

HELENO SERGIO DA COSTA VIANA

Engenheiro Naval, Escola Politécnica da USP, 1972



ANÁLISE DA TRAJETÓRIA E DO CONTROLE  
AUTOMÁTICO DE UM SUBMARINO PELO EM-  
PREGO DE UM MODELO MATEMÁTICO LINEAR

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da USP para a obtenção do título de Mestre em Engenharia

Orientador: Prof.Dr.CF(EN)-JORGE PINHEIRO DA COSTA VEIGA  
Encarregado do Escritório Técnico de Construção Naval

São Paulo - 1983

A minha família

## AGRADECIMENTOS

À Marinha do Brasil pela oportunidade impar que me ofereceu para cursar em nível de pós-graduação esta Escola Politécnica.

Ao Almirante Elcio de Sá Freitas e ao comandante Carlos Rodrigues Pereira Belchior pelo apoio logístico e moral que me deram como chefe do ETCN-SP, no período de duração do curso.

Ao meu orientador, comandante Jorge Pinheiro da Costa Veiga, pelas críticas sempre construtivas, pelos conselhos e incentivos nas horas de desânimo e, principalmente, pela amizade demonstrada, sem o que esta dissertação não teria sido concluída.

Aos professores Luiz Hernani Brinati e Octávio Maiz za Netto pelo estímulo e ajuda que me transmitiram.

A todos os professores que ajudaram a aumentar o meu nível de conhecimentos e informações técnicas e científicas.

Ao sargento Francisco Gomes da Silva e a Sra. Neusa Maria Jorgino responsáveis pela árdua tarefa de datilografar o texto.

## RESUMO

A simulação e a análise das trajetórias de um submarino são fatores importantes para o desenvolvimento de nossa própria tecnologia. Esse trabalho mostra a dedução de um sistema de equações diferenciais lineares que reproduz a dinâmica do movimento de um submarino e os esforços hidrodinâmicos que atuam nele, incluindo aqueles causados pelos lemes horizontais e vertical.

O modelo matemático desenvolvido possui a precisão necessária para a análise de estabilidade e para a pesquisa de obtenção de leis de controle.

As leis de controle utilizadas nas simulações foram obtidas a partir do equipamento de controle automático instalado em submarinos convencionais reais. A partir dessas leis foram feitas análises de sensibilidade de eficiência, por meio da variação sistemática dos parâmetros de ganho embutidos em cada lei.

## ABSTRACT

The simulation and analysis of submarine trajectories are important factors for the development of our own technology. This work shows the deduction of a system of linear differential equations which reproduces the dynamics of a submarine and the hydrodynamic forces that act on it, including those caused by hydroplanes and rudders.

The mathematical model developed has enough precision for the analysis of stability and for the determination of the control laws.

The control laws used for simulations were obtained from actual automatic control equipment installed in conventional submarines. From these laws, efficiency sensitivity analysis was conducted by a systematic variation of the gain parameters inserted in each law.

## ÍNDICE

Capítulo 1	-	INTRODUÇÃO	
1.1	-	<u>Breve histórico</u> . . . . .	1.1
1.2	-	<u>Objetivo</u> . . . . .	1.8
Capítulo 2	-	UM SISTEMA DE CONTROLE CONVENCIONAL	
2.1	-	<u>Componentes do sistema e modos de operação</u> . . . . .	2.1
2.2	-	<u>Controle Automático</u> . . . . .	2.8
2.2.1	-	O piloto automático . . . . .	2.8
2.2.2	-	Controle automático de profundidade . . . . .	2.8
2.2.2.1	-	Descrição dos componentes. . . . .	2.13
2.2.2.2	-	Operação do sistema. . . . .	2.26
2.2.3	-	Controle automático de governo. . . . .	2.43
2.2.3.1	-	Descrição dos componentes. . . . .	2.43
2.2.3.2	-	Operação do sistema. . . . .	2.47
2.3	-	<u>Leis de Controle</u> . . . . .	2.51
2.4	-	<u>Comentários finais</u> . . . . .	2.53
Capítulo 3	-	O MODELO LINEAR	
3.1	-	<u>Modelo matemático do submarino "GAMMA"</u> . . . . .	3.1
3.1.1	-	Equações do comportamento dinâmico. . . . .	3.4
3.1.2	-	Linearização das equações . . . . .	3.21
3.1.3	-	Coefficientes hidrodinâmicos . . . . .	3.35
3.1.3.1	-	Coefficientes da equação do movimento no plano horizontal . . . . .	3.40
3.1.3.2	-	Coefficientes da equação do movimento no plano vertical. . . . .	3.51
3.2	-	<u>Objetivo do controle</u> . . . . .	3.59
3.3	-	<u>Lei de controle</u> . . . . .	3.62

Capítulo 4	-	EXEMPLO DE APLICAÇÃO	
4.1	-	<u>Introdução</u>	4.1
4.2	-	<u>Programa SUBMAN</u>	4.5
4.3	-	<u>Simulações de manobras</u>	4.14
4.4	-	<u>Análise do controle automático</u>	4.36
4.5	-	<u>Análise do controle para diferentes valores de ganho</u>	4.48
Capítulo 5	-	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	
5.1	-	<u>Conclusões</u>	5.1
5.2	-	<u>Recomendações</u>	5.5
Apêndice A	-	DEDUÇÃO DAS LEIS DE CONTROLE DO SISTEMA CONVENCIONAL DO SUBMARINO "GAMMA".	
Apêndice B	-	DEDUÇÕES DE EXPRESSÕES RELATIVAS AO COMPORTAMENTO DINÂMICO DO SUBMARINO.	
Apêndice C	-	LISTAGEM DO PROGRAMA SUBMAN.	

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

## LISTA DE FIGURAS

1.1	-	Simetria do escoamento. . . . .	1.9
2.1	-	Configuração de lemes em submarinos . . . . .	2.2
2.2	-	Sistema de Transmissão de ordens. . . . .	2.5
2.3	-	Botões de comando e controle . . . . .	2.10
2.4	-	Controle automático de profundidade (componentes)	2.14
2.5	-	Componentes do pêndulo principal. . . . .	2.15
2.6	-	Elevador do pêndulo principal . . . . .	2.16
2.7	-	Antecipador de fase . . . . .	2.23
2.8	-	Controle automático de profundidade (operação). .	2.27
2.9	-	Erro em profundidade do ponto futuro. . . . .	2.33
2.10	-	Manobra de mudança de profundidade em controle au tomático (antecipação na posição alta). . . . .	2.37
2.11	-	Controle automático de governo (componentes e ope ração). . . . .	2.44
2.12	-	Válvula primária. . . . .	2.45
2.13	-	Movimentação do comando de ajuste de rumo . . . .	2.49
3.1	-	Sistema de referência . . . . .	3.6
3.2	-	Definição da posição do submarino no espaço . . .	3.7
3.3	-	Componentes da velocidade do submarino. . . . .	3.9
3.4	-	Novo sistema de referência. . . . .	3.15
3.5	-	Posição do centro de gravidade. . . . .	3.16
3.6	-	Momento em relação à origem . . . . .	3.18
3.7	-	Configuração de equilíbrio no plano horizontal. .	3.31
3.8	-	Configuração de equilíbrio no plano vertical. . .	3.33
3.9	-	Coeficiente de inércia de Lamb. . . . .	3.38



3.10	-	Coeficientes seccionais de inércia. . . . .	3.43
4.1	-	Diagrama de blocos do programa SUBMAN. . . . .	4.6
4.2	-	Deslocamento do leme vertical. . . . .	4.7
4.3	-	Deslocamento dos lemes horizontais . . . . .	4.8
4.4	-	Manobra de giro (trajetória) . . . . .	4.18
4.5	-	Manobra de zig-zag no plano horizontal (variação de rumo e ângulo do leme) . . . . .	4.20
4.6	-	Manobra de recuperação (variação de trim e dos ângulos dos lemes) . . . . .	4.22
4.7	-	Manobra de zig-zag no plano vertical (variação - de trim e dos ângulos dos lemes) . . . . .	4.24
4.8	-	Manobra de zig-zag no plano vertical (trajetória)	4.25
4.9	-	Estabilidade em linha reta no plano horizontal (trajetória) . . . . .	4.29
4.10	-	Estabilidade em linha reta no plano vertical (tra jetória) . . . . .	4.31
4.11	-	Mudança de profundidade em controle automático (trajetória) . . . . .	4.32
4.12	-	Mudança de rumo em controle automático (trajetó- ria) . . . . .	4.33
4.13	-	Mudança de rumo em controle automático (variação do rumo e do ângulo de leme) . . . . .	4.34
4.14	-	Análise de OZ versus $\theta_D$ para $u_e = 5$ nós. . . . .	4.38
4.15	-	Análise de TZ versus $\theta_D$ para $u_e = 5$ nós. . . . .	4.39
4.16	-	Análise de OZ versus $\theta_D$ para $u_e = 10$ nós . . . . .	4.42
4.17	-	Análise de TZ versus $\theta_D$ para $u_e = 10$ nós . . . . .	4.43
4.18	-	Análise de OZ versus $\theta_D$ para $u_e = 15$ nós . . . . .	4.44
4.19	-	Análise de TZ versus $\theta_D$ para $u_e = 15$ nós . . . . .	4.45

4.20	-	Análise de OR versus RD. . . . .	4.46
4.21	-	Análise de TR versus RD. . . . .	4.47
4.22	-	Análise de TZ e OZ versus kp (variação de profundidade a 5 nós). . . . .	4.50
4.23	-	Análise de TR e OR versus kp (variação de rumo a 5 nós) . . . . .	4.52
4.24	-	Análise de TZ e OZ versus kp (variação de profundidade a 10 nós) . . . . .	4.53
4.25	-	Análise de TR e OR versus kp (variação de rumo a 10 nós). . . . .	4.54
4.26	-	Análise de TZ e OZ versus Ti (variação de profundidade a 5 nós). . . . .	4.56
4.27	-	Análise de TZ e OZ versus Ti (variação de profundidade a 10 nós) . . . . .	4.56
4.28	-	Análise de TR e OR versus Ti (variação de rumo a 5 nós) . . . . .	4.57
4.29	-	Análise de TR e OR versus Ti (variação de rumo a 10 nós). . . . .	4.57
A.1	-	Posição genérica dos pêndulos durante uma variação de profundidade. . . . .	A.3
A.2	-	Pontos de apoio do disco somatório . . . . .	A.6
A.3	-	Posição genérica do pêndulo principal sem a atuação do peso W1. . . . .	A.10
A.4	-	Esquema do antecipador de fase (elemento integrador). . . . .	A.12
B.1	-	Ângulos de Euler . . . . .	B.2
B.2	-	Analogia com os ângulos de Euler . . . . .	B.3

LISTA DE TABELAS

3.1	-	Derivadas hidrodinâmicas dependentes da velocidade. . . . .	3.57
3.2	-	Derivadas hidrodinâmicas independentes da velocidade. . . . .	3.58
4.1	-	Derivadas hidrodinâmicas para $u_e = 10\text{nós}$ . . . . .	4.2
4.2	-	Manobra de giro (início). . . . .	4.16
4.3	-	Manobra de giro (regime permanente) . . . . .	4.17
4.4	-	Manobra de estabilidade em linha reta no plano horizontal (início) . . . . .	4.27
4.5	-	Manobra de estabilidade em linha reta no plano horizontal (fase final) . . . . .	4.28

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

## 1.1 Breve Histórico

Registros históricos indicam que desde os tempos mais remotos, o homem já tinha conhecimento das vantagens que poderia obter se pudesse permanecer embaixo d'água por períodos de tempo relativamente longos.

Xerxes empregou mergulhadores para recuperar tesouros de navios persas naufragados. Foram empregados mergulhadores contra as defesas do porto de Siracusa no ano de 414 e, para os mesmos fins, por Alexandre, "O Grande", em 333. Tudo isto era feito sem qualquer tipo de equipamento.

Os projetos e desenhos dos primeiros equipamentos de mergulho datam do século XV. Leonardo Da Vinci foi o autor de muitos destes projetos.

Os primeiros sinos de mergulho surgiram nos séculos XVI e XVII. Em especial, um projeto feito por Edmund Halley (também descobridor do Cometa que leva seu nome), em 1690, foi, provavelmente, o precursor dos equipamentos modernos. Com o uso dos sinos ficou demonstrado que o homem podia trabalhar em baixo d'água e que era possível fornecer-lhe ar para que seu tempo de permanência nestas condições pudesse ser ampliado.

A partir deste ponto, os inventores da época se dedicaram ao estudo da possibilidade da construção de navios que operassem submersos livres de qualquer conexão com a superfície.

Cornelius Drebbel foi o construtor de um dos primeiros submarinos, cuja prova de "mar" foi feita no Tâmisia durante o reinado de James I. Este fato foi citado por Robert Boyle (autor das Leis de Boyle) em seu livro "New Experiments, Physico-Mechanical" publicado em 1660.

Boyle dizia que a maior descoberta de Drebbel foi a "composição de um líquido que tinha a capacidade de restaurar rapidamente o ar saturado em uma quantidade vital transformando-o em ar respirável outra vez". A composição deste líquido nunca foi revelada.

Outra personalidade a lidar com o assunto foi Bishop Wilkins, que dedicou um capítulo inteiro de seu livro "MATHEMATICALL MAGICK", publicado em 1648, à possibilidade de estrutura cavernada servir aos propósitos da navegação submarina. Ele considerava os submarinos uma proposição praticável, apesar das dificuldades da época, tendo apresentado suas vantagens relativas: a segurança com piratas, como artefato de guerra e a experiências filosóficas.

Dentre estas tentativas iniciais, o maior sucesso foi alcançado em 1775 por Bushnell, de Connecticut, USA. Seu submarino foi projetado com propósitos navais (bélicos), com propulsão a hélice e podia permanecer submerso por aproximadamente meia hora. Em 1800 outro americano, Robert Fulton, construiu um vaso, no qual mergulhou a uma profundidade de 25 pés e nela permaneceu, executando manobras, por um período de quatro

horas. Seu teste de maior sucesso foi executado na França, mas nem o governo francês, britânico ou americano estavam preparados naquela época para financiar futuras evoluções de seu projeto, apesar de ter Fulton, demonstrado o valor de submarinos na guerra naval ao explodir um navio atracado ao porto de Brest.

De novo, outro americano tornou-se digno de nota por seu método de controle da profundidade. Seu nome era Delany, de Chicago, que em 1859, usou dois tanques dentro de um vaso, um cheio de ar comprimido e outro com comunicação com a água do mar, inventando o sistema de tanques de lastro, usado até hoje.

A primeira ação naval envolvendo submarinos foi realizada em 1863 pelos Confederados contra um bloqueio de navios Federais. Este submarino se deslocava com aproximadamente quatro nós e sua propulsão era acionada por oito homens (manualmente). Quando em movimento, superfícies móveis (hidroplanos) - eram usados para controlar a profundidade do veículo. Os submarinos que seguiram este projeto receberam o nome de DAVID e, infelizmente, as primeiras tentativas realizadas não obtiveram bons resultados, levando suas respectivas tripulações à morte. Somente na quarta tentativa o submarino conseguiu quebrar o bloqueio do porto de Charleston e afundar o navio "Housatonie". Ao afundar o navio Federal, o submarino foi também arrastado junto para o fundo. Embora este confronto não tenha sido totalmente coroadado de êxito, ele indubitavelmente serviu para comprovar a potencialidade do submarino.

Vários aperfeiçoamentos foram sendo feitos. Provavelmente foram os franceses que notaram que a emersão de um submarino era um fator sério para propósitos navais. O "GOUBET" (batizado após a morte de seu projetista), cuja construção foi concluída em 1885, tinha 16 pés e 5 polegadas de comprimento e propulsão elétrica. Tanques, que cheios com água, eram usados para fazer o submarino submergir, eram esvaziados para o mar por meio de uma bomba, para fazê-lo vir à superfície. Um peso, normalmente um "cofre avariado", era preso e carregado externamente ao casco, de modo que pudesse ser solto facilmente em caso de emergência. Um navio bem maior, o "GYMNOTE", foi construído em 1888 e tinha 56 pés e 5 polegadas de comprimento, com um raio de ação de 32 milhas a oito nós. Desta classe foram construídas onze unidades.

Em 1898, foi concluída a construção pela Holland Torpedo Boat Company, na América, do submarino "HOLLAND". Este submarino possuía virtualmente todas as características encontradas nos submarinos modernos. Recentes estudos mostraram que muitas destas características se encontravam próximas da condição (ideal), no que diz respeito ao desempenho mergulhado. Cinco submarinos "Holland" foram encomendados pelo Almirantado Britânico em 1901. Estes navios tinham 63 pés e 4 polegadas de comprimento, com uma boca de 11 pés e 9 polegadas, deslocando cerca de 120 toneladas quando submerso. Eles eram acionados por um motor de combustão de quatro cilindros a uma velocidade de 12 nós, quando na superfície. Quando submersos usavam motores e elétricos e podiam atingir até 8 nós de velocidade. Possuíam le-



mes vertical e horizontais (hidroplanos) para controle e carregavam cinco torpedos que eram disparados através de um tubo na proa.

Por volta de 1914 o submarino já possuía uma série de modificações e seu tamanho aumentava consideravelmente, mas ainda continuavam a ser projetados para passar a maior parte do tempo na superfície, já que só podiam passar um tempo relativamente curto submersos.

A primeira guerra mundial assegurou a melhora de todas as qualidades de combate dos submarinos. Grandes navios foram construídos pelos alemães e, no final da guerra, surgiram os submarinos tipo cruzador com 302 pés de comprimento, deslocando 2500 toneladas submerso, capazes de desenvolver 15,8 nós na superfície, mas apenas 7,7 nós quando mergulhados. Este tipo de submarino também foi desenvolvido por americanos, que chegaram a um navio com 371 pés de comprimento e que possuía excelentes características na superfície, mas que apresentavam alta resistência ao avanço quando submersos, o que, associado a uma potência elétrica inadequada resultava em baixo desempenho nesta condição.

No período entre as duas grandes guerras o aperfeiçoamento do submarino não parou e, em 1939, eram apresentados como resultado deste trabalho, dois tipos particulares de navio. Os que apresentavam de 500 a 700 toneladas de deslocamento na superfície com 4 a 6 tubos de torpedo e os que tinham de 1000 a 1500 toneladas de deslocamento na superfície com 6 a 8 tubos. A ênfase ainda era dada ao desempenho na superfície e como exemplo basta citar o fato de que a maioria dos submarinos

carregavam um canhão de 4 polegadas no convés. Durante a Segunda Guerra os alemães construíram o que provavelmente foi a maior frota submarina jamais vista, com cerca de 6.350 unidades, embora alguns não tivessem sua construção concluída.

Dentre os muitos aprimoramentos introduzidos no submarino neste período, o mais importante é devido aos alemães, e foi aquele que permitiu fazer o submarino se tornar independente da operação na superfície, o Esnorquel (1943).

Com este tubo, que permite a entrada do ar e a descarga dos gases dos motores Diesel, o submarino pode carregar suas baterias ainda submerso, embora a uma profundidade limitada pelo comprimento deste tubo, cuja extremidade deve estar acima da superfície. A completa independência da superfície foi alcançada pelo uso da turbina Walter. O sistema Walter independe do ar (oxigênio) mas depende da decomposição de peróxido de hidrogênio para produzir energia térmica para movimentar a turbina. Infelizmente foram encontrados grandes problemas na produção e armazenamento do peróxido de hidrogênio que não foram ultrapassados.

O desenvolvimento das plantas nucleares não causou grandes mudanças no projeto dos submarinos. O "NAUTILUS", primeiro submarino a usar este tipo de propulsão, foi desenvolvido especialmente para testar o sistema de água pressurizada da planta atômica no mar e, embora muitas idéias novas tenham sido introduzidas em sua estrutura, a sua forma de casco seguiu as linhas de um navio convencional da época. Em paralelo com o trabalho que vinha sendo feito com o "Nautilus", estava sendo construído um submarino cuja finalidade era investigar uma nova for

ma de casco, o "ALBACORE". Ele tinha propulsão convencional mas um casco de forma revolucionária (forma do corpo de um golfinho ou de baleia) e com um único propulsor. O objetivo do "Albacore" foi demonstrar os grandes melhoramentos que poderiam ser obtidos no desempenho do submarino mergulhado, se o projeto fosse feito com este intuito. Tanto o "Nautilus" quando o "Albacore" tiveram pleno sucesso em suas missões. Um demonstrou que usando propulsão nuclear o submarino pode permanecer mergulhado quase indefinidamente, o outro mostrou que com um projeto adequado pode-se conseguir grande manobrabilidade e altas velocidades submerso. O produto final foi a combinação destes aspectos favoráveis em um único submarino, o tipo "SKIPJACK".

Nos últimos tempos, o desenvolvimento mais importante foi o dos submarinos nucleares portadores de mísseis balísticos de longo alcance, do tipo Polaris, que formam a base da defesa do mundo ocidental. Estes submersíveis são efetivamente do tipo "Skipjack" com uma seção cilíndrica adicionada a meio navio que armazena os 16 mísseis.

Portanto, hoje, devido à possibilidade de passar um período indeterminado submerso pelo uso de propulsão nuclear, os cascos são projetados para um desempenho ótimo quando mergulhados. Sua forma externa é muito próxima à de corpos de revolução obtidos por rotação de linhas em torno do eixo longitudinal.

Por causa desta grande manobrabilidade e das grandes velocidades alcançadas sob a superfície, o problema de controle do submarino deve ser melhor estudado, visando uma solução com maior rapidez e melhor precisão.

## 1.2 Objetivo

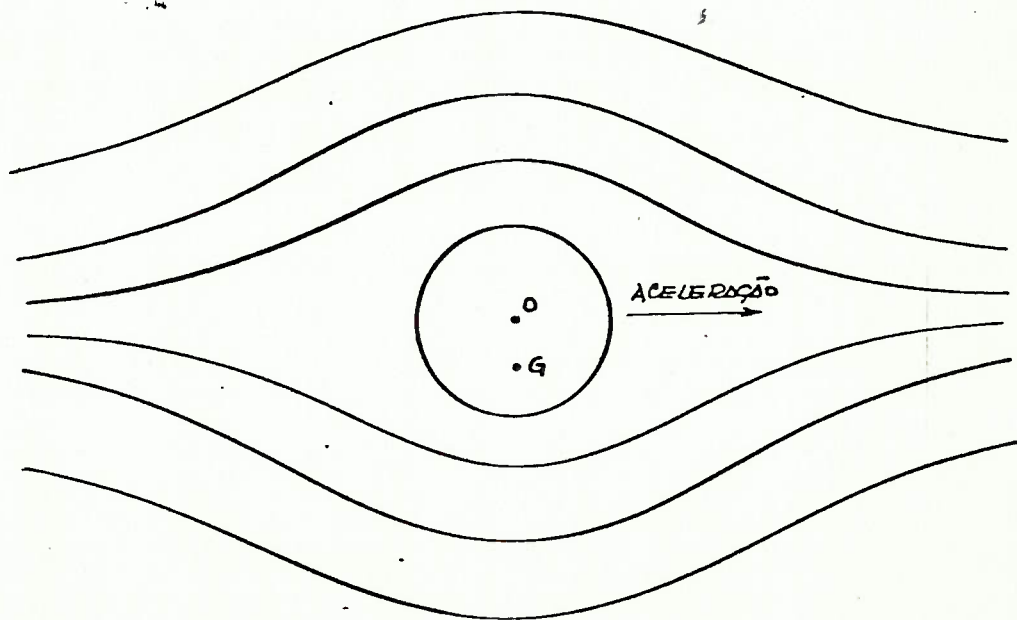
Este trabalho se propõe a apresentar a metodologia necessária para a obtenção de um modelo matemático simplificado capaz de simular o comportamento de um corpo submerso que se desloca, por meio de soluções obtidas através do uso de computador digital. As soluções obtidas fornecerão os meios necessários à realização de análises de trajetórias e do comportamento do corpo quando submetido a controle por suas superfícies de governo.

Um submersível, como um aeroplano, quando considerado um corpo rígido, é um veículo que pode se movimentar em seus seis graus de liberdade, que compreendem as três possíveis translações ao longo de eixos ortogonais e as rotações em torno de cada um desses eixos. No entanto, especialmente nas manobras de imersão e emersão, bem como, em menor grau, nas manobras submersas de mudança de cota, o submarino difere do aeroplano por haver necessidade de se considerar a variação de seu peso próprio, além das mudanças da posição do centro de gravidade desse peso.

Portanto, em geral, na formulação das equações gerais do movimento de um submersível, que devem abranger essas situações comuns nas suas operações, não se pode considerar como fixo o centro de gravidade, não sendo conveniente a localização da origem do sistema de coordenadas como uma função da posição desse centro.

Um outro aspecto que colabora para a localização da origem do sistema fora do centro de gravidade decorre na possí

vel simplificação das expressões que são utilizadas no cálculo das forças hidrodinâmicas e hidrostáticas que atuam sobre o corpo imerso, especialmente quando se localiza a origem e os eixos do sistema de coordenadas em planos de simetria, onde nem sempre se situa o centro de gravidade. A vantagem decorrente dessa simplificação pode ser visualizada ao se considerar a força hidrodinâmica causada por uma aceleração transversal de um torpedão circular. Se se considerar a origem no centro da seção transversal circular, conclui-se, pela simetria do escoamento, que a aceleração não provocará nem força vertical, nem momento de balanço em torno da origem. Se se posicionar a origem no centro de gravidade, como indicado na figura 1.1, haverá necessidade do cálculo de um momento hidrodinâmico.



SIMETRIA DO ESCOAMENTO

FIGURA 1.1

Considerável simplificação também pode ser conseguida no emprego de eixos paralelos aos eixos principais de inércia, o que fará com que os produtos de inércia sejam nulos. No entanto, cabe observar que essa localização pode ser conflitante com o interesse na redução dos cálculos de forças hidrodinâmicas e hidrostáticas, sendo necessário ponderar as vantagens oferecidas pelos dois posicionamentos. Às vezes não é conveniente empregar os eixos coordenados paralelos aos de inércia, pois, esses últimos estão mudando de posição com a entrada ou saída de pesos de bordo. Outras vezes, essa admissão ou descarga de pesos é feita conservando-se a mesma direção dos eixos principais de inércia, caso em que será útil o emprego de eixos coordenados paralelos a esses últimos.

Em todos os casos, sendo os eixos fixos na embarcação, que se movimenta com aceleração em seis graus de liberdade, o sistema de eixos não constituirá um sistema inercial, o que causará ainda outras dificuldades na dedução das equações, mas que, evidentemente são contrabalançadas pelas vantagens advindas da descrição geométrica do navio em relação a esses eixos fixos.

Todos os detalhes citados permitem formar uma idéia da complexidade envolvida na dedução de uma equação geral do movimento de submersíveis. No entanto, decidiu-se pela dedução gradual dessa equação, impondo-se hipóteses cada vez mais restritivas e mais convenientes.

O estudo inicial considera a massa constante e a origem situada no centro de gravidade, com eixos coincidentes

com os eixos principais de inércia. A seguir, a origem será deslocada para uma posição arbitrária, conservando-se no entanto, os eixos coordenados paralelos aos eixos principais de inércia. Por último, a massa do submersível será considerada como variável, podendo a origem e a direção dos eixos coordenados serem localizados arbitrariamente.

No atual estágio do estudo que está sendo apresentado não foi considerada a parte relativa a massa variável.

No texto desse trabalho serão apresentadas as hipóteses simplificadoras usadas na montagem do modelo matemático que simula uma série de manobras clássicas e que permitirão o desenvolvimento de um sistema de controle do submarino. Por conveniência, essas hipóteses serão apresentadas à medida que a necessidade assim o exigir. Será também apresentada a descrição de um sistema de controle real existente a bordo de um submarino e deduzida, a partir do equipamento, e lei de controle que comanda esse submarino. Posteriormente será feita a análise dos resultados da simulação do controle automático utilizando-se essa lei.


Até os dias de hoje os submarinos de grande porte ainda não são plenamente empregados para fins comerciais, sendo normalmente classificados como armamento estando, portanto, associados a problemas de segurança e informação. Para se evitar o uso de nomes, classes ou de qualquer outra nomenclatura específica a este ou àquele tipo de submarino que porventura pudessem vir a criar qualquer impedimento à publicação dessa dissertação, será adotado o nome fictício de submarino "GAMMA" para se referenciar às informações obtidas de submarinos reais e a to-

dos resultados obtidos pela simulação do modelo matemático.

Embora o controle de um submarino venha sendo tecnicamente desenvolvido em paralelo com os controles usados em aviões, a sua operação não é feita do mesmo modo. Nos submarinos, o manejo dos controles é frequentemente entregue aos elementos mais jovens e sem experiência da tripulação, enquanto nos aviões ocorre exatamente o oposto, sendo os controles entregues aos membros mais experientes. Até bem pouco tempo atrás esse controle no submarino resultava em um gasto demasiado grande de homens-horas, já que era colocado um homem no manejo de cada par de lemes horizontais, um no manejo do leme vertical e finalmente um oficial supervisionando os três. A operação dos lemes horizontais era tal que o timoneiro dos lemes horizontais de vante controlava a profundidade enquanto o outro timoneiro controlava o ângulo de trim do submarino. Portanto, a menos que esses timoneiros fossem peritos e trabalhassem em perfeita coordenação, toda e qualquer manobra executada no plano vertical seria levada a termo com uma considerável ineficiência. Em submarinos construídos recentemente, o que se encontra são os sistemas controlados por um só homem, chamados de "ONE MAN CONTROL", muitos dos quais possuem dispositivos de pilotagem automática.

Os sistemas controlados por um homem usam comandos do tipo "manche" de avião para acionamento dos lemes horizontais e vertical. Ao se movimentar o manche para frente ou para trás são acionados os lemes horizontais. Ao se movimentar o volante do manche para a direita ou para a esquerda é acionado o leme vertical.





Como existem dois pares de lemes horizontais, é necessário a existência de um sistema que torne possível o acionamento dos dois conjuntos de lemes, quando o manche for movimentado, em uma razão pré-selecionada. Por exemplo, acionar os dois lemes (de vante e de ré) no mesmo sentido e do mesmo ângulo para se mergulhar sem trim, ou acionar os lemes em sentidos opostos e de ângulos diferentes para atingir a nova profundidade mais rapidamente, ou mesmo tornar fixos os lemes de vante e só movimentar o de ré, para executar alterações de profundidade quando o submarino está se movimentando em altas velocidades.

A função dos pilotos-automáticos é substituir até esse único homem e movimentar as superfícies de controle (lemes) de maneira análoga. Na prática, o que ocorre é que o piloto-automático é mais eficiente que o homem e não está sujeito a problemas de natureza humana como o cansaço após algumas horas de trabalho contínuo.

Um piloto-automático pode ser elétrico, hidráulico, pneumático ou ser combinações desses tipos, desde que seu sinal de saída seja capaz de iniciar o movimento da superfície de controle que deve ser acionada.

No Capítulo 2 são descritos os sistemas de controle existentes no submarino "GAMMA", seus principais componentes e feita a dedução das suas respectivas leis de controle. A dedução das leis foi feita a partir do equipamento.

No Capítulo 3 são apresentadas todas as fases percorridas para se chegar ao modelo matemático linear que representará o submarino nas simulações por computador e feita uma proposta de objetivos possíveis de serem adotados e de quais os

enfoques e métodos normalmente adotados para se obter novas leis de controle.

O Capítulo 4 mostra o resultado de uma série de simulações de trajetórias das manobras de giro, zig-zag no plano horizontal, recuperação, zig-zag no plano vertical, estabilidade em linha reta, mudança de profundidade com emprego de controle automático e mudança de rumo com emprego de controle automático, todas acompanhadas por comentários e análises pertinentes. É feita também uma análise mais detalhada dos resultados apresentados por simulações executadas com emprego de controle automático e do que ocorre quando os ganhos envolvidos nesse controle sofrem variações nas vizinhanças do ponto de trabalho determinado no capítulo anterior.

No Capítulo 5 estão o resumo das conclusões a que se chegou ao se analisar os resultados obtidos no Capítulo 4 e uma série de recomendações dirigidas a quem quizer dar continuidade ao trabalho apresentado.

CAPÍTULO 2

UM SISTEMA DE CONTROLE CONVENCIONAL

## 2.1 - Componentes do Sistema e Modos de Operação

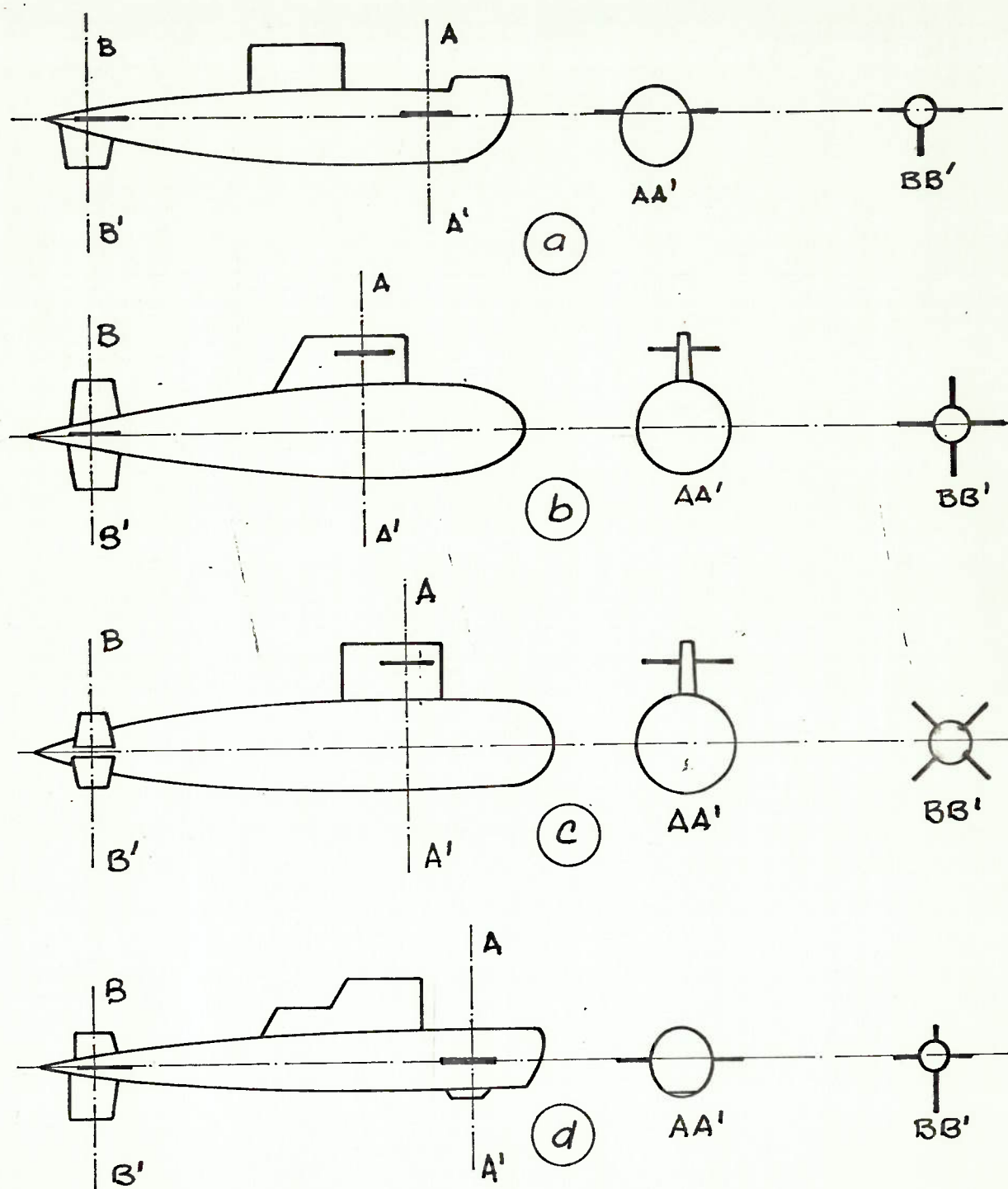
Ao longo deste capítulo, para a apresentação do mecanismo de controle automático instalado e funcionando no "GAMMA" será necessário apresentar uma visão generalizada do sistema em que o controle, em si, é apenas uma parte componente. Não serão fornecidas explicações detalhadas sobre os demais componentes do sistema.

Por sistema de controle subentende-se na realidade dois sub-sistemas:

- um sub-sistema de governo, usual em embarcações convencionais; e
- um sub-sistema de profundidade, que mantém constante ou vem a alterar de um valor desejado uma determinada profundidade, ou cota, que é característico somente aos submersíveis.

Estes sub-sistemas se fazem atuantes por intermédio dos lemes, que no caso de submersíveis são três:

- Leme Vertical (LV), que atua sobre o rumo, podendo apresentar diferentes conformações geométricas como mostrado na figura 2.1.
- Leme Horizontal de Vante (LHV), simétrico, com duas saias, podendo estar localizado no casco, si tuação em que é atuado por uma única madre, poden do ser retrátil ou rebatível, ou estar montado na vela, sendo normalmente móvel e empregado para o controle em pequenas profundidades. Quando fixo



CONFIGURAÇÃO DE LEMES EM SUBMARINOS

FIGURA 2.1

atua como aleta estabilizadora e não como leme de profundidade. Alguns tipos são mostrados na figura 2.1.

- Leme Horizontal de Rê (LHR), também simétrico, com duas saias, usualmente movimentado ao se fazer mudança de cota. É situado próximo ao LV. Ver figura 2.1.

A movimentação desses lemes a partir de suas respectivas posições neutras pode ser comandada tanto manualmente como por intermédio do piloto automático. Esse comando chega ao cilindro hidráulico que aciona a superfície de controle através de um sistema de transmissão que pode ser elétrico ou hidráulico. Se por qualquer motivo estes métodos de transmissão de ordens falharem, os lemes também podem ser movimentados em pontos próximos aos seus respectivos cilindros atuadores, em controle local.

A transmissão normal das ordens, tanto manual como automaticamente é feita por meio do "Módulo de Transmissão de Ordens (MTO)". O MTO é composto de três transmissores elétricos e de três transmissores hidráulicos, sendo um elétrico e um hidráulico para cada um dos lemes.

O recebimento destas ordens é feito por meio de três "Unidades Receptoras" (UR), localizadas nas proximidades dos cilindros hidráulicos de acionamento de cada leme. Cada uma destas UR é composta de um receptor elétrico, de um receptor hidráulico e duas válvulas hidráulicas, sendo uma seletora direcional e outra seletora de controle local. As UR dirigem o es-

coamento do sistema hidráulico de potência (ou principal) para a câmara conveniente do cilindro de duplo efeito, promovendo a movimentação do leme.

A figura 2.2 mostra esquematicamente como funciona o sistema para o acionamento de um dos lemes. O acionamento dos outros lemes seria idêntico.

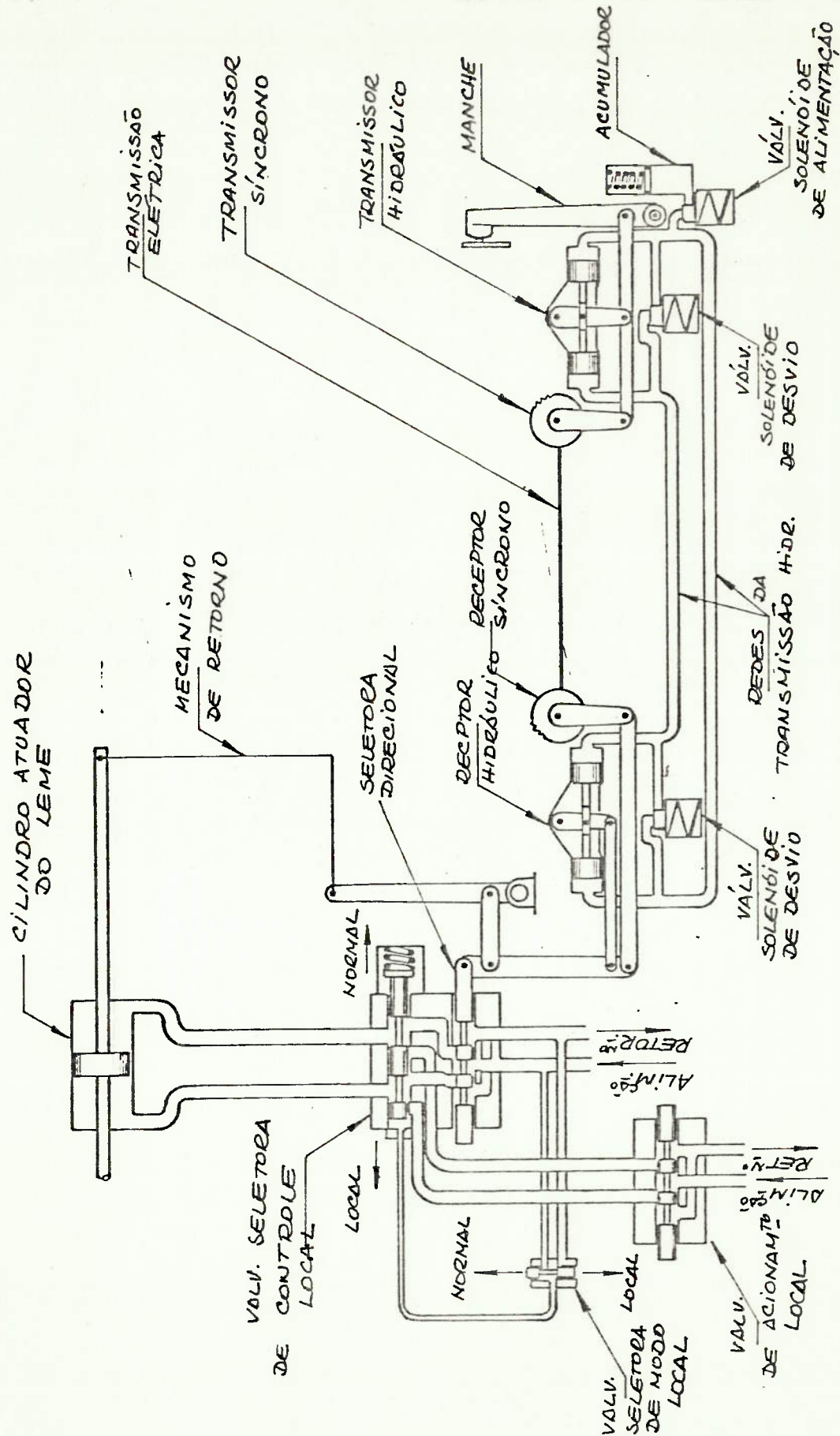
Uma vez acionado o sistema por meio de um comando introduzido no MTO, ocorre a seguinte sequência de operações:

a) Em transmissão elétrica

Nesta situação as válvulas solenóide de desvio do transmissor e do receptor estão abertas e a válvula solenóide de alimentação do sistema está fechada, fazendo com que o sistema hidráulico de transmissão esteja despressurizado e livre para ser arrastado sem oferecer resistência.

O sinal de comando introduzido vai movimentar o transmissor elétrico que é um motor síncrono. O receptor síncrono se movimentará deslocando o mecanismo que fará a movimentação da haste da válvula seletora direcional comunicando óleo sob pressão à câmara desejada do cilindro hidráulico. O cilindro ao se movimentar aciona um mecanismo de retorno (ou de realimentação) que trará a haste da válvula seletora direcional para sua posição neutra (de vedação) quando o leme atingir a posição desejada.

Note-se que nesta condição de operação, a válvula seletora de controle local permanece o tempo todo aberta, atuando como se não existisse.



SISTEMA DE TRANSMISSÃO DE ORDENS

FIGURA 2.2



b) Em transmissão hidráulica

Ocorrendo uma falha elétrica no sistema de transmissão de ordens, automaticamente o sistema hidráulico, será posto a operar. As válvulas de desvio e de alimentação são acionadas por solenóides e portanto, na ocorrência de uma falha elétrica suas posições são alteradas, sendo as válvulas de desvio fechadas e a válvula de alimentação aberta, colocando o sistema em contato com a pressão do acumulador hidráulico.

O sinal de comando movimentará o transmissor hidráulico arrastando agora o transmissor síncrono sem ação. O receptor hidráulico vai atuar no mecanismo que movimentará a haste da válvula seletora direcional.

A partir deste instante tudo se passa exatamente como na transmissão elétrica.

c) Em controle local

Ocorrendo falhas simultâneas nas transmissões elétrica e hidráulica o sistema é passado para controle local. Nesta situação, em cada um dos atuadores, é acionada a válvula seletora de modo local para a posição local cortando o suprimento de óleo pressurizado para uma das extremidades da haste da válvula seletora de controle local, permitindo que a ação da mola na outra extremidade a desloque. O deslocamento dessa haste colocará em comunicação, através da válvula de acionamento local, as duas câmaras do cilindro atuador e uma nova fonte de pressão de óleo proveniente de um outro ponto da rede hidráulica principal ou da descarga de uma bomba manual (no caso de falha total do sistema elétrico do submarino). A válvula de acio-

namento local, operada manualmente, selecionará que câmara do cilindro atuador será pressurizada.

O escopo deste trabalho diz respeito à introdução do comando desejado no módulo de transmissão de ordens, Isto pode ser feito manualmente por intermédio de um manche semelhante ao de um aeroplano, que é acionado por um operador como consequência da observação de instrumentos existentes em um painel, que lhe fornecem informações sobre rumo, profundidade e ângulo de cada um dos lemes.

Outra maneira de se introduzir comandos no MTO é pelo uso do piloto automático, ou seja, por meio de um sistema de controle automático que atua segundo uma ou mais leis de controle e cuja apresentação é o propósito principal deste capítulo.

## 2.2 - Controle Automático

### 2.2.1 - O piloto automático

O controle automático do comportamento do submarino "GAMMA" é realizado por um equipamento totalmente mecânico, cujos componentes são fabricados dentro de um padrão de precisão elevadíssimo, que permite a obtenção de respostas bastante adequadas ao problema, e que é chamado de "Piloto Automático - (PA)".

É o PA que recebe os sinais de referência gerados por instrumentos existentes a bordo ou introduzidos pelo operador e os compara com os sinais reais. Caso exista uma discrepância entre esses valores, o PA gera o comando necessário para eliminá-la. Este comando é que vai atuar sobre o MTO iniciando a sequência de operações cuja ação resultante será a movimentação do leme (ou superfície de controle) e que já foi resumidamente descrita na seção 2.1.

O piloto automático executa sua função de controlar o comportamento do submarino gerando dois comandos que são completamente independentes um do outro. Um comando atua na movimentação do submersível no plano horizontal controlando o seu comportamento em rumo, ou, como é chamado, em governo.

O outro comando gerado pelo PA será o responsável pela movimentação no plano vertical, controlando o comportamento do submarino no que diz respeito à profundidade e ao seu trim.

Quando o submarino navega na horizontal em uma determinada profundidade, ou seja, com ângulo de trim nulo, diz-se que ele está "trimado".

Na realidade o PA não é um único controle e sim dois controles que atuam de maneira independente, podendo atuar simultaneamente ou não e que são chamados de:

- Controle automático de governo; e
- Controle automático de profundidade.

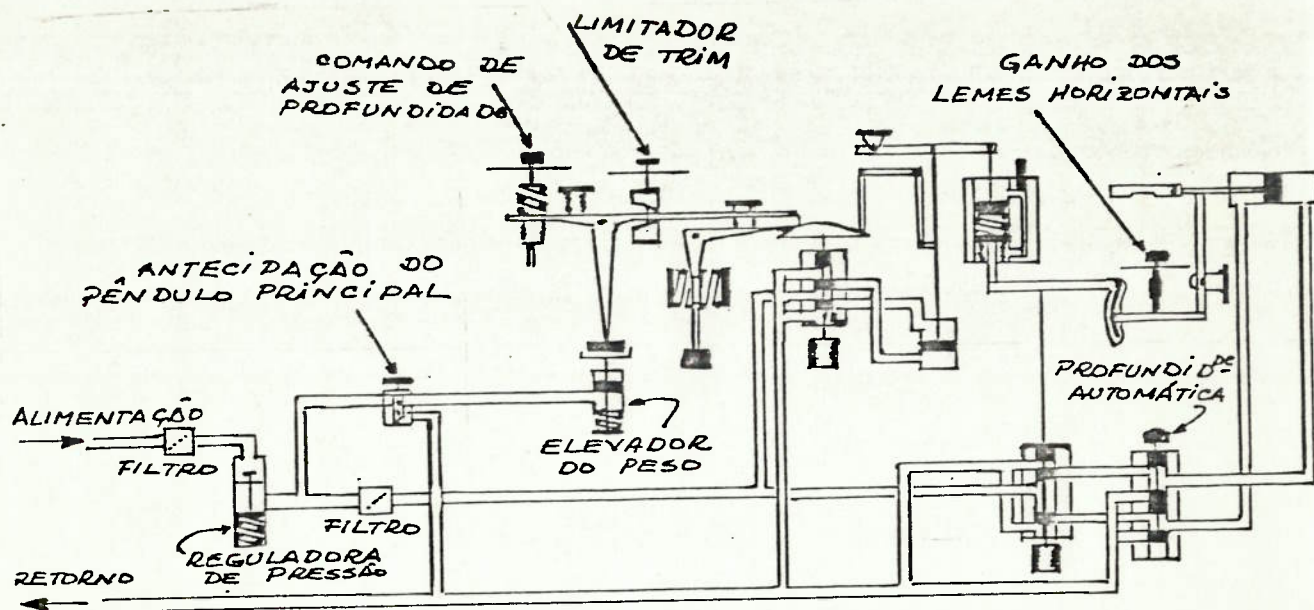
O PA de "GAMMA" possui características próprias que serão comentadas a seguir.

O PA é um sistema mecânico-hidráulico, conectado à rede hidráulica do submarino através de um filtro de malha bastante fina, para proteção dos seus componentes de precisão, e de uma válvula redutora de pressão, já que a potência necessária à movimentação dos componentes do sistema de controle é significativamente inferior àquela que aciona os lemes e demais equipamentos hidráulicos de bordo. Existe uma conexão entre o sistema e a água do mar que permite a medida direta da pressão hidrostática a que o submarino está submetido.

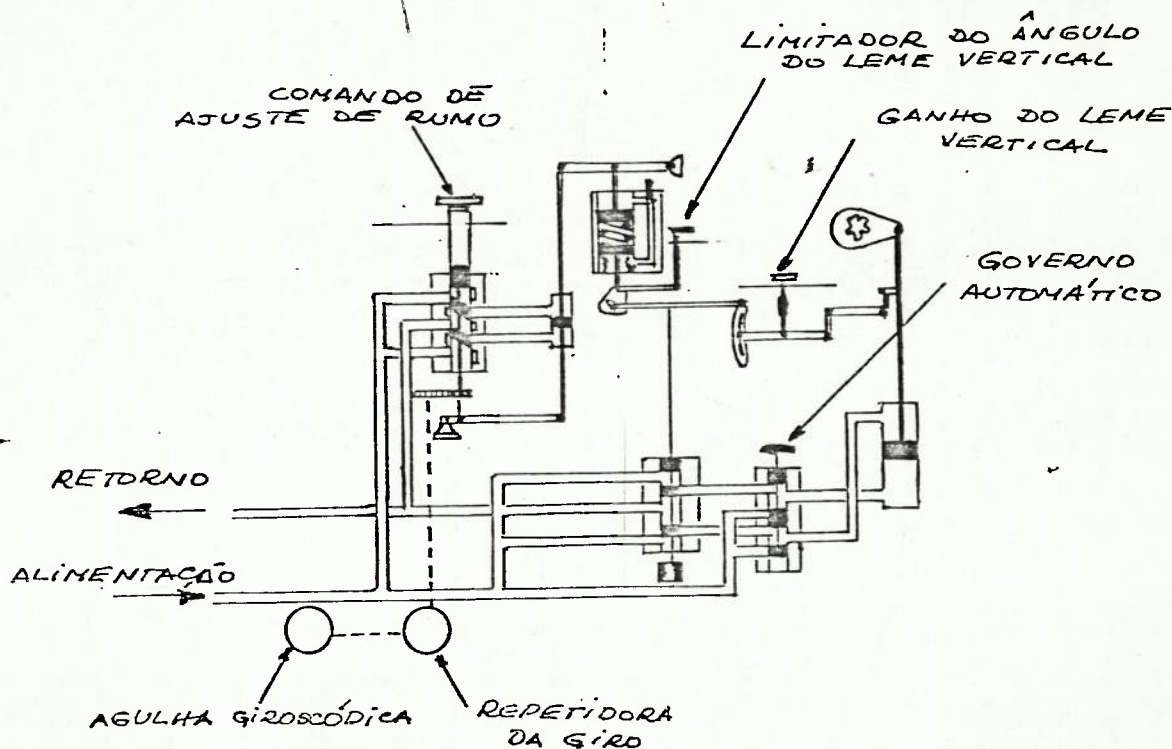
Para se colocar o piloto automático em funcionamento e para se introduzir nele as referências e ganhos desejados, existe uma série de botões de comando e de controle descritos a seguir e mostrados na figura 2.3.

- Comando de ajuste de profundidade

É um botão de comando, graduado em metros que serve para ajustar a profundidade que o submarino deverá atingir ou a profundidade a ser mantida.



SISTEMA DE CONTROLE AUTOMÁTICO DE PROFUNDIDADE



SISTEMA DE CONTROLE AUTOMÁTICO DE GOVERNO

BOTÕES DE COMANDO E CONTROLE

FIGURA 2.3

O valor da profundidade ajustada é a profundidade desejada ou de referência no que se refere ao controle automático.

- Profundidade automática

É um botão simples, que coloca ou tira de ação o controle automático de profundidade. Quando puxado para cima o controle é acionado. Quando pressionado para baixo reverte o sistema ao controle manual.

- Limitador do ângulo de trim

É um botão giratório regulado em graus e que é utilizado para se introduzir no sistema o máximo ângulo de trim a ser atingido pelo submarino em suas manobras.

- Antecipação do pêndulo principal

É um botão de duas posições (liga-desliga) onde estão as palavras ALTA e BAIXA, referentes à velocidade do submarino. (Esta ajustagem faz variar a distância do ponto futuro ao veículo).

Este sistema prevê o que ocorre, em termos de pressão (profundidade), em um ponto localizado a uma certa distância adiante da proa na direção de movimento. Este ponto é chamado de "ponto futuro". Em altas velocidades o ponto futuro é mais afastado que em baixas velocidades para permitir que as ações tomadas pelo sistema possuam um tempo compatível para serem executadas.

Por convenção, para este sistema o botão é posicionado em BAIXA para velocidades de até 8 nós. Este comando está contido em descrição mais detalhada do sistema que será feita posteriormente.

- Ganho dos lemes horizontais

É um botão giratório que limita o máximo ângulo de leme a ser atingido durante a execução da manobra.

- Comando de ajuste de rumo

É um botão giratório, circular, calibrado de  $0^{\circ}$  a  $360^{\circ}$ , que, tem por função introduzir no sistema o rumo ajustado, também chamado de rumo desejado ou rumo de referência a ser seguido pelo controle automático.

- Governo automático

Semelhante ao botão de profundidade automática já descrito anteriormente, ou seja, coloca ou retira o sistema automático de governo em funcionamento.

- Limitador do leme vertical

É um botão giratório que tem por função limitar o ângulo máximo que o leme vertical poderá atingir, ou seja, regula o ângulo limite do leme vertical como se fosse um esbarro mecânico móvel.

- Ganho do leme vertical

Semelhante ao botão do ganho dos lemes horizontais ele serve para limitar o máximo ângulo de leme a ser atingido durante a manobra como uma fração do ângulo limite do leme vertical.

O acompanhamento do funcionamento de cada um dos sistemas de controle automático será feito com o auxílio de desenhos esquemáticos onde os componentes são mostrados de maneira esquemática.

## 2.2.2 - Controle automático de profundidade

### 2.2.2.1 - Descrição dos componentes

Para bom entendimento do funcionamento do controle automático de profundidade torna-se necessário descrever com um pouco mais de detalhes alguns dos componentes do sistema que é mostrado no esquema da figura 2.4.

#### - Pêndulo principal

O pêndulo principal possui quatro elementos de maior importância que são: os braços de vante e de ré, a haste e o peso.

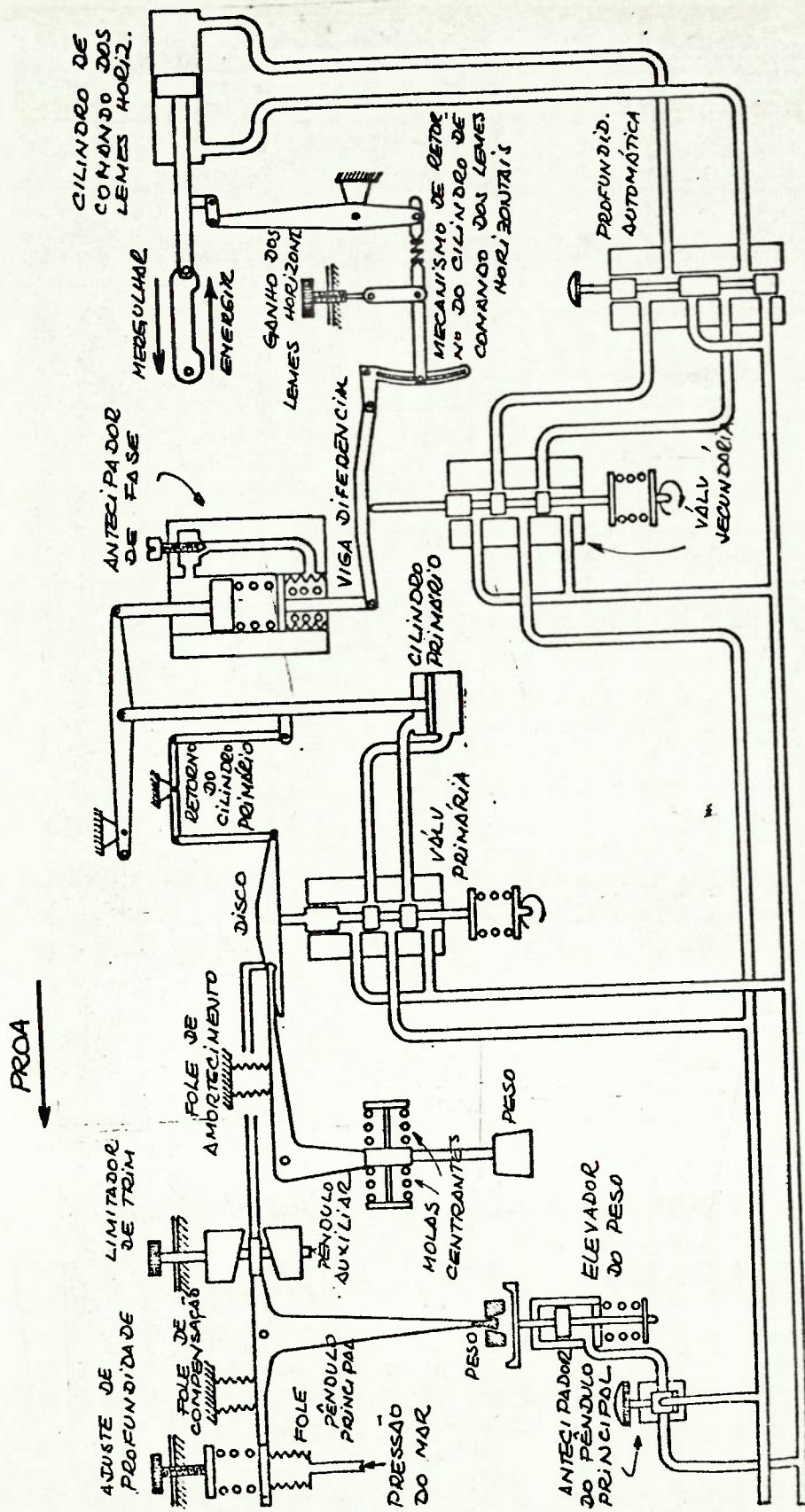
Perpendicularmente ligados entre si estão a haste e os braços do pêndulo, como ilustrado na figura 2.5.

Atuando sobre os braços de vante e de ré estão o comando de ajuste de profundidade, o limitador de ângulo de trim e uma mola tipo fole que transmite ao sistema, via pêndulo, a pressão do mar no exterior do casco do submarino.

Qualquer movimento oscilatório do pêndulo faz com que as extremidades do braço oscilem na vertical, e por intermédio de uma destas extremidades o movimento é transmitido ao disco somatório, cuja descrição será feita posteriormente.

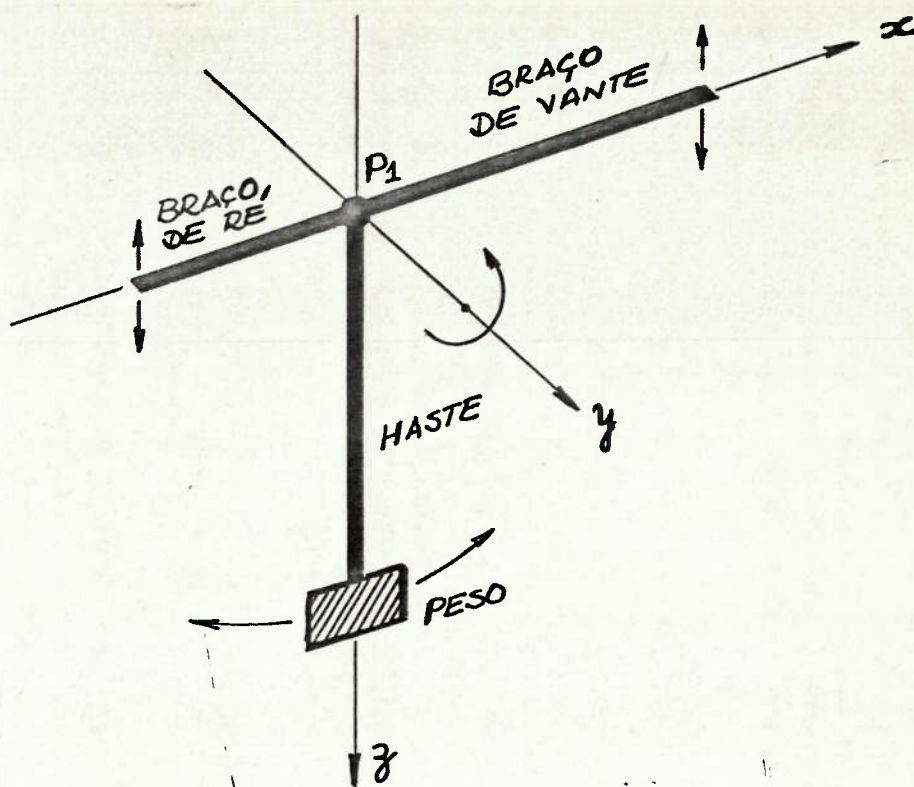
A extremidade inferior da haste possui diâmetro variável, formando uma seção de tronco de cone, onde o peso pode ser apoiado. O peso é internamente escareado de forma que haja grande contato de apoio entre ele e a haste. Nada além do peso próprio mantém este contato.





CONTROLE AUTOMÁTICO DE PROFUNDIDADE  
(COMPONENTES)

FIGURA 2.4



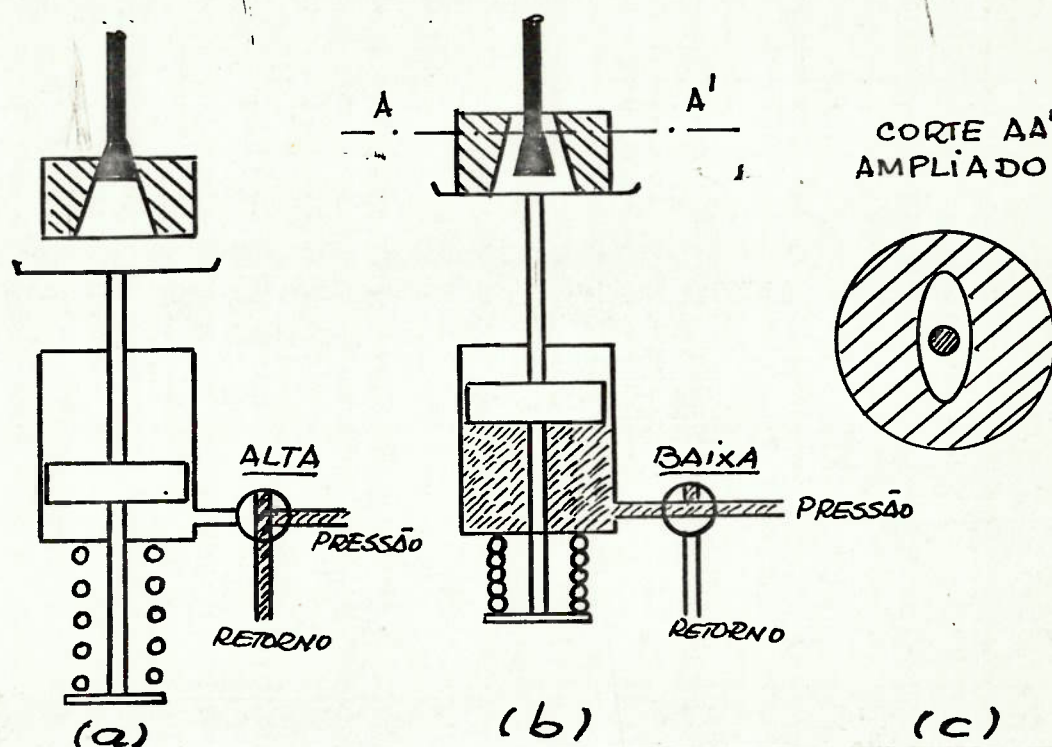
COMPONENTES DO PÊNDULO PRINCIPAL

FIGURA 2.5

Diretamente abaixo, concêntrico com o peso e a haste do pêndulo principal está localizado um cilindro hidráulico de ação simples, cujo êmbolo é mantido abaixado por ação de uma mola na ausência de pressão hidráulica, chamado no esquema da figura 2.4 de elevador do peso do pêndulo. Este cilindro recebe pressão hidráulica quando o botão de comando da antecipação do pêndulo principal é posicionado em BAIXA, pois, neste posição, a válvula atuada pelo botão permite a passagem de óleo pressurizado ao cilindro elevador do peso, sobrepujando a ação

da mola. Na posição ALTA, não há pressão e o êmbolo é mantido em baixo pela mola. A extremidade do êmbolo, oposta àquela na qual a mola atua, tem a forma de uma bandeja circular rasa e está bem próxima à parte inferior do peso. Está mostrado na figura 2.6(a e b) o que ocorre com o peso e com o pêndulo nas duas posições do botão de antecipação do pêndulo.

Na posição ALTA o elevador não atua e o peso está apoiado na haste, figura 2.6(a), fazendo que o pêndulo trabalhe como um pêndulo normal, cujos efeitos simulam uma profundidade existente a uma certa distância adiante da direção que o submarino se desloca, como adiante se verificará.



ELEVADOR DO PESO DO PÊNULO PRINCIPAL

FIGURA 2.6

Na posição BAIXA o elevador é atuado pela pressão hidráulica, figura 2.6(b). A bandeja ao subir leva consigo o peso, que estava simplesmente apoiado na haste. Nesta situação, por existir um rasgo no peso que permite o deslocamento da haste no sentido longitudinal, como mostrado pela figura 2.6(c), o pêndulo principal deixa de possuir peso e em consequência deixa de atuar como pêndulo não mais simulando profundidades antecipadamente.

- Eixo sem-fim, mola e fole para ajuste de profundidade

O botão de comando de ajuste de profundidade ao ser acionado faz girar um eixo sem-fim, que, por sua vez, produz movimento vertical de um cubo, que irá pressionar ou alongar uma mola helicoidal. Esta mola tem uma de suas extremidades presa ao braço do pêndulo principal e sempre que é pressionada ou alongada movimentada o pêndulo.

Posicionado diretamente abaixo do ponto em que a mola está presa, no braço do pêndulo principal, está o fole que recebe pressão diretamente do mar e que tende a contrariar a ação da mola acionada pelo comando de ajuste de profundidade. A força resultante das ações da mola e do fole sobre o braço do pêndulo é proporcional à diferença existente entre a profundidade real do submarino e a profundidade ajustada ou desejada. Ao se aumentar a profundidade desejada pressiona-se a mola, de modo que sua força seja superior que a provocada pelo fole, fazendo o controle atuar no sentido do submarino mergulhar. À medida que a profundidade desejada vai sendo alcançada a força do fole

vai se aproximando da força da mola, até que elas sejam outra vez igualadas ao ser atingida a profundidade desejada, trazendo o braço do pêndulo a sua posição de equilíbrio.

- Foles de compensação e amortecimento

Os foles de compensação e amortecimento atuam sobre o braço do pêndulo e têm por finalidade:

- amortecer as vibrações excitadas no pêndulo;
- compensar variações de pressões que ocorrem no interior do casco resistente do submarino e que poderiam causar efeitos não desejáveis sobre o equilíbrio do sistema do pêndulo. Um exemplo de variação de pressão, que aparece com frequência em submarinos convencionais e cuja magnitude é considerável, é aquela que ocorre durante a operação com esnorquel, (do inglês "Snorkel"), quando a água tende a entrar pelo conduto de admissão de ar aos motores e é impedida por um sistema de segurança que fecha o referido conduto por alguns instantes. Nesta ocasião os motores aspiram o ar ambiente causando um vácuo no interior do casco.

- Pêndulo auxiliar

Semelhante ao pêndulo principal, sendo composto por um único braço, haste e peso.

As diferenças entre os dois pêndulos se resumem a:

- O pêndulo auxiliar não possui o cilindro elevador do peso e seu peso é fixo a haste;

- O pêndulo auxiliar possui duas molas iguais e de ações opostas atuando sobre sua haste e tendendo a recentrá-la continuamente, fazendo que seus deslocamentos, mesmo para grandes ângulos de trim, sejam bastante pequenos.

- Disco somatório

Seguindo o esquema da figura 2.4 encontra-se o disco somatório.

Esse disco tem a forma de um prato que trabalha invertido, sendo apoiado, em sua parte inferior, exatamente no centro, sobre uma esfera de aço de pequeno diâmetro situada na parte superior da haste do êmbolo da válvula primária. Na parte inferior da haste da válvula existe um folê que mantém a haste continuamente pressionada para cima, contra o disco, em equilíbrio na posição neutra da válvula.

Na parte superior do disco, na região próxima à periferia, existem três pontos igualmente espaçados entre si de  $120^{\circ}$  e equidistantes do centro, nos quais permanentemente atuam esforços que equilibram o efeito do folê que empurra a haste da válvula primária para cima. Os esforços acima mencionados são provenientes dos pêndulos principal e auxiliar e do mecanismo de retorno do cilindro primário. Tanto a válvula como o cilindro primário serão descritos mais adiante.

Equilibrado nestes quatro pontos (um no centro em baixo e três espaçados de  $120^{\circ}$  por cima) o disco tem liberdade de se movimentar segundo três graus de liberdade: uma translação vertical e duas rotações em torno de eixos ortogonais si-

tuados no plano do disco, perpendicularmente ao eixo de translação.

Para que o disco seja movimentado basta que um dos seus quatro pontos de apoio seja deslocado quebrando o equilíbrio do conjunto. Outra posição de equilíbrio, fora da horizontal poderá ser atingida, como será visto na parte operacional do controle automático de profundidade.

- Válvula primária

A válvula primária tem por função comunicar óleo sob pressão a uma das câmaras do cilindro primário. É uma válvula de alta precisão, na qual o êmbolo é lapidado individualmente em cada cilindro sendo cada par cilindro (ou corpo da válvula)-êmbolo não intercambiáveis com outros de válvulas idênticas. Os êmbolos deste tipo de válvula estão sempre girando, quando o sistema está funcionando, para que a sensibilidade da válvula seja a maior possível evitando-se problemas de atrito entre aqueles e as paredes internas dos cilindros.

- Cilindro primário

O cilindro primário é um pequeno cilindro hidráulico que gera um sinal de entrada para o antecipador de fase. Em seu próprio corpo ele armazena um filtro mecânico de vibrações, cujo objetivo é absorver os sinais de alta frequência gerados pela válvula primária, consequência da rotação da válvula.

- Mecanismo de retorno do cilindro primário

O objetivo do mecanismo de retorno do cilindro primário é fazer com que a válvula primária retorne a sua posição neutra (de equilíbrio) após ter ocorrido um deslocamento do êm-

bolo do cilindro de um determinado valor proporcional aos movimentos dos pêndulos principal e auxiliar.

Por exemplo, suponha-se que inicialmente tudo esteja na posição central horizontal. Se em determinado instante cada um dos pêndulos se movimenta causando um deslocamento para baixo nos pontos dos seus apoios correspondentes no disco, a haste da válvula primária se moverá para baixo de  $1/3$  da soma destes deslocamentos, trasladando o apoio central da válvula primária para baixo de modo a movimentar o êmbolo do cilindro primário para baixo. Ocorrendo um deslocamento, o mecanismo de retorno faz com que o terceiro ponto de apoio do disco suba, fazendo com que o disco desloque para cima neste ponto, o suficiente para que seu centro suba até a haste da válvula primária chegue à posição neutra, cortando o fluxo de óleo para o cilindro. Isto ocorrerá quando o deslocamento do ponto de retorno (terceiro apoio do lado superior do disco) for igual à soma dos movimentos dos pontos relativos aos pêndulos, fazendo com que o êmbolo do cilindro primário tenha se deslocado de um valor proporcional a esta soma.

- Antecipador de fase

Se não existisse limitação na variação do movimento dos lemes horizontais e se o submarino não possuísse inércia, seria possível obter um controle automático de profundidade bem razoável acoplando-se o movimento do cilindro primário diretamente ao mecanismo do MTO que aciona os lemes horizontais. Entretanto, na realidade estes fatores causam atrasos na resposta e o sistema de controle se apresentaria muito oscilante.



Logo, é essencial que o MTO possa antecipar o movimento do cilindro primário, anulando o efeito destes atrasos. Isto é obtido com o uso do antecipador de fase.

O movimento de entrada do antecipador de fase é causado por um sistema de alavancas acionado pela saída do cilindro primário. O movimento resultante antecipa o que ocorreria na entrada do MTO, provocando um avanço do sinal de comando transmitido, através de um sistema secundário composto por uma válvula secundária, uma viga diferencial e um cilindro de comando dos lemes horizontais, que serão descritos a seguir.

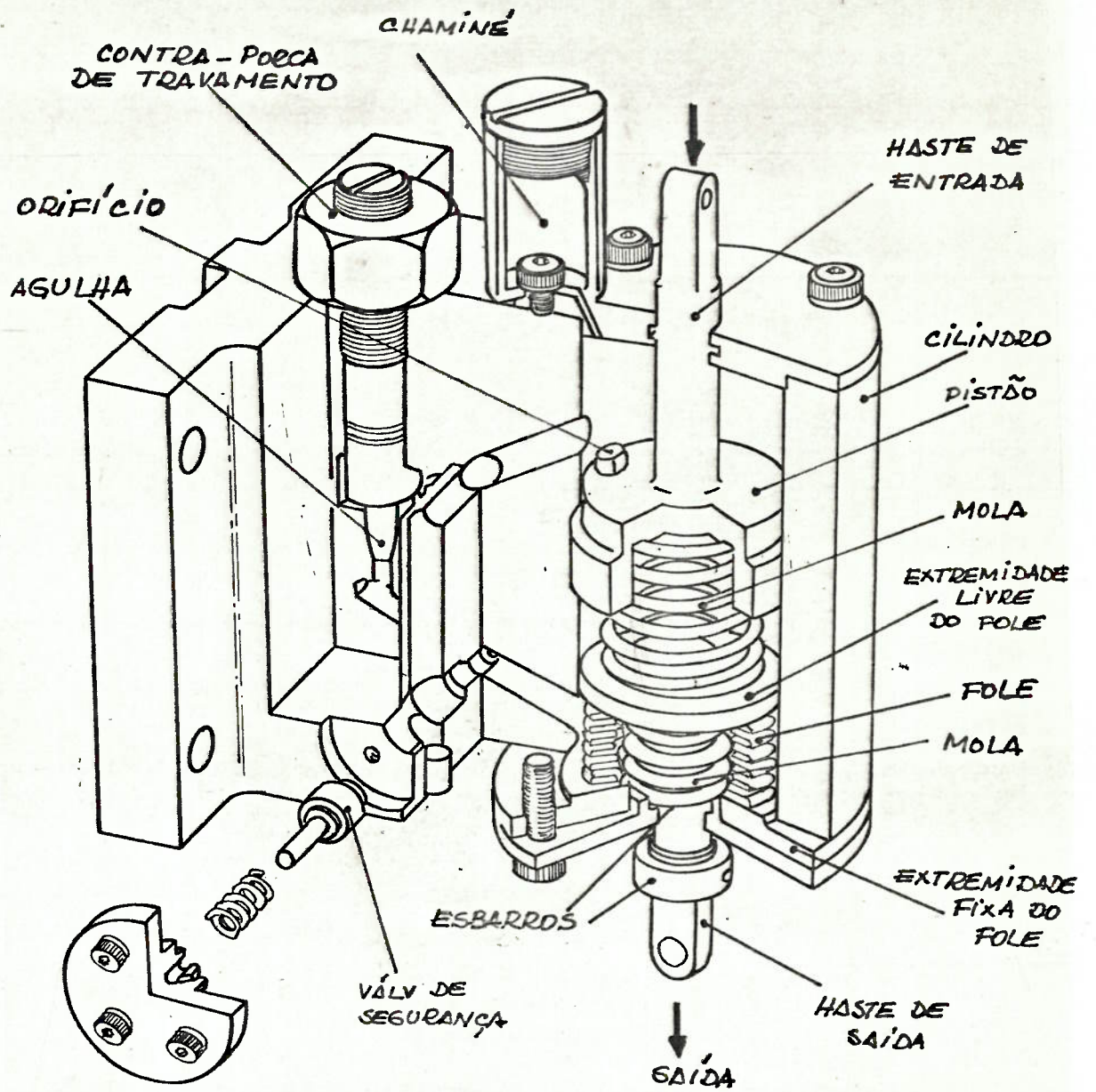
Como ilustra a figura 2.7 uma extremidade da haste de entrada termina em um pistão que trabalha dentro de um cilindro vertical cheio de líquido viscoso.

A haste de saída, tem uma de suas pontas (a que fica dentro do cilindro) fixada à extremidade móvel de um fole banhado externamente por líquido viscoso e que trabalha dentro da carcaça do cilindro, ou seja, o fole tem seu interior, por onde passa a haste de saída, completamente seco. A outra extremidade do fole é fixa e também trabalha como fundo do cilindro.

Entre o pistão da haste de entrada e a extremidade móvel do fole ligado à haste de saída existe uma mola.

Entre as extremidades do fole também existe uma mola e a constante combinada do conjunto mola-fole é quatro vezes superior a da mola que atua na parte de cima. O curso do movimento de saída é limitado por esbarros.

Existe uma passagem que interliga a parte superior do cilindro com a parte inferior. Nessa ligação encontra-se



ANTECIPADOR DE FASE  
FIGURA 2.7

uma válvula ajustável tipo garganta ou agulha. Se, por hipótese, a válvula agulha estiver totalmente aberta o sinal de entrada de uma determinada amplitude A vai gerar um sinal de saída cuja amplitude será igual à quarta parte de A, de modo a satisfazer a relação de 1 para 4 existente entre as respectivas constantes de mola, e não existirá avanço de fase. Entretanto, se a agulha estiver quase fechada o sinal de saída terá sua amplitude máxima atingida antes que o sinal de entrada tenha atingido o ponto máximo, pois o fole será submetido, e cederá, a uma pressão ou vácuo criado na parte superior do cilindro, como explicado com mais detalhes na seção 5.3 da referência [13].

O curso do movimento de saída ao atingir seu valor máximo encontra os esbarros anteriormente citados e a partir deste momento o restante do curso de entrada será completado como se a agulha estivesse totalmente aberta porque uma das duas válvulas de segurança que estão localizadas na passagem irá abrir.

Nesta condição de operação o ângulo de fase do sinal de saída está antecipado de noventa graus em relação ao ângulo de fase do sinal de entrada.

- Válvula secundária

É idêntica à válvula primária em todos os detalhes de fabricação e sua função é comunicar óleo sob pressão ao cilindro de comando dos lemes horizontais.

- Cilindro de comando dos lemes horizontais

É um cilindro hidráulico de duplo efeito, cuja haste, ao se movimentar, vai gerar um sinal de comando que aciona-

rã as unidades transmissoras dos lemes horizontais no MTO.

- Mecanismo de retorno do cilindro dos lemes horizontais

O movimento de retorno é feito a partir da haste do êmbolo do cilindro de comando dos lemes horizontais até a viga diferencial por meio de um sistema de barras, articulações e pontos pivotados.

Uma das barras possui um rasgo curvo do qual pode se deslocar o pino de interligação, que é influenciado pelo botão do ganho dos lemes horizontais. Ao ser movimentado, o pino de interligação desloca-se alterando a razão de realimentação. Quando o botão é posicionado em ganho máximo (ganho igual a 1), é necessário que a haste do cilindro de comando dos lemes horizontais se desloque de seu curso total para que a extremidade da viga diferencial seja deslocada de uma distância igual ao curso total de saída do antecipador de fase, trazendo assim a válvula secundária para sua posição neutra cortando o fluxo de óleo ao cilindro de comando dos lemes. Quando o ganho é de 0,25, torna-se necessário, tão somente, o deslocamento de uma quarta parte do curso total da haste do cilindro de comando dos lemes horizontais para que a extremidade da viga diferencial se desloque do curso total do antecipador de fase levando a válvula secundária a posição neutra. Neste caso, a movimentação real dos lemes horizontais ficará limitada em 1/4 do ângulo máximo que poderia ser atingido.

- Viga diferencial

É uma simples barra, pivotada em três pontos, que

pertence ao mecanismo de retorno do cilindro dos lemes horizontais.

Uma de suas extremidades é articulada na haste de saída do antecipador de fase enquanto a outra é articulada na peça que possui o rasgo curvo onde atua o ganho dos lemes horizontais. O terceiro ponto de articulação é feito por um trecho, localizado no meio da viga e que a liga com a haste da válvula secundária.

#### 2.2.2.2 - Operação do sistema

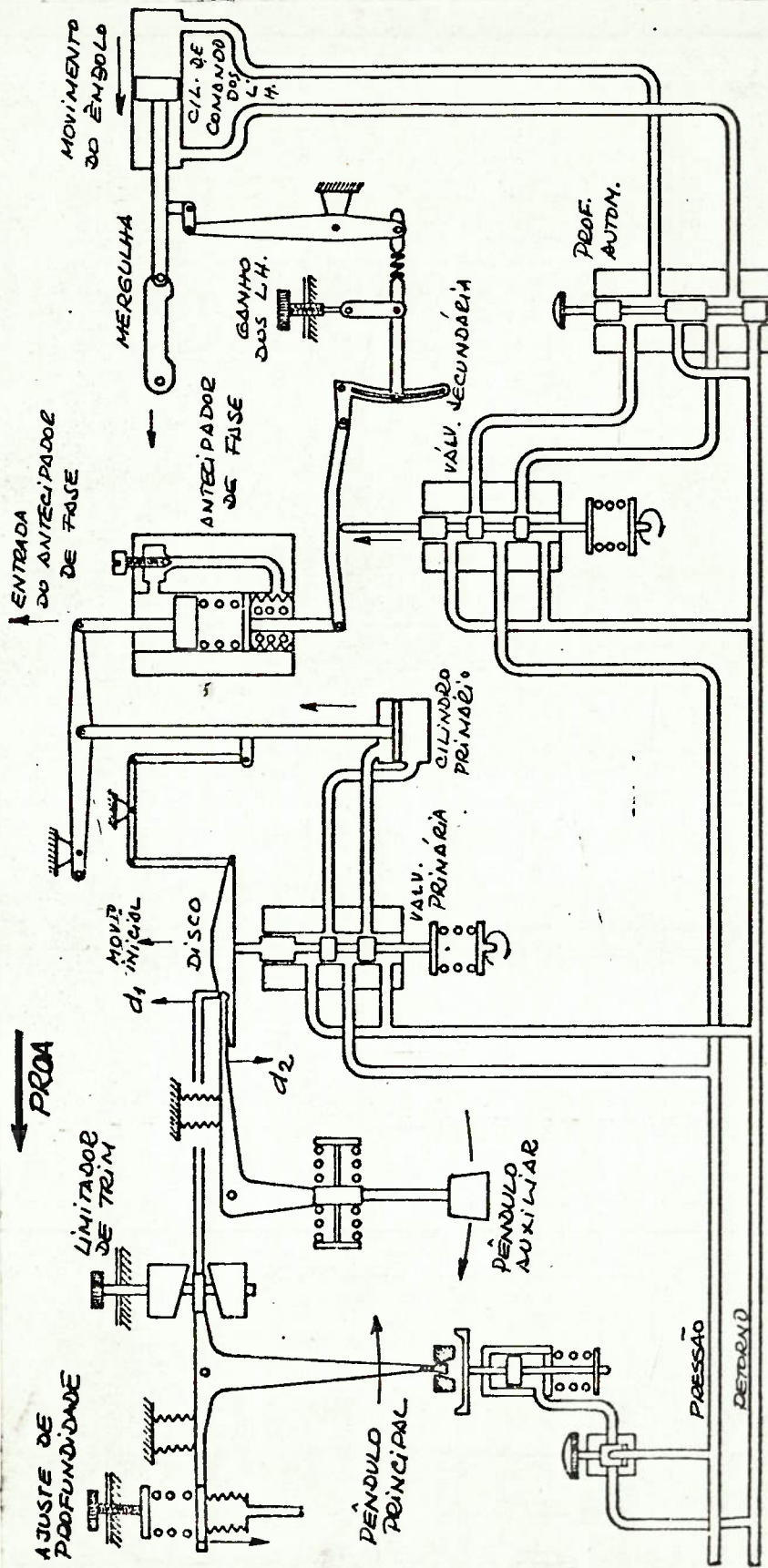
Feita a descrição dos componentes do controle automático de profundidade e de suas respectivas funções, pode-se iniciar a apresentação da sequência de operações que ocorrem no sistema quando é transmitida uma ordem para o submarino se posicionar em uma nova profundidade.

O acompanhamento da sequência é feito com o auxílio da figura 2.8.

Supondo que o comando de ajustagem de profundidade seja movimentado no sentido de aumentar a profundidade (mergulhar) de um valor  $h$ , ocorrerá o seguinte:

a) A rotação do botão de comando de ajustagem de profundidade fará com que a força da mola se torne maior que a força provocada pela pressão do mar atuando na extremidade do fole.

b) A força resultante causa a rotação do pêndulo principal movimentando seu peso para ré, no caso de altas velocidades.



CONTROLE AUTOMÁTICO DE PROFUNDIDADE (OPERAÇÃO)

FIGURA 2.8

des.

c) O movimento do pêndulo principal é transmitido ao disco por intermédio do seu braço de ré. O braço do pêndulo vai subir permitindo que a borda do disco, neste ponto de apoio suba.

d) Este movimento do disco faz com que a haste da válvula primária se desloque para cima tirando-a de sua posição neutra, já que esta é permanentemente pressionada para cima contra o centro do disco.

e) O movimento da haste da válvula primária é amplificado no cilindro primário. A haste do êmbolo deste cilindro está ligada por intermédio do mecanismo de retorno do cilindro primário ao disco, assegurando que o movimento do êmbolo do cilindro seja diretamente proporcional ao movimento do pêndulo principal.

f) O movimento de saída do cilindro primário também é transmitido como sinal de entrada ao antecipador de fase. A saída do antecipador de fase é proporcionalmente mais rápida que sua entrada numa razão igual à existente entre a velocidade do sinal de entrada e a variação desta velocidade.

g) A saída do antecipador de fase é transmitida à válvula secundária através da viga diferencial. A haste da válvula é mantida permanentemente contra a viga diferencial.

h) O movimento da válvula secundária é amplificado no cilindro de comando dos lemes horizontais.

i) A saída do cilindro de comando dos lemes horizontais é limitada entre o curso total a haste e um quarto deste

valor por meio de ajuste do ganho dos lemes horizontais situado no mecanismo de retorno do cilindro de comando.

Torna-se oportuno justificar a razão da existência de um ajuste de ganho dos lemes horizontais, que na realidade é um limitador do ângulo ordenado (a palavra ganho empregada nesta operação nada tem a ver com o conceito de ganho usualmente empregado em controle). Em águas profundas, o "ganho" dos lemes horizontais deve estar ajustado em seu valor máximo, igual a  $1,0$ , qualquer que seja a velocidade do submarino. O objetivo de se manter o ganho em seu valor máximo é o de se obter a maior velocidade de mudança de profundidade durante a manobra.

Quando o submarino estiver próximo à superfície com o mar agitado, sua posição pode ser alterada pelo efeito das ondas, que podem deslocá-lo tanto em profundidade quanto em trim. Nestas condições, um ganho elevado pode causar uma ocorrência e levada de operações do sistema de controle automático, provocando a sobrecarga do sistema hidráulico do navio. Será, portanto, vantajoso reduzir o ganho ao mínimo necessário de modo a limitar a ação dos lemes horizontais.

j) O movimento da haste do cilindro de comandos dos lemes horizontais é transmitido como sinal de comando ao sistema do módulo de transmissão de ordens (MTO).

A sequência descrita até este instante gera um comando de ângulo de leme, que, quando obedecido pelo sistema, provocará o aparecimento de um ângulo de trim que reforçará a ação do pêndulo principal e iniciará a ação do pêndulo auxiliar, responsável pelo controle do ângulo de trim do submarino. Essa fun



ção do pêndulo auxiliar é descrita a seguir.

Na seção 2.2, item 2.2.1 foi citada a existência de um botão de comando chamado "limitador do ângulo de trim" cuja função é introduzir no sistema o máximo ângulo de trim a ser atingido pelo submarino em suas manobras.

Esse máximo ângulo de trim a ser atingido durante a manobra será chamado de "trim desejado". O trim desejado pode variar entre 3 e 30° e é aplicado previamente. Quanto menor o valor do trim desejado, mais suave e demorada será a mudança de profundidade para uma determinada velocidade.

Quando o ângulo de trim do submarino atinge um valor igual ao do trim desejado, o braço de vante do pêndulo principal será contido pelas cames do limitador de trim, mantendo o pêndulo nesta posição. No entanto, o pêndulo auxiliar não é submetido a esta limitação, tendo apenas que vencer a ação de molas centrantes. A partir do momento que o submarino tente ultrapassar o valor do trim desejado, o pêndulo auxiliar atua de modo que o sinal gerado pela ação combinada dos dois pêndulos seja oposto ao que agia sobre o disco até então. Esse novo sinal vai movimentar os lemes horizontais no sentido necessário a fazer com que o ângulo de trim do submarino seja igual ao desejado. Quando este objetivo for alcançado os lemes horizontais devem estar a meio.

Esse propósito está embutido na lei de controle do sistema automático de profundidade, que é composta por duas parcelas relativas aos valores reais dos deslocamentos dos pontos de apoio do disco correspondentes a cada um dos pêndulos.

Supondo, para clareza da exposição, que inicialmente não haja limitação de trim e que o submarino esteja operando em alta velocidade (botão de antecipação na posição ALTA), essas parcelas são:

- parcela relativa ao pêndulo principal

$$d_1 = C_1 * h + C_2 * \text{sen } \theta \quad (2.3.1)$$

onde:

$d_1$  = deslocamento vertical da extremidade do braço de ré do pêndulo principal.  
 $h$  = variação da profundidade ou diferença entre a profundidade desejada e a real ou erro em profundidade.  
 $\theta$  = ângulo de trim do submarino.  
 $C_1$  e  $C_2$  = constantes de proporcionalidade.

- parcela relativa ao pêndulo auxiliar

$$d_2 = C_3 * \text{sen } \theta \quad (2.3.2)$$

onde:

$d_2$  = deslocamento vertical da extremidade do braço do pêndulo auxiliar.  
 $\theta$  = ângulo de trim do submarino.  
 $C_3$  = constante de proporcionalidade.

Portanto, nessas condições o deslocamento da haste da válvula primária,  $d_3$ , será proporcional à soma das parcelas

mencionadas, ou seja:

$$\begin{aligned} d_3 &= C_4 * [d_1 + d_2] = \\ &= C_4 * [C_1 * h + C_2 * \text{sen } \theta + C_3 * \text{sen } \theta] \end{aligned} \quad (2.3.3)$$

$$d_3 = C_4 * [C_1 * h + (C_2 + C_3) * \text{sen } \theta] \quad (2.3.4)$$

A expressão (2.3.4) também pode ser apresentada da seguinte forma:

$$d_3 = C_4 C_1 * \left[ h + \left( \frac{C_2 + C_3}{C_1} \right) * \text{sen } \theta \right]$$

ou

$$d_3 = k_1 * [h + k_2 * \text{sen } \theta] \quad (2.3.5)$$

onde:

$$\begin{cases} k_1 = C_1 * C_4 \\ k_2 = \frac{C_2 + C_3}{C_1} \end{cases}$$

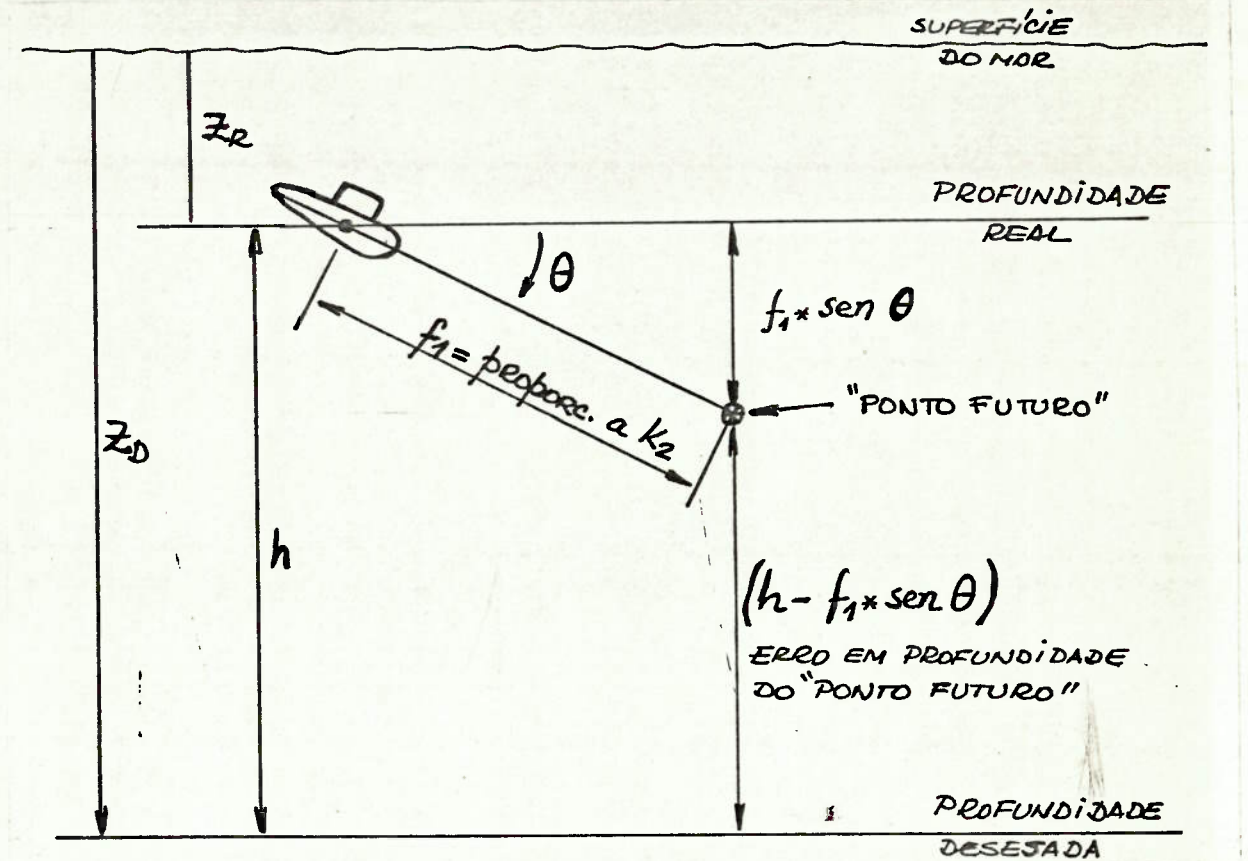
Como será mostrado detalhadamente no Capítulo 3, o sistema de referência adotado é tal que, quando o submarino mergulha e a profundidade aumenta,  $h$  é considerado positivo; o ângulo de trim,  $\theta$ , toma valores negativos. Logo:

para  $h > 0$

$$\theta < 0 \quad \text{e} \quad \text{sen}(-\theta) = - \text{sen } \theta$$

$$d_3 = k_1 [h - k_2 \text{sen } \theta]$$

Como ilustrado pela figura 2.9,  $d_3$  é proporcional ao erro em profundidade do ponto futuro.



ERRO EM PROFUNDIDADE DO PONTO FUTURO

FIGURA 2.9

O ponto futuro está situado uma determinada distância  $f_1$ , proporcional a  $k_2$ , adiante da direção do movimento de avanço do submarino, como será mostrado no "Apêndice A".

Quando em baixa velocidade, com o comando de antecipação do pêndulo principal posicionado em BAIXA, com o peso do pêndulo principal desengatado, tornando-o independente do ângulo de trim como mostrado anteriormente (ver figura 2.6), o deslocamento da haste da válvula primária será dado por:

$$d_3 = C_4 * [d_1 + d_2]$$

onde:

$$\begin{cases} d_1 = C_5 * h \text{ (independente de } \theta) \\ d_2 = C_3 * \text{sen } \theta \end{cases}$$

Logo:

$$d_3 = C_4 * [C_5 * h + C_3 * \text{sen } \theta] \quad (2.3.6)$$

que pode ter a forma:

$$d_3 = C_4 * C_5 \left[ h + \frac{C_3}{C_4} * \text{sen } \theta \right]$$

ou

$$d_3 = k_3 * [h + k_4 * \text{sen } \theta] \quad (2.3.7)$$

onde:

$$\begin{cases} k_3 = C_4 * C_5 \\ k_4 = \frac{C_3}{C_4} \end{cases}$$

Nessas condições, o ponto futuro estará situado a uma distância adiante da direção do movimento de avanço do submarino proporcional a  $k_4$ .

Se os lemes fossem posicionados devido a um sinal proporcional a  $d_3$  expresso pela expressão (2.3.5) ou (2.3.7) poderia ocorrer, em determinadas circunstâncias, que devido a uma variação muito grande de profundidade, ou seja, devido a um  $h$

muito grande, fosse atingido um ângulo de trim também muito grande, superior ao máximo ângulo de trim desejado, que é de  $30^{\circ}$ , o que seria inaceitável para o conforto e para alguns equipamentos existentes a bordo, como por exemplo, o conjunto de baterias.

Para evitar que isto aconteça, existe o limitador de ângulo de trim, que fisicamente restringe o movimento vertical do braço de ré do pêndulo principal no ponto que ele toca o disco a um deslocamento proporcional ao ângulo de trim desejado para a manobra, sendo para cima na imersão ou para baixo na emersão, a partir da posição de equilíbrio. Portanto, quando a variação da profundidade é grande, o pêndulo principal encosta no esbarro do limitador de ângulo de trim e somente o pêndulo auxiliar passa a possuir liberdade para controlar o ângulo de trim real. Nesse caso, supondo que o ângulo de trim desejado, que pode variar de 3 a  $30^{\circ}$ , seja de  $30^{\circ}$  (máximo permitido), o deslocamento da haste da válvula principal seria dado por:

$$d_3 = C_4 * [d_1 + C_3 \text{ sen } \theta]$$

onde  $d_1$  teria seu valor máximo limitado em:

$$d_1 \leq C_3 * \text{sen } \theta_d \quad (2.3.8)$$

sendo  $\theta_d$ : o valor do ângulo de trim desejado, ou seja, para este exemplo:

$$\theta_d = 30^{\circ}$$

logo:

$$d_1 < C_3 * \text{sen } 30^\circ = 0.5 * C_3 = C_6 \text{ (constante)}$$

Se  $h$  for suficientemente grande para  $d_1$  tender a ser maior que  $C_6$ , o ângulo de trim do submarino,  $\theta$ , tenderá a ser superior a  $\theta_d$ , que nesse exemplo vale  $30^\circ$ . Quando o limitador de trim atuar sobre o pêndulo principal, o valor de  $d_1$  será mantido constante e igual a  $C_6$  e na expressão de  $d_3$  somente a parcela correspondente a  $d_2$  poderá variar. Supondo  $h$  positivo,  $\theta$  será negativo e tem-se:

$$d_3 = C_4 * [C_6 - C_3 * \text{sen } \theta]$$

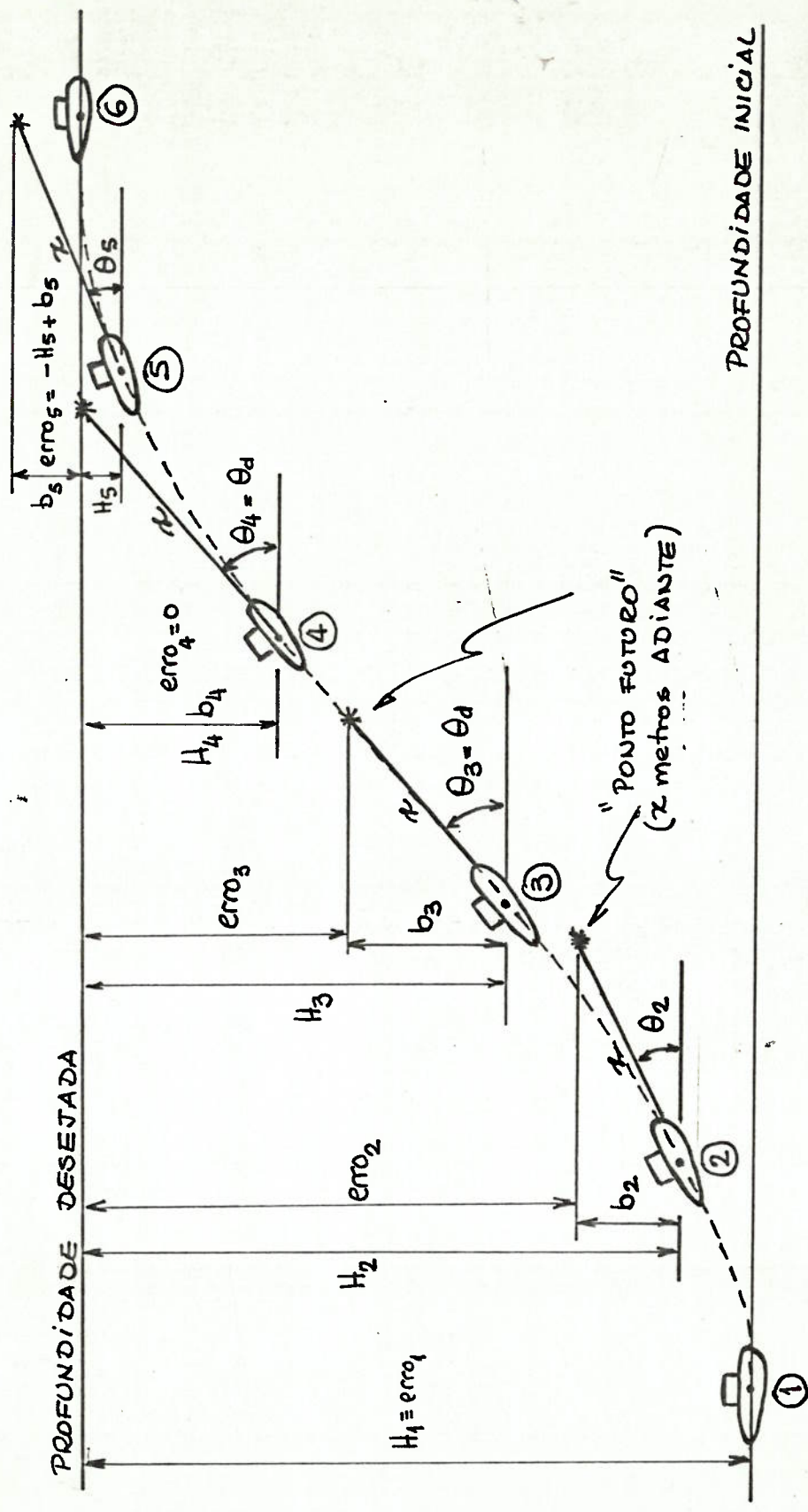
mas como  $C_6 = C_3 * \text{sen } 30^\circ$ :

$$d_3 = C_4 * [C_3 * (\text{sen } 30^\circ - \text{sen } \theta)] \quad (2.3.9)$$

A expressão (2.3.9) se anulará quando  $\theta_d = \theta$  e inverterá o sinal de  $d_3$  se  $\theta > \theta_d$ .

Portanto, nessa situação o controle será efetuado apenas pelo pêndulo auxiliar, que comandará a deflexão dos lemes em resposta às diferenças entre o ângulo de trim do submarino e o desejado. Essa situação será preservada até que o ponto futuro atinja a profundidade desejada.

A seguir, com o emprego da figura 2.10, exemplifica-se as diversas fases desenvolvidas no sistema de controle atra-



MANOBRAS DE MUDANÇA DE PROFUNDIDADE EM CONTROLE AUTOMÁTICO  
(ANTECIPAÇÃO NA POSIÇÃO ALTA)

FIGURA 2.10



vês de uma mudança de profundidade em emersão em alta velocidade.

No início da manobra, correspondente à posição 1 da figura 2.10, ao ser ajustada a nova profundidade desejada e o trim desejado, os lemes horizontais estarão a meio e o trim será nulo. Sendo  $h$  a diferença entre a profundidade desejada e a real, tem-se:

$$h = Z_d - Z_r = - H_1 \text{ (metros)}$$

$$\theta_1 = 0^\circ$$

$$\theta_d = 30^\circ \text{ (por exemplo)}$$

Nesse instante é gerado um sinal para que os lemes horizontais atinjam um determinado ângulo proporcional ao deslocamento da haste da válvula primária, ou seja, proporcional a:

$$d_3 = k_1 |h + k_2 \text{ sen } \theta_1|$$

ou

$$(d_3)_1 = k_1 |- H_1 + k_2 \text{ sen } 0^\circ|$$

portanto  $(d_3)_1 = - k_1 H_1$ .

Nessa condição, se  $H_1$  for suficientemente grande,  $d_1$  atinge o limitador de trim e os lemes serão acionados até seus ângulos máximos, ou seja:

$$d_3 = C_4 (d_1 + d_2)$$

onde, de acordo com (2.3.8):

$$d_1 = C_3 * \text{sen } \theta_d$$

$$d_2 = C_3 * \text{sen } \theta_1$$

sendo:

$$\begin{cases} \theta_d = 30^\circ \\ \theta_1 = 0^\circ \end{cases}$$

chega-se a:

$$d_1 = 0.5 * C_3 = C_6$$

Logo:

$$(d_3)_1 = C_6$$

Passados alguns instantes, o submarino já terá iniciado o atendimento da ordem se dirigindo para a nova profundidade, correspondente à posição 2 da figura 2.10, onde:

$$h = - H_2$$

$$0^\circ < \theta_2 < 30^\circ$$

portanto:

$$(d_3)_2 = k_1 [- H_2 + k_2 * \text{sen } \theta_2]$$

chamando:

$$b_2 = k_2 * \text{sen } \theta_2$$

chega-se a:

$$(d_3)_2 = k_1 [- H_2 + b_2]$$

Da figura 2.10 observa-se que:

$$- H_2 + b_2 = - (\text{erro})_2$$

$$\therefore (d_3)_2 = - k_1 * (\text{erro})_2$$

O movimento da haste da válvula primária é proporcional a um valor chamado  $(\text{erro})_2$  e que vale a diferença entre a profundidade desejada e a profundidade do ponto situado a uma distância proporcional a  $K_2$  metros adiante do submarino, na direção de seu avanço. Nessa condição o ângulo de leme ordenado po derá ser menor que o da posição 1.

Supondo que na posição 3 da figura 2.10 o submarino tenha atingido o ângulo de trim desejado, ou seja:

$$\theta_3 = \theta_d = 30^\circ$$

$$h = - H_3$$

tem-se:

$$(d_3)_3 = k_1 [- H_3 + k_2 * 0.5]$$

chamando:

$$\bar{b}_3 = k_2 * 0.5$$

$$- (\text{erro})_3 = (- H_3 + b_3)$$

$$d_3 = - k_1 * (\text{erro})_3$$

Se neste instante,  $H_3$  ainda for suficientemente grande para fazer que  $d_1$  esteja impedido de variar pelo limitador de trim, os lemes horizontais deverão ter retornado a meio, já que:

$$d_1 = - C_6 = - k_2 * 0.5$$

e

$$d_2 = k_2 * 0.5$$

portanto:

$$d_3 = C_4 (d_1 + d_2) = 0$$



fazendo com que o trim seja mantido constante.

Essa condição de manobra permanece constante até que o ponto futuro atinja a profundidade desejada como mostrado pela posição 4 da figura 2.10 onde:

$$h = - H_4 = - b_3 = - k_2 * 0.5$$

$$\theta_4 = \theta_d = 30^\circ$$

ou seja:

$$(d_3)_4 = k_1 [- H_4 + k_2 * 0.5]$$

$$(d_3)_4 = 0$$

ou seja:

$$(\text{erro})_4 = 0$$

Portanto, a partir deste instante o movimento do pêndulo principal, expresso por  $d_1$ , tende a ficar inferior a distância imposta pelo limitador de trim, que era constante, fazendo com que o ângulo dos lemes, que estavam sendo mantidos a meio, sejam acionados para que o submarino atinja a profundidade desejada de maneira assintoticamente suave, reduzindo gradualmente seu ângulo de trim, até que este se anule.

Está mostrado pela posição 5 da figura 2.10 uma situação intermediária entre o instante em que o submarino atinge a profundidade desejada e a posição 4, onde:

$$h = -H_5$$

$$0^\circ < \theta_5 < \theta_d$$

e

$$|H_5| < k_2 * \text{sen } \theta_5$$

portanto, chamando:

$$(\text{erro})_5 = -H_5 + k_2 * \text{sen } \theta_5$$

tem-se que:

$$(\text{erro})_5 > 0$$

e

$$(d_3)_5 = k_1 * (\text{erro})_5$$

indicando que o ângulo de leme ordenado para se atingir a profundidade desejada de modo suave terá sentido oposto ao ordenado no início da manobra.

### 2.2.3 - Controle automático de governo

#### 2.2.3.1 - Descrição dos componentes

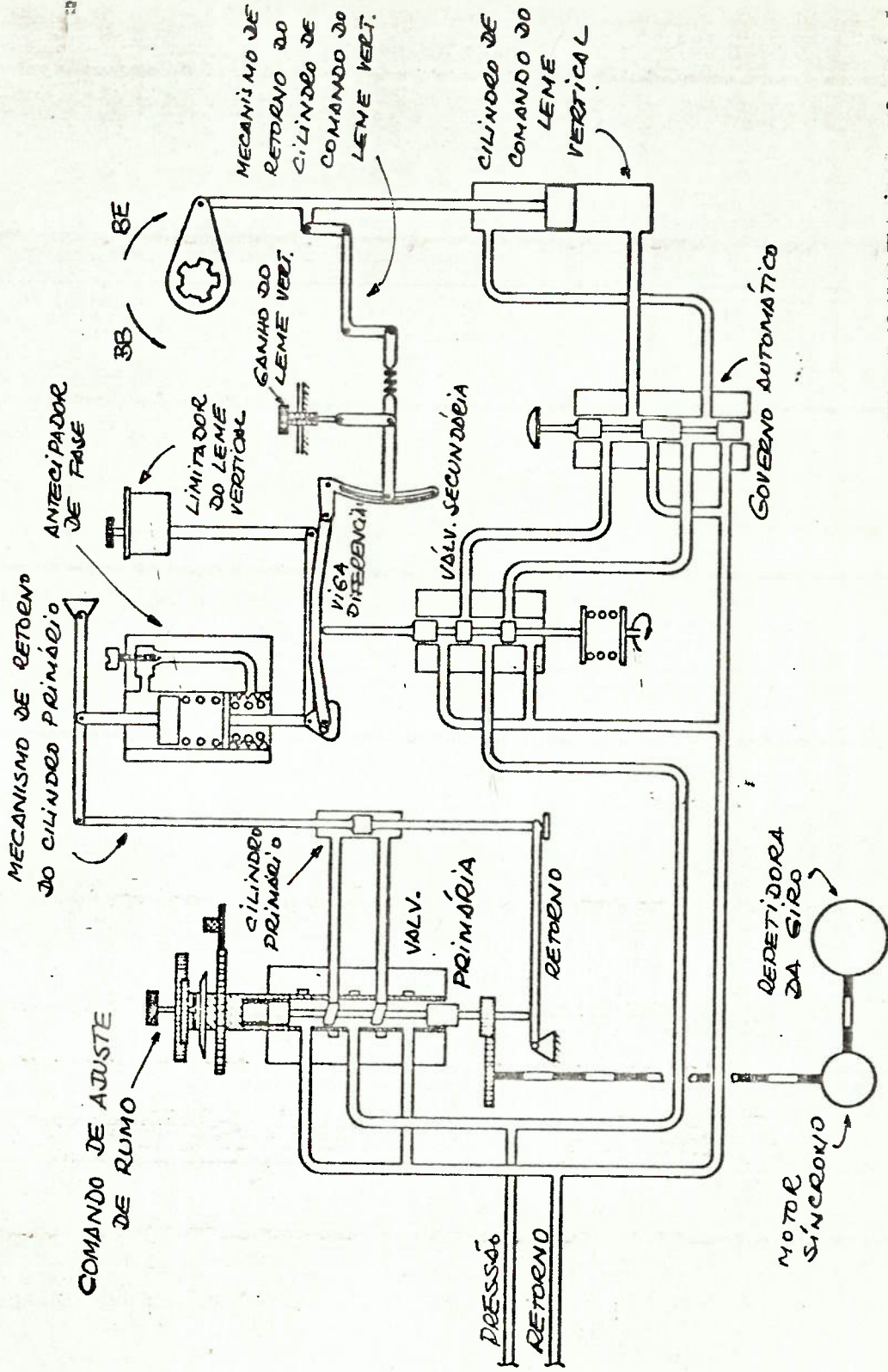
O princípio básico do funcionamento do controle automático de governo é o mesmo usado pelo controle de profundidade. O cilindro primário é movimentado proporcionalmente à diferença existente entre o rumo desejado e o rumo atual; o antecipador de fase e a válvula secundária movimentam o cilindro de comando do leme vertical, reduzindo essa diferença até que ela se anule.

Embora alguns dos componentes do sistema de controle de governo sejam exatamente iguais aos existentes no controle de profundidade, outros são específicos deste mecanismo. O sistema é mostrado esquematicamente pela figura 2.11.

Os principais componentes são:

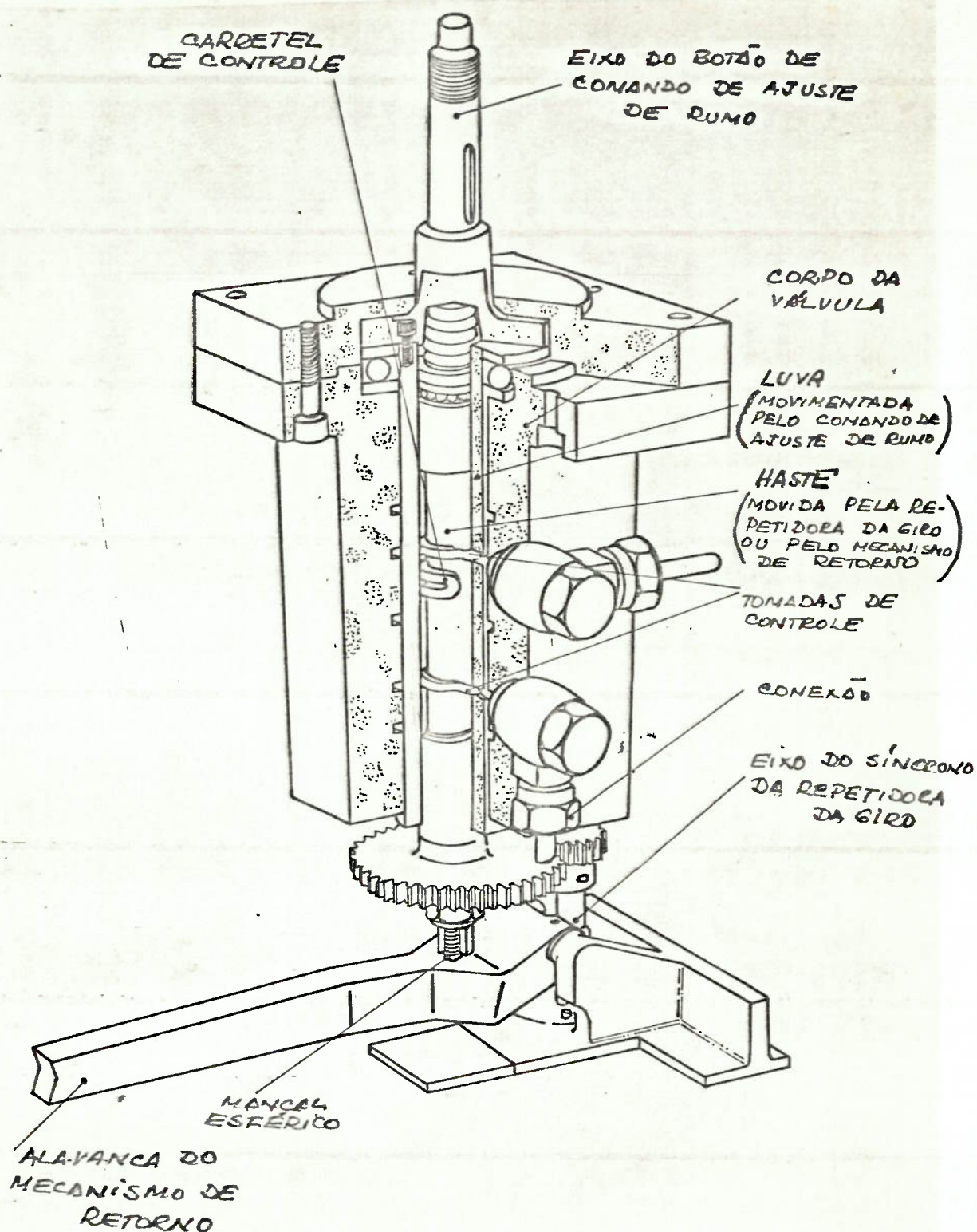
#### - Válvula primária

Como mostrado pela figura 2.12, os dois carretéis de controle da haste da válvula têm a forma helicoidal em sua região de operação permitindo que o fluxo de óleo de alimentação e de retorno ao cilindro primário através das tomadas da válvula possa ser feito tanto por intermédio de um giro quanto por meio de um deslocamento axial da haste quando esta sai de



CONTROLE AUTOMÁTICO DE GOVERNO  
(COMPONENTES E OPERAÇÃO)

FIGURA 2.11



VÁLVULA PRIMÁRIA

FIGURA 2.12



sua posição neutra.

As tomadas de controle são feitas em uma luva que possui liberdade de girar dentro do corpo da válvula. Esta luva é diretamente ligada ao botão de comando de ajuste de rumo e portanto, sempre que é introduzido em novo rumo girando-se o botão, a luva gira da mesma quantidade. Cada tomada tem comunicação com uma ranhura em forma de anel feito ao longo da circunferência da parte interna do corpo da válvula. Cada ranhura permite a interligação com as redes que alimentam e retornam o fluxo de óleo ligados ao cilindro primário.

Na extremidade inferior da haste existe uma roda dentada que é acionada pela repetidora de rumo do navio. Uma volta completa da roda dentada corresponde a  $360^{\circ}$  de variação na direção do submarino. A engrenagem motora, que está ligada ao eixo da repetidora do rumo, atua independentemente da posição vertical da haste que se desloca por ação do mecanismo de retorno do cilindro primário.

Para o entendimento do funcionamento da válvula é feita a descrição de um exemplo. Supõe-se que, inicialmente, ela esteja na posição neutra, e que o restante do sistema esteja em equilíbrio. Se o submarino se desviar do rumo desejado, a repetidora do rumo vai girar a haste no sentido correspondente ao do desvio. Este movimento abre parcialmente uma das extremidades das tomadas devido ao passo da hélice dos carretéis. Em seguida o êmbolo do cilindro primário é deslocado de sua posição central arrastando o mecanismo de retorno, que por sua vez movimentará a haste em sentido contrário de uma distância exatamente

igual à anterior, fechando outra vez as tomadas e parando o movimento do cilindro. Com isto a haste do cilindro foi deslocada de sua posição central de um valor proporcional ao erro em rumo.

- Repetidora de rumo

A repetidora de rumo é simplesmente um motor síncrono que recebe informações da agulha giroscópica do submarino. Sempre que o rumo é alterado o síncrono é movimentado e este movimento é transmitido à haste da válvula primária por meio de um sistema de engrenagens.

- Mecanismo de retorno do cilindro primário

O movimento do êmbolo do cilindro primário é realimentado na haste da válvula primária, que é permanentemente pressionada para baixo por uma mola, através de uma alavanca de retorno por meio de um apoio esférico.

- Cilindro primário, antecipador de fase, viga diferencial, válvula secundária e mecanismo de retorno do cilindro do leme vertical

Estes componentes do sistema de controle de governo são análogos aos existentes no sistema de controle de profundidade.

#### 2.2.3.2 - Operação do sistema

A operação sequencial do sistema quando se deseja uma variação de rumo é a seguinte:

a) Ao se girar o botão de comando de ajuste de rumo

a luva da válvula primária gira da mesma quantidade. As duas tomadas de controle são afastadas dos carretéis da haste conectando a pressão hidráulica e retorno às câmaras do cilindro primário.

b) O êmbolo do cilindro primário se movimentará até que seu mecanismo de retorno agindo sobre a haste da válvula primária reposicione-a de modo que os carretéis tapem as tomadas de controle em sua nova posição. Este mecanismo assegura que o deslocamento do êmbolo do cilindro primário seja diretamente proporcional a alteração de rumo ordenada.

c) O sinal de saída do cilindro primário é transmitido como entrada ao antecipador de fase. O sinal de saída do antecipador de fase é proporcionalmente maior que o de entrada, a uma razão igual à existente entre a velocidade desta entrada e a faixa de variação desta velocidade, de modo semelhante ao seu funcionamento no controle automático de profundidade.

d) A saída do antecipador de fase é transmitida à válvula secundária (de governo) que atua de modo semelhante à válvula secundária do sistema de profundidade.

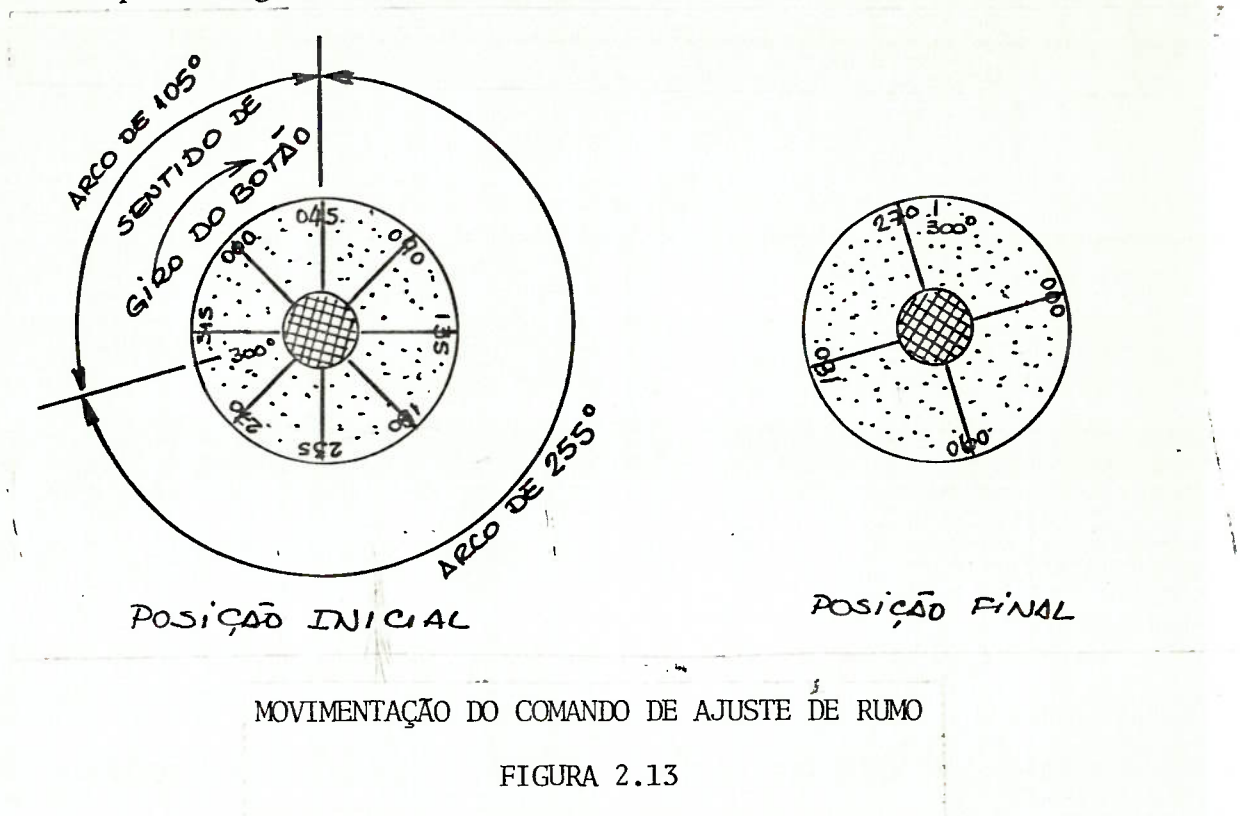
e) O movimento da válvula secundária é amplificado pelo cilindro de comando do leme vertical.

f) O deslocamento do êmbolo do cilindro de comando do leme vertical pode ser ajustado de curso total a 1/4 do curso total por meio do ganho do leme vertical situado no mecanismo de retorno do cilindro de comando.

g) Este movimento do êmbolo é transmitido como sinal de comando para o acionamento do transmissor do MTO.

OBSERVAÇÃO 1: Para alterar o rumo deve-se girar o botão de co-

mando de ajuste de rumo na direção que proporcionar o menor setor angular. Por exemplo, ao se variar o rumo de  $045^{\circ}$  para  $300^{\circ}$  deve-se girar o botão de comando no sentido horário como ilustrado pela figura 2.13.



Normalmente gira-se o botão no sentido de percorrer o setor cujo ângulo seja inferior a  $180^{\circ}$ .

Se houver necessidade de se fazer uma alteração de curso guinando o submarino obrigatoriamente por um dos bordos, mesmo que o ângulo de variação de rumo seja superior a  $180^{\circ}$ , como no caso de uma manobra conjunta com outros navios, o comando de ajuste deve ser executado em duas etapas, ambas inferiores a  $180^{\circ}$ .

OBSERVAÇÃO 2: O ganho do leme vertical deve ser reduzido no ca-

so de guinadas em alta velocidade, para que a banda proveniente desta operação não atinja valores excessivos. Em mau tempo ou próximo à superfície, o ganho deve ser reduzido de modo a não sobrecarregar a demanda do sistema hidráulico do submarino.

### 2.3 - Leis de Controle

O controle automático é executado por intermédio de duas leis que atuam independentemente sobre o movimento do submarino. Uma atuando no plano vertical e que será chamada lei de controle automático de profundidade e outra que atua no movimento no plano horizontal e que será a lei de controle automático de governo.

Para a dedução dessas duas leis foram utilizados planos e manuais do submarino "GAMMA" referentes ao piloto automático e ao sistema de um só operador. Ao longo das pesquisas e análises procedidas chegou-se à conclusão que os dois sistemas foram projetados com base nos conceitos do controle clássico e são do tipo "proporcional mais integral" (PI).

As leis de controle do submarino "GAMMA", que estão deduzidas no "Apêndice A" são:

- No plano horizontal

$$\delta_{LV} = - \left[ k_1 (\Delta \Psi) + k_2 * \int_0^t (\Delta \Psi) * dt \right]$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} k_1 = \text{ganho} \\ k_2 = \text{razão de reajuste} \\ \Delta \Psi = \Psi \text{ desejado} - \Psi \text{ real} \end{array} \right.$$

- No plano vertical

$$\delta_{LH} = - \left[ k_3 d_3 + K_4 \int_0^t d_3 * dt \right]$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} K_3 = \text{ganho} \\ K_4 = \text{razão de reajuste} \\ d_3 = \frac{1}{3} [d_1 + d_2] = \frac{1}{3} * f(Zd, Zr, \theta d, \theta r, t) \end{array} \right.$$

#### 2.4 - Comentários Finais

O sistema real existente a bordo do submarino "GAMMA" é puramente mecânico a menos dos motores síncronos que atuam em alguns pontos do conjunto. A utilização de componentes eletrônicos poderia baratear a construção e aumentar ainda mais a precisão das respostas de um piloto automático. O custo de construção do sistema mecânico é extremamente superior e seu custo de manutenção é maior por exigir instalações e equipamentos mais caros e que por sua vez também exigem uma rotina de manutenção bastante rigorosa. Por outro lado, os sistemas mecânicos podem executar funções simples, como as exigidas por um sistema de controle do tipo "proporcional-integral-diferencial" - (P.I.D), dentro da precisão desejada e apresentando uma robustez física superior a dos componentes eletrônicos.

Como o submarino é um veículo projetado para operar em condições bastante adversas, podendo ser submetido a cargas explosivas e ter seu sistema de ar condicionado desligado para atender condições de silêncio exigidas em alguns tipos de operação, um sistema vital como o que atua nos lemes horizontais deve ser confiável e seguro mesmo se submetido a choques e a condições atmosféricas (temperatura e umidade) bastante adversas. Neste ponto, que provavelmente foi considerado como sendo o requisito básico do projeto do piloto automático, o sistema mecânico leva uma vantagem considerável sobre o eletrônico. Entretanto, apesar de bastante seguro, o sistema apresenta alguns pontos aparentemente fracos, que, se ocorrerem falhas podem com



prometer o submarino, principalmente por não possuírem um mecanismo de alarme capaz de mostrar em um painel se a aparelhagem está funcionando corretamente ou não, ficando na dependência da observação humana (do timoneiro) a detecção de qualquer falha e a iniciativa de passar o sistema de automático para manual. Os principais pontos fracos do sistema, pelo menos aparentemente, são os foles, em especial destaque o que trabalha em contato com a água do mar. Estes foles estariam sujeitos a sofrer algum tipo de avaria por corrosão ou fadiga. Um sistema de alarme do tipo pressostato eletrônico poderia estar associado a cada fole, registrando qualquer variação de pressão anormal provocada por uma avaria. No instante que o fole fosse perfurado (por uma corrosão localizada, por exemplo) seu interior seria despressurizado e o dispositivo eletrônico acionaria um sinal de alarme visual ou sonoro (ou ambos) em algum ponto do painel de instrumentos. Na realidade, estes foles são construídos por materiais inoxidáveis e de alta resistência a fadiga e cujos cuidados especiais são complementados por meia rotina de manutenção rigorosa e frequente.

Pode-se então concluir que o sistema mecânico é o que melhor se adapta às condições bastantes adversas a que pode ser submetido um submarino, apesar de seu custo elevado para atender os requisitos de precisão e resistência. O único senão apresentado e que pode facilmente ser implementado é a inexistência de um sistema de alarme que detetaria falhas no sistema com uma rapidez e segurança superiores às aquelas esperadas de um observador humano.

CAPÍTULO 3

O MODELO LINEAR

### 3.1 - Modelo Matemático do Submarino "GAMMA"

O fenômeno associado com o movimento de um corpo dentro de um fluido depende:

- das propriedades do corpo,
- das características do movimento,
- das propriedades do fluido.

Portanto, as quantidades que interessam ao estudo, como as forças e momentos que atuam no corpo são funções das propriedades.

As propriedades do corpo são: tamanho, forma e distribuição de massa. Uma vez que se está estudando o caso de um corpo rígido, com o auxílio de um sistema de eixos apropriados, pode-se dizer que os seguintes itens são suficientes para definir as propriedades do corpo:

$L$  - comprimento do corpo (deve-se escolher um comprimento que venha a caracterizar a noção de tamanho do corpo).

$Geom$  - caracteriza a forma ou geometria do corpo (incluindo os meios de propulsão e apêndices).

$m$  - massa do corpo.

$I_{ij}$  - características de inércia do corpo (momentos e produtos de inércia onde os índices denotam o eixo de referência).

$\vec{R}_G$  - vetor que define a posição do centro de gravidade do corpo a partir da origem de um sistema de eixos arbitrários fixos ao corpo.

As propriedades do movimento são dadas pelas velocidades e acelerações do centro de gravidade do corpo (tanto lineares quanto angulares), pelas deflexões de apêndices móveis do corpo, como por exemplo as superfícies de controle (lemes), os propulsores e seus eixos e pelo conjunto de variáveis de orientação do corpo no fluido.

Quando uma superfície de controle é acionada, surge como consequência uma conformação geométrica do corpo diferente daquela inicialmente ocupada. De modo a evitar que, para cada deflexão de uma superfície de controle, seja necessário definir uma nova geometria do corpo toma-se por definição de "geometria do corpo", aquela situação na qual não há deflexão das superfícies de controle. Por serem as superfícies de controle partes móveis do corpo e por serem suas velocidades e acelerações consideradas como propriedades do movimento, a deflexão da superfície de controle será considerada, por conveniência, como característica do movimento.

As características do movimento são:

- Posição e orientação de um ponto do corpo:  $x_0, y_0, z_0, \phi, \theta$  e  $\psi$  (definidos posteriormente)
- Velocidade linear:  $\vec{V}$
- Velocidade angular:  $\vec{\Omega}$
- Aceleração linear:  $\dot{\vec{V}}$

- Aceleração angular:  $\dot{\bar{\omega}}$
- Deflexão das superfícies de controle:  $\delta$
- Velocidade angular da superfície de controle:  $\dot{\delta}$
- Aceleração angular da superfície de controle:  $\ddot{\delta}$
- Velocidade angular do eixo propulsor:  $n$
- Aceleração angular do eixo propulsor:  $\dot{n}$

As propriedades do fluído são:

- Densidade ou peso específico:  $\rho$
- Viscosidade:  $\mu$
- Tensão superficial:  $\tau$
- Pressão de vapor do líquido:  $p_v$
- Elasticidade do líquido:  $E$

Portanto, ao se tratar de "movimento de um corpo em um fluído" será necessário lidar com modelos matemáticos do tipo:

$$\begin{array}{l}
 \text{Forças} \\
 \text{Momentos} \\
 \text{etc.}
 \end{array}
 \left. \vphantom{\begin{array}{l} \text{Forças} \\ \text{Momentos} \\ \text{etc.} \end{array}} \right\} = f\{ \underbrace{[L, \text{Geom}, m, \vec{R}_G, I]}_{\text{prop. do corpo}}, \underbrace{[(x_0, y_0, z_0, \phi, \theta, \psi)]}_{\text{orientação}}, \underbrace{(\vec{V}, \bar{\omega}, \dot{V}, \dot{\bar{\omega}}, n, \dot{n}, \delta, \dot{\delta}, \ddot{\delta}, \text{etc})}_{\text{dinâmica}} \}, \\
 \underbrace{[\rho, \mu, \tau, g, p, p_v, E, \dots]}_{\text{prop. do fluído}}
 \end{array}$$

$\underbrace{\hspace{15em}}_{\text{prop. do movt}^\circ}$

Essas forças e momentos são responsáveis pelo movimento do corpo que é regido pelas equações do comportamento dinâmico.

### 3.1.1 - Equações do Comportamento Dinâmico

Admitam-se as seguintes hipóteses para o submarino:

- é um corpo rígido,
- possui pelo menos um plano de simetria,
- tem massa fixa,
- distribuição invariável da massa pelo corpo,
- centro de gravidade no plano de simetria,
- dois eixos principais de inércia nesse plano de simetria,
- está sempre totalmente imerso.

Considere-se um sistema de eixos ortogonais,  $Gxyz$ , fixo no corpo, com origem coincidente com o centro de gravidade do mesmo, e com o plano  $Gxz$  situado no plano de simetria, sendo  $Gx$  e  $Gz$  eixos principais de inércia, como mostrado na figura 3.1.

Portanto, tem-se:

- $G$  - origem fixa no centro de gravidade da embarcação
- $Gx$  - eixo longitudinal no plano de simetria, usualmente paralelo ao eixo de revolução do casco

resistente de submarinos, ou paralelo à linha de base ou de flutuação em águas calmas, para navios de superfície. Seja  $\vec{i}$  o versor nesse eixo.

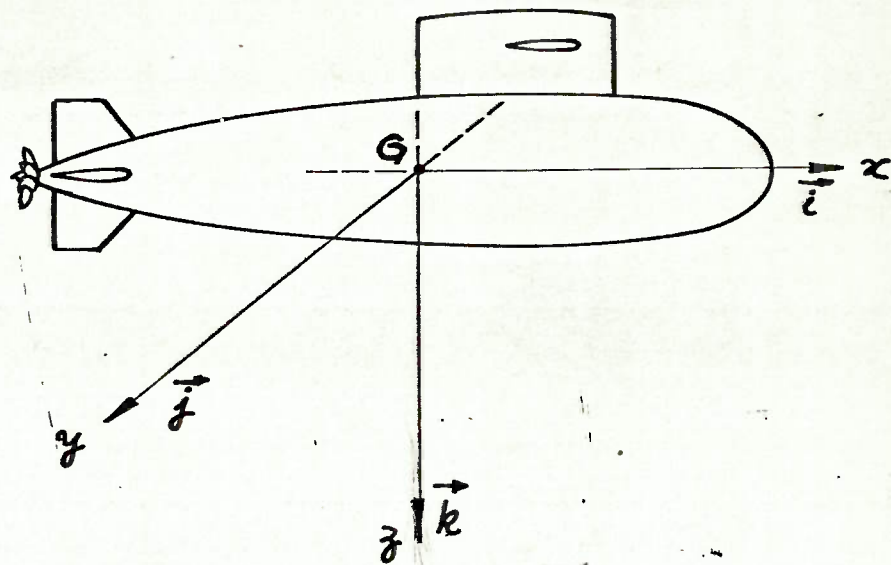
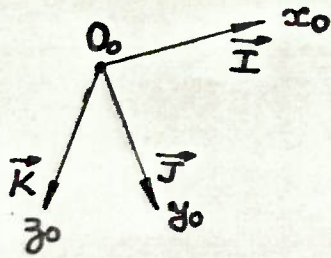
Gy - eixo transversal, perpendicular ao plano de simetria, positivo para boreste. O seu versor é designado por  $\vec{j}$ .

Gz - eixo vertical, perpendicular ao eixo longitudinal, e também localizado no plano de simetria, formando com os demais eixos um sistema ortogonal direto. Sua localização é, em geral, perpendicular à quilha, "para baixo". Seja  $\vec{k}$  o seu vetor unitário. O sistema ortogonal direto é tal que  $\vec{k} = \vec{i} \times \vec{j}$ .

Seja ainda um triedro ortogonal direto  $O_0x_0y_0z_0$ , com origem fixa à terra, com os eixos  $O_0x_0$  e  $O_0y_0$  no plano horizontal terrestre, e com o eixo  $O_0z_0$  vertical, dirigido para baixo. Os versores nas direções  $O_0x_0$ ,  $O_0y_0$  e  $O_0z_0$  serão designados por  $\vec{I}$ ,  $\vec{J}$  e  $\vec{K}$ .

Supondo que em determinado instante as origens dos dois sistemas de eixos ortogonais coincidam como mostrado na figura 3.2, pode-se definir:

rumo - ângulo entre o plano vertical que contém Gx (versor  $\vec{i}$ ) e o semi-plano  $Gx_0z_0$  (plano de  $\vec{I}$  e  $\vec{K}$ ), medido de 0 a  $360^\circ$ , no sentido N-E-S-W.

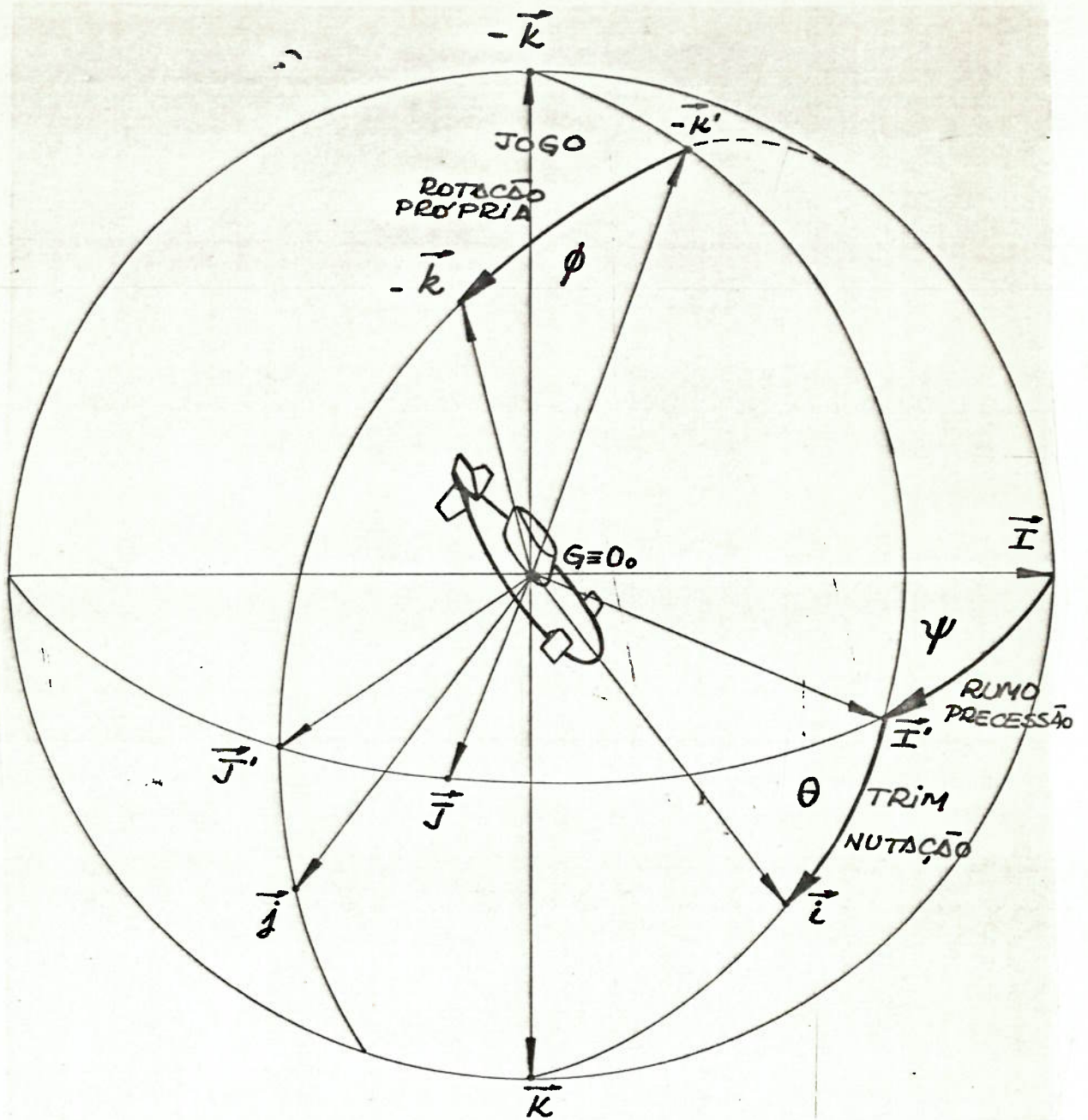


## SISTEMA DE REFERÊNCIA

FIGURA 3.1

- trim - ângulo entre o eixo  $Gx$  (versor  $\vec{i}$ ) e o plano horizontal paralelo a  $Gx_0$  e  $y_0$  (plano de  $\vec{I}$  e  $\vec{J}$ ), passando por  $G$ , sendo positivo com afundamento da proa.
- balanço - ângulo entre o eixo  $Gz$  (versor  $\vec{k}$ ) e o plano vertical que contem o eixo  $Gx$  (plano de  $\vec{i}$  e  $\vec{k}$ ), cujo sentido positivo é contrário ao dos ponteiros de um relógio quando observado do lado positivo do eixo  $Gx$  (versor  $\vec{i}$ ).





DEFINIÇÃO DA POSIÇÃO DO SUBMARINO NO ESPAÇO

FIGURA 3.2

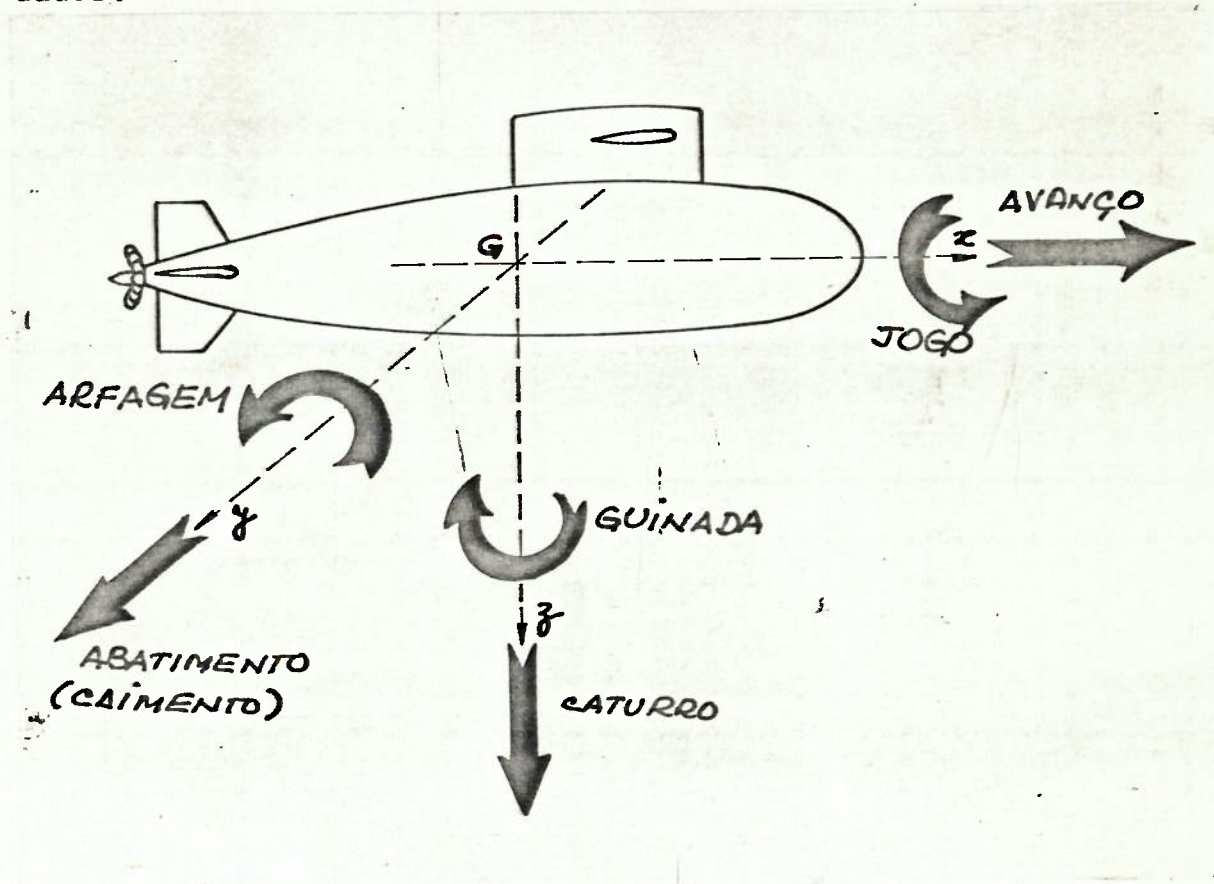
Definidos esses triedros e esses ângulos, a posição da embarcação é perfeitamente determinada pelas coordenadas que exprimem o deslocamento do seu centro de gravidade e pelos ângulos de rumo, trim e balanço. O ângulo de rumo posicionará o plano vertical que contém  $G_x$  (versor  $\vec{i}$ ), enquanto o trim localizará nesse plano o próprio eixo  $G_x$  (versor  $\vec{i}$ ) e a rotação em torno desse eixo do ângulo de balanço posicionará o eixo  $G_z$  (versor  $\vec{k}$ ). O eixo transversal terá sua posição daí decorrente.

Esses ângulos são análogos aos ângulos de Euler, muito empregados em mecânica clássica. A figura 3.2 ilustra a correspondência entre os conjuntos de ângulos:

- $\psi$  - ângulo de precessão - é o ângulo entre os planos definidos por  $(\vec{i}, \vec{k})$  e  $(\vec{I}, \vec{K})$ . É análogo ao rumo.
- $\theta$  - ângulo de nutação - é o ângulo entre  $\vec{i}$  e  $\vec{K}$ . É análogo ao ângulo de trim.
- $\phi$  - ângulo de rotação própria - é o ângulo de rotação em torno do versor  $\vec{i}$  necessário para complementar, após as rotações  $\psi$  e  $\theta$ , nessa ordem, a transformação de  $(\vec{I}, \vec{J}, \vec{K})$  em  $(\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$ . É análogo ao balanço.

Por definição, as velocidades de translação da embarcação segundo os eixos próprios  $G_x$ ,  $G_y$  e  $G_z$  são conhecidas por avanço, abatimento e caturro, respectivamente. As compo

mentos da velocidade instantânea de rotação da embarcação são conhecidas por jogo, arfagem e guinada, conforme se processem em torno dos eixos  $G_x$ ,  $G_y$  e  $G_z$ , sendo representadas por  $p$ ,  $q$  e  $r$ . A figura 3.3 indica os sentidos positivos dessas velocidades.



COMPONENTES DA VELOCIDADE DO SUBMARINO

FIGURA 3.3

É importante observar que as variações angulares dos ângulos de rumo, trim e balanço em relação ao tempo representam velocidades de rotação em torno dos eixos  $\vec{K}$ ,  $\vec{J}'$  e  $\vec{i}$ , respectivamente, não se constituindo portanto nas componentes da

velocidade instantânea de rotação ( $\vec{\Omega}$ ) em torno dos eixos de qualquer um dos sistemas de referência mencionados.

O Apêndice B, Ítem I mostra as relações entre as variações angulares de balanço, trim e rumo e o jogo, a arfagem e a guinada. Sendo  $\vec{\Omega}$  a velocidade de rotação instantânea, tem-se:

$$\vec{\Omega} = p \vec{i} + q \vec{j} + r \vec{k} , \quad (3.1.1.1)$$

onde:

$$\begin{cases} p = -\text{sen} \theta \dot{\psi} + \dot{\phi} \\ q = \text{cos} \theta * \text{sen} \phi \dot{\psi} + \text{cos} \phi * \dot{\theta} \\ r = \text{cos} \theta * \text{cos} \phi \dot{\psi} - \text{sen} \psi * \dot{\theta} \end{cases} \quad (3.1.1.2)$$

Se as funções  $p=p(t)$ ,  $q=q(t)$  e  $r=r(t)$  forem conhecidas, a resolução do sistema de equações diferenciais (3.1.1.2) fornecerá os valores de  $\psi = \psi(t)$ ,  $\theta = \theta(t)$  e  $\phi = \phi(t)$ , o que permitirá conhecer-se a cada instante a orientação do submersível. A integração analítica desse sistema é extremamente complexa, sendo usual empregar-se processos de integração numérica, que trazem consigo riscos implícitos gerados por aproximações, truncamentos, etc.

O movimento geral de um sistema material é governado pelas leis de Newton, as quais estabelecem que:

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

$$\vec{F} = \frac{d}{dt} (m \vec{U}_G) \quad (3.1.1.3)$$

- O momento das forças exteriores em relação ao centro de massa do sistema é igual, a cada instante, à derivada do momento cinético relativo ao centro de massa.

$$\vec{M} = \frac{d}{dt} (\vec{H}_G) \quad (3.1.1.4)$$

As expressões vetoriais acima representam seis equações escalares, que resultam da projeção desses vetores em eixos coordenados. As expressões das forças e momentos são bastante simplificadas se referidas aos eixos fixos ao corpo. Em contrapartida, o segundo membro se complica, embora não tanto como as expressões das forças se os eixos fossem os fixos na terra. O momento cinético ainda será mais facilmente calculado se os eixos forem os principais de inércia.

O momento cinético, no caso de eixos quaisquer, ortogonais, passando no centro de gravidade, conforme indicado no Apêndice B, item II, será dado por:

$$\vec{H}_G = \begin{vmatrix} H_x \\ H_y \\ H_z \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} p \\ q \\ r \end{vmatrix} \quad (3.1.1.5)$$

sendo  $I_{ij}$  os momentos (se  $i=j$ ) ou os produtos de inércia (se  $i \neq j$ ) relativos aos eixos escolhidos.

No caso de eixos paralelos aos eixos principais de inércia, os produtos de inércia serão nulos, e ter-se-á:

$$\vec{H}_G = I_{xx} p \vec{i} + I_{yy} q \vec{j} + I_{zz} r \vec{k} \quad (3.1.1.6)$$

Definindo a velocidade instantânea do centro de gravidade por:

$$\vec{U}_G = u \vec{i} + v \vec{j} + w \vec{k} \quad (3.1.1.7)$$

e substituindo (3.1.17) em (3.1.1.3) tem-se:

$$\vec{F} = m \left( \frac{du}{dt} \vec{i} + \frac{dv}{dt} \vec{j} + \frac{dw}{dt} \vec{k} + u \frac{d\vec{i}}{dt} + v \frac{d\vec{j}}{dt} + w \frac{d\vec{k}}{dt} \right) \quad (3.1.1.8)$$

Os versores possuem módulo constante podendo apenas ter a sua direção mudando com o tempo. Essas variações de direção são expressas por:

$$\frac{d\vec{i}}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{i} ;$$

$$\frac{d\vec{j}}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{j} ; \quad (3.1.1.9)$$

$$\frac{d\vec{k}}{dt} = \vec{\Omega} \wedge \vec{k} ;$$

Substituindo essas expressões em (3.1.1.8), tem-se:

$$\vec{F} = m [\dot{u} \vec{i} + \dot{v} \vec{j} + \dot{w} \vec{k} + u(r \vec{j} - q \vec{k}) + \\ + v(p \vec{k} - r \vec{i}) + w(q \vec{i} - p \vec{j})] \quad (3.1.1.10)$$

Definindo a força resultante por:

$$F = X\vec{i} + Y\vec{j} + Z\vec{k} \quad (3.1.1.11)$$

e comparando (3.1.1.11) com (3.1.1.10) chega-se a:

$$\begin{cases} X = m(\dot{u} + qw - rv) \\ Y = m(\dot{v} + ru - pw) \\ Z = m(\dot{w} + pv - qu) \end{cases} \quad (3.1.1.12)$$

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

O desenvolvimento de (3.1.1.4), com o auxílio das expressões (3.1.1.6) e (3.1.1.9) é feito de modo análogo.

Definindo o momento resultante por:

$$\vec{M} = K\vec{i} + M\vec{j} + N\vec{k} \quad , \quad (3.1.1.13)$$

chega-se a:

$$\begin{cases} K = I_{xx} \dot{p} + (I_{zz} - I_{yy}) q r \\ M = I_{yy} \dot{q} + (I_{xx} - I_{zz}) p r \\ N = I_{zz} \dot{r} + (I_{yy} - I_{xx}) p q \end{cases} \quad (3.1.1.14)$$

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

Admita-se um novo sistema de eixos ortogonais  $Oxyz$ , fixo no corpo, no qual o plano  $Oxz$  coincide com o plano de simetria, e  $Ox$ ,  $Oy$  e  $Oz$  são paralelos aos eixos principais de inércia, cuja origem em geral está fora do centro de gravidade do submarino e, ainda, a seguinte hipótese adicional:

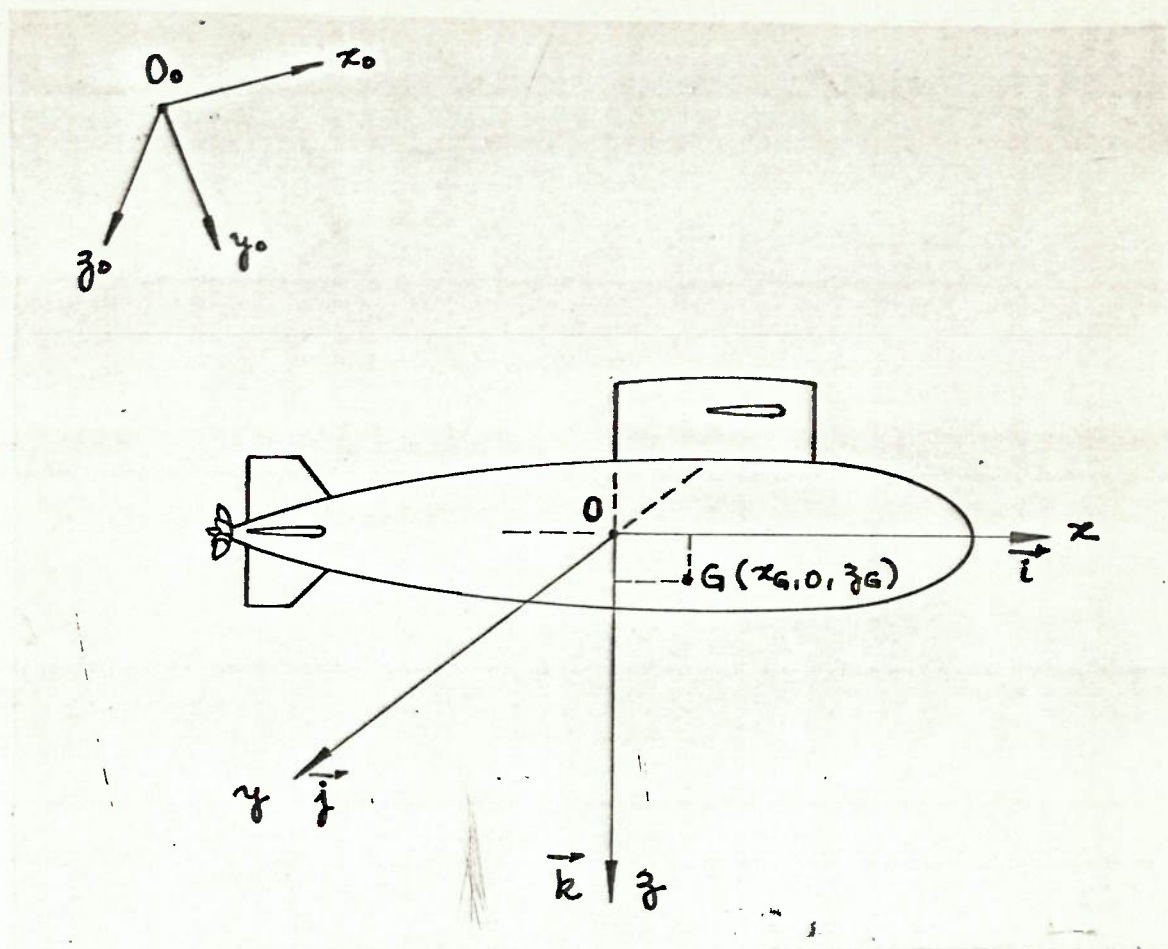
- centro de gravidade contido no plano de simetria longitudinal ( $y_G = 0$ )

Sejam  $x_G$ ,  $y_G$  e  $z_G$  as coordenadas do centro de gravidade do submersível em relação ao sistema  $Oxyz$ . Por hipótese,  $y_G = 0$ , como mostrado na figura 3.4.

Nesse novo sistema, tem-se:

- $O$  → origem do sistema, no plano de simetria
- $Ox$  → eixo longitudinal, contido no plano de simetria, normalmente paralelo ao eixo de revolução do casco resistente do submersível. Seja  $\vec{i}$  o seu versor.





NOVO SISTEMA DE REFERÊNCIA

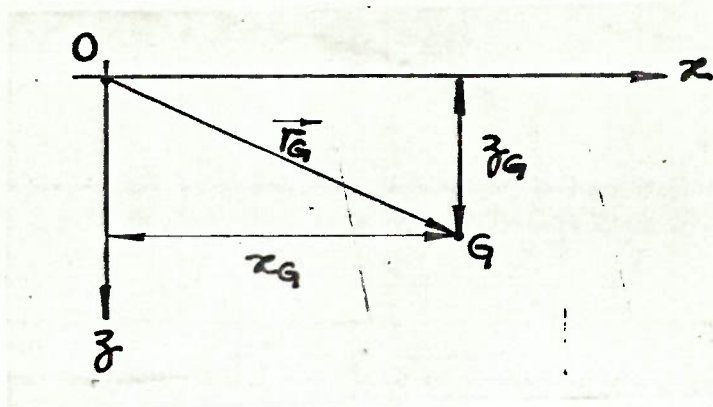
FIGURA 3.4

- $Oy \rightarrow$  eixo transversal, perpendicular ao plano de simetria, positivo para boreste. Seja  $\vec{j}$  o seu versor.
- $Oz \rightarrow$  eixo vertical, perpendicular a  $Ox$  e a  $Oy$ , contido no plano de simetria, formando com os outros eixos um sistema ortogonal direto. Seja  $\vec{k}$  o seu versor.

Em relação a esse novo sistema de referência fixo ao submarino as relações (3.1.1.12) e (3.1.1.14) serão alteradas.

A Lei de Newton é sempre referenciada ao centro de gravidade de um corpo. No caso das forças, ela é expressa por:

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



POSIÇÃO DO CENTRO DE GRAVIDADE

FIGURA 3.5

De acordo com a figura 3.5:

$$\vec{U}_G = \vec{U}_O + (\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G) \quad (3.1.1.15)$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} \vec{U}_O = u \vec{i} + v \vec{j} + w \vec{k} \\ \vec{\Omega} = p \vec{i} + q \vec{j} + r \vec{k} \\ \vec{r}_G = x_G \vec{i} + y_G \vec{j} + z_G \vec{k} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(velocidade da origem)} \\ \text{(velocidade de rotação} \\ \text{instantânea)} \\ \text{(vetor posição do CG} \\ \text{em relação a O)} \end{array} \quad (3.1.1.16)$$

O desenvolvimento algébrico da expressão da força resultante com o emprego das relações (3.1.1.15) e (3.1.1.16) está mostrado no Apêndice B, item III. Essa dedução mostra que, se:

$$\vec{F} = X \vec{i} + Y \vec{j} + Z \vec{k}$$

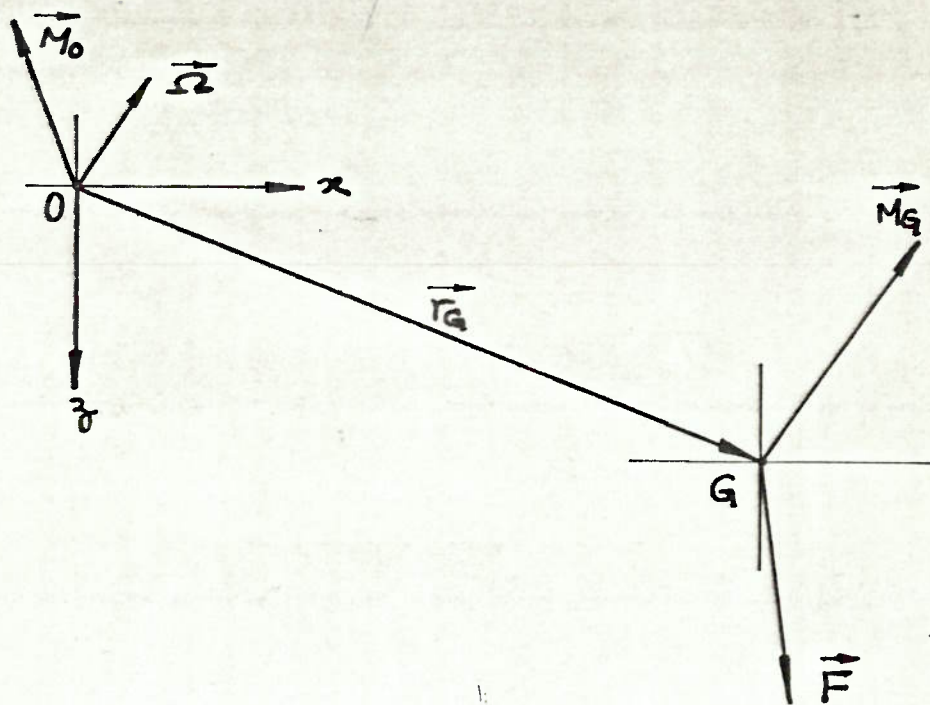
tem-se:

$$\begin{cases} X = m [\dot{u} + wq - vr - x_G(q^2 + r^2) + y_G(pq - \dot{r}) + z_G(pr + \dot{q})] \\ Y = m [\dot{v} + ur - pw + x_G(pq + \dot{r}) - y_G(p^2 + r^2) + z_G(qr - \dot{p})] \\ Z = m [\dot{w} + vp - uq + x_G(pr - \dot{q}) + y_G(qr - \dot{p}) - z_G(p^2 + q^2)] \end{cases} \quad (3.1.1.17)$$

As equações das componentes X, Y, Z da força  $\vec{F}$  para a origem fora do centro de gravidade (3.1.1.17) diferem das equações (3.1.1.12) nas parcelas que envolvem as coordenadas do centro de gravidade  $x_G, y_G$  e  $z_G$ . Estas parcelas adicionais representam não só as forças centrípetas que agem na origem, devido ao fato do centro de gravidade não estar nela localizado, e que se originam do produto  $(\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G)$ , como também as forças de Coriolis que se fazem presentes na origem devido a aceleração do centro de gravidade em relação à mesma e que se originam do fator  $(\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G)$ .

No caso dos momentos, a Lei de Newton também se aplica em relação ao centro de gravidade, sendo:

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



MOMENTO EM RELAÇÃO À ORIGEM

FIGURA 3.6

De acordo com a figura 3.6:

$$\vec{M}_O = \vec{M}_G + (\vec{r}_G \wedge \vec{F}) \quad (3.1.1.18)$$

onde  $\vec{F}$  é a força resultante que atua no centro de gravidade.

Por outro lado:

$$\vec{H}_G = I'_{xx} p \vec{i} + I'_{yy} q \vec{j} + I'_{zz} r \vec{k}$$

onde:

$I'_{xx}$ ,  $I'_{yy}$  e  $I'_{zz}$  são os momentos de inércia do corpo em relação a eixos com origem no centro de gravidade.

Para o sistema com origem no ponto  $O$ , com eixos paralelos aos daquele com origem em  $G$ :

$$I'_{xx} = I_{xx} - m(y_G^2 + z_G^2)$$

$$I'_{yy} = I_{yy} - m(x_G^2 + z_G^2)$$

$$I'_{zz} = I_{zz} - m(x_G^2 + y_G^2)$$

Portanto,

$$\begin{aligned} H_G = & I_{xx} p \vec{i} + I_{yy} q \vec{j} + I_{zz} r \vec{k} - m[(y_G^2 + z_G^2)p \vec{i} + \\ & + (x_G^2 + z_G^2)q \vec{j} + (x_G^2 + y_G^2)r \vec{k}] \end{aligned}$$

ou:

$$\vec{H}_G = I_{xx} p \vec{i} + I_{yy} q \vec{j} + I_{zz} r \vec{k} - m \vec{r}_G \wedge (\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G) \quad (3.1.1.19)$$

De (3.1.1.18) sabe-se que:

$$\vec{M}_G = \vec{M}_O - (\vec{r}_G \wedge \vec{F}) = \frac{d}{dt} (\vec{H}_G)$$

Como:

$$\vec{F} = m \frac{d}{dt} (\vec{U}_G) = m \frac{d}{dt} (\vec{U}_O + \vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G),$$

chega-se a:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} [I_{xx} p \vec{i} + I_{yy} q \vec{j} + I_{zz} r \vec{k} - m \vec{r}_G \wedge (\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G)] = \\ = \vec{M}_O - [\vec{r}_G \wedge m \frac{d}{dt} * (\vec{U}_O + \vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G)] \end{aligned} \quad (3.1.1.20)$$

De acordo com o desenvolvimento algébrico mostrado no Apêndice B, item III, chega-se a:

$$\vec{M}_O = K \vec{i} + M \vec{j} + N \vec{k} \quad \text{onde:}$$

$$\begin{cases} K = I_{xx} \dot{p} + (I_{zz} - I_{yy})qr + m[y_G(\dot{w} + pv - qu) - z_G(\dot{v} + ru - pv)] \\ M = I_{yy} \dot{q} + (I_{xx} - I_{zz})pr + m[z_G(\dot{u} + qw - rv) - x_G(\dot{w} + pv - qu)] \\ N = I_{zz} \dot{r} + (I_{yy} - I_{xx})pq + m[x_G(\dot{v} + ur - pw) - y_G(\dot{u} + qw - rv)] \end{cases} \quad (3.1.1.21)$$

Os termos adicionais nas expressões das componentes do momento (3.1.1.21), comparados com os das expressões (3.1.1.14), onde a origem do sistema estava em G, são os termos onde aparecem as ordenadas  $x_G$ ,  $y_G$  e  $z_G$ , que são originados dos momentos causados pelas forças de reação inerciais em relação a origem O, causadas pela aceleração de G.

Como G está contido no plano de simetria e O também, ou seja,  $y_G = 0$ , obtem-se:

$$\begin{cases}
 X = m [\dot{u} + wq - vr - x_G(q^2 + r^2) + z_G(pr + \dot{q})] \\
 Y = m [\dot{v} + ur - pw + x_G(pq + \dot{r}) + z_G(qr - \dot{p})] \\
 Z = m [\dot{w} + vp - uq + x_G(pr - \dot{q}) - z_G(p^2 + q^2)] \\
 K = I_{xx} \dot{p} + (I_{zz} - I_{yy}) qr - mz_G(\dot{v} + ur - pw) \\
 M = I_{yy} \dot{q} + (I_{xx} - I_{zz}) pr + m[z_G(\dot{u} + qw - rv) - x_G(\dot{w} + pv - qu)] \\
 N = I_{zz} \dot{r} + (I_{yy} - I_{xx}) pq + mx_G(\dot{v} + ur - pw)
 \end{cases} \quad (3.1.1.22)$$

Estas equações definem o comportamento dinâmico do submarino para as hipóteses adotadas.

Para simplificar as expressões matemáticas que aparecerão no decorrer do texto, os momentos de inércia  $I_{xx}$ ,  $I_{yy}$  e  $I_{zz}$  terão suas notações transformadas para  $I_x$ ,  $I_y$  e  $I_z$ .

### 3.1.2 - Linearização das equações

Como visto:

$$\left. \begin{matrix} \vec{F} \\ e \\ \vec{M} \end{matrix} \right\} = f(\text{propr. do corpo, propr. do movimento, propr. do fluído})$$



ou seja:

$$\left. \begin{array}{l} \vec{F} \\ e \\ \vec{M} \end{array} \right\} = f(L, \text{geom}, m, \vec{R}_G, I, \dots, \vec{R}_O, \phi, \theta, \psi, \vec{U}, \dot{\vec{U}}, \vec{\Omega}, \dot{\vec{\Omega}}, n, \dot{n}, \delta, \dot{\delta}, \ddot{\delta}, \dots, \mu, g, \tau, p, p_V, E, \dots, \text{Excitações, Restrições}).$$

Estudando o caso do movimento de um corpo de propriedades conhecidas em um meio fluído também de propriedades conhecidas, a função fica sendo:

$$\left. \begin{array}{l} \vec{F} \\ e \\ \vec{M} \end{array} \right\} = f(x_O, y_O, z_O, \phi, \theta, \psi, u, v, w, p, q, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{w}, \dot{p}, \dot{q}, \dot{r}, n, \dot{n}, \delta, \dot{\delta}, \ddot{\delta}, \dots) = f(\text{prop. do movimento})$$

onde:

$$n = \sum_i n_i \quad e \quad \delta = \sum_j \delta_j$$

sendo:

$n_i$  → todos elementos que são atuados através de movimento de rotação.

$\delta_j$  → deflexão de todas as superfícies de controle (lemes, estabilizadores, variação do passo de um hélice de passo controlável, ...)

Como neste estudo os esforços são de natureza dinâmica, o cálculo de seus respectivos valores é bastante difícil. Para tal, torna-se necessário a expansão da função em série de Taylor em torno de uma condição usualmente chamada de equilíbrio.



A condição de equilíbrio para veículos oceânicos é escolhida como sendo a de avanço retilíneo com velocidade constante. Na realidade, constata-se que esta condição exprime uma condição de equilíbrio real, pois, nela as forças ou momentos resultantes atuando sobre o corpo são nulas, não existindo acelerações (tanto lineares quanto angulares).

Esta condição de equilíbrio é representada pelo em prego de um índice e sendo:

$$\begin{aligned} u &= u_e \\ n &= n_e \\ v_e &= w_e = p_e = q_e = r_e = \dots = \dot{\delta}_e = \ddot{\delta}_e = \dots = 0 \end{aligned}$$

Para expandir uma função em série de Taylor e colocá-la em uma forma adequada é necessário que a função e suas derivadas sejam contínuas na vizinhança da condição de equilíbrio.

No caso de corpos hidrodinâmicos, especialmente na vios, esta hipótese é perfeitamente satisfeita.

Introduzindo o operador  $D_x$ , cujo significado é:

$$D_x = \frac{\partial}{\partial x} ,$$

e definindo  $\Delta$  como sendo o incremento, positivo ou negativo, da variável em relação ao seu valor de equilíbrio, a expansão em série de Taylor das forças e momentos que atuam no veículo pode ser expressa por:

$$\left. \begin{array}{l} F \\ M \end{array} \right\} = e \left| \Delta x_0 \dot{D}x_0 + \Delta y_0 \dot{D}y_0 + \Delta z_0 \dot{D}z_0 + \Delta \phi \dot{D}\phi + \Delta \theta \dot{D}\theta + \dots \Delta \dot{q} \dot{D}q + \Delta \dot{r} \dot{D}r + \dots \right| * \\ * f | (x_0)_e, (y_0)_e, (z_0)_e, \phi_e, \theta_e, \dots, \dot{q}_e, \dot{r}_e, \dots |$$

A expansão em série de potências na forma funcional real dará uma expressão extremamente longa, incômoda e praticamente impossível de ser utilizada.

Portanto, com o propósito de se obter uma equação mais reduzida e simples adota-se o seguinte procedimento:

- I) Linearizar as funções e as equações do movimento obtendo um sistema linearizado;
- II) Obter de modo empírico e aproximado os valores das derivadas hidrodinâmicas do corpo, que constituem os coeficientes das equações;
- III) Obter o modelo matemático do submarino.

A teoria linear é, na realidade, suficientemente precisa para representar manobras suaves, de pequena amplitude, em veículos dinamicamente estáveis. Esses veículos são aqueles que, quando sofrem uma perturbação infinitesimal, aplicada a partir da condição de equilíbrio, voltam a esta condição tão logo cesse a perturbação. Os termos de ordem superior tornam-se necessários apenas em casos de manobras mais complexas.

Ao se linearizar a expansão de uma função são mantidos apenas os termos de 1.ª ordem:  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ , etc... Como estes valores são hipoteticamente pequenos, os valores de  $\Delta x^2$ ,  $\Delta y^2$ ,  $\Delta x \Delta y$ ,  $\Delta x^3$ , etc... são desprezíveis, sendo abandonados. Logo, existe

uma limitação nessa análise, que passa a ser válida somente para pequenas mudanças das variáveis a partir das condições de equilíbrio.

Como, no atual problema, com exceção de  $u_e$ , todas as variáveis, possuem valores iniciais nulos, pode-se dizer que, para essas variáveis:

$$\Delta(\text{variável}) = \text{variável}.$$

Como exemplos, tem-se:

$$\Delta v = v$$

$$\Delta \dot{u} = \dot{u}$$

$$\Delta \theta = \theta$$

etc...

No caso da velocidade de avanço, no entanto, deve-se conservar:

$$\Delta u = u - u_e, \quad (u_e \neq 0)$$

Como a força e o momento resultante são funções de um determinado conjunto de variáveis, pode-se dizer que as componentes desses esforços nas direções dos eixos do sistema ortogonal de referência fixo ao corpo também são funções do mesmo conjunto de variáveis. Logo,  $X, Y, Z, K, M$  e  $N$  podem ser expressas como funções destas variáveis. Por exemplo:

$$X = X(x_0, y_0, z_0, \dots, u, v, w, \dots, \dot{u}, \dot{v}, \dot{w}, \dots, \delta, \dot{\delta}, \dots)$$

Expandindo em série de Taylor e tomando os termos lineares chega-se a:

$$X = X_e + \left(\frac{\partial X}{\partial x_0}\right)_e \cdot \Delta x_0 + \left(\frac{\partial X}{\partial y_0}\right)_e \Delta y_0 + \dots + \left(\frac{\partial X}{\partial u}\right)_e \Delta u + \left(\frac{\partial X}{\partial v}\right)_e \Delta v + \dots + \left(\frac{\partial X}{\partial \delta}\right)_e \Delta \delta + \left(\frac{\partial X}{\partial \dot{\delta}}\right)_e \Delta \dot{\delta} + \dots$$

Para se exprimir a derivada de uma função tomada, no valor de equilíbrio em relação a uma variável usa-se o sistema de índice, como mostrado nos exemplos a seguir.

Exemplos:

$$\left(\frac{\partial X}{\partial u}\right)_e = \left(\frac{\partial X}{\partial u}\right)_{u=u_e} = X_u$$

$$\left(\frac{\partial X}{\partial \dot{r}}\right)_e = \left(\frac{\partial X}{\partial \dot{r}}\right)_{\dot{r}=\dot{r}_e=0} = X_{\dot{r}}$$

...

Usando esta notação, bem como substituindo as mudanças das variáveis pelas próprias variáveis, a função linearizada fica:

$$X = X_e + X_{x_0} \cdot x_0 + X_{y_0} \cdot y_0 + X_{z_0} \cdot z_0 + X_{\theta} \cdot \theta + \dots + X_u \Delta u + X_v \cdot v + \dots$$

De modo análogo:

$$Y = Y_e + Y_{x_0} \cdot x_0 + Y_{y_0} \cdot y_0 + \dots + Y_{\theta} \cdot \theta + \dots + Y_u \Delta u + Y_v \cdot v + \dots$$

$$Z = Z_e + Z_{x_0} \cdot x_0 + Z_{y_0} \cdot y_0 + \dots + Z_{\theta} \cdot \theta + \dots + Z_u \Delta u + Z_v \cdot v + \dots$$

$$K = K_e + K_{x_0} \cdot x_0 + K_{y_0} \cdot y_0 + \dots + K_{\theta} \cdot \theta + \dots + K_u \Delta u + K_v \cdot v + \dots$$

$$M = M_e + M_{x_0} \cdot x_0 + M_{y_0} \cdot y_0 + \dots + M_{\theta} \cdot \theta + \dots + M_u \Delta u + M_v \cdot v + \dots$$

$$N = N_e + N_{x_0} \cdot x_0 + N_{y_0} \cdot y_0 + \dots + N_{\theta} \cdot \theta + \dots + N_u \Delta u + N_v \cdot v + \dots$$

(3.1.2.1)

Como na condição inicial de equilíbrio não existem forças e momentos atuando no veículo, conclui-se que:

$$X_e \equiv Y_e \equiv Z_e \equiv K_e \equiv M_e \equiv N_e \equiv 0$$

Para que se obtenha as equações do movimento linearizadas é necessário que os termos representativos da resposta dinâmica (lado direito das equações do movimento anteriormente estabelecidas) também sejam linearizadas.

Nos casos dos movimentos mais generalizados, onde co-existem os seis graus de liberdade, as equações, apesar de linearizadas, serão bastante extensas. No entanto, para a maioria dos veículos oceânicos, sendo as operações efetuadas independentemente, a análise do movimento pode ser efetuada parceladamente para os movimentos no plano horizontal e no plano vertical. Nos casos particulares onde existam fortes acoplamentos entre os movimentos nos planos horizontal e vertical as seis equações devem ser abordadas e solucionadas conjuntamente.

Devido à simetria, tanto geométrica como inercial entre boreste e bombordo, o movimento no plano vertical, usualmente não produz momento de jogo ao longo das seções do veículo. Caso o veículo possua ângulo de banda ou balanço (especialmente para navios de superfície), sua simetria BE-BB estará alterada, surgindo um momento de jogo, quando existir um movimento vertical.

Com referência ao movimento no plano horizontal, já não se pode empregar os mesmos argumentos, pois, na prática existem muito poucos veículos com simetria em relação a um plano longitudinal-horizontal. Mesmo aqueles que possuem a simetria geométrica em relação a esse plano, como por exemplo, um torpedo, raramente satisfazem a simetria inercial devido ao centro de gravidade estar localizado abaixo do centro de simetria ( $z_G \neq 0$ ). Logo, para solução desse problema a equação do momento de jogo foi associada às equações que definem o movimento do veículo no plano horizontal.

A decomposição do movimento genérico em movimentos nos planos vertical e horizontal é apresentada na seguinte forma:

- Movimento no Plano Horizontal,

Composto pelas equações de avanço, deriva, guinada e jogo ( $X, Y, N$  e  $K$ ). A partir desse desmembramento, as equações de avanço, deriva, guinada e jogo ficam dependentes somente das variáveis que influenciam movimento do corpo neste plano, que são:  $x_0, y_0, \psi, u, v, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}, \phi, p$  e  $\dot{p}$ .

- Movimento no Plano Vertical

Composto pelas equações de avanço, afundamento e trim ( $X, Z$  e  $M$ ). Por razões análogas às expostas acima, as variáveis que influenciam o movimento neste plano são:  $x_0, z_0, \theta, u, w, q, \dot{u}, \dot{w}$  e  $\dot{q}$ .

Tomando as equações do comportamento dinâmico anteriormente deduzidas, e, eliminando nelas as variáveis que não influenciam no movimento em seus respectivos planos, chega-se a:

- No plano horizontal:

$$\begin{aligned} X &= m(\dot{u} - rv - x_G r^2 + z_G p r) \\ Y &= m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r} - z_G \dot{p}) \\ N &= I_z \dot{r} + m x_G (\dot{v} + ur) \\ K &= I_x \dot{p} - m z_G (\dot{v} + ur) \end{aligned} \quad (3.1.2.2)$$

- No plano vertical:

$$\begin{aligned} X &= m(\dot{u} + qw - x_G q^2 + z_G \dot{q}) \\ Z &= m(\dot{w} - uq - z_G q^2 - x_G \dot{q}) \\ M &= I_y \dot{q} + m z_G (\dot{u} + qw) - m x_G (\dot{w} - uq) \end{aligned} \quad (3.1.2.3)$$

Linearizando-se o lado direito destas equações, obtém-se:

$$\begin{aligned} X &= m\dot{u} \\ Y &= m(\dot{v} + r u_e + x_G \dot{r} - z_G \dot{p}) \\ N &= I_z \dot{r} + m x_G (\dot{v} + u_e r) \\ K &= I_x \dot{p} - m z_G \dot{v} \end{aligned} \quad (3.1.2.4)$$

$$\begin{aligned} X &= m(\dot{u} + z_G \dot{q}) \\ Z &= m(\dot{w} - q u_e - x_G \dot{q}) \\ M &= I_y \dot{q} + m z_G \dot{u} - m x_G (\dot{w} - q u_e) \end{aligned} \quad (3.1.2.5)$$

Para simplificar o modelo matemático é adotada a hipótese de ausência de jogo. Esta simplificação tem como penalidade a perda da informação do valor do ângulo de jogo em manobras de variação de rumo. Esta simplificação é justificada por serem bastante pequenos esses ângulos de jogo, já que a teoria linear só permite pequenos afastamentos da condição de equilíbrio, ou seja, pequenas variações de rumo.

Portanto, as equações dos movimentos nos planos horizontal e vertical, devidamente decompostas e linearizadas sem deflexão de superfícies de controle, ou outras excitações, com a ausência de jogo, tomam a seguinte forma simplificada:

- No plano horizontal

$$\left[ \begin{array}{l} X_{x_0} \cdot x_0 + X_{y_0} \cdot y_0 + X_{\psi} \psi + X_{\dot{u}} \dot{u} + X_{\Delta u} \Delta u + X_{\dot{v}} \dot{v} + X_{v} v + X_{\dot{r}} \dot{r} + X_{r} r = m \ddot{u} \\ Y_{x_0} \cdot x_0 + Y_{y_0} \cdot y_0 + Y_{\psi} \psi + Y_{\dot{u}} \dot{u} + Y_{\Delta u} \Delta u + Y_{\dot{v}} \dot{v} + Y_{v} v + Y_{\dot{r}} \dot{r} + Y_{r} r = m(\dot{v} + r u_e + x_G \dot{r}) \\ N_{x_0} \cdot x_0 + N_{y_0} \cdot y_0 + N_{\psi} \psi + N_{\dot{u}} \dot{u} + N_{\Delta u} \Delta u + N_{\dot{v}} \dot{v} + N_{v} v + N_{\dot{r}} \dot{r} + N_{r} r = I_z \dot{r} + m x_G (\dot{v} + r u_e) \end{array} \right. \quad (3.1.2.6)$$

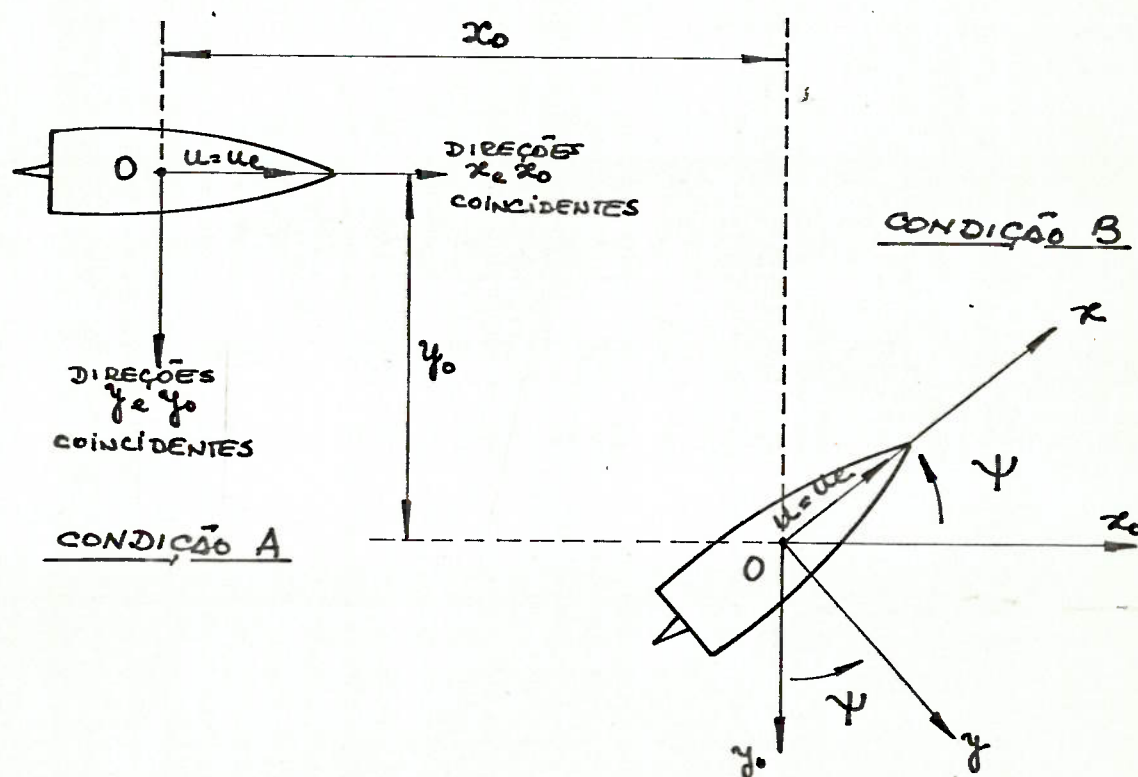
Quando se considera o jogo, permanece a equação de jogo e os termos em  $\phi$ ,  $p$  e  $\dot{p}$  das demais.

- No plano vertical

$$\left[ \begin{array}{l} X_{x_0} \cdot x_0 + X_{z_0} z_0 + X_{\theta} \theta + X_{\dot{u}} \dot{u} + X_{\Delta u} \Delta u + X_w w + X_{\dot{q}} \dot{q} + X_{q} q = m(\dot{u} + z_G \dot{q}) \\ Z_{x_0} \cdot x_0 + Z_{z_0} z_0 + Z_{\theta} \theta + Z_{\dot{u}} \dot{u} + Z_{\Delta u} \Delta u + Z_w w + Z_{\dot{q}} \dot{q} + Z_{q} q = m(\dot{w} - q u_e - x_G \dot{q}) \\ M_{x_0} x_0 + M_{z_0} z_0 + M_{\theta} \theta + M_{\dot{u}} \dot{u} + M_{\Delta u} \Delta u + M_w w + M_{\dot{q}} \dot{q} + M_{q} q = I_y \dot{q} + m z_G \dot{u} - m x_G (\dot{w} - q u_e) \end{array} \right. \quad (3.1.2.7)$$



Ao se analisar o fenômeno, conclui-se que as derivadas  $X_{x_0}, X_{y_0}, X_{\psi}, Y_{x_0}, Y_{y_0}, Y_{\psi}, N_{x_0}, N_{y_0}$  e  $N_{\psi}$  são nulas. Estas derivadas, conforme já explicado, indicam a variação produzida na função quando uma determinada variável tem seu valor ligeiramente afastado da sua condição de equilíbrio, com todas as outras variáveis permanecendo com seus valores inalterados. Logo, como a condição de equilíbrio foi adotada como sendo a de movimento de avanço retilíneo com velocidade constante, o fato do veículo estar se deslocando em uma direção diferente, mas ainda em movimento de avanço retilíneo com velocidade constante, não causa o aparecimento de esforços sobre ele, o equilíbrio continua a ser mantido.



CONFIGURAÇÕES DE EQUILÍBRIO NO PLANO HORIZONTAL

FIGURA 3.7

Na ilustração da figura 3.7 são mostradas duas configurações para o mesmo veículo, onde foram alterados apenas os parâmetros de orientação (os demais foram mantidos constantes).

Não existem esforços resultantes atuando no veículo nas duas configurações, ou seja:

$$X_{x_0} = X_{y_0} = X_{\psi} = Y_{x_0} = Y_{\psi} = N_{x_0} = N_{y_0} = N_{\psi} = 0$$

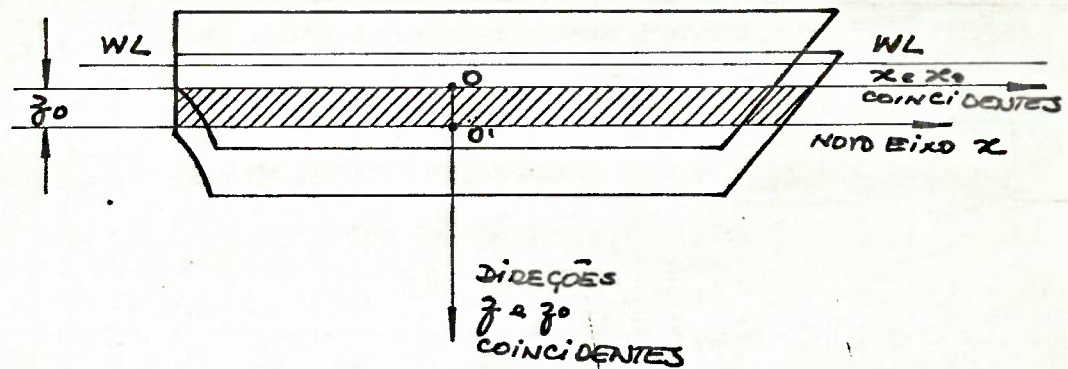
Estas conclusões não são válidas quando aplicadas a navios de superfície operando em canais estreitos, pois, se o navio cair para uma posição mais próxima de uma das paredes do canal (se sofrer uma variação  $y_0$ ) ocorrerá variação nas forças hidrodinâmicas que tendem a mover o navio na direção da parede mais próxima.

Portanto, pode-se concluir que, em águas irrestritas, as forças que atuam no veículo devido a sua orientação são de natureza puramente hidrostática atuando na direção vertical e que estas forças não são alteradas quando ocorre uma variação de orientação no plano horizontal.

Quando ocorre variação de posição no plano vertical, são produzidas alterações significativas nas forças de natureza hidrostática. Pode-se verificar esta variação no exemplo mostrado a seguir (navio de superfície), ilustrado pela figura 3.8.

A mudança vertical de posição é causada pelo afundamento do navio de uma quantidade  $z_0$  na água. Este afundamento

vai produzir um excesso de empuxo igual à mudança do deslocamento que ocorrerá.



CONFIGURAÇÃO DE EQUILÍBRIO NO PLANO VERTICAL

FIGURA 3.8

No caso do submarino mergulhado, considerando-o com massa constante, este fenômeno não vai ocorrer, pois, o volume de água deslocada (empuxo) não será alterado e o equilíbrio será mantido. Portanto em se tratando de submersíveis  $X_{z_0} = Z_{z_0} = M_{z_0} = 0$ .

Usando explicações análogas (não há alterações na forma do volume submerso do casco) pode-se dizer que para submarinos  $X_{\theta} = Z_{\theta} = M_{\theta} = 0$ .

Com as derivadas hidrodinâmicas que envolvem o conjunto dos parâmetros de posição igualadas a zero e após um manuseio algébrico simples, as equações do movimento tomam a seguinte forma:

- No plano horizontal (sem jogo)

$$\begin{cases} (X_{\dot{u}} - m)\dot{u} + X_{\Delta u} \Delta u + X_{\dot{v}} \dot{v} + X_{\dot{r}} \dot{r} + X_{\dot{r}} r = 0 \\ Y_{\dot{u}} \dot{u} + Y_{\Delta u} \Delta u + (Y_{\dot{v}} - m)\dot{v} + Y_{\dot{v}} v + (Y_{\dot{r}} - mx_G)\dot{r} + (y_r - mu_e) r = 0 \\ N_{\dot{u}} \dot{u} + N_{\Delta u} \Delta u + (N_{\dot{v}} - mx_G)\dot{v} + N_{\dot{v}} v + (N_{\dot{r}} - I_z)\dot{r} + (N_{\dot{r}} - mx_G u_e) r = 0 \end{cases} \quad (3.1.2.8)$$

ou em forma matricial:

$$\begin{vmatrix} (X_{\dot{u}} - m) & X_{\dot{v}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\dot{u}} & (Y_{\dot{v}} - m) & (Y_{\dot{r}} - mx_G) \\ N_{\dot{u}} & (N_{\dot{v}} - mx_G) & (N_{\dot{r}} - I_z) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{r} \end{vmatrix} = - \begin{vmatrix} X_{\Delta u} & X_{\dot{v}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\Delta u} & Y_{\dot{v}} & (Y_{\dot{r}} - mu_e) \\ N_{\Delta u} & N_{\dot{v}} & (N_{\dot{r}} - mx_G u_e) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \Delta u \\ v \\ r \end{vmatrix} \quad (3.1.2.9)$$

- No plano vertical

$$\begin{cases} (X_{\dot{u}} - m)\dot{u} + X_{\Delta u} \Delta u + X_{\dot{w}} \dot{w} + X_{\dot{w}} w + (X_{\dot{q}} - mz_G)\dot{q} + X_{\dot{q}} q = 0 \\ Z_{\dot{u}} \dot{u} + Z_{\Delta u} \Delta u + (Z_{\dot{w}} - m)\dot{w} + Z_{\dot{w}} w + (Z_{\dot{q}} + mx_G)\dot{q} + (Z_{\dot{q}} + mu_e) q = 0 \\ (M_{\dot{u}} - mz_G)\dot{u} + M_{\Delta u} \Delta u + (M_{\dot{w}} + mx_G)\dot{w} + M_{\dot{w}} w + (M_{\dot{q}} - I_y)\dot{q} + (M_{\dot{q}} - mx_G u_e) q = 0 \end{cases} \quad (3.1.2.10)$$

ou, em forma matricial:

$$\begin{vmatrix} (X_{\dot{u}} - m) & X_{\dot{w}} & (X_{\dot{q}} - mz_G) \\ Z_{\dot{u}} & (Z_{\dot{w}} - m) & (Z_{\dot{q}} + mx_G) \\ (M_{\dot{u}} - mz_G) & (M_{\dot{w}} + mx_G) & (M_{\dot{q}} - I_y) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \dot{u} \\ \dot{w} \\ \dot{q} \end{vmatrix} = - \begin{vmatrix} X_u & X_w & X_q \\ Z_u & Z_w & (Z_q + mu_e) \\ M_u & M_w & (M_q - mx_G u_e) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \Delta u \\ w \\ q \end{vmatrix} \quad (3.1.2.11)$$

Os sistemas (3.1.2.9) e (3.1.2.11) são do tipo:

$$|G| * \dot{\underline{x}} = |H| * \underline{x}$$

onde  $|G|$  e  $|H|$  correspondem às matrizes e  $\dot{\underline{x}}$  e  $\underline{x}$  aos vetores que as multiplicam. Após a multiplicação do inverso da matriz  $|G|$  de ambos os lados da relação, ela passa a ter a forma:

$$\dot{\underline{x}} = |G|^{-1} * |H| * \underline{x}$$

que é passível de solução por métodos numéricos:

### 3.1.3 - Coeficientes Hidrodinâmicos

Para obtenção de uma solução dos sistemas de equações (3.1.2.9) e (3.1.2.11) é necessário ter o conhecimento dos valores de todas as derivadas hidrodinâmicas envolvidas no problema.

Como o propósito deste trabalho é simular manobras e propor um controle automático para o submarino "GAMMA", é importante acrescentar ao modelo matemático obtido até aqui, o efei

to causado pela movimentação das superfícies de controle (lemes). Isto é feito por meio das derivadas hidrodinâmicas  $X_\delta$ ,  $Y_\delta$ ,  $Z_\delta$ ,  $M_\delta$  e  $N_\delta$ .

De modo geral, todas as referências que abordam este assunto são unânimes em afirmar que essas derivadas ou coeficientes hidrodinâmicos só podem ser obtidos, dentro de uma precisão compatível com aquela fornecida pela solução do modelo matemático linear usual, por meio de ensaios em tanques de manobra com modelos auto-propelidos. Esses testes são descritos nas referências [2], [3], [7] e [11].

Pode-se também obter os coeficientes hidrodinâmicos utilizando as teorias hidrodinâmicas de escoamentos ao longo de corpos submersos que fornece estimativas dos resultados obtidos pela realização de testes. Perde-se a precisão do teste, mas ganha-se em termos de custos e tempo. Os dois métodos são válidos e usados em fases diferentes de um determinado projeto.

Na fase inicial de um projeto, o método teórico de estimativa dos coeficientes é empregado com grande eficiência, já que o objetivo visado é o de ter uma idéia do comportamento que o navio ou submarino terá e também de verificar se este comportamento atende aos requisitos de projeto. O teste com modelo auto-propelido em tanque de manobra, bastante dispendioso, é feito na fase final do projeto onde as informações devem ser mais precisas.

Para o cálculo das derivadas hidrodinâmicas do sub-marino "GAMMA" será usado o método da estimativa teórica, e, por hipótese, os valores obtidos serão considerados como sendo suficientemente precisos.

Dos coeficientes a serem determinados para solução do problema em pauta, alguns podem ser eliminados devido à simetria boreste-bombordo existente em "GAMMA" e em quase todos os veículos oceânicos. Como explicado nas referências [3] e [7], esses coeficientes são:  $X_v$ ,  $X_{\dot{v}}$ ,  $X_r$ ,  $X_{\dot{r}}$ ,  $Y_u$ ,  $Y_{\dot{u}}$ ,  $N_u$  e  $N_{\dot{u}}$ .

Outros coeficientes possuem valores tão pequenos em relação aos demais que podem ser considerados nulos. De acordo com as referências [5] e [7], esses coeficientes são:  $X_q$ ,  $X_w$ ,  $Z_{\dot{u}}$ ,  $Z_{\dot{q}}$ ,  $M_{\dot{u}}$  e  $M_{\dot{w}}$ .

A referência [5], com base em resultados obtidos experimentalmente, afirma que os coeficientes  $X_q$  e  $X_w$  são nulos.

Portanto, resta o cálculo dos seguintes coeficientes:  $X_u$ ,  $X_{\dot{u}}$ ,  $Y_v$ ,  $Y_{\dot{v}}$ ,  $Y_r$ ,  $Y_{\dot{r}}$ ,  $N_v$ ,  $N_{\dot{v}}$ ,  $N_r$ ,  $N_{\dot{r}}$ ,  $Z_u$ ,  $Z_w$ ,  $Z_{\dot{w}}$ ,  $Z_{\dot{q}}$ ,  $M_u$ ,  $M_w$ ,  $M_{\dot{w}}$ ,  $M_q$  e  $M_{\dot{q}}$ .

Os coeficientes que dependem da velocidade e da aceleração de avanço ( $u$  e  $\dot{u}$ ) são calculados de acordo com os seguintes procedimentos.

- Cálculo de  $X_u$ :

Obtido com precisão a partir das curvas de resistência ao avanço versus velocidade.  $X_u$  é a inclinação da curva de resistência no ponto correspondente à velocidade de avanço  $u_e$ .

- Cálculo de  $X_{\dot{u}}$  :

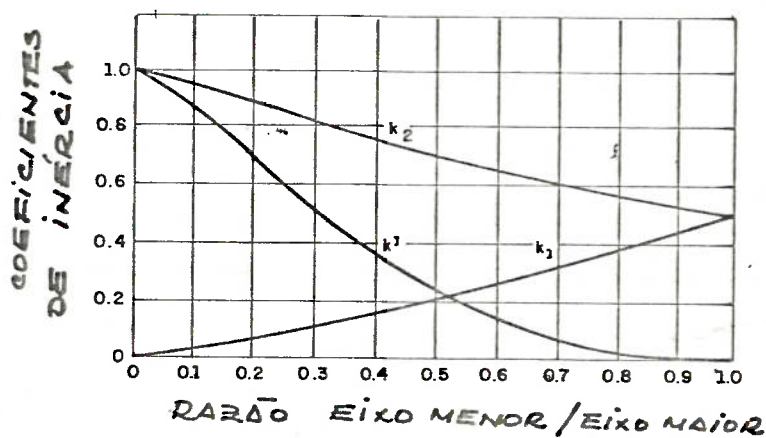
De acordo com as referências [9] e [16] esse coeficiente é estimado pela relação

$$X_{\dot{u}} = -m * k_1$$

onde:

$m$  = massa do submarino

$k_1$  = coeficiente de Lamb de inércia longitudinal, obtido da figura 3.9.



$k_1$  = coeficiente de inércia longitudinal

$k_2$  = coeficiente de inércia lateral

$k_3$  = coeficiente de inércia de rotação

COEFICIENTE DE INÉRCIA DE LAMB.

FIGURA 3.9



No caso do submarino "GAMMA" a razão eixo menor / eixo maior é dada por:

$$\frac{D}{L} = \frac{8}{90} = 0,0888... \cong 0,09$$

o que leva a  $k_1 = 0,03$

Portanto:

$$X_{\dot{u}} = - 0,03 * m \quad (3.1.3.1)$$

- Estimativa de  $Z_u$  e  $M_u$

Devido à inexistência de simetria em relação ao plano longitudinal-horizontal causada pela presença de apêndices no casco, esses coeficientes apresentariam valores diferentes de zero. Por outro lado, a inexistência de uma formulação que permita a estimativa analítica dos valores desses coeficientes e a pouca influência que a variação de valores adotados para eles causou na resposta final de outras simulações já realizadas em caráter experimental, levou a adoção, no caso de "GAMMA", da hipótese de serem desprezíveis. Logo:

$$Z_u \cong 0 \quad (3.1.3.2)$$

$$M_u \cong 0$$

Os demais coeficientes hidrodinâmicos são calculados segundo um mesmo critério, somando-se o efeito do casco nu (sem apêndices) com os efeitos causados por cada um dos apêndices cal

culados separadamente. Por exemplo, a derivada hidrodinâmica  $Z_w$  seria estimada pela relação:

$$Z_w = (Z_w)_c + (Z_w)_{LHV} + (Z_w)_{LHR}$$

onde:

$(Z_w)_c$  = efeito do casco nu

$(Z_w)_{LHV}$  = efeito do leme horizontal de vante

$(Z_w)_{LHR}$  = efeito do leme horizontal de ré.

### 3.1.3.1 - Coeficientes da equação do movimento no plano horizontal.

Com a finalidade de apresentar o cálculo dos coeficientes em forma organizada fez-se uma divisão por planos, sendo apresentado inicialmente o cálculo dos coeficientes pertencentes às equações do movimento no plano horizontal. Com a participação dos coeficientes representativos das superfícies de controle, essas equações tomam a seguinte forma:

$$\begin{vmatrix} (X_u - m) & 0 & 0 \\ 0 & (Y_v - m) & (Y_r - mx_G) \\ 0 & (N_v - mx_G) & (N_r - I_z) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{r} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} -X_u & 0 & 0 \\ 0 & -Y_v & -(Y_r - mx_G) \\ 0 & -N_v & -(N_r - mx_G) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \Delta u \\ v \\ r \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ -Y \delta_v \\ -N \delta_v \end{vmatrix}$$

O cálculo desses coeficientes é feito em parcelas referentes ao casco e aos apêndices, como explicado anteriormente. Portanto, adotando as hipóteses de que o casco do submarino é um corpo axi-simétrico com seções transversais circulares, e de que as seções transversais dos apêndices (vela e leme vertical) são semelhantes a perfis NACA ØØ15 tem-se, para o plano horizontal:

A) Cálculo dos coeficientes relativos ao casco nu:

De acordo com a referência |7|:

A1) Cálculo de  $(Y_V)_c$

$$(Y_V)_c = - \frac{\rho}{2} \cdot A_h \cdot u_e \cdot \left| \left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_c + (C_D)_c \right|$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} A_h = \text{Área projetada longitudinal.} \\ \frac{\partial C_L}{\partial \beta} = \text{Variação do Coeficiente de Sustentação com relação ao ângulo de ataque do casco nu.} \\ C_D = \text{Coeficiente de Arrasto.} \end{array} \right.$$

Como o submarino "GAMMA" possui a relação  $\frac{2D}{L} = \frac{1}{5.625}$  (razão de aspecto efetiva do casco) menor que 1/5, onde  $L$  é o comprimento e  $D$  o diâmetro da seção mestra do submarino, é possível a aplicação da fórmula de Jones com grande precisão para

o cálculo da variação do coeficiente de sustentação, ou seja:

$$\left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} = \frac{\pi D}{L} \right)$$

Por outro lado, sendo

$$A_h = 0.74 * L * D \quad (\text{caso particular de "GAMMA"})$$

e

$$C_D = \frac{R_T}{\frac{1}{2} \rho \cdot S \cdot u_e^2}, \quad \text{onde } S = \text{superfície molhada do submarino mergulhado.}$$

chega-se a:

$$(Y_V)_c = -0,74 \left[ \frac{\rho \pi D^2 u_e}{2} + \frac{L D R_T}{S u_e} \right] \quad (3.1.3.3)$$

#### A2) Cálculo de $(Y_V)_c$

$$(Y_V)_c = -m_2$$

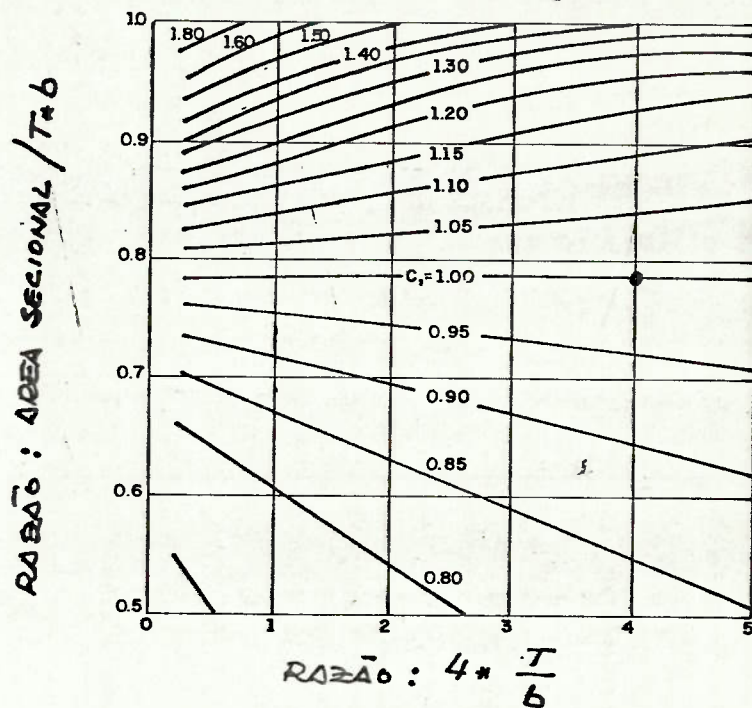
onde  $m_2$  é a massa adicional do casco na direção  $O_y$ , que, de acordo com a teoria das faixas ("STRIP THEORY") é dada por:

$$m_2 = \frac{k_2 \rho \pi}{2} * \int_{\text{proa}}^{\text{popa}} C_s D^2 dx$$

onde:

$k_2$  = coeficiente de Lamb de inércia lateral, obtido da figura 3.9.

$C_s$  = coeficiente seccional de inércia obtido da figura 3.10.



$b$  = BOCA DA SEÇÃO NA LINHA D'ÁGUA  
 $T$  = CALADO DA SEÇÃO

COEFICIENTES SECCIONAIS DE INÉRCIA

FIGURA 3.10

No caso do submarino "GAMMA" mergulhado, onde:  
 $T = D$ ,  $b = D$  e a Área da seção =  $\frac{\pi D^2}{4}$ , conclui-se que:  $C_s = 1$   
 ao longo de todo o comprimento (corpo axi-simétrico).

Da figura 3.9 com  $D/L \cong 0,09$ , tem-se:

$$K_2 = 0.98$$

Logo, chega-se a:

$$(Y_v)_c = -m_2 = -\frac{0,98 * \rho * \pi}{2} * \int_{proa}^{popa} D^2 dx \quad (3.1.3.4)$$

### A3) Cálculo de $(N_v)_c$

$$(N_v)_c = [(Y_v)_c * x_p - (m_2 - k_1 * m) * u_e]$$

onde:  $\left[ \begin{array}{l} m, m_2 \text{ e } k_1 : \text{ já foram definidos e calculados} \\ x_p : \text{ distância do ponto de aplicação da força late-} \\ \text{ral } Y \text{ à origem.} \end{array} \right.$

No caso do submarino "GAMMA" foi adotado:

$$x_p = 2,5 \text{ metros}$$

Logo:

$$(N_v)_c = [2.5 * (Y_v)_c - (m_2 - 0,03m) * u_e] \quad (3.1.3.5)$$

A4) Cálculo de  $(N_v)_c$ 

$(N_v)_c$  é desprezível e na prática é adotado como sendo zero, ou seja:

$$(N_v)_c = 0 \quad (3.1.3.6)$$

A5) Cálculo de  $(Y_r)_c$ 

$$(Y_r)_c = [(Y_v)_c * x_p - (k_1 * m) * u_e]$$

onde:  $\left[ \begin{array}{l} k_1, m \text{ e } x_p \text{ foram definidos ou calculados anterior-} \\ \text{mente.} \end{array} \right.$

sendo:

$$\left[ \begin{array}{l} k_1 = 0,03 \\ x_p = 2,5 \text{ m} \end{array} \right.$$

Logo:

$$(Y_r)_c = [2,5 * (Y_v)_c - (0,03 * m) * u_e] \quad (3.1.3.7)$$

A6) Cálculo de  $(Y_r)_c$ 

$(Y_r)_c$  é desprezível e na prática adotado como sendo zero, ou seja:

$$(Y_r)_c = 0 \quad (3.1.3.8)$$

A7) Cálculo de  $(N_r)_c$ 

$$(N_r)_c = [(Y_v)_c * \left(\frac{x_o}{L}\right)^2 * L - (m_z * x_G * u_e)]$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} \frac{x_o}{L} = 0,5 * \text{coeficiente prismático} = \frac{C_p}{2} \\ m_z = \frac{k'}{k_2} * m_2, \text{ (massa adicional rotacional)} \end{array} \right.$$

No caso do submarino "GAMMA":

$$\left[ \begin{array}{l} C_p = 0,7 \\ k' = 0,9 \\ k_2 = 0,98 \\ x_G = 3,7 \text{ m} \end{array} \right.$$



portanto,

$$(N_r)_c = [(0,35)^2 * L * (Y_v)_c - (3,404 * m_2) * u_e] \quad (3.1.3.9)$$

A8) Cálculo de  $(N_r)_c$ 

$$(N_r)_c = - 0,8 * I_z$$

onde:

 $I_z$  = momento de inércia em relação ao eixo  $Oz$ .

$$(N_r)_c = - 0,8 * I_z \quad (3.1.3.10)$$



## B) Cálculo dos coeficientes relativos aos apêndices

Os apêndices que influenciam o movimento do submarino no plano horizontal são a vela e o leme vertical. A vela é considerada como um apêndice fixo ao casco nu, sem liberdade de se movimentar em qualquer direção.

De acordo com a referência [7], tem-se:

### B1) Cálculo de $(Y_v)_a$ :

$$(Y_v)_a = - \frac{\rho}{2} \cdot A_a \cdot u_e \left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} A_a = \text{área projetada do apêndice.} \\ \left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a = \text{variação do coeficiente de sustentação com relação ao ângulo de ataque do apêndice.} \end{array} \right.$$

A variação do coeficiente de sustentação do apêndice é calculada pela relação:

$$\left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a = \frac{1.8 * \pi * a}{(\cos \Lambda * \sqrt{\frac{a^2}{\cos^4 \Lambda} + 4}) + 1.8}$$

onde:

$$\left[ \begin{array}{l} a = \text{razão de aspecto efetiva.} \\ \Lambda = \text{ângulo de inclinação da linha de quarta parte das cordas das seções transversais do apêndice em relação ao eixo Oz.} \end{array} \right.$$

Para o submarino "GAMMA" sabe-se que:

a) para a vela:

$$A_V = 73,7 \text{ m}^2$$

$$a_V = 1,06$$

$$\Lambda_V = 2,65^\circ \therefore \cos \Lambda = 0,9989 \cong 1$$

Com esses valores, chega-se a:

$$(Y_v)_V = - 54,3577 * \rho * u_e \quad (3.1.3.11)$$

b) para o leme vertical:

$$A_{LV} = 8,744 \text{ m}^2$$

$$a_{LV} = 3.31$$

$$\Lambda_{LV} = 0^\circ$$

Com os quais obtem-se:

$$(Y_v)_{LV} = - 14,4395 * \rho * u_e \quad (3.1.3.12)$$

B2) Cálculo de  $(Y_v)_a$ :

$$(Y_v)_a = - \frac{\pi * \rho * \bar{b}_a * A_a}{\sqrt{a^2 + 1}}$$

onde:

$\left[ \begin{array}{l} A_a \text{ e } a : \text{ já foram definidos e são conhecidos.} \\ \bar{b}_a = \text{vão ou comprimento do apêndice.} \end{array} \right.$

Com relação ao submarino "GAMMA" tem-se:

a) para a vela:

$$\bar{b}_V = 6,248 \text{ m}$$

$$(Y_{\dot{V}})_V = - 992,709 * \rho \quad (3.1.3.13)$$

b) para o leme vertical, onde:

$$\bar{b}_{LV} = 3,53 \text{ m}$$

$$(Y_{\dot{V}})_{LV} = - 28,044 * \rho \quad (3.1.3.14)$$

B3) Cálculo dos demais coeficientes dos apêndices:

$$(N_V)_a = (Y_V)_a * x_a$$

$$(N_{\dot{V}})_a = (Y_{\dot{V}})_a * x_a$$

$$(Y_R)_a = (Y_V)_a * x_a = (N_V)_a$$

$$(Y_{\dot{R}})_a = (Y_{\dot{V}})_a * x_a = (N_{\dot{V}})_a$$

$$(N_R)_a = (Y_V)_a * (x_a)^2$$

$$(N_{\dot{R}})_a = (Y_{\dot{V}})_a * (x_a)^2$$

onde:

$x_a$  = é a distância do ponto de aplicação do esforço atuante no apêndice à origem.

No caso de "GAMMA", onde:

$$x_V = 1,18 \text{ m (vela)}$$

$$x_{LV} = - 46,35 \text{ m (leme vertical)},$$

chega-se a:

$$(N_V)_V = 1.18 * (Y_V)_V$$

$$(N_{\dot{V}})_V = 1.18 * (Y_{\dot{V}})_V$$

$$(Y_r)_V = 1.18 * (Y_V)_V$$

(3.1.3.15)

$$(Y_{\dot{r}})_V = 1.18 * (Y_{\dot{V}})_V$$

$$(N_r)_V = (1.18)^2 * (Y_V)_V$$

$$(N_{\dot{r}})_V = (1.18)^2 * (Y_{\dot{V}})_V$$

e

$$(N_V)_{LV} = - 46,35 * (Y_V)_{LV}$$

$$(N_{\dot{V}})_{LV} = - 46,35 * (Y_{\dot{V}})_{LV}$$

$$(Y_r)_{LV} = - 46,35 * (Y_V)_{LV}$$

(3.1.3.16)

$$(Y_{\dot{r}})_{LV} = - 46,35 * (Y_{\dot{V}})_{LV}$$

$$(N_r)_{LV} = (-46,35)^2 * (Y_V)_{LV}$$

$$(N_{\dot{r}})_{LV} = (-46,35)^2 * (Y_{\dot{V}})_{LV}$$

B4) Cálculo de coeficientes da deflexão do leme:

$$Y_{\delta_V} = - (Y_V)_{LV}$$

(3.1.3.17)

$$N_{\delta_V} = - (N_V)_{LV}$$

Através das relações (3.1.3.3) a (3.1.3.17) chega-se ao valor final estimado dos coeficientes que atuam nas equações do movimento do plano horizontal.

### 3.1.3.2 - Coeficientes da equação do movimento no plano vertical

Acrescidas dos coeficientes representativos das superfícies de controle as equações do movimento no plano vertical tomam a seguinte forma:

$$\begin{vmatrix} (X_u - m) & 0 & (-mz_G) \\ 0 & (Z_w - m) & (Z_q + mx_G) \\ (-mz_G) & (M_w + mx_G) & (M_q + I_y) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \ddot{u} \\ \dot{w} \\ \dot{q} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} -X_u & 0 & 0 \\ 0 & -Z_w & -(Z_q + mu_o) \\ 0 & -M_w & -(M_q + mx_G u_o) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \Delta u \\ w \\ q \end{vmatrix} + \delta_B \begin{vmatrix} 0 \\ -Z_{\delta_B} \\ -M_{\delta_B} \end{vmatrix} + \delta_S \begin{vmatrix} 0 \\ -Z_{\delta_S} \\ -M_{\delta_S} \end{vmatrix}$$

#### A) Cálculo dos coeficientes relativos ao casco nu

O cálculo necessário à determinação desses coeficientes é feito de modo semelhante ao apresentado para o plano horizontal. Se for lembrado que o casco do submarino "GAMMA" é um corpo axi-simétrico, de acordo com hipótese anteriormente adotada, pode-se afirmar que, com relação ao casco nu, os efeitos causados por um deslocamento lateral no plano horizontal

são exatamente os mesmos que os causados por um deslocamento vertical e que os efeitos causados por uma rotação no plano horizontal, em torno do eixo Oz são exatamente os mesmos causados por uma rotação no plano vertical, em torno do eixo Oy, já que o submarino, também por hipótese, está sempre submerso. Por isso pode-se concluir que os coeficientes relativos ao casco no plano vertical possuem o mesmo valor que os seus correspondentes no plano horizontal. Ou seja:

$$\begin{aligned}
 (z_w)_c &= (Y_v)_c \\
 (z_{\dot{w}})_c &= (Y_{\dot{v}})_c \\
 (M_w)_c &= (N_v)_c \\
 (M_{\dot{w}})_c &= (N_{\dot{v}})_c \\
 (z_q)_c &= (Y_r)_c \\
 (z_{\dot{q}})_c &= (Y_{\dot{r}})_c \\
 (M_q)_c &= (N_r)_c \\
 (M_{\dot{q}})_c &= (N_{\dot{r}})_c
 \end{aligned}
 \tag{3.1.3.18}$$

#### B) Cálculo dos coeficientes relativos aos apêndices

Os apêndices que influenciam o movimento do submarino no plano vertical são os lemes horizontais de vante e de ré.

De acordo com a referência [7], tem-se:

B1) Cálculo de  $(Z_w)_a$ :

$$(Z_w)_a = - \frac{\rho}{2} * A_a * u_e * \left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a$$

onde:

$A_a$  e  $\left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a$  já foram definidos para o plano horizontal.

Sendo:

$$\left( \frac{\partial C_L}{\partial \beta} \right)_a = \frac{1,8 * \pi * a}{(\cos \Lambda * \sqrt{\frac{a^2}{\cos^4 \Lambda} + 4}) + 1,8}$$

Sendo:

a) para o leme horizontal de vante:

$$A_{LHV} = 4,552 \text{ m}^2$$

$$a_{LHV} = 2,0$$

$$\Lambda_{LHV} = 0^\circ$$

Com os quais chega-se a:

$$(Z_w)_{LHV} = - 5,5615 * \rho * u_e \quad (3.1.3.19)$$

b) para o leme horizontal de ré:

$$A_{LHR} = 5,405 \text{ m}^2$$

$$a_{LHR} = 2,43$$

$$\Lambda_{LHR} = 0^\circ$$

Obtem-se:

$$(Z_w)_{LHR} = - 7,5064 * \rho * u_e \quad (3.1.3.20)$$

B2) Cálculo de  $(Z_w)_a$ :

$$(Z_w)_a = - \frac{\pi * \rho * \bar{b}_a * A_a}{\sqrt{a^2 + 1}}$$

onde:

$\bar{b}_a$ ,  $A_a$  e  $a$  já foram definidos para o plano horizontal.

Sendo:

a) para o leme horizontal de vante:

$$\bar{b}_{LHV} = 2,591 \text{ m}$$

$$(Z_w)_{LHV} = - 16,5704 * \rho \quad (3.1.3.21)$$

b) para o leme horizontal de ré:

$$\bar{b}_{LHR} = 2,134 \text{ m}$$

$$(Z_w)_{LHR} = - 13,79 * \rho \quad (3.1.3.22)$$

B3) Cálculo dos demais coeficientes:

$$(M_w)_a = (Z_w)_a * x_a$$

$$(M_w)_a = (Z_w)_a * x_a$$

$$(Z_q)_a = (Z_w)_a * x_a = (M_w)_a$$

$$(Z_q)_a = (Z_w)_a * x_a = (M_w)_a$$



$$(M_q)_a = (Z_w)_a * (x_a)^2$$

$$(M_{\dot{q}})_a = (Z_{\dot{w}})_a * (x_a)^2$$

onde:

$x_a$  já foi definido para o plano horizontal.

Para o submarino "GAMMA", onde:

$$x_{LHV} = 30,78 \text{ m}$$

$$x_{LHR} = -45,23 \text{ m}$$

obtem-se; para o leme horizontal de vante:

$$(M_w)_{LHV} = 30,78 * (Z_w)_{LHV}$$

$$(M_{\dot{w}})_{LHV} = 30,78 * (Z_{\dot{w}})_{LHV}$$

$$(Z_q)_{LHV} = 30,78 * (Z_w)_{LHV}$$

$$(Z_{\dot{q}})_{LHV} = 30,78 * (Z_{\dot{w}})_{LHV}$$

$$(M_q)_{LHV} = (30,78)^2 * (Z_w)_{LHV}$$

$$(M_{\dot{q}})_{LHV} = (30,78)^2 * (Z_{\dot{w}})_{LHV}$$

(3.1.3.23)

e, para o leme horizontal de ré:

$$(M_w)_{LHR} = -45,23 * (Z_w)_{LHR}$$

$$(M_{\dot{w}})_{LHR} = -45,23 * (Z_{\dot{w}})_{LHR}$$

$$(Z_q)_{LHR} = -45,23 * (Z_w)_{LHR}$$

$$(Z_{\dot{q}})_{LHR} = -45,23 * (Z_{\dot{w}})_{LHR}$$

$$(M_q)_{LHR} = (-45,23)^2 * (Z_w)_{LHR}$$

$$(M_{\dot{q}})_{LHR} = (-45,23)^2 * (Z_{\dot{w}})_{LHR}$$

(3.1.3.24)

B4) Cálculo dos coeficientes de deflexão dos lemes:

$$Z_{\delta_B} = - (Z_w)_{LHV}$$

$$Z_{\delta_S} = - (Z_w)_{LHR}$$

$$M_{\delta_B} = - (M_w)_{LHR}$$

$$M_{\delta_S} = - (M_w)_{LHR}$$

(3.1.3.25)

Empregando-se as relações (3.1.3.18) a (3.1.3.25) chega-se ao valor final estimado dos coeficientes que atuam nas equações do movimento do plano vertical.

O valor final calculado de todos os coeficientes para várias velocidades e para um valor de densidade da água salgada de 1,025 é mostrado na tabela 3.1. Na tabela 3.2 apresenta-se os coeficientes independentes de velocidade.

VELOCIDADES DERIVADAS (m/s)	2,572	3,858	5,144	6,430	7,716
$X_U$ (KN/m/s)	-16,9	-26,6	-36,5	-56,4	69,4
$Y_V$ (KN/m/s)	-383,6	-572,1	-761,5	-951,8	-1142,7
$N_V$ (KNm/m/s)	-5873,3	-8801,8	-11732,7	-14665,5	-17600,0
$Y_R$ (KN/rd/s)	900,4	1358,8	1814,7	2268,8	2721,2
$N_R$ (KNm/rd/s)	-107973,0	-161923,1	-215884,3	-269853,7	-323830,4
$Z_W$ (KN/m/s)	-236,6	-351,6	-467,6	-584,3	-701,8
$M_W$ (KNm/m/s)	-7024,8	-10529,0	-14035,6	-17544,2	-21054,4
$Z_Q$ (KN/rd/s)	-251,1	-368,4	-488,2	-609,9	-733,2
$M_Q$ (KNm/rd/s)	-80367,9	-120515,4	-160674,0	-200840,9	-241015,0
$Y_{\delta_V}$ (KN/rd)	47,6	71,4	95,2	119,0	142,7
$N_{\delta_V}$ (KNm/rd)	-2756,9	-4135,3	-5513,8	-6892,2	-8270,6
$Z_{\delta_B}$ (KN/rd)	22,0	33,0	44,0	55,0	66,0
$M_{\delta_B}$ (KNm/rd)	1015,4	1523,1	2030,8	2538,5	3046,2
$Z_{\delta_S}$ (KN/rd)	29,7	44,5	59,4	74,2	89,1
$M_{\delta_S}$ (KNm/rd)	-2013,9	-3020,8	-4027,8	-5034,7	-6041,7

DERIVADAS HIDRODINÂMICAS DEPENDENTES DA VELOCIDADE

TABELA 3.1

$X_{\dot{u}}$ (KN/m/s <sup>2</sup> )	-73,7
$Y_{\dot{v}}$ (KN/m/s <sup>2</sup> )	-3827,3
$N_{\dot{v}}$ (KNm/m/s <sup>2</sup> )	131,6
$Y_{\dot{r}}$ (KN/rd/s <sup>2</sup> )	131,6
$N_{\dot{r}}$ (KNm/rd/s <sup>2</sup> )	-1057548,5
$Z_{\dot{w}}$ (KN/m/s <sup>2</sup> )	-2812,1
$N_{\dot{w}}$ (KNm/m/s <sup>2</sup> )	116,5
$Z_{\dot{q}}$ (KN/rd/s <sup>2</sup> )	116,5
$M_{\dot{q}}$ (KN/rd/s <sup>2</sup> )	-1039385,5

DERIVADAS HIDRODINÂMICAS INDEPENDENTES DA VELOCIDADE

TABELA 3.2

### 3.2 Objetivo do Controle

A finalidade básica de qualquer sistema de controle é satisfazer às especificações de desempenho, obedecendo às limitações matemáticas impostas ao modelo que representa o sistema. Normalmente, as especificações de desempenho são expressas na forma de índices de desempenho, cuja função representativa vai depender fundamentalmente do objetivo a ser atingido pelo conjunto sistema-controle.

No caso de submersíveis os objetivos podem ser os mais variados, como por exemplo:

- executar suas manobras no menor período de tempo possível, dentro das limitações impostas,
- executar as manobras de modo assintótico ou com o excesso do valor desejado chegando a limites mínimos pré-determinados,
- executar as manobras apresentando um consumo mínimo de combustível para atender aos parâmetros impostos,
- apresentar, por questões estratégicas, o menor nível de ruídos quando navegando submerso e submetido a determinadas manobras.
- executar a movimentação no plano vertical com um determinado ângulo de trim constante durante a manobra, caso muito aplicável a submarinos de resgate (D.S.R.V), e,

- a combinação de dois ou mais desses objetivos ou de outros, desde que sejam viáveis de serem atendidos simultaneamente.

A diferença básica ao se escolher um objetivo e não o outro estará na função matemática que vai medir o índice de desempenho do objetivo escolhido. Por exemplo, ao se escolher o mínimo de excesso na execução da manobra como objetivo a ser atingido, a variável de maior importância na função que definirá o índice de desempenho será o excesso. Entretanto, a função em si poderá ser qualquer, desde que forneça o ponto de trabalho do sistema controlado que atenda o objetivo fixado, podendo ser adotado para definir a função o valor absoluto do excesso, ou a distância percorrida no sentido do avanço do submersível enquanto sua trajetória apresentar excesso, que é medida em termos de área limitada entre a ordenada do valor desejado da variável de controle (rumo ou profundidade) e curva descrita pela trajetória, etc... Chamando a função que define o índice de desempenho de ID, pode-se ter, por exemplo:

$$ID = f(ex)$$

ou

$$ID = f(ex,d)$$

onde:

ex - excesso

d - distância percorrida na direção do avanço.

O importante é deixar claro que, embora o objetivo escolhido possa ser qualquer e que, para cada objetivo seja possível se formular várias funções representativas para o índice de desempenho, o modelo matemático do sistema e a metodologia para se chegar às leis de controle e ao sistema de controle propriamente dito é sempre a mesma, ou seja, uma vez estabelecido o objetivo e escolhido o índice de desempenho percorre-se caminhos análogos para se determinar o sistema de controle com seus respectivos ganhos.

### 3.3 Lei de Controle

Uma vez determinado o objetivo e seu respectivo índice de desempenho pode-se partir para a determinação da melhor lei de controle que venha atender essas especificações. Isto pode ser feito pelo enfoque moderno de controle ótimo ou pelo enfoque clássico.

No enfoque moderno o sistema é apresentado em uma série de equações diferenciais de 1ª. ordem, dependendo da ordem do sistema como um todo e são aplicados os conceitos de "estado" e "variáveis de estado", bem definidos no Capítulo 2 da referência [12], com base na configuração do sistema em determinado instante. Nos últimos anos o enfoque do controle ótimo tem sido baseado nos conceitos embutidos no cálculo variacional, principalmente no "Segundo método de Liapunow" e no "Princípio dos máximos (ou mínimos) de Pontryagin", reforçados mais recentemente com as técnicas computacionais e conceitos introduzidos por Kalman no que diz respeito a observabilidade, controlabilidade, filtros de Kalman e observadores.

Para se chegar a uma solução ótima que ofereça a lei de controle ótima é fundamental o emprego do computador e de várias técnicas de cálculo numérico, já que as soluções são feitas por caminhos bastante extensos e por vezes dependendo de critérios baseados em tentativas e erros. Infelizmente, nem sempre se consegue chegar à solução.



No enfoque clássico, onde existe a opção de se trabalhar no domínio do tempo ou da frequência, a solução é obtida para uma determinada variável de controle, o que torna o problema bem mais simples de ser resolvido, embora perca-se tudo aquilo que não esteja relacionado a esta variável. O procedimento usado é o de se passar inicialmente o modelo matemático que está sob a forma de um sistema de equações de ordem  $n$  no domínio do tempo para o domínio da frequência pelo emprego das transformadas de Laplace, e chegar a uma relação entre os sinais de entrada e saída chamada "função de transferência". Uma vez obtida a função de transferência sob a forma polinomial, o projetista terá a equação característica do sistema, seus auto-valores e informações sobre a estabilidade dele.

A determinação dos ganhos e tempos envolvidos no problema que virão estabelecer a lei de controle procurada pode ser feita por um dos seguintes métodos:

- Método do lugar geométrico das raízes, no domínio do tempo,
- Método de Nyquist,
- Método de Bode, e,
- Método de Nichols.

Todos são métodos gráficos que permitem analisar o sistema e sua estabilidade relativa chegando a valores de ganho que levarão o sistema a operar segundo uma lei de controle que estará sempre tornando o sistema estável e atendendo aos objeti

vos pré-determinados pelo emprego de redes de compensação atuantes no ganho proporcional, ou causando avanço (integradores) ou atraso (derivadores) da resposta.

Cada método tem sua característica própria, sendo, portanto, mais adequado para a definição de um determinado aspecto que se deseja obter do sistema controlado. Fica a critério de cada projetista de pesquisador qual dos métodos adotar, mas é sempre recomendado que seja feita uma análise do sistema projetado por um dado método, usando outro ou os outros como verificação, para se ter certa garantia de que todos os aspectos serão satisfeitos. Normalmente os métodos mais utilizados são o do lugar geométrico das raízes e o de Bode por serem mais simples de serem construídos e por apresentarem resultados satisfatórios. Para maiores detalhes descritivos sobre esses métodos e seus respectivos empregos sugere-se a consulta às referências |13|, |16|, |17| e |18|.

CAPÍTULO 4

EXEMPLO DE APLICAÇÃO

#### 4.1 - Introdução

A simulação do comportamento do submarino "GAMMA" ao executar uma série de manobras clássicas é feita pelo programa "SUBMAN", cuja listagem é apresentada no Apêndice C.

Esse programa resolve o conjunto de equações diferenciais relativo ao plano no qual a manobra é executada usando o método de Runge-Kutta de quinta ordem, apresentando como resultado a posição do submarino através das ordenadas da origem do sistema de referência fixo ao submarino em relação ao sistema fixo à terra e sua orientação por meio da coordenada angular no plano, ou seja, rumo no plano horizontal e trim no plano vertical. Esses resultados são apresentados sob a forma de tabelas numéricas e de gráficos que serão mostrados posteriormente.

O programa SUBMAN apresenta o cálculo dos valores das derivadas hidrodinâmicas de primeira ordem pelo método analítico e faz uma análise prévia da estabilidade matemática do sistema por meio dos coeficientes da sua equação característica e apresenta o resultado mostrado na tabela 4.1. O programa é capaz de simular sete manobras distintas:

##### a) Giro

A partir da condição de equilíbrio, com rumo e velocidade uniformes, é ordenado um determinado ângulo do leme vertical. A variação desse ângulo é simulada até que seja atingido o valor comandado, que então permanecerá constante.

##### b) Zig-zag no plano horizontal

A partir da condição de equilíbrio é ordenado

DERIVADAS HIDRODINAMICAS

XU	XLPT	YV	YVPT
-36.55	-73.68	-761.54	-3827.27
NV	NVPT	YE	YRPT
-11732.71	131.65	1814.73	131.65
NR	NRPT	YDELV	NDELV
-215884.30	-1057548.55	95.17	-5513.76
ZU	ZUPT	MW	MWPT
-467.60	-2812.12	-14035.65	116.52
ZV	ZVPT	MO	VOPT
-488.21	116.52	-180674.02	-1039395.47
ZDELE	NDELE	ZDELS	NDELS
43.99	2030.80	59.37	-4027.60

C SUBMARINO E ESTAVEL NO PLANO HORIZONTAL

D SUBMARINO E ESTAVEL NO PLANO VERTICAL

DERIVADAS HIDRODINÂMICAS PARA  $u_e = 10$  NÓS

TABELA 4.1

uma variação de rumo com um determinado ângulo de leme vertical. Quando a nova direção é atingida as ordens anteriores têm seus sinais algébricos invertidos e assim sucessivamente gerando uma trajetória oscilante em torno do rumo inicial.

c) Recuperação

Essa manobra, também conhecida pela terminologia inglesa por "pull-out", ocorre no plano vertical. A partir de uma condição inicial ou de equilíbrio é ordenado ao submarino um determinado ângulo de trim a ser atingido com o uso de seus lemes horizontais. Quando esse ângulo é atingido os lemes são levados a meio e espera-se que o submarino tenha a tendência de retornar à superfície por ação exclusiva das forças hidrodinâmicas que atuam sobre seu casco.

d) Zig-zag no plano vertical

Manobra semelhante a de zig-zag no plano horizontal tendo como comando a variação do ângulo de trim por intermédio de determinados ângulos de seus lemes horizontais. Normalmente é executada a partir de um ângulo de trim nulo.

e) Estabilidade em linha reta

Essa manobra verifica se o submarino, após sofrer uma perturbação instantânea, tanto no plano horizontal quanto no vertical, atende efetivamente aos requisitos de estabilidade em linha reta, retornando a uma condição de equilíbrio diferente da original quando a perturbação deixar de existir.

f) Controle automático de profundidade

Permite a simulação de uma variação de profundidade com o uso de piloto-automático seguindo a lei de controle

anteriormente deduzida.

g) Controle automático de governo

Simula uma alteração de rumo pelo uso do piloto-automático de acordo com a sua respectiva lei de controle.

No decorrer desse capítulo serão apresentados exemplos completos de cada manobra para uma determinada condição de equilíbrio e a análise dos controles automáticos de profundidade e governo para diferentes condições de equilíbrio e para diferentes valores das variáveis de controle envolvidas. Em seguida será apresentado um estudo comparativo sobre a eficiência das leis de controle quando se modifica o valor do ganho proporcional e do tempo integral nas vizinhanças daqueles valores usados nos exemplos anteriores.

#### 4.2 - Programa SUBMAN

A figura 4.1 apresenta um diagrama de blocos simplificado do programa.

Uma vez conhecidas as características gerais do submarino, de seus apêndices fixos e de suas superfícies de controle bem como as curvas de potência no eixo versus velocidade pode-se calcular o valor de todos os coeficientes hidrodinâmicos necessários para montar o modelo matemático linear desenvolvido no Capítulo 3. Conhecendo esses coeficientes é possível prever-se o domínio de condições onde o submarino apresenta estabilidade direcional, através da análise das condições operativas necessárias para que todos os auto-valores do modelo tenham parte real negativa. Os coeficientes hidrodinâmicos e o resultado da estabilidade são apresentados inicialmente pelo programa.

A seguir o programa é informado sobre o tipo de manobra que será executada e em que plano, após o que são fornecidos dados referentes à manobra escolhida. De acordo com o plano em que o movimento ocorrerá o programa monta o modelo matemático correspondente e o soluciona com o auxílio das sub-rotinas LEME, MANOB, DIVERK e EQS, apresentando seus resultados sob a forma de gráfico por meio da sub-rotina USPLT. Também são utilizadas pelo programa as sub-rotinas LGINF, VMULFF, SOMA e DMULTI.

De modo simplificado, cada uma das sub-rotinas citadas acima, se propõe a executar o seguinte:

- Sub-rotina LEME

Informada do plano em que a manobra escolhida irá se desenvolver, esta sub-rotina inicialmente seleciona o aciona



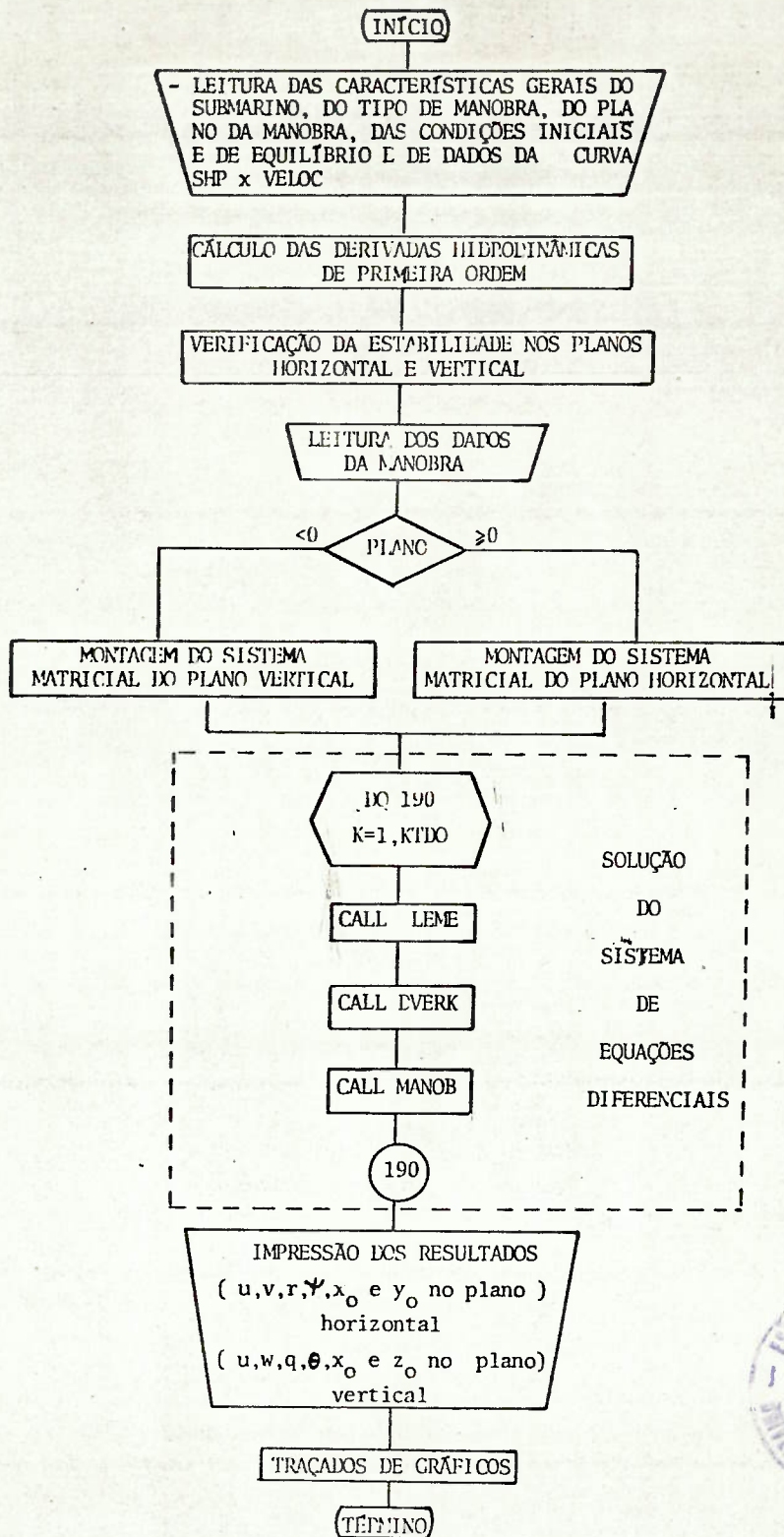
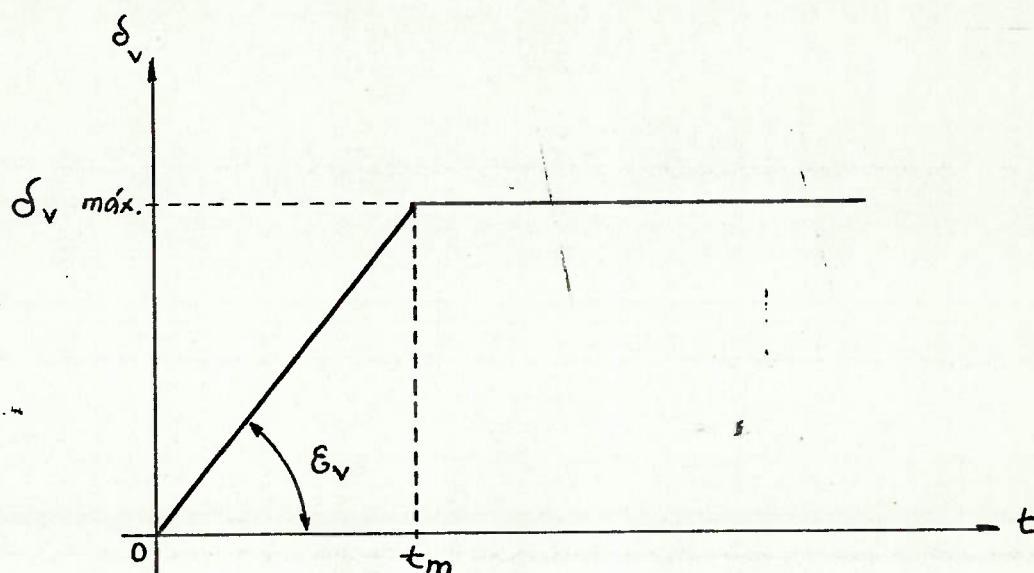


DIAGRAMA DE BLOCOS DO PROGRAMA SUBMAN

FIGURA 4.1

mento do leme vertical ou dos lemes horizontais de vante e de ré. Após a seleção é feito o cálculo do posicionamento angular do leme movimentado (ou lemes) a cada instante, por intermédio de uma função que simula seu deslocamento em relação ao tempo. A figura 4.2 mostra a função que define a movimentação do leme vertical a partir de sua posição a meio até atingir a deflexão máxima para boreste. Na situação apresentada o ângulo do leme é positivo.



MOVIMENTAÇÃO DO LEME VERTICAL

FIGURA 4.2

A função que simula este movimento é definida por:

$$\delta_v = \begin{cases} 0^\circ & \text{para } t < 0 \\ \delta_v \cdot t & \text{para } 0 < t < t_m \\ \delta_{v\max} = \frac{t_e}{c} & \text{para } t > t_m \end{cases}$$

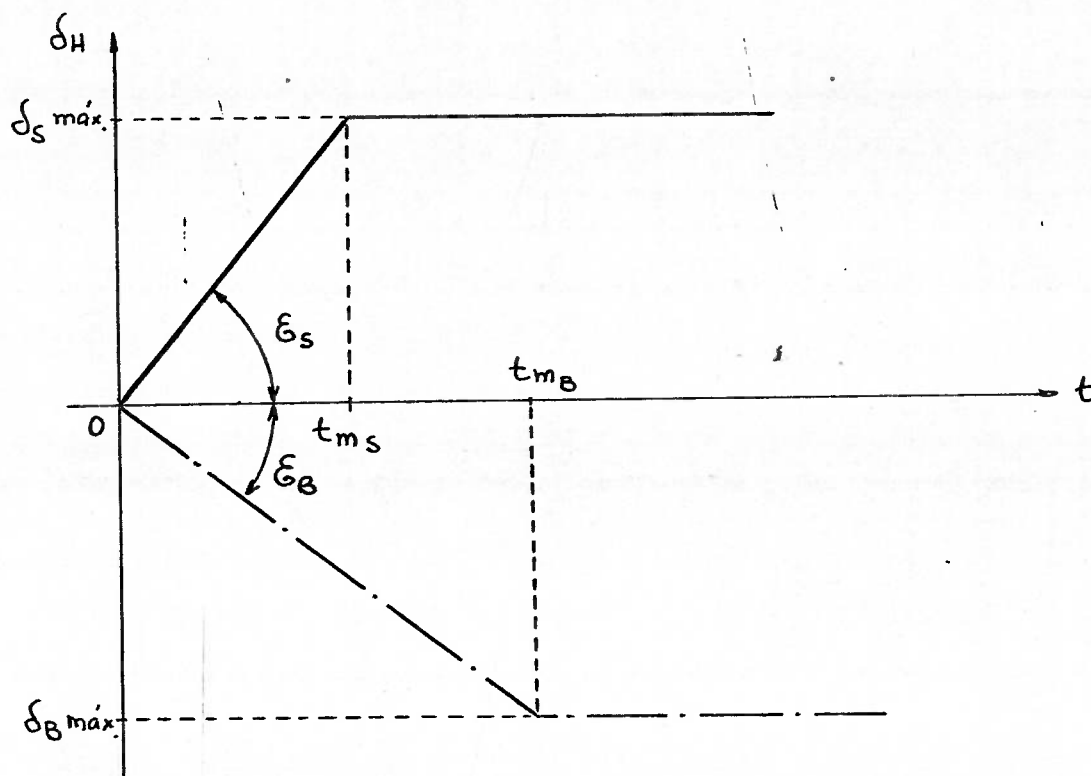
onde:

$t$  - tempo

- $\delta_V$  - deflexão do leme vertical  
 $\delta_{Vmax}$  - deflexão máxima do leme vertical  
 $t_m$  - tempo necessário para que  $\delta_V = \delta_{Vmax}$   
 $\delta_V$  -  $\text{tg } \epsilon_V$  - velocidade de movimentação do leme.

Nota:  $\delta_V > 0$  quando a quinada for para BE.

A figura 4.3 mostra o gráfico das funções que definem a posição dos lemes horizontais de vante e de ré que atuam simultaneamente e normalmente com sinais opostos, em manobra de emersão, até suas respectivas deflexões máximas.



MOVIMENTAÇÃO DOS LEMES HORIZONTAIS  
EM MANOBRA DE EMERSÃO

FIGURA 4.3

As funções que simulam estes deslocamentos angulares são semelhantes à que comanda o leme vertical e são defini-

das por:

$$\delta_S = \begin{cases} 0^\circ, & \text{para } t < 0 \\ \dot{\delta}_S * t, & \text{para } 0 < t < tm_S \\ \delta_{Smax} = c^{te}, & \text{para } t > tm_S \end{cases}$$

$$\delta_B = \begin{cases} 0^\circ, & \text{para } t < 0 \\ \dot{\delta}_B * t, & \text{para } 0 < t < tm_B \\ \delta_{Bmax} = c^{te}, & \text{para } t > tm_B \end{cases}$$

onde:

$\delta_S$  - deflexão do leme horizontal de ré

$\delta_B$  - deflexão do leme horizontal de vante

$\delta_{Smax}$  - deflexão máxima do leme horizontal de ré

$\delta_{Bmax}$  - deflexão máxima do leme horizontal de vante

$tm_S$  - tempo necessário para  $\delta_S = \delta_{Smax}$

$tm_B$  - tempo necessário para  $\delta_B = \delta_{Bmax}$

$\dot{\delta}_S = \text{tg } \xi_S$  - velocidade de movimentação do leme horizontal de ré

$\dot{\delta}_B = \text{tg } \xi_B$  - velocidade de movimentação do leme horizontal de vante.

O ângulo de leme ordenado para a realização de uma operação pode ser inferior àquele que corresponderia a sua deflexão máxima. Nesse caso a sub-rotina limita o deslocamento angular pelo menor valor absoluto apresentado, fazendo com que o parâmetro das funções apresentadas seja deslocado no sentido conveniente.

Na ocasião de se movimentar o leme de sua deflexão atual para sua posição a meio ou para uma posição simétrica o

procedimento descrito anteriormente é repetido de modo semelhante, mas com o sinal algébrico da velocidade de movimentação do leme invertido, ou seja, o trecho em rampa da função mantém o valor absoluto do seu ângulo de inclinação mas recebe sinal oposto até que o novo ângulo ordenado seja atingido.

Resumindo, a função dessa sub-rotina é simular a movimentação do leme para o valor ordenado levando em consideração o tempo real gasto para execução dessa ordem. Para sua operação, o subprograma LEME deve receber os parâmetros necessários à execução da ordem, que foram definidos anteriormente.

- Sub-rotina MANOB

Determinada a manobra a ser executada e seus parâmetros limitadores essa sub-rotina calcula o ângulo de deflexão dos lemes a serem acionados a cada instante durante todo o período de realização da manobra.

Cada manobra possui características próprias. Os parâmetros necessários à execução de cada uma são:

- a) Na manobra de giro
  - ângulo de deflexão do leme vertical.
- b) Na manobra de zig-zag no plano horizontal
  - ângulo de deflexão do leme vertical.
  - valor absoluto da variação de rumo desejada.
- c) Na manobra de recuperação
  - ângulo de deflexão dos lemes horizontais, que podem ser iguais ou não.
  - valor do ângulo de trim a ser atingido.

- d) Na manobra de zig-zag no plano vertical
  - ângulo de deflexão dos lemes horizontais, que podem ser iguais ou não.
  - valor absoluto da variação desejada do ângulo de trim.
- e) Na manobra de estabilidade em linha reta
  - manter nula a deflexão de todos os lemes.
- f) Na manobra de controle automático de profundidade
  - profundidade desejada.
  - máximo ângulo de trim a ser atingido.
  - deflexão dos lemes horizontais de acordo com a lei de controle.
- g) Na manobra de controle automático de governo
  - rumo desejado.
  - deflexão do leme vertical de acordo com a lei de controle.

O valor da deflexão dos lemes necessário para a execução da manobra selecionada, calculado por esta sub-rotina, é transmitido à sub-rotina LEME que se encarregará de levar a superfície de controle correspondente, o ângulo ordenado.

- Sub-rotina DVERK

Pertencente ao conjunto de sub-rotinas de biblioteca do computador usado (B-6900), ela se propõe a resolver sistemas de equações diferenciais ordinárias de primeira ordem do tipo  $y' = f(x,y)$ , onde são conhecidas todas as condições iniciais, usando as fórmulas de Rung-Kutta de quinta ordem.

- Sub-rotina EQS

Um dos argumentos da sub-rotina DVERK é a sub-rotina EQS. Seu propósito é arranjar as equações diferenciais a serem resolvida, de maneira que elas tomem a forma  $y' = f(x,y)$ , exigida para que DVERK possa apresentar os resultados desejados pelo usuário. No presente trabalho, esta sub-rotina é usada para transformar o modelo matemático de "GAMMA" em seis equações diferenciais ordinárias de primeira ordem acrescida de uma sétima equação, do mesmo tipo, utilizada nas duas leis de controle, formando um sistema de sete equações para ser solucionado.

- Sub-rotina LGINF

Também é uma sub-rotina de biblioteca. Executa a inversão de matrizes reais de ordem m por n, quaisquer que sejam os valores de m e n.

- Sub-rotina VMULFF

Faz parte da biblioteca de sub-rotinas do computador. Ela executa a multiplicação de duas matrizes A e B armazenadas inteiras na memória.

- Sub-rotina SOMA

Executa a soma de duas matrizes A e B totalmente armazenadas na memória do computador.

- Sub-rotina DMULTI

Executa a multiplicação de uma constante pela matriz A totalmente armazenada no computador.

- Sub-rotina USPLT

Outra sub-rotina da biblioteca que é usada para apresentar, sob a forma de curvas, até dez funções de uma mesma

variável dependente, em um só gráfico. É usada no programa para apresentar trajetórias no plano, plotagem das deflexões dos lemes usados nas manobras e registro das variações de rumo e trim.



### 4.3 - Simulação de Manobras

Nessa seção serão apresentados exemplos de simulação de todas as manobras que são executadas pelo programa SUBMAN, acompanhados por comentários sobre os resultados e conclusões pertinentes.

As manobras foram simuladas a partir de várias condições de equilíbrio, com diferentes ângulos de leme e com uma série de mudanças nas restrições existentes em algumas manobras, resultando em um grande número de simulações. Entretanto, dentro de cada tipo específico de manobra, a essência das várias simulações é sempre análoga, apesar dos resultados serem numericamente diferentes. Por essa razão foi escolhida aleatoriamente uma condição de equilíbrio e a partir dela executadas as manobras que vão exemplificar o texto desta seção. Os parâmetros particulares a cada manobra também foram escolhidos ao acaso. A apresentação de uma quantidade maior de exemplos não acrescentaria nenhum benefício qualitativo ao trabalho.

A condição de equilíbrio adotada para os exemplos que se seguem é a de avanço retilíneo com velocidade constante de dez nós, no rumo norte,  $000^{\circ}$ , com o submarino trimado, ou seja, com ângulo de trim nulo e a uma profundidade suficiente para garantir que o submersível permanecerá totalmente mergulhado antes, durante e após a manobra, chamada profundidade de referência, que terá valor nulo.

#### - Manobra de Giro

Após se deslocar durante dez segundos na condição

de equilíbrio o submarino recebe a ordem de posicionar seu leme vertical no ângulo de dez graus para boreste, mantendo esta posição durante toda a manobra. A partir deste momento o leme é movimentado até a posição ordenada segundo a lei de deslocamento contida na sub-rotina LEME, anteriormente descrita, iniciando o percurso ao longo de uma trajetória circular.

Os resultados obtidos são parcialmente apresentados pelas tabelas 4.2 e 4.3 que mostram respectivamente o período inicial e um período intermediário, e pela figura 4.4 sob a forma de gráfico.

Pelos resultados apresentados pode-se notar que não existe alteração no valor nulo da coluna correspondente a  $Y(1)$ , que indica a variação da velocidade de avanço,  $\Delta u$ , enquanto os valores de  $Y(2)$ , que é a velocidade de abatimento,  $v$ , e  $Y(3)$ , que é velocidade de guinada,  $r$ , crescem de modo regular até atingirem determinados valores, a partir dos quais permanecem constante mostrando que o "giro" atingiu seu regime uniforme, como indicado na tabela 4.3.

O que ocorre na realidade difere ligeiramente dos resultados apresentados. A principal divergência está na constância apresentada na velocidade de avanço, que na realidade tem seu valor reduzido consideravelmente, de acordo com o ângulo do leme. O efeito causador dessa não correspondência entre a realidade e os resultados apresentados é a linearidade do modelo matemático desenvolvido e a simetria BE-BB que anula os coeficientes ligados a  $\Delta u$ . Para que a resposta fosse mais próxima do fenômeno real seria necessário a inclusão de termos de segun

## SOLUCAO DO PROBLEMA

TEMPO	$\delta u$ Y(1)	$v$ Y(2)	$w$ Y(3)	$\psi$ Y(4)	$z_0$ Y(5)	$z_0$ Y(6)
0.5	0.	0.	0.	0.	.257E+01	0.
1.0	0.	0.	0.	0.	.514E+01	0.
1.5	0.	0.	0.	0.	.772E+01	0.
2.0	0.	0.	0.	0.	.103E+02	0.
2.5	0.	0.	0.	0.	.129E+02	0.
3.0	0.	0.	0.	0.	.154E+02	0.
3.5	0.	0.	0.	0.	.180E+02	0.
4.0	0.	0.	0.	0.	.206E+02	0.
4.5	0.	0.	0.	0.	.231E+02	0.
5.0	0.	0.	0.	0.	.257E+02	0.
5.5	0.	0.	0.	0.	.283E+02	0.
6.0	0.	0.	0.	0.	.309E+02	0.
6.5	0.	0.	0.	0.	.334E+02	0.
7.0	0.	0.	0.	0.	.360E+02	0.
7.5	0.	0.	0.	0.	.386E+02	0.
8.0	0.	0.	0.	0.	.412E+02	0.
8.5	0.	0.	0.	0.	.437E+02	0.
9.0	0.	0.	0.	0.	.463E+02	0.
9.5	0.	0.	0.	0.	.489E+02	0.
10.0	0.	-.410E-03	-.529E-04	.133E-04	.514E+02	-.519E-04
10.5	0.	-.127E-02	-.157E-03	.650E-04	.540E+02	-.420E-03
11.0	0.	-.250E-02	-.310E-03	.130E-03	.566E+02	-.307E-02
11.5	0.	-.432E-02	-.512E-03	.309E-03	.592E+02	-.207E-01
12.0	0.	-.612E-02	-.700E-03	.603E-03	.617E+02	-.331E-01
12.5	0.	-.796E-02	-.895E-03	.109E+02	.643E+02	-.456E-02
13.0	0.	-.987E-02	-.108E-02	.159E+02	.669E+02	-.559E-01
13.5	0.	-.118E-01	-.126E-02	.217E+02	.694E+02	-.615E-01
14.0	0.	-.137E-01	-.143E-02	.284E-02	.720E+02	-.614E-01
14.5	0.	-.157E-01	-.160E-02	.360E-02	.746E+02	-.524E-01
15.0	0.	-.177E-01	-.176E-02	.444E-02	.772E+02	-.328E-01
15.5	0.	-.197E-01	-.193E-02	.536E-02	.797E+02	-.461E-04
16.0	0.	-.217E-01	-.208E-02	.636E-02	.823E+02	.469E+02
16.5	0.	-.237E-01	-.223E-02	.743E-02	.849E+02	.110E-01
17.0	0.	-.257E-01	-.236E-02	.856E-02	.874E+02	-.192E-01
17.5	0.	-.278E-01	-.252E-02	.983E-02	.900E+02	.295E-01
18.0	0.	-.298E-01	-.266E-02	.111E-01	.926E+02	.420E-01
18.5	0.	-.318E-01	-.280E-02	.125E-01	.952E+02	.569E-01
19.0	0.	-.338E-01	-.294E-02	.139E-01	.977E+02	.744E+01
19.5	0.	-.358E-01	-.307E-02	.154E-01	.100E+03	.947E-01
20.0	0.	-.378E-01	-.320E-02	.170E-01	.103E+03	.116E+00
20.5	0.	-.397E-01	-.333E-02	.186E-01	.105E+03	.144E+00
21.0	0.	-.417E-01	-.348E-02	.203E-01	.108E+03	.174E+00
21.5	0.	-.436E-01	-.359E-02	.221E-01	.111E+03	.207E+00
22.0	0.	-.456E-01	-.374E-02	.239E-01	.113E+03	.244E+00

MANOBRE DE GIRO

(INÍCIO)

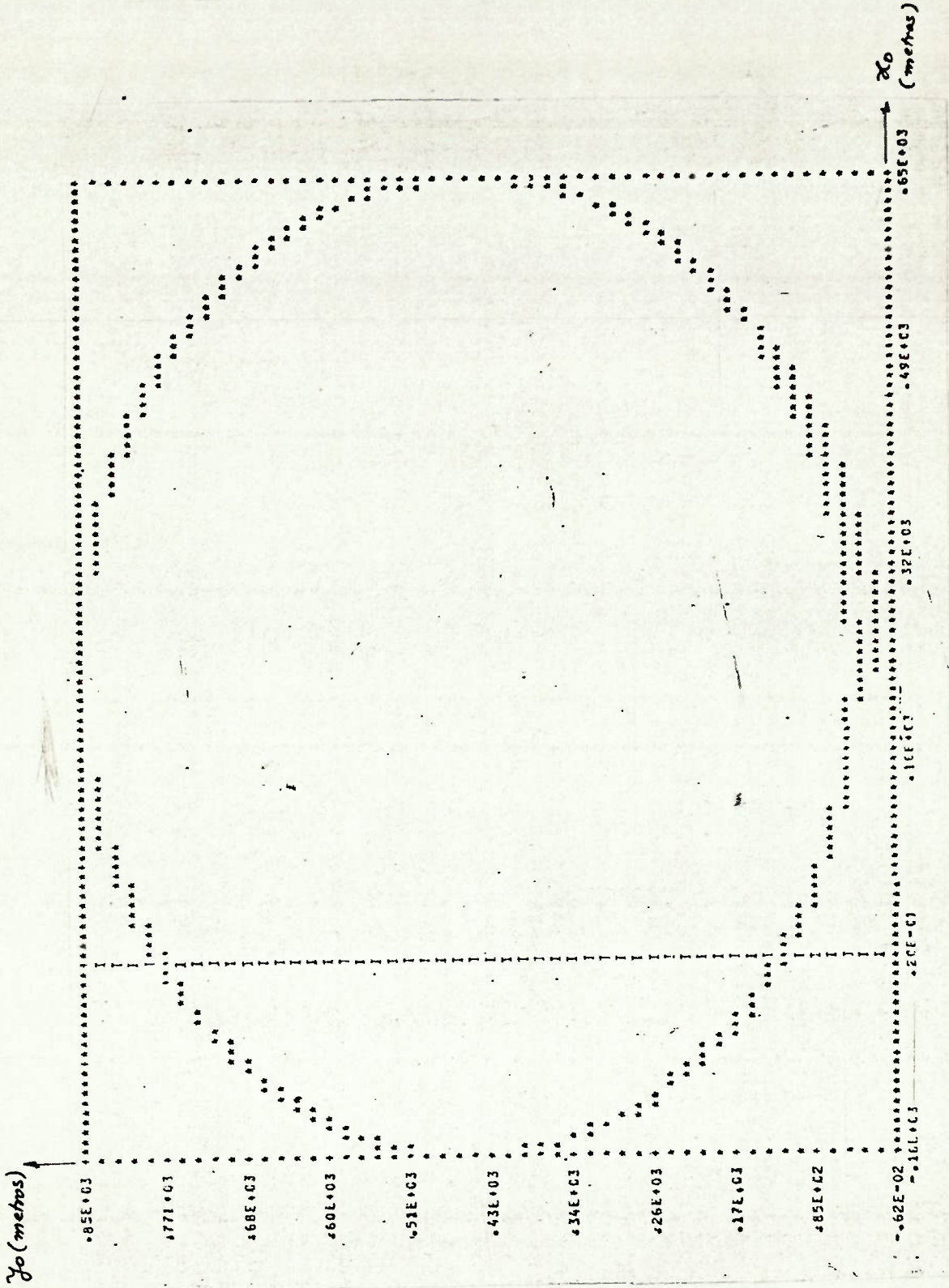
TABELA 4.2

	$\Delta u$	$v$	$w$	$\psi$	$\alpha_0$	$\gamma_{4.17}$
274.0	C.	-.202E+00	.127E-01	-.288E+01	.364E+03	.834E+03
274.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.288E+01	.362E+03	.835E+03
275.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.285E+01	.359E+03	.835E+03
275.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.290E+01	.357E+03	.836E+03
276.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.290E+01	.354E+03	.837E+03
276.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.293E+01	.352E+03	.837E+03
277.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.292E+01	.349E+03	.838E+03
277.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.292E+01	.347E+03	.839E+03
278.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.293E+01	.344E+03	.839E+03
278.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.293E+01	.342E+03	.840E+03
279.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.294E+01	.339E+03	.843E+03
279.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.295E+01	.337E+03	.843E+03
280.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.295E+01	.334E+03	.842E+03
280.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.296E+01	.332E+03	.842E+03
281.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.297E+01	.329E+03	.843E+03
281.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.297E+01	.327E+03	.844E+03
282.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.298E+01	.324E+03	.844E+03
282.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.299E+01	.322E+03	.845E+03
283.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.299E+01	.319E+03	.845E+03
283.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.300E+01	.317E+03	.846E+03
284.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.300E+01	.314E+03	.846E+03
284.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.301E+01	.312E+03	.846E+03
285.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.302E+01	.309E+03	.847E+03
285.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.302E+01	.307E+03	.847E+03
286.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.303E+01	.304E+03	.848E+03
286.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.304E+01	.302E+03	.848E+03
287.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.304E+01	.299E+03	.848E+03
287.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.305E+01	.296E+03	.849E+03
288.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.306E+01	.294E+03	.849E+03
288.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.306E+01	.291E+03	.849E+03
289.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.307E+01	.289E+03	.850E+03
289.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.307E+01	.286E+03	.850E+03
290.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.308E+01	.284E+03	.850E+03
290.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.309E+01	.281E+03	.850E+03
291.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.309E+01	.279E+03	.851E+03
291.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.310E+01	.276E+03	.851E+03
292.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.311E+01	.273E+03	.851E+03
292.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.311E+01	.271E+03	.851E+03
293.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.312E+01	.268E+03	.851E+03
293.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.313E+01	.266E+03	.852E+03
294.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.313E+01	.263E+03	.852E+03
294.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.314E+01	.261E+03	.852E+03
295.0	C.	-.202E+00	.127E-01	.314E+01	.258E+03	.852E+03
295.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.315E+01	.255E+03	.852E+03
296.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.316E+01	.253E+03	.852E+03
296.5	C.	-.202E+00	.127E-01	.316E+01	.250E+03	.852E+03
297.0	O.	-.202E+00	.127E-01	.317E+01	.248E+03	.852E+03
297.5	O.	-.202E+00	.127E-01	.318E+01	.245E+03	.852E+03

MANOBRA DE GIRO

(REGIME PERMANENTE)

TABELA 4.3



MANOBRAS DE GIRO (TRAJETÓRIA)

FIGURA 4.4

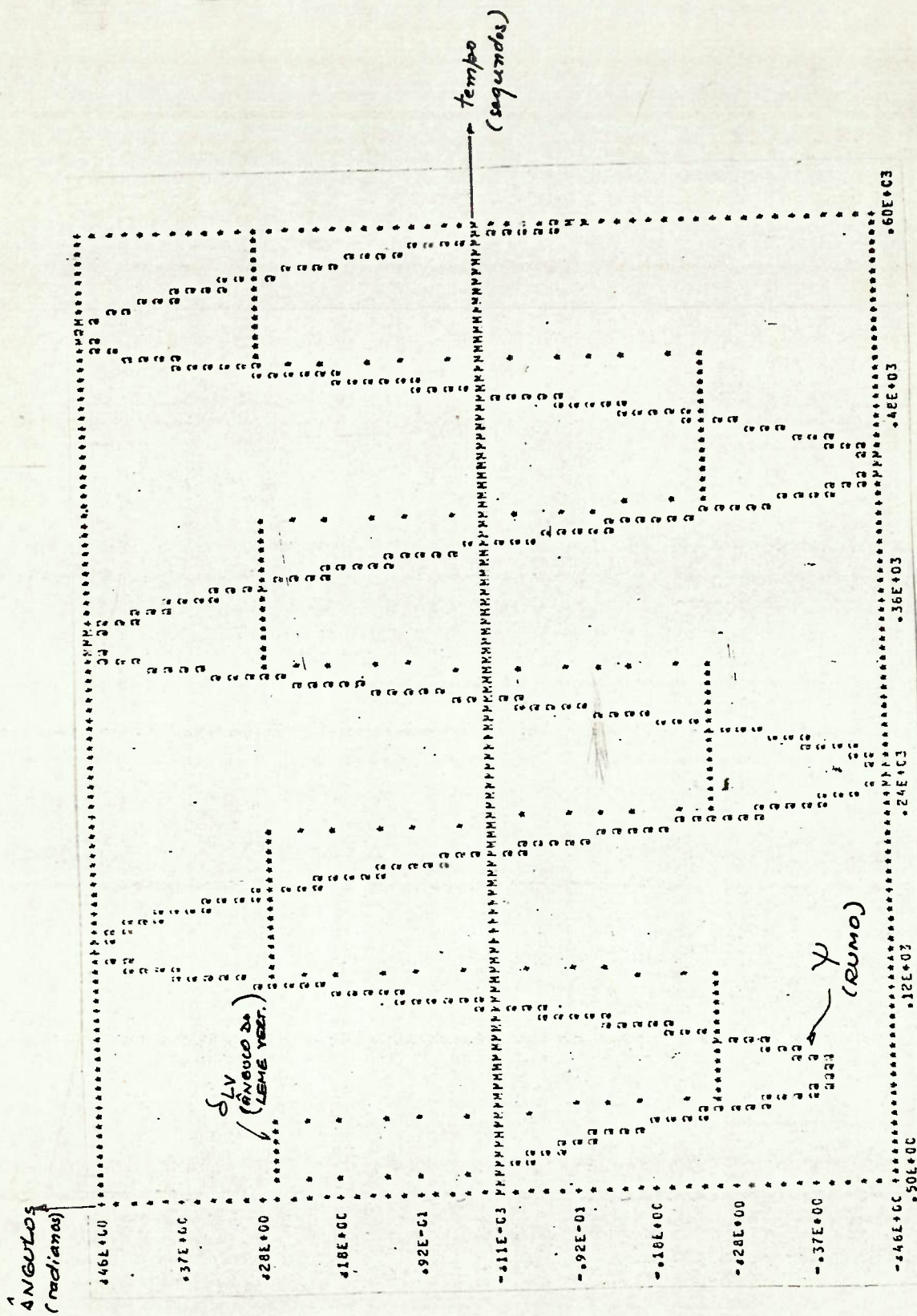
da ordem do tipo  $X_{uu}$ ,  $X_{uv}$ ,  $X_{ur}$ , etc., além da indispensável introdução dos efeitos acoplados de balanço e de variação de rotação do propulsor. Quanto maior a ordem das derivadas hidrodinâmicas envolvidas em um modelo não-linear, mais precisa será a resposta fornecida. Entretanto, há um preço a ser pago e que cresce também de modo não-linear, que é a dificuldade de se obter o valor dessas derivadas de ordem superior, mesmo por métodos experimentais.

O jogo, que ocorre quando é executado um giro, é um fator de grande importância para estudos de estabilidade transversal, mas que não é considerado nas respostas do modelo em pauta, devido a uma hipótese simplificadora feita no Capítulo 3.

#### - Manobra de zig-zag no plano horizontal

Após decorridos dez segundos de deslocamento na condição de equilíbrio é dada a ordem de quinze graus de leme vertical para bombordo, que uma vez alcançados permanecerão constantes, causando uma guinada para BB, até que o rumo de  $345^{\circ}$  seja atingido. Nessa ocasião o leme é invertido para a posição de quinze graus a boreste, causando a interrupção da guinada para BB e iniciando uma nova guinada para BE, até que seja atingido o rumo  $015^{\circ}$  ou  $15^{\circ}$  a boreste. Quando esse novo rumo for atingido é feita nova inversão no ângulo do leme vertical e assim sucessivamente por um determinado período de tempo.

A figura 4.5, clássica para esta modalidade de manobra, apresenta a movimentação do leme vertical e a variação do rumo ao longo do tempo, fornecendo como principais informa-



MANOBRAS DE ZIG-ZAG NO PLANO HORIZONTAL  
(VARIAÇÃO DE RUMO E DO ÂNGULO DOS LEMES)

FIGURA 4.5

ções o tempo gasto para se atingir o rumo desejado após a variação do ângulo de leme e o excesso de graus que o rumo alcança em relação ao ordenado, chamado em inglês de "Overshoot".

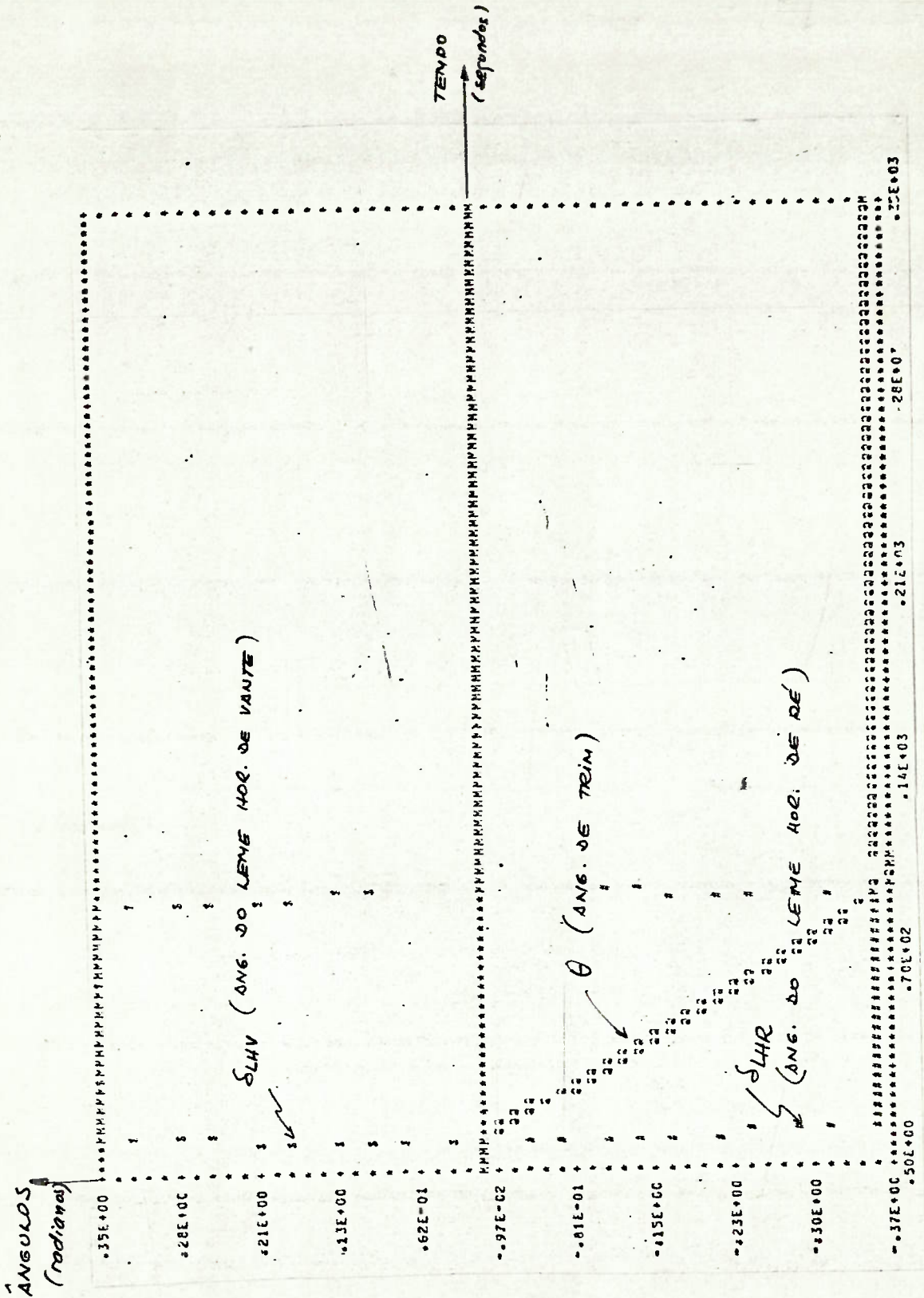
Permanecem válidas as observações feitas durante a descrição da manobra de giro com relação à variação da velocidade de avanço e ao ângulo de jogo, também presentes nas manobras reais de zig-zag no plano horizontal.

#### - Manobra de recuperação

Essa manobra é iniciada ao serem simuladas as ordens de vinte graus para cima ao leme horizontal de vante e de vinte graus para baixo ao leme horizontal de ré. Essa posição dos lemes faz com que o momento gerado em cada um deles seja de mesmo sinal, sendo seus efeitos acrescidos, no sentido de fazer o submarino mergulhar, resultando respostas mais rápidas. Os lemes permanecerão nessa posição até que seja atingido o ângulo de trim de vinte graus para baixo, ou de  $-20^{\circ}$ , a partir do que, os lemes horizontais serão levados a meio, zero graus de deflexão. É esperado que o submarino, sob a ação exclusiva de forças hidrodinâmicas atuando em seu casco venha a transformar esse mergulho em emersão.

De acordo com a figura 4.6, os resultados apresentados pelo programa mostram que o ângulo de trim atingido pelo submarino permanece constante após os lemes terem sido levados a meio. Isso indica que o modelo matemático linear usado pelo programa não possui derivadas que venham gerar as forças hidrodinâmicas necessárias para fazer a recuperação, na direção da superfície, do submarino, e portanto, no estágio atual, não ser





MANOBRAS DE RECUPERAÇÃO  
 (VARIACÃO DE TRIM E DOS ÂNGULOS DOS LEMES)  
 FIGURA 4.6

ve para simular este tipo de manobra. Uma vez introduzidos os efeitos do jogo e as derivadas hidrodinâmicas de ordem superior o modelo poderá representar essa manobra.

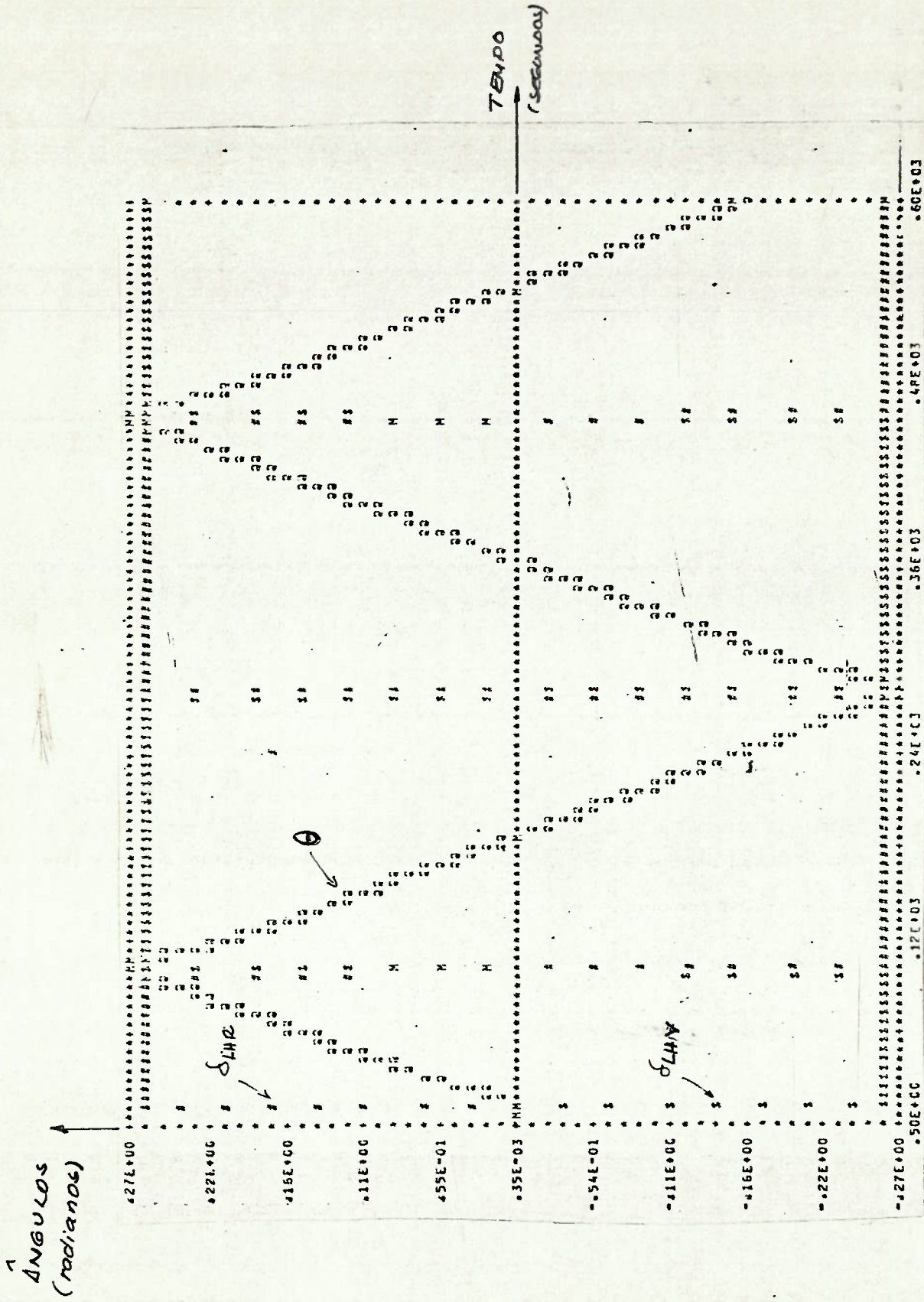
- Manobra de zig-zag no plano vertical

As diferenças existentes entre essa manobra e a de mesmo nome executada no plano horizontal referem-se aos lemes envolvidos e ao ângulo de orientação. No presente exemplo existem dois lemes envolvidos, os horizontais de vante e de ré e o ângulo a ser atingido é de trim.

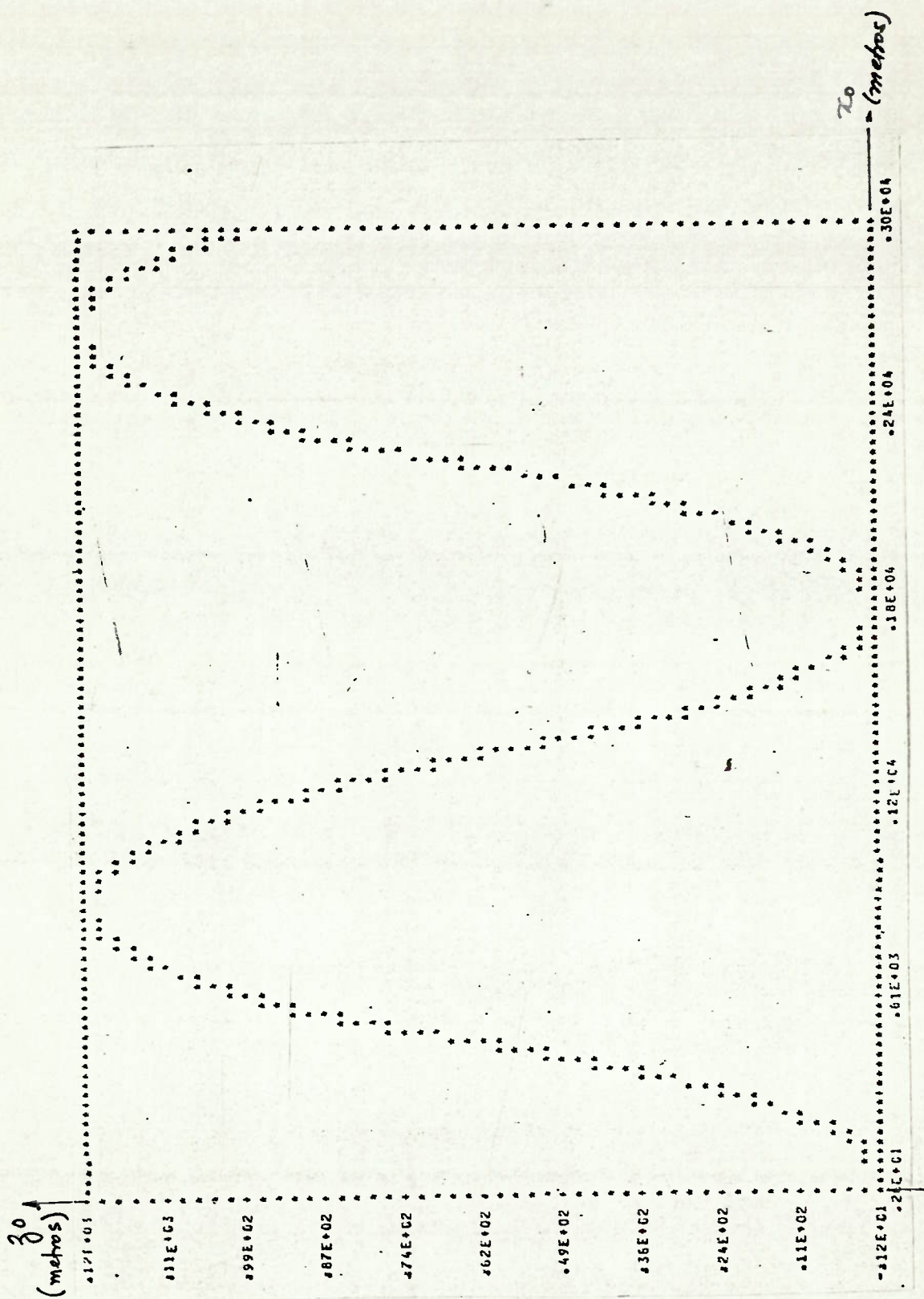
Para que a primeira pernada da manobra seja de imersão é dada a ordem de quinze graus para cima ao leme horizontal de vante e de quinze graus para baixo ao leme de ré. Essas deflexões permanecem constantes até que o submarino tenha um ângulo de trim para baixo de quinze graus. Quando este trim for atingido os dois lemes inverterão sua posição até que se alcance quinze graus de trim para cima, repetindo esse comportamento por um determinado tempo.

A figura 4.7 mostra a deflexão dos lemes horizontais e a variação de trim com o tempo. Obtém-se dessa figura informações semelhantes às descritas na manobra do plano horizontal, ou seja, tempo gasto para atingir o trim ordenado e o excesso em graus que o ângulo de trim alcançado tem em relação ao ordenado. A figura 4.8 mostra a trajetória simulada do submarino no plano vertical.

As duas manobras realizadas no plano vertical apresentam um pequeno valor na coluna correspondente a  $\Delta u$ , indicando com isso uma variação da velocidade de avanço, apesar do



MANOBRAS DE ZIG-ZAG NO PLANO VERTICAL  
(VARIACAO DO TRIM E DOS ANGULOS DOS LEMES)  
FIGURA 4.7



MANOBRA DE ZIG-ZAG NO PLANO VERTICAL  
(TRAJETÓRIA)  
FIGURA 4.8

modelo matemático continuar sendo linear. A explicação desse fato está na falta de simetria em relação ao plano longitudinal horizontal anteriormente citada, que faz aparecer nas equações coeficientes ligados a  $\Delta u$ . Entretanto, estes valores de  $\Delta u$  são aproximações de primeira ordem dos valores que ocorrem na realidade, continuando válida a observação feita anteriormente de que em modelos não lineares e de ordem superior a precisão será maior.

- Estabilidade em linha reta

A estabilidade em linha reta no plano horizontal é testada por intermédio de uma perturbação de guinada de módulo pequeno, para que seja respeitada a teoria linear, simulada através da condição inicial do valor da rotação em rumo,  $r$ . O valor adotado para a perturbação é de 0,1 graus por segundo.

No plano vertical a perturbação é introduzida através do valor inicial da velocidade de arfagem,  $q$ , que também vale 0,1 graus por segundo.

Os resultados do plano horizontal apresentados pelas tabelas 4.4 e 4.5 mostram que os valores da coluna correspondente a Y(3), velocidade de guinada  $r$ , iniciam com 0,0828 rd/s (0,1°/s) e caem com o passar do tempo, tendendo a zero e que os valores da coluna Y(4), rumo, crescem até determinado valor a partir do qual permanecem constantes mostrando que foi atingida nova condição de equilíbrio, indicando estabilidade no plano horizontal.

A trajetória é mostrada pela figura 4.9 onde se visualiza melhor a estabilidade.

## SOLUCAO DO PROBLEMA

TEMPO	$\Delta u$ Y(1)	$v$ Y(2)	$w$ Y(3)	$\psi$ Y(4)	$z_0$ Y(5)	$y_0$ Y(6)
0.5 0.		-.648E-02	.828E-02	.425E-02	.257E+01	.387E-02
1.0 0.		-.123E-01	.786E-02	.628E-02	.514E+01	.153E-01
1.5 0.		-.174E-01	.748E-02	.121E-01	.772E+01	.342E-01
2.0 0.		-.220E-01	.714E-02	.158E-01	.103E+02	.602E-01
2.5 0.		-.261E-01	.682E-02	.193E-01	.129E+02	.932E-01
3.0 0.		-.297E-01	.652E-02	.226E-01	.154E+02	.133E+00
3.5 0.		-.329E-01	.625E-02	.258E-01	.180E+02	.180E+00
4.0 0.		-.356E-01	.600E-02	.288E-01	.206E+02	.233E+00
4.5 0.		-.383E-01	.577E-02	.318E-01	.231E+02	.292E+00
5.0 0.		-.404E-01	.555E-02	.346E-01	.257E+02	.358E+00
5.5 0.		-.423E-01	.535E-02	.373E-01	.283E+02	.430E+00
6.0 0.		-.440E-01	.517E-02	.400E-01	.309E+02	.508E+00
6.5 0.		-.454E-01	.500E-02	.425E-01	.334E+02	.591E+00
7.0 0.		-.466E-01	.484E-02	.450E-01	.360E+02	.681E+00
7.5 0.		-.477E-01	.469E-02	.474E-01	.386E+02	.776E+00
8.0 0.		-.485E-01	.456E-02	.497E-01	.411E+02	.877E+00
8.5 0.		-.492E-01	.443E-02	.519E-01	.437E+02	.983E+00
9.0 0.		-.498E-01	.431E-02	.541E-01	.463E+02	.109E+01
9.5 0.		-.503E-01	.419E-02	.562E-01	.488E+02	.121E+01
10.0 0.		-.506E-01	.409E-02	.583E-01	.514E+02	.133E+01
10.5 0.		-.509E-01	.399E-02	.603E-01	.540E+02	.146E+01
11.0 0.		-.511E-01	.389E-02	.623E-01	.566E+02	.159E+01
11.5 0.		-.512E-01	.380E-02	.642E-01	.591E+02	.173E+01
12.0 0.		-.512E-01	.372E-02	.661E-01	.617E+02	.187E+01
12.5 0.		-.511E-01	.364E-02	.679E-01	.643E+02	.202E+01
13.0 0.		-.510E-01	.356E-02	.697E-01	.668E+02	.217E+01
13.5 0.		-.509E-01	.349E-02	.715E-01	.694E+02	.233E+01
14.0 0.		-.507E-01	.342E-02	.732E-01	.720E+02	.249E+01
14.5 0.		-.504E-01	.336E-02	.749E-01	.745E+02	.265E+01
15.0 0.		-.502E-01	.330E-02	.766E-01	.771E+02	.282E+01
15.5 0.		-.499E-01	.324E-02	.782E-01	.797E+02	.299E+01
16.0 0.		-.495E-01	.318E-02	.798E-01	.822E+02	.317E+01
16.5 0.		-.492E-01	.312E-02	.814E-01	.848E+02	.336E+01
17.0 0.		-.488E-01	.307E-02	.829E-01	.874E+02	.354E+01
17.5 0.		-.484E-01	.302E-02	.845E-01	.899E+02	.373E+01
18.0 0.		-.480E-01	.297E-02	.859E-01	.925E+02	.393E+01
18.5 0.		-.475E-01	.292E-02	.874E-01	.951E+02	.413E+01
19.0 0.		-.471E-01	.287E-02	.889E-01	.976E+02	.433E+01
19.5 0.		-.467E-01	.283E-02	.903E-01	.100E+03	.454E+01
20.0 0.		-.462E-01	.279E-02	.917E-01	.103E+03	.475E+01
20.5 0.		-.457E-01	.274E-02	.931E-01	.105E+03	.496E+01
21.0 0.		-.453E-01	.270E-02	.944E-01	.108E+03	.518E+01
21.5 0.		-.448E-01	.266E-02	.958E-01	.110E+03	.540E+01
22.0 0.		-.443E-01	.262E-02	.971E-01	.113E+03	.563E+01

## MANOBRA DE ESTABILIDADE

EM LINHA RETA NO PLANO HORIZONTAL

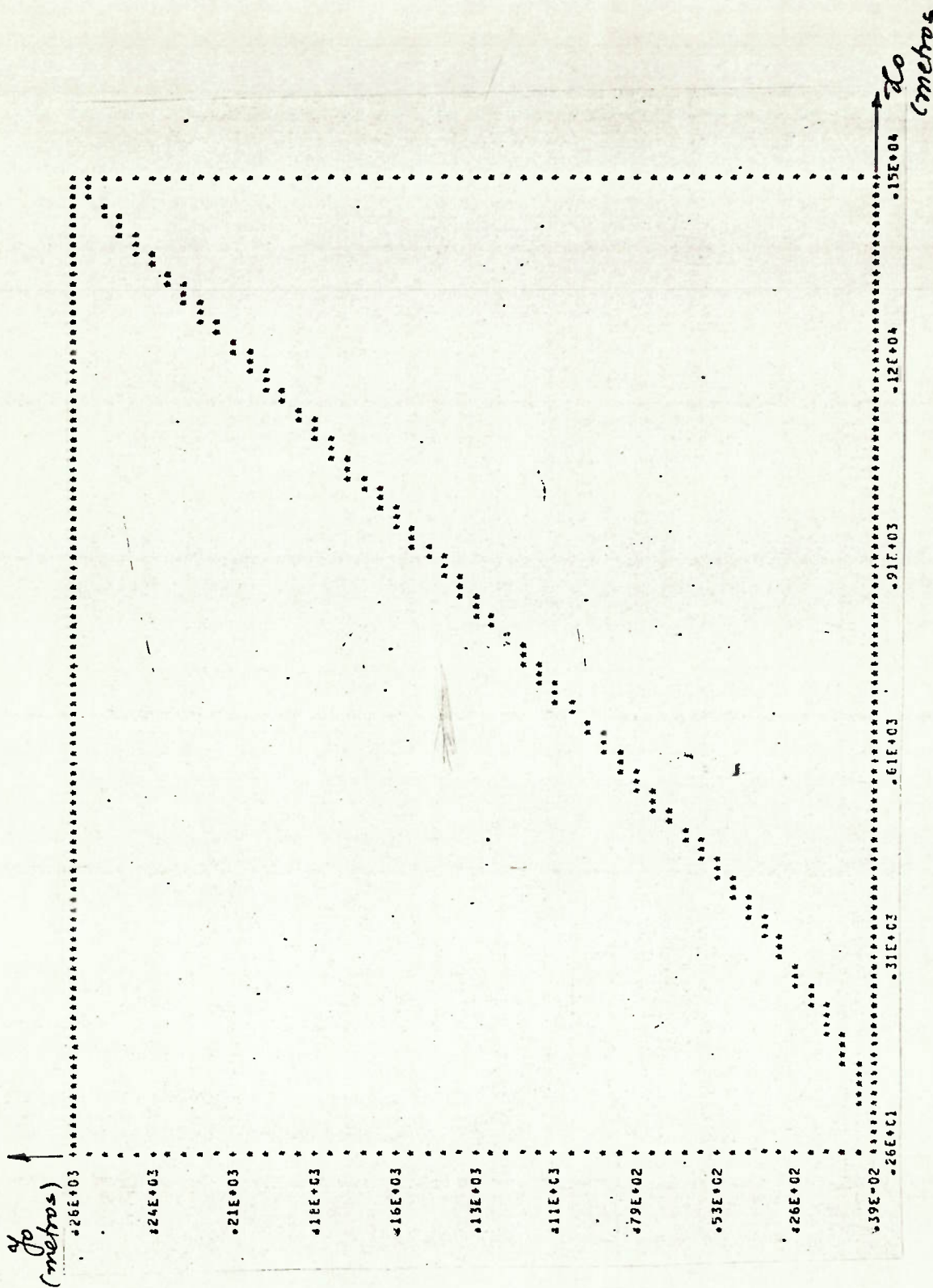
(INÍCIO)

TABELA 4.4

$\Delta u$	$v$	$\mu$	$\psi$	$x_0$	$\gamma_{4.28}$	
244.0	0.	-.147E-03	.830E-05	.196E+00	.124E+04	.208E+03
244.5	0.	-.145E-03	.820E-05	.196E+00	.124E+04	.208E+03
245.0	0.	-.143E-03	.809E-05	.196E+00	.124E+04	.209E+03
245.5	0.	-.141E-03	.799E-05	.196E+00	.124E+04	.209E+03
246.0	0.	-.139E-03	.788E-05	.196E+00	.125E+04	.210E+03
246.5	0.	-.138E-03	.778E-05	.196E+00	.125E+04	.210E+03
247.0	0.	-.136E-03	.768E-05	.196E+00	.125E+04	.211E+03
247.5	0.	-.134E-03	.758E-05	.196E+00	.125E+04	.211E+03
248.0	0.	-.132E-03	.749E-05	.196E+00	.126E+04	.212E+03
248.5	0.	-.131E-03	.739E-05	.196E+00	.126E+04	.212E+03
249.0	0.	-.129E-03	.730E-05	.196E+00	.126E+04	.213E+03
249.5	0.	-.127E-03	.720E-05	.196E+00	.126E+04	.213E+03
250.0	0.	-.126E-03	.711E-05	.196E+00	.127E+04	.214E+03
250.5	0.	-.124E-03	.702E-05	.196E+00	.127E+04	.214E+03
251.0	0.	-.122E-03	.693E-05	.196E+00	.127E+04	.215E+03
251.5	0.	-.121E-03	.684E-05	.197E+00	.127E+04	.215E+03
252.0	0.	-.119E-03	.675E-05	.197E+00	.128E+04	.216E+03
252.5	0.	-.118E-03	.667E-05	.197E+00	.128E+04	.216E+03
253.0	0.	-.116E-03	.658E-05	.197E+00	.128E+04	.217E+03
253.5	0.	-.115E-03	.650E-05	.197E+00	.128E+04	.217E+03
254.0	0.	-.113E-03	.641E-05	.197E+00	.129E+04	.218E+03
254.5	0.	-.112E-03	.633E-05	.197E+00	.129E+04	.218E+03
255.0	0.	-.110E-03	.625E-05	.197E+00	.129E+04	.219E+03
255.5	0.	-.109E-03	.617E-05	.197E+00	.129E+04	.219E+03
256.0	0.	-.108E-03	.609E-05	.197E+00	.130E+04	.220E+03
256.5	0.	-.106E-03	.601E-05	.197E+00	.130E+04	.220E+03
257.0	0.	-.105E-03	.593E-05	.197E+00	.130E+04	.221E+03
257.5	0.	-.103E-03	.586E-05	.197E+00	.130E+04	.221E+03
258.0	0.	-.102E-03	.578E-05	.197E+00	.131E+04	.222E+03
258.5	0.	-.101E-03	.571E-05	.197E+00	.131E+04	.222E+03
259.0	0.	-.996E-04	.564E-05	.197E+00	.131E+04	.223E+03
259.5	0.	-.983E-04	.556E-05	.197E+00	.131E+04	.223E+03
260.0	0.	-.970E-04	.549E-05	.197E+00	.132E+04	.224E+03
260.5	0.	-.956E-04	.542E-05	.197E+00	.132E+04	.224E+03
261.0	0.	-.946E-04	.535E-05	.197E+00	.132E+04	.225E+03
261.5	0.	-.933E-04	.528E-05	.197E+00	.132E+04	.225E+03
262.0	0.	-.921E-04	.522E-05	.197E+00	.133E+04	.226E+03
262.5	0.	-.910E-04	.515E-05	.197E+00	.133E+04	.226E+03
263.0	0.	-.898E-04	.508E-05	.197E+00	.133E+04	.227E+03
263.5	0.	-.886E-04	.502E-05	.197E+00	.133E+04	.227E+03
264.0	0.	-.875E-04	.495E-05	.197E+00	.134E+04	.228E+03
264.5	0.	-.864E-04	.489E-05	.197E+00	.134E+04	.228E+03
265.0	0.	-.853E-04	.483E-05	.197E+00	.134E+04	.229E+03
265.5	0.	-.842E-04	.476E-05	.197E+00	.135E+04	.229E+03
266.0	0.	-.831E-04	.470E-05	.197E+00	.135E+04	.230E+03
266.5	0.	-.820E-04	.464E-05	.197E+00	.135E+04	.230E+03
267.0	0.	-.810E-04	.458E-05	.197E+00	.135E+04	.231E+03
267.5	0.	-.799E-04	.452E-05	.197E+00	.136E+04	.231E+03

MANOBRA DE ESTABILIDADE  
EM LINHA RETA NO PLANO HORIZONTAL  
(FASE FINAL)

TABELA 4.5



ESTABILIDADE EM LINHA RETA NO PLANO HORIZONTAL

(TRAJETÓRIA)

FIGURA 4.9



No plano vertical a nova condição de equilíbrio é atingida em tempos bem menores que no plano horizontal devido às características próprias do submarino "GAMMA". Os comentários feitos para as duas tabelas anteriores continuam válidos para o plano vertical.

De modo semelhante, a figura 4.10 apresenta a trajetória no plano vertical.

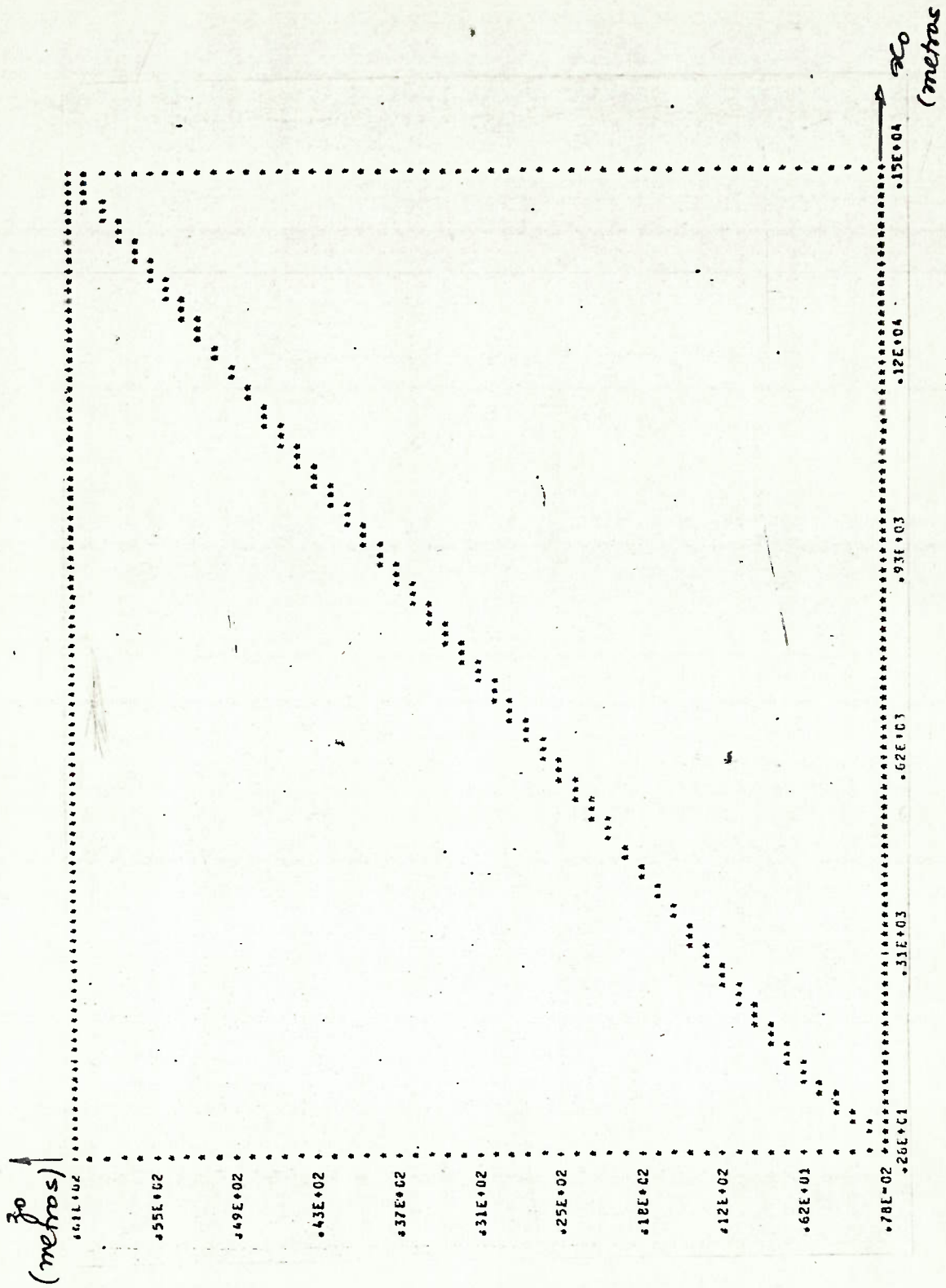
- Manobra de controle automático de profundidade

Essa manobra é comandada pela lei de controle automático de profundidade deduzida no Capítulo 2 e no Apêndice A, que simula as atitudes do piloto automático do submarino "GAMMA". No exemplo que está sendo mostrado foi ordenado que o submarino mergulhasse a uma profundidade situada 120 metros além da profundidade de referência e que seu ângulo de trim não ultrapasse 15 graus pela proa. Os resultados são apresentados pela figura 4.11, que mostra a trajetória no plano vertical dessa variação de profundidade, onde ocorre um excesso temporário máximo ("Overshoot") de 5 metros.

- Manobra de controle automático de governo

Essa manobra também é comandada pela lei de controle que simula a ação do piloto automático de "GAMMA" em mudanças de rumo. Nesse exemplo foi ordenada uma variação de rumo de 120 graus a partir do rumo da condição de equilíbrio. A lei de controle atua no leme vertical gerando os resultados mostrados nas figuras 4.12 e 4.13.

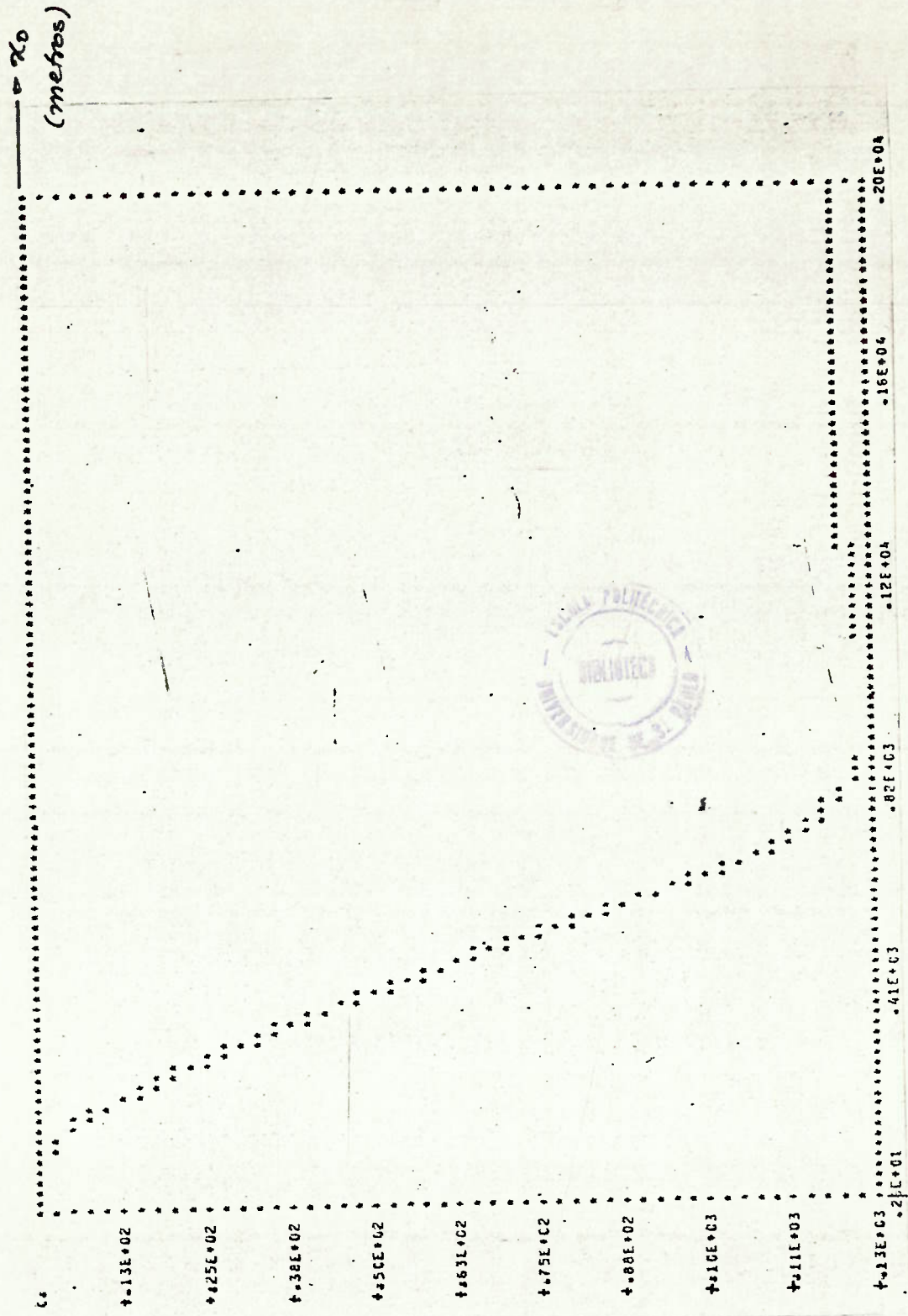
A figura 4.12 apresenta a trajetória no plano horizontal dessa manobra automática de variação de rumo. A figura



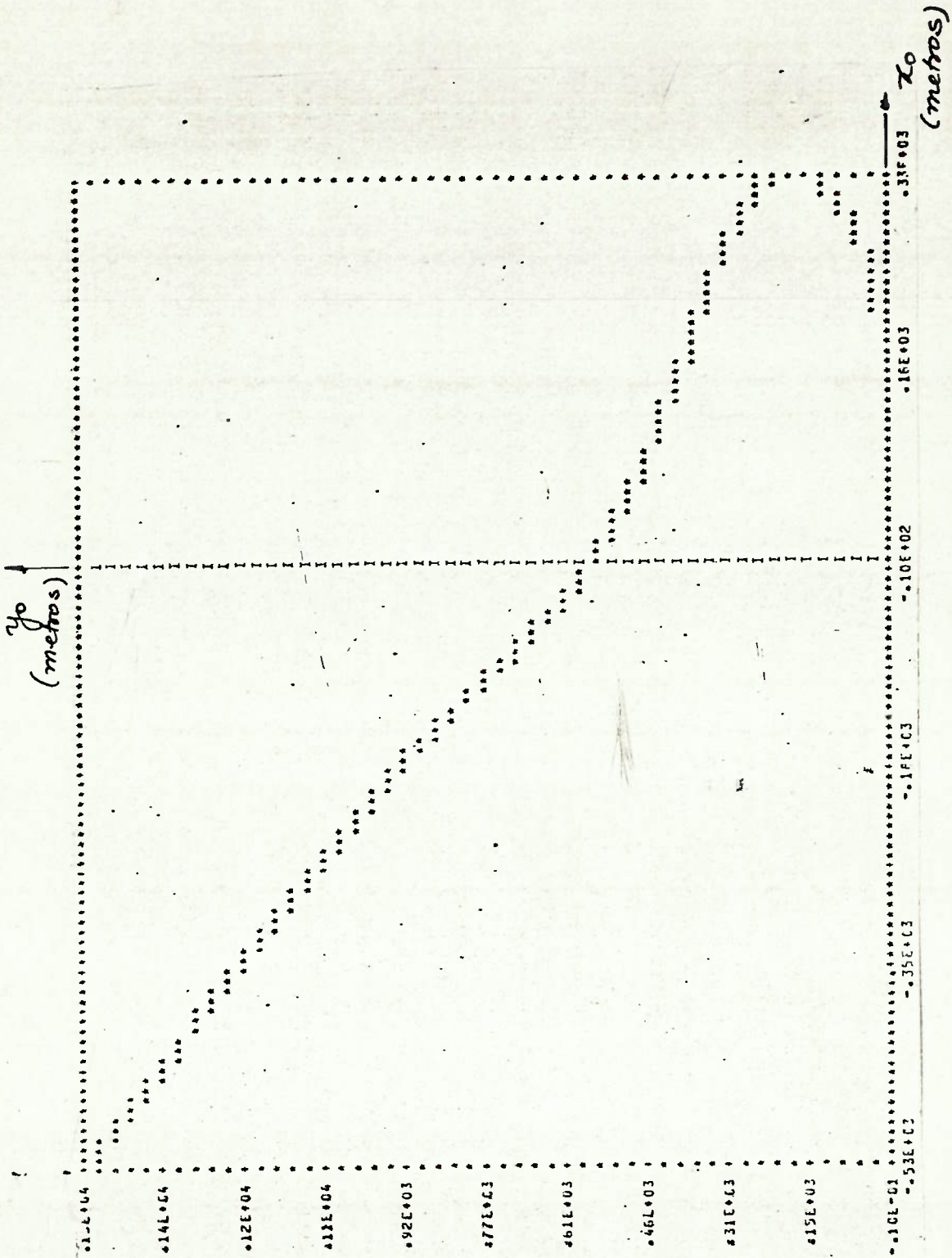
ESTABILIDADE EM LINHA RETA NO PLANO VERTICAL

(TRAJETÓRIA)

FIGURA 4.10



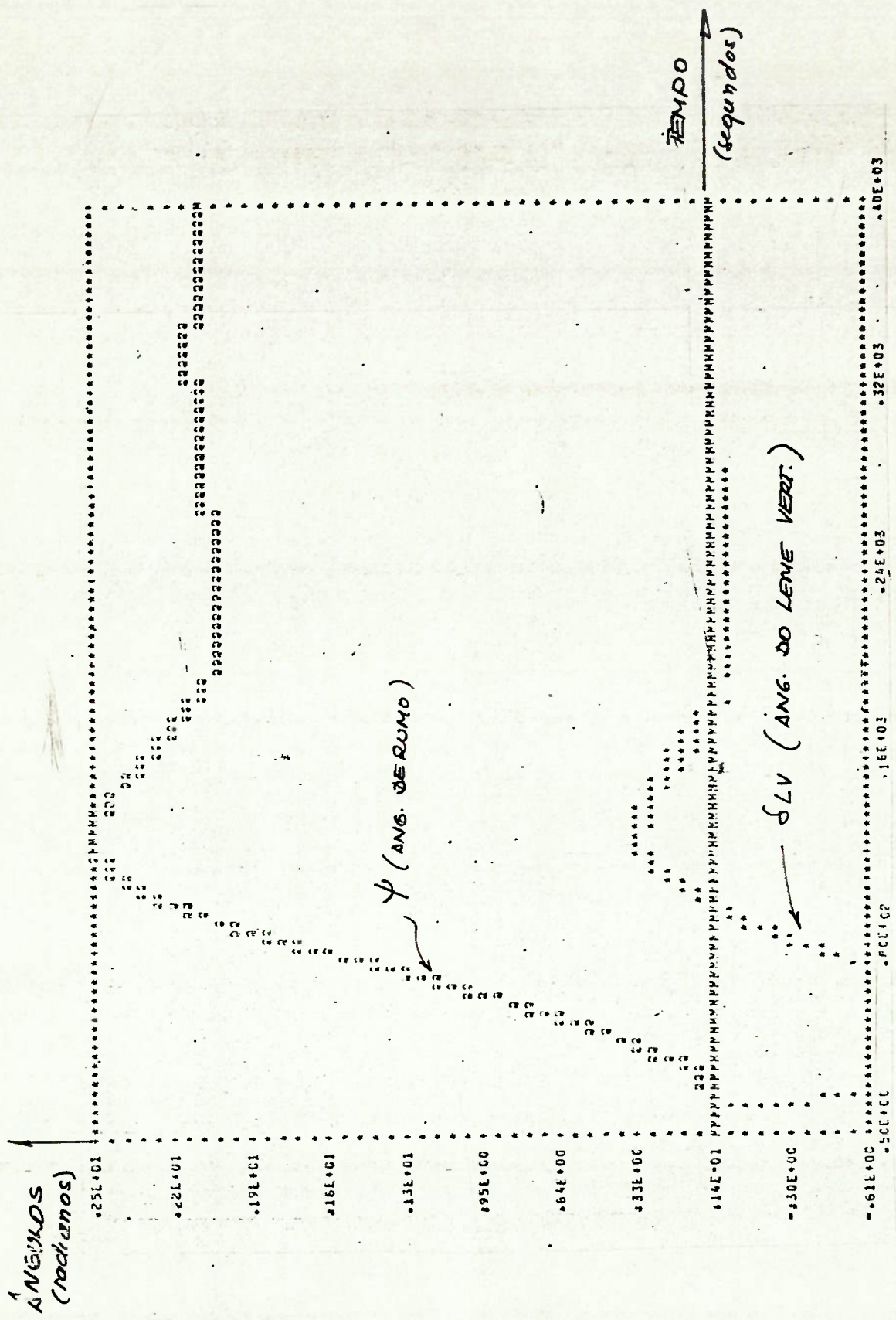
MUDANÇA DE PROFUNDIDADE EM CONTROLE AUTOMÁTICO  
(TRAJETÓRIA)  
FIGURA 4.11



MUDANÇA DE RUMO EM CONTROLE AUTOMÁTICO

(TRAJETÓRIA)

FIGURA 4.12



MUDANÇA DE RUMO DE CONTROLE AUTOMÁTICO  
(VARIÇÃO DO RUMO E DO ÂNGULO DO LEME)  
FIGURA 4.13

4.13 apresenta a deflexão do leme vertical e a variação do rumo ao longo do tempo de manobra, onde é mais facilmente visualizado o excesso do rumo real em relação ao desejado ("Overshoot").

Comentários mais detalhados sobre este tipo de manobra e da anterior serão apresentados na próxima Seção deste Capítulo.

#### 4.4 - Análise do Controle Automático

O controle automático do submarino "GAMMA" está subdividido em controle de profundidade e controle de governo, que atuam independentemente de acordo com o plano correspondente à manobra executada. A simulação da atuação desses controles independentes é feita pelas manobras finais apresentadas como exemplo na Seção anterior, para uma determinada condição inicial e um determinado conjunto de parâmetros pertinentes a cada uma. Nessa seção será apresentada a análise resultante de uma série de simulações feitas a partir de três diferentes condições de equilíbrio e de vinte conjuntos de parâmetros. A análise apresentada é baseada no levantamento de dados relativos a dois fatores de grande importância na teoria de controle e, utilizados como medida de eficiência na execução de uma trajetória. Esses fatores são o tempo gasto para se atingir o valor desejado de profundidade ou rumo a partir das condições iniciais e o excesso, em metros ou em graus, existente entre o valor máximo atingido durante a manobra e o valor desejado de profundidade ou rumo.

Com o propósito de simplificar a exposição da análise efetuada adiante será adotada a seguinte simbologia:

ZD = profundidade desejada

RD = rumo desejado

TZ = tempo gasto para atingir a profundidade desejada

TR = tempo gasto para atingir o rumo desejado

- OZ = excesso, em metros, entre a máxima profundidade alcançada e a profundidade desejada
- OR = excesso, em graus, entre o máximo ângulo de rumo alcançado e o rumo desejado
- $\theta D$  = máximo ângulo de trim a ser atingido durante a manobra.

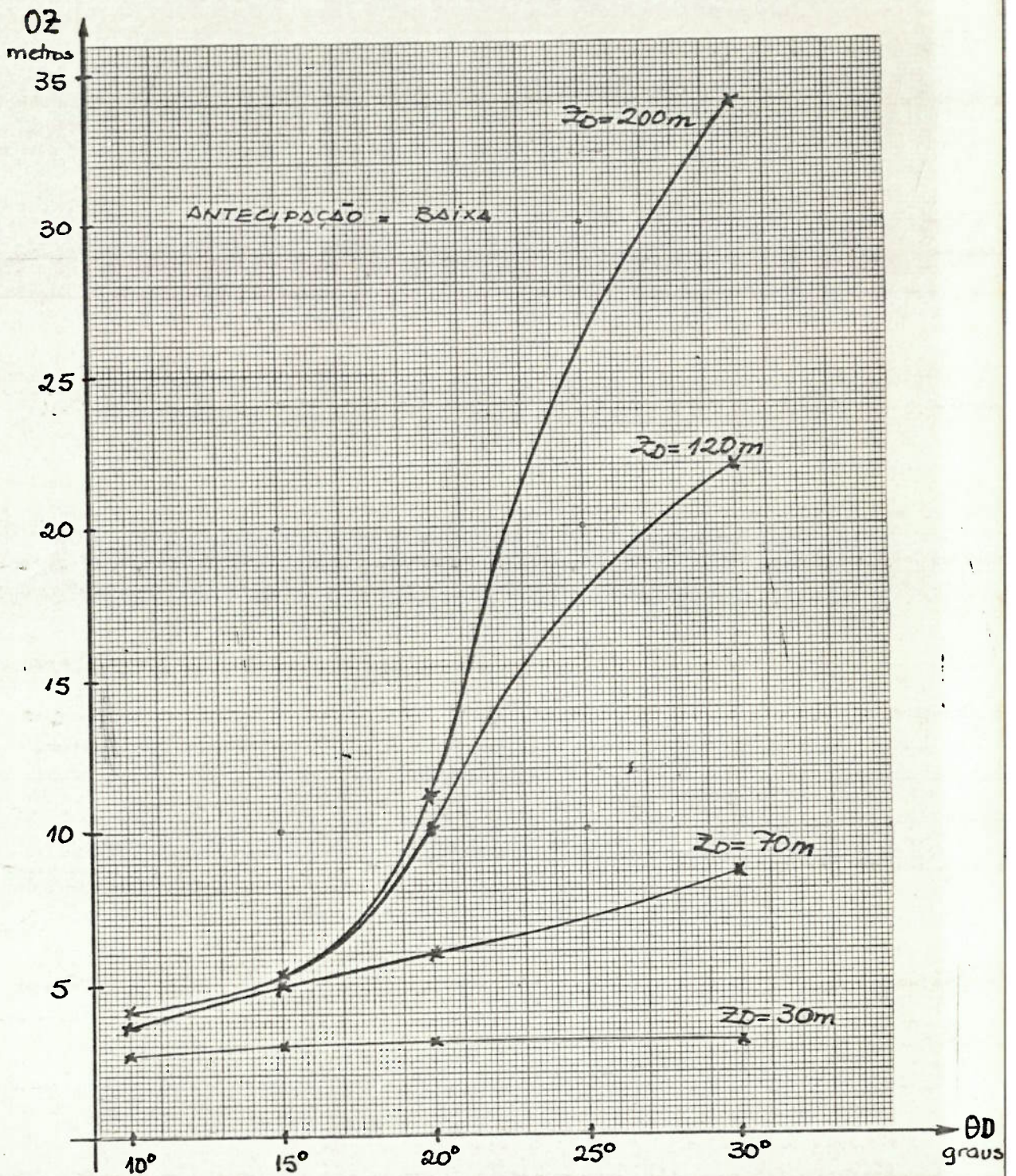
As condições iniciais, a partir das quais são executadas todas as manobras dessa seção, são semelhantes à adotada na realização dos exemplos anteriores, diferindo entre si apenas no valor da velocidade de avanço retilíneo ( $u_e$ ), ou seja, o rumo é  $000^\circ$ , a profundidade inicial de referência recebe o valor zero e o movimento é de avanço retilíneo com velocidade constante, onde  $u_e$  assume respectivamente os valores de 5, 10 e 15 nós.

As manobras de mudança de profundidade são executadas para quatro diferentes valores de ZD, a saber, 30, 70, 120 e 200 metros. Para cada um desses valores de ZD são feitas simulações para diferentes valores de  $\theta D$ , ajustados sequencialmente em  $10^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $20^\circ$  e  $30^\circ$ . As manobras de mudança de rumo só possuem um parâmetro de referência, RD e são executadas para os respectivos valores de  $30^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $120^\circ$ .

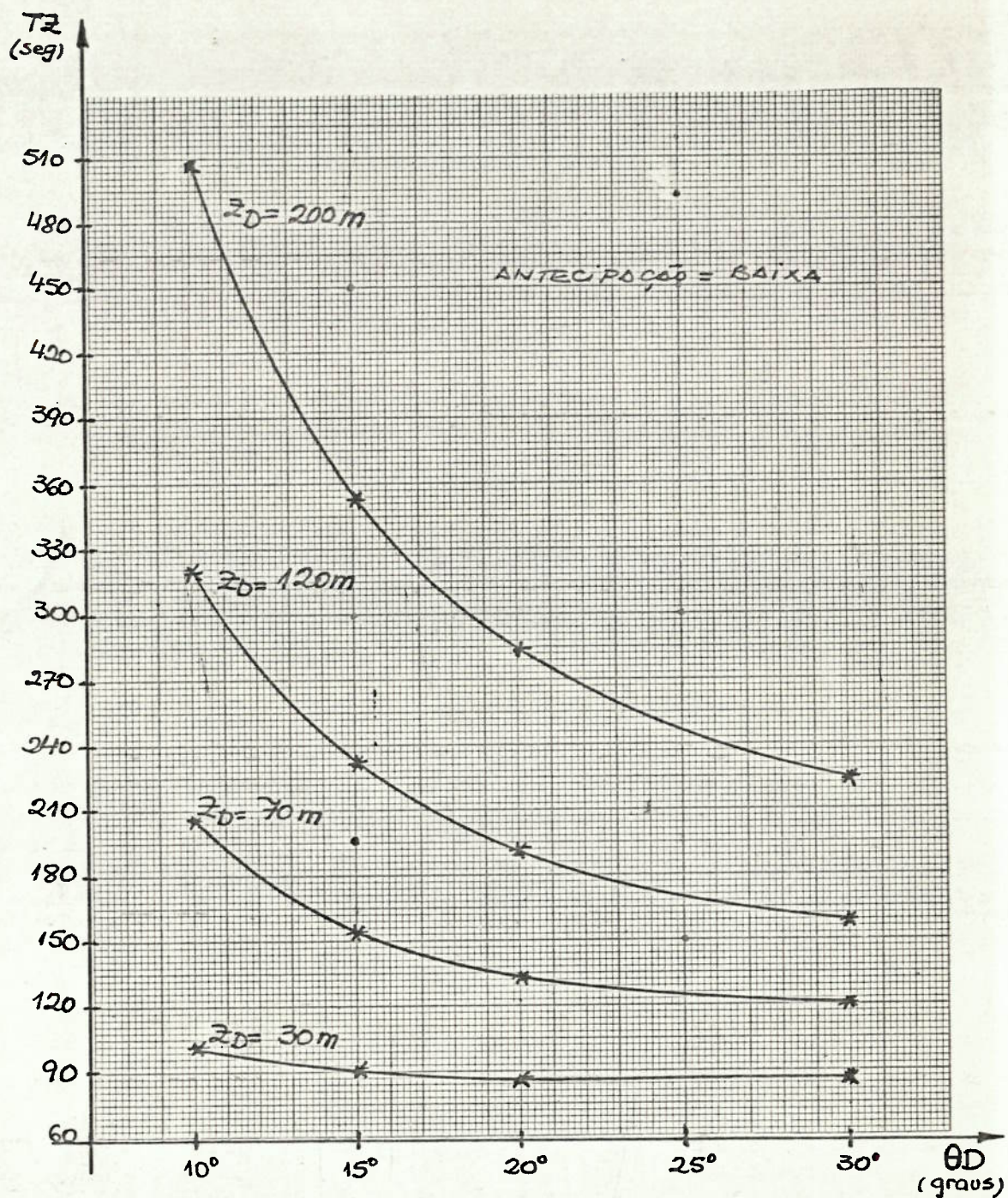
Os resultados obtidos em termos de TZ e OZ para as variações de profundidade e TR e OR para as variações de rumo são apresentados de maneira condensada, sob a forma de gráficos, nas figuras 4.14 a 4.21.

As figuras 4.14 e 4.15 apresentam respectivamente as curvas de OZ e TZ versus  $\theta D$  para a velocidade de equilíbrio de





ANÁLISE DE OZ VERSUS  $\theta D$  PARA  $u_e = 5$  NÓS  
 FIGURA 4.14



ANÁLISE DE TZ VERSUS  $\theta_D$  PARA  $u_e = 5$  NÓS.

FIGURA 4.15

5 nós, onde cada curva corresponde a uma profundidade desejada. Por estas curvas pode-se notar imediatamente que para pequenas profundidades a tendência é tornar constantes os valores de OZ e TZ, mostrando com isso que o comportamento a partir de determinada situação independe de  $\theta D$ , ou seja, este ângulo máximo não será atingido durante a manobra. À medida que o valor de ZD aumenta os valores de OZ e TZ também aumentam, e enquanto  $\theta D$  aumenta surge a tendência conflitante, para fins de controle, de aumento de OZ e redução de TZ. Esses resultados estão de acordo com a realidade ao se tratar com comportamento esperado de um veículo submerso, no entanto, as ordens das grandezas numéricas apresentadas para os valores de OZ se afastam muito da realidade. Por exemplo, no caso de ZD = 200 metros, OZ atinge o valor de 34 metros, 17% de ZD, com tendência a aumentar este percentual à medida que o módulo de ZD aumenta. Este comportamento se afasta completamente da realidade onde o valor de OZ deveria ser pequeno para grandes profundidades sob pena de causar até mesmo o colapso da estrutura.

A explicação para esse afastamento da realidade pode ser uma das seguintes:

- modelo matemático não funcionando convenientemente devido às hipóteses adotadas.
- estimativa incorreta de alguns coeficientes hidrodinâmicos.
- lei de controle automático de profundidade, que foi deduzida a partir do equipamento real, não está sendo apropriada para o modelo matemático simplificado.

As figuras 4.16 e 4.17 feitas para a velocidade de equilíbrio de 10 nós, bem como as figuras 4.18 e 4.19, para 15 nós, mostradas a seguir apresentam leis de formação semelhantes e portanto passíveis de comentários de análise do mesmo tipo dos feitos acima para a velocidade de 5 nós.

Os valores de OR e TR versus RD para as três condições iniciais definidas anteriormente estão mostrados nas figuras 4.20 e 4.21. Pela observação das curvas conclui-se que o comportamento do submarino apresentado por meio da simulação corresponde com a realidade respondendo com tempos e excessos maiores à medida que se aumentam os valores de RD e valores menores de OR para maiores velocidades mostrando que a recuperação direcional é mais acentuada, ou seja, a atuação do leme é mais efetiva com o aumento da velocidade para mesmos ângulos de deflexão. Entretanto, a manobra de governo automático apresenta valores de OR extremamente grandes, o que, apesar de não apresentar problemas de segurança para a estrutura, mostra um afastamento da realidade. Esse afastamento pode ser explicado pelas mesmas razões citadas para a manobra no plano vertical. Os excessos são de mesma natureza, apresentando a mesma tendência de serem percentualmente maiores à medida que a solicitação de variação aumenta.

Compactando a análise pode-se dizer que a simulação efetuada mostra resultados qualitativamente corretos para o comportamento do submarino, mas, quantitativamente ainda afastados da realidade, indicando haver necessidade de sua maior elaboração para que o conjunto modelo - lei de controle seja utilizado para testar o controle automático.

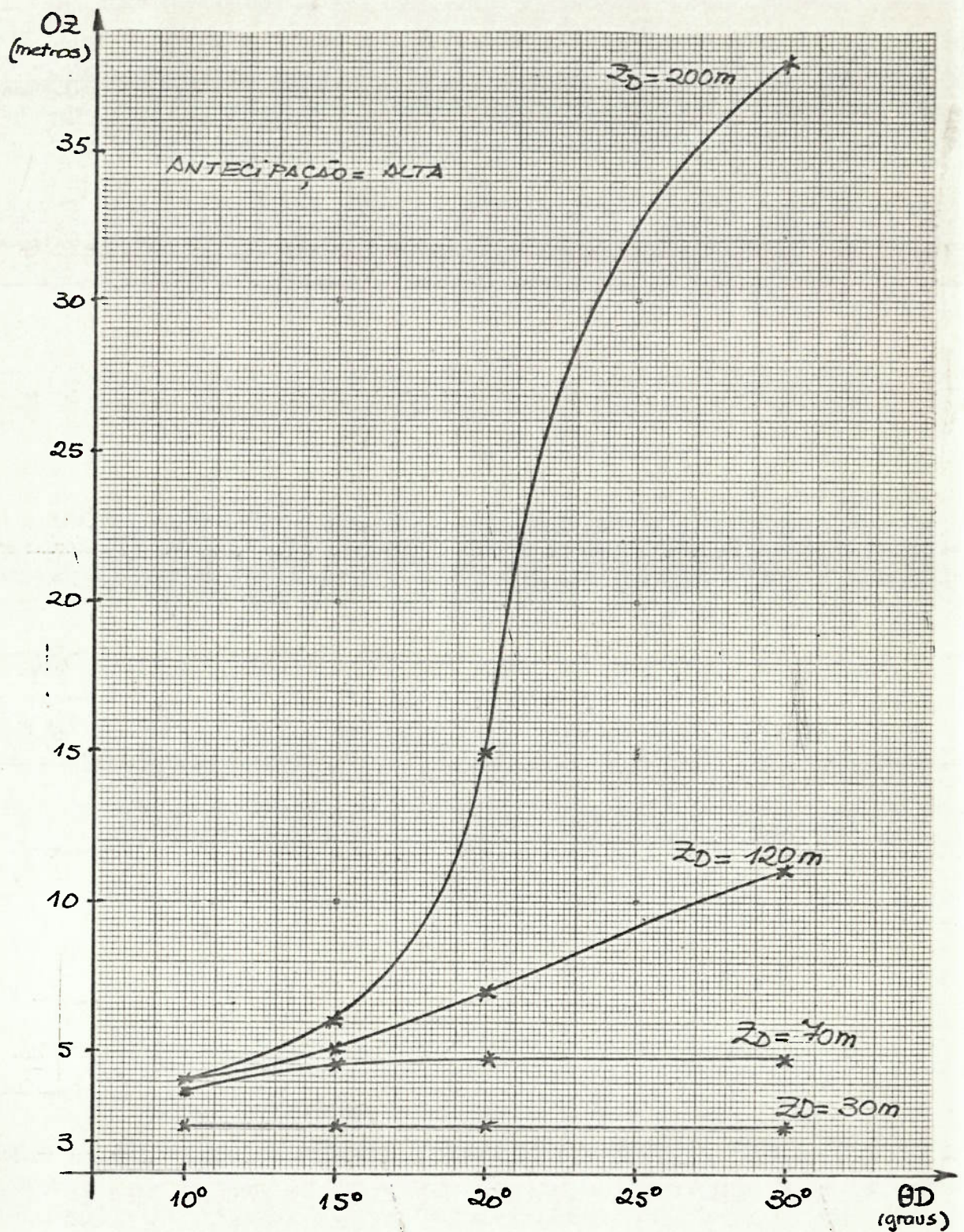
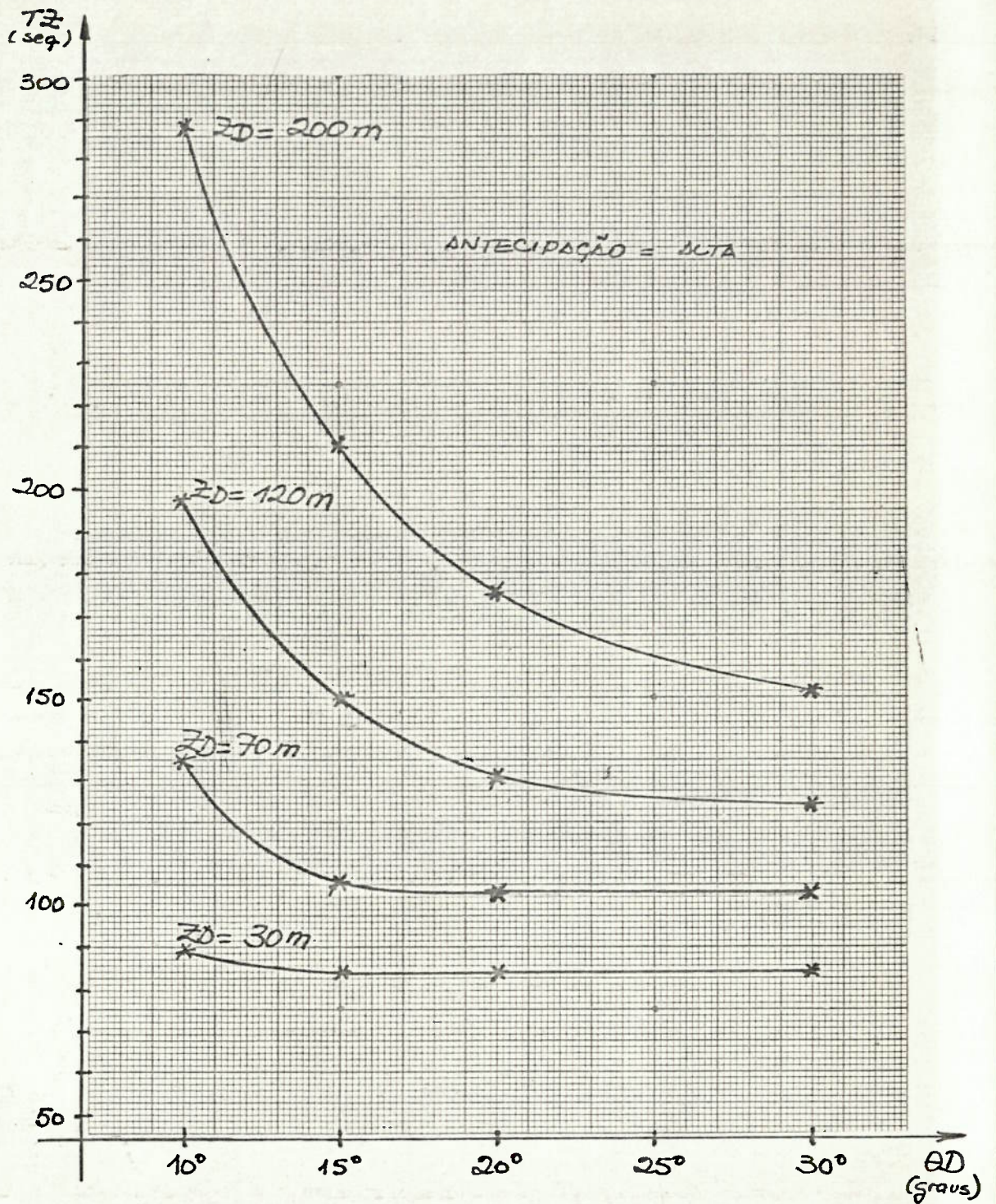
ANÁLISE DE OZ VERSUS  $\theta_D$  PARA  $u_e = 10$  NÓS

FIGURA 4.16



ANÁLISE DE TZ VERSUS  $\theta D$  PARA  $u_e = 10$  NÓS

FIGURA 4.17

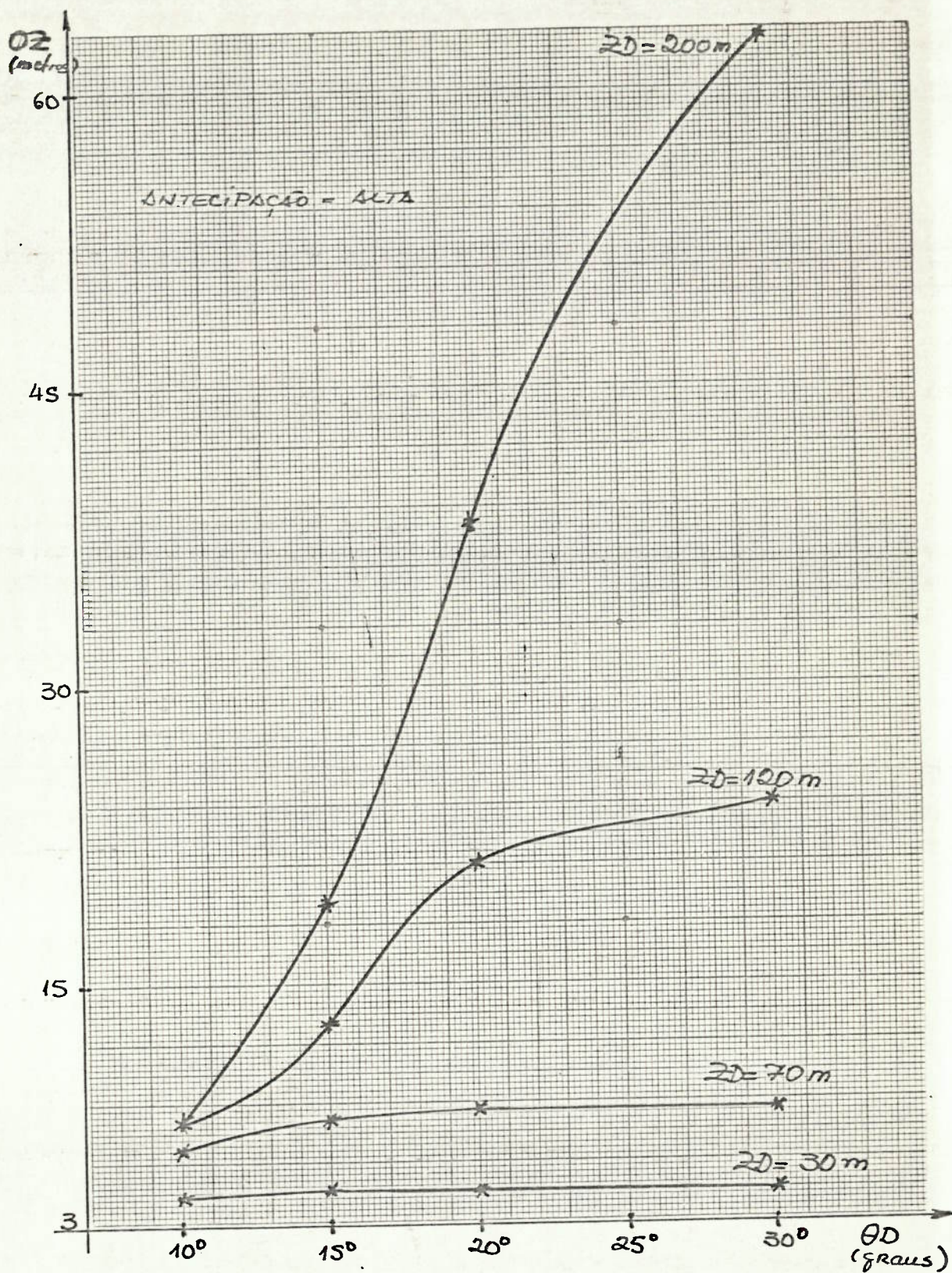
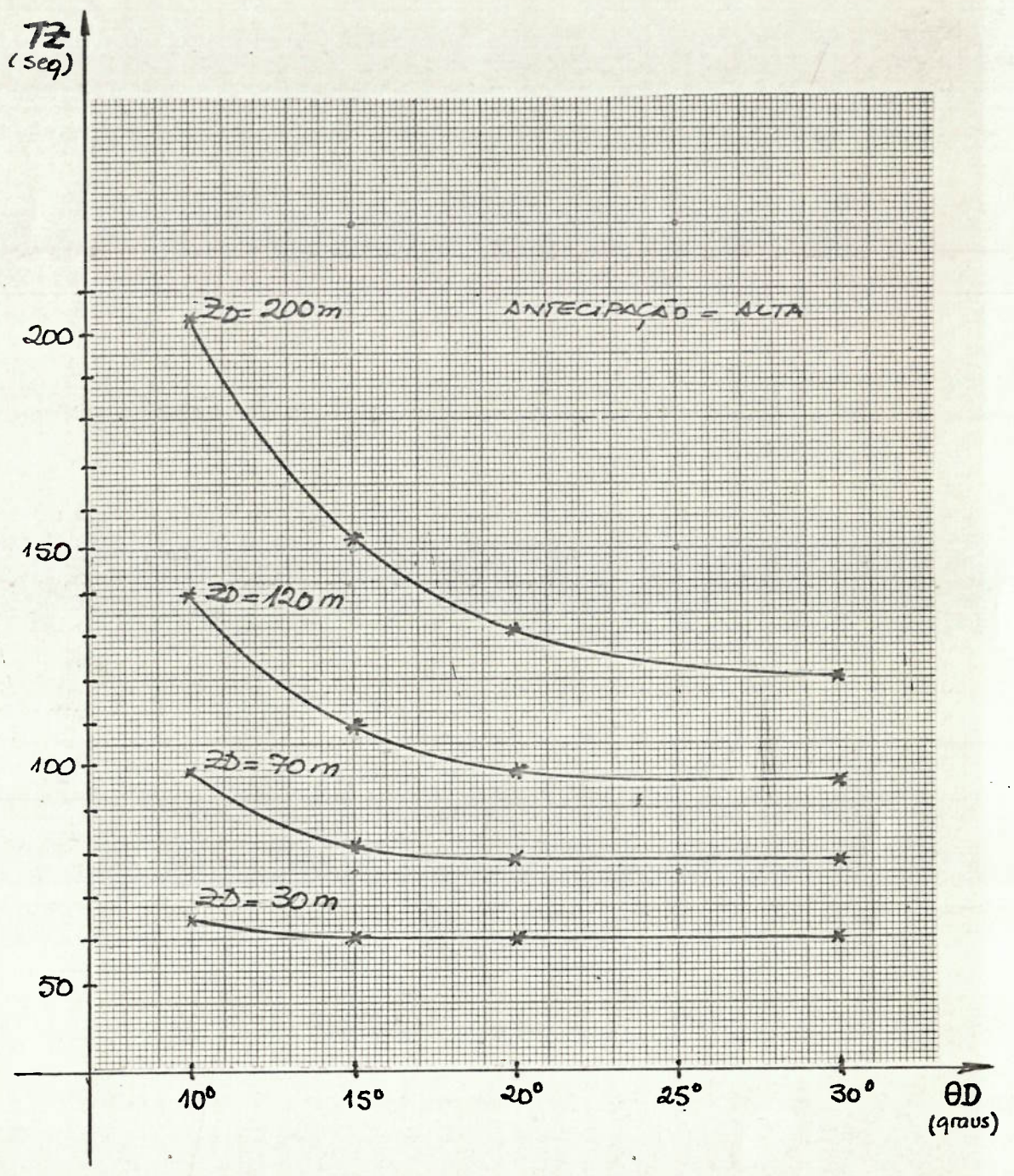
ANÁLISE DE OZ VERSUS  $\theta D$  PARA  $u_e = 15$  NÓS

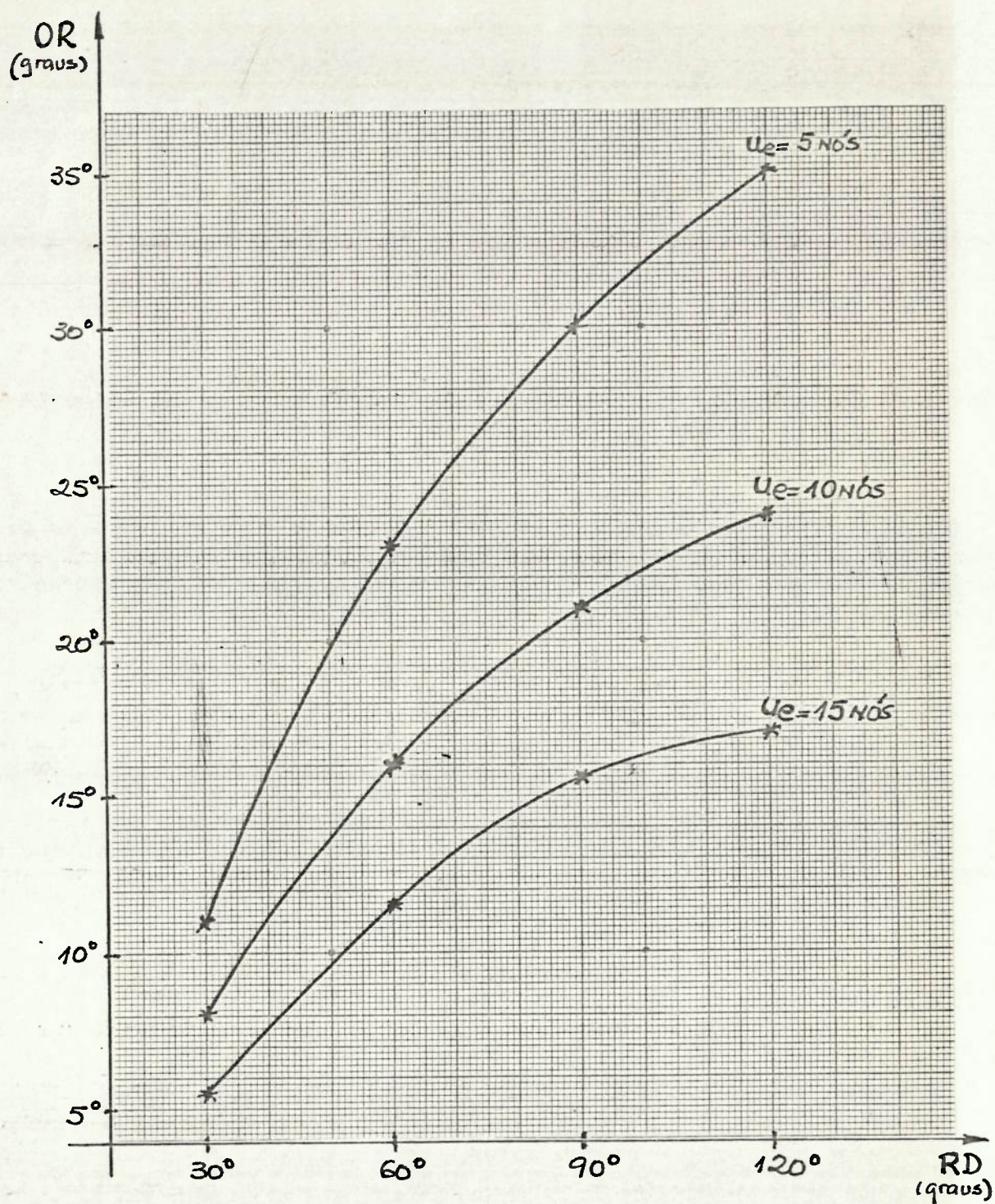
FIGURA 4.18



ANÁLISE DE TZ VERSUS  $\theta D$  PARA  $u_e = 15$  NÓS

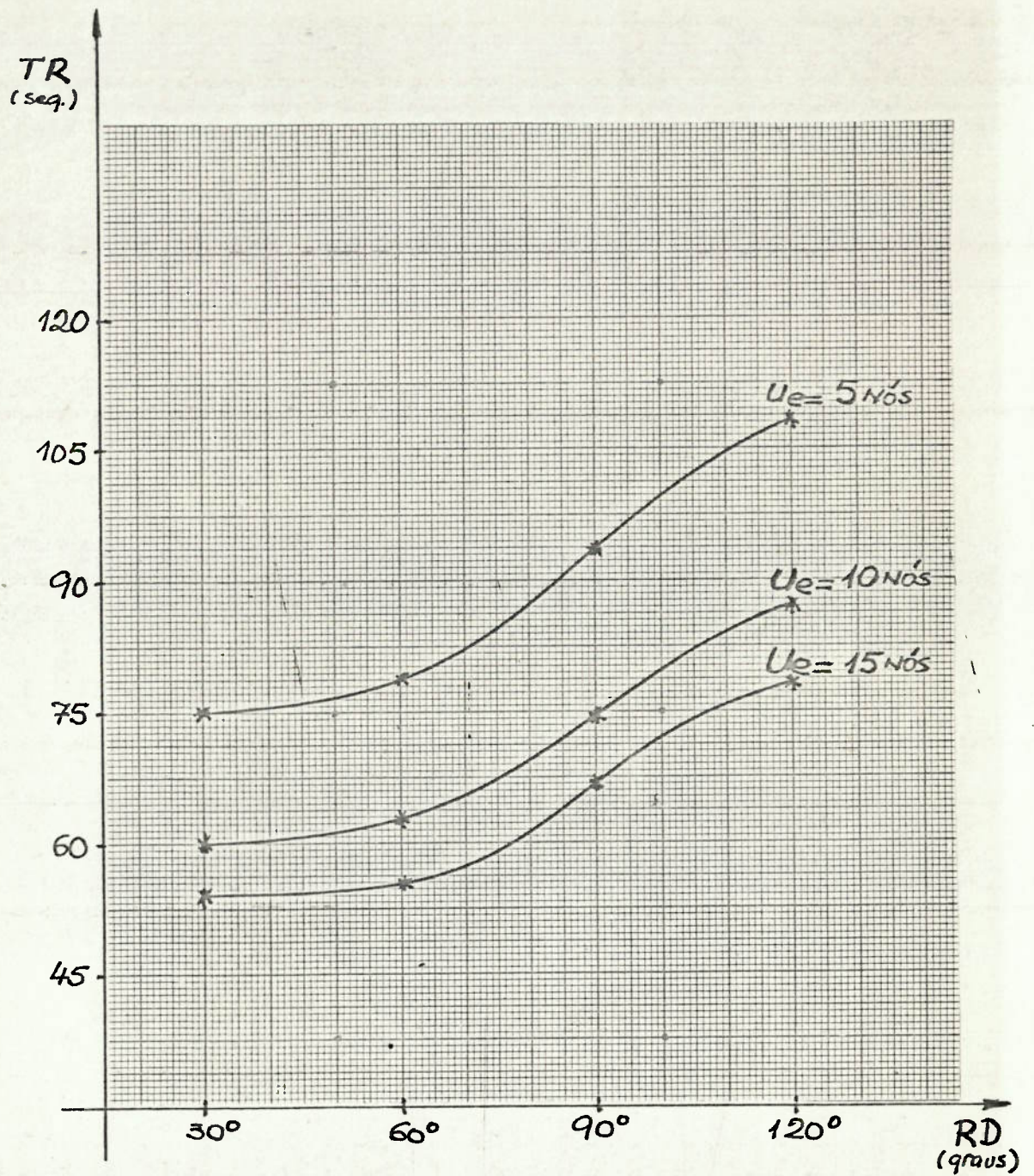
FIGURA 4.19





ANÁLISE DE OR VERSUS RD

FIGURA 4.20



ANÁLISE DE TR VERSUS RD

FIGURA 4.21

#### 4.5 - Análise do Controle para Diferentes Valores dos Ganhos

As expressões finais deduzidas no Capítulo 2 e no Apêndice A para as duas leis de controle são:

- para o controle automático de profundidade

$$\delta_H = - [45. * D3 + 0,025 * D4]$$

- para o controle automático de governo

$$\delta_V = - [0.75 * D3 + 0,001 * D4]$$

onde:

D3 - erro

D4 - integral do erro

Essas duas leis podem tomar a forma genérica, válida para ambas aplicações, do tipo:

$$\delta = k_p * [D3 + \frac{1}{T_i} * D4]$$

onde:

$k_p$  = ganho proporcional

$T_i$  = tempo integral

Essa forma de apresentação é comum para leis de controle clássico do tipo proporcional mais integral. Adotada esta apresentação para as leis de controle de "GAMMA" pode-se determinar que seu projeto foi executado para uma determinada condição de operação tal que:

- no plano vertical

$$k_p = 45.$$

$$T_i = 1800.$$

e no plano horizontal

$$k_p = 0.75$$

$$T_i = 750$$

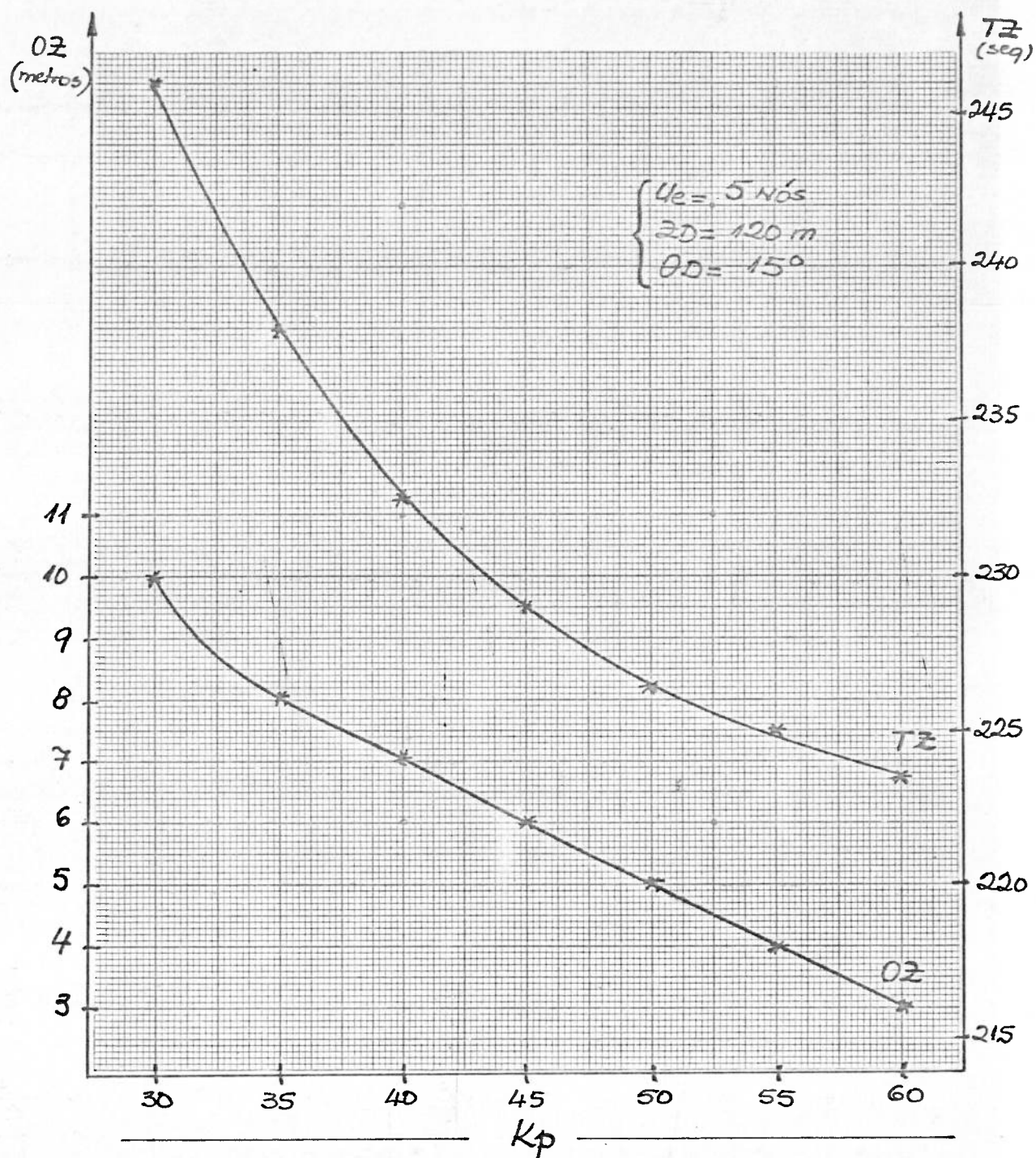


A partir desses quatro valores, dois pertencentes a cada lei, será feito um estudo sistemático da variação de  $k_p$  mantendo-se  $T_i$  constante e da variação de  $T_i$  mantendo-se  $k_p$  constante, onde serão analisados os efeitos causados nos valores dos excessos OZ ou OR e dos tempos TZ ou TR definidos na Seção anterior.

Nas simulações realizadas para obtenção dos resultados foram utilizadas duas condições iniciais com rumo  $000^\circ$ , profundidade de referência tomada como zero e com velocidades de 5 e 10 nós respectivamente.

Iniciando a análise a partir das condições iniciais descritas com a variação do ganho proporcional nas duas leis de controle, chega-se aos resultados apresentados pelas figuras 4.22 a 4.25, onde foram feitas simulações para se atingir a profundidade desejada  $ZD = 120$  metros com  $\theta D = 15^\circ$  e alteração de rumo para  $RD = 120^\circ$ .

Pela observação da figura 4.22, com  $u_e = 5$  nós, che



ANÁLISE DE TZ E OZ VERSUS  $k_p$   
 (VARIAÇÃO DE PROFUNDIDADE A 5 NÓS)

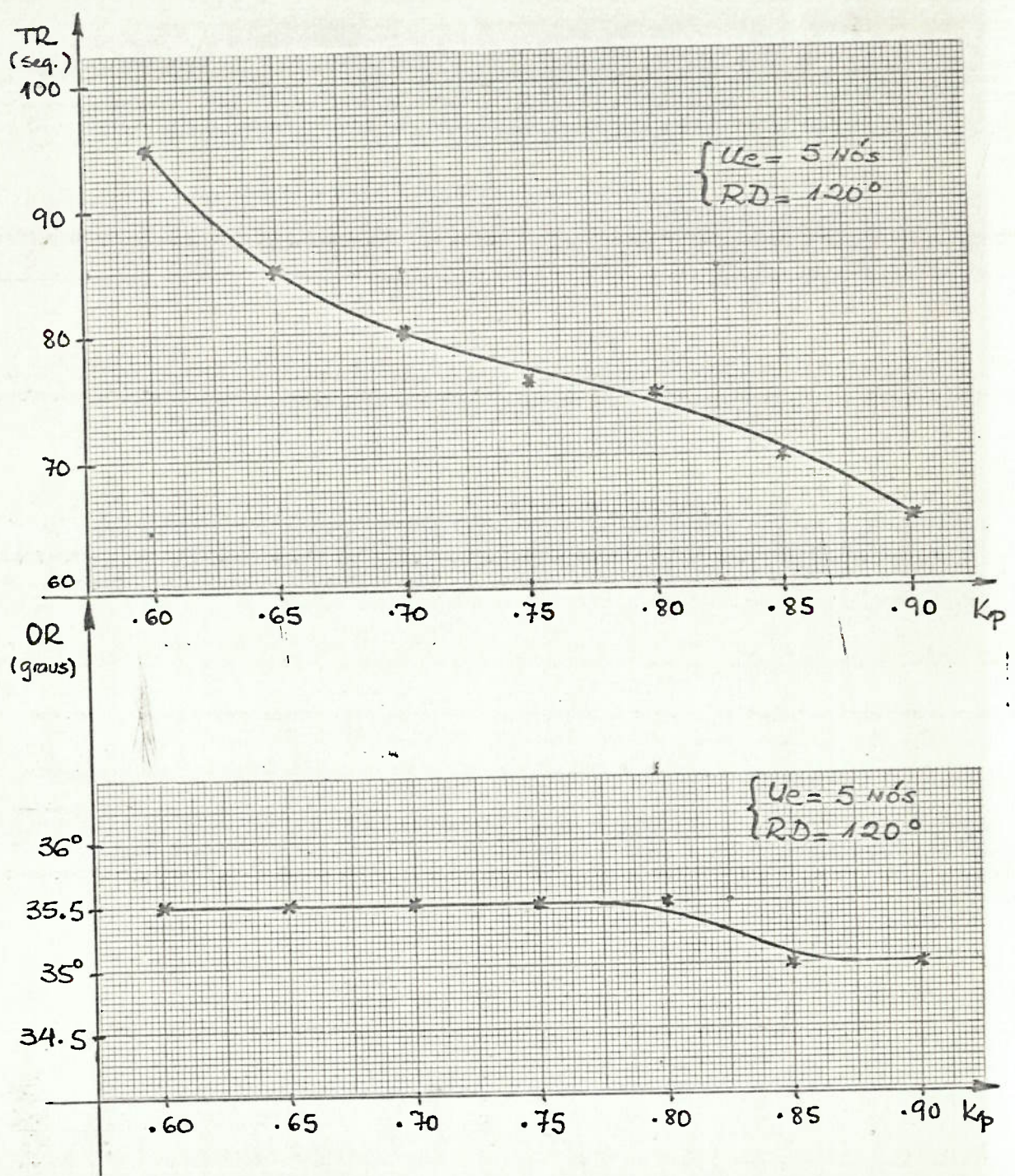
FIGURA 4.22

ga-se à conclusão que tanto o tempo TZ quanto o excesso OZ tem seus valores reduzidos à medida que se aumenta o valor de  $k_p$ , não tendo sido atingido nenhum ponto de máximo ou mínimo mostrando que as condições usadas nessas manobras de profundidade automática não foram tomadas como ponto de projeto. A figura 4.23, também com  $u_e = 5$  nós, mostra tendências semelhantes no que diz respeito às manobras de governo automático.

A figura 4.24, que repete a manobra de variação de profundidade para parâmetros indicados a uma velocidade de 10 nós, apresenta um resultado bastante interessante ao mostrar um mínimo na curva de TZ nas proximidades do valor do ganho usado como padrão em todos os exemplos das seções anteriores deste Capítulo. Com este resultado pode-se supor que a função de mérito adotada como objetivo do projeto do sistema de controle tenha sido a de tempo mínimo para realizar a manobra em condições próximas as do exemplo simulado. Nota-se que é impossível se atingir um ponto de projeto que venha a satisfazer simultaneamente tempo mínimo e excesso ("Overshoot") mínimo, já que certamente as duas condições ocorrerão para valores distintos de  $k_p$ .

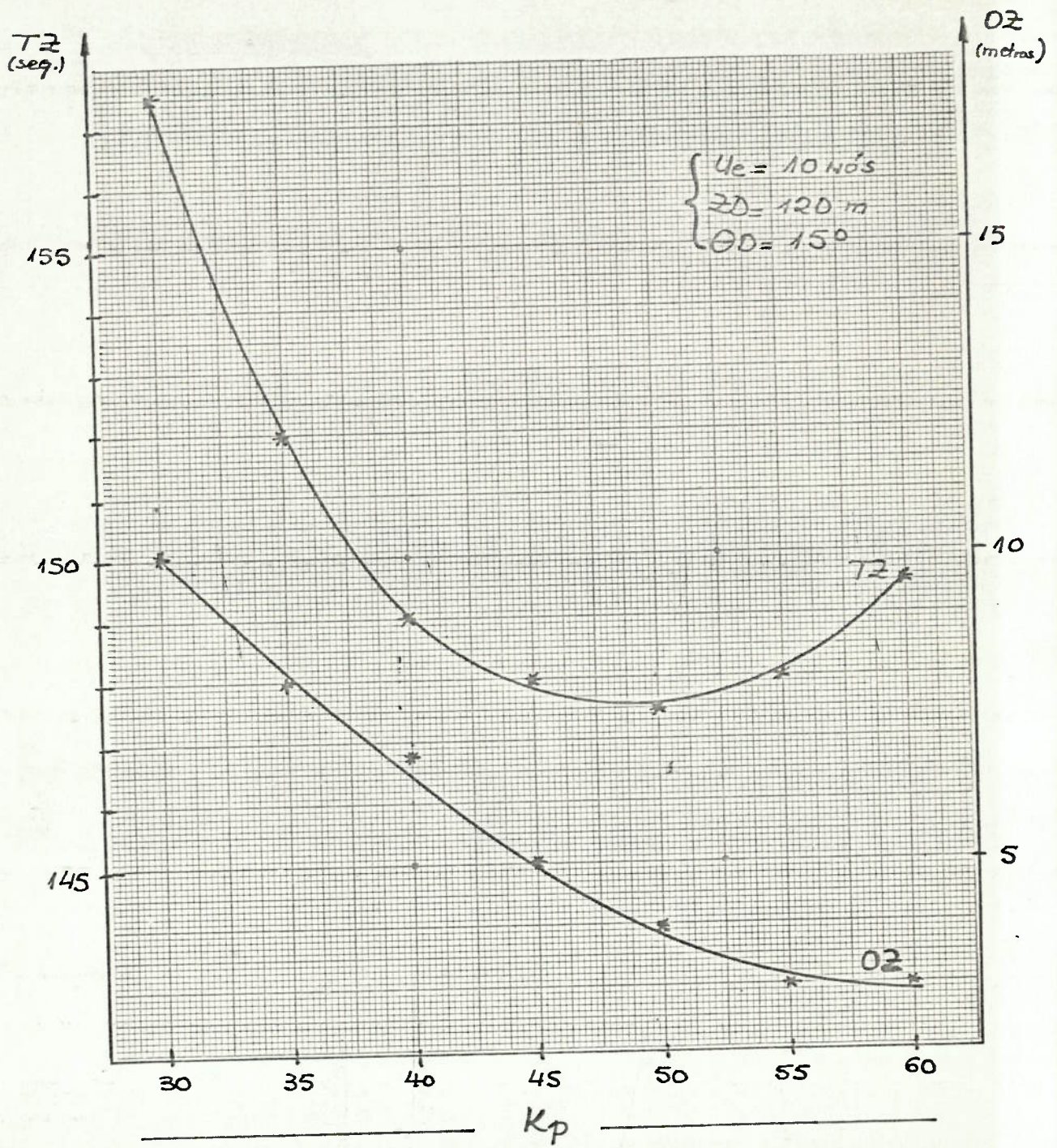
Por outro lado, com  $u_e = 10$  nós em manobras de governo, cujos resultados estão mostrados pela figura 4.25, não se chega a nenhuma conclusão de ponto de projeto, pois as informações possíveis de serem obtidas não permitem uma análise mais objetiva.

Os resultados obtidos até agora só vem reforçar a observação feita anteriormente de que o modelo realmente não es



ANÁLISE DE TR E OR VERSUS  $k_p$   
(VARIAÇÃO DE RUMO A 5 NÓS)

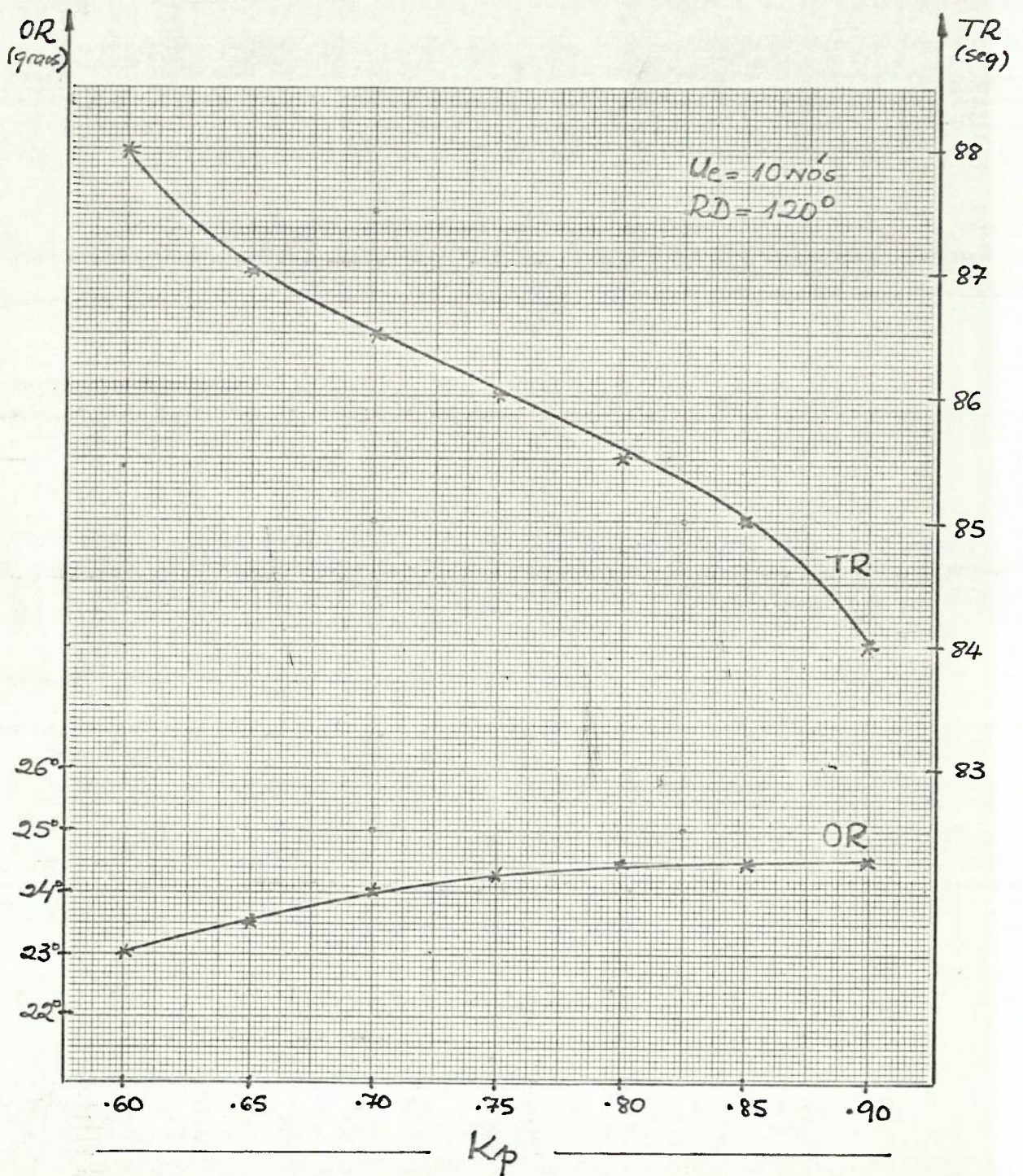
FIGURA 4.23



ANÁLISE DE TZ E OZ VERSUS  $k_p$   
(VARIAÇÃO DE PROFUNDIDADE A 10 NÓS)

FIGURA 4.24.





ANÁLISE DE TR E OR VERSUS  $k_p$   
 (VARIAÇÃO DE RUMO A 10 NÓS)

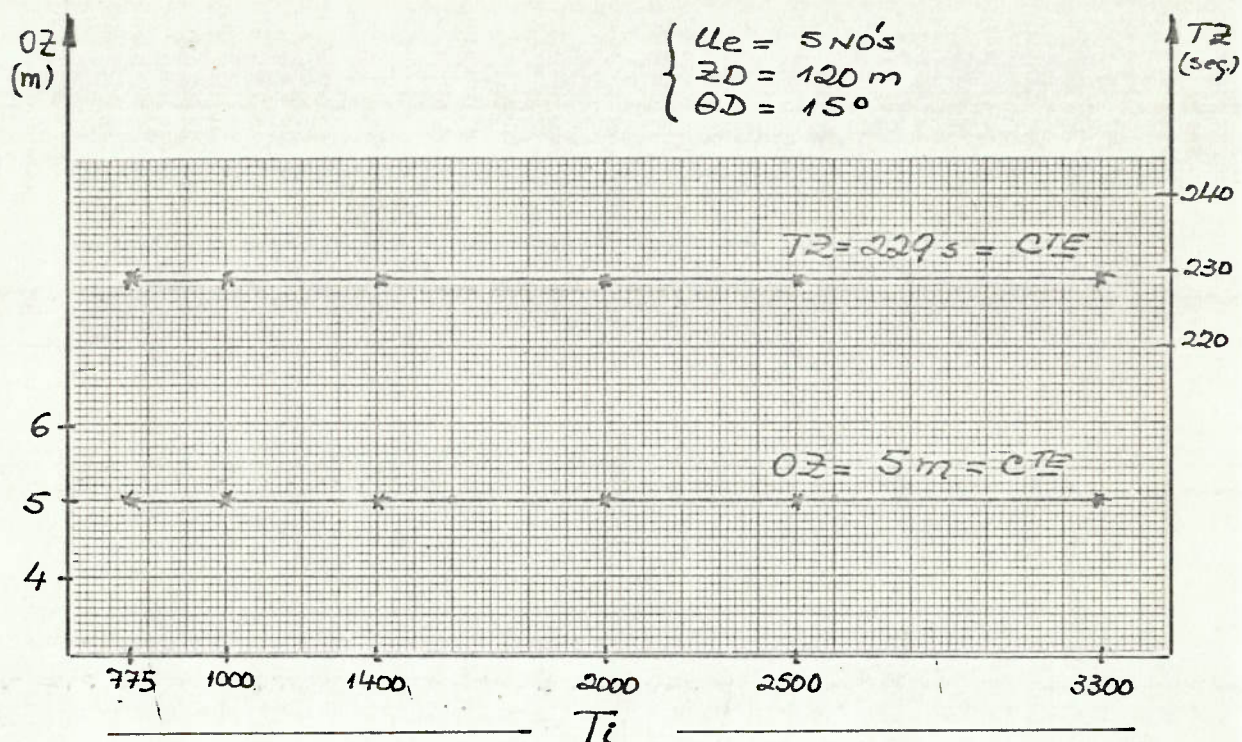
FIGURA 4.25

tã fornecendo resultados quantitativos possíveis de serem usados em análises eficientes, deixando a desejar.

Ao se variar o tempo integral, mantendo-se  $k_p$  constante, para as duas condições iniciais e para os parâmetros já definidos nos dois tipos de manobras, chega-se a resultados que fogem a qualquer padrão desejado. Simplesmente não são apresentadas quaisquer variações nos valores de TZ, OZ, TR e OR para grandes variações de  $T_i$  como mostrado pelas figuras 4.26 a 4.29. Para justificar essa anomalia de comportamento, sem levar em conta a parte quantitativa dos resultados apresentados, é levantada a seguinte hipótese:

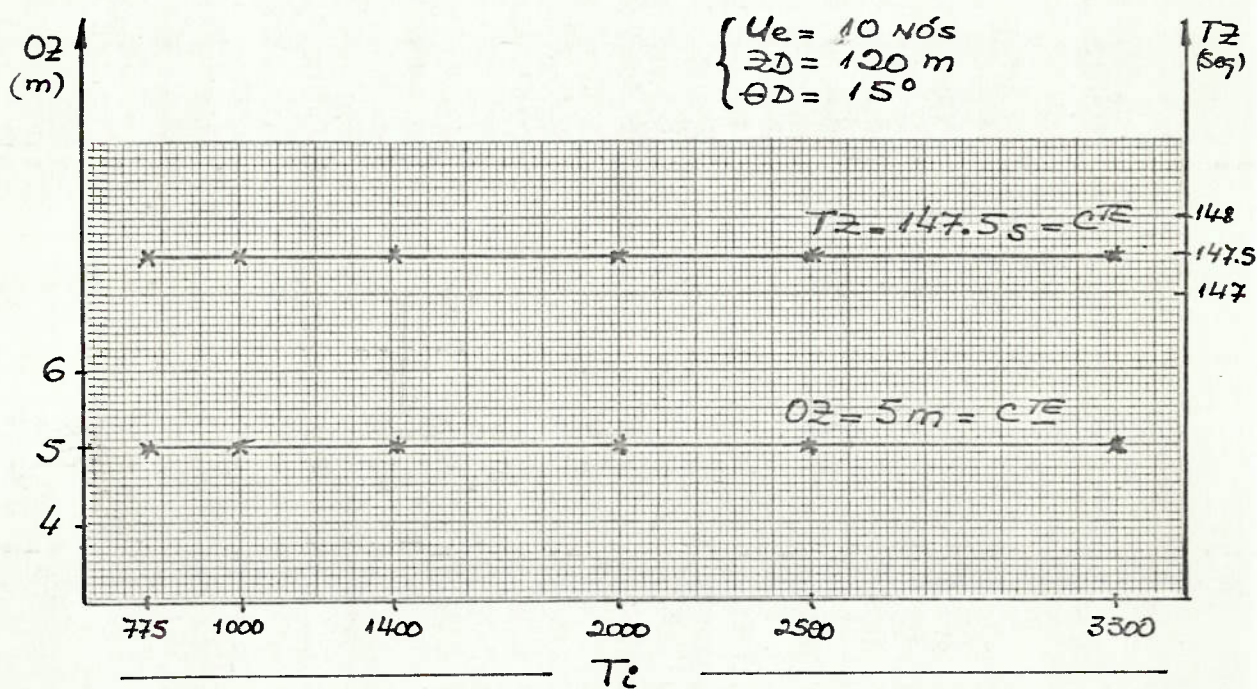
- as leis de controle deduzidas a partir do equipamento estão com suas parcelas relativas à parte integral do erro tão afastadas dos pontos reais de projetos nos quais deveriam estar, que mesmo uma variação razoavelmente grande de  $T_i$  não está causando o efeito desejado. A procura desses pontos de projeto seria muito extensa demandando uma quantidade razoável de simulações.

Devido aos fatos apresentados esta parte da análise foi totalmente prejudicada, tendo sido possível apenas a conclusão de que a lei de controle automático de profundidade apresenta ponto de projeto próximo ao que fornece o valor de  $k_p = 45$ . e que o critério usado foi o tempo mínimo para execução da manobra.



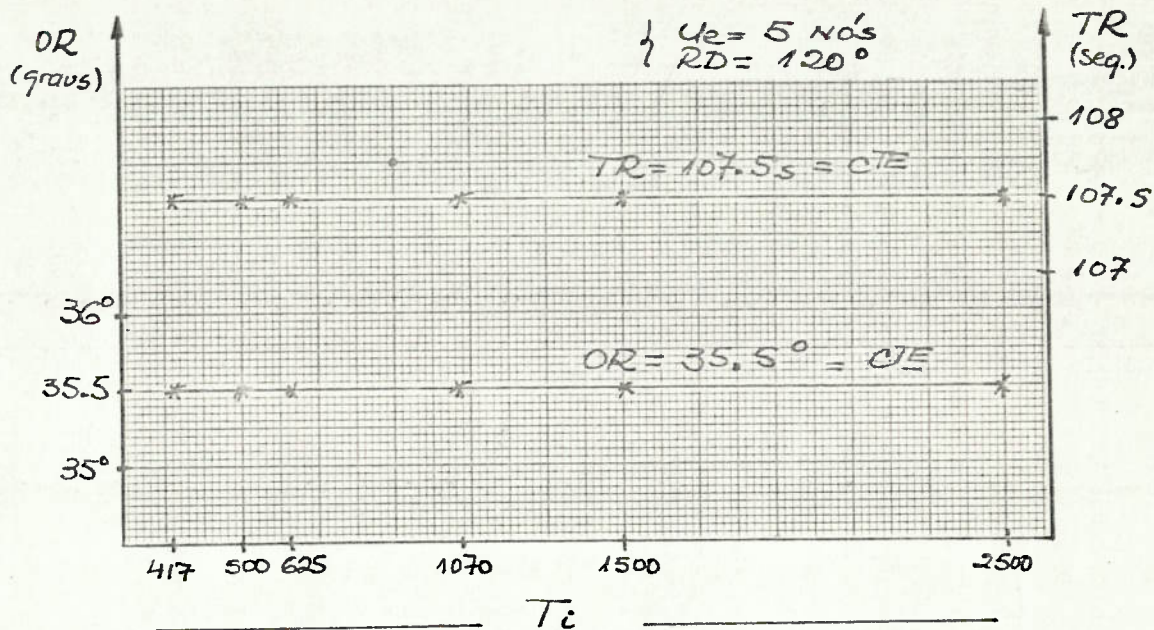
ANÁLISE DE TZ E OZ VERSUS  $T_i$   
(VARIÇÃO DE PROFUNDIDADE A 5 NÓS)

FIGURA 4.26



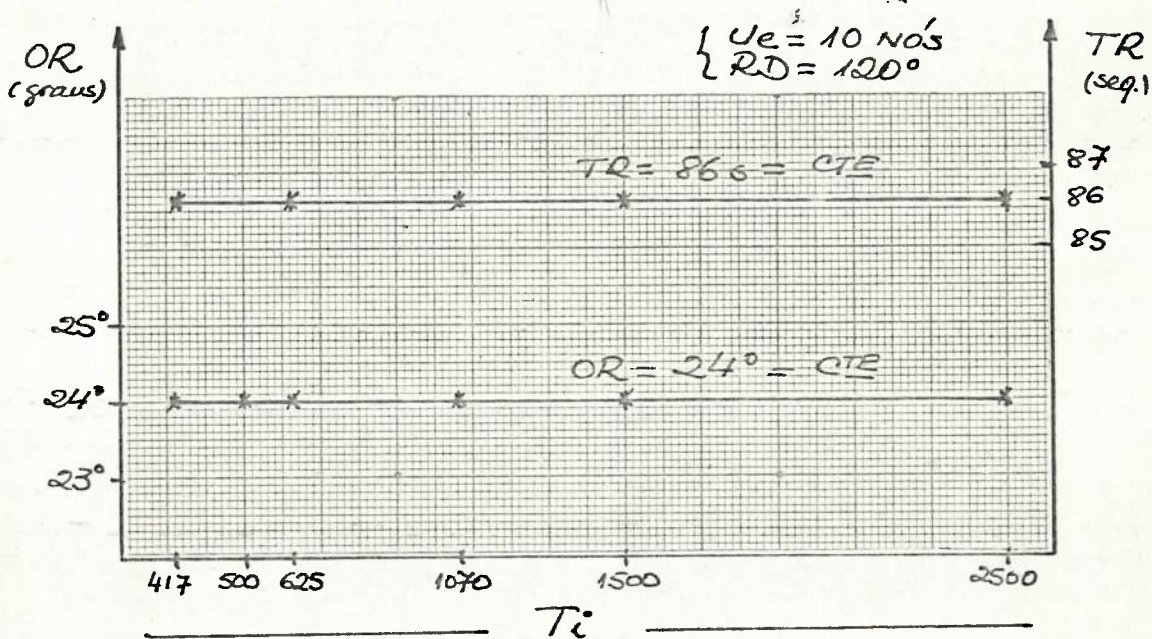
ANÁLISE DE TZ E OZ VERSUS  $T_i$   
(VARIÇÃO DE PROFUNDIDADE A 10 NÓS)

FIGURA 4.27



ANÁLISE DE TR E OR VERSUS  $T_i$   
(VARIAÇÃO DE RUMO A 5 NÓS)

FIGURA 4.28



ANÁLISE DE TR E OR VERSUS  $T_i$   
(VARIAÇÃO DE RUMO A 10 NÓS)

FIGURA 4.29

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

### 5.1 - Conclusões

Após a descrição dos componentes e da operação de um sistema de controle instalado em submarinos convencionais chegou-se à conclusão que existem duas leis de controle atuando de modo independente. Essas leis foram deduzidas a partir do próprio equipamento com o auxílio de seus planos e manuais, o que permitiu identificar ter sido empregado em suas concepções o enfoque clássico, tendo-se utilizado controle do tipo proporcional mais integral, com os seguintes valores de ganho e tempo integral:

- lei de controle automático de profundidade

$$k_p = 45.$$

$$T_i = 1800$$

- lei de controle automático de governo

$$k_p = 0.75$$

$$T_i = 750$$

Para se chegar a estas conclusões foram executadas algumas simulações que permitiram a obtenção de resultados adequados que complementaram a falta de alguns dados não fornecidos nas fontes utilizadas.

Outra conclusão obtida nesta parte do estudo, diz respeito à escolha de um sistema de controle automático feito

com componentes mecânicos, mais caros e de difícil fabricação, por apresentarem resistência física bem superior a componentes eletrônicos quando submetidos a condições adversas possíveis de ocorrerem ao longo da vida operativa de um submarino.

Devido à atual falta de meios para a determinação experimental dos coeficientes hidrodinâmicos do submarino "GAMMA", concluiu-se ser conveniente e aceitável o uso de expressões analíticas para a determinação dos valores daqueles coeficientes.

Comparando os resultados obtidos pelas manobras simuladas com os conhecimentos que se tem hoje em relação a manobras reais realizadas por vários tipos de navios, chega-se à conclusão que o modelo desenvolvido não apresenta a precisão desejada. Como havia sido comentado por ocasião da apresentação dos exemplos específicos de manobras, esse afastamento da realidade só poderá ser eliminado com o uso de termos não-lineares de ordem mais elevada. Usualmente são empregados termos de segunda ou terceira ordens, embora existam modelos matemáticos até de quinta ordem que apresentam soluções bastante precisas. Por outro lado, quanto maior a ordem usada no modelo, maior será o número de coeficientes hidrodinâmicos envolvidos e maior será a dificuldade presente na determinação de seus respectivos valores.

As referências |1|, |2|, |4| e |5| apresentam alguns modelos matemáticos não-lineares especialmente desenvolvidos para submersíveis que simulam trajetórias próximas das reais.

Muito embora o modelo linear não apresente a precisão necessária na determinação de trajetórias, ele funciona per

feitamente para fins de verificação da estabilidade em linha reta, fornecendo de modo correto a informação que se deseja obter.

Especificamente, conclui-se que a linearidade do modelo matemático desenvolvido, associado à hipótese simplificadora adotada de ausência de jogo, produzem resultados que se afastam da realidade durante a simulação das manobras de giro e zig-zag, no plano horizontal, no que diz respeito à inexistência de perda de velocidade de avanço e de ângulo de jogo.

Como não foi possível a simulação, sequer aproximada, da manobra de recuperação com o emprego do modelo linear, chegou-se à conclusão de que os coeficientes hidrodinâmicos responsáveis pelo aparecimento das forças puramente hidrodinâmicas que farão o submarino emergir são de ordem superior.

Nas simulações realizadas em controle automático, com a utilização das respectivas leis para gerar as ordens necessárias para que fossem atingidos os parâmetros desejados, notu-se que, de modo geral, o comportamento qualitativo do submersível foi bom, mas, quantitativamente ruim, apresentando grandes valores para os excessos ("Overshoot"). Esses resultados, uma vez analisados, permitiram que se chegasse as seguintes conclusões:

- o modelo matemático desenvolvido não apresenta resultados precisos devido às hipóteses simplificadoras adotadas no decorrer do estudo, tal como a possibilidade de incorreção no valor obtido de alguns coeficientes hidrodinâmicos, por se utilizar de meios analíticos imprecisos para sua determinação.



- as leis de controle deduzidas a partir do equipamento existente em submarinos convencionais não são apropriadas ao modelo simplificado.

- é necessário elaborar melhor o modelo matemático de um submarino para que o conjunto modelo-controle automático possa vir a ser usado com eficiência em testes futuros.

Ao se analisar o comportamento simulado do submarino, quando submetido a suas duas leis de controle para diferentes valores de seus respectivos ganhos proporcionais e tempos integrais chegou-se a várias conclusões. A mais importante dessas conclusões foi a de que o objetivo proposto para a obtenção da lei de controle de profundidade é o de tempo mínimo de execução da ordem, constatada pelas simulações feitas com velocidade de avanço de dez nós, ângulo máximo de trim a ser atingido igual a quinze graus para uma variação de cota de cento e vinte metros. O ponto de tempo mínimo para essas condições é obtido para um valor de ganho praticamente coincidente com o usado na lei. Com relação à lei de controle de governo usada, nada se pode concluir com base nas informações obtidas.

As leis de controle não foram sensíveis com relação a variações feitas no tempo integral permitindo-se concluir que o ponto de projeto da parte integral das leis pode estar muito afastado do estimado a partir do equipamento.

Sintetizando, o modelo desenvolvido não é útil para a simulação de trajetórias, mas é fundamental para a pesquisa de estabilidade e de controles.

## 5.2 - Recomendações

As recomendações espostas nessa Seção consistem em uma série de ações que efetivamente devem ser realizadas para que o modelo matemático e o conseqüente programa desenvolvidos durante esse trabalho sejam aperfeiçoados, de modo a apresentar resultados mais precisos que os tornem capazes de serem usados em futuras pesquisas e em projetos reais de submersíveis. É uma questão de tempo fazer o par modelo-programa se tornar eficiente para ser utilizado na prática.

As recomendações estão apresentadas na ordem em que devem ser executadas, embora nada impeça que várias delas sejam realizadas em paralelo.

A primeira recomendação consiste na implementação passo a passo de elementos do modelo matemático linear que foram deixados de lado com base nas hipóteses simplificadoras feitas. O primeiro passo consiste na introdução da equação correspondente ao jogo, e das variáveis  $p$  e  $\dot{p}$  nas equações diferenciais. Nessa ocasião o movimento no plano horizontal passa a ter quatro equações diferenciais sendo necessário fazer pequenos ajustes nas sub-rotinas EQS e DVERK. Com essa modificação o modelo linear passará a fornecer informações aproximadas sobre o ângulo de jogo durante uma variação de rumo.

O passo seguinte é um pouco mais complexo e consiste no acoplamento dos movimentos, até agora independentes, executados nos planos horizontal e vertical, transformando o modelo composto por dois conjuntos de equações em um único sistema

de seis equações onde as seis variáveis independentes estarão interligadas. Ou seja, o programa deixa de solucionar dois sistemas simples e passa a resolver um único sistema de equações, bastante complexo e conseqüentemente muito mais dispendioso em termos de custos de processamento. O modelo resultante seria uma combinação das equações mostradas em (3.1.1.22) e (3.1.2.1) posteriormente linearizadas. As modificações a serem feitas no programa seriam maiores, principalmente com relação à parte em que são montadas as matrizes relativas aos coeficientes hidrodinâmicos, atualmente divididas em dois planos, e com relação às sub-rotinas EQS e DVERK. Surgirá na ocasião da implantação desse modelo necessidade de determinação analítica do valor de alguns coeficientes hidrodinâmicos antes ausentes nas equações.

O modelo matemático linear assim desenvolvido estará capacitado a ser utilizado para resolver problemas de movimento de submarinos com seis graus de liberdade, ficando muito mais próximo da realidade em termos de trajetória e em termos de projeto de um único sistema de controle que leve em conta os movimentos nos dois planos por meio de uma única lei, usando-se métodos modernos de "controle ótimo", possíveis de serem implantados na prática com o aperfeiçoamento atual existente na área de micro-processadores digitais. Entretanto, ainda é um modelo linear. Nessa fase do desenvolvimento do modelo matemático sugere-se a introdução do conceito de massa variável, que permitirá a simulação de manobras de mergulho, a partir da superfície, e de emersão total, levando em conta a variação do lastro de água do submarino. Para a realização matemática dessa condição

de operação sugere-se a consulta detalhada das referências |1| e |5| onde são apresentadas as equações e uma sugestão de lei de variação de massa.

Com o emprego desse modelo linear mais completo recomenda-se o desenvolvimento de estudo detalhado por métodos clássicos e modernos para determinação de novas leis de controle relativas a objetivos pré-definidos e conhecidos, levando a novos projetos de pilotos-automáticos, a serem fornecidos pela indústria nacional a médio e longo prazos.

Para uma linha de pesquisa puramente hidrodinâmica é feita a recomendação de execução de análise de sensibilidade de cada um dos coeficientes hidrodinâmicos envolvidos no modelo matemático. Com essa análise se terá o conhecimento da importância e da precisão necessária de cada derivada hidrodinâmica relacionada ao problema, ou seja, serão conhecidos os coeficientes mais importantes e os mais sensíveis a pequenas variações em seu valor. Este conjunto de informações pode vir a ser de grande importância para a futura tecnologia brasileira de projetos de submersíveis.

Além das considerações necessárias ao projeto do submersível e de seu sistema de controle automático, há necessidade de simular trajetórias. Para que esta simulação seja levada a bom termo, com resultados mais compatíveis com os que acontecem na realidade é necessária a implantação do modelo não-linear com termos de até quinta ordem, de acordo com a precisão desejada, coerente com a análise de sensibilidade do modelo à variação dos coeficientes não-lineares. É deixado a critério de cada projetista ou pesquisador a escolha não só da ordem do sis

tema de equações diferenciais mas também dos coeficientes considerados mais importantes ou desprezíveis e dos custos envolvidos de acordo com o sistema escolhido. Os sistemas podem ser simples o suficiente para serem resolvidos por mini-computadores ou mesmo por calculadoras programáveis, como mostrados na referência [1], ou complexos e exigindo computadores de grande capacidade, como o apresentado na referência [5]. Cabe ressaltar outra vez, que quanto maior a ordem das equações e mais complexo for o modelo desenvolvido, maior será a precisão da simulação e muito maior será a dificuldade na determinação dos valores dos coeficientes hidrodinâmicos que aparecerão. Estarão sempre presentes as relações (precisão/dificuldade) e (custo/benefício) para que a escolha do ponto ou faixa de trabalho seja adequadamente determinado.

Cabe ressaltar que o programa, SUBMAN está em um estado quase embrionário, sendo passível de modificações, introdução de novas sub-rotinas e de ser submetido a critério de otimização de programação para redução de custos de operação.

Para finalizar, recomenda-se a simulação com leis de controle que também envolvam termos derivativos tornando-as do tipo proporcional mais integral mais derivativo.

APÊNDICE A

DEDUÇÃO DAS LEIS DE CONTROLE DO SISTEMA

CONVENCIONAL DO SUBMARINO "GAMMA"

As leis de controle do piloto automático do submarino "GAMMA" são:

- Lei de controle do movimento no plano vertical ou lei de controle do sistema automático de profundidade, e
- Lei de controle do movimento no plano horizontal ou lei de controle do sistema automático de governo.

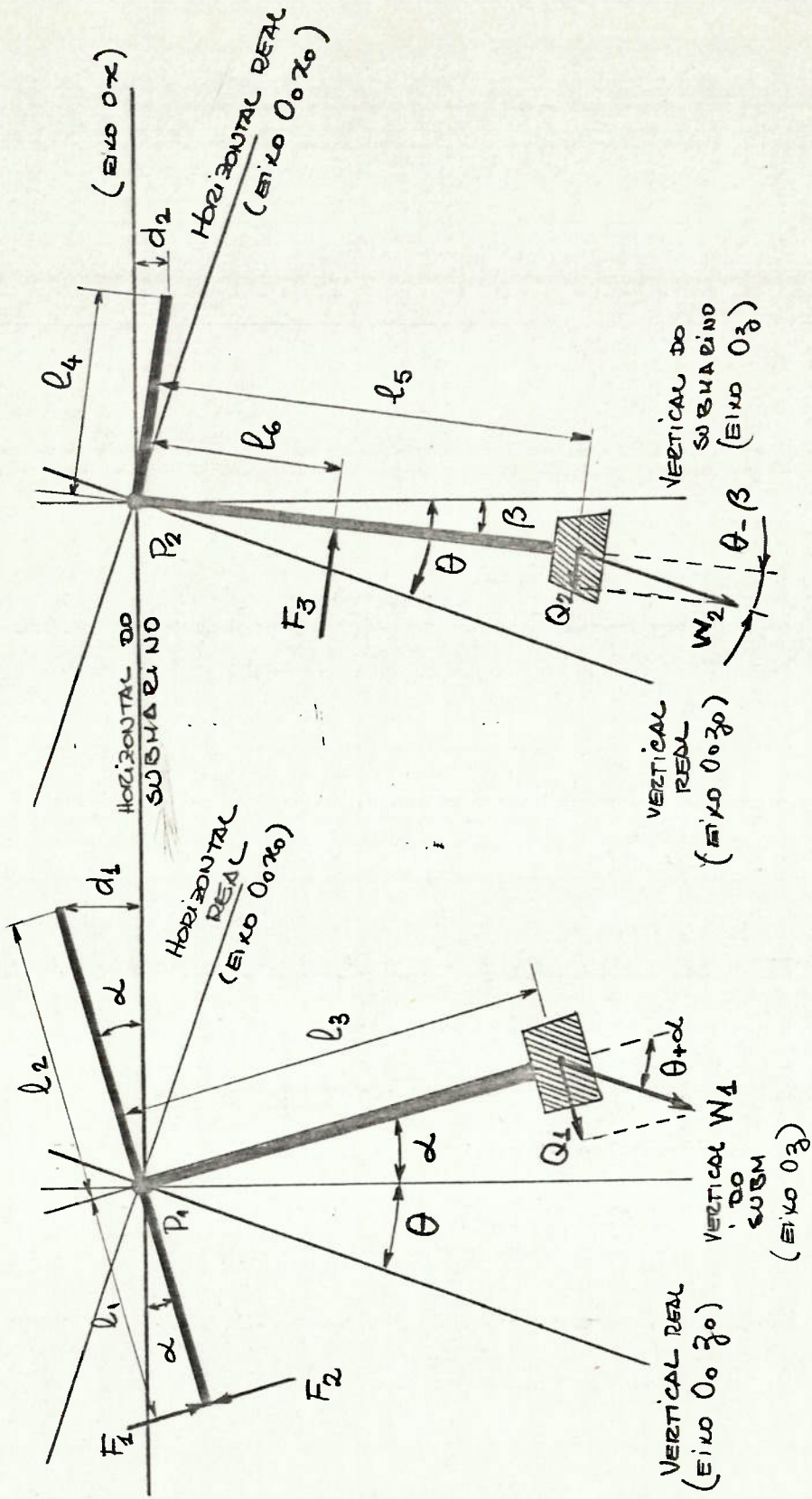
A lei de controle do sistema automático de profundidade é imposta ao submarino por intermédio de um mecanismo complexo já descrito no Capítulo 2, mas ainda não quantificado. Os elementos desse mecanismo que dão forma à lei de controle são os pêndulos e o antecipador de fase. Essa lei é adaptável a duas condições de operação: operação em alta velocidade (acima de 8 nós) e operação em baixa velocidade (até 8 nós).

Inicia-se a dedução da lei de controle pelo modo de operação em alta velocidade (com o botão de antecipação do pêndulo principal em ALTA). Nesta situação, em um determinado instante genérico da manobra de mudança de profundidade, no qual o submarino possui um ângulo de trim qualquer, define-se com o auxílio da Figura A.1:

- $P_1$  : ponto de articulação do pêndulo principal.
- $P_2$  : ponto de articulação do pêndulo auxiliar.
- $W_1$  : peso na extremidade da haste do pêndulo principal.
- $W_2$  : peso na extremidade da haste do pêndulo auxiliar.
- $\ell_1$  : comprimento do braço de vante do pêndulo principal.
- $\ell_2$  : comprimento do braço de ré do pêndulo principal.

- $l_3$  : comprimento da haste do pêndulo principal.
- $l_4$  : comprimento do braço do pêndulo auxiliar.
- $l_5$  : comprimento da haste do pêndulo auxiliar.
- $l_6$  : distância do ponto de aplicação da força criada pelas molas centrantes ao ponto de articulação  $P_2$ .
- $F_1$  : força exercida pela mola do comando de ajuste de profundidade, proporcional à profundidade desejada.
- $F_2$  : força exercida pelo fole, proporcional à profundidade real.
- $F_3$  : força exercida pelas molas centrantes do pêndulo auxiliar.
- $\alpha$  : ângulo entre a haste do pêndulo principal e a direção do eio  $Oz$  do sistema de referência fixo ao submarino.
- $\beta$  : ângulo entre a haste do pêndulo auxiliar e a direção do eixo  $Oz$  do sistema de referência fixo ao submarino.
- $\theta$  : ângulo de trim ou ângulo entre a direção do eixo  $Oz$  do sistema de referência fixo ao submarino e a direção do eixo  $O_0z_0$  do sistema de referência fixo à terra.
- $Q_1$  : componente do peso  $W_1$  na direção perpendicular à haste do pêndulo principal.
- $Q_2$  : componente do peso  $W_2$  na direção perpendicular à haste do pêndulo auxiliar.





POSICÃO GÊNÉRICA DOS PÊNÐULOS DURANTE UMA VARIAÇÃO DE PROFUNDIDADE

FIGURA A.1

As equações de equilíbrio de momentos das forças que atuam em cada pêndulo em relação aos seus respectivos pontos de articulação são:

$$\begin{cases} (F_1 - F_2) * \ell_1 - Q_1 * \ell_3 = 0 \\ F_3 * \ell_6 - Q_2 * \ell_5 = 0 \end{cases} \quad (\text{A.1})$$

sendo:

$$\begin{cases} F_1 = (K_1 * S_1) \\ F_2 = (K_2 * S_2) + (K_1 * \ell_1 * \alpha) \\ F_3 = (K_3 * \ell_6 * \beta) \\ Q_1 = W_1 * (\theta + \alpha) \\ Q_2 = W_2 * (\theta - \beta) \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

onde:

- $S_1$  : alteração (compressão ou alongamento) do comprimento da mola do comando de ajuste de profundidade.
- $K_1$  : constante da mola do comando de ajuste de profundidade.
- $S_2$  : alteração do comprimento do fole.
- $K_2$  : constante de mola do fole.
- $S_3$  : alteração do comprimento das molas centrantes do pêndulo auxiliar.
- $K_3$  : soma das constantes de mola das molas centrantes do pêndulo auxiliar.

Substituindo as relações (A.2) em (A.1) tem-se:

$$\begin{cases} [(K_1 * S_1) - (K_2 * S_2) - (K_1 * \ell_1 * \alpha)] * \ell_1 - [W_1 * (\theta + \alpha)] * \ell_3 = 0 \\ [(K_3 * \ell_6 * \beta)] * \ell_6 - [W_2 * (\theta - \beta)] * \ell_5 = 0 \end{cases}$$

Ou seja:

$$\begin{cases} K_1 S_1 \ell_1 - K_2 S_2 \ell_1 - K_1 \ell_1^2 \alpha - W_1 \theta \ell_3 - W_1 \alpha \ell_3 = 0 \\ K_3 \ell_6^2 \beta - W_2 \theta \ell_5 + W_2 \beta \ell_5 = 0 \end{cases} \quad (A.3)$$

De acordo com o texto do Capítulo 2, sabe-se que  $S_1$  é proporcional à variação de profundidade desejada. Se a profundidade inicial for considerada como uma posição de referência, pode-se dizer que a variação de profundidade é igual a profundidade a ser atingida ou profundidade desejada, portanto:

$$S_1 = J * Z_d \quad (A.4)$$

onde:

$J$  = constante de proporcionalidade.

$Z_d$  = profundidade desejada.

De modo análogo, sabe-se que  $S_2$  é proporcional à profundidade real do submarino, ou seja:

$$S_2 = J * Z_r \quad (A.5)$$

onde  $Z_r$  = profundidade real do submarino.

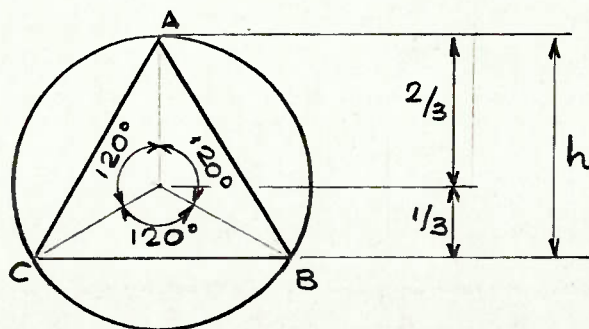
Substituindo (A.4) e (a.5) em (A.3), chega-se a:

$$\begin{cases} K_1 J Z d \ell_1 - K_2 J Z r \ell_1 - K_1 \ell_1^2 \alpha - W_1 \theta \ell_3 - W_1 \alpha \ell_3 = 0 \\ K_3 \ell_6^2 \beta - W_2 \theta \ell_5 + W_2 \beta \ell_5 = 0 \end{cases} \quad (\text{A.6})$$

Sabe-se que a extremidade do braço de rē do pêndulo principal e a extremidade do braço do pêndulo auxiliar estão apoiadas no disco somatório e que qualquer deslocamento destes pontos causará um deslocamento da haste da válvula primária. Chamando:

- $d_1$  = deslocamento vertical do ponto de apoio correspondente ao pêndulo principal.
- $d_2$  = deslocamento vertical do ponto de apoio correspondente ao pêndulo auxiliar.
- $d_3$  = deslocamento vertical da haste da válvula primária.

Como os três pontos de apoio superiores do disco estão igualmente espaçados de  $120^\circ$  e igualmente distanciados do centro eles formam os vértices de um triângulo equilátero como mostrado na Figura A.2.



PONTOS DE APOIO DO DISCO SOMATÓRIO

FIGURA A.2

Geometricamente pode-se constatar que o centro do disco ocupa o centro de gravidade do triângulo equilátero que é equidistante dos três lados de um valor igual à terça parte de sua altura. Portanto, qualquer deslocamento  $\underline{d}$  de um de seus vértices produz um movimento  $d/3$  de seu centro. De modo análogo, uma série de deslocamentos  $d_A$ ,  $d_B$  e  $d_C$  correspondentes a cada vértice causará um deslocamento do centro igual a:

$$d_o = \frac{1}{3} [d_A + d_B + d_C]$$

Logo tem-se que:

$$d_3 = \frac{1}{3} [d_1 + d_2]$$

onde:

$$d_1 = \ell_2 * \alpha$$

$$d_2 = -(\ell_4 * \beta)$$

O sinal negativo de  $d_2$  significa que seu sentido é oposto ao de  $d_1$ . Logo:

$$d_3 = \frac{1}{3} [\ell_2 \alpha - \ell_4 \beta] \quad (A.7)$$

De (A.6) chega-se a:

$$K_1 J Z d \ell_1 - K_2 J Z r \ell_1 - W_1 \theta \ell_3 = (K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3) \alpha$$

$$\therefore \alpha = \left( \frac{K_1 \ell_1^J}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) Z_d - \left( \frac{K_2 \ell_1^J}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) Z_r - \left( \frac{W_1 \ell_3}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) \theta \quad (\text{A.8})$$

$$(K_3 \ell_6^2 + W_2 \ell_5) \beta = W_2 \theta \ell_5$$

$$\therefore \beta = \left( \frac{W_2 \ell_5}{K_3 \ell_6^2 + W_2 \ell_5} \right) * \theta \quad (\text{A.9})$$

logo:

$$d_1 = \alpha * \ell_2 =$$

$$= \left( \frac{JK_1 \ell_1 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) Z_d - \left( \frac{JK_2 \ell_1 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) Z_r - \left( \frac{W_1 \ell_3 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \right) \theta \quad (\text{A.10})$$

$$d_2 = - (\beta * \ell_4) =$$

$$= - \left( \frac{W_2 \ell_5 \ell_4}{K_3 \ell_6^2 + W_2 \ell_5} \right) * \theta \quad (\text{A.11})$$

Chamando:

$$\left[ \begin{array}{l} C_1 = \frac{JK_1 \ell_1 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \\ C_3 = \frac{W_1 \ell_3 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \end{array} \right. , \quad \left[ \begin{array}{l} C_2 = \frac{JK_2 \ell_1 \ell_2}{K_1 \ell_1^2 + W_1 \ell_3} \\ C_4 = \frac{W_2 \ell_5 \ell_4}{K_3 \ell_6^2 + W_2 \ell_5} \end{array} \right. \quad \text{e} \quad (\text{A.12})$$

Chega-se a:

$$\begin{aligned} d_1 &= C_1 * Z_d - C_2 * Z_r - C_3 * \theta \\ d_2 &= - C_4 * \theta \end{aligned} \tag{A.13}$$

Logo:

$$d_3 = \frac{1}{3} [C_1 * Z_d - C_2 * Z_r - (C_3 + C_4) * \theta] \tag{A.14}$$

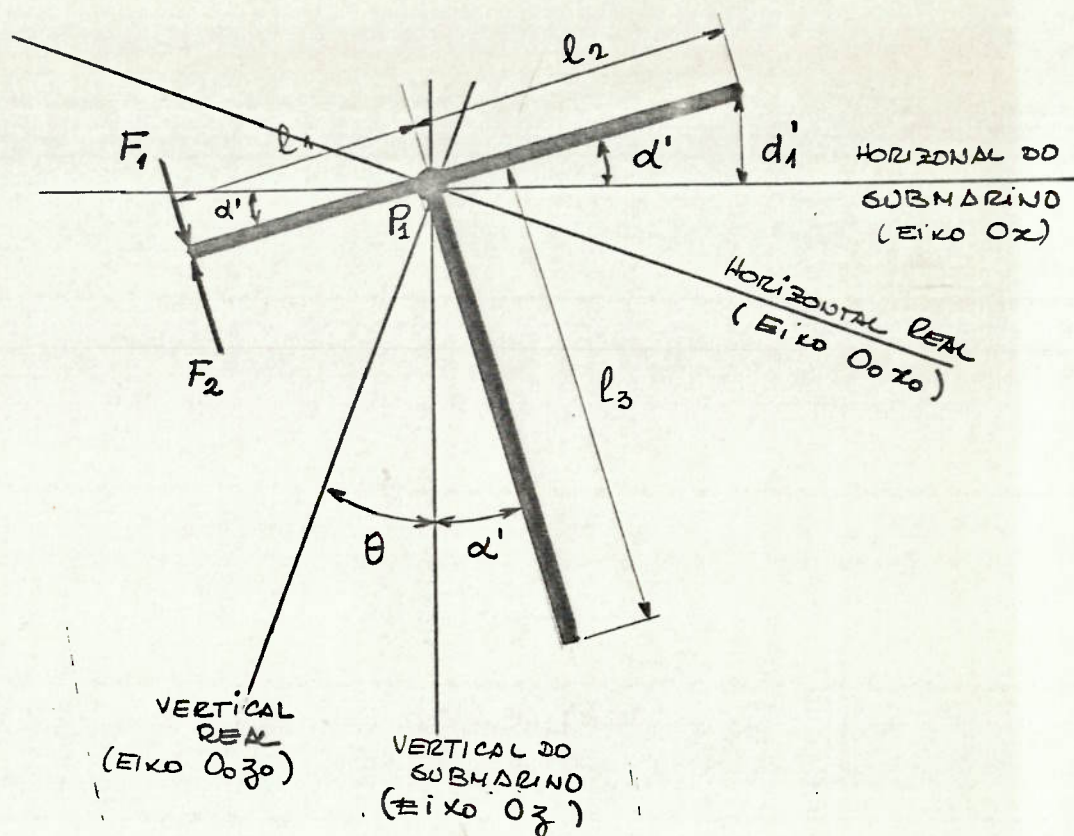
Analisando a expressão (A.14) conclui-se que é obrigatório que  $C_1$  e  $C_2$  sejam constantes de mesmo valor. A prova disto é que se o submarino já estiver na profundidade desejada ( $Z_d = Z_r$ ) e navegando em condições de equilíbrio (sem trim,  $\theta = 0$ ),  $d_3$  necessariamente terá que ser nulo e isso só vai ocorrer se  $C_1 = C_2$ , logo:

$$d_3 = \frac{1}{3} [C_1 * (Z_d - Z_r) - (C_3 + C_4) * \theta] \tag{A.15}$$

De (A.12) fazendo  $C_1 = C_2$  chega-se a:

$$K_1 = K_2 \tag{A.16}$$

No outro modo de operação, quando o botão de antecipação do pêndulo principal está na posição BAIXA, o peso  $W_1$  deixa de atuar. Nessa situação o pêndulo principal atua como mostrado na Figura A.3.



POSIÇÃO GENÉRICA DO PÊNULO PRINCIPAL SEM A ATUAÇÃO DO PESO  $W_1$

FIGURA A.3

A equação de equilíbrio de momentos em torno de  $P_1$  estabelece que:

$$(F_1 - F_2) * l_1 = 0$$

$$\therefore F_1 = F_2$$

De (A.2), (A.4) e (A.5) obtêm-se:

$$K_1 J_Z d = K_2 J_Z r + K_1 l_1 \alpha'$$



Ou seja:

$$\alpha' = \frac{K_1 J}{K_1 \ell_1} * Z_d - \frac{K_2 J}{K_1 \ell_1} * Z_r \quad (\text{A.17})$$

$$\text{Como } d_1' = \ell_2 \alpha'$$

$$d_1' = \frac{K_1 \ell_2 J}{K_1 \ell_1} Z_d - \frac{K_2 \ell_2 J}{K_1 \ell_1} Z_r$$

Chamando:

$$C_1' = \frac{K_1 \ell_2 J}{K_1 \ell_1} \quad \text{e} \quad C_2' = \frac{K_2 \ell_2 J}{K_1 \ell_1}$$

e usando (A.16) chega-se a:

$$C_1' = C_2' = \frac{\ell_2}{\ell_1} * J \quad (\text{A.18})$$

$$\text{logo, } d_1' = C_1' (Z_d - Z_r) \quad (\text{A.19})$$

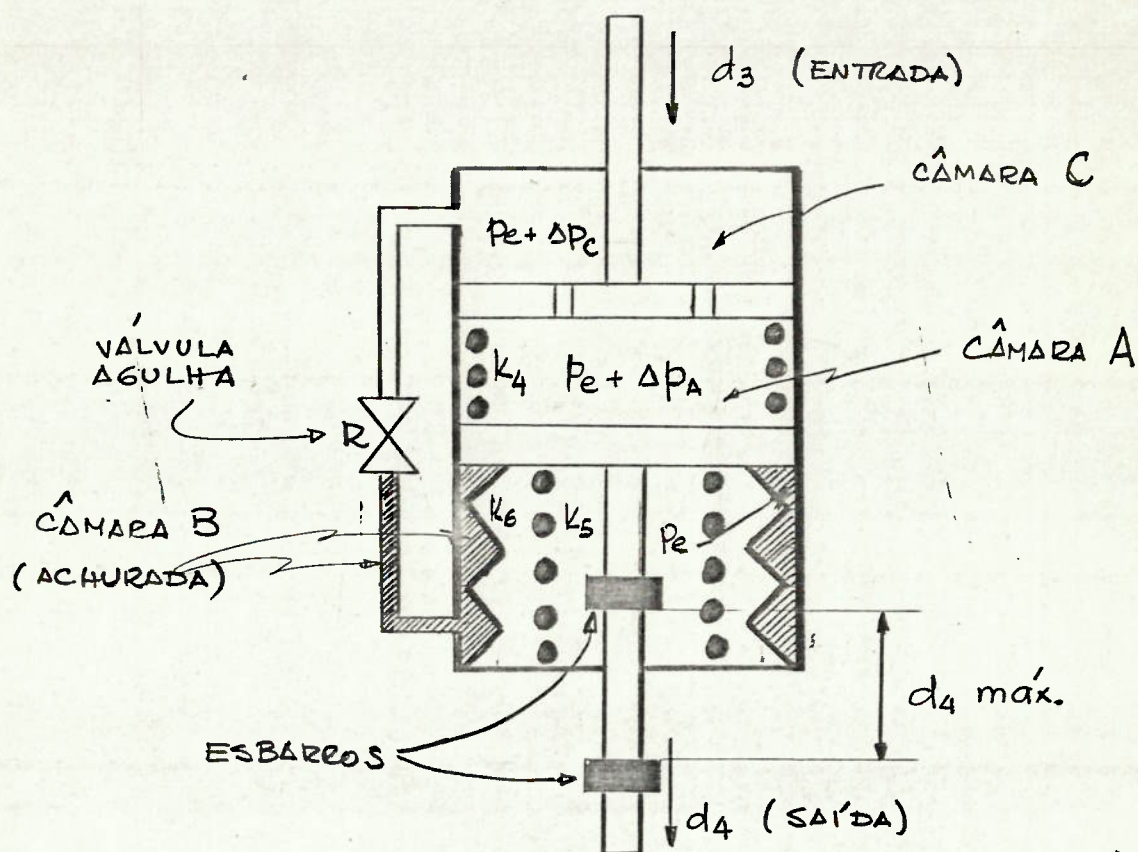
Como a expressão de  $d_2$  não é alterada pelo pêndulo principal, ela permanece:

$$d_2 = - C_4 * \theta$$

Portanto, o deslocamento da haste da válvula primária fica sendo:

$$d_3' = \frac{1}{3} [C_1' (Z_r - Z_r) - C_4 * \theta] \quad (\text{A.20})$$

O deslocamento dos lemes horizontais será proporcional ao movimento da haste da válvula primária mais uma parcela criada no antecipador de fase que será proporcional à integral de  $d_3$  (ou  $d_3'$ ) em relação ao tempo, como mostrado a seguir com o auxílio da Figura A.4.



ESQUEMA DO ANTECIPADOR DE FASE  
(ELEMENTO INTEGRADOR)

FIGURA A.4

O sinal de entrada do antecipador de fase é proporcional ao movimento da haste da válvula primária,  $d_3$ , como explicado no Capítulo 2. Se a válvula agulha  $R$  estiver totalmente aberta a relação entre a saída  $d_4$  e a entrada seria dada pela

relação entre as constantes  $K_4$  e  $(K_5+K_6)$  das molas e fole diretamente ligados a haste de saída. Entretanto a válvula R opera quase que fechada causando uma grande restrição a variações de pressão ao longo do fluido viscoso que ocupa o espaço das chamadas câmaras A, B e C ou seja, ocorrerá uma grande perda de carga através de R, em qualquer sentido.

Supondo que o sinal de entrada  $d_3$  tenha o sentido mostrado na Figura A.4, ocorrerá na câmara A, que contém a mola de constante  $K_4$ , um aumento de pressão  $\Delta p_A$  acima do valor da pressão inicial de equilíbrio  $p_C$ , comum em todas as câmaras. Na câmara C, localizada entre o êmbolo preso a haste de entrada e a válvula R, ocorrerá um aumento de pressão  $\Delta p_C$ , sendo  $\Delta p_C$  ligeiramente menor que  $\Delta p_A$  devido a uma pequena perda de carga na passagem pelos orifícios existentes no êmbolo. No entanto, na câmara B, a pressão permanecerá instantaneamente constante e igual a  $p_e$ , aumentando lentamente com o passar do tempo devido a grande restrição apresentada em R.

O que se apresenta instantaneamente quando o sinal de entrada  $d_3$  inicia é o aparecimento de um gradiente de pressão entre as câmaras A e B, que atuará no sentido de antecipar, ou de somar seu efeito ao que seria gerado se não existisse a válvula agulha, ou seja, como a pressão na câmara A, no exemplo apresentado, é maior que a da câmara B, o sinal de saída será acionado de acordo com a relação entre as constantes das molas e mais ainda pela força adicional causada pelo  $\Delta p$ . Isso fará com que o sinal de saída,  $d_4$ , atinja seu valor final em um tempo consideravelmente menor.

Esse tipo de componente que adianta o sinal de controle, ou, que antecipa a sua fase é um elemento integrador.

No caso particular do integrador usado no submarino "GAMMA", segundo o manual do piloto automático, o sinal de saída tem seu curso limitado por esbarros físicos a um valor igual à quarta parte do maior valor que o sinal de entrada pode assumir, ou seja:

$$(d_4)_{\max} = \frac{1}{4} (d_3)_{\max} \quad (\text{A.21})$$

mas

$$(d_3)_{\max} = (d_1)_{\max} = 0.5 * C_3$$

logo

$$(d_4)_{\max} = 0.125 * C_3 \quad (\text{A.22})$$

Portanto o sinal de comando enviado aos lemes será da forma:

$$\delta_H = - C_5 [d_3 + C_6 d_4] \quad (\text{A.23})$$

onde:

$$d_4 = \int_0^t d_3 dt$$

sendo limitado em  $d_4 \leq 0.125 * C_3$ .

sendo:  $C_5$  : ganho proporcional do sistema de controle.

$C_6$  : a razão de reajuste ("reset rate") que indica o número de vezes que a parte proporcional da ação de controle é duplicada por minuto.

Com base nos planos e manuais de "GAMMA" foram estimados os seguintes dados, referentes às constantes envolvidas no problema:

- $K_1 = K_2 = 1780 \text{ N/m}$
- $W_1 = 10 \text{ N}$
- $\ell_1 = 0.075 \text{ m}$
- $\ell_2 = 0.15 \text{ m}$
- $\ell_3 = 0.25 \text{ m}$
- $K_3 = 1400 \text{ N/m}$
- $W_2 = 24 \text{ N}$
- $\ell_4 = 0.15 \text{ m}$
- $\ell_5 = 0.25 \text{ m}$
- $\ell_6 = 0.10 \text{ m}$

Usando-se estes valores em (A.12) e (A.18) chega-se

a:

$$C_1 = C_2 = \frac{1780 \times 0.075 \times 0.15 \times J}{10 \times 0.25 \times 1780 \times (0.075)^2} = \frac{20.025 \times J}{12.5} = 1.6 * J$$

$$C'_1 = C'_2 = \frac{0.15 \times J}{0.075} = 2. * J$$

$$C_3 = \frac{10 \times 0.25 \times 0.15}{12.5} = \frac{0.375}{12.5} = 0.03$$

$$C_4 = \frac{24 \times 0.25 \times 0.15}{1400 \times (0.1)^2 + 24 * 0.25} = \frac{0.9}{20.} = 0.045$$

Para determinação de J é necessário o conhecimento da relação existente entre a variação de um (1) metro de profundidade e o deslocamento na posição de equilíbrio das molas para simular esta variação de profundidade. Chamando o deslocamento máximo da mola de  $\Delta x$  e a variação máxima de profundidade de  $\Delta z$  e sabendo-se que:

$$\Delta x = 0,09 \text{ m} \quad \text{e} \quad \Delta z = 300 \text{ m}$$

Obtém-se (regra de três):

$$\begin{array}{ccc} 0,09 & \longrightarrow & 300 \text{ m} \\ J & \longleftarrow & 1 \text{ m} \end{array}$$

$$J = \frac{0,09}{300} = 0,0003$$

$$J = 0,0003 \quad (\text{A.25})$$

Substituindo-se (A.25) em (A.24) chega-se a:

$$\left[ \begin{array}{l} C_1 = C_2 = 0,00048 \\ C'_1 = C'_2 = 0,0006 \\ C_3 = 0,03 \\ C_4 = 0,045 \end{array} \right. \quad (\text{A.26})$$

Com informações contidas nos manuais operacionais chega-se a:

$$\begin{cases} C_5 = 45. \\ C_6 = 0.00055... \end{cases} \quad (\text{A.27})$$

Entrando com estes valores em (A.23) chega-se à lei de controle para o controle automático de profundidade de "GAMMA":

$$\delta_H = -45. \times (d_3 + 0.00055... * d_4)$$

A lei de controle para o sistema de governo é deduzida de modo análogo, onde não existe antecipação em ponto futuro.

O sinal enviado ao leme vertical é proporcional ao movimento da haste da válvula primária desse sistema, ou seja, proporcional à diferença existente entre o rumo desejado e o rumo real, mais uma parcela gerada no antecipador de fase, que será proporcional à integral da variação do rumo em relação ao tempo.

Essa lei é da forma:

$$\delta_V = D_1 [(\psi_D - \psi_R) + D_2 \int_0^t (\psi_D - \psi_R) dt] \quad (\text{A.28})$$

Com base nas informações contidas nos manuais e planos de "GAMMA" obtêm-se:

$$\begin{cases} D_1 = 0.75 \\ D_2 = 0.00133... \end{cases} \quad (\text{A.29})$$

Substituindo-se (A.29) em (A.28), chega-se à lei de controle para o controle automático de governo de "GAMMA".

$$\delta_V = -0.75 [(\psi_D - \psi_R) + 0.00133\dots * \int_0^t (\psi_D - \psi_R) dt]$$

por analogia, chamando

e

$$\begin{cases} \psi_D - \psi_R = d_3 \\ \int_0^t (\psi_D - \psi_R) dt = d_4 \end{cases}$$

Chega-se a:

$$\delta_V = -0.75 (d_3 + 0.00133\dots * d_4)$$



APÊNDICE B

DEDUÇÕES DE EXPRESSÕES RELATIVAS AO  
COMPORTAMENTO DINÂMICO DO SUBMARINO

## I - VETOR ROTAÇÃO EM FUNÇÃO DOS ÂNGULOS DE EULER

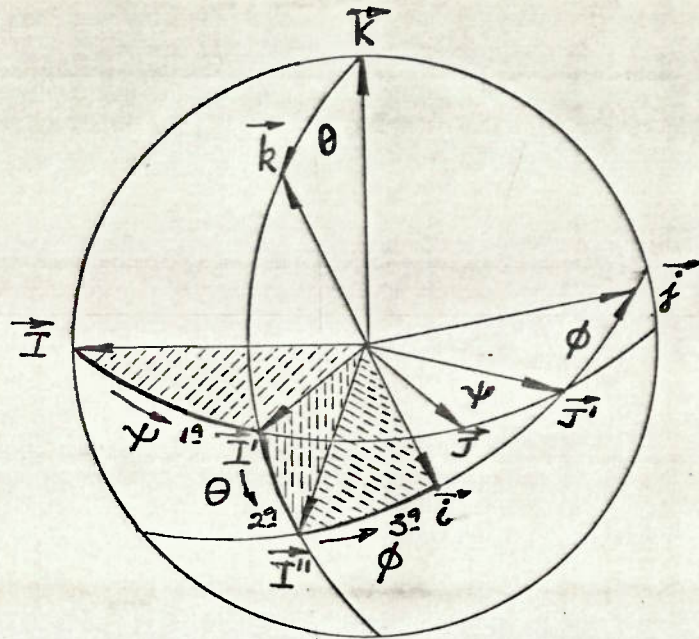
Para definir os ângulos de EULER considere-se a figura B.1, que contém o triedro ortogonal fundamental  $(\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$  direto e um outro triedro  $(\vec{i}', \vec{j}', \vec{k}')$  ambos com a mesma origem  $O$ .

Considere-se o triedro  $(\vec{i}', \vec{j}', \vec{k}')$  como fixo e o outro ligado a um corpo rígido. Os ângulos de EULER se propõem a determinar completamente a posição do segundo triedro relativamente ao primeiro, o que é equivalente a posicionar-se o corpo rígido em relação a um referencial fixo.

Para verificar essa determinação, acompanhando pela figura B.1, considere-se as seguintes rotações:

- a) Em torno de  $\vec{k}$ , do ângulo  $\psi$ , correspondente ao ângulo entre o versor  $\vec{i}$  e o plano  $(\vec{k}, \vec{k}')$ , ou entre o plano  $(\vec{k}, \vec{i})$  e o plano  $(\vec{k}, \vec{k}')$ . Esse ângulo é conhecido como ângulo de precessão. Fica determinado o triedro  $(\vec{i}', \vec{j}', \vec{k}')$ .
- b) Em torno do novo versor  $\vec{j}'$ , do ângulo  $\theta$ , conhecido como nutação, formado entre os versores  $\vec{k}$  e  $\vec{k}'$ . Fica determinado o triedro  $(\vec{i}'', \vec{j}', \vec{k}')$ .
- c) Em torno do versor  $\vec{k}$  do próprio corpo, do ângulo  $\phi$ , chamado de ângulo de rotação própria. Essa última rotação promove a coincidência final com o triedro  $(\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$ .

Pela figura B.2 verifica-se que a velocidade de rotação angular pode ser considerada como:



ÂNGULOS DE EULER

FIGURA B.1

$$\vec{\omega} = \frac{d\psi}{dt} \vec{K} + \frac{d\theta}{dt} \vec{j}' + \frac{d\phi}{dt} \vec{i} \quad (\text{B.I.1})$$

Da mesma figura, tem-se que:

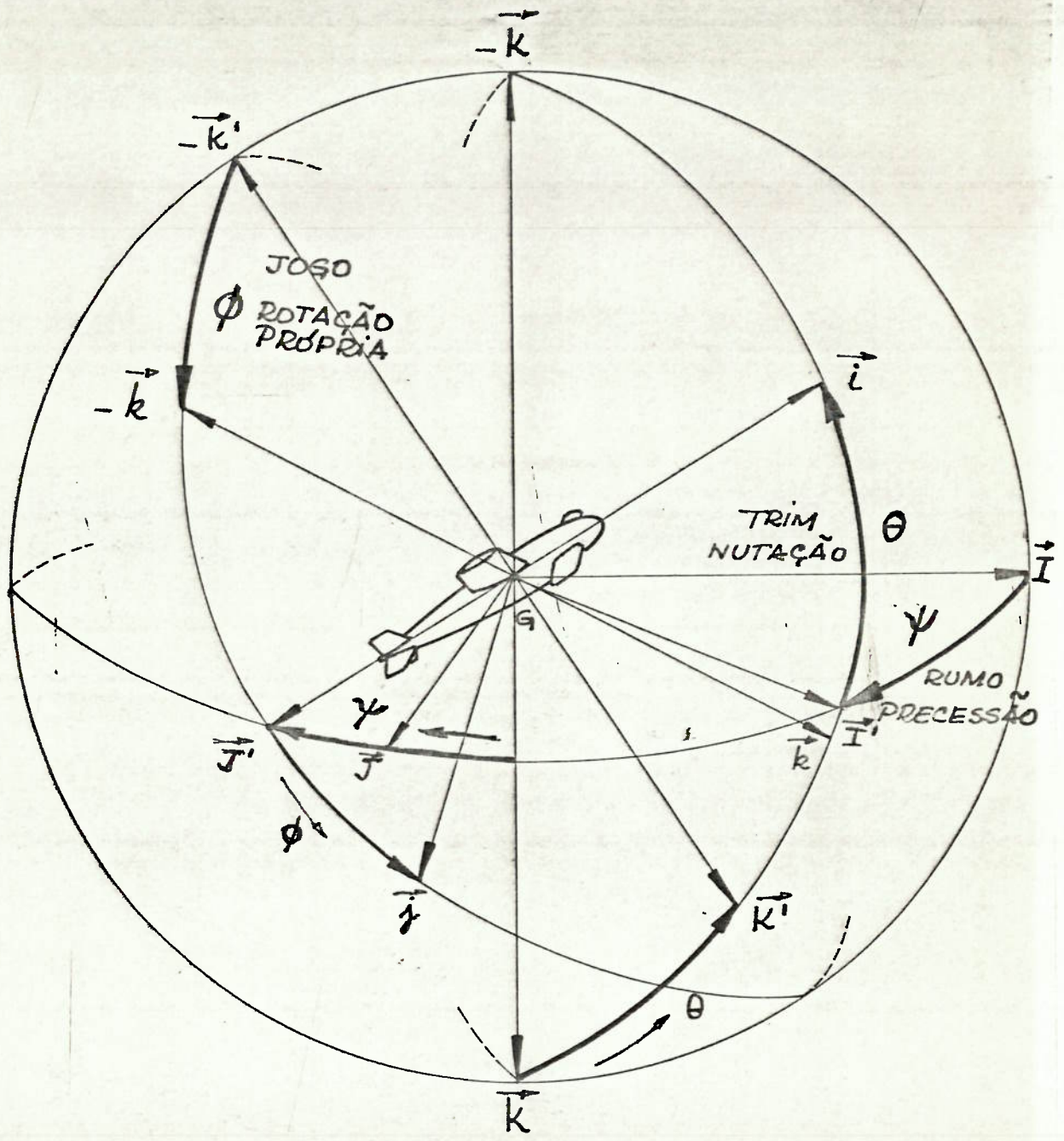
$$\vec{j}' = \cos\phi \vec{j} - \sin\phi \vec{k} \quad (\text{B.I.2})$$

$$\vec{k} = -\sin\theta \vec{i} + \cos\theta \vec{k}' \quad (\text{B.I.3})$$

$$\vec{k}' = \sin\phi \vec{j} + \cos\phi \vec{k} \quad (\text{B.I.4})$$

Portanto, de (B.I.3) e (B.I.4), tem-se:

$$\vec{k} = -\sin\theta \vec{i} + \cos\theta \sin\phi \vec{j} + \cos\theta \cos\phi \vec{k} \quad (\text{B.I.5})$$



ANALOGIA COM OS ÂNGULOS DE EULER  
FIGURA B.2

Substituindo (B.I.2) e (B.I.5) em (B.I.1), tem-se:

$$\vec{\Omega} = \frac{d\psi}{dt}(-\text{sen}\theta \vec{i} + \text{cos}\theta \text{sen}\phi \vec{j} + \text{cos}\theta \text{cos}\phi \vec{k}) + \frac{d\theta}{dt} \times (\text{cos}\phi \vec{j} - \text{sen}\phi \vec{k}) + \frac{d\phi}{dt} \vec{i}$$

Ordenando os versores:

$$\vec{\Omega} = \left(-\text{sen}\theta \frac{d\psi}{dt} + \frac{d\phi}{dt}\right) \vec{i} + \left(\text{cos}\theta \text{sen}\phi \frac{d\psi}{dt} + \text{cos}\phi \frac{d\theta}{dt}\right) \vec{j} + \left(\text{cos}\theta \text{cos}\phi \frac{d\psi}{dt} - \text{sen}\phi \frac{d\theta}{dt}\right) \vec{k}$$

Sendo, de outra forma:

$$\vec{\Omega} = p \vec{i} + q \vec{j} + r \vec{k}, \text{ tem-se:}$$

$$\left[ \begin{array}{l} p = -\text{sen}\theta \frac{d\psi}{dt} + \frac{d\phi}{dt} \\ q = \text{cos}\theta \text{sen}\phi \frac{d\psi}{dt} + \text{cos}\phi \frac{d\theta}{dt} \\ r = \text{cos}\theta \text{cos}\phi \frac{d\psi}{dt} - \text{sen}\phi \frac{d\theta}{dt} \end{array} \right. \quad (\text{B.I.6})$$

II - EXPRESSÕES DO MOMENTO CINÉTICO RELATIVAS A EIXOS QUAISQUER

Suponha-se um corpo rígido, com centro de gravidade em G, sendo sua rotação instantânea dada por:

$$\vec{\omega} = w_1 \vec{u}_1 + w_2 \vec{u}_2 + w_3 \vec{u}_3 \quad (\text{B.II.1})$$

sendo  $\vec{u}_1$ ,  $\vec{u}_2$  e  $\vec{u}_3$  os versores dos eixos quaisquer escolhidos com origem no ponto 0.

O momento cinético em relação ao ponto 0 será dado por:

$$\vec{H}_0 = \sum \vec{r} \wedge m \vec{v}, \quad (\text{B.II.2})$$

sendo  $\vec{r}$  o vetor posição do ponto material de massa m relativamente ao ponto 0:

$$\vec{r} = x_1 \vec{u}_1 + x_2 \vec{u}_2 + x_3 \vec{u}_3 \quad (\text{B.II.3})$$

A velocidade  $\vec{v}$  de qualquer ponto material pode ser expressa por:

$$\vec{v} = \vec{v}_0 + \vec{\omega} \wedge \vec{r}$$

Portanto:

$$\vec{H}_O = \sum \vec{r} \wedge m (\vec{v}_O + \vec{w} \wedge \vec{r})$$

Como a massa é escalar,

$$\vec{H}_O = \sum m [\vec{r} \wedge (\vec{v}_O + \vec{w} \wedge \vec{r})]$$

$$\vec{H}_O = \sum m [\vec{r} \wedge \vec{v}_O + \vec{r} \wedge (\vec{w} \wedge \vec{r})]$$

Empregando a fórmula de expulsão:

$$\vec{H}_O = \sum m \vec{r} \wedge \vec{v}_O + \sum m [(\vec{r} \cdot \vec{r})\vec{w} - (\vec{r} \cdot \vec{w})\vec{r}]$$

Sendo  $M$  a massa total e  $\vec{r}_G$  o vetor posição do centro de gravidade do corpo:

$$\vec{H}_O = M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + \sum m [r^2\vec{w} - (\vec{w} \cdot \vec{r})\vec{r}]$$

Empregando (B.II.3):

$$\begin{aligned} \vec{H}_O = M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + \sum m [(x_1^2 + x_2^2 + x_3^2) \cdot (w_1\vec{u}_1 + w_2\vec{u}_2 + \\ + w_3\vec{u}_3) - (w_1x_1 + w_2x_2 + w_3x_3) \cdot (x_1\vec{u}_1 + x_2\vec{u}_2 + \\ + x_3\vec{u}_3)] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \vec{H}_O = & M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + \Sigma m [(x_2^2+x_3^2)w_1 - x_1x_2w_2 - \\
 & - x_1x_3w_3]\vec{u}_1 + [-x_2x_1w_1 + (x_3^2+x_1^2)w_2 - \\
 & - x_3x_2w_3]\vec{u}_2 + [-x_3x_1w_1 - x_2x_3w_2]\vec{u}_2 + \\
 & + (x_1^2+x_2^2)w_3]\vec{u}_3
 \end{aligned}$$

Como as somatórias acima se referem a um determinado instante, as componentes da rotação instantânea,  $w_1$ ,  $w_2$  e  $w_3$ , são as mesmas para todos os pontos materiais e podem ser postas em evidência, resultando:

$$\begin{aligned}
 \vec{H}_O = & M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + [w_1 \Sigma m(x_2^2+x_3^2) - w_2 \Sigma m x_1x_2 - \\
 & - w_3 \Sigma m x_1x_3]\vec{u}_1 + [-w_1 \Sigma m x_2x_1 + w_2 \cdot \\
 & \cdot \Sigma m(x_3^2+x_1^2) - w_3 \Sigma m x_2x_3]\vec{u}_2 + [-w_1 \cdot \\
 & \cdot \Sigma m x_3x_1 - w_2 \Sigma m x_3x_2 + w_3 \Sigma m (x_1^2+x_2^2)]\vec{u}_3
 \end{aligned}$$

No entanto, por definição, tem-se:

$$I_{11} = \Sigma m(x_2^2 + x_3^2)$$

$$I_{12} = \Sigma m x_1 x_2$$



$$I_{13} = \Sigma m x_1 x_3$$

$$I_{22} = \Sigma m(x_1^2 + x_3^2)$$

$$I_{23} = \Sigma m x_2 x_2$$

$$I_{33} = \Sigma m(x_1^2 + x_2^2)$$

Substituindo em (B.II.4), tem-se:

$$\begin{aligned} \vec{H}_O = M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + (I_{11}w_1 - I_{12}w_2 - I_{13}w_3)\vec{u}_1 + \\ + (-I_{12}w_2 + I_{22}w_2 - I_{23}w_3)\vec{u}_2 + (-I_{31}w_1 + \\ - I_{32}w_2 + I_{33}w_3)\vec{u}_3 \end{aligned} \quad (B.II.5)$$

No caso de serem escolhidos eixos paralelos aos eixos principais de inércia, os produtos de inércia serão dados nulos, e tem-se:

$$\vec{H}_O = M\vec{r}_G \wedge \vec{v}_O + I_{11}w_1\vec{u}_1 + I_{22}w_2\vec{u}_2 + I_{33}w_3\vec{u}_3 \quad (B.II.6)$$

No caso dos eixos estarem no centro de gravidade, tem-se:

$$\vec{H}_G = \begin{vmatrix} I'_{11} & -I'_{12} & -I'_{13} \\ -I'_{21} & I'_{22} & -I'_{23} \\ -I'_{31} & -I'_{32} & I'_{33} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \end{vmatrix} \quad (B.II.7)$$

Essa última expressão é a mais importante, pois a Lei de Newton se refere ao momento cinético relativo ao centro de gravidade.

Pode-se, finalmente, expressar o momento cinético ainda em relação ao centro de gravidade, porém com medidas de seus momentos de inércia em relação a sistemas de eixos passando por origem fora do centro de gravidade, e paralelos aos anteriores.

Nesse caso, sendo  $(x_G, y_G, z_G)$  as coordenadas do centro de gravidade, tem-se:

$$I'_{11} = I_{11} - M(y_G^2 + z_G^2)$$

$$I'_{22} = I_{22} - M(x_G^2 + z_G^2)$$

$$I'_{33} = I_{33} - M(x_G^2 + y_G^2)$$

$$I'_{12} = I_{12} - M x_G y_G$$

$$I'_{13} = I_{13} - M x_G z_G$$

A expressão (B.II.7) fica sendo:

$$\vec{H}_G = \begin{vmatrix} I_{11} - M(y_G^2 + z_G^2) & -I_{12} + M x_G y_G & -I_{13} + M x_G z_G \\ -I_{12} + M x_G y_G & I_{22} - M(x_G^2 + z_G^2) & -I_{23} + M y_G z_G \\ -I_{13} + M x_G z_G & -I_{23} + M y_G z_G & I_{33} - M(x_G^2 + y_G^2) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} w_1 \\ w_2 \\ w_3 \end{vmatrix} \quad (\text{B.II.8})$$

No caso dos eixos  $\vec{u}_1$ ,  $\vec{u}_2$  e  $\vec{u}_3$  serem eixos principais de inércia, os produtos de inércia  $I'_{12}$ ,  $I'_{13}$  e  $I'_{23}$  serão nulos, e tem-se:

$$\begin{aligned} \vec{H}_G &= (I_{11}w_1)\vec{u}_1 + (I_{22}w_2)\vec{u}_2 + (I_{33}w_3)\vec{u}_3 - \\ &- M\{[(y_G^2+z_G^2)w_1]\vec{u}_1 + [(x_G^2+z_G^2)w_2]\vec{u}_2 + \\ &+ [(x_G^2+y_G^2)w_3]\vec{u}_3\} \end{aligned} \quad (\text{B.II.9})$$

A expressão (B.II.9) pode ainda ser escrita como:

$$\begin{aligned} \vec{H}_G &= I_{11}w_1\vec{u}_1 + I_{22}w_2\vec{u}_2 + I_{33}w_3\vec{u}_3 - M\vec{r}_G \wedge (\vec{w} \wedge \vec{r}_G) + \\ &+ M[(x_G y_G w_2 + x_G z_G w_3)\vec{u}_1 + (x_G y_G w_1 + \\ &+ y_G z_G w_3)\vec{u}_2 + (x_G z_G w_1 + y_G z_G w_2)\vec{u}_3] \end{aligned} \quad (\text{B.II.10})$$

o que pode ser verificado pelo desenvolvimento de:

$$\vec{r}_G \wedge (\vec{w} \wedge \vec{r}_G) = \begin{vmatrix} \vec{u}_1 & \vec{u}_2 & \vec{u}_3 \\ x_G & y_G & z_G \\ (w_2 z_G - w_3 y_G) & (w_3 x_G - w_1 z_G) & (w_1 y_G - w_2 x_G) \end{vmatrix} \quad (\text{B.II.11})$$

III - DESENVOLVIMENTO ALGÉBRICO DAS LEIS DE NEWTON COM A ORIGEM DO SISTEMA DE REFERÊNCIA FORA DO CENTRO DE GRAVIDADE DO CORPO

A) Forças

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

onde:  $\vec{U}_G = \vec{U}_O + (\vec{\omega} \wedge \vec{r}_G)$

sendo:

$$\left\{ \begin{array}{l} \vec{U}_O = u \vec{i} + v \vec{j} + w \vec{k} \\ \vec{\omega} = p \vec{i} + q \vec{j} + r \vec{k} \\ \vec{r}_G = x_G \vec{i} + y_G \vec{j} + z_G \vec{k} \end{array} \right.$$

Portanto:

$$\vec{\omega} \wedge \vec{r}_G = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ p & q & r \\ x_G & y_G & z_G \end{vmatrix} =$$

$$= (qz_G - ry_G) \vec{i} + (rx_G - pz_G) \vec{j} + (py_G - qx_G) \vec{k}$$

Logo

$$\vec{U}_G = (u + qz_G - ry_G)\vec{i} + (v + rx_G - pz_G)\vec{j} + (w + py_G - qx_G)\vec{k}$$

Chamando:

$$\vec{U}_G = U_x\vec{i} + U_y\vec{j} + U_z\vec{k}$$

onde:

$$\begin{cases} U_x = u + qz_G - ry_G \\ U_y = v + rx_G - pz_G \\ U_z = w + py_G - qx_G \end{cases} \quad (\text{B.III.1})$$

Chega-se a:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \vec{U}_G &= \frac{d}{dt} U_x\vec{i} + \frac{d}{dt} U_y\vec{j} + \frac{d}{dt} U_z\vec{k} + \\ &+ U_x \frac{d}{dt} \vec{i} + U_y \frac{d}{dt} \vec{j} + U_z \frac{d}{dt} \vec{k} \end{aligned} \quad (\text{B.III.2})$$

Como:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \vec{i} = \vec{\Omega} \wedge \vec{i} = r\vec{j} - q\vec{k} \\ \frac{d}{dt} \vec{j} = \vec{\Omega} \wedge \vec{j} = -r\vec{i} + p\vec{k} \\ \frac{d}{dt} \vec{k} = \vec{\Omega} \wedge \vec{k} = q\vec{i} - p\vec{j} \end{cases} \quad (\text{B.III.3})$$

$$\left[ \begin{array}{l} \frac{d}{dt} U_x = \dot{u} + qw + \dot{q}z_G - rv - \dot{r}y_G \\ \frac{d}{dt} U_y = \dot{v} + ru + \dot{r}x_G - pw - \dot{p}z_G \\ \frac{d}{dt} U_z = \dot{w} + pv + \dot{p}y_G - qu - \dot{q}x_G \end{array} \right. \quad (\text{B.III.4})$$

Substituindo-se (B.III.1), (B.III.3) e (B.III.4) em (B.III.2) tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \vec{U}_G = & [(\dot{u} + qw + \dot{q}z_G - rv - \dot{r}y_G)\vec{i} + \\ & + (\dot{v} + ru + \dot{r}x_G - pw - \dot{p}z_G)\vec{j} + \\ & + (\dot{w} + pv + \dot{p}y_G - qu - \dot{q}x_G)\vec{k} + \\ & + (u + qz_G - ry_G) * (r\vec{j} - q\vec{k}) + \\ & + (v + rx_G - pz_G) * (p\vec{k} - r\vec{i}) + \\ & + (w + py_G - qx_G) * (q\vec{i} - p\vec{j})] \end{aligned} \quad (\text{B.III.5})$$

Executando as operações indicadas e reagrupando o resultado final segundo os versores  $\vec{i}$ ,  $\vec{j}$  e  $\vec{k}$  chega-se a:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \vec{U}_G = & [\dot{u} + wq - vr - x_G(q^2 + r^2) + y_G(pq - \dot{r}) + z_G(pr + \dot{q})]\vec{i} + \\ & + [\dot{v} + ur - pw + x_G(pq + \dot{r}) - y_G(p^2 + r^2) + z_G(qr - \dot{p})]\vec{j} + \\ & + [\dot{w} + vp - uq + x_G(pr - \dot{q}) + y_G(qr - \dot{p}) - z_G(p^2 + q^2)]\vec{k} \end{aligned}$$

Lembrando que:

$$\vec{F} = m * \frac{d}{dt} \vec{U}_G$$

e que

$$\vec{F} = X\vec{i} + Y\vec{j} + Z\vec{k}$$

Chega-se a:

$$\begin{cases} X = m[\dot{u} + wq - vr - x_G(q^2 + r^2) + y_G(pq - \dot{r}) + z_G(pr + \dot{q})] \\ Y = m[\dot{v} + ur - pw + x_G(pq + \dot{r}) - y_G(p^2 + r^2) + z_G(qr - \dot{p})] \\ Z = m[\dot{w} + vp - uq + x_G(pr - \dot{q}) + y_G(qr - \dot{p}) - z_G(p^2 + q^2)] \end{cases}$$

B) Momentos

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

De acordo com a expressão (3.3.5) do Capítulo 3 sabe-se que:

$$\vec{M}_O = \vec{M}_G + (\vec{r}_G \wedge \vec{F})$$

onde:

$$\begin{cases} \vec{F} = m * \frac{d}{dt} (\vec{U}_O + \vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G) \\ \vec{M}_G = \frac{d}{dt} (\vec{H}_G) \\ \vec{H}_G = I_x p \vec{i} + I_y q \vec{j} + I_z r \vec{k} - m \vec{r}_G \wedge (\vec{\Omega} \wedge \vec{r}_G) \end{cases}$$

Portanto:

$$\begin{aligned} \vec{M}_O = & \frac{d}{dt} [I_x p \vec{i} + I_y q \vec{j} + I_z r \vec{k} - m * \vec{r}_G (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G)] + \\ & + \vec{r}_G \wedge [m * \frac{d}{dt} (\vec{U}_O + \dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G)] \end{aligned}$$

ou seja:

$$\begin{aligned} \vec{M}_O = & \frac{d}{dt} [I_x p \vec{i} + I_y q \vec{j} + I_z r \vec{k}] - m \dot{\vec{r}}_G \wedge (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) - \\ & - m \vec{r}_G \wedge \frac{d}{dt} (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) + m \vec{r}_G \wedge \frac{d}{dt} \vec{U}_O + \\ & + m \vec{r}_G \wedge \frac{d}{dt} (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) \end{aligned} \quad (\text{B.III.6})$$

Como  $\vec{r}_G$  é um vetor de módulo constante, já que, por hipótese adotada, a massa do submarino não varia sabe-se que:

$$\dot{\vec{r}}_G = \dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G$$

Portanto, por ser um produto de vetores de mesma direção, tem-se:

$$\dot{\vec{r}}_G \wedge (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) = (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) \wedge (\dot{\vec{\Omega}} \wedge \vec{r}_G) = 0 \quad (\text{B.III.7})$$

Baseado em (B.III.7) a expressão (B.III.6) fica:

$$\vec{M}_O = \frac{d}{dt} [I_x p \vec{i} + I_y q \vec{j} + I_z r \vec{k}] + m * \vec{r}_G \wedge \frac{d}{dt} \vec{U}_O \quad (\text{B.III.8})$$



Sabendo-se que:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} [I_x p \vec{i} + I_y q \vec{j} + I_z r \vec{k}] &= \\ &= [I_x \dot{p} + (I_z - I_y) q r] \vec{i} + [I_y \dot{q} + (I_x - I_z) p r] \vec{j} + \\ &\quad + [I_z \dot{r} + (I_y - I_x) p q] \vec{k} \end{aligned} \quad (\text{B.III.9})$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \vec{U}_o &= \frac{d}{dt} (u \vec{i} + v \vec{j} + w \vec{k}) = \dot{\vec{U}}_o = \\ &= (\dot{u} + q w - r v) \vec{i} + (\dot{v} + u r - p w) \vec{j} + (\dot{w} + p v - q u) \vec{k} \end{aligned} \quad (\text{B.III.10})$$

Sabê-se que:

$$\vec{r}_G \wedge \dot{\vec{U}}_o = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ x_G & y_G & z_G \\ (\dot{u} + q w - r v) & (\dot{v} + u r - p w) & (\dot{w} + p v - q u) \end{vmatrix}$$

Portanto:

$$\begin{aligned} \vec{r}_G \wedge \dot{\vec{U}}_o &= [y_G (\dot{w} + p v - q u) - z_G (\dot{v} + u r - p w)] \vec{i} + \\ &\quad + [z_G (\dot{u} + q w - r v) - x_G (\dot{w} + p v - q u)] \vec{j} + \\ &\quad + [x_G (\dot{v} + u r - p w) - y_G (\dot{u} + q w - r v)] \vec{k} \end{aligned} \quad (\text{B.III.11})$$

Substituindo (B.III.9) e (B.III.11) em (B.III.8), reagrupando segundo os versores  $\vec{i}$ ,  $\vec{j}$  e  $\vec{k}$ ; e levando em

conta que:

$$\vec{M}_O = K\vec{i} + M\vec{j} + N\vec{k} ,$$

chega-se a:

$$\left[ \begin{array}{l} K = I_x \dot{p} + (I_z - I_y)qr + m[y_G(\dot{w} + pv - qu) - z_G(\dot{v} + ur - pw)] \\ M = I_y \dot{q} + (I_x - I_z)pr + m[z_G(\dot{u} + qw - rv) - x_G(\dot{w} + pv - qu)] \\ N = I_z \dot{r} + (I_y - I_x)pq + m[x_G(\dot{v} + ur - pw) - y_G(\dot{u} + qw - rv)] \end{array} \right. \quad (\text{B.III.12})$$

APÊNDICE C

LISTAGEM DO PROGRAMA SUBMAN

S U B M A N O N D I S K  
= = = = =

```

INTEGER PLANG
REAL M,M2,MZ,K1,K2,KL,M1Z,NVC,NRC,NRPTC,MWC,MQC,MQPTC,NVLV,MVVE,NV
CF,NVFLV,NVPVE,NVPTF,NRLV,NRVE,NRF,NRPLV,NRPVE,NRPTF,NDELV,MHV,MKH
CR,MWF,MhFHV,MhPHR,MKPTF,MQHV,MQHR,MQF,MOPHV,MOPHR,MOPTF,MDELB,MDEL
CS,NV,NVPI,NR,NRPT,MW,MWPT,MO,MQPT,MIY,MU,MKN(2000,4)
COMMON A(3,3),CI(24),DEL(3),BVG(3),RBG(3),ESG(3),PLANO,D3
DIMENSION G(3,3),H(3,3),GINV(3,3),B(3),Y(7),YPT(7),SC(3),WK(7),C(24
C),WC(9),XI(2000),Y4(2000),Y5(2000),Y6(2000),DELV(2000),DELE(2000)
C,DELS(2000),ITITLE(144),RANGE(4),IMAG4(5151),ICHR(4),BV(3),BB(3),
CBS(3),DELI(3),DELMAN(3),AUXG(3,3)
DIMENSION SP(3),SHP(3),DSP(2),DRT(2),RTS(3)
DATA G,H,A,B,BV,BB,BS,DEL,DELI,DELMAN/48*0.0/
EXTERNAL EQS

C LEITURA DAS CARACTERISTICAS GERAIS DO SUBMARINO
C
C READ(5,1000)FO,D,COMP,SM,M,M2,CP,K1,K2,KL,XG,XP,XFLV,XFLHV,XFLHR,X
CFVE,SPLV,SPLFV,SPLHR,SPVE,ALV,ALHV,ALHR,AVE,BLV,BLHV,BLHR,BVE,NLV,
CWLHV,WLHR,WVE,MIZ,MIY,Z3,ZU,MU

C LEITURA DO PLANG E DO INDICADOR DA MANOBRA
C
C READ(5,900)PLANO,IM
C 900 FORMAT(2I5)

C LEITURA DAS CONDICoes INICIAIS E DE EQUILIBRIO DO PROBLEMA
C
C READ(5,1000)(CI(J),J=1,24)
C 1000 FORMAT(7F10.0)
C PI=3.141592654
C VELOC=CI(1)

```

```

00000300
00000400
00000500
00000600
00000700
00000800
00000900
00001000
00001100
00001200
00001300
00001400
00001500
00001600
00001700
00001800
00001900
00002000
00002100
00002200
00002300
00002400
00002500
00002600
00002700
00002800
00002900
00003000
00003100
00003200
00003300

```

```

00003400
00003500
00003600
00003700
00003800
00003900
00004000
00004100
00004200
00004300
00004400
00004500
00004600
00004700
00004800
00004900
00005000
00005100
00005200
00005300
00005400
00005500
00005600
00005700
00005800
00005900
00006000
00006100
00006200
00006300
00006400
00006500
00006600
00006700
00006800
00006900
00007000

C      CALCULO DE RT, XU E XUPT
C
C      1040  READ(5,1040)(SP(I), I=1,3), (SHP(J), J=1,3)
          FORMAT(6F10.0)
          RTS(1)=(.6*.7457*SHP(1))/(.5144*SP(1))
          RTS(2)=(.6*.7457*SHP(2))/(.5144*SP(2))
          RTS(3)=(.6*.7457*SHP(3))/(.5144*SP(3))
          RT=RTS(2)
          DSP(1)=.5144*(SP(2)-SP(1))
          DSP(2)=.5144*(SP(3)-SP(2))
          DSPM=(DSP(1)+DSP(2))/2.
          DRT(1)=RTS(2)-RTS(1)
          DRT(2)=RTS(3)-RTS(2)
          DRIM=(DRT(1)+DRT(2))/2.
          XU=- (DRTM/DSPM)
          XUPT=-K1*M
          IF(SP(2)-8.)1,1,2
1  IV=-1
   GO TO 3
2  IV=+1
3  CONTINUE

C      CALCULO DAS DERIVADAS HIDRODINAMICAS DO CASCO SEM APENDICES
C
C      NO FLANG HORIZONTAL
C
          A1=RO*PI*D*D/2.
          A2=CCMP*D/SM
          YVC=- (.74*(A1*VELOC+A2*RT/VELOC))
          YVPTC=-M2
          NVC=(YVC*XP)-(M2-K1*M)*VELOC
          YRC=(YVC*XP)-(K1*M*VELOC)
          MZ=KL/K2*M2
          NRC=(YVC*COMF*(CP/2.))*2)-(MZ*XG*VELOC)
          NRPTC=- (.8*MIZ)
C

```

```

00007100
00007200
00007300
00007400
00007500
00007600
00007700
00007800
00007900
00008000
00008100
00008200
00008300
00008400
00008500
00008600
00008700
00008800
00008900
00009000
00009100
00009200
00009300
00009400
00009500
00009600
00009700
00009800
00009900
00010000
00010100
00010200
00010300
00010400
00010500
00010600
00010700
00010800

C NO PLANO VERTICAL
C
  ZWC=YVC
  ZWPTC=YVPTC
  MWC=NVC
  ZGC=YRC
  MQC=NRC
  MQPTC=NRPTC

C
C  CALCULO DAS DERIVADAS HIDRODINAMICAS DOS APENDICES
C
C NO PLANO HORIZONTAL
C
  A3=COS(WLV)
  A4=(1.8*PI*ALV)/(A3*SORT(ALV**2/A3**4+4.))+1.8)
  YVLV=-((RO*SPLV*A4*VELOC/2.)
  YVPLV=-((RO*PI*BLV*SPLV/(SORT(ALV**2+1.))))
  A5=COS(WVE)
  A6=(1.8*PI*AVE)/(A5*SORT(AVE**2/A5**4+4.))+1.8)
  YVVE=-((RO*SPVE*A6*VELOC/2.)
  YVPVE=-((RO*PI*BVE*SPVE/(SORT(AVE**2+1.))))
  YVF=YVLV+YVVE
  YVPTF=YVPLV+YVPVE
  NVLV=XFLV*YVLV
  NVVE=XFVE*YVVE
  NVF=NVLV+NVVE
  NVPLV=XFLV*YVPLV
  NVPVE=XFVE*YVPVE
  NVPTF=NVPVPLV+NVVPVE
  YRLV=NVLV
  YRVE=NVVE
  YRPLV=NVPVPLV
  YRPVE=NVPVE
  YRF=NVF
  YRPTF=NVPTF
  NRLV=XFLV*NVLV
  NRVE=XFVE*NVVE
  NRF=NRLV+NRVE

```

00010900  
 00011000  
 00011100  
 00011200  
 00011300  
 00011400  
 00011500  
 00011600  
 00011700  
 00011800  
 00011900  
 00012000  
 00012100  
 00012200  
 00012300  
 00012400  
 00012500  
 00012600  
 00012700  
 00012800  
 00012900  
 00013000  
 00013100  
 00013200  
 00013300  
 00013400  
 00013500  
 00013600  
 00013700  
 00013800  
 00013900  
 00014000  
 00014100  
 00014200  
 00014300  
 00014400  
 00014500  
 00014600

NRPLV=XFLV\*NVPLV  
 NRPVE=XFVE\*NVPVE  
 NRPTF=NRPLV+ARPVE  
 FTRV=1.25  
 YDELV=- (YVLV\*FTRV)  
 NOELV=XFLV\*YDELV\*FTRV

C NO PLANC VERTICAL  
 C  
 C

B1=CCS(WLHV)  
 B2=(1.8\*PI\*AL4V)/(B1\*SQR T(ALHV\*\*2/B1\*\*4+4.))+1.8)  
 ZWHV=- (RO\*SPLHV\*B2\*VELD:/2.)  
 ZWPHV=- (RO\*PI\*DLHV\*SPLHV / (SQR T(ALHV\*\*2+1.)))  
 B3=CCS(WLHR)  
 B4=(1.6\*FI\*ALHR)/(B3\*SQR T(ALHR\*\*2/B3\*\*4+4.))+1.8)  
 ZWHR=- (RO\*SPLHR\*B4\*VELD:/2.)  
 ZWPHR=- (RO\*PI\*DLHR\*SPLHR / (SQR T(ALHR\*\*2+1.)))  
 ZWF=ZWHV+ZWHR  
 ZWPTF=ZWPHV+ZWPHR  
 MWHV=XFLHV\*ZWHV  
 MWHR=XFLHR\*ZWHR  
 MWF=MWHV+MWHR  
 MWPHV=XFLHV\*ZWPHV  
 MWPHF=XFLHR\*ZWPHR  
 MWPTF=MWPHV+MWPHR  
 ZOHV=MWHV  
 ZOHR=MWHR  
 ZOF=MWF  
 ZOPHV=MWPHV  
 ZOPHR=MWPHR  
 ZOPTF=MWPTF  
 MOHV=XFLHV\*ZOHV  
 MOHR=XFLHR\*ZOHR  
 MOF=MOHV+MOHR  
 MOPHV=XFLHV\*ZOPHV  
 MOPHR=XFLHR\*ZOPHR  
 MOPTF=MOPHV+MOPHR  
 FIRH=1.5

00014700  
 00014800  
 00014900  
 00015000  
 00015100  
 00015200  
 00015300  
 00015400  
 00015500  
 00015600  
 00015700  
 00015800  
 00015900  
 00016000  
 00016100  
 00016200  
 00016300  
 00016400  
 00016500  
 00016600  
 00016700  
 00016800  
 00016900  
 00017000

ZDELB=-(ZWHV\*FTRH)  
 MDELE=XFLHV\*ZDELB\*FTRH  
 ZDELS=-(ZWHR\*FTRH)  
 MDELS=XFLHR\*ZDELS\*FTRH

C  
 C CALCULO DAS DERIVADAS HIDRODINAMICAS DO CASCO MAIS APENDICES  
 C

YV=YVC+YVF  
 YVPT=YVPTC+YVPTF  
 NV=NVC+NVF  
 NVPT=NVPTF  
 YR=YRC+YRF  
 YRPT=YRPTF  
 NR=NRC+NRF  
 NRPT=NRPTC+NRPTF  
 ZW=ZWC+ZWF  
 ZWPT=ZWPTC+ZWPTF  
 MW=MMC+MWF  
 MWPT=MWPTF  
 ZQ=ZQC+ZQF  
 ZQPT=ZQPTF  
 MQ=MQC+MQF  
 MQPT=MQPTC+MQPTF  
 WRITE(6,1050)

1050 FORMAT(1H0,T18,8DERIVADAS HIDRODINAMICAS0, //1H0,T8,8XU0,T21,8XUFT  
 C0,I37,8YV0,T51,8YVPT0)  
 WRITE(6,1060)XU,XUPT,YV,YVPT  
 1060 FORMAT(5X,F6.2,8X,F6.2,8X,F8.2,7X,F8.2)  
 WRITE(6,1070)  
 1070 FORMAT(1H0,T8,8NV0,T21,8NVPT0,T37,8YR0,T51,8YRPT0)  
 WRITE(6,1080)NV,NVPT,YR,YRPT  
 1080 FORMAT(2X,F9.2,8X,F6.2,7X,F7.2,9X,F6.2)  
 WRITE(6,1090)  
 1090 FORMAT(1H0,T8,8NR0,T21,8NRPT0,T36,8YDELV0,T50,8NDELV0)  
 WRITE(6,1100)NR,NRPT,YDELV,NDELV  
 1100 FORMAT(4X,F10.2,2X,F11.2,7X,F6.2,7X,F8.2)  
 WRITE(6,1110)  
 1110 FORMAT(1H0,T8,87W0,T21,87WPT0,T37,8MW0,T51,8MWPT0)

00017100  
 00017200  
 00017300  
 00017400  
 00017500  
 00017600  
 00017700  
 00017800  
 00017900  
 00018000  
 00018100  
 00018200  
 00018300  
 00018400



```

00018500
00018600
00018700
00018800
00018900
00019000
00019100
00019200
00019300
00019400
00019500
00019600
00019700
00019800
00019900
00020000
00020100
00020200
00020300
00020400
00020500
00020600
00020700
00020800
00020900
00021000
00021100
00021200
00021300
00021400
00021500
00021600
00021700
00021800
00021900
00022000
00022100
00022200

WRITE(6,1120)ZM,ZWPT,MW,MWPT
1120 FORMAT(5X,F7.2,6X,F8.2,5X,F9.2,8X,F6.2)
WRITE(6,1130)
1130 FORMAT(1H0,T8,0Z00,T21,0Z0PT6,T37,0MQ0,T51,0MQPT0)
WRITE(6,1140)7Q,Z0PT,M0,M0PT
1140 FORMAT(5X,F7.2,7X,F6.2,7X,F10.2,5X,F11.2)
WRITE(6,1150)
1150 FCRMAT(1H0,T7,070ELB0,T21,0MDEL80,T36,0ZDELS0,T50,0MDELS0)
WRITE(6,1160)ZDELB,MDELB,ZDELS,MDELS
1160 FCRMAT(6X,F5.2,8X,F7.2,9X,F5.2,7X,F8.2)

C ESTABILIDADE DO MODELO MATEMATICO
C NO PLANO HORIZONTAL
ALF=(YVFI-M)*(NRPT-MIZ)-(YRPT-(M*XG))*(NVP7-(M*XG))
BEL=(YVPT-M)*(NR-(M*XG*VELOC))+YV*(NRPT-MIZ)-NV*(YRPT-(M*XG))-(NVP
HT-(M*XG))*(YR-(M*VELOC))
CAS=YV*(NR-(M*XG*VELOC))-NV*(YR-(M*VELOC))
IF(ALF)7,7,4
4 IF(BEL)7,7,5
5 IF(CAS)7,7,6
6 WRITE(6,1170)
1170 FCRMAT(1H0,T10,00 SUBMARINO E ESTAVEL NO PLANO HORIZONTAL0)
GO TO 8
7 WRITE(6,1180)
1180 FCRMAT(1H0,T10,00 SUBMARINO E INSTAVEL NO PLANO HORIZONTAL0)
8 CONTINUE

C NO PLANO VERTICAL
ALG=(ZWPT-M)*(MQPT-MIY)-(Z0PT+(M*XG))*(MWPT+(M*XG))
BEG=(ZWPT-M)*(MQ-(M*XG*VELOC))+ZW*(MQPT-MIY)-MW*(Z0PT+(M*XG))-(MWP
HT*(M*XG))*(ZG+(M*VELOC))
CAG=ZW*(MQ-(M*XG*VELOC))-MW*(Z0+(M*VELOC))
IF(ALG)17,17,14
14 IF(BEG)17,17,15
15 IF(CAG)17,17,16

```

```

16 WRITE(6,1190)
1190 FORMAT(1F0,110,00 SUBMARINO E ESTAVEL NO PLANO VERTICAL 0)
    GO TO 18
17 WRITE(6,1195)
1195 FORMAT(1F0,110,00 SUBMARINO E INSTAVEL NO PLANO VERTICAL 0)
18 CONTINUE
C
C LEITURA DOS DADOS DA MANDRINA
C
    GO TO 10,20,30,40,50,56,57,IM
10 READ(5,1200)IL,TIM,DT,DELMAN(1),KTDD
1200 FORMAT(15,3F10.0,I5)
    PRINT*//,IL,TIM,DT,DELMAN(1)
    GO TO 59
20 READ(5,1400)IL,TIM,DT,DELMAN(1),DELR,KTDD
1400 FORMAT(15,4F10.0,I5)
    PRINT*//,IL,TIM,DT,DELMAN(1),DELR
    GO TO 59
30 READ(5,1600)IL,TIM,DT,DELMAN(2),DELMAN(3),TRIMAN,KTDD
1600 FORMAT(15,5F10.0,I5)
    PRINT*//,IL,TIM,DT,DELMAN(2),DELMAN(3),TRIMAN
    GO TO 59
40 READ(5,1600)IL,TIM,DT,DELMAN(2),DELMAN(3),CTRIM,KTDD
    PRINT*//,IL,TIM,DT,DELMAN(2),DELMAN(3),CTRIM
    GO TO 59
50 READ(5,1800)IL,TIM,DT,KTDD
1800 FORMAT(2F10.0,I5)
    PRINT*//,TIM,DT
    GO TO 59
56 READ(5,1900)IL,TIM,DT,ZD,TETAD,KTDD
1900 FORMAT(15,4F10.0,I5)
    PRINT*//,IL,TIM,DT,ZD,TETAD
    GO TO 59
57 READ(5,1200)IL,TIM,DT,RD,KTDD
    PRINT*//,IL,TIM,DT,RD
59 CONTINUE
DELI(1)=CI(13)
DELI(2)=CI(14)
DELI(3)=CI(15)
00023300
00022400
00022500
00022600
00022700
00022800
00022900
00023000
00023100
00023200
00023300
00023400
00023500
00023600
00023700
00023800
00023900
00024000
00024100
00024200
00024300
00024400
00024500
00024600
00024700
00024800
00024900
00025000
00025100
00025200
00025300
00025400
00025500
00025600
00025700
00025800
00025900
00026000
00026100

```

```

KSACO=0
KALO=C
IF(PLANO)60,90,90
60 CONTINUE
C MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL
C MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL
C MONTAGEM DAS MAIRIZES G,H,3B E BS DA EQ. G*XP1=H*X+DELB*BB+DELS*BS
C SELECAO DAS CONDIC0ES INICIAIS DO PLANO VERTICAL
C
2400 WRITE(6,2400)
      FORMAT(1H0,T22,0MOVIMENTO NO PLANO VERTICAL0)
      G(1,1)=XUPT-M
      G(1,3)=- (M*ZG)
      G(2,2)=ZWPT-M
      G(2,3)=ZQPT+(M*XG)
      G(3,1)=G(1,3)
      G(3,2)=NWPT+(M*XG)
      G(3,3)=MOP1-M1Y
      H(1,1)=-XU
      H(2,1)=-ZU
      H(2,2)=-ZW
      H(2,3)=- (ZQ+(M*CI(1)))
      H(3,1)=-MU
      H(3,2)=-MW
      H(3,3)=- (MQ-(M*XG*CI(1)))
      BB(2)=-ZDELB
      BB(3)=-MDELB
      BS(2)=-ZDELS
      BS(3)=-MDELS
      Y(1)=CI(24)
      Y(2)=CI(3)
      Y(3)=CI(5)
      Y(4)=CI(23)
      Y(5)=CI(19)
      Y(6)=CI(21)
      IF(KSACO)80,80,70
00026200
00026300
00026400
00026500
00026600
00026700
00026800
00026900
00027000
00027100
00027200
00027300
00027400
00027500
00027600
00027700
00027800
00027900
00028000
00028100
00028200
00028300
00028400
00028500
00028600
00028700
00028800
00028900
00029000
00029100
00029200
00029300
00029400
00029500
00029600
00029700
00029800
00029900

```

00030000  
 00030100  
 00030200  
 00030300  
 00030400  
 00030500  
 00030600  
 00030700  
 00030800  
 00030900  
 00031000  
 00031100  
 00031200  
 00031300  
 00031400  
 00031500  
 00031600  
 00031700  
 00031800  
 00031900  
 00032000  
 00032100  
 00032200  
 00032300  
 00032400  
 00032500  
 00032600  
 00032700  
 00032800  
 00032900  
 00033000  
 00033100  
 00033200  
 00033300  
 00033400  
 00033500  
 00033600  
 00033700

```

70 PLANO=-1
80 GO TO 100
90 CONTINUE

C MOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL
C MONTAGEM DAS MATRIZES G,H E BV DA EQUACAO G*XPT=H*X+DELV*DV
C SELECAO DAS CONDICoes INICIAIS DO PLANO HORIZONTAL
C
WRITE(6,2600)
2600 FORMAT(1H0,T21,OMOVIMENTO NO PLANO HORIZONTAL0)
G(1,1)=XUPT-M
G(2,2)=YVPT-M
G(2,3)=YRPT-(M*XG)
G(3,2)=NVPT-(M*XG)
G(3,3)=NRPT-WIZ
H(1,1)=-XU
H(2,2)=-YV
H(2,3)=- (YR-(M*CI(1)))
H(3,2)=-NV
H(3,3)=- (NR-(M*XG*CI(1)))
BV(2)=-YDELV
BV(3)=-NDELV
Y(1)=CI(24)
Y(2)=CI(2)
Y(3)=CI(6)
Y(4)=CI(22)
Y(5)=CI(19)
Y(6)=CI(20)
100 CONTINUE

C CALCULO DA MATRIZ INVERSA DA MATRIZ G -"GINV"
C
CALL LGINF(G,3,3,C,0,GINV,3,S,WK,IER)
WRITE(6,2800)
2800 FORMAT(1H0,T29,OMATRIZ GINV0)
WRITE(6,3000)((GINV(I,J),J=1,3),I=1,3)

```

```

00033800
00033900
00034000
00034100
00034200
00034300
00034400
00034500
00034600
00034700
00034800
00034900
00035000
00035100
00035200
00035300
00035400
00035500
00035600
00035700
00035800
00035900
00036000
00036100
00036200
00036300
00036400
00036500
00036600
00036700
00036800
00036900
00037000
00037100
00037200
00037300
00037400
00037500

3000 FORMAT(3(9X,E9.3))
C
C CALCULO DA MATRIZ A --"A=GINV*H"
C
DO 110 I=1,3
DO 110 J=1,3
AUXG(I,J)=GINV(I,J)
110 CONTINUE
CALL VMULFF(AUXG,H,3,3,3,3,3,A,3,IER)
WRITE(6,3200)
3200 FORMAT(1H0,T30,OMATRIZ A0)
WRITE(6,3000)((A(I,J),J=1,3),I=1,3)
IF(PLANO)120,140,140
120 CONTINUE
C
C CALCULO DAS MATRIZES BEC=GINV*BB E BSG=GINV*BS
C
DO 130 I=1,3
DO 130 J=1,3
AUXG(I,J)=GINV(I,J)
130 CONTINUE
CALL VMULFF(AUXG,BB,3,3,1,3,3,BBG,3,IER)
WRITE(6,3400)
3400 FORMAT(1H0,T29,OMATRIZ BBG0)
WRITE(6,3600)((BBG(J),J=1,3)
3600 FORMAT(26X,E9.3)
CALL VMULFF(GINV,BS,3,3,1,3,3,BSG,3,IER)
WRITE(6,3800)
3800 FORMAT(1H0,T29,OMATRIZ BSG0)
WRITE(6,3600)((BSG(J),J=1,3)
GO TO 150
140 CONTINUE
C
C CALCULO DA MATRIZ BVG --"BVG=GINV*BV"
C
CALL VMULFF(GINV,BV,3,3,1,3,3,BVG,3,IER)
WRITE(6,4000)
4000 FORMAT(1H0,T28,OMATRIZ BVG0)

```

```

WRITE(6,3600)(BVG(J),J=1,3)
KSACO=KSACO+1
150 CONTINUE
C
C SOLUCAO DO SISTEMA DE EQUACOES DIFERENCIAIS
C
WRITE(6,4200)
4200 FORMAT(1H1,T24,OSOLUCAO DO PROBLEMAO,/,/1H0,T2,OTIEMPOO,T10,0Y(1)O,
C I20,0Y(2)O,T30,0Y(3)O,T40,0Y(4)O,T50,0Y(5)O,T60,0Y(6)O)
ICHAVE=-1
T=0.0
TD=1./DT
Y(7)=0.
ICHA(1)=0.0
ICHA(2)=0.0
ICHA(3)=0.0
ICHA(4)=0.0
ITITLE(1)=0
IF(PLANO)152,155,155
152 YFOUR=CI(23)
GO TO 158
155 YFOUR=CI(22)
C
C INICIO DO LACO DO QUE RESOLVE SISTEMA DE EQUACOES
C
158 DO 190 K=1,K100
TEND=FLOAT(K)/TD
XT(K)=FLOAT(K)/TD
IF(XICK)-TIM)170,160,160
C
C CALCULO DO ANGULO DE LEME DA MANDBRA
C
160 CALL LEMECIL,DT,DELI,DELMAN)
170 CALL DVERK(7,EQS,T,Y,TEND,.0001,1,C,7,H,IER)
IF(IND.LT.0.0R.IER.GT.0)GO TO 270
WRITE(6,4400)TEND,(Y(I),I=1,6)
4400 FORMAT(1X,F5.1,1X,6(E9.3,1X))

```

00037600  
00037700  
00037800  
00037900  
00038000  
00038100  
00038200  
00038300  
00038400  
00038500  
00038600  
00038700  
00038800  
00038900  
00039000  
00039100  
00039200  
00039300  
00039400  
00039500  
00039600  
00039700  
00039800  
00039900  
00040000  
00040100  
00040200  
00040300  
00040400  
00040500  
00040600  
00040700  
00040800  
00040900  
00041000  
00041100  
00041200

```

Y5(K)=Y(5)
Y6(K)=Y(6)
MAN(K,1)=DEL(1)
MAN(K,2)=DEL(2)
MAN(K,3)=DEL(3)
MAN(K,4)=YFCUR+Y(4)
DELI(1)=DEL(1)
DELI(2)=DEL(2)
DELI(3)=DEL(3)
IF(IM=5)180,190,180
180 IF(X(K)-IIM)190,185,165
C ACOMPANHAMENTO DA MANOBRAS
C
165 CALL MANOB(IM,Y(4),DELR,DTRIM,TRIMAN,DELMAN,ICHAVE,Y(6),ZD,Y(3),FD
C,TETAD,IV,Y(7))
190 CONTINUE
C
C PLOTAGEM DOS GRAFICOS DE INTERESSE
C
C 1- GRAFICO DE Y(5) VERSUS Y(6) - TRAJETORIA -
CALL USPLT(Y5,Y6,2000,KTDD,1,1,ITITLE,RANGE,ICHAR,1,IMAG4,IER)
WRITE(6,5000)
5000 FORMAT(1H0,T40,OGRAFICO DE Y(5) VERSUS Y(6), TRAJETORIA NC PLAN
C00)
C 2- GRAFICO DA MANOBRAS EXECUTADA
CALL USPLT(XI,MAN,2000,KTDD,4,1,ITITLE,RANGE,ICHAR,1,IMAG4,IER)
GO TO(200,210,220,230,249,246,247),IM
C 2A- MANOBRAS DE GIRO - IM=1
200 WRITE(6,5200)
5200 FORMAT(1H0,T50,OGRAFICO DA MANOBRAS DE GIRO)
GO TO 249
C 2B- MANOBRAS DE ZIG-ZAG - IM=2
210 WRITE(6,5300)
5300 FORMAT(1H0,T50,OGRAFICO DA MANOBRAS DE ZIG-ZAG)
GO TO 249
C 2C- MANOBRAS DE FULL-OUT - IM=3
220 WRITE(6,5400)

```

```

00041300
00041400
00041500
00041600
00041700
00041800
00041900
00042000
00042100
00042200
00042300
00042400
00042500
00042600
00042700
00042800
00042900
00043000
00043100
00043200
00043300
00043400
00043500
00043600
00043700
00043800
00043900
00044000
00044100
00044200
00044300
00044400
00044500
00044600
00044700
00044800
00044900
00045000

```

```

5400 FORMAT(1H0,T50,ØGRAFICO DA MANDBRA DE PULL-OUTØ)
      GO TC 249
C 20- MANDBRA DE OVERSHUT - IM=4
230 WRITE(6,5500)
5500 FORMAT(1H0,T50,ØGRAFICO DA MANDBRA DE OVERSHUTØ)
      GO TC 249
C 2E- CONTROLE AUTOMATICO DE PROFUNDIDADE - IM=6
246 WRITE(6,5600)
5600 FORMAT(1H0,T40,ØCONTROLE AUTOMATICO DE PROFUNDIDADEØ)
      GO TO 249
C 2F- CONTROLE AUTOMATICO DE GOVERNO - IM=7
247 WRITE(6,5700)
5700 FORMAT(1H0,T50,ØCONTROLE AUTOMATICO DE GOVERNOØ)
249 CONTINUE
      KALO=KALO+1
      IF(PLANO)260,250,260
250 IF(KALO-2)60,260,260
260 CALL EXIT
270 CONTINUE
      WRITE(6,6000)
6000 FORMAT(1HC,T10,ØSOLUCAO COM EPRO,ANALISE AS INFORMACOES A SEGUIRØ)
      WRITE(6,6200)IND,TOL,N,(Y(I),I=1,N)
6200 FORMAT(2X,13,1X,F7.6,1X,15,1X,6(E10.4,1X))
      CALL EXIT
      END
=====

```

```

00045100
00045200
00045300
00045400
00045500
00045600
00045700
00045800
00045900
00046000
00046100
00046200
00046300
00046400
00046500
00046600
00046700
00046800
00046900
00047000
00047100
00047200
00047300
00047400
00047500

```



```
00047600  
00047700  
00047800  
00047900  
00048000  
00048100  
00048200  
00048300  
00048400  
00048500  
00048600
```

```
      SUBROUTINE SOMA(A,B,C,K,L)  
C     ESTA SUBROTINA EXECUTA A SOMA DE DUAS MATIZES  
C  
      DIMENSION A(K,L),B(K,L),C(K,L)  
      DO 10 J=1,L  
      DO 10 I=1,K  
      C(I,J)=A(I,J)+B(I,J)  
      10 CONTINUE  
      RETURN  
      END
```

```
=====
```

```

C          SUBROUTINE LEME(IL,CI,DELI,DELMAN)
C          C
C          C  ESTA SUBROTINA SIMULA A MOVIMENTACAO REAL DOS LEMES
C          C
          COMMON A(3,3),CI(24),DEL(3),BVG(3),BBG(3),ESG(3),PLANO,D3
          DIMENSION DELI(3),DELPT(3),DELMAN(3)
          DELPT(1)=CI(16)
          DELPT(2)=CI(17)
          DELPT(3)=CI(18)
          A2=DELMAN(IL)-DELI(IL)
          DEL(IL)=DELI(IL)+DELPT(IL)*SIGN(DT,A2)
          IF(ABS(DELMAN(IL)).EQ.0)GO TO 10
          IF(ABS(DEL(IL)).GE.ABS(DELMAN(IL)))DEL(IL)=DELMAN(IL)
          GO TO 20
10  IF(ABS(DEL(TL)).LE.ABS(DELPT(IL)))DEL(IL)=DELMAN(IL)
20  IF(2-IL)30,30,50
30  LL=IL+1
          A3=DELMAN(LL)-DELI(LL)
          DEL(LL)=DELI(LL)+DELPT(LL)*SIGN(DT,A3)
          IF(ABS(DELMAN(LL)).EQ.0)GO TO 40
          IF(ABS(DEL(LL)).GE.ABS(DELMAN(LL)))DEL(LL)=DELMAN(LL)
          GO TO 50
40  IF(ABS(DEL(LL)).LE.ABS(DELPT(LL)))DEL(LL)=DELMAN(LL)
50  RETURN
          END
=====
00048700
00048600
00048900
00049000
00049100
00049200
00049300
00049400
00049500
00049600
00049700
00049800
00049900
00050000
00050100
00050200
00050300
00050400
00050500
00050600
00050700
00050800
00050900
00051000
00051100

```

```

SUBROUTINE MANOBC(M,Y4,DELR,DTRIM,TRIMAN,DELMAN,ICHAVE,Y6,ZD,Y3,FD
C,TETAD,IV,D4)
00051200
00051300
00051400
00051500
00051600
00051700
00051800
00051900
00052000
00052100
00052200
00052300
00052400
00052500
00052600
00052700
00052800
00052900
00053000
00053100
00053200
00053300
00053400
00053500
00053600
00053700
00053800
00053900
00054000
00054100
00054200
00054300
00054400
00054500

C
C  ESTA SUBROTINA GERA COMANDOS DE LEME DURANTE A MANOBR A
C
COMMON A(3),CI(24),DE_(3),EVG(3),OBG(3),ESG(3),PLANO,D3
DIMENSION DELMAN(3),DELMAX(2)
DELMAX(1)=0.34904
DELMAX(2)=0.61082
GO TO(40,30,20,10,40,06,07),IM
ZR=Y6
TETA=Y4
IF(IV)1,1,2
1  D1=.0006*(ZD-ZR)
GO TO 3
2  D1=.0048*(ZD-ZR)+.03*TETA
3  CONTINUE
D1MAX=.045*TETA
IF(ABS(D1).GE.ABS(D1MAX))D1=D1MAX*SIGN(1.,D1)
D2=.045*TETA
D3=D1+D2
IF(ABS(D4).GE.ABS(D1MAX*.25))D4=D1MAX*.25*SIGN(1.,D4)
DELMAN(2)=-(.55*.03+0.0305*D4)
IF(ABS(DELMAN(2)).GE.ABS(DELMAX(1)))DELMAN(2)=DELMAX(1)*SIGN(1.,DE
CLMAN(2))
DELMAN(3)=-DELMAN(2)
GO TO 40
07  D3=RD-Y4
D3MAX=3.141592654
IF(ABS(D4).GE.ABS(D3MAX*.25))D4=D3MAX*.25*SIGN(1.,D4)
DELMAN(1)=-(.75*D3+0.001*D4)
IF(ABS(DELMAN(1)).GE.ABS(DELMAX(2)))DELMAN(1)=DELMAX(2)*SIGN(1.,DE
CLMAN(1))
GO TO 40

```

00054600  
00054700  
00054800  
00054900  
00055000  
00055100  
00055200  
00055300  
00055400  
00055500  
00055600  
00055700  
00055800  
00055900  
00056000  
00056100  
00056200  
00056300  
00056400  
00056500  
00056600  
00056700

```
10 IF(ABS(Y4).LT.ABS(DTRIM))GO TO 18  
   IF(ICHAVE)15,40,40  
15 DELMAN(2)=-DELMAN(2)  
   DELMAN(3)=-DELMAN(3)  
   DTRIM=-DTRIM  
   ICHAVE=+1  
   GO TO 40  
18 ICHAVE=-1  
   GO TO 40  
20 IF(ABS(Y4).LT.ABS(TRIMAN))GO TO 40  
   DELMAN(2)=0.  
   DELMAN(3)=0.  
   GO TO 40  
30 IF(ABS(Y4).LT.ABS(DELR))GO TO 38  
   IF(ICHAVE)35,40,40  
35 DELMAN(1)=-DELMAN(1)  
   DELR=-DELR  
   ICHAVE=+1  
   GO TO 40  
38 ICHAVE=-1  
40 RETURN  
   END
```

=====

```

00056800
00056900
00057000
00057100
00057200
00057300
00057400
00057500
00057600
00057700
00057800
00057900
00058000
00058100
00058200
00058300
00058400
00058500
00058600
00058700
00058800
00058900
00059000
00059100
00059200
00059300
00059400
00059500
00059600
00059700
00059600
00059900

SUBRGUINE E6S(N,I,Y,YPT)
COMMON A(3,3),CI(24),DEL(3),BVG(3),BBG(3),ESG(3),PLANO,D3
DIMENSION Y(N),YPT(N),AY(3),AYB(3),YY(3),B(3),DBB(3),DBS(3)

C
C  ESTA SUBROGUNA PONTA AS EQUACOES DIFERENCIAIS DO PROBLEMA
C
C  CALCULO DA PARCELA A*Y DA EQUACAO  YPT=A*Y+B
C
      YY(1)=Y(1)
      YY(2)=Y(2)
      YY(3)=Y(3)
      CALL VMULFF(A,YY,3,3,1,3,3,AY,3,IER)

C
C  CALCULO DA PARCELA B DA EQUACAO  YPT=A*Y+B
C
      IF(PLANO)10,20,20
10  DELB=DEL(2)
      DELS=DEL(3)
      CALL DMULTI(DELB,BBG,DBB,3,1)
      CALL DMULTI(DELS,BSG,CBS,3,1)
      CALL SOMA(CDBB,DBS,B,3,1)
      GO TO 30
20  DELV=DEL(1)
      CALL DMULTI(DELV,BVG,B,3,1)
30  CONTINUE

C
C  CALCULO DA SOMA DAS PARCELAS A*Y E B DA EQUACAO  YPT=A*Y+B
C
      CALL SOMA(A,Y,B,AYB,3,1)

C
C  MONTAGEM FINAL DAS EQUACOES DIFERENCIAIS DO PROBLEMA
C

```

```

00060000
00060100
00060200
00060300
00060400
00060500
00060600
00060700
00060800
00060900
00061000
00061100
00061200
00061300
00061400

```

```

YONE=CI(1)
IF(PLAND)40,50,50
40 YFOUR=CI(23)
   CC TC 60
50 YFOUR=CI(22)
60 CONTINUE
   YPT(1)=AYB(1)
   YPT(2)=AYB(2)
   YPT(3)=AYB(3)
   YPT(4)=Y(3)
   YPT(5)=(YONE+Y(1))*COS(YFOUR+Y(4))-Y(2)*SIN(YFOUR+Y(4))
   YPT(6)=(YONE+Y(1))*SIN(YFOUR+Y(4))+Y(2)*COS(YFOUR+Y(4))
   YPT(7)=D3
RETURN
END

```

```

=====

```

```
00061500
00061600
00061700
00061800
00061900
00062000
00062100
00062200
00062300
00062400
00062500

SUBROUTINE DMULTI(CTE,A,ACTE,K,L)
C ESTA SUBROTINA EXECUTA A MULTIPLICACAO DE UMA CONSTANTE POR UMA MATRIZ
C
DIMENSION A(K,L),ACTE(K,L)
DO 10 J=1,L
DO 10 I=1,K
ACTE(I,J)=CTE*A(I,J)
10 CONTINUE
RETURN
END

=====
```

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. McVoy , James L. - "Prediction of a submarine's trajectory by an approximate solution to its equations of motion" "Naval Engineers Journal", agosto 1979.
2. Gertler, M. and Hagen, G.R. - "Standard equations of motion for submarine simulation" - D.T.N.S.R.D.C. (David Taylor Naval Ship Research and Development Center) , Reporte 2510 de junho 1967.
3. Abkowitz, M.A. - "Stability and motion control of ocean vehicles", Cambridge, The M.I.T. press, 1969.
4. Peters, B.H. - "The equations of motion of a submerged body with six degrees of freedom" - Stevens Institute of Technology, Technical Memorandum n°98, Janeiro 1953.
5. Strumpf, A. - "Equations of motion of a submerged body with varying mass". Stevens Institute of Technology , Davidson Laboratory Report n°771, maio 1960.
6. Tinker, S.J. - "Fluid memory effects on the trajectory of a submersible". - International Shipbuilding Progress, outubro 1978.



7. Mandel, P. - "Ship maneuvering and control" - Principles of Naval Architecture, chapter VIII, SNAME, 1967.
8. Fonseca, A. "Curso de mecânica", volumes 1,2,3 e 4 - Livro Técnico,
9. Veiga, J.P.C. "Hidrodinâmica Básica e Aplicada", São Paulo, EPUSP, 1980.
10. Dorn, W.S. e McCracken, D.D. - "Cálculo numérico com estudos de casos em fortran IV", Editora Universidade de São Paulo, 1981.
11. Spencer, J.B. - "Stability and control of submarines" J.R.N.S.S. volume 23, Londres, 1969.
12. Schultz, D.G. and Melsa, J.L. - "State functions and linear control systems" - McGraw-Hill, 1967.
13. Ogata, K. - "Modern Control engineering" - Printice-Hall , 1970.
14. Mandel, P. and Arentzen, E.S. - "Naval architectural aspects of submarine design"., SNAME, Transactions 1960.
15. Nonweiler, T.R.F. - "The stability and control of deeply submerged submarines" - RINA, Transactions 1961.

16. Dorf, R.C. - "Modern control systems" - Addison-Wesley, 1976.
17. Distefano, J.J., Stubberud, A.R. and Willams, I.J., - "Feedback and control Systems", McGraw-Hill, 1964.
18. Fregosi, A.E., Feinstein, J. e Caldeira, L., - "Enfoque clássico da teoria de controle". Volumes 1 e 2, Editora Campus, 1980.
19. Viana, H.S.C., "Determinação da trajetória de um submersível", Estudo Técnico nº 398/1982 do ETCN-SP, junho, 1982.