, fica fácil a migração do sistema para controladores do PD ou PI simplesmente zerando-se os ganhos correspondentes à parcela de força eliminada.

Uma vez que o sistema é iso-atuado, isto é, possui o mesmo número de variáveis de controle que atuadores, representados pelo motor e lemes verticais e horizontais funcionando independentemente, a alocação das forças de controle calculadas pelo piloto automático é imediata. Para os controles de velocidade ao avanço, basta conhecer as curvas de empuxo dos hélices e motores para conhecer-se o valor da injeção instantânea de combustível nas câmaras de combustão. Enquanto que para os controles de jogo, profundidade e aproamento os momentos oriundos dos controladores são transformados em ângulos de deflexão das aletas aplicando-se as equações dinâmicas apresentadas para o corpo no seção 11.1.3.

12.5. PID em Cascata para Controle de Profundidade

Como já dito anteriormente, utilizou-se a técnica de controle conhecida como PID em cascata como uma forma de amenização do alto grau de acoplamento exigido pelo controle de profundidade. Esta atenuação é conseguida a partir da utilização de dois controladores distintos, que analisam apenas um grau de liberdade cada, porém, os resultados de um controlador servem de referência para o próximo.

A Figura 12-3 mostra a lógica empregada com maiores detalhes.

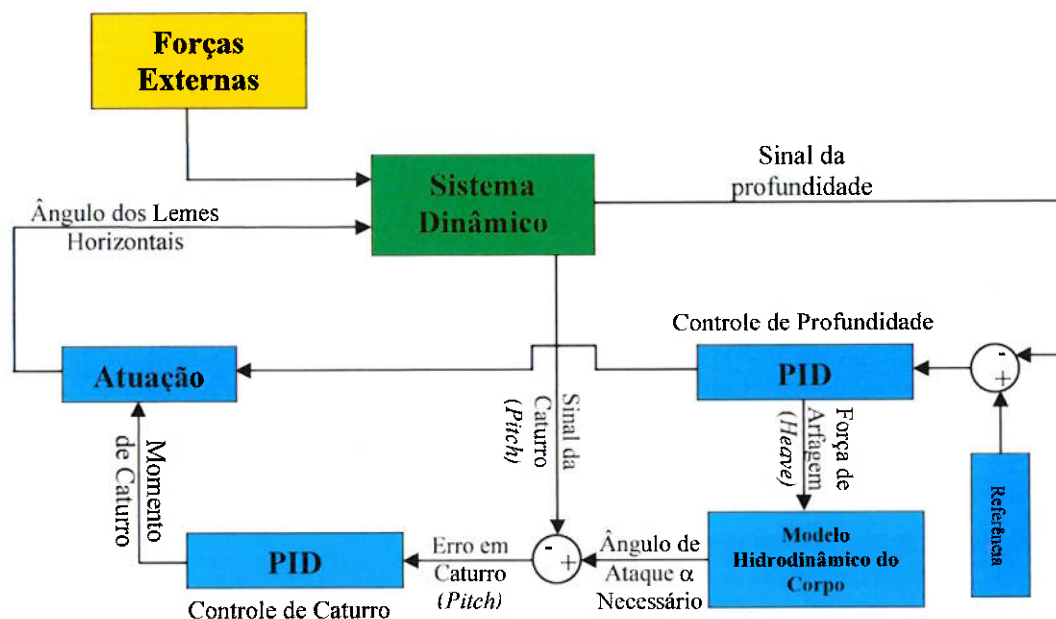


Figura 12-3 – Diagrama de blocos detalhado do controlador PID em cascata para controle de profundidade.

Note que para o caso do controle de profundidade através da atuação no caturro, o primeiro controlador analisa o erro em profundidade e determina, a partir deste erro, a força de arfagem (*heave*) necessária. Utilizando-se as equações dinâmicas do corpo apresentadas no capítulo 11.1.3 é possível calcular qual é o ângulo de ataque necessário ao corpo para a obtenção de tal força em arfagem. Logo, este ângulo de ataque, para movimentos rápidos, pode ser considerado como o ângulo de caturro do torpedo, sendo, deste modo utilizado como referência para um segundo controlador, responsável pelo controle do caturro do torpedo.

Cada um dos controladores do módulo PID em cascata utiliza as mesmas formulações descritas na seção anterior, em suas formas matriciais para facilitar eventuais mudanças no futuro e a integração aos demais modelos implementados no simulador dinâmico apresentado no capítulo 14.

Mesmo havendo desacoplado parcialmente o controle da profundidade e caturro

O ponto positivo fundamental deste controlador é a possibilidade de desacoplamento parcial dos graus de liberdade analisados, o que facilita em certo ponto

o ajuste de seus ganhos e reduz os riscos de instabilização provocados por erros de modelagem, como no caso de linearização de sistemas altamente não lineares.

Entretanto este controlador também possui certas desvantagens. A mais clara é a duplicação dos ganhos a serem ajustados ou projetados. Outro ponto crítico é introdução de um atraso grande na dinâmica do controlador, uma vez que agora existem dois tempos de equilíbrio em série. Este é a pior desvantagem tendo-se em visto que o sistema analisado é muito rápido, exigindo também respostas rápidas do controlador. Ressalva-se, porém que até o presente momento, em todas as simulações dinâmicas feitas a estabilidade do sistema completo não foi comprometida pelo aumento deste atraso.

As análises de desempenho dos controladores serão apresentadas no capítulo 15. Lá serão mostrados exemplos de funcionamento do controle integrado aos demais módulos do torpedo, recriados pelo simulador dinâmico desenvolvido e apresentado no capítulo seguinte.

12.6. Ganhos dos Controladores

Os ganhos de todos os controladores do torpedo foram estabelecidos de maneira iterativa, a partir de ajustes finos e trabalhosos. O projeto clássico dos ganhos não foi utilizado uma vez que a dinâmica do corpo é altamente não linear e acoplada. Contudo, um critério foi estabelecido para a análise e escolha dos ganhos finais. Esta metodologia foi baseada no resultado da integral dupla no tempo do módulo do erro de cada variável de controle, chamado aqui de coeficiente de desempenho, como exposto abaixo.

$$K_{\text{variável}} = \int \|\Delta\| \cdot t \cdot dt \quad (12-10)$$

Os resultados dos coeficientes de desempenho de cada dos conjuntos de ganhos utilizados não serão aqui apresentados, pois estes valores dependem das manobras simuladas, o que gerou uma quantidade enorme de dados a serem apresentados. Além disso, vale ressaltar que o ajuste fino dos controladores não é escopo do trabalho. Apesar disso, abaixo estão mostrados os resultados do coeficiente para o

conjunto de ganhos finais, levantados em uma manobra que inclui mudanças de cota e aproamento com 60 segundos de duração. Essa manobra foi a principal manobra utilizada para avaliar todos os conjuntos de ganhos.

$$\begin{aligned} \kappa_{u_r} &= 6.3 \cdot 10^4 \\ \kappa_z &= 1.9 \cdot 10^5 \\ \kappa_\phi &= 45.7 \\ \kappa_\theta &= 3.2 \cdot 10^3 \\ \kappa_\psi &= 79.6 \end{aligned} \quad (12-11)$$

Estes valores foram resultados do controlador utilizando a técnica do PID em cascata. Para as variáveis de caturro e profundidade, os menores valores do coeficiente de desempenho para o PID clássico foram da ordem de 20% superiores aos obtidos pelo PID em cascata.

Os ganhos escolhidos tendem a minimizar este coeficiente, e para o caso estudado, os ganhos alcançados estão presentes abaixo.

Controle de Velocidades

$$\begin{aligned} P_{v_r} &= \text{diag}([250 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \\ I_{v_r} &= \text{diag}([500 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \\ D_{v_r} &= \text{diag}([-500 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]) \end{aligned} \quad (12-12)$$

Controle de Posições

$$\begin{aligned} P_\eta &= \text{diag}([0 \ 0 \ 2000 \ 50 \ 0 \ 10000]) \\ I_\eta &= \text{diag}([0 \ 0 \ 200 \ 0 \ 0 \ 0]) \\ D_\eta &= \text{diag}([0 \ 0 \ -8000 \ -100 \ 0 \ -10000]) \end{aligned} \quad (12-13)$$

Controle de Caturro em Cascata

$$\begin{aligned} P_\theta &= \text{diag}([0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1000 \ 0]) \\ I_\theta &= \text{diag}([0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 20 \ 0]) \\ D_\theta &= \text{diag}([0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -5 \ 0]) \end{aligned} \quad (12-14)$$

13. Estratégias de Controle

Durante o funcionamento do torpedo existem várias condições e parâmetros que mudam frequentemente, como condições de captação do alvo, a segurança da tripulação lançadora, as atitudes do alvo ou sua posição relativa ao do torpedo. Todas estas mudanças exigem uma capacidade de decisão por parte do computador central do torpedo, decidindo qual a melhor forma de proceder ao ataque do alvo.

O computador central toma as decisões baseadas em estratégias de controle pré-programadas, que são pré-selecionadas na hora do lançamento. Assim, a tripulação informa previamente ao torpedo qual o tipo de alvo perseguido, o rumo e a profundidade base para a corrida inicial, o tempo esperado para a interceptação e qual a atitude inicial de busca, sendo que estas informações podem ainda ser alteradas durante a corrida inicial caso o fio de ligação submarino-torpedo esteja ativo. A partir destes dados iniciais o torpedo é capaz de tomar providências autônomas caso o alvo não seja encontrado como previsto, adotando posturas de procura e reataque.

Todas as manobras predefinidas para o torpedo TP01 e as estratégias lógicas de decisão foram desenvolvidas durante o trabalho, sendo apresentadas nas seções seguintes.

13.1. Tipos de Manobras Predefinidas e Buscas Programadas

O torpedo, baseado em informações fornecidas pelo sonar, giroscópios, cronômetros, sensores de profundidade e velocidade e fio de ligação, é capaz de executar 7 manobras predefinidas. Estas manobras serão utilizadas para a execução das estratégias determinadas pelo computador central.

Cada uma destas manobras é apresentada nas seções seguintes. Os exemplos aqui mostrados são resultados do simulador dinâmico desenvolvido, que será completamente detalhado no capítulo 14.

13.1.1. Corrida Reta

A manobra básica de corrida reta consiste no controle das atitudes do torpedo em torno de referências de aproamento, profundidade e velocidades constantes predefinidas. As setagens do aproamento e profundidade de referência são conhecidas como profundidade e rumo base da manobra. Nesta manobra os sinais oriundos do transdutor e do fio de controle são ignorados. A Figura 13-1 apresenta um exemplo de corrida reta a 36 nós com rumo base na marca de 15° e profundidade base a 60 m, representados pelas curvas azuis. As condições iniciais são aproamento a 0° , profundidade de 15 m e velocidade 0 m/s. A curva em vermelho representa a trajetória do torpedo.

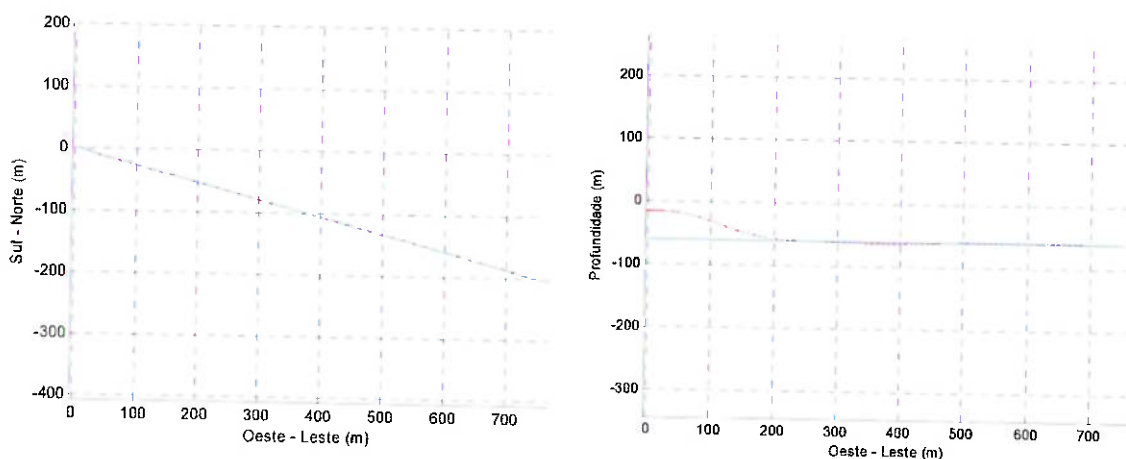


Figura 13-1 – Manobra de corrida reta. Planos XY e XZ.

13.1.2. Corrida com Fio Ativo

Em geral, quando lançados de veículos submarinos, os torpedos possuem fios de comunicação que os ligam aos submarinos. Este fio é utilizado para alteração das referências básicas de rumo, profundidade, velocidade, condição de funcionamento do sonar e tempo estimado para interceptação ou para entrada em modo de busca pré-programada.

A Figura 13-4 apresenta um exemplo da manobra de sinuseio realizada pelo torpedo TP01. A manobra é executada após 10 segundo de simulação, uma vez atingida a velocidade de avanço de 36 nós.

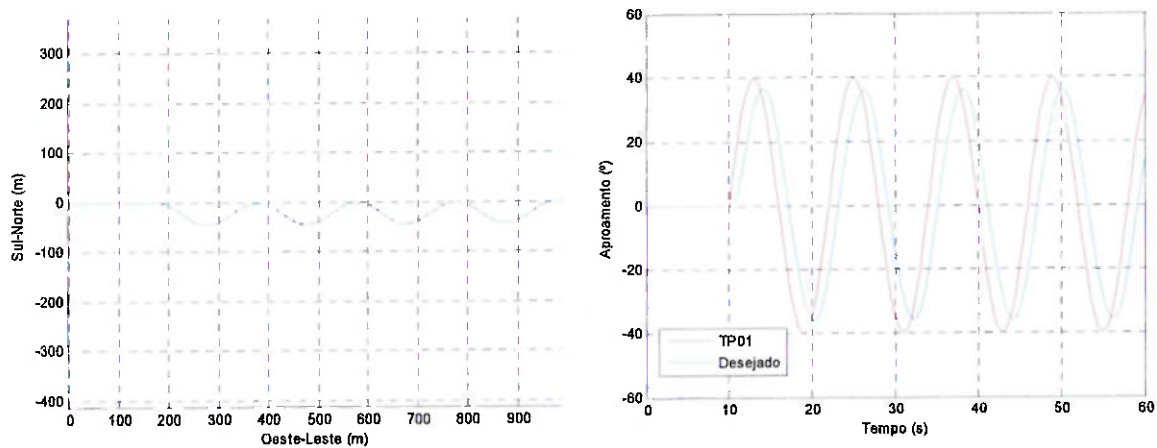


Figura 13-4 – Manobra de sinuseio no plano horizontal e o aproamento no domínio temporal.

13.1.5. Círculo Horizontal a 20 °/s em Baixa Velocidade

O torpedo TP01 também é capaz de executar diferentes tipos de círculos e curvas horizontais para a função de procura e reataque. Os círculos foram definidos a partir dos testes de raio de giro máximo do torpedo, expostos na seção 11.3.2. Estes testes indicaram que a razão máxima de curva do corpo para as condições de velocidade e deflexão de lemes usuais era da ordem de 40 a 45 °/s. Assim, a fim de não se exigir manobras extremas do torpedo durante todo o tempo, ficou definido que a razão máxima de curvas controladas do torpedo não deveria ser superiores a 30 °/s.

Já para as manobras circulares de procura, dois círculos e uma espiral foram definidos. O menor dos círculos horizontais é usado para procura do alvo em curta distância, recentemente perdidos. Este círculo é definido com razão de curva de 20 °/s e sua velocidade é reduzida para 24 nós, de modo a melhorar a busca no círculo percorrido.

A Figura 13-5 apresenta um exemplo da manobra circular com razão de 20 °/s e velocidade reduzida, iniciada após 10 s de simulação com o torpedo a uma velocidade de 36 nós.

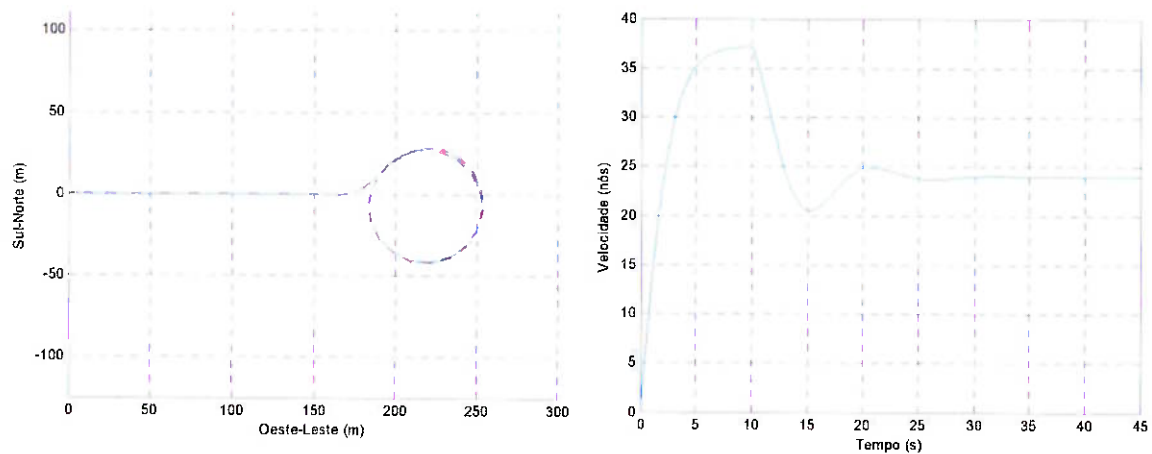


Figura 13-5 – Manobra circular de 20 °/s e velocidade reduzida.

13.1.6. Circulo Horizontal a 10 °/s em Alta Velocidade

O segundo círculo definido tem menor razão de giro, 10 °/s e velocidade de 36 nós. Essa manobra é usada para varredura de uma área maior que a analisada pelo círculo de 20 °/s, com o intuito de localizar alvos já não tão próximos do torpedo.

A Figura 13-6 apresenta um exemplo da manobra circular com razão de 10 °/s e velocidade reduzida, iniciada após 10 s de simulação com o torpedo a uma velocidade de 36 nós.

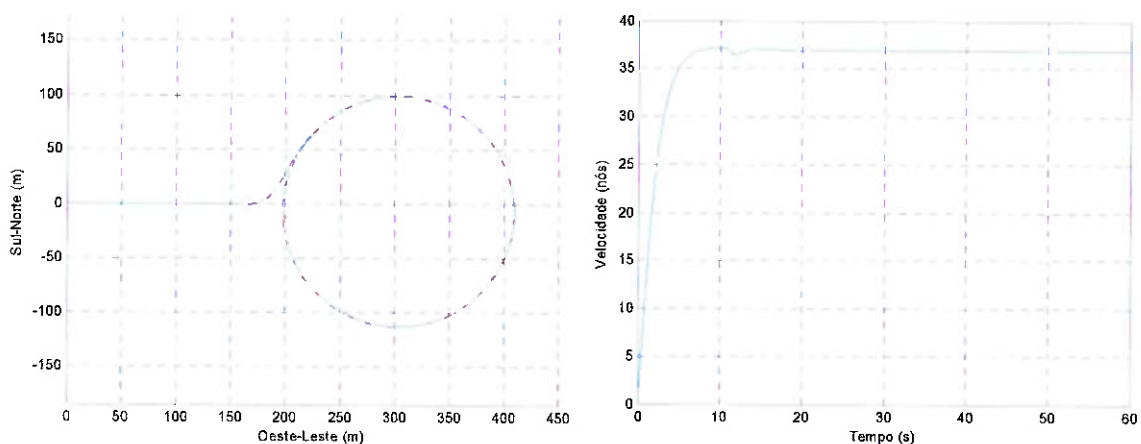


Figura 13-6 – Manobra circular de 10 °/s e velocidade máxima.

Na Figura 13-2 é mostrado um exemplo de corrida com fio, onde há mudanças na profundidade e rumo base do torpedo. Os controladores do módulo do piloto automático se encarregam de manter as novas referências.

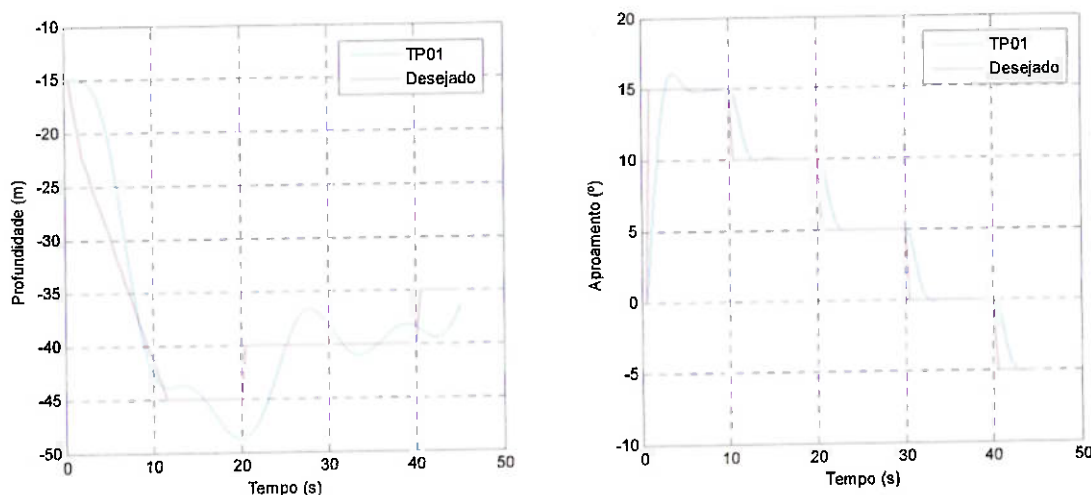


Figura 13-2 – Controle remoto através do fio do rumo e profundidade base do torpedo.

13.1.3. Perseguição Direta

Esta manobra consiste na definição do menor caminho no plano horizontal até o alvo detectado, já no plano vertical, representado pelo controle de profundidade, há a tentativa de mudança da cota atual até a cota do alvo o mais rápido possível. Assim, o torpedo tende a estabilizar a profundidade antes de atingir o alvo.

Tanto para casos de alvos submarinos como de superfícies, a perseguição é feita o maior tempo possível com o torpedo operando na mesma cota que o alvo. Para isso, define-se uma razão máxima de mudança de cota em função da distância da profundidade desejada. Essa razão máxima varia de um valor correspondente a um caturro de 45° inicialmente, passando a 15° próximo a cota desejada.

A Figura 13-3 mostra um exemplo de perseguição direta. Inicialmente o torpedo começa a 45 m de profundidade em rumo base de 15° constantes. Aos 20 segundos a manobra de perseguição direta é ajustada, com o alvo percorrendo a cota de 15 m. Imediatamente a mudança da cota do torpedo é alterada para os 15 m, com razão de súbita máxima a 45° inicialmente e a 30° posteriormente. Já a perseguição no plano horizontal é definida pela menor distância possível instantânea até o alvo.

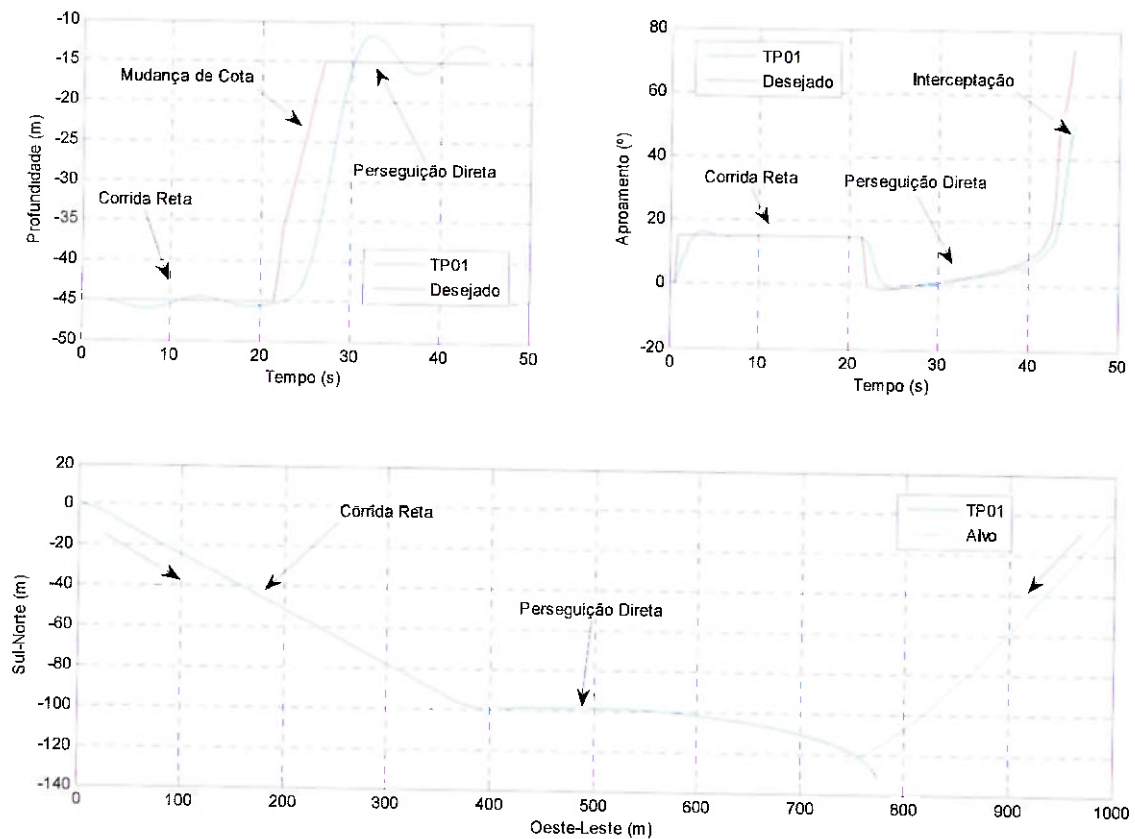


Figura 13-3 – Perseguição direta ao alvo com mudança de cota após a sua detecção.

13.1.4. Sinuseio

Uma manobra usualmente realizada para se maximizar a zona de varredura do transdutor em uma determinada direção é o sinuseio. A manobra consiste em movimentos senoidais de alta frequência. No plano horizontal a amplitude é mais acentuada, enquanto no plano vertical a amplitude dos movimentos é bem menor. A senóide estabelecida para o caso do TP01 tem frequência de 30 %/s e amplitude de 40° para cada bordo no plano horizontal, enquanto para o plano vertical essa amplitude cai para 3° para se evitar grandes variações de cota de operação. A equação harmônica escrita para a definição do aproamento desejado é apresentada abaixo.

$$\psi_{des} = A \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (13-1)$$

onde A é a amplitude do movimento escrito em rad, ω é a frequência escrita em rad/s e t é o tempo instantâneo em segundos.

13.1.7. Espiral Horizontal Crescente em Alta Velocidade

A última manobra de localização e reataque apresentada é a espiral horizontal crescente em alta velocidade. O intuito desta manobra consiste na relocalização do alvo uma vez perdidas todas as referências e esgotado o tempo de procura em uma determinada região. Quando este tempo estimado se esgota, é alta a probabilidade do alvo ter deixado esta região, exigido do torpedo uma busca mais abrangente. Esta busca é então realizada percorrendo-se uma espiral crescente, cujo centro é a última posição em que o alvo foi detectado. A razão inicial da espiral é de 10 %/s e diminui a uma taxa de 0.01 %/s², até atingir o valor mínimo de 5 %/s, perfazendo uma zona de varredura de mais de 3000 m de diâmetro se considerada a ação do sonar em modo ativo.

No entanto, esta manobra deve ser utilizada com cautela pelo submarino lançador, já que após determinado tempo o submarino deve se encontrar fora do alcance de varredura do torpedo neste modo de busca. Logo, o submarino deve afastar-se rapidamente da posição de lançamento.

Essa tática pode ser empregada quando o submarino encontra-se perseguido, em manobras evasivas de alta velocidade, e desconhece exatamente a posição e atitude de seu perseguidor. Uma vez lançado pelos tubos de ré do submarino e percorrida uma distância segura em corrida reta com o sonar operando em modo ativo, o torpedo não terá dificuldades em localizar o alvo perseguidor.

A Figura 13-7 apresenta um exemplo da manobra de espiral em velocidade máxima, iniciada após 50 s de simulação com o torpedo a uma velocidade de 36 nós.

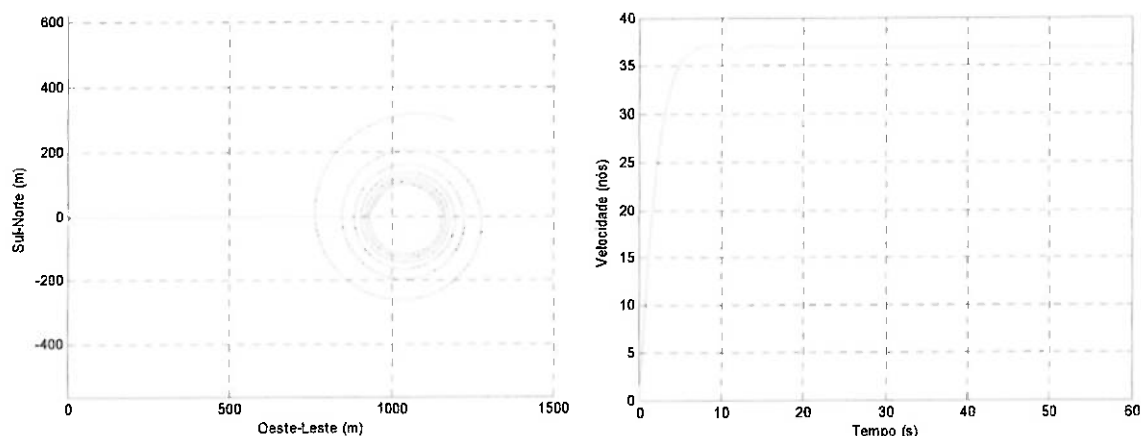


Figura 13-7 – Manobra espiral crescente em velocidade máxima.

13.2. Configurações de Lançamento.

É dada a tripulação a liberdade de escolha do modo inicial de operação do torpedo. Esta escolha é baseada na análise de várias informações reunidas sobre o alvo, como distância, posição, velocidade, facilidade de detecção do torpedo e do submarino lançador, manobrabilidade do alvo e do submarino, além de diversas outras situações que exijam a utilização de torpedos para a segurança e treinamento da tripulação.

Assim, definiu-se as seguintes configurações de lançamento para o torpedo em estudo:

1. **Corrida reta ativa sem fio** – trata-se do lançamento do torpedo já operando com o sonar em modo ativo e sem fio de comunicação, percorrendo em corrida reta uma distância preestabelecida em velocidade máxima. Caso nenhum alvo seja detectado, estratégias de localização unidirecional de sinuseio e posteriormente regional por manobras circulares serão adotadas, cabendo ao computador central do torpedo as decisões de busca deste ponto em diante.
2. **Corrida reta passiva sem fio** - trata-se do lançamento do torpedo operando com o sonar em modo passivo e baixa velocidade para dificultar sua detecção pelo alvo, sem fio de comunicação, percorrendo em corrida reta uma distância preestabelecida. Caso nenhum alvo seja detectado, estratégias de localização serão adotadas, cabendo ao computador central do torpedo as decisões de busca deste ponto em diante.
3. **Corrida reta passiva com fio** - trata-se do lançamento do torpedo operando com o sonar em modo passivo e baixa velocidade para dificultar sua detecção pelo alvo. O fio de comunicação garante um fluxo de informações entre o torpedo e o veículo lançador, facilitando a detecção do alvo e eventuais correções na corrida e funcionamento do torpedo. Caso nenhum alvo seja detectado ou o fio se rompa prematuramente, estratégias de localização serão adotadas, cabendo ao computador central do torpedo as decisões dos modos de busca.

4. **Corrida em sinuseio ativo em manobra evasiva** - trata-se do lançamento do torpedo operando com o sonar em modo ativo e em alta velocidade. Uma vez percorrida uma distância de segurança preestabelecida efetuando manobras de sinuseio e nenhum alvo seja detectado, modos de busca em espiral serão ajustados, maximizando a chance de localização e interceptação do alvo perseguidor. O computador central do torpedo é responsável por todas as decisões de busca tomadas.

As estratégias de procura, ataque e reataque que balizam as decisões do computador central do torpedo serão apresentadas na próxima seção.

13.3. Estratégias de Busca, Ataque e Reataque

As estratégias de busca, ataque foram desenvolvidas visando-se a maximização das chances de interceptação do alvo, mesmo se inicialmente não se possui muitas informações sobre a posição, velocidade ou atitude do alvo.

Para o caso do sinal do alvo ser perdido durante a manobra de perseguição direta, estratégias de reataque foram estabelecidas. Nestas estratégias, a prioridade é a relocalização rápida do alvo, efetuando manobras rápidas e que propiciem grande varredura do sonar.

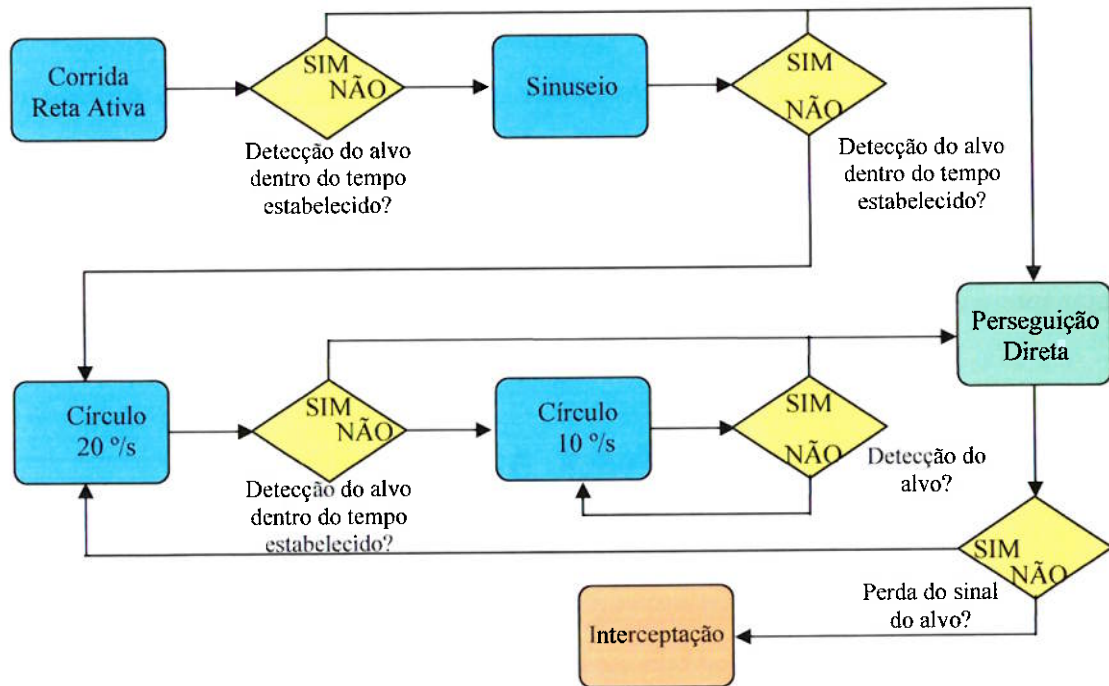
Caso o alvo não seja inicialmente encontrado, ou perdido e não mais detectado em um grande espaço de tempo, manobras que varrem uma região mais abrangente são efetuadas em modo ativo do sonar.

O torpedo procura ativamente pelo alvo até sua localização ou termino de seu combustível, quando no caso do torpedo de exercício, sua flutuabilidade positiva garante que sua localização e recuperação pelo pessoal de apoio ao exercício.

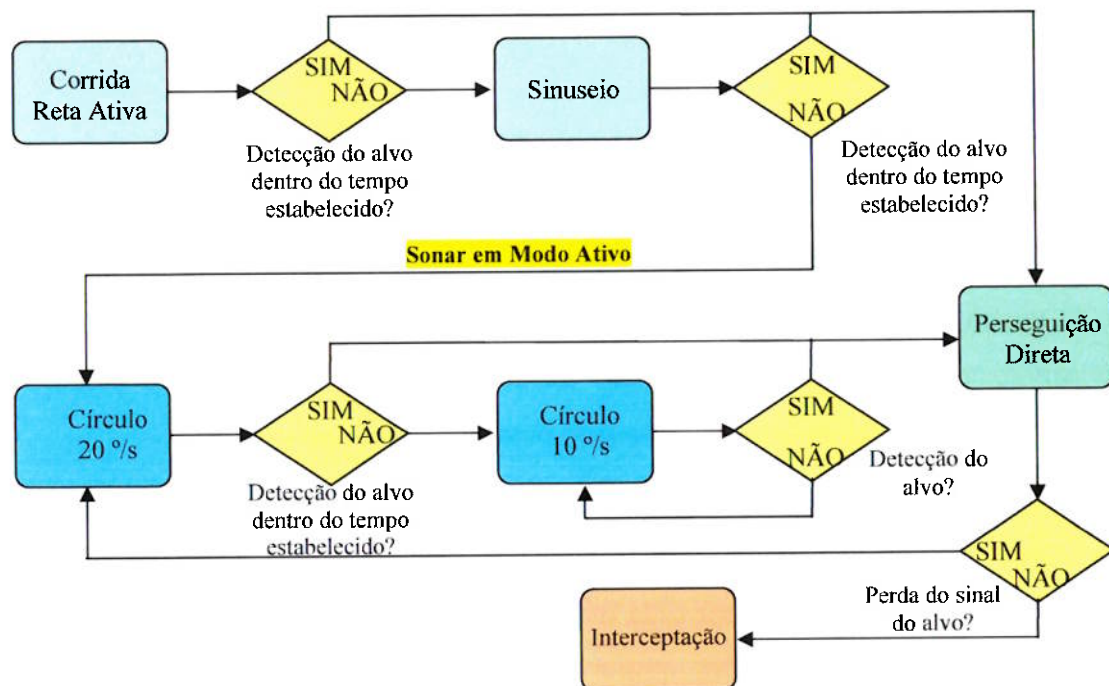
As lógicas que balizam as tomadas de decisão, inseridas no computador central do torpedo está exposta de maneira esquematizada na seção seguinte. Estas estratégias cuidam: da manobra executada em cada instante, do modo de operação do sonar, do tratamento dado às informações provenientes do fio de comunicação e do gerenciamento da situação global de funcionamento do torpedo.

13.3.1. Tomadas de Decisão

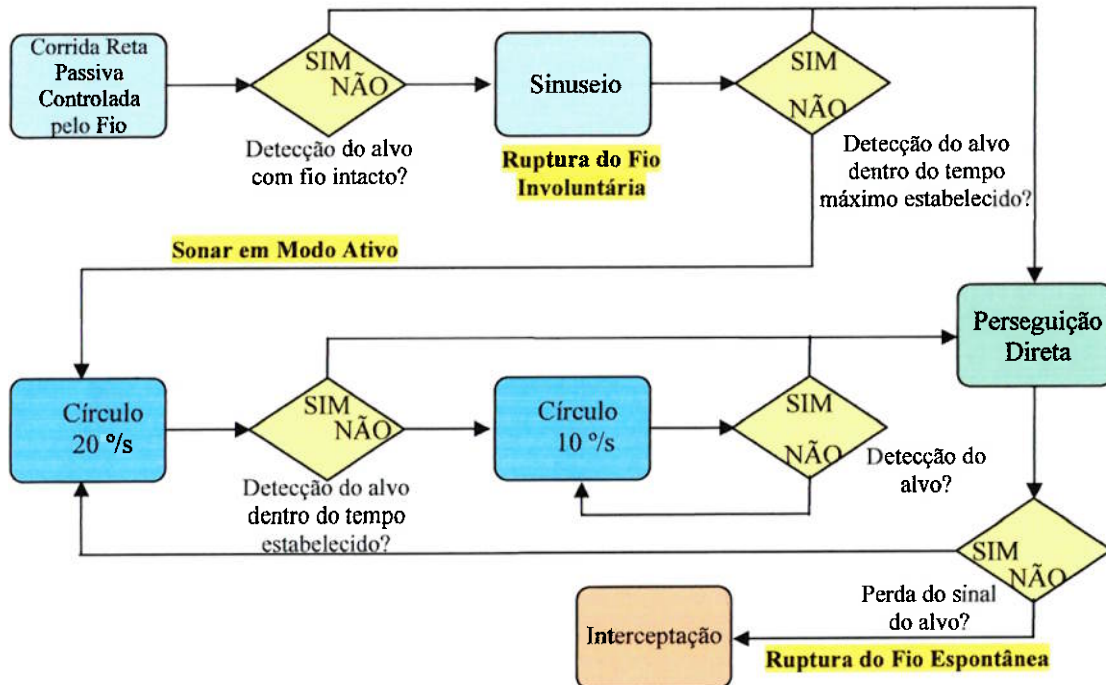
Corrida reta ativa sem fio



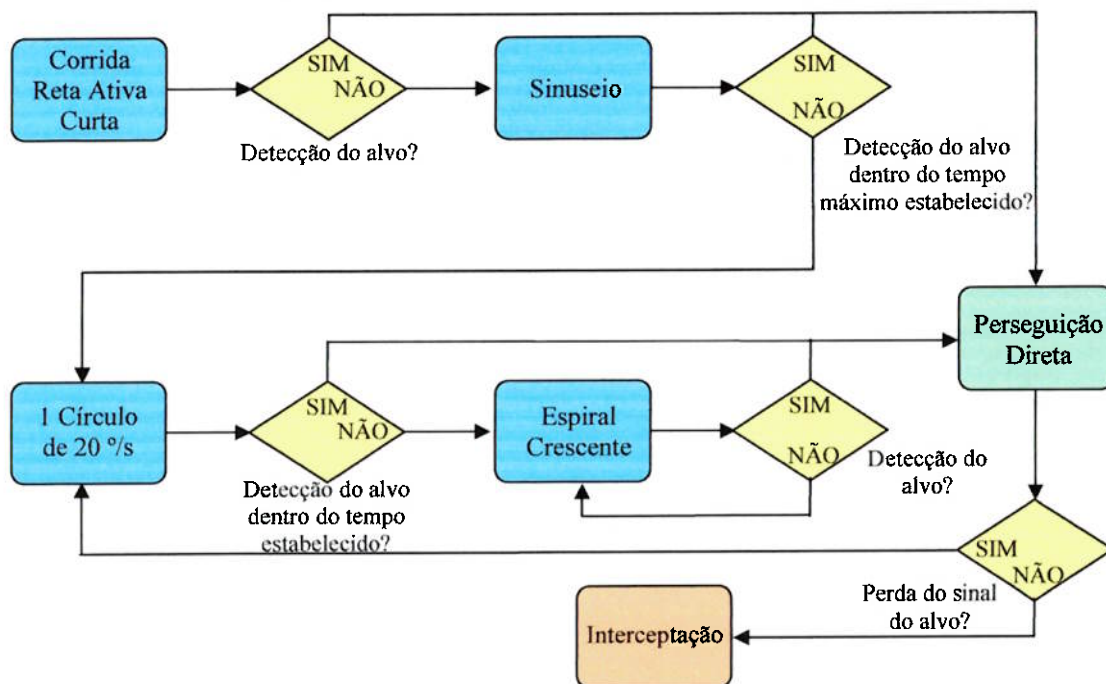
Corrida reta passiva sem fio



Corrida reta passiva com fio



Corrida em sinuseio ativo em manobra evasiva



14. Simulador Dinâmico

Com base nas formulações obtidas dos capítulos 11, 12 e 13 foi possível o desenvolvimento de um simulador dinâmico para o torpedo TP01 em projeto, contendo os modelos hidrodinâmicos, controladores e estratégias de controle, além de módulos que recriam condições ambientais, alvos e condições de operação do transdutor.

Este simulador foi implementado em linguagem *Matlab* devido à facilidade de programação e a existência de um extenso conjunto de *toolboxes* e operações matemáticas já disponíveis.

As seções seguintes detalham cada um dos módulos já implementados no simulador enquanto o capítulo 15 traz alguns exemplos de resultados, obtidos a partir deste simulador.

14.1. Módulo de Hidrodinâmica

No módulo de hidrodinâmica foram implementadas as equações dinâmicas descritas no capítulo 11 na forma matricial:

$$\begin{aligned} (M_{CR} + M_A) \cdot \dot{v} + C_{CR}(v) \cdot v + C_A(v_r) \cdot v_r + D_{\eta\alpha\beta}(v_r) \cdot v_r + D_{\alpha\beta}(U, v_r, \alpha, \beta) + g(\eta) &= \tau_{ext} + \tau_{control} + \tau_{motor} \\ \dot{\eta} &= J(\eta) \cdot v \end{aligned}$$

O modelo em *Simulink* que executa a integração numérica está apresentado na Figura 14-1. O método de integração escolhido foi o *Runge-Kutta* de 4º ordem com passo fixo, calculado automaticamente. O passo utilizado para a atualização das matrizes dependentes de η , v e v_r é uma das variáveis do programa, podendo ser ajustado pelo usuário em cada rodada.

O programa conta com uma rotina principal que controla todo o processo de integração realizado pelo *Simulink*. Há ainda rotinas auxiliares para a atualização das matrizes J , C_{RB} , C_A , $D_{\eta\alpha\beta}$, $D_{\alpha\beta}$ e g , conforme apresentados em capítulos anteriores.

A variação da matriz de inércia do sistema e conseqüentemente do seu CG, devido à queima de combustível e ao alijamento do fio de comunicações, também foi implementada baseada nas equações da seção 6.5, dando mais realismo às simulações.

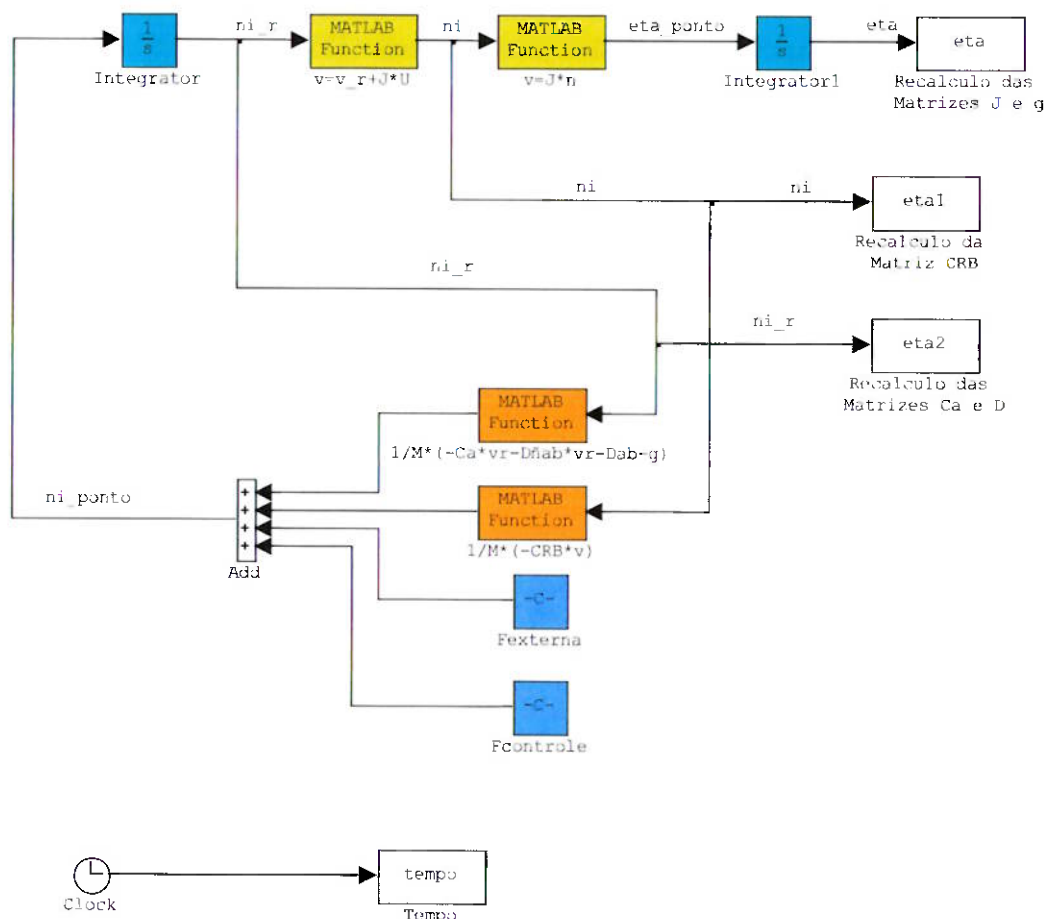


Figura 14-1 – Diagrama de blocos do módulo hidrodinâmico utilizado no simulador.

14.2. Módulo de Controle

Foi também implementado no simulador o módulo de controle, representado pelos controladores PID clássico e PID em cascata, baseados nos erros do vetor v_r e pelo controlador PID clássico baseado em erros de η . O módulo foi implementado utilizando-se as formulações matriciais, como deduzido no capítulo 12. A formulação geral é lembrada abaixo:

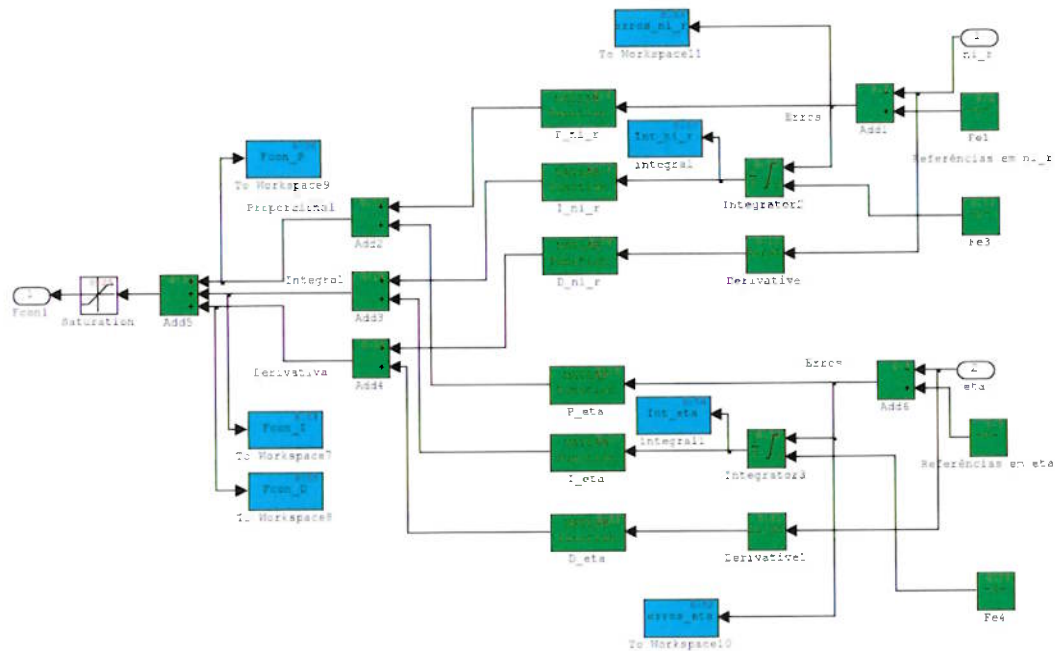


Figura 14-3 – Diagrama de blocos do módulo de controle PID clássico.

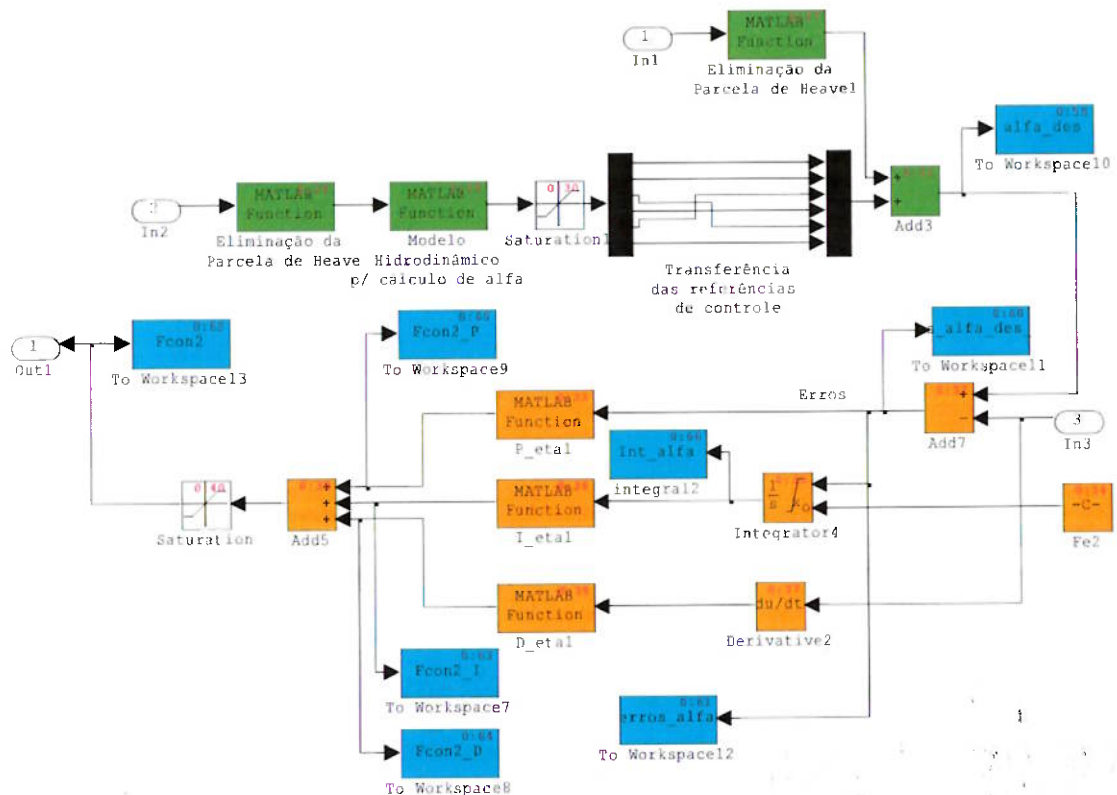


Figura 14-4 – Diagrama de blocos do módulo de controle PID em cascata.

Até o presente momento, não se detectou a necessidade de introdução de filtros de variáveis de controle, uma vez que o sistema é submerso e, portanto não está sujeito às forças de excitação de primeira ordem, como ocorre com embarcações em presença de ondas.

14.3. Módulo de Condições Ambientais

O módulo de condições ambientais foi implementado de modo simples, levando-se em consideração apenas a contribuição de correntezas, $U_{corrente}$, cujo módulo e direção fixas no ambiente de simulação. Esta operação é realizada utilizando formulação apresentadas no capítulo 11, lembradas abaixo:

$$\begin{aligned}\vec{U}_r &= \vec{v} - J^{-1}(\eta) \cdot \vec{U}_{corrente} \\ v_r &= U_r\end{aligned}$$

O vetor $U_{corrente}$ é definido no sistema global no início da simulação e não é modificado até o fim da simulação. A incorporação da variação das condições ambientais no simulador foi julgada desnecessária, uma vez que o tempo médio de corrida de um torpedo não ultrapassa os 20 minutos, tempo insuficiente para mudanças ambientais.

14.4. Módulo de Visualização

Para uma melhor ilustração dos casos simulados, além dos gráficos plotados com as informações mais importantes sobre a simulação, foi também adaptado e desenvolvido um módulo de visualização tridimensional, utilizando o *toolbox* de realidade virtual do *Matlab*. O modelo base do trabalho foi o *Marine Visual Toolbox* (MVT) desenvolvido por Fossen em 2003, empregado para visualização de ensaios e simulações oceânicas.

Foram incorporados ao *toolbox* básico os modelos do torpedo estilizado e do fundo oceânico com dimensões mais extensas.

A Figura 14-5 apresenta algumas imagens desta ferramenta de visualização tridimensional desenvolvida durante o trabalho.

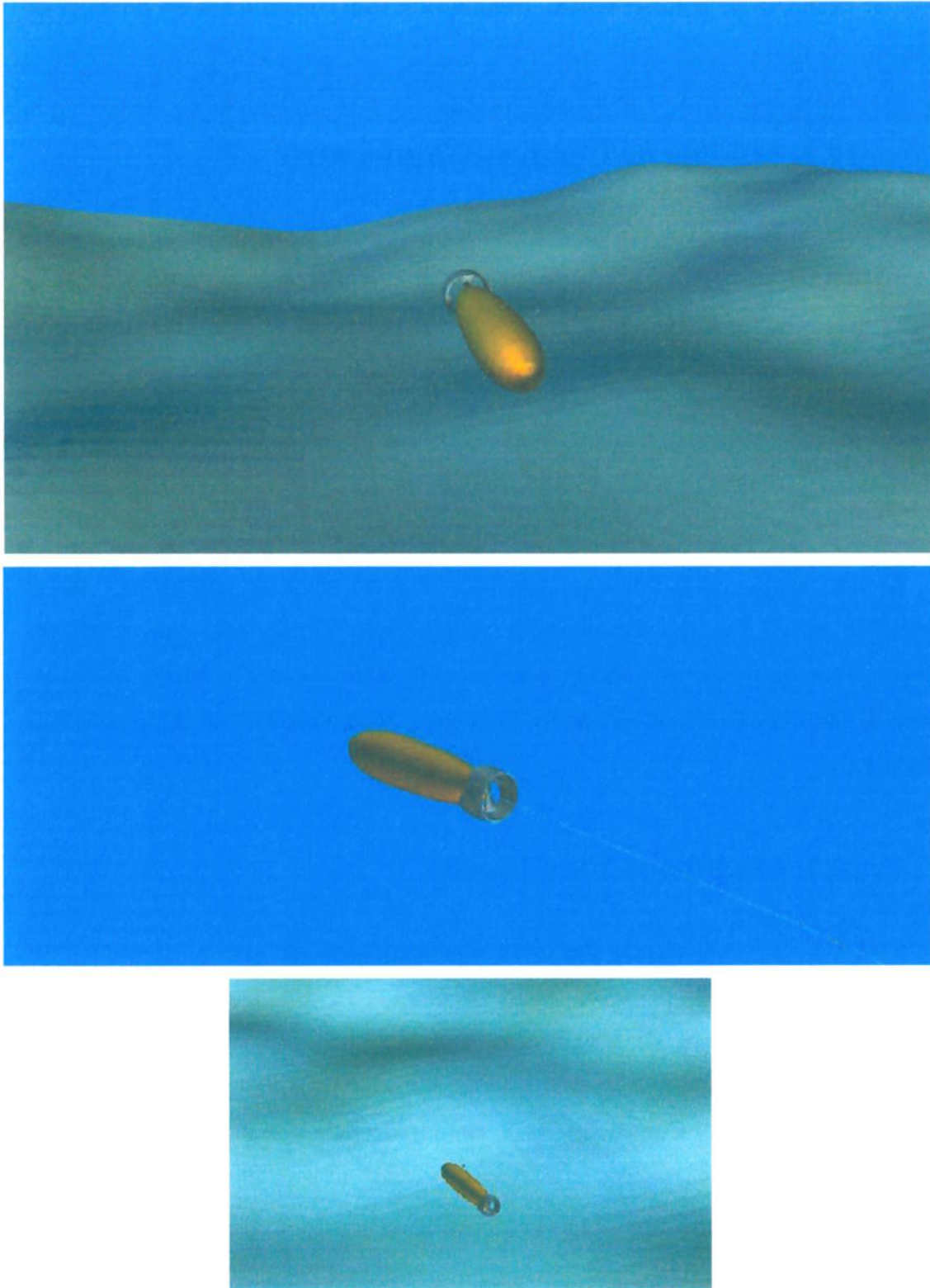


Figura 14-5 – Módulo de visualização tridimensional.

15. Exemplos e Simulações

Os exemplos mostrados neste capítulo retratam condições de operação real dos torpedos de exercício, habilitando todas as estratégias de controle e decisão desenvolvidas e os módulos de simulação de alvos e condições de funcionamento do transdutor do torpedo. Para a operação do transdutor foi considerado o seu alcance como sendo de 450 m em operação passiva e 750 m em operação ativa.

Serão apresentados 4 exemplos representando cada tipo de configuração inicial do torpedo e mais 1 exemplo completo de busca em que o alvo presente é habilitado e desabilitado sucessivamente para dificultar sua detecção. Assim, o torpedo procura ativamente por um alvo até o fim do seu combustível e sua posterior emersão.

15.1. Corrida Reta Ativa Sem Fio

O primeiro exemplo mostrado recria uma operação de busca, ataque e reataque de um alvo de superfície dotado de velocidade e aproamento constante. O torpedo é lançado por um submarino operando na cota de 45 m de profundidade.

O torpedo é inicialmente ajustado para permanecer na cota de 45 m até detectar o alvo de maneira passiva, a partir daí, o sonar ativo é acionado e o torpedo parte em perseguição direta. Caso o torpedo não detecte o alvo nos 30 primeiros segundos de corrida reta, a busca sinuosa é acionada, seguindo para as demais estratégias de controle. No exemplo mostrado a detecção do alvo é dada no segundo 60 enquanto sua interceptação ocorre no segundo 115.

A Figura 15-1, Figura 15-2 e Figura 15-3 mostram o percurso realizado pelo TP01 e pelo alvo, nos planos horizontal e verticais.

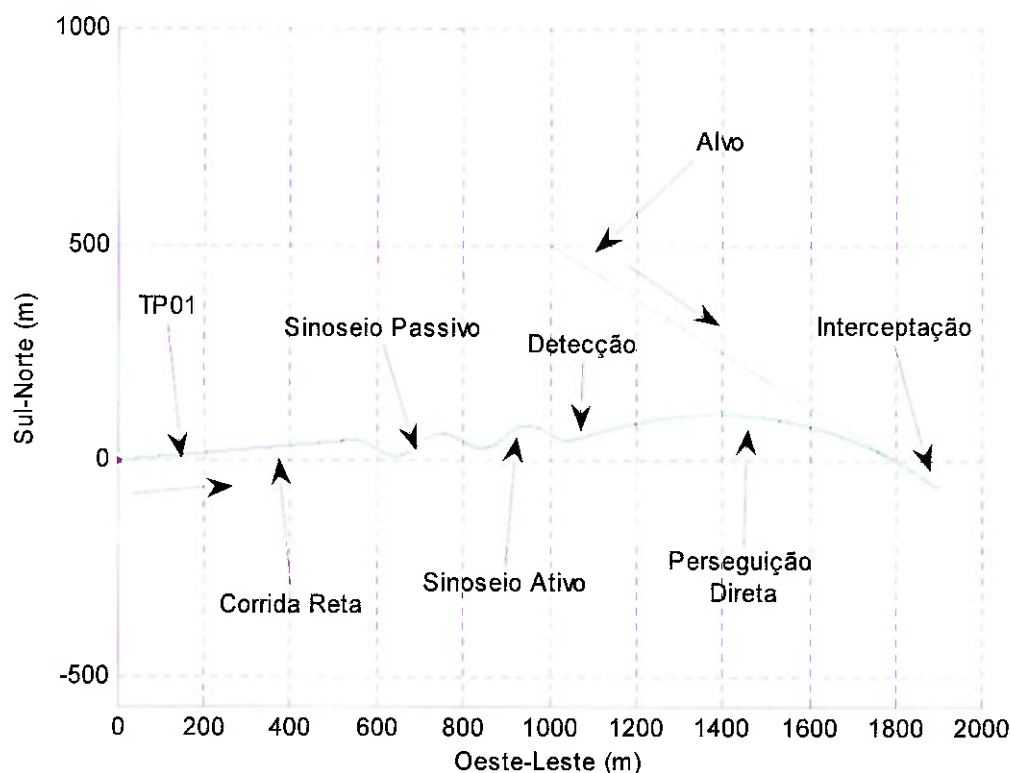


Figura 15-1 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano horizontal. ⁶

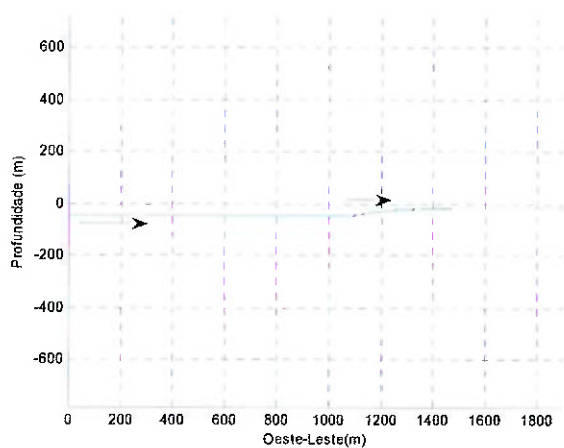


Figura 15-2 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical XZ.

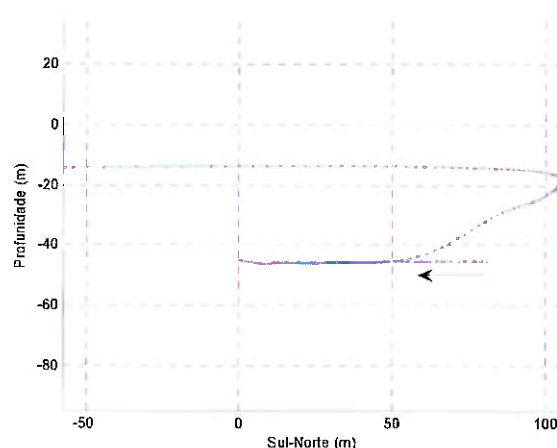


Figura 15-3 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical YZ.

⁶ Nota-se que em cada figura apresentada, as escalas de seus eixos são iguais a fim de se obter uma melhor noção da proporção entre os movimentos nas duas direções plotadas. Já as formas vermelhas são representações das posições e ângulos instantâneos do torpedo.

A Figura 15-4 mostra os movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo durante a simulação. A figura relata claramente as manobras de corrida reta, sinuseio e perseguição direta, executadas durante a localização e perseguição do alvo.

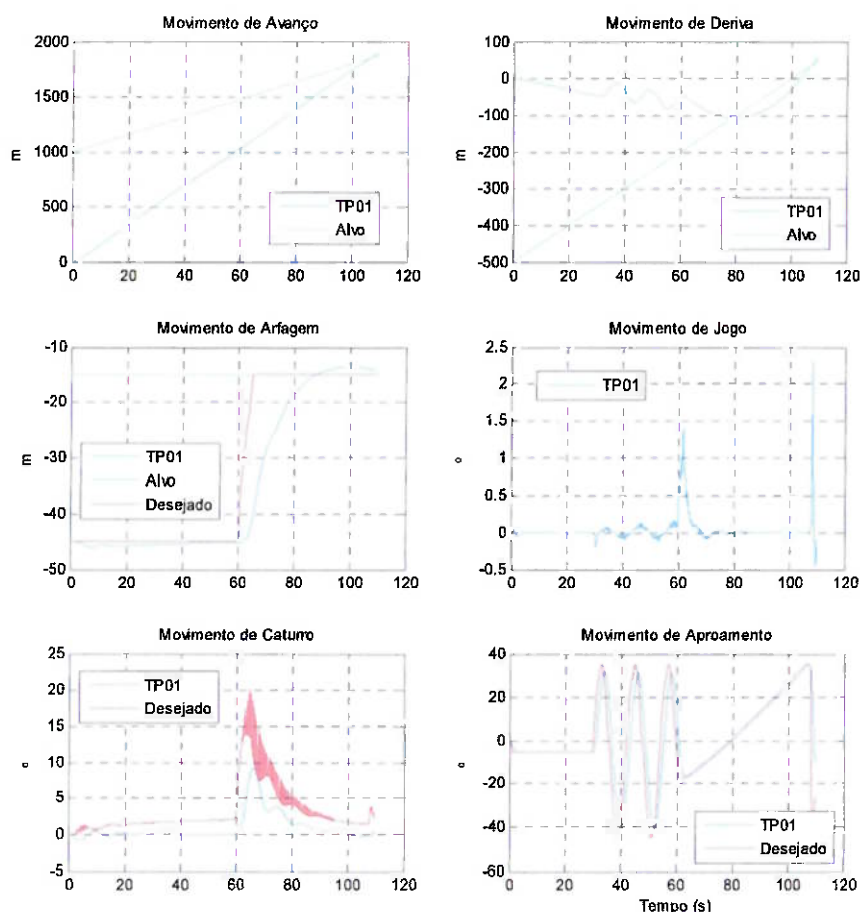


Figura 15-4 – Movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo.

A Figura 15-5 mostra o gráfico da distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

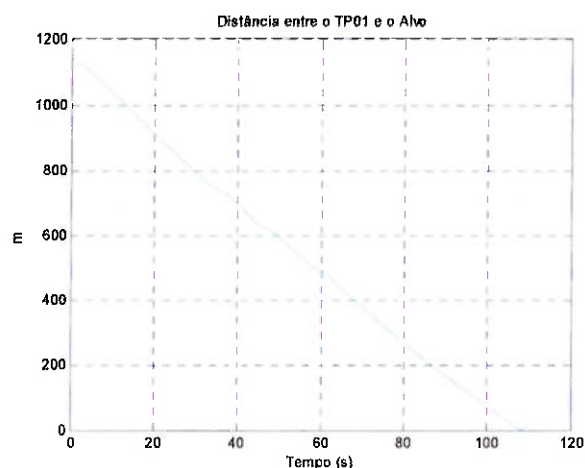


Figura 15-5 – Distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

A Figura 15-6 mostra as forças de controle para os graus de liberdade atuados pelo controle do torpedo, representados pela velocidade, jogo, caturro e aproamento.

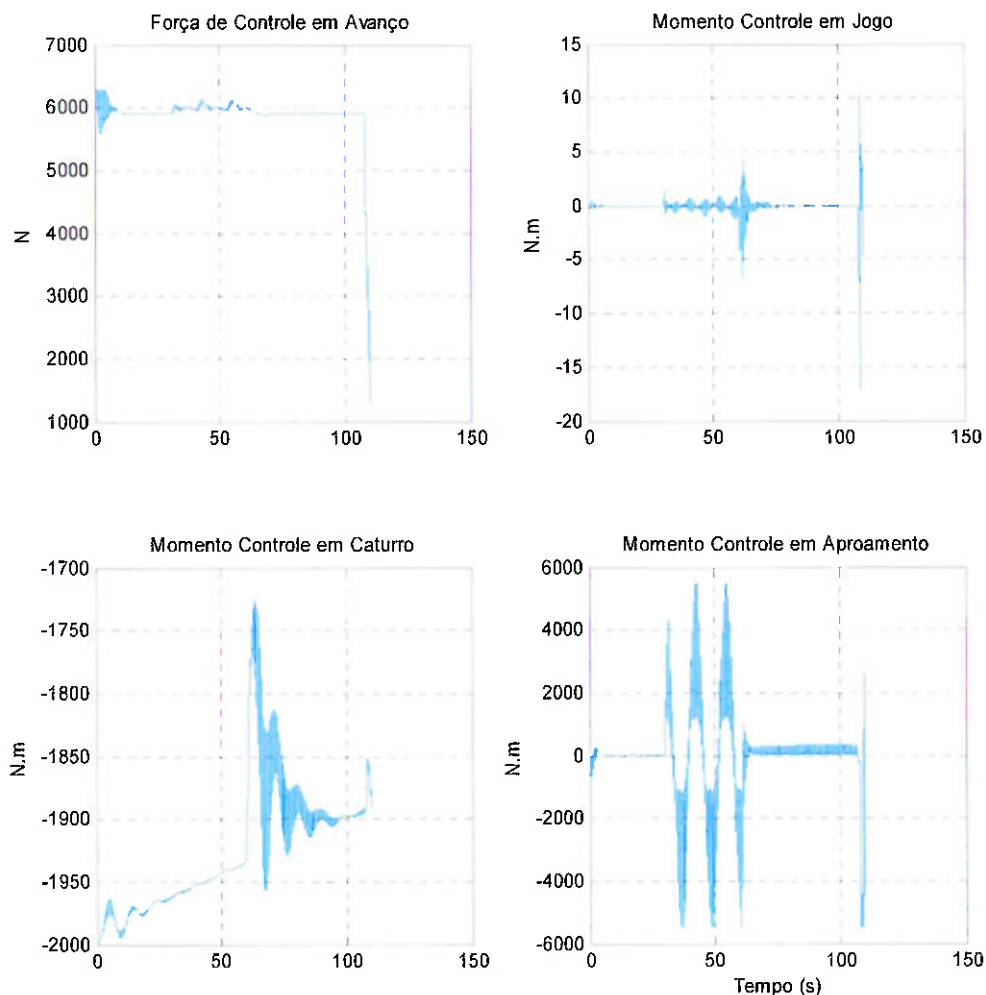


Figura 15-6 – Forças de controle atuadas no sistema.

Para se alcançar um controle ótimo da profundidade, o controlador PID em cascata utiliza um artifício matemático na parcela integral do momento. De modo a diminuir o tempo de estabilização do sistema (que ainda assim apresenta-se muito elevado), o cálculo do termo integral do erro foi inicializado com um valor de constante inicial já próximo ao valor de equilíbrio. Também está implementado um limitador no valor das integrais dos módulos de controle.

O momento de caturro decrescente para a estabilização da profundidade é reflexo da variação da massa do sistema devido à queima de combustível. Esse fato gera uma diminuição do braço CG-CB, o que alivia o momento residual do controle que contrabalança este momento geométrico.

15.2. Corrida Reta Passiva sem Fio

O segundo exemplo mostrado recria uma operação de busca, ataque e reataque de um alvo submarino dotado de velocidade e aproamento variáveis, realizando manobras evasivas. O torpedo é lançado por um submarino operando na cota de 45 m de profundidade.

O torpedo é inicialmente ajustado para permanecer com rumo base de 15° e profundidade de 60 m. O rumo e a profundidade base foram ajustados contando com velocidade e aproamento do alvo constantes até detectar o alvo de maneira passiva.

Porém o torpedo é detectado antes de seu sonar localizar o alvo operando em modo passivo. Assim, o alvo inicia manobras evasivas, mergulhando e guinando para boreste, evitando a trajetória de interceptação direta.

O torpedo então, não tendo localizado o alvo durante a corrida reta, como era previsto, inicia a manobra de varredura unidirecional de sinuseio e passa o transdutor para o modo ativo de busca.

No exemplo mostrado o alvo é detectado apenas 87 segundos após o lançamento, ocorrendo a interceptação após 120 segundo a cerca de 80 m de profundidade.

Vale ressaltar que se as estratégias de busca programada não existissem e o torpedo executasse apenas a corrida reta, ele não seria capaz de localizar o alvo neste exemplo, já que este, após a manobra evasiva, se encontrava fora da zona de varredura do transdutor, determinado em 40° para cada bordo do torpedo.

A Figura 15-7, Figura 15-8 e Figura 15-9 mostram o percurso realizado pelo TP01 e pelo alvo, nos planos horizontal e verticais.

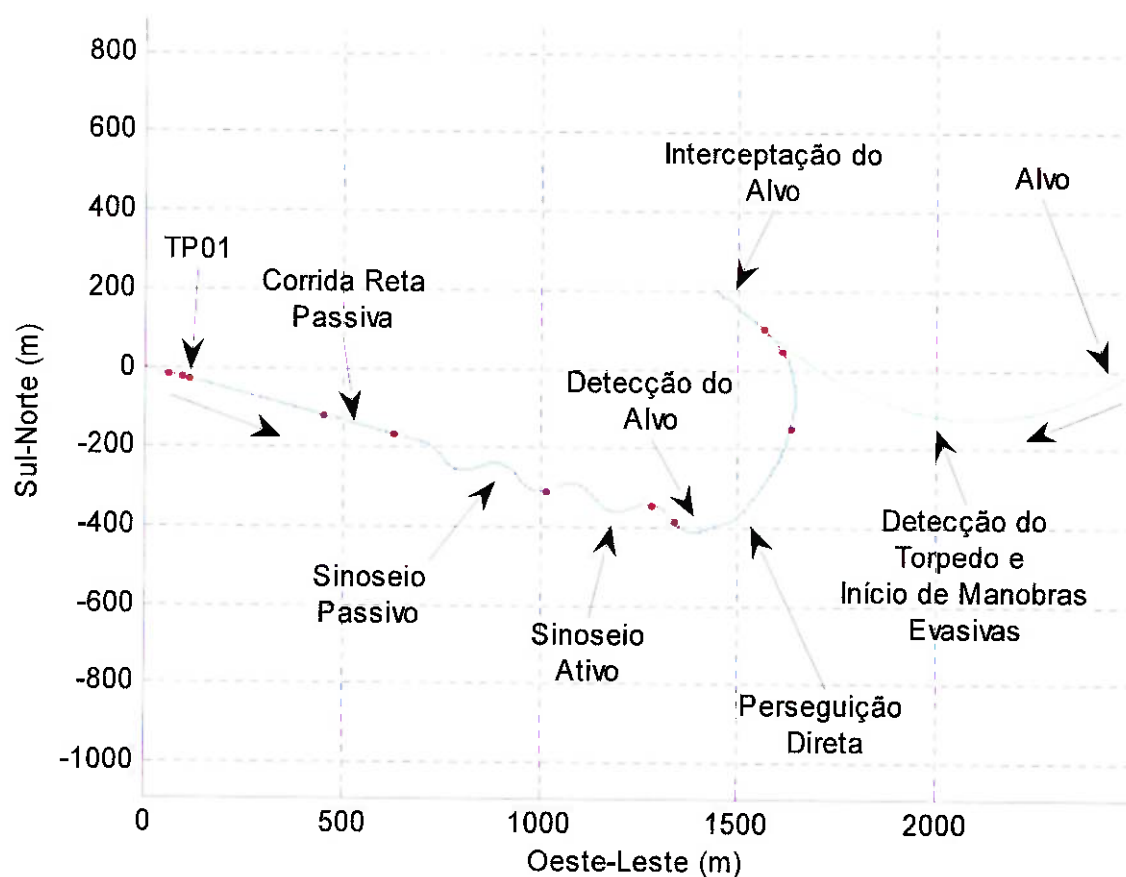


Figura 15-7 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano horizontal.

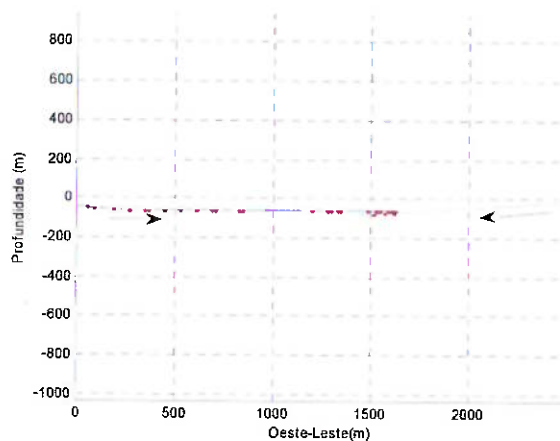


Figura 15-8 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical XZ.

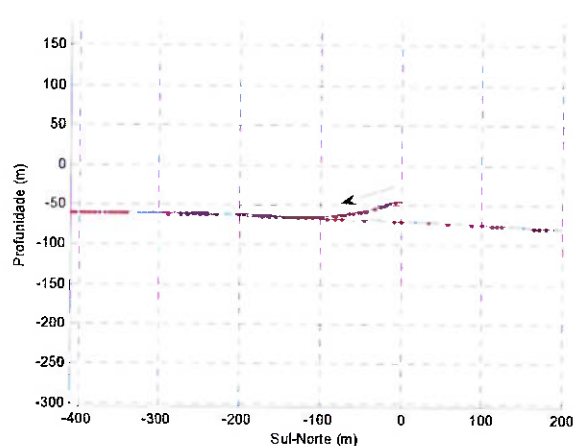


Figura 15-9 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical YZ.

A Figura 15-10 mostra os movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e também do alvo durante a simulação. A figura evidencia as manobras de corrida reta, sinuseio e perseguição direta com mudanças de cota, executadas durante a localização e perseguição do alvo submarino.

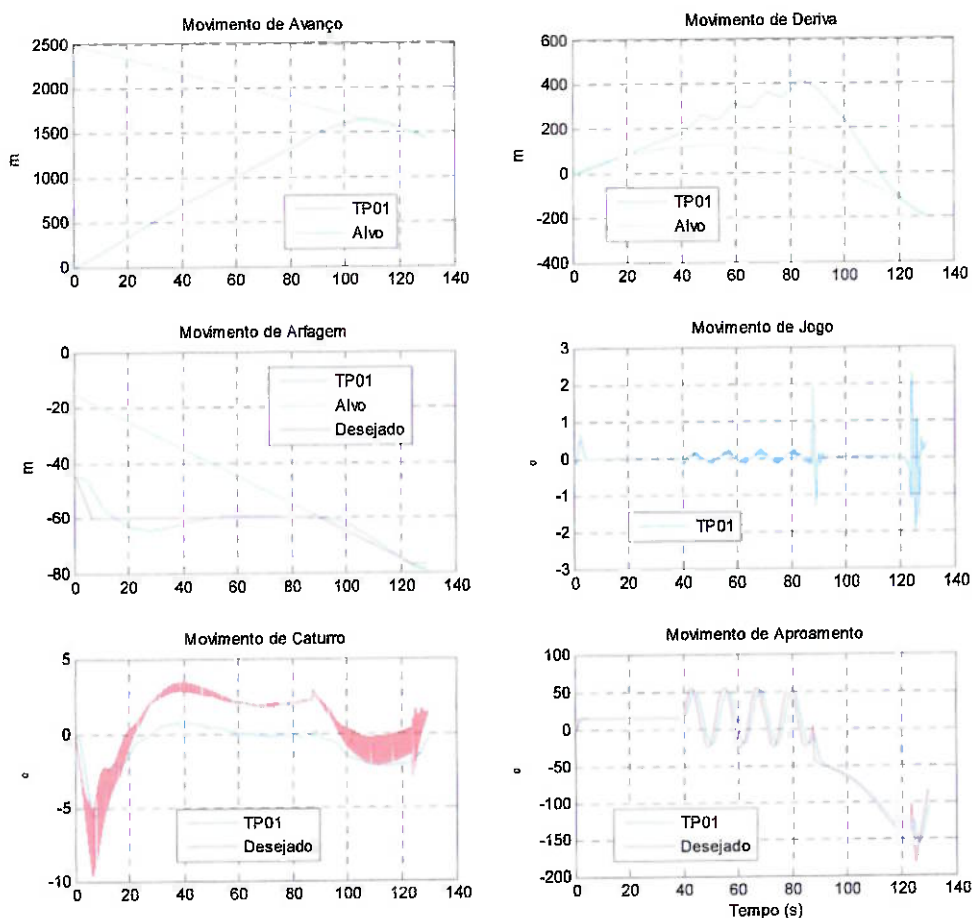


Figura 15-10 – Movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo.

A Figura 15-11 mostra o gráfico da distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

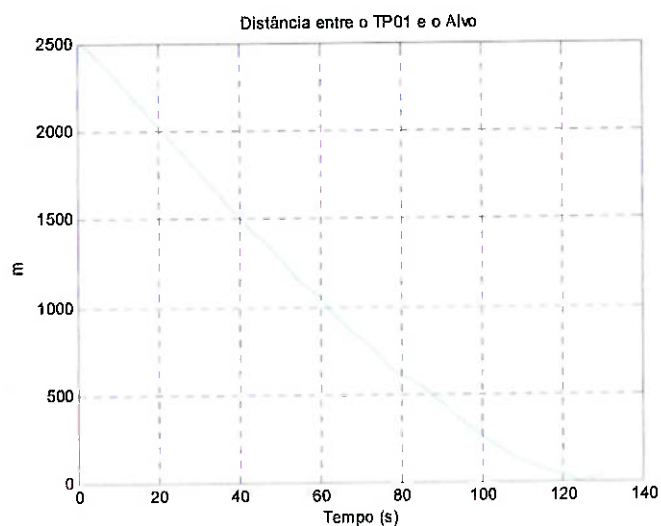


Figura 15-11 – Distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

A Figura 15-12 mostra as forças de controle para os graus de liberdade atuados pelo controle do torpedo, representados pela velocidade, jogo, caturro e aproamento.

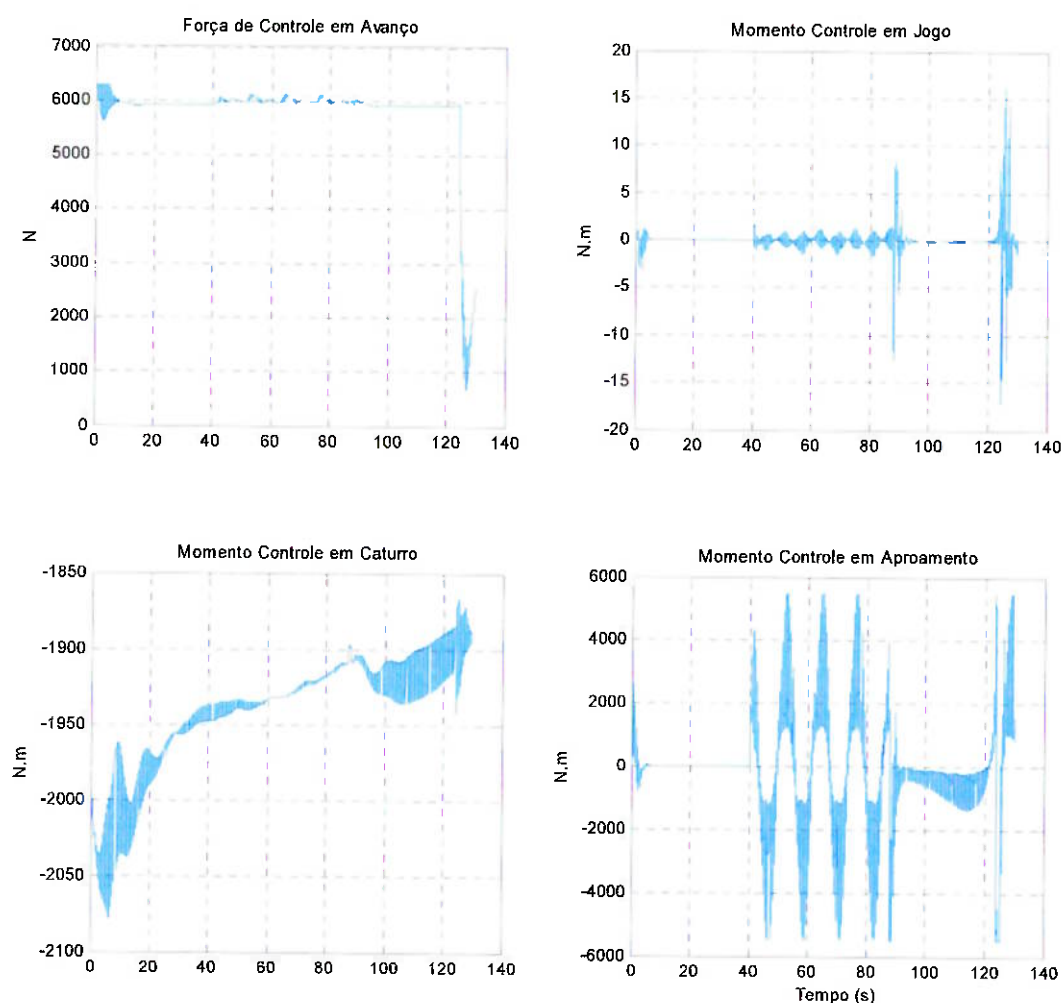


Figura 15-12 – Forças de controle atuadas no sistema.

Aqui também fica claro o decréscimo do momento de controle do caturro para a estabilização da profundidade que é reflexo da variação da massa do sistema devido à queima de combustível.

A flutuação excessiva das forças tem origem na parcela derivativa dos controladores. Durante a simulação, há problemas numéricos que introduzem perturbações de alta frequência nos sinais de posição. Estas perturbações, no entanto não provocam prejuízos para a simulação, nem para o desempenho dos controladores, já que a dinâmica do sistema se encarrega de filtrar essas componentes de altíssima frequência.

15.3. Corrida Reta Passiva com Fio

O terceiro exemplo mostrado recria uma operação de busca, ataque a um alvo de superfície dotado de velocidade e aproamento variáveis, realizando manobras dissuasivas. O torpedo é lançado por um submarino operando na cota de 45 m de profundidade e mantém um fio de comunicação o ligando ao submarino lançador.

A tripulação do submarino utilizará o fio para fornecer informações importantes ao torpedo sobre o comportamento do alvo, auxiliando-o na tarefa de localização e interceptação.

Esta técnica é usada para ataque a alvos distantes, em que a descrição do submarino e do torpedo é ponto chave do sucesso do lançamento. Para isso o torpedo opera em modo passivo e a baixa velocidade para redução dos ruídos produzidos. A posição exata do alvo é conseguida pela triangulação dos dados obtidos pelo sonar do submarino lançador e do torpedo durante a corrida, ambos operando em modo passivo.

O torpedo é inicialmente ajustado para permanecer na cota de 45 m com rumo base inicial de 15° , este rumo e profundidade bases poderão ser alterados pelo submarino lançador durante a corrida.

O alvo sonar representa um elemento de uma quadratura, guinando para ambos os lados de tempos em tempos como forma de manobra dissuasiva de eventuais ataques unidirecionais não detectados. Desta forma é necessário certo controle externo, para que depois de percorridas grandes distâncias, o torpedo seja apto a localizar o alvo. Este controle externo é realizado pela tripulação do submarino, através do fio de comunicação.

Uma vez o alvo detectado ou o fio rompido, o torpedo parte de forma autônoma e agora ativa, para a perseguição direta, ataque e eventuais reataques ao alvo.

No exemplo mostrado o alvo é detectado apenas 500 segundos após o lançamento, tendo sofrido 4 modificações de seu rumo base pela tripulação através do fio de comunicações. A interceptação ocorreu após 550 segundos de funcionamento.

A Figura 15-13, Figura 15-14 e Figura 15-15 mostram o percurso realizado pelo TP01 e pelo alvo, nos planos horizontal e verticais.

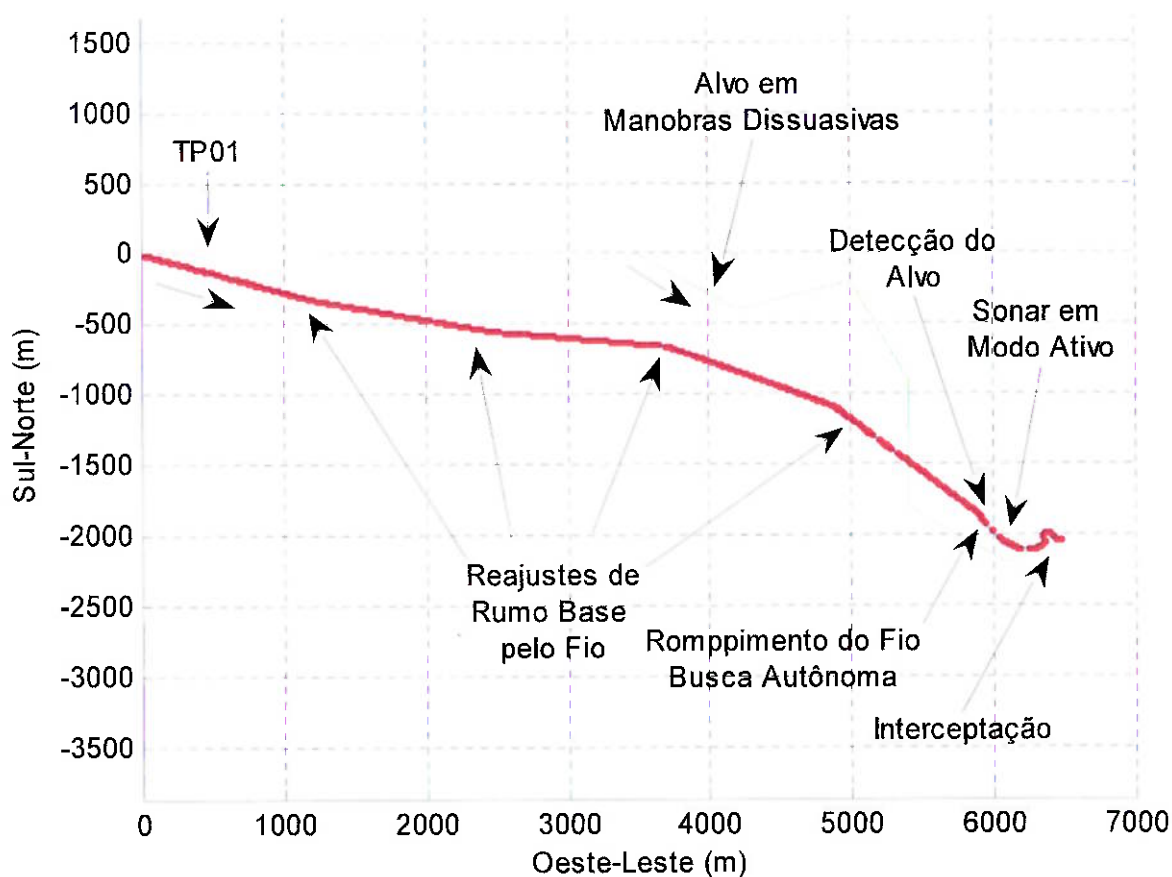


Figura 15-13 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano horizontal.

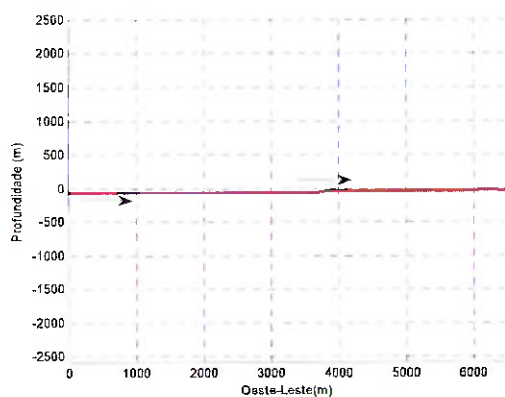


Figura 15-14 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical XZ.

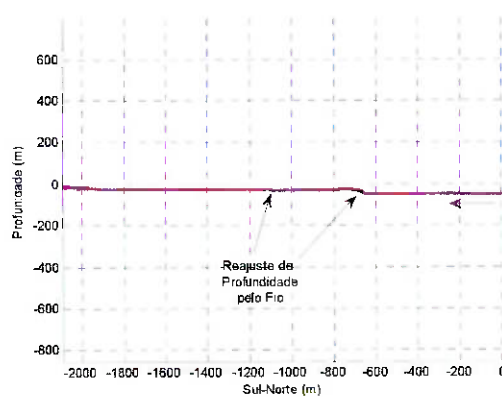


Figura 15-15 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical YZ.

A Figura 15-16 mostra os movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e também do alvo durante a simulação. Pode-se perceber pelos gráficos as mudanças de rumos e profundidades base ordenadas pela tripulação pelo fio de comunicação. Depois de 6000 m percorridos, o torpedo detecta o alvo, prosseguindo a partir daí de maneira autônoma em alta velocidade, rompendo voluntariamente o fio de comunicação.

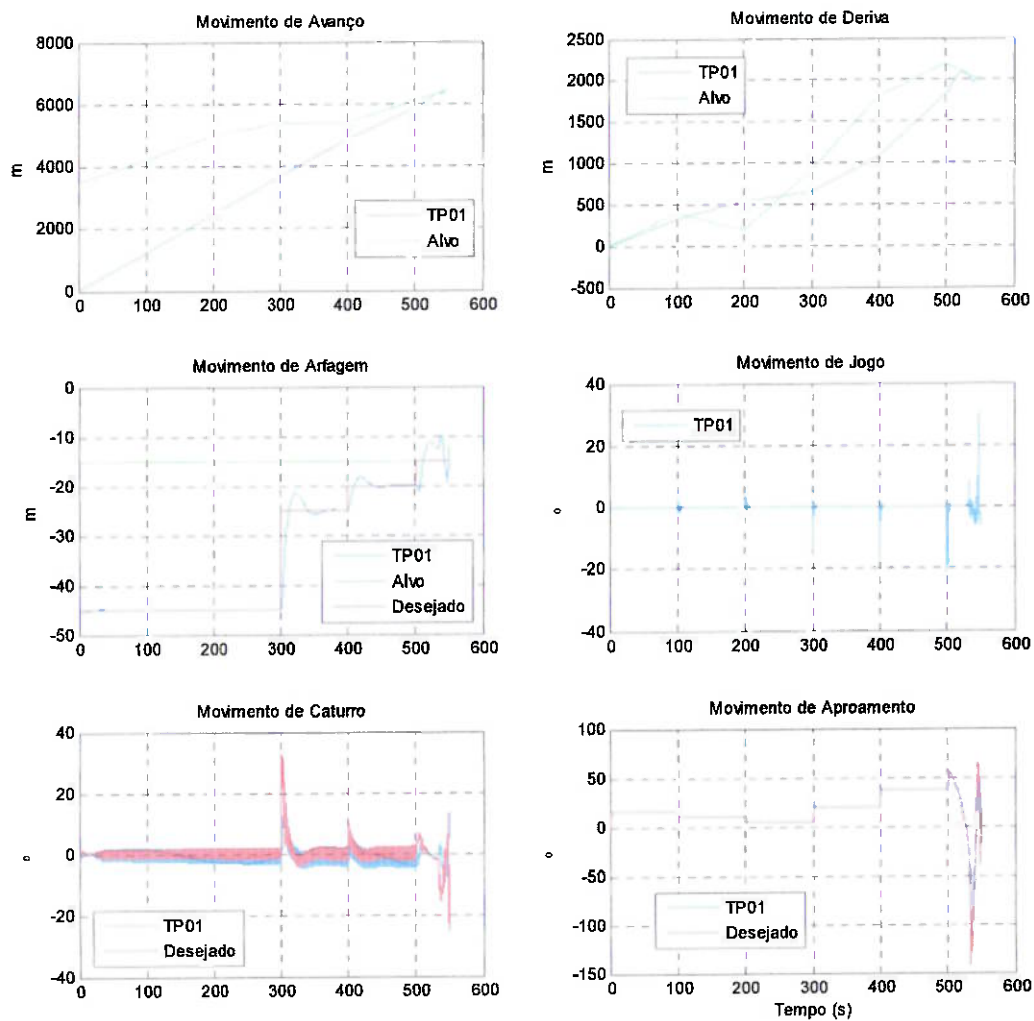


Figura 15-16 – Movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo.

A Figura 15-17 mostra o gráfico da velocidade instantânea do TP01 durante a perseguição e a distância entre o torpedo e o alvo.

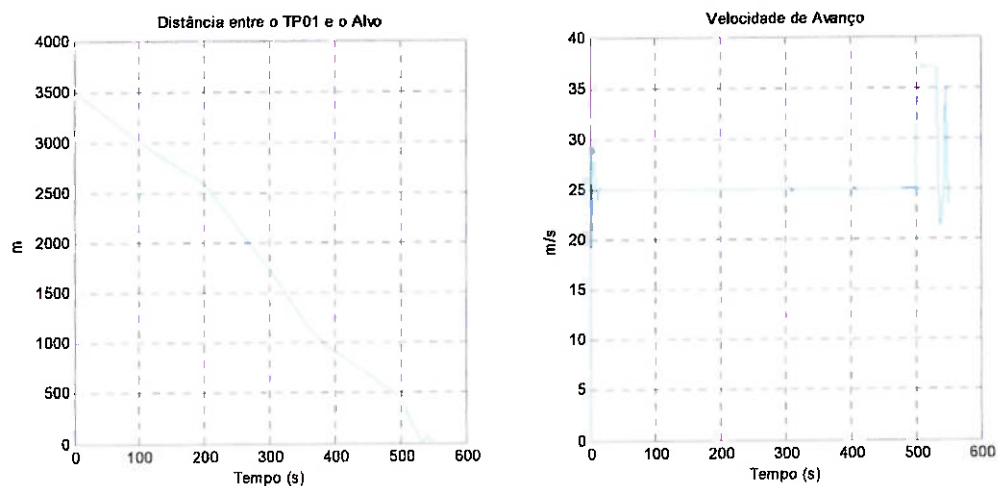


Figura 15-17 – Distância e velocidade instantânea do torpedo.

A Figura 15-18 mostra as forças de controle para os graus de liberdade atuados pelo controle do torpedo, representados pela velocidade, jogo, caturro e aproamento.

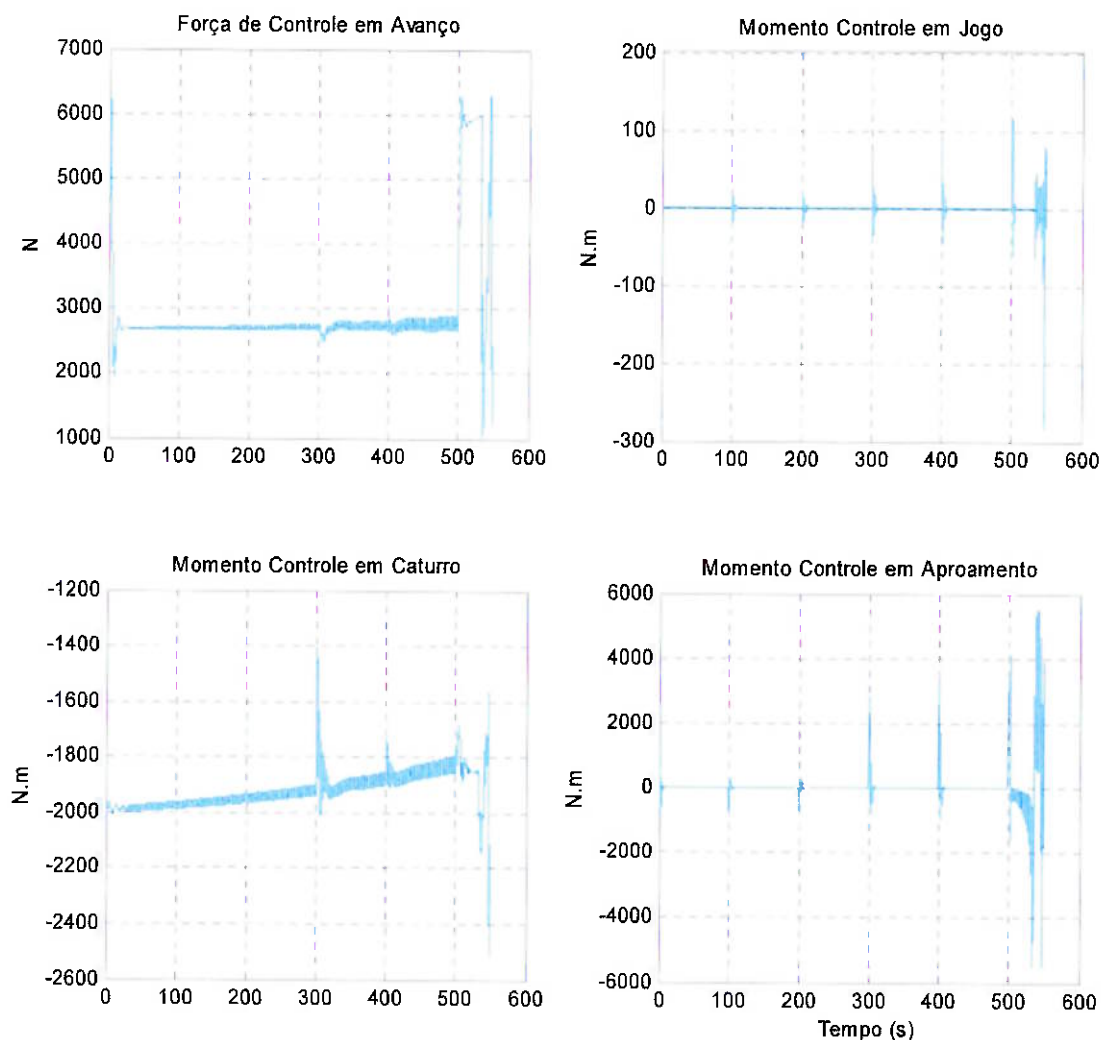


Figura 15-18 – Forças de controle atuadas no sistema.

As forças de controle estão estabilizadas, sendo apenas mais severamente solicitadas durante as mudanças de atitudes provocadas por ordem da tripulação pelo fio de comunicação (segundos 100, 200, 300 e 400) e durante a perseguição direta e interceptação do alvo nos últimos metros da simulação.

15.4. Corrida em Sinuseio Ativo em Manobra Evasiva

O quarto exemplo apresentado recria uma operação de emergência, em que o submarino lançador se encontra perseguido por outro submarino. Porém a tripulação não possui muitas informações a respeito da posição, velocidade, profundidade ou atitudes do perseguidor.

O torpedo é então lançado configurado para a estratégia de evasão. O submarino, uma vez tendo lançado o torpedo para a região em que acredita estar o submarino perseguidor, guina e deixa a área o mais rapidamente possível, pois caso permanecer naquela posição após um espaço de tempo preestabelecido, ele corre o risco de ser detectado pelo próprio torpedo como alvo.

Neste exemplo, o torpedo corre em busca senoidal unidirecional durante 60 segundo, tempo julgado suficiente para que o submarino deixe a região antes do torpedo começar as buscas espirais, varrendo vastas regiões em busca do submarino perseguidor.

O torpedo é inicialmente ajustado para operar sempre em modo ativo, permanecer na cota de 60 m com rumo base inicial de 0° , sendo o rumo inicial de 180° , já que o TP01 foi lançado pelos tubos de vante, e o submarino perseguidor está à ré do lançador.

O submarino perseguidor começa a executar manobras evasivas quando detecta a presença do torpedo, isto ocorre pouco antes do próprio submarino perseguidor ser detectado pelo torpedo. Uma vez trancado o alvo, o torpedo segue de forma autônoma para a interceptação.

No exemplo mostrado o alvo é detectado apenas 200 segundos após o lançamento, já durante a manobra em espiral crescente. A interceptação ocorreu após 260 segundos de funcionamento. O submarino lançador, no momento da interceptação, deve estar a mais de 2000 m desta região, e afastando-se em alta velocidade.

A Figura 15-19, Figura 15-20 e Figura 15-21 mostram o percurso realizado pelo TP01 e pelo alvo, nos planos horizontal e verticais.

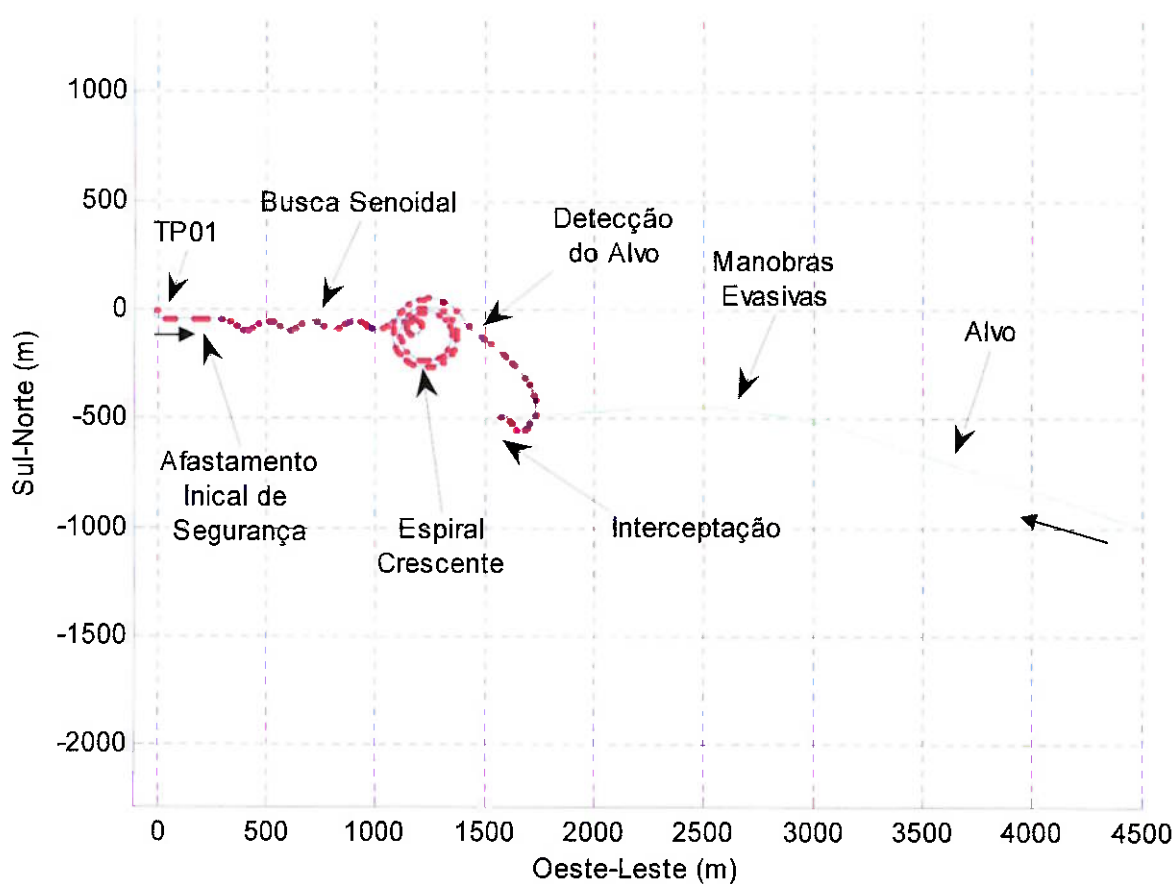


Figura 15-19 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano horizontal.

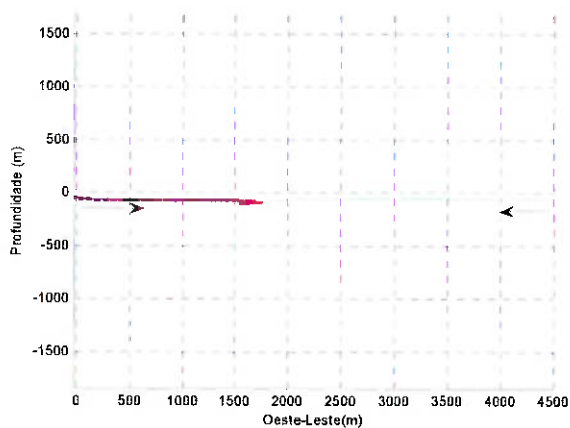


Figura 15-20 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical XZ.

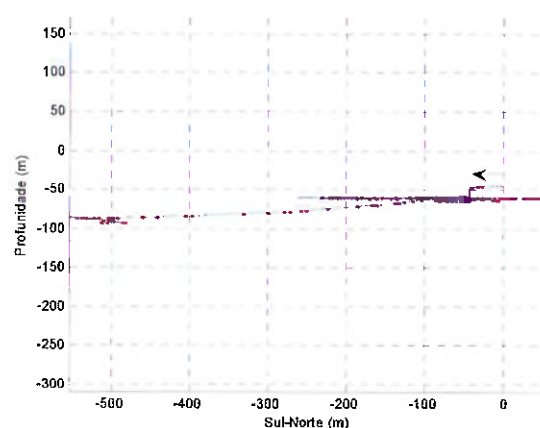


Figura 15-21 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano vertical YZ.

A Figura 15-22 mostra os movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e também do alvo durante a simulação. Os movimentos de busca senoidal, espiral crescente e perseguição direta são evidenciadas. O alvo tenta efetuar manobras evasivas, alterando rumo, velocidade e profundidade, sem sucesso.

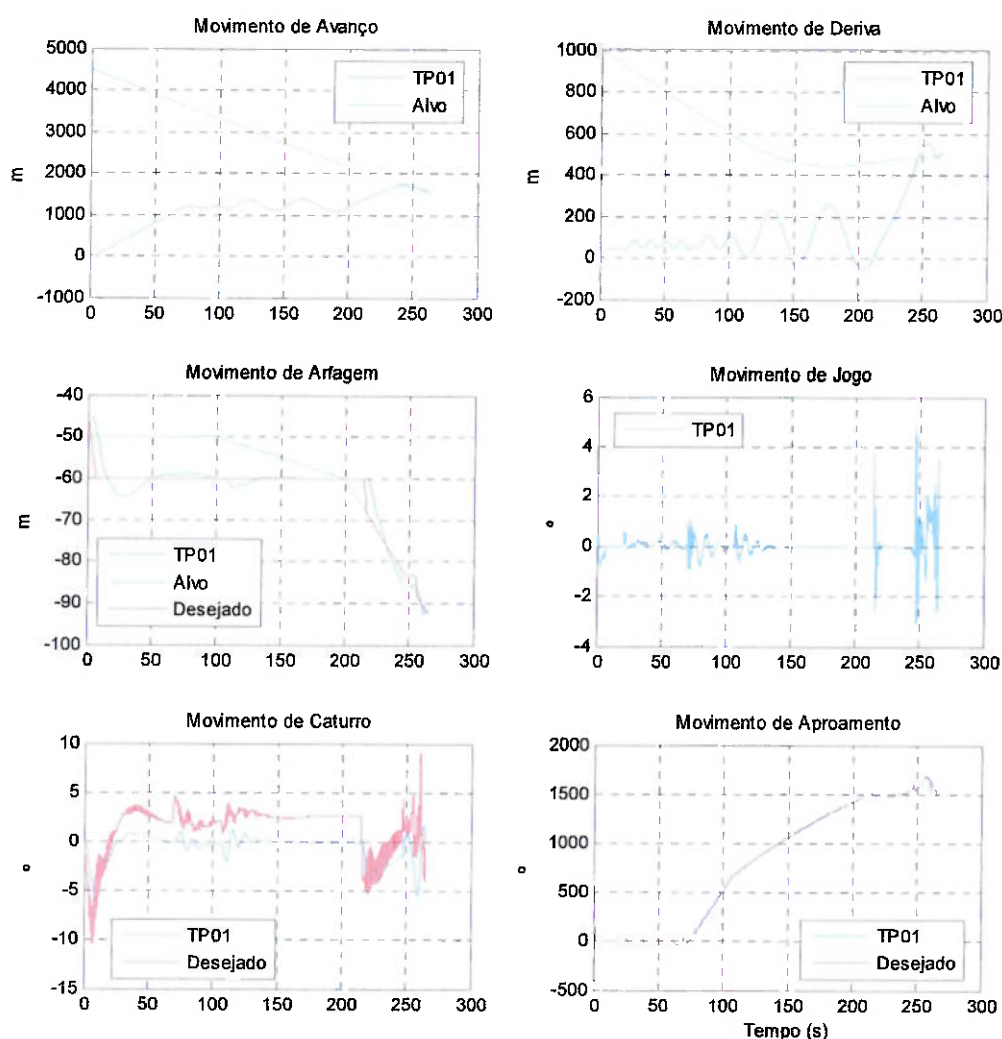


Figura 15-22 – Movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo.

A Figura 15-23 mostra o gráfico da distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

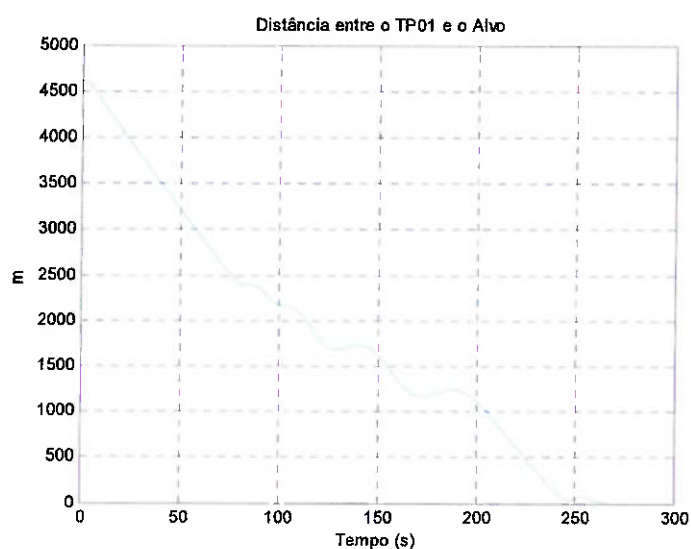


Figura 15-23 – Distância instantânea entre o torpedo e o alvo.

A Figura 15-24 mostra as forças de controle para os graus de liberdade atuados pelo controle do torpedo, representados pela velocidade, jogo, caturro e aproamento.

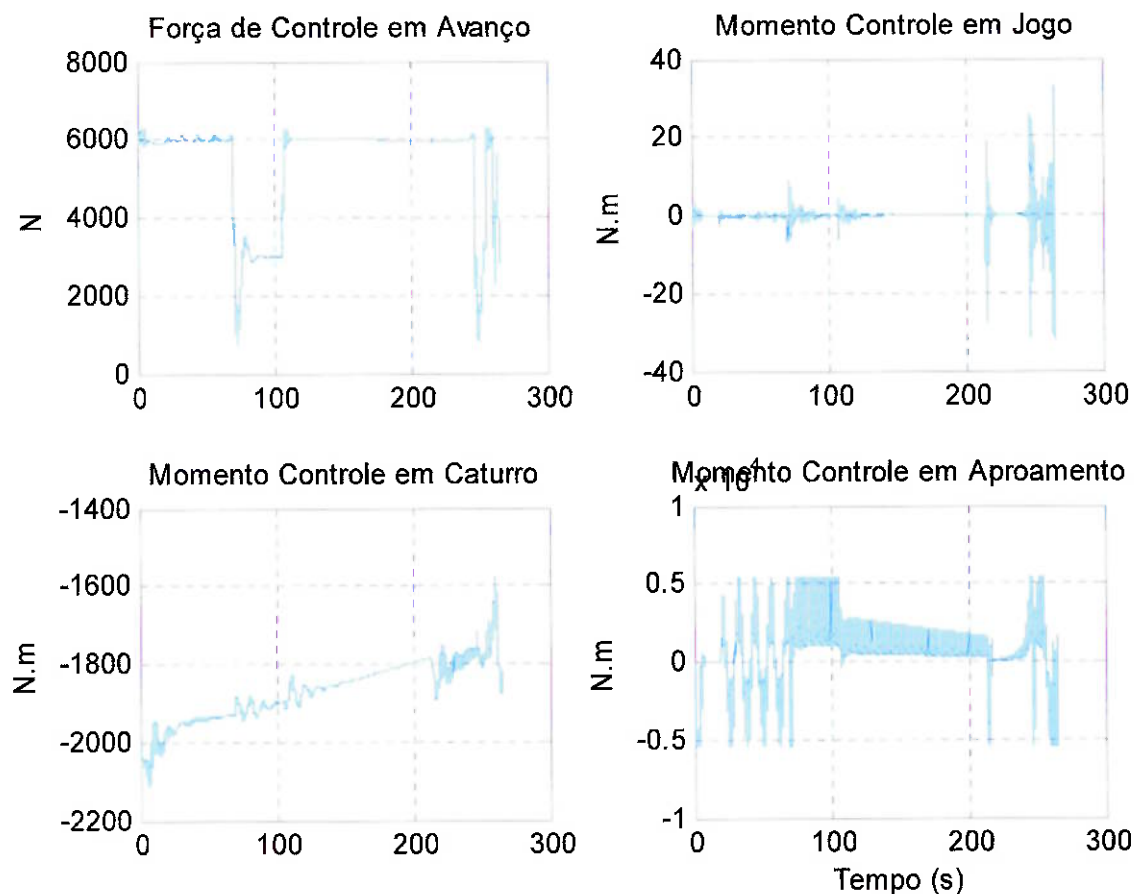


Figura 15-24 – Forças de controle atuadas no sistema.

Neste exemplo, as forças de controle também estão estabilizadas, apesar de serem mais solicitadas que nos exemplos anteriores, pois agora há a busca ativa do alvo, sendo efetuadas diversas manobras de mudança brusca de atitude e profundidade durante a perseguição direta e interceptação do alvo submarino em manobras evasivas.

15.5. Corrida de Exercício com Alvo Sonar Intermitente

O quinto e último exemplo apresentado recria uma operação de treinamento com a presença de um alvo sonar operado remotamente e de ação intermitente. Assim, o operador do alvo determina sua movimentação e ainda ativa ou desativa seu sistema de emissão acústica, deixando o torpedo localizá-lo ou não. O torpedo por si só não é capaz de localizar o alvo se este estiver com seu sistema de emissão acústica desabilitada, uma vez que alvo em geral é de pequenas dimensões e seus motores não produzem grandes ruídos.

Durante a corrida de exercícios, os níveis de operação do transdutor, giroscópios e motores do torpedo são avaliados, e a tripulação é treinada para reagir em situações de emergência.

Neste exemplo, o alvos sonar percorre uma trajetória preestabelecida em baixa velocidade, cerca de 5 nós, tendo seu sistema de emissão acústica ativado de tempos em tempos, o submarino então lança o torpedo programado para efetuar buscas na região em que o alvo se encontra, deixando a cargo do torpedo as estratégias de busca a serem empregadas.

Uma vez que o torpedo detecta a emissão acústica do alvo, perseguindo e atingindo uma distância mínima do alvo, o sistema acústico é desligado e o alvo se reposiciona afastando-se do torpedo, que segue em manobras de busca e reataque, procurando ativamente por novos alvos.

O alvo sonar também muda de cota de operação, exigindo do torpedo constantes alterações de profundidade.

O exercício é terminado quando o combustível do torpedo é extinto, seu motor e sistemas eletrônicos param de funcionar e a flutuabilidade positiva garante sua recuperação por parte da tripulação de apoio.

A Figura 15-25 mostra o percurso realizado pelo TP01 e pelo alvo, nos plano horizontal.

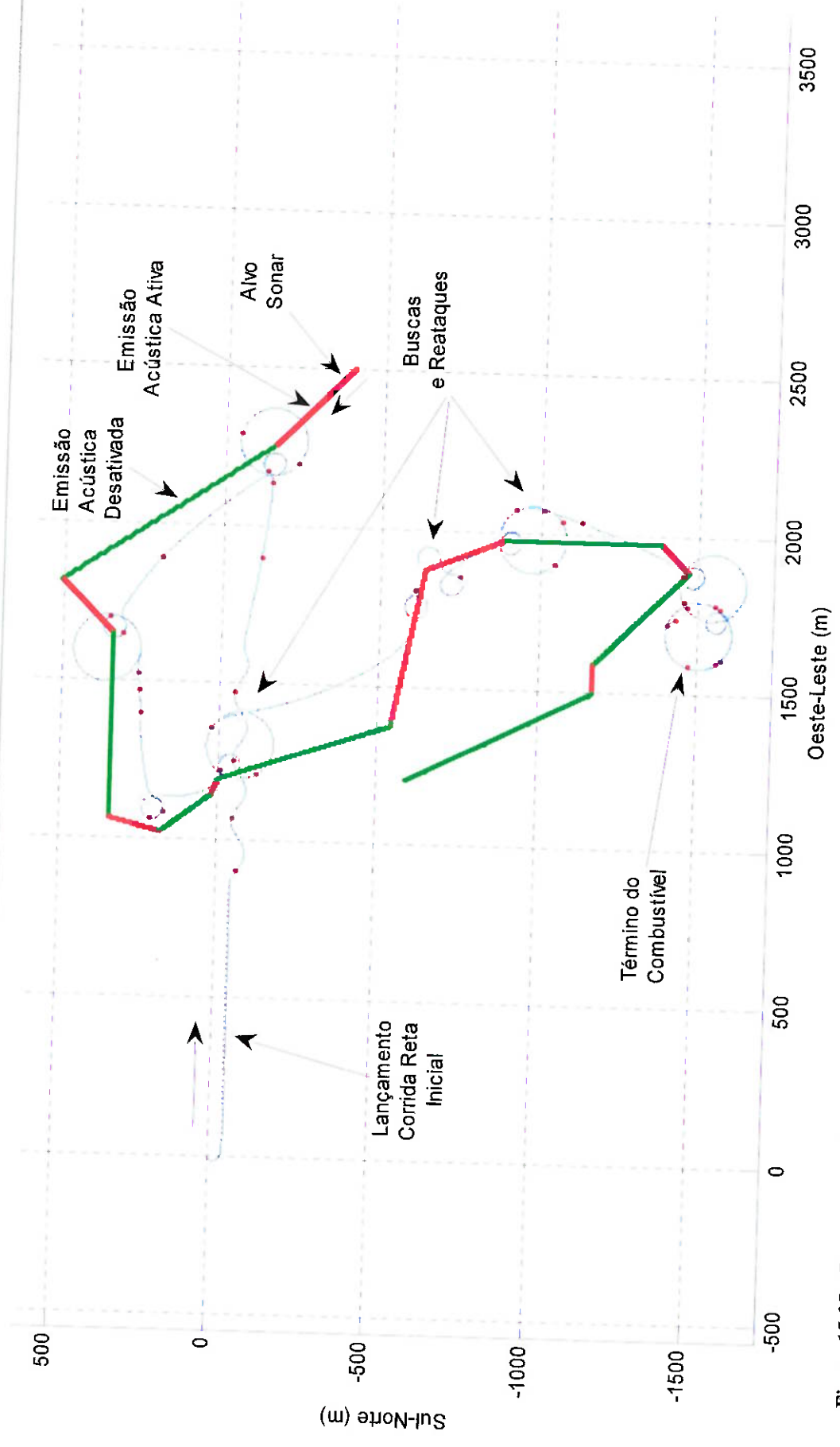


Figura 15-25 – Deslocamento do torpedo visto pelo plano horizontal. Alvo em verde o sistema de emissão acústico está desativado, se vermelho está ativado.

A Figura 15-26 mostra os movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e também do alvo sonar durante a simulação. Os movimentos de busca senoidal, manobras circulares e perseguição direta são evidenciadas. O sinal do alvo é perdido e recuperado no decorrer do exercício, fazendo com que o torpedo passe de ações de busca a perseguição várias vez.

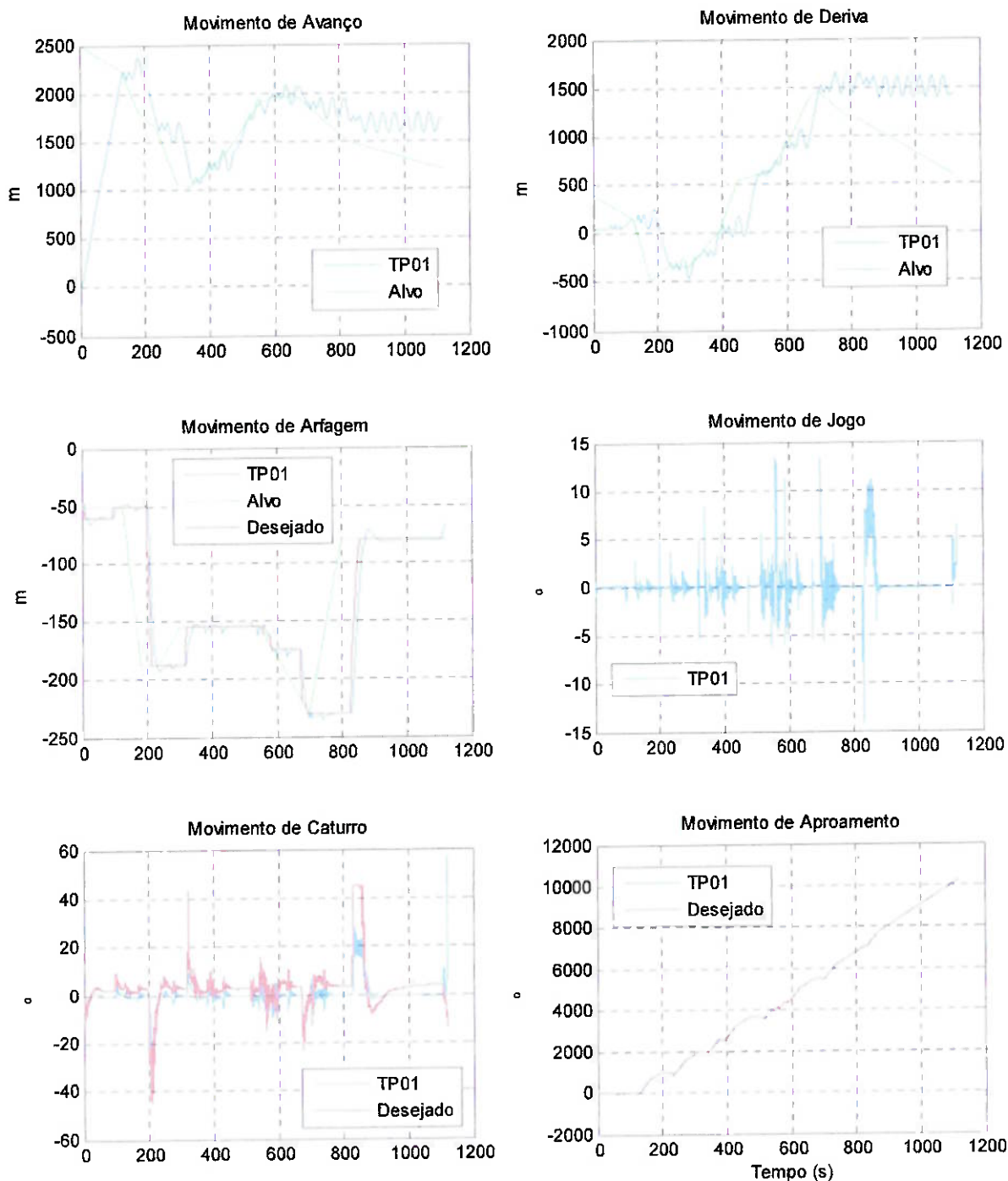


Figura 15-26 – Movimentos reais e desejados do torpedo TP01 e do alvo.

Ao fim de 1105 segundos de funcionamento o motor pára por falta de combustível, a partir deste ponto o torpedo desacelera e ruma à superfície, impulsionado pelo flutuabilidade positiva.

A Figura 15-27 mostra o gráfico da velocidade e distância instantânea entre o torpedo e o alvo. Fica claro na figura que o torpedo nunca atinge realmente o alvo, permanecendo sempre uma distância mínima de 50 m entre os dois corpos. Essa distância evita colisões e conseqüentemente danos em ambos os instrumentos.

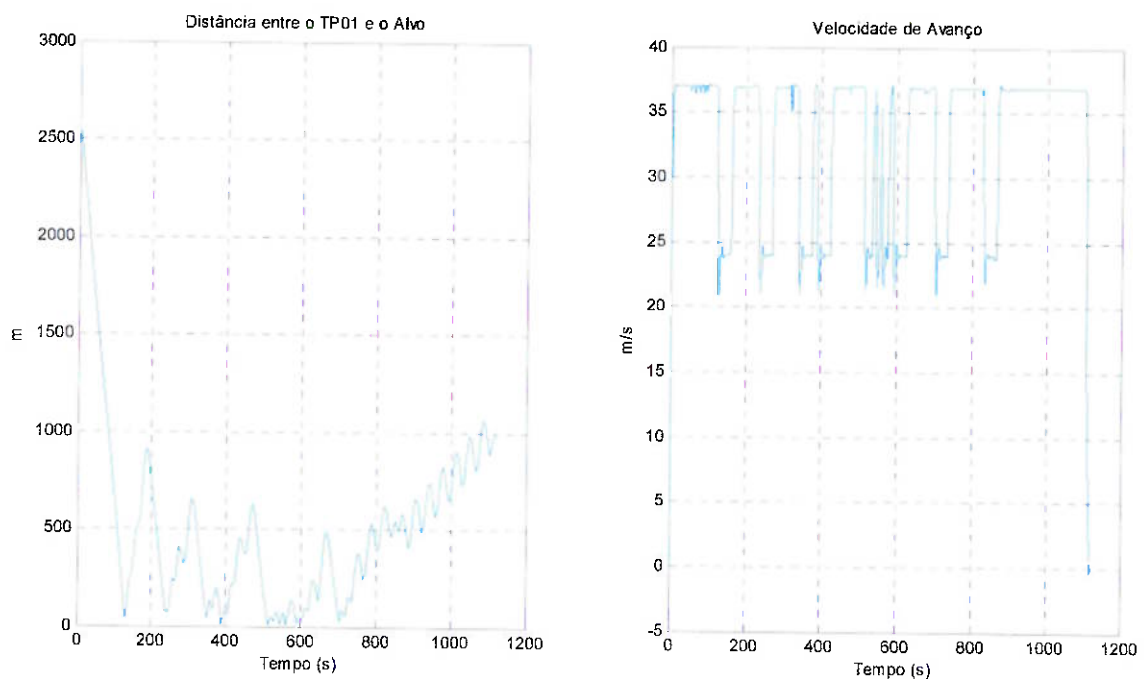


Figura 15-27 – Distância e velocidade instantânea do torpedo.

A Figura 15-28 mostra as forças de controle para os graus de liberdade atuados pelo controle do torpedo, representados pela velocidade, jogo, caturro e aproamento.

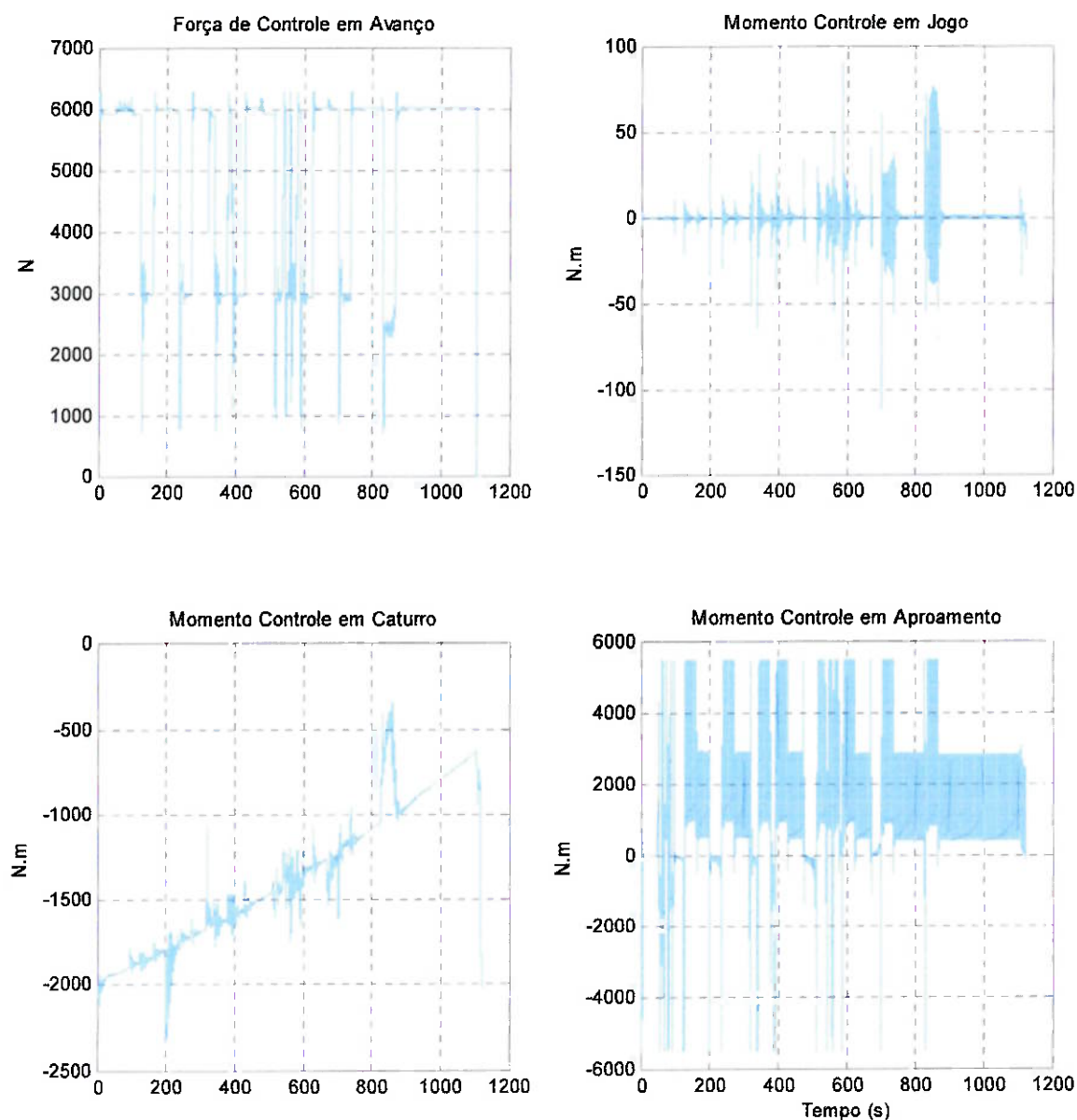


Figura 15-28 – Forças de controle atuadas no sistema.

Tanto neste exemplo como nos anteriores, o controle teve desempenho excelente, apesar de intenso, conseguindo controlar todos os movimentos de maneira muito satisfatória, demonstrando a robustez dos módulos de controle projetados e implementados no simulador e uma boa coerência das estratégias desenvolvidas e aplicadas ao computador autônomo do torpedo durante as simulações.

16. Conclusão

Este relatório apresentou os resultados do projeto preliminar de um torpedo pesado de exercício, o TP01. A tabela a seguir apresenta alguns resultados que envolvem dimensões principais, arrasto, dimensões estrutural, propulsão, aletas e lemes:

Tabela 16-1 – Resumo de resultados.

Torpedo TP01	
Velocidade (nós)	36
Alcance (m)	20448
Comprimento (mm)	5000
Diâmetro (mm)	510
L/D	9,8
Massa (kg)	918,7
Volume Deslocado (m ³)	0,886
Massa do Volume Deslocado (kg)	918,8
Área Molhada (m ²)	8,125
Posição Longitudinal do Centro de Gravidade (m)	2,11
Posição Longitudinal do Centro de Carena (m)	1,92
Cota de Colapso (m)	550
Cota de Operação Máxima (m)	500
Espessura do casco e da calota (mm)	6
Espessura do compartimento do tanque (mm)	10
Massa Estrutural (kg)	157
Número de Reynolds	$9,26 \cdot 10^7$
Coefficiente de Arrasto	0,00424
Coefficiente de Arrasto Friccional das Aletas	0,00467
Resistência ao Avanço Total (N)	5990,4
Motor	Otto Fuel II
Rotação do Motor (rpm)	3321,6
Número de Pistões	7
Diâmetro dos Pistões (mm)	22
Curso dos Pistões (mm)	43
Pressão Média Efetiva nos cilindros - <i>pme</i> (MPa)	10,77
Propulsores	Contra-Rotativos
Rotação dos propulsores (rpm)	1660,8
Diâmetro do Propulsor de vante (m)	0,43
Diâmetro do Propulsor de ré (m)	0,424
Potência total fornecida pelo motor (kW)	147,5
Área exposta da cada aleta (m ²)	0,039
Área exposta de cada leme (m ²)	0,016
Raio de Giro ($\delta=15^\circ$) (m)	16
Tempo de aceleração (s)	<10

O torpedo projetado atende às restrições de dimensões máximas para as plataformas de lançamento da Marinha. Os sistemas internos não foram estudados. No entanto, suas especificações devem atender às restrições máximas de pesos, contida Tabela 6-2 de Pesos e Centros, e suas dimensões devem atender às restrições de raio (inferior a 50 centímetros, pelo menos) e de comprimento apresentadas na Figura 6-3. Uma exceção pode ser feita ao carretel do *dispenser* de fio que pode se alongar pelos compartimentos adjacentes, aumentando, porém a restrição de dimensão dos outros sistemas. Lembra-se que grande parte dos pesos do torpedo foram estimados com boa precisão, baseada em cálculos e não em semelhantes.

As formas do casco devem atender o constante do Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural e sua resistência ao avanço pode ser verificada em ensaios tanque de provas. No entanto, os métodos de Dinâmica dos Fluidos Computacional utilizados para o seu cálculo já apresentam resultados bastante coerentes, tanto no caso do arrasto, quanto no caso da esteira.

As especificações do dimensionamento estrutural se encontram na Tabela 16-1 e no Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural. O método dos elementos finitos utilizado após cálculos fundamentais analíticos apresentou resultados satisfatórios e de acordo com os cálculos prévios. O estudo da flambagem previne de forma preliminar a ocorrência de instabilidade no casco do torpedo. Entretanto, este deve ser aprofundado em fases posteriores de projeto, com a realização, por exemplo, de ensaio de compressão. Lembra-se que a ogiva do torpedo é preenchida com um material polimérico que dá forma hidrodinâmica a ela e protege o transdutor. Esse material polimérico deve ser capaz de resistir a uma tensão de compressão de 350 MPa. Essa tensão é maior que a exercida pela água na cota de colapso e pelo transdutor que está solidário a estrutura do torpedo.

No caso da Propulsão, os parâmetros do motor foram estimados. Entretanto, a abordagem conservadora permite que tais parâmetros sejam alcançados em um possível projeto da instalação propulsora. A Tabela 16-1 apresenta as medidas dos pistões do motor a combustível *Otto Fuel II*. O projeto dos propulsores contra-rotativos foi realizado de acordo com a Teoria de Linha de Sustentação e gerou resultados satisfatórios, que podem ser utilizados. Entretanto, análises melhores de desempenho dos propulsores projetados podem ser obtidas através de ensaios em túnel de cavitação.

A Tabela 9-8 e a Tabela 9-9 apresentam dimensões e desempenho dos propulsores contra-rotativos que podem ser observados no Anexo VIII – Desenho Técnico do Propulsor de Vante e Anexo XIX – Desenho Técnico do Propulsor de Ré.

Os modelos utilizados para o estudo da manobrabilidade do torpedo demonstraram ser coerentes, apesar de não serem utilizados métodos experimentais. Uma observação deve porém ser feita quanto aos modelos propostos. Todas as equações dinâmicas foram escritas de maneira não-linear, mesmo que os coeficientes tenham sido apenas estabelecidos para as zonas lineares de movimento. Isto foi adotado visando facilitar a integração de coeficientes não-lineares, que possam vir a ser levantados no futuro.

As aletas e lemes dimensionados forneceram estabilidade direcional ao torpedo.

Os controladores do tipo PID clássicos e em cascata, projetados e implementados no simulador, mostraram-se bastante eficientes na execução das manobras solicitadas pelo programa central. Mesmo para o controle da profundidade utilizando-se apenas os atuadores de caturro, onde há um grande acoplamento dos movimentos, o controle PID em cascata mostrou-se muito acertado. Os ganhos projetados por intermédio de simulações exaustivas e coeficientes de desempenho também foram bem ajustados.

O simulador também representa uma boa ferramenta para análise de desempenho do torpedo projetado, podendo ser utilizado mesmo como um auxílio ao prosseguimento eventual deste projeto.

Os exemplos apresentados demonstraram o funcionamento das lógicas utilizadas pelo programa central para proceder de maneira autônoma a busca, detecção e interceptação dos alvos. Sendo cumpridos todos os modos de operação propostos para este trabalho. Desta forma foi mostrado que as estratégias desenvolvidas juntamente com os controladores projetados podem ser utilizados de maneira confiável para eventuais prosseguimentos e construções de torpedos reais.

Concluindo o relatório, o cronograma estabelecido pelo grupo foi cumprido completamente.

17. Bibliografia

- [1] Abbott, I. H., Theory of Wing Sections, Dover Publications, Inc., Nova York, 1959
- [2] Anderson, J. D., Fundamentals of Aerodynamics, McGraw-Hill Science, 3a edição, 2001
- [3] Barros, E. A., Pascoal, A., de Sá, E., AUV Dynamics Modeling And Parameters Estimation Using Analytical, Semi-Empirical, And CFD Methods, IFAC Conference on Control Applications in Marine Systems, Ancona, Italy, 2004.
- [4] Berntsen, G. S., Kjeldsen. M., Arndt, R. E. A., Numerical Modeling of Sheet and Tip Vortex Cavitation with Fluent 5, CAV2001, sessionB5.006.
- [5] Brennen, C.I., Cavitation and Bubble Dynamics, Oxford University Press, 1995.
- [6] Brinati, H. L., Instalações Propulsoras - Volume I, Departamento de Engenharia Naval, EPUSP, 1985
- [7] Buelta, M. A., Projeto de Calotas e Gigantes de Submarinos, Estudo Técnico 0852/1986, Escritório Técnico de Construção Naval em São Paulo, Marinha do Brasil.
- [8] Buelta, M. A., Projeto do Casco Cilíndrico de Submarino segundo a BV1041-2 e IKL, Estudo Técnico 0846/1986, Escritório Técnico de Construção Naval em São Paulo, Marinha do Brasil.
- [9] Burcher, R., Rydill, L., Concepts in Submarine Design, Cambridge University Press, Cambridge, 1995.
- [10] Canhetti, A. S. M., Modelo Livre de Submarinos, Dissertação de Mestrado apresentada a EPUSP, São Paulo, 1998.
- [11] Comando da Força de Submarinos, Grupo de Trabalho Intersetorial para Estudo de Torpedos de Duplo-Emprego Pesados, Marinha do Brasil, Rio de Janeiro, Brasil
- [12] Diretoria de Sistemas de Armas da Marinha, Fabricação de Torpedos no Brasil, 1990.
- [13] EDESA, Fabrica de Artefactos Navales Ministro Domingo Faustino Sarmiento, "Torpedos", 3ª edição, Buenos Aires, Argentina, 1987 (CONFIDENCIAL).

- [14] Faÿ, H. Dynamic Positioning Systems, Principles, Design and Applications, Editions Technip, 1990.
- [15] FLUENT User's Manual, version 5.0.
- [16] Fossen, T.I., Guidance and Control of Ocean Vehicles, John Wiley and Sons, Ltd., 1994.
- [17] Fox, M. D., Introdução à Mecânica dos Fluidos, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 5ª edição, Rio de Janeiro, 2001.
- [18] Freitas, E. S., Gandolfo, A. C. B., Análise Estrutural do Navio (vol. I e II), Departamento de Engenharia Naval, EPUSP, 1980.
- [19] Fucatu, C.H., Desenvolvimento de um simulador dinâmico para análise de navios amarrados, São Paulo, 1998. 1v. Dissertação (mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [20] Glover, E. J., Contrarotating Propellers for High Speed Cargo Vessels: A theoretical Design Study, North East Coast, vol 83. no.3, 1967
- [21] Haavard, B., Msc Thesis: Hydrodynamic Estimation and Identification, NTNU, Trondheim, Noreay, 2004
- [22] Higgins, R. A., Propriedades e Estruturas dos Materiais em Engenharia, Difusão Editorial S.A., 1982
- [23] Instituto de Pesquisa da Marinha, Estudo Técnico – Análise Comparativa de Propulsão Elétrica/ Motor a Combustão à Otto Fuel para um torpedo de corrida reta, Marinha do Brasil, Rio de Janeiro, Brasil.
- [24] Instituto de Pesquisa da Marinha, Estudo Técnico – Torpedos de Corrida Reta, Marinha do Brasil, Rio de Janeiro, Brasil.
- [25] Lerbs, H. W., Mooderately Loaded Propellers With a Finite Number of Blades and na Arbitrary Distribution of Circulation, Transactions da SNAME, vol 60, 1952, pp 73-117
- [26] Lewis, E.V. Principles of Naval Architecture, The Society of Naval, Jersey City, 1998.
- [27] Lindgren, H.,Hydrodynamics Aspects of Contra-Rotating Propellers, Shipping World & Shipbuilder, Suécia, 1967
- [28] Morgan, W.B., The Design of Counterrotating Propellers Using Lerb's Theory, Transactions da SNAME, 1960, p.6-38
- [29] Munson, B. R. et al, Fundamentos da Mecânica dos Fluidos, Editora Edgard Blunchen LTDA, 2ª edição, São Paulo, 1997.

- [30] Newmann, J. N., Marine Hydrodynamics, Library of Congress Cataloging in Publication Data, MIT Press, 1ª edição, Massachusetts, 1977.
- [31] Ogata, K., Engenharia de Controle Moderno, Prentice Hall do Brasil, 1990.
- [32] Pereira, J. C., Curso de Mecânica dos Sólidos (volumes A e B), Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, GRANTE.
- [33] Pope, S. P., Turbulent Flows, Cambridge University Press, 2001
- [34] Oosterveld, M. W. C., Wake Adapted Ducted Propellers, Netherlands Ship Model Basin, Wageningen, Netherlands.
- [35] Press, W. H., et al, Numerical Recipes in C : The Art of Scientific Computing, Second Edition, Cambridge University Press, 1993.
- [36] Saab Bofors – Sistemas Subaquáticos, Aspectos Descritivos Do Torpedo 2000, Saab Bofors, Suécia.
- [37] Sbragio, R., Propulsor - Implantação do Programa TLS, Relatório Técnico RP70-0024-S305-N12-01-00, COPESP, 1993 (Controlado);
- [38] Sbragio, R., Projeto Racional De Propulsores de Alto Skew, Dissertação de Mestrado apresentada a EPUSP, EPUSP, São Paulo, 1995.
- [39] Sørдалen, O.J., Optimal Thrust Allocation for Marine Vessels, Control Engineering Practice, Vol.5, No.9, pp1223-1231, 1997.
- [40] Tannuri, E. A., Bravin, T. T, Pesce C. P., Development of a Dynamic Positioning System Simulator for Offshore Operations, 17th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM 2003, São Paulo, Brazil, (2003).
- [41] Timoshenko, Gere, Mecânica dos Sólidos (volume I), Livros Técnicos e Científicos Editora, 1ª edição, Rio de Janeiro, 1994.
- [42] Ullman, D. G, The Mechanical Design Process, McGraw-Hill, 1997.
- [43] Van Manen, J. D., Contra-Rotating Propellers, R.I.N.A. meeting, Londres, 1956
- [44] Versteeg, H. K., Malalasekera, W., An Introduction to Computational Fluid Dynames, Prentice Hall, 1995
- [45] Vennard, J. K., Street, R. L., Elementos de Mecânica dos Fluidos, Editora Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1978.

Anexo I – Quadro de Quality Function Deployment (QFD)

REQUISITOS	CLIENTES		PARAMETROS		Disciplinas de PNV (#)	Velocidade (nós)	Alcance (m)	Lastro de Prova (kg)	Cota Máxima (m)	Vida Útil (anos)	Sistema de Busca (#)	Tipo de Guiagem (#)	Integração de Discip. #	Semelhança no país (#)
	Marinha do Brasil	Departamento PNV	Alunos	Comprimento (mm)	Dímetro (mm)									
FUNCIONAIS														
Vida Útil Considerável	4	6	6							3	3	1	1	1
Possibilidade de Ser Polivalente	2	7	9	2	2	3	3	1	3		3	3		
OPERACIONAIS														
Especificações Compatíveis com Torp. Existentes	1	8	5	3	3	3	3	3	3	3	3	3	2	2
Suprir Deficiências Passadas (busca e velocidade)	3	9	7			3	3		2		3	3		
FABRICAÇÃO/ DESENVOLVIMENTO														
Desenvolvimento de um Projeto Nacional	6	5	8	2	2	3	2	1	2	2	2	2	1	3
Projeto Utilizando Tecnologia Atualizada	5	4	3	3	3		3	1	3	1	3	3		
ACADÊMICOS														
Desenvolver/ Explorar Tópicos de PNV	9	1	1	1	1	3	1	1	1	1	1	1	2	1
Desenvolver a Noção de um Sistema	8	2	4	1	1	3	1	1	1	1	1	1	3	1
Desenvolver Conhecimentos para MB/ Mercado	7	3	2			3	2	2	2	2	2	2	3	2
RESTRICÇÕES														
Uso Pela Marinha do Brasil	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Só Abranger Tópicos de Engenharia Naval	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
Compatível com a Capacidade Industrial Nacional	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
OBJETIVO	X	X	X	4000<L<6400	450<D<633	>=5	>=36	>=18000	>=150	>450	4	3	>=5	1

Anexo II – Tabela de Torpedos Modernos Analisados

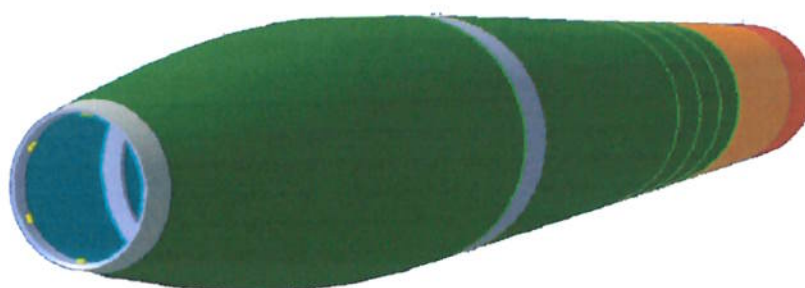
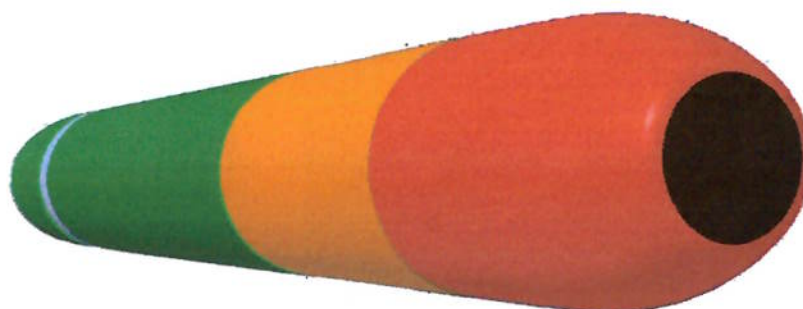
Tabela I-0-1 – Dados de torpedos existentes.

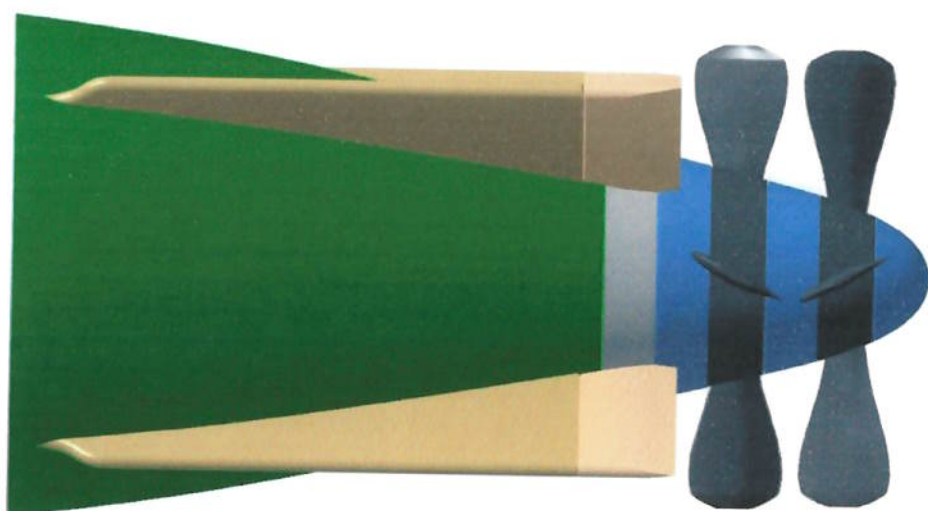
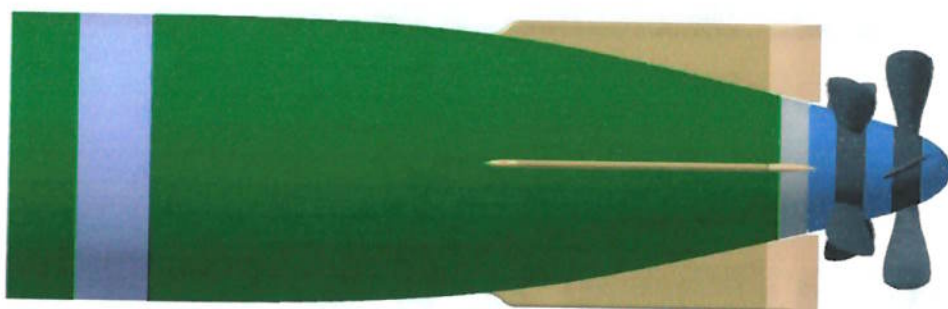
Torpedos	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	L/D	Velocidade (nós)	Alcance (m)	Propulsão (motor)	Potência (KW)
NT-37F	4505	480	9.39	33.2	18288	Otto	70.8
MK 24 mod2	6464	533	12.13	36	13990.3	Elétrico	82
Torpedo 2000	5990	533	11.24	50	-	HTP	-
MK 48	5873.3	531.8	11.04	55	36576	Otto	335.5
F17 mod2B	6344	533.4	11.89	40	14996.2	Elétrico	112
A184 mod3	6000	534	11.24	39	14996.2	Elétrico	110
SEAHAKE	6150	534	11.52	35	12984.5	Elétrico	80
MK 37	4089	533	7.67	24.7	7500	Elétrico	-
MK 46 mod5 (exercício)	2790	320	8.72	43	5750.7	Otto	62.6
MK 46 mod5	2590	320	8.09	43.5	8693.2	Otto	62.6

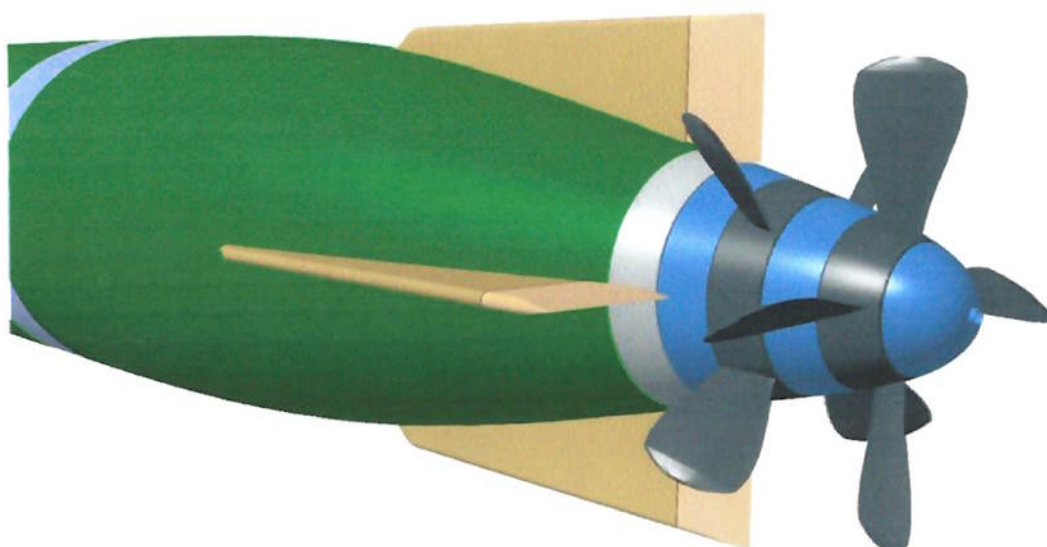
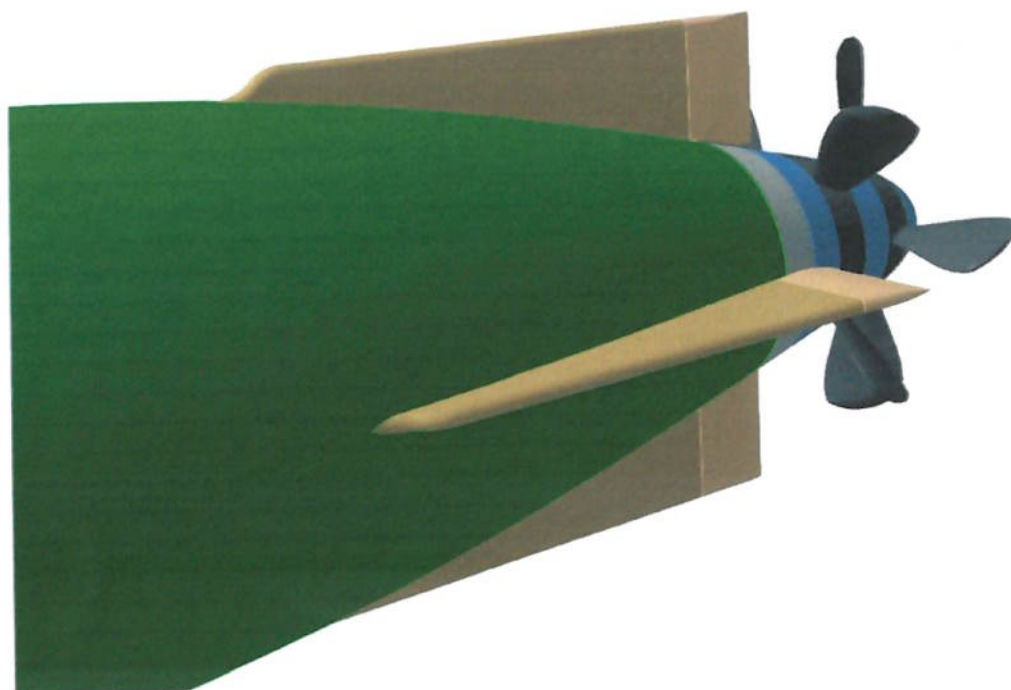
Torpedos	Cota de Operação (m)	Massa (Kg)	Re do torpedo	V ² D ² A	Propulsão (hélice)	Sistema Acústico de busca
NT-37F	304	826	7.694E+07	1.229E+12	Contra-rotativo	AT/PA/CB
MK 24 mod2	440	1600	1.197E+08	1.363E+12	Contra-rotativo	AT/PA/CB
Torpedo 2000	500	1314	1.541E+08	-	Contra-rotativo	AT/PA/CB
MK 48	940	1557.8	1.662E+08	8.281E+12	Contra-rotativo	AT/PA/CB
F17 mod2B	600	1462	1.305E+08	1.807E+12	Contra-rotativo	AT/PA/CB
A184 mod3	520	1350	1.204E+08	1.721E+12	Contra-rotativo	-
SEAHAKE	-	-	1.107E+08	1.200E+12	Contra-rotativo	-
MK 37	-	-	5.196E+07	3.440E+11	Contra-rotativo	AT/PA
MK 46 mod5 (exercício)	548.6	220	6.172E+07	2.882E+11	Contra-rotativo	AT/PA/CB
MK 46 mod5	609.6	234.5	5.796E+07	4.458E+11	Contra-rotativo	AT/PA/CB

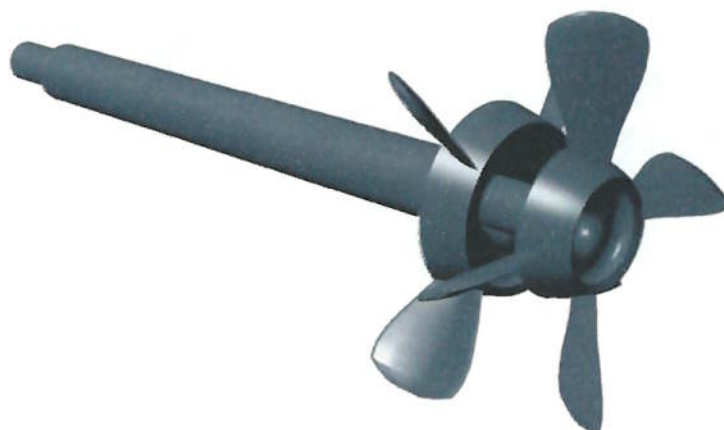
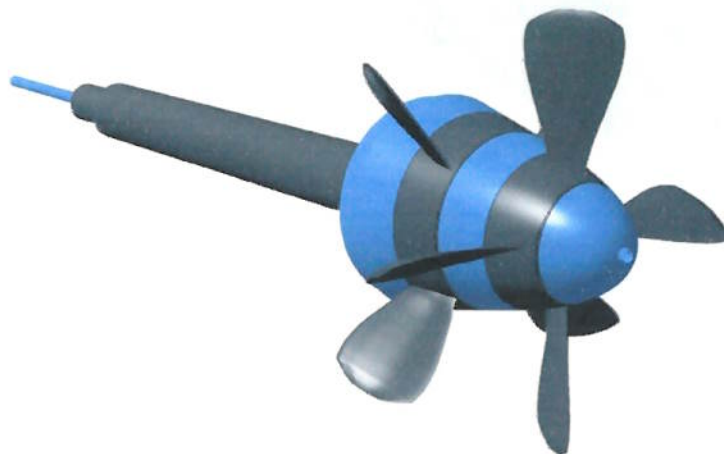
Torpedos	Tipo de Guiagem	Adimensional	Carga (Kg)	Carcaça	Mergulho Inicial (ft)	Dispenser interno (m)
NT-37F	Fio	314.62	148	Alumínio	N	20000
MK 24 mod2	Fio	-	125	Alumínio	-	18000
Torpedo 2000	Fio	-	150	-	6.5	-
MK 48	Fio	347.76	302	-	57	20000
F17 mod2B	Fio	-	250	-	65	19680
A184 mod3	-	-	240	-	-	20770
SEAHAKE	-	-	250	-	16.6	32800
MK 37	Fio	-	150	-	-	-
MK 46 mod5 (exercício)	Autônomo	-	44.4528	Alumínio	-	NÃO
MK 46 mod5	Autônomo	207.20	44.4528	Alumínio	-	NÃO

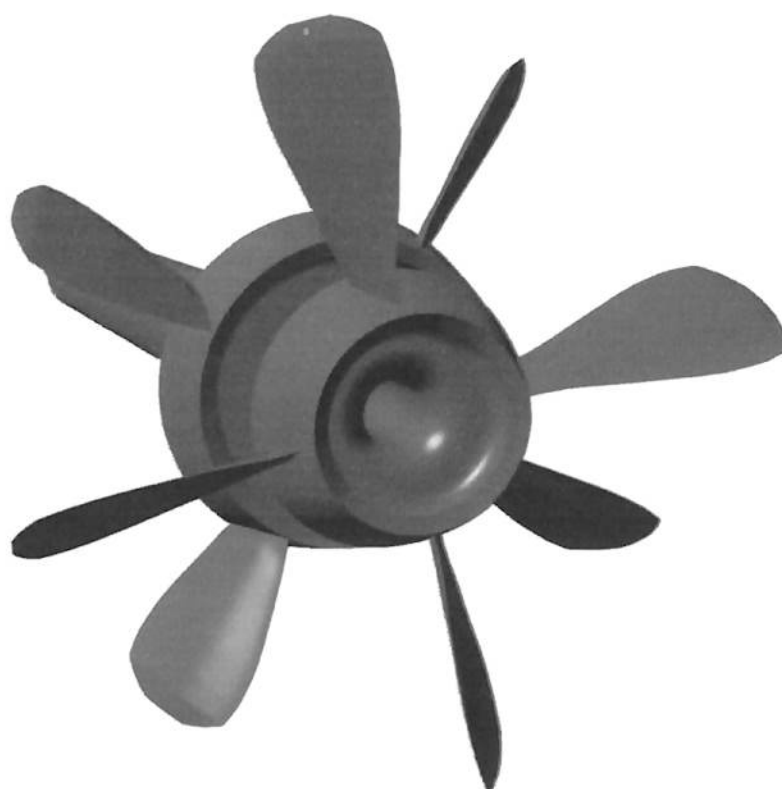
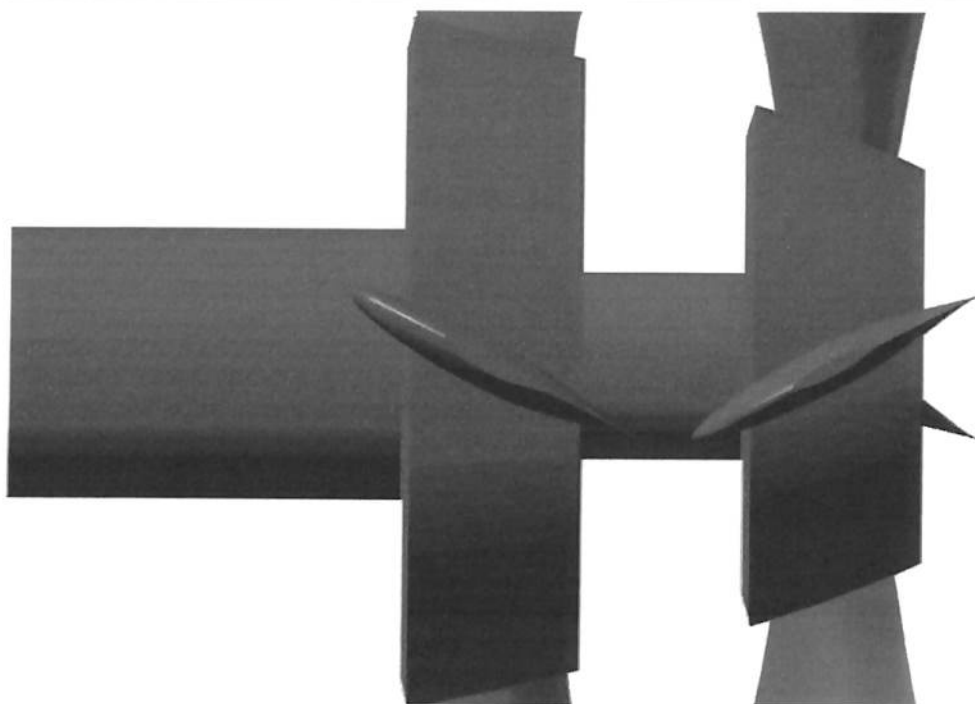
Anexo III – Imagens do Arranjo do TP01



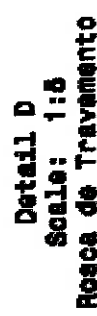




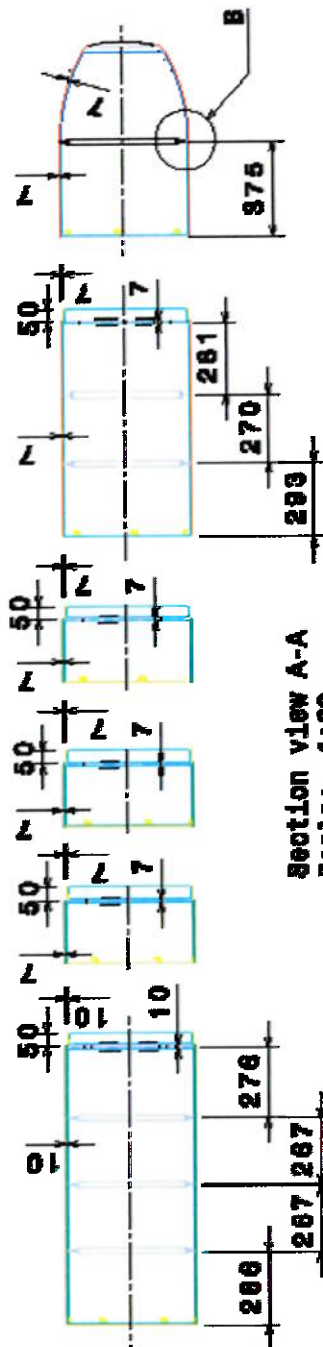
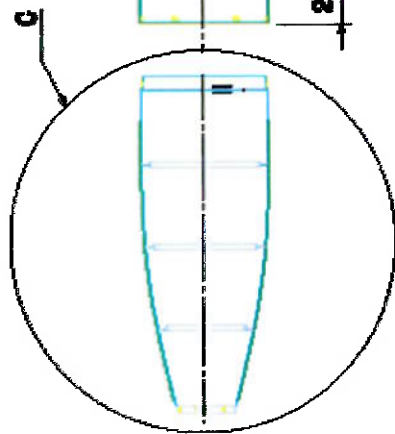




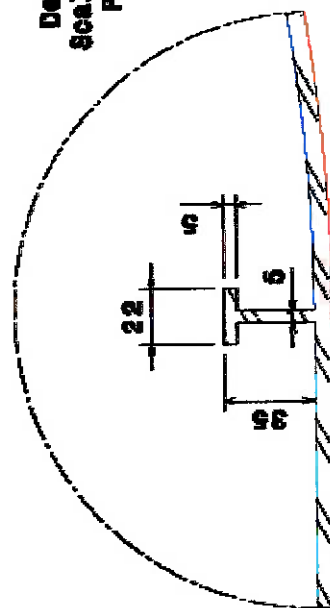
Anexo IV – Desenhos do Arranjo Estrutural Inicial



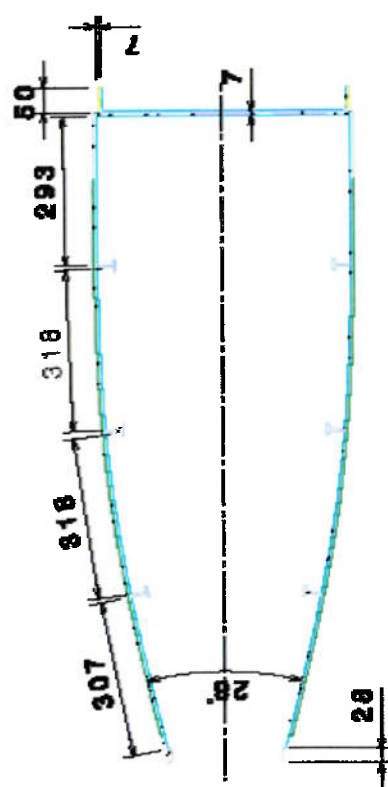
Detail D
Scale: 1:8
Rosca de Travamento



Section view A-A
Scale: 1:20



Detail B
Scale: 1:2
Port 11

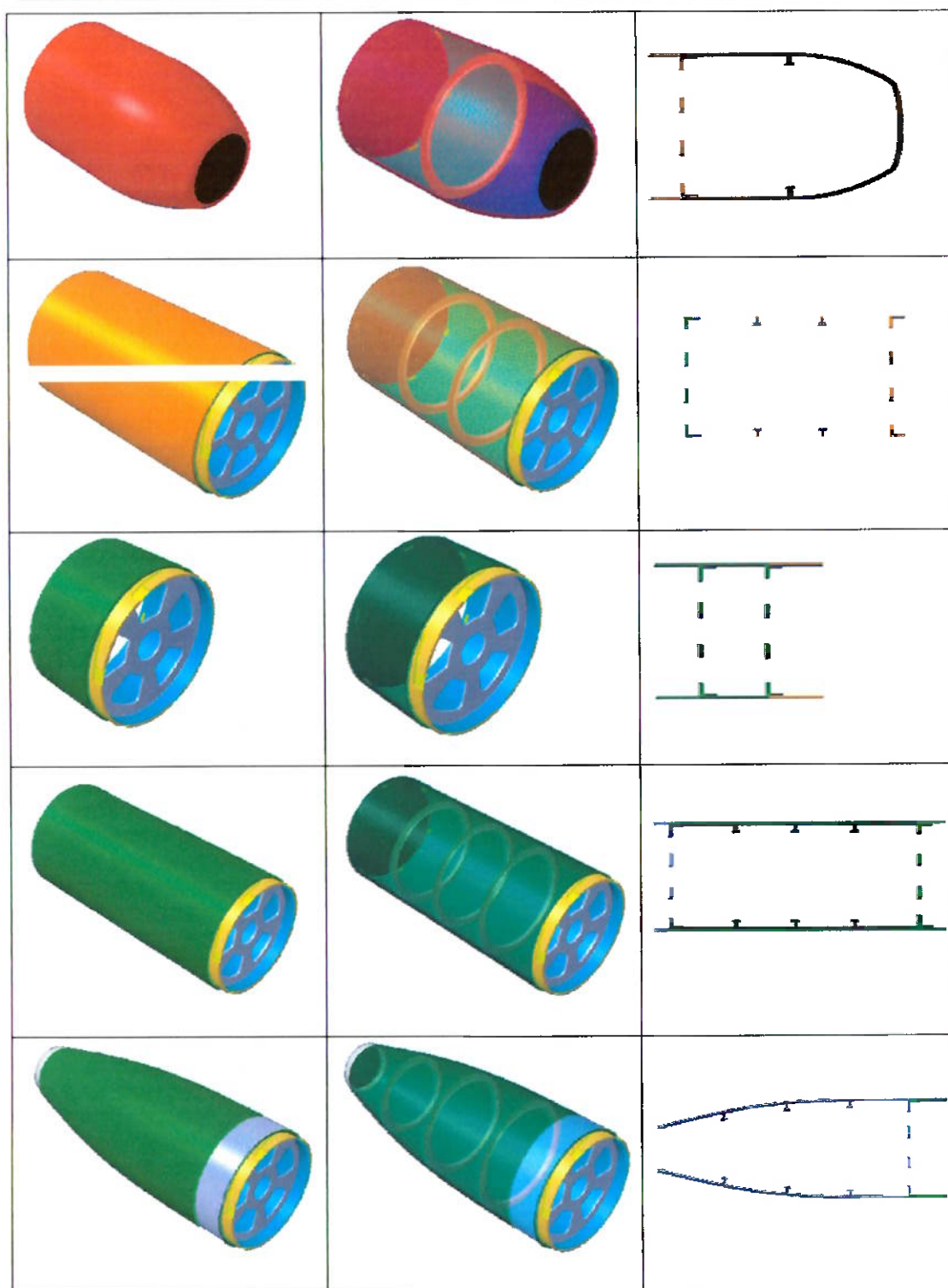


Detail C
Scale: 1:10

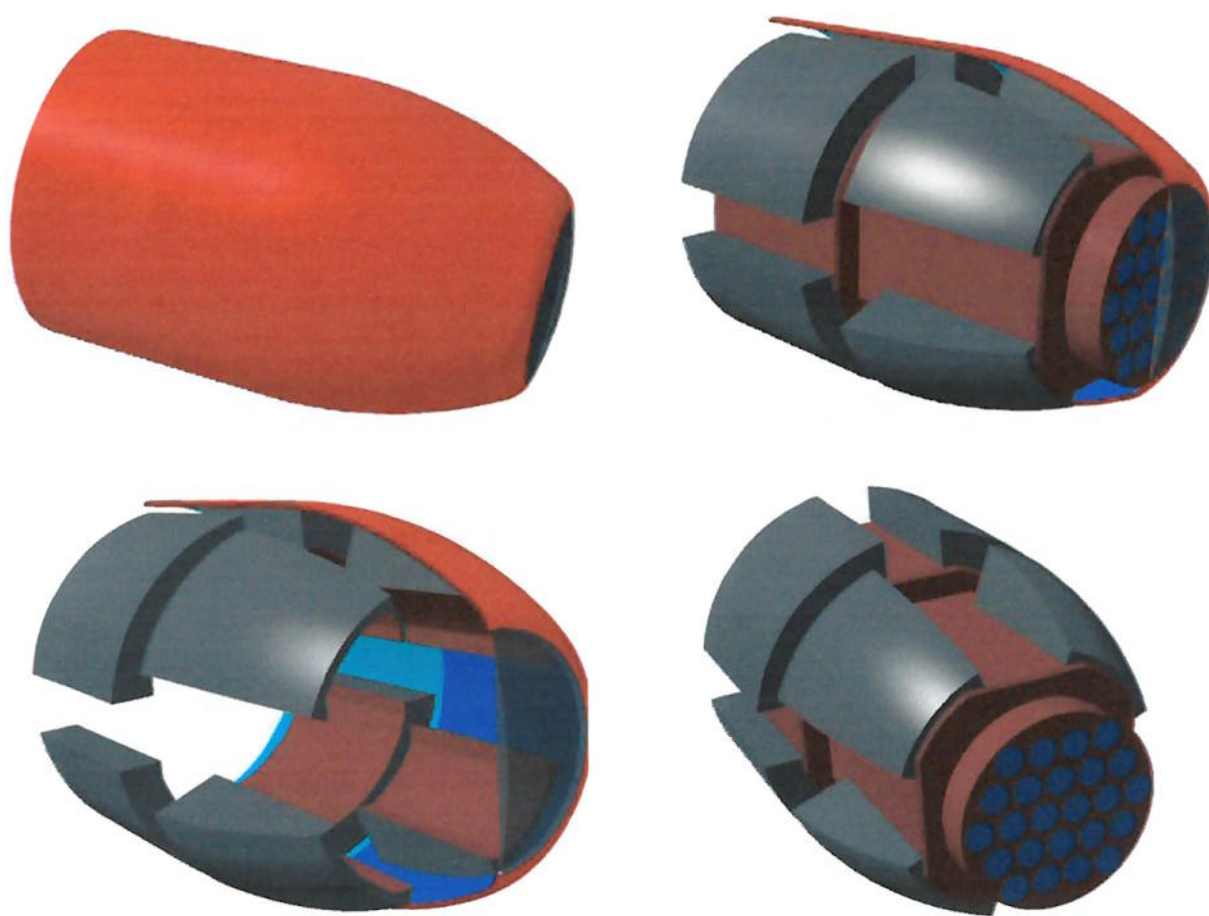
Desenho de Conjunto TP 01		Projeto Estrutural		Escola Politécnica da USP	
Desenho Técnico #2		1/1		1/1	

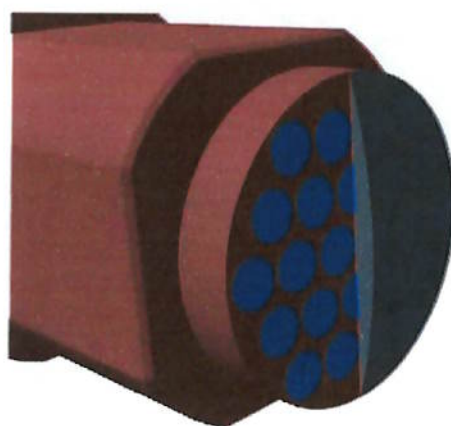
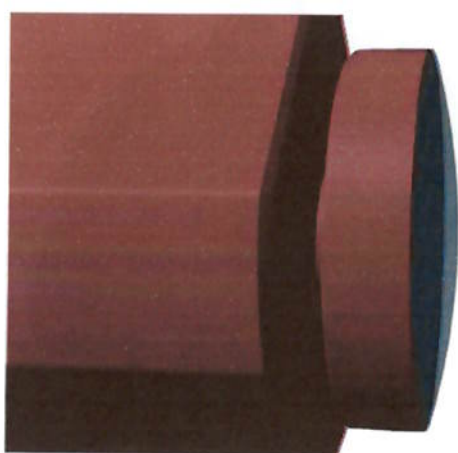
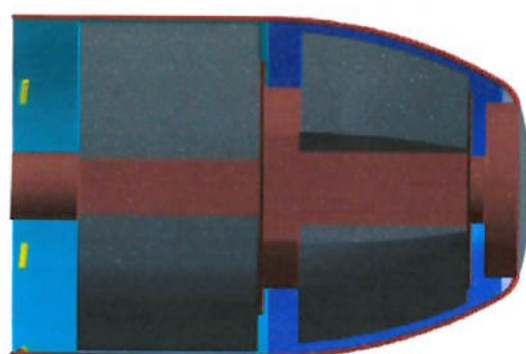
Specialized services and training programmes are provided in view of special requirements of various categories of persons.





Anexo V – Desenhos de Concepção do Módulo da Ogiva





Anexo VI – Desenho Técnico Final do Arranjo Estrutural

Anexo VII – Desenvolvimento de Cálculos pela Teoria de Linha de Sustentação para Propulsores Contra-Rotativos

DEFINIÇÕES E ABREVIATURAS

a - distribuição de camber

Ae - área expandida

Ao - área do disco

c - corda

Cl - coeficiente de sustentação ou de lift

Cl_i - coeficiente de lift ideal

Cl₁ - coeficiente de lift do propulsor equivalente de vante

Cl₂ - coeficiente de lift do propulsor equivalente de ré

D - diâmetro do propulsor

D₁ - diâmetro do propulsor de vante

D₂ - diâmetro do propulsor de ré

d - distância entre o propulsor de vante e o de ré

EAR - Expanded area ratio - razão área expandida sobre área do disco (Ae/Ao)

f_a - fator para se obter a média circunferencial da velocidade axial de interferência

(f_a)₁ - fator f_a para o propulsor de vante

(f_a)₂ - fator f_a para o propulsor de ré

f_t - fator para se obter a média circunferencial da velocidade tangencial de interferência

(f_t)₁ - fator f_t para o propulsor de vante

$(f_r)_2$ - fator f_t para o propulsor de ré

G - Distribuição de circulação adimensional

G_1 - Distribuição de circulação adimensional do propulsor de vante

$G_{1(equivalente)}$ - Distribuição de circulação adimensional do propulsor equivalente de vante

$G_{2(equivalente)}$ Distribuição de circulação adimensional do propulsor equivalente de ré

G_2 - Distribuição de circulação adimensional do propulsor de ré

G_a - Distribuição de circulação adimensional baseada na velocidade de avanço

G_{a1} - Distribuição de circulação adimensional do propulsor de vante baseada na velocidade de avanço

G_{a2} - Distribuição de circulação adimensional do propulsor de ré baseada na velocidade de avanço

g - número de lâminas

g_a - fator para se obter o efeito da distância entre os propulsores na velocidade axial de interferência

$(g_a)_1$ - fator g_a para o propulsor de vante

$(g_a)_2$ - fator g_a para o propulsor de ré

g_t - fator para se obter o efeito da distância entre os propulsores na velocidade tangencial de interferência

$(g_t)_1$ - fator g_t para o propulsor de vante

$(g_t)_2$ - fator g_t para o propulsor de ré

h - profundidade de imersão

$h_m''(\varphi)$ - função do fator de indução e raio

$h_m'(\varphi)$ - função do fator de indução e raio

k_a, k_b - fator de correção ao camber

$\bar{L}$ - força de sustentação por unidade de comprimento

m_x - camber máximo do perfil

P - passo

r - raio genérico

r_1 - raio genérico no propulsor de vante

r_2 - raio genérico no propulsor de ré

R - raio do propulsor

$\tan(\beta)_{eq}$ - tangente do ângulo de passo geométrico do propulsor equivalente

$\tan(\beta_h)_{eq}$ - tangente do ângulo de passo hidrodinâmico do propulsor equivalente

u_a - velocidade induzida axial

u_{a1} - velocidade induzida axial de interferência do propulsor de vante

u_{a2} - velocidade induzida axial de interferência do propulsor de ré

u_{a1} - velocidade induzida axial própria do propulsor de vante

u_{a2} - velocidade induzida axial própria do propulsor de ré

u_t - velocidade induzida tangencial

u_{t1} - velocidade induzida tangencial de interferência do propulsor de vante

u_{t2} - velocidade induzida tangencial de interferência do propulsor de ré

u_{t1} - velocidade induzida tangencial própria do propulsor de vante

u_{t2} - velocidade induzida tangencial própria do propulsor de ré

V_a - velocidade de avanço

V_{a1} - velocidade de avanço na posição do propulsor de vante

V_{a2} - velocidade de avanço na posição do propulsor de ré

V_r - velocidade incidente no perfil

V_{r1} - velocidade incidente no propulsor de vante

V_{r2} - velocidade incidente no propulsor de ré

V_s - velocidade da embarcação

w - rotação do propulsor

w_x - coeficiente de esteira radial na posição x

w_o - coeficiente de esteira efetiva

x - raio adimensional

x_h - raio do bosso adimensionalizado pelo raio do propulsor

x_o - raio adimensional de onde parte uma linha de vórtice helicoidal

α_a - ângulo de ataque adicional devido ao atrito e ângulo de ataque ideal

α_b - ângulo de ataque adicional devido ao efeito dos bound vortices

α_f - ângulo de ataque adicional devido ao efeito dos free vortices

α_i - ângulo de ataque ideal

α_v - ângulo de ataque adicional devido ao efeito dos free e bound vortices

α_0 - ângulo de sustentação zero

β - ângulo de passo geométrico

β_i - ângulo de passo hidrodinâmico

δ - fator de contração da esteira

$\bar{\delta}$ - fator de contração médio da esteira

Γ - circulação de uma lâmina do propulsor (em um dado raio)

$\Gamma_{1(equivalente)}$ - ~~circulação de uma lâmina do propulsor~~ **circulação de uma lâmina do propulsor equivalente de vante**

$\Gamma_{2(equivalente)}$ - ~~circulação de uma lâmina do propulsor~~ **circulação de uma lâmina do propulsor equivalente de ré**

Γ_∞ - circulação em um propulsor com um número infinito de lâminas (em um dado raio)

η_i - eficiência do propulsor ideal em água aberta

φ - ângulo usado para parametrizar a coordenada x

φ_* - ângulo usado para parametrizar a coordenada x_0

λ - coeficiente de avanço baseado na velocidade de avanço

λ_i - coeficiente expresso pela equação 12

ζ - fator de circulação

$\bar{\zeta}$ - fator de circulação médio

DESCRIÇÃO DO MÉTODO DO PROPULSOR EQUIVALENTE

O projeto de um propulsor contra-rotativo envolve maiores complicações do que o de um propulsor único, devido à interação entre os dois propulsores. Os propulsores apresentam, além das velocidades induzidas próprias, velocidades induzidas originadas da interferência de um propulsor sobre o outro.

A metodologia aqui apresentada destina-se a projetar um propulsor contra-rotativo, com base em Morgan (1960), adaptando-se as formulações da Teoria da Linha de Sustentação.

As seguintes hipóteses foram feitas para o projeto do propulsor contra-rotativo:

- a) Os propulsores são levemente ou moderadamente carregados;
- b) As velocidades induzidas serão consideradas como sendo as médias no tempo, não se levando em conta os efeitos de variações nestas velocidades;
- c) Cada propulsor operará com a mesma rotação e com o mesmo torque;
- d) A circulação no propulsor pode ser decomposta em séries de Fourier; e
- e) As interferências própria e mútua das folhas de vórtices livres serão desprezadas.

O projeto será feito segundo o procedimento adotado por Lerbs, assumindo primeiramente que a distância axial entre os dois propulsores é zero e, posteriormente, aplicando-se correções para o espaçamento axial. Desta forma, projeta-se um propulsor equivalente que produz metade do empuxo total.

O propulsor equivalente é projetado como sendo um propulsor adaptado à esteira, de acordo com o método dos fatores de indução de Lerbs . A tangente do ângulo de passo hidrodinâmico do propulsor equivalente é assumido como sendo a média das tangentes dos ângulos de passo hidrodinâmicos dos propulsores de vante e de ré.

VELOCIDADES INDUZIDAS NOS DOIS PROPULSORES

EQUACIONAMENTO

A simbologia adotada neste relatório será a mesma adotada por Morgan. Assim, os seguintes índices serão usados:

a = axial

t = tangencial

s = induzida pelo próprio propulsor (self-induced)

i = induzida pelo outro propulsor (interference induced)

1 = propulsor de vante

2 = propulsor de ré

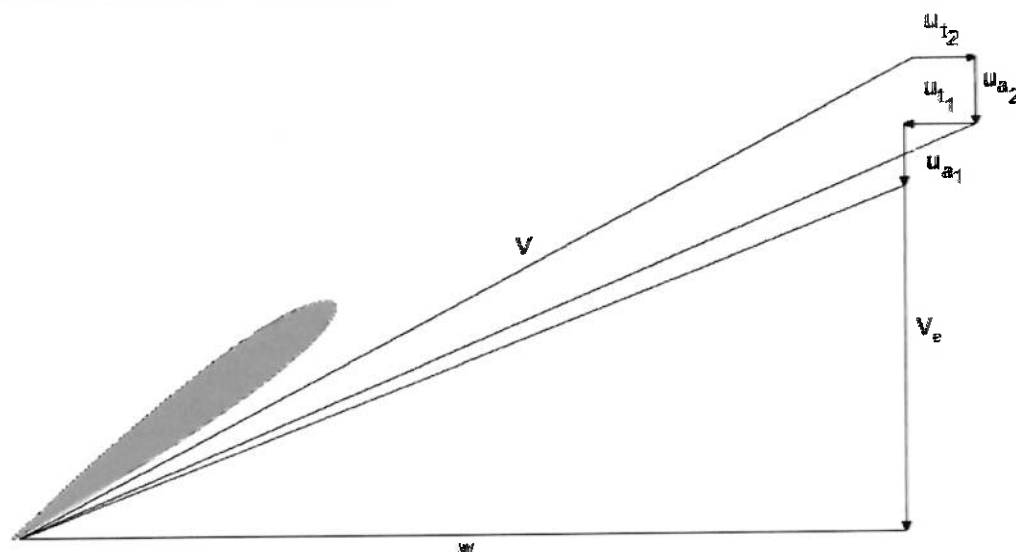


Ilustração 1 – Hidrodinâmica do propulsor de ré.

Considera-se que as velocidades induzidas próprias em cada propulsor são iguais a metade das velocidades induzidas ao longe (em virtude das folhas de vórtices se estenderem apenas de 0 a menos infinito). No caso da velocidade induzida tangencial (própria), assume-se que ela é zero imediatamente a vante do propulsor e que imediatamente a ré do propulsor ela assume o dobro do valor que ela possui no disco do propulsor.

Para o cálculo das velocidades induzidas pela interferência de um propulsor sobre o outro, considera-se que elas são médias no tempo (de acordo com a hipótese (b) do item anterior. Deve-se utilizar, portanto, os fatores de correção f_a e f_t que servem para se obter a velocidade média respectivamente para as velocidades induzidas axial e tangencial. Além destes fatores, devem ser usados também os fatores g_a e g_t , que consideram a influência da distância axial na intensidade das velocidades induzidas de interferência. No caso particular do fator g_t , ele só leva em consideração o efeito da distância axial na contração da esteira, visto que, conforme dito anteriormente, a velocidade tangencial de interferência já havia sido considerada como sendo o dobro da velocidade induzida tangencial própria na posição imediatamente após o disco do propulsor.

Temos, portanto as seguintes relações para as velocidades:

a) Propulsor de vante:

- Componente axial da velocidade: $Va_1 + (u_{as})_1 + (u_{ati})_1$ [1]

- Componente tangencial da velocidade: $(w.r)_1 - (u_{ts})_1$ [2]

b) Propulsor de ré:

- Componente axial da velocidade: $Va_2 + (u_{as})_2 + (u_{ati})_2$ [3]

- Componente tangencial da velocidade: $(w.r)_2 - (u_{ts})_2 + (u_{ti})_2$ [4]

c) Velocidades induzidas de interferência:

$$(u_{ati})_1 = (u_{as})_2 \cdot (f_a)_2 \cdot [1 - (g_a)_2] \quad [5]$$

$$(u_{ti})_1 = 0 \quad [6]$$

$$(u_{ati})_2 = (u_{as})_1 \cdot (f_a)_1 \cdot [1 + (g_a)_1] \quad [7]$$

$$(u_{ti})_2 = 2 \cdot (u_{ts})_1 \cdot (f_t)_1 \cdot [1 + (g_t)_1] \quad [8]$$

FATORES f_a E f_t

Os fatores f_a e f_t servem para se determinar a velocidade média originada em um dado propulsor pelas linhas de vórtices do outro. Como o número de lâminas do propulsor é finito, as linhas de vórtices geradas por duas lâminas consecutivas possuem uma determinada defasagem angular. Conseqüentemente, as velocidades induzidas por estas linhas de vórtices sobre as lâminas do outro propulsor apresentam uma variação segundo o posicionamento relativo entre estas lâminas e as linhas de vórtices. Torna-se necessário aplicar os fatores f_a e f_t a fim de tornar as velocidades induzidas médias no tempo.

Lerbs calculou o fator f_t e assumiu que o fator f_a é aproximadamente igual a f_t . Aparentemente, o fator f_t é similar à função de Goldstein, que relaciona a circulação total de um propulsor com um número finito de lâminas com a circulação total de um

propulsor com um número infinito de lâminas. A função de Goldstein pode ser considerada, de certa forma, como um fator para se obter a velocidade tangencial induzida média. Partindo deste ponto de vista, obtém-se o seguinte valor para f_i :

$$f_i = \frac{g \cdot \Gamma}{\Gamma_\infty} \quad [9]$$

A circulação de um propulsor com número infinito de pás é dada por:

$$\Gamma_\infty = 4 \cdot \pi \cdot r \cdot u_i \quad [10]$$

Logo, substituindo-se a equação [10] em [9], tem-se:

$$f_i = \frac{g \cdot \Gamma}{4 \cdot \pi \cdot r \cdot u_i} = \frac{g \cdot \Gamma / (\pi \cdot D \cdot V_s)}{4 \cdot \pi \cdot r \cdot u_i / (\pi \cdot D \cdot V_s)} = \frac{g \cdot G}{2 \cdot x \cdot \frac{u_i}{V_s}} \quad [11]$$

Conforme mencionado anteriormente, Lerbs considerou que o fator f_a é aproximadamente igual a f_i . Tem-se, assim, a seguinte relação:

$$f_i = \frac{g \cdot G}{2 \cdot x \cdot \frac{u_i}{V_s}} \approx f_a \quad [11a]$$

FATORES g_a E g_i

Os fatores g_a e g_i levam em consideração o efeito da distância axial entre os dois propulsores no cálculo da velocidade de interferência.

Morgan apresentou os gráficos referentes aos valores do fator g_a em função da distância adimensional d/R entre os propulsores, medida na linha de centro. Estes gráficos são parametrizados pelo raio adimensional $x=r/R$ e por $1/\lambda i$, sendo λi dado por:

$$\lambda i = x \cdot \tan(\beta i) \quad [12]$$

Assume-se que os fatores $(g_a)_1 \approx (g_a)_2$.

O valor de g_i para a velocidade induzida tangencial depende da contração da esteira. Segundo Lerbs, o valor de g_i é aproximadamente igual ao fator de contração da esteira d que será visto adiante.

DISTRIBUIÇÃO DE CIRCULAÇÃO DO PROPULSOR EQUIVALENTE

No caso dos propulsores de vante e de ré terem o mesmo número de lâminas, é necessário se projetar apenas um propulsor equivalente. No caso deles terem um número de lâminas diferente, é necessário se projetar dois propulsores equivalentes (um equivalente ao propulsor de vante e outro equivalente ao de ré).

No cálculo da distribuição de circulação do propulsor equivalente, assume-se que os propulsores de vante e de ré encontram-se infinitamente próximos um do outro e que os torques são iguais. Considera-se também que diferenças entre as folhas de vórtices dos propulsores são desprezíveis. A partir disto, as seguintes relações podem ser obtidas para propulsores com mesmo número de lâminas, infinitamente próximos um do outro:

$$Va_1 = Va_2 = Va \quad [13]$$

$$(u_{a0})_1 = (u_{a0})_2 = u_a \quad [14]$$

$$(u_m)_1 = (u_m)_2 = u_r \quad [15]$$

$$(g_a)_1 = (g_a)_2 = 0 \quad [16]$$

$$(g_r)_1 = (g_r)_2 = 0 \quad [17]$$

$$(wr)_1 = (wr)_2 = (wr) \quad [18]$$

A partir destas relações e, usando-se as equações [1] a [8], obtém-se para os propulsores de vante e de ré o seguinte:

a) Propulsor de vante:

$$\text{- Componente axial da velocidade: } V_a + u_a \cdot (1 + f_a) \quad [19]$$

$$\text{- Componente tangencial da velocidade: } w.r - u_r \quad [20]$$

b) Propulsor de ré:

- Componente axial da velocidade: $V_a + u_a \cdot (1 + f_a)$ [20a]

- Componente tangencial da velocidade: $w \cdot r - u_t \cdot (1 - 2 \cdot f_t)$ [21]

Com as equações [19] a [21], é possível se calcular os ângulos de passo hidrodinâmico de cada um dos propulsores:

a) Propulsor de vante:

$$\tan(\beta_i)_1 = \frac{V_a + u_a \cdot (1 + f_a)}{w \cdot r - u_t} \quad [22]$$

b) Propulsor de ré:

$$\tan(\beta_i)_2 = \frac{V_a + u_a \cdot (1 + f_a)}{w \cdot r - u_t \cdot (1 - 2 \cdot f_t)} \quad [23]$$

Conforme já mencionado, Lerbs considerou que a tangente do ângulo de passo hidrodinâmico do propulsor equivalente pode ser calculada como sendo igual a média das tangentes dos ângulos de passo hidrodinâmico dos dois propulsores. Logo, tem-se:

$$\tan(\beta_i)_{eq} = \frac{[\tan(\beta_i)_1 + \tan(\beta_i)_2]}{2} \quad [24]$$

Aplicando [22] e [23] em [24], tem-se:

$$\tan(\beta_i)_{eq} = \frac{\frac{V_a + u_a \cdot (1 + f_a)}{w \cdot r - u_t} + \frac{V_a + u_a \cdot (1 + f_a)}{w \cdot r - u_t + 2 \cdot u_t \cdot f_t}}{2} \quad [25]$$

Desenvolvendo a equação [25] e desprezando os termos de segunda ordem (u_a^2 , u_t^2 e $u_a \cdot u_t$), chega-se a:

$$\tan(\beta_i)_{eq} \approx \frac{V_a + u_a \cdot (1 + f_a) - \frac{V_a}{w \cdot r} \cdot u_t \cdot (1 - f_t)}{w \cdot r - 2 \cdot u_t \cdot (1 - f_t)} \quad [26]$$

Substituindo o valor de f_a e f_t (equação [11a]) na equação [26], tem-se:

$$\tan(\beta_i)_{eq} \approx \frac{V_a + u_a \left(1 + \frac{g \cdot G}{2xu_i/V_s} \right) - \frac{V_a}{wr} u_i \left(1 - \frac{g \cdot G}{2xu_i/V_s} \right)}{wr - 2u_i \left(1 - \frac{g \cdot G}{2xu_i/V_s} \right)} \quad [27]$$

Conforme a hipótese (D) do item 4.1, a circulação adimensional G (de uma única lâmina) pode ser expressa em uma série de Fourier de senos (considerando-se que no bosso e na ponta a circulação é igual a zero), aonde a coordenada x é parametrizada por φ , da seguinte forma:

$$G(\varphi) = \sum_{m=1}^{\infty} G_m \cdot \sin(m \cdot \varphi) \quad [28]$$

$$x = \frac{1}{2} (1 + x_h) - \frac{1}{2} (1 - x_h) \cdot \cos \varphi \quad [29]$$

Lerbs demonstrou as seguintes expressões para as velocidades induzidas u_a e u_i :

$$\frac{u_a}{V_s}(\varphi) \approx \frac{1}{(1 - x_h)} \cdot \sum_{m=1}^{\infty} m \cdot G_m \cdot h_m^a(\varphi) \quad [30]$$

$$\frac{u_i}{V_s}(\varphi) \approx \frac{1}{(1 - x_h)} \cdot \sum_{m=1}^{\infty} m \cdot G_m \cdot h_m^i(\varphi) \quad [31]$$

Nestas equações, os termos $h_m^a(\varphi)$ e $h_m^i(\varphi)$ podem ser calculados segundo as expressões dadas por Lerbs, ou conforme Sbragio (1995), que apresenta o mesmo desenvolvimento.

Aplicando-se as equações [28], [30] e [31] na equação [27], chega-se à seguinte expressão:

$$\begin{aligned} & \sum_{m=1}^n G_m \cdot \left\{ m \cdot \left[(\tan \beta - 2 \cdot \tan \beta_i)_{eq} \cdot h_m^i - h_m^a \right] - (1 - x_h) \cdot \frac{g \cdot \sin(m \cdot \varphi)}{2 \cdot x} \cdot \left[(\tan \beta - 2 \cdot \tan \beta_i)_{eq} + \frac{u_a}{u_i} \right] \right\} = \\ & = (1 - x_h)(1 - w_x) \left[1 - \left(\frac{\tan \beta_i}{\tan \beta} \right)_{eq} \right] \Rightarrow \sum_{m=1}^n G_m \cdot a_m(\varphi) = b(\varphi) \end{aligned} \quad [32]$$

onde:

$$a_m(\varphi) = m \left[(\tan \beta - 2 \tan \beta_i)_{eq} h_m' - h_m^a \right] - (1 - x_h) \frac{g \sin(m\varphi)}{2x} \left[(\tan \beta - 2 \tan \beta_i)_{eq} + \frac{u_a}{u_t} \right] \quad [32a]$$

$$b(\varphi) = (1 - x_h)(1 - w_x) \left[1 - \left(\frac{\tan \beta_i}{\tan \beta} \right)_{eq} \right] \quad [32b]$$

A equação [32] permite o cálculo da circulação adimensional no propulsor equivalente. Ela apresenta a característica de ser não linear em virtude de aparecer no primeiro termo a relação entre as velocidades induzidas u_a/u_t . Logo, o processo é iterativo. Uma primeira aproximação para o cálculo de u_a/u_t é:

$$\frac{u_a}{u_t} = \frac{1}{(\tan \beta_i)_{eq}} \quad [33]$$

A tangente do ângulo de passo hidrodinâmico do propulsor equivalente pode ser estimada pela mesma equação desenvolvida por Lerbs, que é usada para o cálculo de propulsores únicos, adaptados à esteira, com distribuição de circulação ótima:

$$(\tan \beta_i)_{eq} \approx \frac{(\tan \beta)_{eq}}{\eta_i} \left[\frac{(1 - w_0)}{(1 - w_x)} \right]^{1/2} \quad [34]$$

Nesta equação, tem-se que:

$1 - w_0$ = esteira efetiva

$1 - w_x$ = esteira radial

η_i = eficiência ideal do propulsor único em água aberta

Tendo sido obtida a distribuição de circulação adimensional, o projeto do propulsor equivalente pela Teoria da Linha de Sustentação segue os mesmos passos desenvolvidos por Sbragio.

PROJETO DOS PROPULSORES REAIS

Para o projeto dos propulsores de vante e de ré, a partir do propulsor equivalente, deve-se levar em consideração o efeito da distância axial (g_a), das diferenças na esteira (w_{x1} e w_{x2}) e da contração da esteira no propulsor de ré.

CÁLCULO DAS VELOCIDADES INDUZIDAS PRÓPRIAS

No projeto do propulsor equivalente, foram calculadas as velocidades induzidas u_a/V_s e u_t/V_s , e a circulação adimensional G . A partir destes valores, serão calculadas as velocidades induzidas próprias para os propulsores de vante e de ré.

Para propulsores com diferentes números de lâminas, devem ser projetados dois propulsores equivalentes, através da mesma sistemática apresentada, porém, considerando o correspondente número de lâminas de cada propulsor. Neste caso haverá dois conjuntos de valores de velocidades induzidas e de circulação adimensional.

Lerbs apresentou as seguintes formulações para o cálculo das velocidades induzidas próprias para os propulsores reais, a partir das velocidades induzidas dos propulsores equivalentes (referências [1] e [5]):

a) Propulsor de vante:

$$(u_{as})_1 = (u_{as})_1 \quad [35]$$

$$(u_{ts})_1 = (u_{ts})_1 \quad [36]$$

$((u_{as})_1$ e $(u_{ts})_1$ são as velocidades induzidas axial e tangencial do propulsor equivalente que possui o mesmo número de lâminas do propulsor real de vante).

b) Propulsor de ré:

$$(u_{as})_2 = (1 + \delta)(1 + \zeta)(u_{as})_2 \quad [37]$$

$$(u_{ts})_2 = (1 + \delta)(1 + \zeta)(u_{ts})_2 \quad [38]$$

$(u_a)_2$ e $(u_t)_2$ são as velocidades induzidas axial e tangencial do propulsor equivalente que possui o mesmo número de lâminas do propulsor real de ré).

Os fatores $\bar{\delta}$ e $\bar{\zeta}$ são os valores médios de δ e ζ . O fator δ é o fator de contração da esteira do propulsor de ré. O fator ζ é o fator de incremento de circulação do propulsor de ré, destinado a equalizar os torques correspondentes à rotação de projeto nos dois propulsores. O cálculo destes fatores será feito em itens posteriores.

No caso de se ter o mesmo número de lâminas nos dois propulsores, as equações [35] a [38] passam a ter o seguinte formato:

a) Propulsor de vante:

$$(u_{as})_1 = u_a \quad [39]$$

$$(u_{ts})_1 = u_t \quad [40]$$

b) Propulsor de ré:

$$(u_{as})_2 = (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta})u_a \quad [41]$$

$$(u_{ts})_2 = (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta})u_t \quad [42]$$

Neste caso, u_a e u_t são as velocidades induzidas axial e tangencial do propulsor equivalente.

CÁLCULO DAS VELOCIDADES INDUZIDAS DE INTERFERÊNCIA

As velocidades induzidas de interferência mútua entre os dois propulsores reais são calculadas através das equações [5] a [8].

CÁLCULO DO ÂNGULO DE PASSO HIDRODINÂMICO

As tangentes do ângulo de passo hidrodinâmico dos propulsores de vante e de ré são expressas, respectivamente pelas seguintes equações:

a) Propulsor de vante:

$$\tan(\beta_i)_1 = \frac{(V_a)_1 + (u_{as})_1 + (u_{ai})_1}{(w.r)_1 - (u_{rs})_1} =$$

$$\frac{(1 - w_s)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta})(f_a)_2 \cdot (1 - g_a)}{\frac{x_1}{\lambda_s} - \left(\frac{u_t}{V_s}\right)_1} \quad [43]$$

b) Propulsor de ré:

$$\tan(\beta_i)_2 = \frac{(V_a)_2 + (u_{as})_2 + (u_{ai})_2}{(w.r)_2 - (u_{rs})_2 + (u_{ri})_2} =$$

$$\frac{(1 - w_s)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_1 \cdot (1 + g_a)(f_a)_1}{\left(\frac{w.r}{V_s}\right)_2 - \left(\frac{u_t}{V_s}\right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) + \left(\frac{u_t}{V_s}\right)_1 \cdot 2(1 + g_i)(f_a)_1} \quad [44]$$

Usando-se em [44] as relações:

$$r_2 = r_1(1 - \delta) \quad [45]$$

$$R_2 = R_1(1 - \delta|_{x=1}) \quad [46]$$

$$\lambda_s = \frac{V_s}{w \cdot R_1} \quad [47]$$

chega-se a:

$$\tan(\beta_i)_2 = \frac{(V_a)_2 + (u_{as})_2 + (u_{ai})_2}{(w.r)_2 - (u_{rs})_2 + (u_{ri})_2} =$$

$$\frac{(1 - w_s)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) + \left(\frac{u_a}{V_s}\right)_1 \cdot (1 + g_a)(f_a)_1}{\frac{x_2(1 - \delta|_{x=1})}{\lambda_s} - \left(\frac{u_t}{V_s}\right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) + \left(\frac{u_t}{V_s}\right)_1 \cdot 2(1 + g_i)(f_a)_1} \quad [48]$$

FATOR DE CONTRAÇÃO DA ESTEIRA δ :

O fator de contração da esteira é determinado aplicando a equação da continuidade em um elemento anular do volume fluido:

$$[(V_a)_1 + (u_{as})_1 \cdot (f_a)_1 + (u_{ai})_1] r_1 \cdot dr_1 = [(V_a)_2 + (u_{as})_2 \cdot (f_a)_2 + (u_{ai})_2] r_2 \cdot dr_2 \quad [49]$$

Substituindo na expressão [49] os valores correspondentes à $(u_{ai})_1$ (equação [5]) e $(u_{ai})_2$ (equação [7]), chega-se a:

$$[(V_a)_1 + (u_{as})_1 \cdot (f_a)_1 + (u_{as})_2 \cdot (f_a)_2 \cdot (1 - g_a)] r_1 \cdot dr_1 = [(V_a)_2 + (u_{as})_2 \cdot (f_a)_2 + (u_{as})_1 \cdot (f_a)_1 \cdot (1 + g_a)] r_2 \cdot dr_2 \quad [50]$$

Substituindo na expressão [50] as expressões [35] e [37], correspondentes, respectivamente, à $(u_{as})_1$ e à $(u_{as})_2$, e dividindo por V_s , tem-se:

$$\begin{aligned} & \left[(1 - w_x)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 \cdot (f_a)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta}) \cdot (1 + \bar{\zeta}) \cdot (f_a)_2 \cdot (1 - g_a) \right] \cdot r_1 \cdot dr_1 = \\ & = \left[(1 - w_x)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta}) \cdot (1 + \bar{\zeta}) \cdot (f_a)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 \cdot (f_a)_1 \cdot (1 + g_a) \right] \cdot r_2 \cdot dr_2 \end{aligned} \quad [51]$$

Denominando de A o termo entre colchetes da primeira parcela da equação [51] e de B o da segunda parcela, tem-se:

$$A = \left[(1 - w_x)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 \cdot (f_a)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta}) \cdot (1 + \bar{\zeta}) \cdot (f_a)_2 \cdot (1 - g_a) \right] \quad [52]$$

$$B = \left[(1 - w_x)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 \cdot (1 + \bar{\delta}) \cdot (1 + \bar{\zeta}) \cdot (f_a)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 \cdot (f_a)_1 \cdot (1 + g_a) \right] \quad [53]$$

$$A \cdot r_1 \cdot dr_1 = B \cdot r_2 \cdot dr_2 \quad [54]$$

Substituindo em [54] a expressão correspondente a r_2 [45] e dr_2 , tem-se:

$$r_2 = r_1 \cdot (1 - \delta) \quad (\text{equação [45]})$$

$$dr_2 = (1 - \delta) dr_1 - r_1 \cdot d\delta \quad [55]$$

$$A r_1 dr_1 = B r_1 [(1 - \delta) [(1 - \delta) dr_1 - r_1 d\delta]] \quad [56]$$

O desenvolvimento da equação [56], desprezando-se termos de segunda ordem conduz a:

$$\delta = \frac{1}{x_1^2} \cdot \int_{x_{s,h}}^{x_t} x_1 \cdot F \cdot dx_1 \quad [57]$$

$$\text{Sendo } F = 1 - A/B \quad [58]$$

FATOR DE CIRCULAÇÃO ζ :

A partir da condição de torques iguais nos dois propulsores, Lerbs estabeleceu a seguinte relação para a função ζ :

$$\zeta = \frac{C}{E} \left[\frac{1}{1 - F} \right] - 1 \quad [59]$$

$$C = (1 - w_x)_1 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 + (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 \cdot (f_a)_2 \cdot (1 - g_a) \quad [60]$$

$$E = (1 - w_x)_2 + (1 + \bar{\delta})(1 + \bar{\zeta}) \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_2 + \left(\frac{u_a}{V_s} \right)_1 \cdot (f_a)_1 \cdot (1 + g_a) \quad [61]$$

Conforme pode ser visto nas equações [57] e [59], os valores δ e ζ são interrelacionados, devendo ser feita uma solução iterativa. Como primeira aproximação, pode-se adotar o valor zero para estas variáveis, em virtude de seus valores serem muito pequenos. Morgan cita que normalmente três iterações são suficientes para se obter os valores de δ e ζ .

CÁLCULO DO COEFICIENTE DE LIFT:

a) Propulsor de vante:

O coeficiente de sustentação é dado pela seguinte equação:

$$C_L = \frac{\bar{L}}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot c \cdot V_r^2} = \frac{\rho \cdot V_r \cdot \Gamma}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot c \cdot V_r^2} = \frac{2 \cdot \Gamma}{c \cdot V_r} \quad [62]$$

Sendo a circulação adimensionalizada G_1 do propulsor de vante igual a:

$$G_1 = \frac{\Gamma_1}{\pi \cdot D_1 \cdot V_s} \quad [63]$$

Onde G_1 e Γ_1 são iguais respectivamente à circulação adimensional e à circulação do propulsor equivalente de vante ($G_{1(equivalente)}$ e $\Gamma_{1(equivalente)}$). Tem-se:

$$C_{L1} = \frac{2 \cdot \Gamma_1}{c_1 \cdot V_{r1}} = \frac{2 \cdot G_1 \cdot \pi \cdot D_1 \cdot V_s}{c_1 \cdot V_{r1}} \quad [64]$$

Substituindo V_{r1}/V_s por:

$$\frac{V_{r1}}{V_s} = \frac{C}{\sin(\beta_i)_1} \quad (C \text{ dado pela equação [60]}) \quad [65]$$

Chega-se a:

$$C_{L1} = \frac{2 \cdot G_1 \cdot \pi \cdot D_1 \cdot \sin(\beta_i)_1}{c_1 \cdot C} \quad [66]$$

$$\left[\frac{C_L \cdot c}{D} \right]_1 = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_1 \cdot \sin(\beta_i)_1}{C} \quad [67]$$

b) Propulsor de ré:

Do mesmo modo como foi desenvolvido para o propulsor de vante, pode-se obter uma equação para o coeficiente de sustentação do propulsor de ré a partir da equação [62].

Assim, substituindo-se em [62] a expressão para a circulação adimensional:

$$G_2 = \frac{\Gamma_2}{\pi \cdot D_2 \cdot V_s} = \frac{\Gamma_2}{\pi \cdot V_s \cdot D_1 \cdot |1 - \delta|_{x=1}} \quad [68]$$

Na equação [68], o valor da circulação Γ_2 é igual ao valor da circulação correspondente ao propulsor equivalente de ré ($\Gamma_{2(equivalente)}$), corrigida pelo fator de circulação, da seguinte forma:

$$\Gamma_2 = \Gamma_{2(equivalente)} \cdot (1 + \zeta) \quad [68a]$$

Do mesmo modo, o valor da circulação adimensional G_2 é igual ao valor da circulação adimensional correspondente ao propulsor equivalente de ré ($G_{2(equivalente)}$), corrigida pelo fator de circulação e pelo fator de contração de esteira (a correção devido ao fator de contração de esteira ocorre porque a circulação adimensional do propulsor equivalente de ré ($G_{2(equivalente)}$) é referenciada pelo diâmetro do propulsor de vante D_1 , em virtude de não haver contração de esteira quando o espaçamento é zero). Assim:

$$G_{2(equivalente)} = \frac{\Gamma_{2(equivalente)}}{\pi \cdot D_1 \cdot V_s} \quad [68b]$$

$$G_2 = \frac{\Gamma_2}{\pi \cdot D_2 \cdot V_s} = \frac{\Gamma_{2(equivalente)} \cdot (1 + \zeta)}{\pi \cdot D_1 \cdot |1 - \delta|_{x=1} \cdot V_s} = \frac{G_{2(equivalente)} \cdot (1 + \zeta)}{|1 - \delta|_{x=1}} \quad [68c]$$

O coeficiente de sustentação será dado por:

$$C_{L2} = \frac{2 \cdot \Gamma_2}{c_2 \cdot V_{r2}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_2 \cdot D_2 \cdot V_s}{c_2 \cdot V_{r2}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_2 \cdot D_1 \cdot |1 - \delta|_{x=1} \cdot V_s}{c_2 \cdot V_{r2}} \quad [69]$$

Substituindo-se V_{r2}/V_s por:

$$\frac{V_{r2}}{V_s} = \frac{E}{\sin(\beta_i)_2} \quad (\text{E dado pela equação [61]}) \quad [70]$$

chega-se a:

$$C_{L2} = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_2 \cdot D_2 \cdot \sin(\beta_i)_2}{c_2 \cdot E} = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_2 \cdot D_1 \cdot |1 - \delta|_{x=1} \cdot \sin(\beta_i)_2}{c_2 \cdot E} \quad [71]$$

$$\left[\frac{C_{L \cdot c}}{D} \right]_2 = \frac{2 \cdot \pi \cdot G_2 \cdot \sin(\beta_i)_2}{E} \quad [72]$$

CORREÇÃO DEVIDO À TRIDIMENSIONALIDADE DA LÂMINA (SUPERFÍCIE DE SUSTENTAÇÃO)

Tendo sido obtidos os resultados do projeto dos propulsores pela TLS, ou seja, as circulações G_1 e G_2 e os coeficientes $(Cl.c/D)_1$ e $(Cl.c/D)_2$, deve-se agora fazer as correções correspondentes à tridimensionalidade da lâmina. Estas correções são devidas à curvatura do fluxo que passa através do propulsor. São compostas por uma correção no passo e uma correção no camber. As correções sugeridas por Morgan são as mesmas aplicadas para propulsores únicos. No caso dos propulsores contra-rotativos, elas serão aplicadas como se cada propulsor operasse separadamente. Será feita posteriormente uma correção empírica para se levar em conta os efeitos da interação entre os dois propulsores.

a) Correção no camber:

A primeira correção, feita sobre o camber, é a proposta por Ludwig e Ginzler e é devida à curvatura do fluxo sobre a corda do perfil. Esta correção é expressa por meio dos coeficientes k_a e k_b , mostrados nos gráficos constantes do anexo 2, que são funções da razão A_c/A_o (EAR) e de λ e λ_i , sendo aplicada da seguinte forma:

$$\frac{m_x}{c} \text{ corrigido} = k_a \cdot k_b \cdot \frac{m_x}{c} \quad [73]$$

λ_i é expresso pela equação [12] e λ é dado por:

$$\lambda = x \cdot \tan \beta \quad [73a]$$

Para o perfil NACA com camber $a=0.8$, a partir das tabelas mostradas por Abbott (1959), tem-se que o máximo camber é expresso por:

$$\frac{m_x}{c} = 0.0679 \cdot C_{L_i} \quad [74]$$

Logo, para este tipo de perfil, tem-se que:

$$\frac{m_x}{c} \text{ corrigido} = k_a \cdot k_b \cdot 0.0679 \cdot C_{L_i} \quad [74a]$$

b) Correção no passo:

A curvatura do fluxo ao longo da seção (tridimensionalidade) também torna necessária uma correção para o passo. Além disto, deve haver um ângulo de ataque adicionado ao passo, que inclui o ângulo de ataque ideal e uma correção para efeitos de atrito na seção bidimensional. Estas duas últimas correções são combinadas em um **ângulo de ataque α_a** que é uma função principalmente do camber. Para o perfil NACA com camber $a=0.8$, tem-se:

$$\alpha_a = 1.15 \cdot C_{Li} \text{ (graus)} \quad [75]$$

A correção relativa à curvatura do fluxo é devida aos efeitos dos free e bound vortices, sendo calculada para o raio $x=0.7$ e aplicada na mesma percentagem para os outros raios. Nas equações abaixo, os valores de c/D e de β_i utilizados são os **correspondentes à $x=0.7$. O ângulo de ataque adicional α_v** é dado por:

$$\alpha_v = \alpha_b + (\alpha_f - \alpha_i) - \alpha_0 \quad [76]$$

Onde α_0 = ângulo de sustentação zero em graus. Para o perfil NACA com camber $a = 0.8$, tem-se:

$$\alpha_0 = 7.96 \cdot C_{Li} \text{ (graus)} \quad [77]$$

$$(\alpha_f - \alpha_i) = (\beta_i - \beta) \left[\frac{2}{1 + \cos^2 \left\{ \beta_i \left(\frac{2}{h} - 1 \right) \right\}} - 1 \right] \quad [78]$$

Onde h pode ser obtido a partir da seguinte equação de regressão onde se denominou a abscissa de t :

$$t = \frac{\sin \beta_i}{0.7} \cdot \frac{c}{D} \quad [78a]$$

$$h = 0.99849 + 1.21893t - 0.63456t^2 + 0.07550t^3 + 0.020139t^4 \quad [78b]$$

$$\alpha_b = \frac{180}{\pi} \left(\frac{\sin \beta_i}{2} \right) \sum_{m=1}^g \left[\left(\frac{c}{D} \sin \mu - 0.7 \cos \beta_i \cos \mu \right) \cdot \int_{x_b}^1 \frac{G_a}{(P/R)^3} dx \right] \quad [79]$$

$$\text{Sendo: } \left(\frac{P}{R} \right)^3 = \left[x^2 + \left(\frac{c}{D} \right)^2 + 0.49 - 2 \left(\frac{c}{D} \cos \mu \cos \beta_i + 0.7 \sin \mu \right) x \right]^{3/2} \quad [80]$$

$$\text{e } \mu = \frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{g} (m-1) \quad \text{para } m = 1, 2, 3, \dots, g \quad [81]$$

A circulação adimensional G_a da equação [79] é baseada na velocidade de avanço e no diâmetro do propulsor em consideração. São, portanto, iguais a:

$$\text{Propulsor de vante: } G_{a1} = \frac{G_1}{(1-w_x)_1} = \frac{G_{1(\text{equivalente})}}{(1-w_x)_1} \quad [82]$$

$$\text{Propulsor de ré: } G_{a2} = \frac{G_2}{(1-w_x)_2} = \frac{G_{2(\text{equivalente})} \cdot (1+\zeta)}{(1-w_x)_2 |1-\delta|_{x=1}} \quad [83]$$

A relação entre a variação no passo devido ao ângulo de ataque adicional α_v , $(\Delta P/D)$, e o passo calculado utilizando-se os ângulos β_i e α_a (P/D) é calculada para o raio $x=0.7$ através da equação [84] e aplicado percentualmente aos outros raios:

$$\left. \frac{\Delta P/D}{P/D} \right|_{x=0.7} = \frac{\tan(\beta_i + \alpha_a + \alpha_v)_{x=0.7} - \tan(\beta_i + \alpha_a)_{x=0.7}}{\tan(\beta_i + \alpha_a)_{x=0.7}} \quad [84]$$

$$\left. \frac{P}{D}(\text{corrigido}) \right|_{x=\text{qualquer}} = \pi x \tan(\beta_i + \alpha_a) + \left[\left. \frac{\Delta P/D}{P/D} \right|_{x=0.7} \cdot \pi x \tan(\beta_i + \alpha_a) \right] = \left[1 + \left. \frac{\Delta P/D}{P/D} \right|_{x=0.7} \right] \pi x \tan(\beta_i + \alpha_a) \quad [85]$$

Morgan cita que as análises de um grande número de resultados experimentais demonstraram que o uso destas correções resulta em resultados de passos da ordem de 4 por cento acima do necessário para propulsores contra-rotativos. Portanto, é interessante reduzir o passo de ambos os propulsores em 4%. Aplicando isto à equação [85], tem-se:

$$\left. \frac{P}{D}(\text{corrigido}) \right|_{x=\text{qualquer}} = 0.96 \left[1 + \left. \frac{\Delta P/D}{P/D} \right|_{x=0.7} \right] \pi x \tan(\beta_i + \alpha_a) \quad [86]$$

Anexo VIII – Desenho Técnico do Propulsor de Vante

D C B A

4

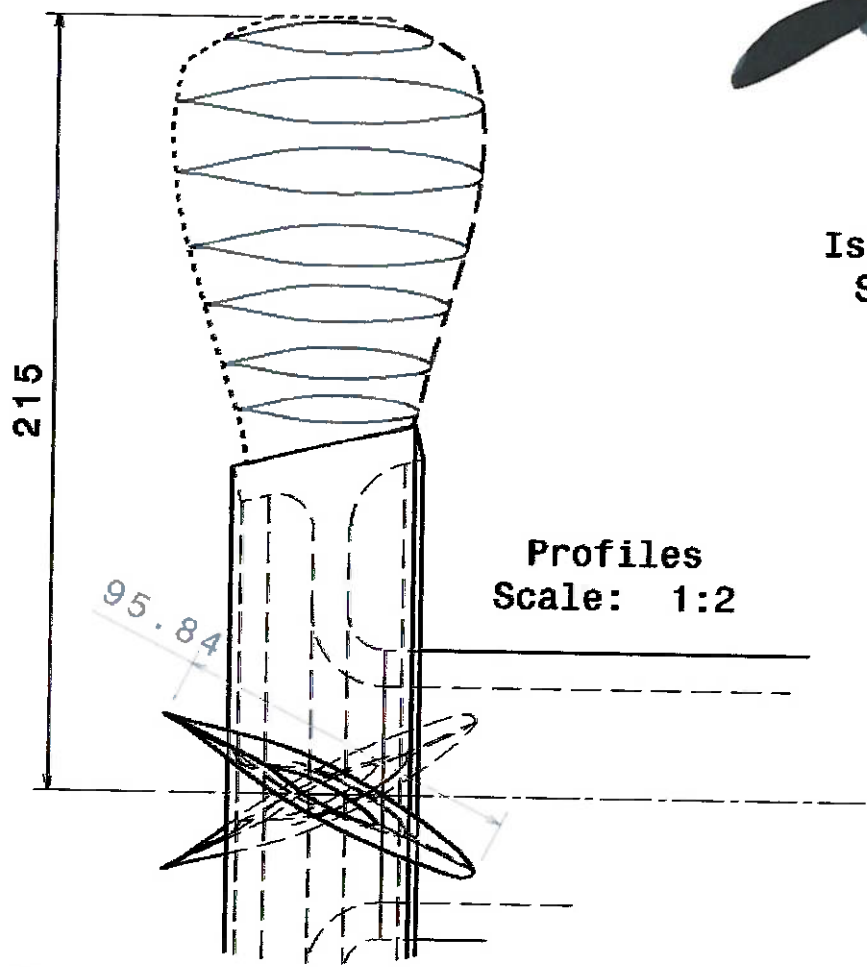


Scale: 1:10



Isometric view
Scale: 1:5

3



Profiles
Scale: 1:2

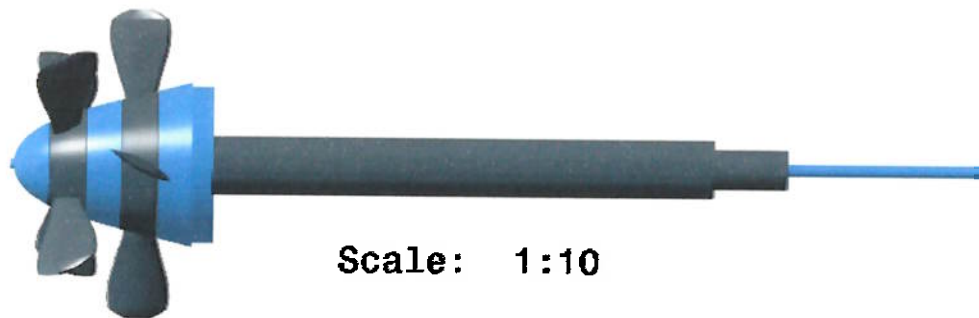
2

DESIGNED BY: Tiago		Propulsor de Vante		I	-
DATE: 17/10/2005				H	-
CHECKED BY: Marcus				G	-
DATE: 19/10/2005				F	-
SIZE A4		Escola Politécnica da USP		E	-
SCALE: 1:1	UNITS: mm			D	-
DRAWING NUMBER: Desenho Técnico #4		SHEET: 1/1		C	-
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.				B	-
				A	-

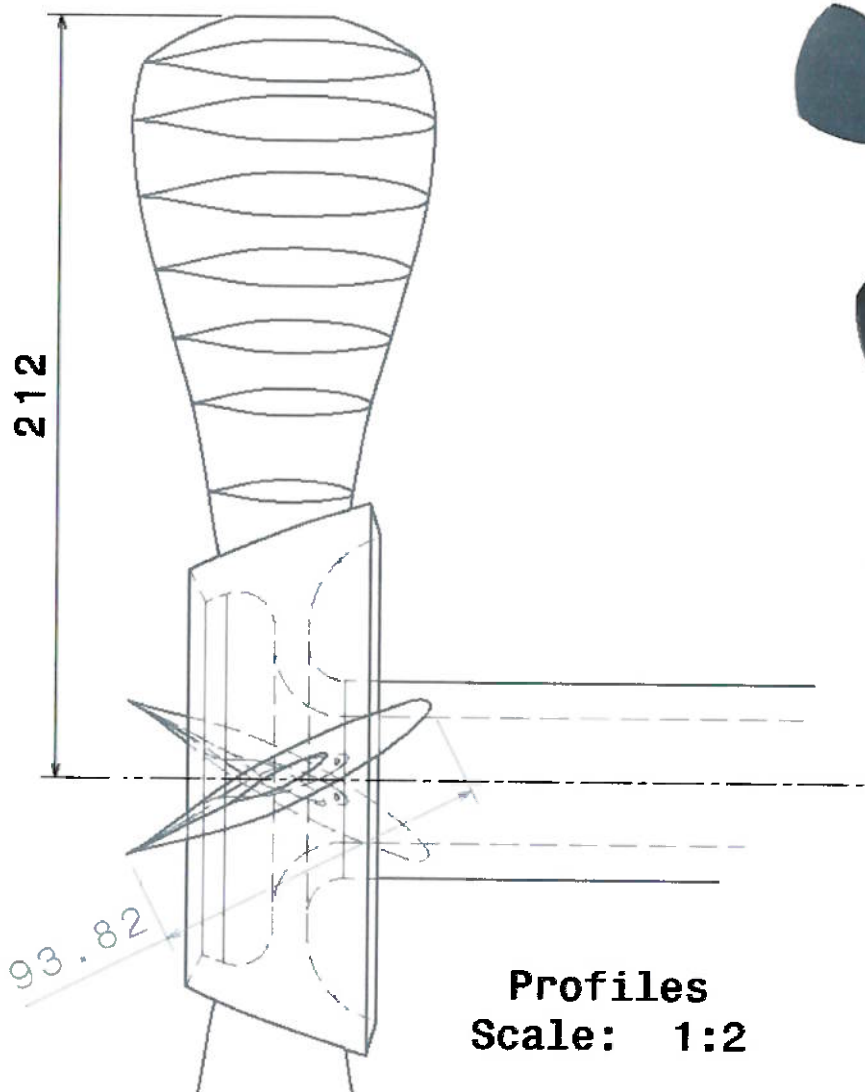
D

A

Anexo XIX – Desenho Técnico do Propulsor de Ré



Scale: 1:10



Profiles
Scale: 1:2



Isometric view
Scale: 1:5

DESIGNED BY: Tiago		Propulsor de Ré		I	-
DATE: 17/10/2005				H	-
CHECKED BY: Marcus				G	-
DATE: 19/10/2005				F	-
SIZE A4		Escola Politécnica da USP		E	-
SCALE 1:1	UNITS mm			D	-
DRAWING NUMBER Desenho Técnico #5		SHEET 1/1		C	-
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.				B	-
				A	-

Anexo X – Equações Dinâmicas na Forma Matricial

$$(M_{CR} + M_A) \cdot \dot{v} + C_{CR}(v) \cdot v + C_A(v_r) \cdot v_r + D_{Rqd}(v_r) \cdot v_r + D_{cap}(U, v, \alpha, \beta) + g(\eta) = \tau_{ext} + \tau_{control} + \tau_{motor}$$

$$\dot{\eta} = J(\eta) \cdot v$$

↓

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & -m \cdot z_G & 0 & m \cdot x_G & 0 & m \cdot y_G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m & m \cdot y_G & -m \cdot x_G & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -m \cdot z_G & m \cdot y_G & I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ m \cdot z_G & 0 & -m \cdot x_G & -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -m \cdot y_G & m \cdot x_G & 0 & -I_{xz} & -I_{zy} & I_{zz} & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_u & X_v & X_w & X_p & X_q & X_r & X_s & X_t & X_u & X_v \\ Y_u & Y_v & Y_w & Y_p & Y_q & Y_r & Y_s & Y_t & Y_u & Y_v \\ Z_u & Z_v & Z_w & Z_p & Z_q & Z_r & Z_s & Z_t & Z_u & Z_v \\ K_u & K_v & K_w & K_p & K_q & K_r & K_s & K_t & K_u & K_v \\ M_u & M_v & M_w & M_p & M_q & M_r & M_s & M_t & M_u & M_v \\ N_u & N_v & N_w & N_p & N_q & N_r & N_s & N_t & N_u & N_v \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \\ \dot{p} \\ \dot{q} \\ \dot{r} \end{bmatrix} +$$

$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -m \cdot (y_G \cdot q + z_G \cdot r) & m \cdot (y_G \cdot q + z_G \cdot r) & 0 & m \cdot (y_G \cdot q + z_G \cdot r) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ m \cdot (x_G \cdot q - w) & -m \cdot (x_G \cdot q - w) & 0 & -m \cdot (x_G \cdot q - w) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ m \cdot (x_G \cdot r + v) & -m \cdot (x_G \cdot r + v) & 0 & -m \cdot (x_G \cdot r + v) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -m \cdot (y_G \cdot p + w) & m \cdot (y_G \cdot p + w) & m \cdot (z_G \cdot p - v) & m \cdot (z_G \cdot p - v) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -m \cdot (z_G \cdot r + x_G \cdot p) & m \cdot (z_G \cdot r + x_G \cdot p) & m \cdot (z_G \cdot q + u) & m \cdot (z_G \cdot q + u) & -I_{yx} \cdot q - I_{xz} \cdot p + I_{xy} \cdot r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ m \cdot (y_G \cdot r - u) & -m \cdot (y_G \cdot r - u) & -m \cdot (x_G \cdot p + y_G \cdot q) & -m \cdot (x_G \cdot p + y_G \cdot q) & -I_{yx} \cdot q - I_{xz} \cdot p + I_{xy} \cdot r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix} +$$

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -a_3 & a_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_3 & 0 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -a_2 & a_1 \\ 0 & -a_3 & a_2 & 0 & -b_3 & b_2 \\ a_3 & 0 & -a_1 & b_3 & 0 & -b_1 \\ -a_2 & a_1 & 0 & -b_2 & b_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_r \\ v_r \\ w_r \\ p_r \\ q_r \\ r_r \end{bmatrix} + \\
 & \begin{bmatrix} X_u \cdot \|u_r\| & X_v \cdot \|v_r\| & X_w \cdot \|w_r\| & X_p \cdot \|p_r\| & X_q \cdot \|q_r\| & X_r \cdot \|r_r\| \\ Y_u \cdot \|u_r\| & Y_v \cdot \|v_r\| & Y_w \cdot \|w_r\| & Y_p \cdot \|p_r\| & Y_q \cdot \|q_r\| & Y_r \cdot \|r_r\| \\ Z_u \cdot \|u_r\| & Z_v \cdot \|v_r\| & Z_w \cdot \|w_r\| & Z_p \cdot \|p_r\| & Z_q \cdot \|q_r\| & Z_r \cdot \|r_r\| \\ K_u \cdot \|u_r\| & K_v \cdot \|v_r\| & K_w \cdot \|w_r\| & K_p \cdot \|p_r\| & K_q \cdot \|q_r\| & K_r \cdot \|r_r\| \\ M_u \cdot \|u_r\| & M_v \cdot \|v_r\| & M_w \cdot \|w_r\| & M_p \cdot \|p_r\| & M_q \cdot \|q_r\| & M_r \cdot \|r_r\| \\ N_u \cdot \|u_r\| & N_v \cdot \|v_r\| & N_w \cdot \|w_r\| & N_p \cdot \|p_r\| & N_q \cdot \|q_r\| & N_r \cdot \|r_r\| \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_r \\ v_r \\ w_r \\ p_r \\ q_r \\ r_r \end{bmatrix} + \\
 & \begin{bmatrix} (W-B) \cdot \sin(\theta) \\ -(W-B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ -(W-B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(y_G \cdot W - y_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) + (z_G \cdot W - z_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ (z_G \cdot W - z_B \cdot B) \cdot \sin(\theta) + (x_G \cdot W - x_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(x_G \cdot W - x_B \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) - (y_G \cdot W - y_B \cdot B) \cdot \sin(\theta) \end{bmatrix} = \\
 & \begin{bmatrix} X_{\text{Externa}} \\ Y_{\text{Externa}} \\ Z_{\text{Externa}} \\ K_{\text{Externa}} \\ M_{\text{Externa}} \\ N_{\text{Externa}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{\text{Leme}} \\ Y_{\text{Leme}} \\ Z_{\text{Leme}} \\ K_{\text{Leme}} \\ M_{\text{Leme}} \\ N_{\text{Leme}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{\text{Motor}} \\ Y_{\text{Motor}} \\ Z_{\text{Motor}} \\ K_{\text{Motor}} \\ M_{\text{Motor}} \\ N_{\text{Motor}} \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

e

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \\ \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\psi) \cos(\theta) & -\sin(\psi) \cos(\phi) + \cos(\psi) \sin(\theta) \sin(\phi) & \sin(\psi) \sin(\phi) + \cos(\psi) \sin(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ \sin(\psi) \cos(\theta) & \cos(\psi) \cos(\phi) + \sin(\psi) \sin(\theta) \sin(\phi) & -\cos(\psi) \sin(\phi) + \sin(\psi) \sin(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) \sin(\phi) & \cos(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & \tan(\theta) \sin(\phi) & \tan(\theta) \cos(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cos(\phi) & -\sin(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \sin(\phi) \cos(\theta) & \cos(\phi) \cos(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix}$$

Para o caso TP01, as hipóteses simplificadoras levam a:

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & I_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_u & 0 & 0 & X_p & 0 & 0 \\ 0 & Y_v & 0 & Y_w & 0 & Y_q \\ 0 & Z_v & 0 & Z_w & 0 & Z_q \\ K_u & 0 & 0 & K_p & 0 & 0 \\ 0 & M_v & M_w & 0 & M_q & M_r \\ 0 & N_v & N_w & 0 & N_q & N_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \\ \dot{p} \\ \dot{q} \\ \dot{r} \end{bmatrix} + \\
 & + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & m & -m \cdot (-w) & -m \cdot (+v) \\ 0 & 0 & 0 & -m \cdot (w) & m & -m \cdot (-u) \\ 0 & 0 & 0 & -m \cdot (-v) & -m \cdot (u) & m \\ -m & m \cdot (w) & m \cdot (-v) & 0 & I_{xz} \cdot r & -I_{yz} \cdot q \\ m \cdot (-w) & -m & m \cdot (u) & -I_{xz} \cdot r & 0 & I_{xz} \cdot p \\ m \cdot (v) & m \cdot (-u) & -m & I_{yz} \cdot q & I_{xz} \cdot p & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix} + \\
 & + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & -a_3 & a_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -a_2 & a_1 \\ 0 & -a_3 & a_2 & 0 & -b_3 \\ a_3 & 0 & -a_1 & b_3 & 0 \\ -a_2 & a_1 & 0 & -b_2 & b_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_u \cdot \|u_r\| \\ u_r \\ v_r \\ w_r \\ p_r \\ q_r \\ r_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_v \cdot \|v_r\| \\ Y_v \cdot \|v_r\| \\ Z_v \cdot \|w_r\| \\ 0 \\ K_p \cdot \|p_r\| \\ 0 \\ M_q \cdot \|q_r\| \\ 0 \\ N_r \cdot \|r_r\| \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_r \\ v_r \\ w_r \\ p_r \\ q_r \\ r_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{\alpha\beta} \\ Y_{\alpha\beta} \\ Z_{\alpha\beta} \\ K_{\alpha\beta} \\ M_{\alpha\beta} \\ N_{\alpha\beta} \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

$$+ \begin{bmatrix} (W - B) \cdot \sin(\theta) \\ -(W - B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ -(W - B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(-\gamma_R \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) + (-z_R \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ (-z_R \cdot B) \cdot \sin(\theta) + (-x_R \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi) \\ -(-x_R \cdot B) \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) - (-\gamma_R \cdot B) \cdot \sin(\theta) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{Extero} \\ Y_{Extero} \\ Z_{Extero} \\ K_{Extero} \\ M_{Extero} \\ N_{Extero} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{Lemes} \\ Y_{Lemes} \\ Z_{Lemes} \\ K_{Lemes} \\ M_{Lemes} \\ N_{Lemes} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{Motor} \\ 0 \\ 0 \\ K_{Motor} \\ M_{Motor} \\ N_{Motor} \end{bmatrix}$$

e

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \\ \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\psi) \cos(\theta) & -\sin(\psi) \cos(\phi) + \cos(\psi) \sin(\theta) \sin(\phi) & \sin(\psi) \sin(\phi) + \cos(\psi) \sin(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ \sin(\psi) \cos(\theta) & \cos(\psi) \cos(\phi) + \sin(\psi) \sin(\theta) \sin(\phi) & -\cos(\psi) \sin(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) \sin(\phi) & \cos(\theta) \cos(\phi) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & \tan(\theta) \sin(\phi) & \tan(\theta) \cos(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cos(\phi) & -\sin(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \sin(\phi) / \cos(\theta) & \cos(\phi) / \cos(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix}$$

