

04/11

CONSULTA
FD-3418

São Paulo
2003

Dissertação Apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para a obtenção do
Título de Mestre em Engenharia
Área de Concentração:
Engenharia Mecatrônica
Orientador:
Prof. Doutor
Ettore Apolônio de Barros

**DESENVOLVIMENTO DE UM
GIROSCÓPIO SINTONIZADO DINAMICAMENTE
DTG**

FERNANDO DE CASTRO JUNQUEIRA

As Três Marias e ao João.

AGRADECIMENTOS

À Marinha do Brasil, CTMSP e IPqM, por permitir a publicação deste trabalho que faz parte de seus projetos em andamento, sem cujo suporte seria impossível esta realização.

Ao Ettore, pelo estímulo desde o início dos cursos e por sua paciência quase infinita.

Aos amigos de trabalho, pelo estímulo constante, pela ajuda em diversos itens, e pela formação freqüente de ambientes inspiradores.

Este trabalho baseia-se em um projeto de giroscópio DTG, onde se pretende dar uma visão geral sobre seu desenvolvimento, mostrar as dificuldades encontradas assim como os resultados obtidos, ainda que incompletos e sugerir os passos seguintes no sentido de se atingirem melhores precisões de deriva para que possam, no futuro, serem utilizados em navegação.

Através do estudo de seu modelo dinâmico e do seu modelo de erros, pretende-se compreender e analisar seu funcionamento, bem como avaliar as principais causas de erros.

Uma análise das necessidades de precisão construtiva, bem como dos métodos e dos materiais de fabricação faz parte das preocupações deste trabalho.

Também será feita uma descrição dos principais ensaios de caracterização para que seja feita a sintonia do giroscópio, e o levantamento dos coeficientes de compensação do modelo de erros utilizado.

Em seguida serão mostrados e comentados os resultados de uma sequência de ensaios de caracterização, dentre eles, do erro aleatório das leituras que é o parâmetro que melhor caracteriza a qualidade de um giroscópio.

Ao final será concluído que o protótipo ensaiado demonstra os princípios de funcionamento, já tem uma qualidade capaz de satisfazer diversas aplicações, mas para uso em navegação de longos períodos muito investimento ainda deve ser feito.

RESUMO

ABSTRACT

This work is based upon a design of a DTG gyroscope, and intends to show general aspects about its development, the main difficulties as well as the results, and suggest the next steps in order to achieve better precisions.

By the study of a tuned gyroscope dynamics and error model, its fundamentals can be analyzed, and its main error sources can be evaluated.

An analysis of the constructive precision needs, as well as, of the machining methods and materials is an important part of this work.

It will be done the main characterization tests description to establish the tuning conditions and to calculate the error model compensation coefficients. In sequence it will be shown and commented the results of these characterizations tests, in which, the random drift, that is the main parameter that qualifies the gyroscope.

As conclusions one can say the DTG prototype tested showed reasonable results, since the principles are identified and it already can be used in several applications, however much investments should be done to achieve the needed quality for long period navigation systems.

ERRATA

PÁGINA LINHA	ONDE SE LÊ	LEIA-SE
Resumo	9ª	Uma análise
Abstract		Novo texto na página seguinte
4	10ª	precisões extremamente baixas
8	4ª	também estão foram
8	15ª	que também itens
33	20ª	$\theta^x(t) = \frac{\tau}{\phi^x(0)} + \phi^y(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.1)$
33	21ª	$\theta^y(t) = \frac{\tau}{\phi^y(0)} - \phi^x(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.2)$
40	23ª	pois implica numa frequência de nutação baixa e próxima da rotação.
		implica numa frequência de nutação baixa e próxima da rotação, podendo causar instabilidades.
49	1ª	o que favorece pois minimiza
59	3ª	têm
59	14ª	a integração
67	4ª	com previsão

com a previsão

à integração

têm

o que minimiza

o que favorece pois minimiza

implica numa frequência de
nutação baixa e próxima da
rotação, podendo causar
instabilidades.

pois implica numa frequência de
nutação baixa e próxima da
rotação.

$$\theta^y(t) = \frac{\tau}{\phi^y(0)} + \phi^x(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.2)$$

$$\theta^y(t) = \frac{\tau}{\phi^y(0)} - \phi^x(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.2)$$

$$\theta^x(t) = \frac{\tau}{\phi^x(0)} - \phi^y(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.1)$$

$$\theta^x(t) = \frac{\tau}{\phi^x(0)} + \phi^y(0) \cdot \frac{F_m}{\partial N} \quad (3.1)$$

que também são itens

que também itens

também foram

também estão foram

derivas extremamente baixas

precisões extremamente baixas

Novo texto na página seguinte

Todo o texto

Uma discussão

Uma análise

LEIA-SE

ONDE SE LÊ

PÁGINA LINHA

This work describes the design of a DTG gyroscope, the general aspects of its development, the main difficulties involved as well as some performance results are discussed. Future work aiming at achieving higher accuracy is suggested.

A dynamic model and an error model of the tuned gyroscope are developed to study the fundamental principles of operation and to identify the most important errors sources.

A discussion of the constructive requirements, the machining procedures and material employed in the DTG implementation are presented.

The main characterization tests to establish the tuning conditions and to compute the error model compensation coefficients are described. These experimental results are discussed including the random drift, which is the main parameter that qualifies the gyroscope.

The tested prototype presented reasonable performance and demonstrated the operation principles. At its current stage of development, the DTG performance is satisfactory for a number of practical applications. However, further developments and investments are needed to reach the requirements for long period navigation systems.

ABSTRACT

ERRATA (CONTINUAÇÃO)

SUMÁRIO

Resumo	
Abstract	
Lista de Figuras	
Lista de Tabelas	
Lista de Abreviaturas e Siglas	
Lista de Símbolos	
1	Introdução.....
1.1	Desenvolvimento de Sensores Inerciais.....
1.2	Princípio de Funcionamento de um DTG.....
1.3	Motivação.....
1.4	Objetivos.....
1.5	Apresentação da Dissertação.....
2	Modelo Dinâmico.....
2.1	Sistemas de Coordenadas e Relações Cinemáticas.....
2.2	Velocidades Angulares e suas Transformações.....
2.3	Equações de Euler aplicadas à Cruzeta.....
2.4	Equações de Euler aplicadas ao Rotor.....
2.5	Determinação da Função de Transferência em Malha Aberta.....
2.6	Determinação da Constante de Tempo do Sistema Dinâmico em Malha Aberta.....
2.7	Simulação Matemática das Equações Dinâmicas.....
3	Modelo de Erros.....
3.1	Erros do Fator de Escala.....
3.2	Erros Constantes.....
3.3	Erros Causados por Acelerações Laterais Constantes.....

36	Anisoelasticidade	3.4
37	Erros de Retificação de Vibrações Síncronas	3.5
37	Vibração Axial em 1N	3.5.1
39	Vibração Angular em 2N, Ortogonal ao eixo de Rotação	3.5.2
40	Anisomeria	3.6
41	Pseudo-Cone	3.7
42	Comparação de Erros	3.8
43	Fabricação	4
43	Análise dos Componentes Principais de Um Giroscópio DTG	4.1
50	Dimensionamento da Junta Flexível	4.2
54	Balançamento	4.3
55	Implementação Eletrônica	4.4
58	Ensaio	5
60	Condições de Ensaio	5.1
60	Definição dos Eixos de Ensaio	5.2
64	Modelo de Erros	5.3
65	Ensaio para Ajuste das Condições de Operação	5.4
68	Ensaio da Constante de Tempo em Malha Aberta	5.5
70	Ensaio para Determinação dos Fatores de Escala	5.6
71	Ensaio para Determinação dos Desalinhamentos Internos	5.7
76	Testes de Múltiplas Posições	5.8
84	Determinação da Deriva Aleatória	5.9
86	Determinação da Reprodutibilidade	5.10
87	Conclusões	6
89	Referências	

LISTA DE FIGURAS

3	Figura 1.1 – Giroscópio Northrop GIG6.....
4	Figura 1.2 – Esquema de Giroscópio Montado sobre uma Junta Universal..
5	Figura 1.3 – Determinação Gráfica da Frequência de Simtonia.....
6	Figura 1.4 – Esquema de Posicionamento das Bobinas de Torque e dos Sensores de um DTG.....
7	Anéis Magnéticos.....
11	Figura 2.1 – Definição dos Eixos.....
11	Figura 2.2 – Transformação da Carcaça para o Eixo.....
12	Figura 2.3 – Esquema de Mudança de Sistemas de Coordenadas.....
30	Figura 2.4 – Diagrama de Simulação das Equações Completas.....
31	Figura 2.5 – Resposta das Simulações das Equações Completas.....
35	Figura 3.1 – Esquema de Sensibilidade a Acelerações Laterais Diretas.....
35	Figura 3.2 – Esquema para Visualização da Sensibilidade a “g” em Quadratura
36	Figura 3.3 – Esquema da Anisoeelasticidade.....
38	Figura 3.4 – Esquema de Retificação. Aceleração Axial Linear IN.....
42	Figura 3.5 – Comparação dos Principais Erros, por Joos.....
44	Figura 4.1 – Corte Transversal do Giroscópio.....
45	Figura 4.2 – Conjunto da Carcaça do Giroscópio (vistas A e B).....
45	Figura 4.3 – Conjunto de Sensores.....
45	Figura 4.4 – Bobinas de Torque.....
46	Figura 4.5 – Eixo.....
46	Figura 4.6 – Componentes do Rotor.....
48	Figura 4.7 – Anel Magnético.....
48	Figura 4.8 – Dispositivo de Magnetização Radial.....
49	Figura 4.9 – Detalhes da Junta Flexível Juntamente com fotografia.....

49	Figura 4.10 – Detalhe das Lâminas 1.....
49	Figura 4.11 – Detalhe das Lâminas 2.....
50	Figura 4.12 – Configuração da Junta Flexível.....
51	Figura 4.13 – Análise de Rigidez da Junta Flexível.....
53	Figura 4.14 – Esquema de Rigidez Axial da Junta Flexível.....
53	Figura 4.15 – Esquema de Rigidez Radial da Junta Flexível.....
54	Figura 4.16 – Máquina de Balançamento.....
55	Figura 4.17 – Esquema de Balançamento Axial.....
56	Figura 4.18 – Diagrama de Controle.....
56	Figura 4.19 – Diagrama do Circuito Eletrônico.....
61	Figura 5.1 – Definição dos Eixos de Ensaio.....
67	Figura 5.2 – Saídas do Sensor X para uma Variação em θ_{xc}
67	Figura 5.3 – Saídas do Sensor Y para uma Variação em θ_{xc}
67	Figura 5.4 – Saídas do Sensor X para uma Variação em θ_{yc}
67	Figura 5.5 – Saídas do Sensor Y para uma Variação em θ_{yc}
68	Figura 5.6 – Determinação da Constante de Tempo.....
69	Figura 5.7 – Determinação da Constante de Tempo em Vácuo.....
70	Figura 5.8 – Posição de Ensaio para a Determinação dos Fatores de Escala.....
71	Figura 5.9 – Ângulos de Desalinhamento Internos.....
72	Figura 5.10 – Projeções de x_c e y_c em x_b e y_b
75	Figura 5.11 – Saídas X e Y para Entrada em X_c
75	Figura 5.12 – Saída Y para Entrada em X_c
75	Figura 5.13 – Saída X para Entrada em Y_c
75	Figura 5.14 – Saídas X e Y para Entrada em Y_c
77	Figura 5.15 – Esquema das Posições de 1 a 4.....
77	Figura 5.16 – Esquema das Posições de 5 a 8.....
78	Figura 5.17 – Esquema das Posições de 9 a 12.....
80	Figura 5.18 – Correntes i_x e i_{xR} para as posições de 1 a 12.....
81	Figura 5.19 – Correntes i_y e i_{yR} para as posições de 1 a 12.....
81	Figura 5.20 – Correntes i_x e i_{xR} para as posições de 1 a 4.....
82	Figura 5.21 – Posição de ensaio do “Tumbling Test”, com eixo em direção Norte

82	Figura 5.22 – Posição de ensaio do “Tumbling Test”, com eixo em direção Sul
83	Figura 5.23 – Sinais Medidos e Reconstituídos para o “Tumbling Test”.....
84	Figura 5.24 – Erros Comparativos para o “Tumbling Test”.....
85	Figura 5.25 – Sinal X do Ensaio de Deriva Aleatória.....
85	Figura 5.26 – Sinal Y do Ensaio de Deriva Aleatória.....

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Precisão de Giroscópios segundo a Aplicação..... 2

Tabela 2.1 – Valores de Projeto..... 31

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

DTG	Dynamically Tuned Gyroscope
GPS	Global Positioning System
FOG	Fiber Optic Gyroscope
ESG	Electrostatic Suspended Gyro
RMS	Root mean square

LISTA DE SÍMBOLOS

<p>Accleracões, no referencial da carcaça, a que o giroscópio fica submetido.</p> <p>Amplitude de aceleração.</p> <p>Momentos principais de inércia do Rotor.</p> <p>Momentos principais de inércia da Cruzeta (Gimbal).</p> <p>Coefficientes angulares de ensaio.</p> <p>Matrizes de projecção de ensaios.</p> <p>Largura da lâmina da junta flexível</p> <p>Coefficientes de derivas não sensíveis a acelerações.</p> <p>Vetores de coefficients angulares.</p> <p>Desbalançamento Axial.</p> <p>Coefficiente de Amortecimento associado ao movimento entre rotor e carcaça na direcção perpendicular ao eixo de rotação.</p> <p>Coefficiente de Amortecimento associado torque de arrasto proporcional à velocidade de rotação.</p> <p>Coefficientes de Amortecimento associados aos movimentos de torção das juntas da cruzeta.</p> <p>Módulo de Elasticidade do Material da Junta Flexível.</p> <p>Figura de Mérito.</p> <p>Força de inércia, e suas projecções axial e radial, aplicadas sobre a junta flexível.</p> <p>Accleracão da gravidade.</p>	<p>a_x, a_y, a_z</p> <p>a_o</p> <p>A, B, C</p> <p>A_g, B_g, C_g</p> <p>$A_{xx}, A_{xy}, A_{yx}, A_{yy}$</p> <p>$\bar{A}, \bar{A}_N, \bar{A}_S$</p> <p>$b$</p> <p>$b_x, b_y$</p> <p>$\bar{C}_x, \bar{C}_y$</p> <p>$d_a$</p> <p>$D_r$</p> <p>$D_d$</p> <p>$D, D_x, D_y$</p> <p>$E$</p> <p>$F_m$</p> <p>$F_3, F_A, F_R$</p> <p>$g$</p>
--	--

Correntes elétricas que circulam pelas bobinas de torque.	i_x, i_y
Vetores de correntes elétricas que circulam pelas bobinas.	\vec{i}_x, \vec{i}_y
Vetores de correntes elétricas reconstruídas.	$\vec{i}_{xR}, \vec{i}_{yR}$
Inércia Geral do Sistema.	I
Inércia da Cruzeta.	J
$= \sqrt{-1}$.	j
Constantes de Rigidez de cada par de lâminas em cruz da junta flexível, nas direções axial, radial e circumferencial.	k_a, k_r, k_c
Constantes de Rigidez da junta flexível, nas direções axial e radial.	k_A, k_R
Constantes de Rigidez Torcional das juntas elásticas da cruzeta.	k, k_x, k_y
Rigidez Torcional de cada Lâmina da junta elástica.	k_t
Constante de conversão magnética.	k_{mag}
Fatores de Escala.	K_f, K_{fx}, K_{fy}
Comprimento da lâmina da junta flexível	l
Coefficientes de derivas sensíveis a acelerações diretas.	m_x, m_y
Massa do rotor.	m_r
Momentos aplicados ao rotor pelas bobinas de torque (no sistema de coordenadas da carga).	MC_x, MC_y
Momentos aplicados à cruzeta (no sistema da cruzeta)	MC_{xg}, MC_{yg}
Momentos aplicados ao rotor (no sistema do rotor)	MC_{xr}, MC_{yr}
Projeções dos Momentos aplicados ao rotor no sistema do rotor,	M_x, M_y
ortundos do sistema da carga.	
Coefficientes de derivas sensíveis a acelerações diretas e na direção do eixo de rotação, simultaneamente.	n_x, n_y
Velocidade Angular do eixo em relação à carga.	N
Velocidade Angular de Sintonia.	N_o
Cargas, axial e radial, sobre as lâminas da junta flexível.	P_a, P_r

Agrupamento de termos oscilatórios.	q^x, q^y
Coefficientes de derivas sensíveis a acelerações em quadratura.	$q^d x, q^d y$
Operador Laplaciano.	s
Tempo.	t
Espessura da lâmina da junta flexível.	t_l
Torque de arrasto entre rotor e carcaça.	T_o
Torque devido a anisoelasticidade.	T^{ani}
Torque de retificação de aceleração axial IN.	T^{AIN}
Torque de arrasto proporcional à velocidade de rotação.	T^d
Momentos aplicados à cruzeta pelo rotor (nos eixos x^g, y^g).	T^{xr}, T^{yr}
Momentos aplicados à cruzeta pelo eixo (nos eixos x^g, y^g).	T^{xs}, T^{ys}
Torque causado por aceleração direta.	T_y
Derivas de reprodutividade.	r^x, r^y
Coefficientes de derivas sensíveis a acelerações na direcção do eixo de rotação.	n^x, n^y
Frequência de oscilação imposta na carcaça	w
Eixos de efetiva aplicação dos torques MC^x, MC^y .	x_b, y_b
Eixos de coordenadas fixos à carcaça.	x_c, y_c, z_c
Eixos de coordenadas fixos ao eixo.	x_s, y_s, z_s
Eixos de coordenadas fixos ao rotor.	x_r, y_r, z_r
Eixos de coordenadas fixos à cruzeta.	x_g, y_g, z_g
Deslocamentos angulares impostos em ensaios.	x_o, y_o
Ângulos de construção das juntas flexíveis	α_1
Ângulos de desalinhamentos.	$\alpha, \beta, \gamma^x, \gamma^y$
Ângulo de aplicação das forças de inércia na junta flexível.	α_3
Ângulo formado pelos deslocamentos na junta flexível.	β_3

Deslocamentos axiais, radial, circumferencial, longitudinal e transversal das lâminas da junta flexível.	$\delta_a, \delta_r, \delta_c, \delta_l, \delta_t$
Deslocamentos axiais e radial da junta flexível.	δ_A, δ_R
Desvio de Sintonia	δ_N
Ângulos de rotação do rotor em relação ao eixo (no sistema de coordenadas do eixo).	θ_x, θ_y
Ângulos de rotação do rotor em relação à carga (no sistema de coordenadas da carga).	θ_{xc}, θ_{yc}
Notação Complexa dos ângulos θ_{xc} e θ_{yc} .	θ_{xy}
Ângulos absolutos da carga no sistema de coordenadas da carga.	ϕ_x, ϕ_y
Notação Complexa dos ângulos ϕ_x e ϕ_y .	ϕ_{xy}
Latitude do local de ensaio.	λ
Coefficientes de derivas sensíveis a acelerações em quadratura e na direção do eixo de rotação, simultaneamente.	V_x, V_y
Constante de Tempo do Sistema.	τ
Constante de Tempo da Nutação.	τ_n
Derivas Aleatórias.	σ_x, σ_y
Módulo de velocidade angular de ensaio.	ω_o
Frequência de Nutação.	ω_n
Velocidades angulares de ensaio, nas direções x_c, y_c e z_c .	$\omega_x, \omega_y, \omega_z$
Velocidades angulares absolutas do eixo (no sistema do eixo).	$\omega_{xs}, \omega_{ys}, \omega_{zs}$
Velocidades angulares absolutas do rotor (no sistema do rotor).	$\omega_{xr}, \omega_{yr}, \omega_{zr}$
Velocidades angulares absolutas da cruzeta (no sistema da cruzeta).	$\omega_{xg}, \omega_{yg}, \omega_{zg}$

1 INTRODUÇÃO

Para que um veículo, tripulado ou não, possa cumprir sua meta de uma dada viagem, ou ter seu comportamento dinâmico controlado, suas condições cinemáticas, (posições, velocidades e acelerações, angulares ou lineares) devem ser bem conhecidas. Desta forma é necessário um estudo que determina o conhecimento destas condições cinemáticas, e, para tal, lança-se mão de diversos tipos de instrumentos e ciências para seu auxílio.

Da antiga navegação, que usava agulhas magnéticas e as estrelas, até hoje muita tecnologia foi criada. Com a grande difusão dos sistemas baseados em satélites, dos quais o mais conhecido é o GPS (Global Positioning System), a navegação de diversos veículos, marítimos e aéreos, ficou muito facilitada, no entanto, a navegação inercial ainda desempenha importante papel nos sistemas de controle e navegação. Baseadas apenas em sensores giroscópicos e acelerômetros as plataformas inerciais têm função complementar, quando postas em conjunto com GPS nos veículos de longo curso. Enquanto o GPS tem grande exatidão a qualquer tempo com baixa taxa de amostragem, as plataformas inerciais podem ter taxas altas e com seus erros cumulativos cancelados através do GPS.

Em prospecção de petróleo em plataformas em águas profundas, a estabilização destas plataformas requer sensores redundantes para ampliar a segurança do sistema. São usados sensores acústicos submarinos e GPS que em algumas circunstâncias têm seus sinais desabilitados por alguns segundos ou mesmo alguns minutos. Esta interrupção dos sinais de controle gera alto risco de se romperem os tubos de ligação com o fundo do oceano. Com o uso de plataformas inerciais, podem-se tolerar interrupções de diversos minutos, sem risco, até que os sinais externos sejam retomados, uma vez que para períodos desta ordem as plataformas inerciais garantem o posicionamento com precisão.

Para se atingirem as precisões necessárias, um contínuo processo de desenvolvimento ocorreu ao longo das décadas, desde o final da segunda guerra mundial, utilizando-se de diversas tecnologias. Inicialmente giroscópios mecânicos foram desenvolvidos com rolamentos e posteriormente com mancais magnéticos ou aerodinâmicos e sistemas imersos em óleos, chamados "floated". Estes sistemas geraram desempenhos muito bons (10^{-3} %/h) como os que foram utilizadas no

1.1 Desenvolvimento de Sensores Inerciais

APLICAÇÃO	DERIVA (%/h)
Estabilização de Plataformas	10 - 1
Misséis de médio alcance	5 - 0,1
Torpedos	5 - 0,1
Aviões	0,1 - 0,03
Navios de Superfícies	0,1 - 0,001
Submarinos	0,05 - 0,0001

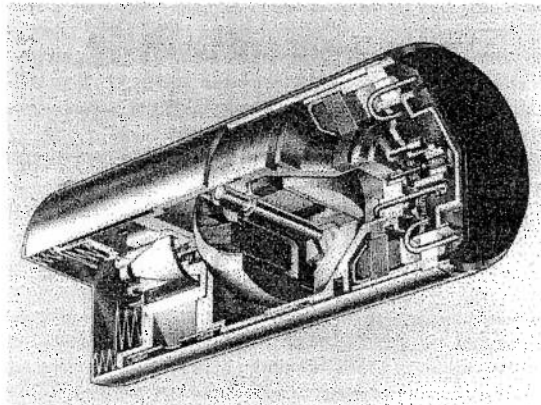
Tabela 1.1 - Precisão de Giroscópios segundo Aplicação

Em utilizações submarinas, espaciais, onde o uso de GPS é impossível, ou mesmo em aplicações militares que devem ser autônomas, o uso de plataformas inerciais é muito importante pois é a única forma de navegação segura. São componentes das plataformas inerciais os sensores giroscópicos que medem posições ou velocidades angulares e os acelerômetros, que medem acelerações lineares. Com base nas informações dos sensores inerciais e na posição inicial de um veículo, é possível, através de uma integração ao longo tempo, se conhecerem as posições futuras do veículo. Naturalmente os erros dos sensores também serão integrados e conforme o período se alonga, maior será o erro da posição calculada. Para isso a qualidade necessária dos sensores depende muito da jornada que se deve cumprir. Desde uma jornada de alguns segundos, como de alguns armamentos, até o sistema inercial de submarinos nucleares ou do telescópio orbital Hubble, as plataformas inerciais são classificadas conforme a aplicação e a precisão necessária como pode ser visto na tabela 1.1 (Barbour e Schmidt 2001).

Progressivamente os DTG's vêm sendo substituídos por novos sensores a laser, chamados, Ring Laser que se mostraram melhores que os mecânicos mas com preços muito elevados. Sua tecnologia é muito difícil de se obter pois depende de emissores e receptores laser de altíssima estabilidade e que é dominado por pouquíssimos países do mundo. Como alternativa mais barata, mas sem o mesmo desempenho, foram desenvolvidos os giroscópios de fibra ótica (FOG, Fiber Optic

Honeywell, Litton e Sagem de uso em aeronáutica civil e naval. incorporados em plataformas "Strapdown" de grandes fabricantes como, Sperry, terem um fundo de escala muito maior que os sensores anteriores, os DTG's foram anteriores "floated", por atingirem desempenhos de erros no mesmo nível e por inércia do eixo, e é o tema deste trabalho. Por serem muito mais baratos que os (1972a, b), este tipo de giroscópio possui uma junta universal que isola o rotor de por Howe e Savet (1964), cujo modelo matemático foi desenvolvido por Craig Sintonizado) por não usarem o fluido de flutuação, conforme conceito apresentado dinamicamente. Também chamados de Dry Tuned Gyro (Giroscópio Seco giroscópios DTG (Dynamically Tuned Gyro) que são giroscópios sintonizados Como alternativa de projeto foram desenvolvidos a partir dos anos 60 os

Figura 1.1 - Giroscópio Northrop GIG6



programa Appolo da NASA, em aeronáutica civil e militar, em navios de guerra e até hoje no telescópio orbital Hubble. Estas tecnologias, embora muito boas, são muito caras devido a complexidade do projeto e da qualidade necessária à fabricação e, para ilustrar esta tecnologia, a figura 1.1 mostra um giroscópio de fabricação da empresa Northrop.

Gyro) que também são baseados em laser onde o caminho da luz é definido por um anel de fibra ótica (na verdade um carretel com muitas voltas). Existem também sensores construídos por micro usinagem em quartzo que têm aparência de 'chip' eletrônico. Estes sensores, por serem muito baratos, cada vez mais estão sendo aplicados na indústria, em veículos ou em equipamentos, mas ainda não atingiram precisão suficiente para uso em navegação de longos períodos, no entanto seu desenvolvimento ainda continua, e podem revolucionar a área de sensores inerciais no futuro. Os giroscópios mais precisos existentes possuem rotores esféricos com levitação eletrostática. Chamados ESG (Eletrostatic Suspended Gyro), estes sensores atingem precisões extremamente baixas (abaixo de 10^{-6} °/h) e são utilizados em submarinos balísticos que permanecem submersos por longos períodos.

1.2 Princípio de Funcionamento de um DTG

Conforme relatado por Lawrence (1998), na década de 40, engenheiros da Escócia projetaram um giroscópio que utilizava um volante de inércia sobre uma junta universal, conforme fig. 1.2. Para surpresa de todos, o giroscópio era instável o que foi explicado mais tarde por Arnold e Maunder da Universidade de Edimburgo apud Lawrence (1998), que provaram que o fenômeno era causado pelas forças de inércia da cruzeta da junta universal.

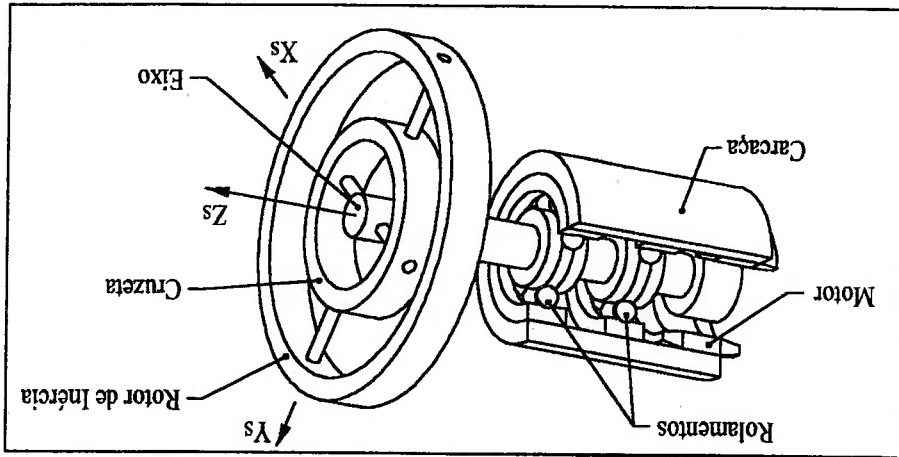


Figura 1.2 – Esquema de Giroscópio Montado sobre uma Junta Universal

Em 1963, Howe (da American Bosch Arma) apud Lawrence (1998), utilizou este mesmo efeito de inércia da cruzeta para cancelar a rigidez de sua junta universal, que ao invés de utilizar mancais nas conexões da cruzeta, usou molas de flexão, transformando a junta universal em uma junta flexível. Uma vez que a rigidez das molas não depende da velocidade de rotação, mas a reação de inércia sim, pode-se determinar uma velocidade de rotação em que ambas se cancelam, a chamada rotação de sintonia. Como será visto no modelo dinâmico, capítulo 2, a reação inercial da cruzeta, chamada de rigidez dinâmica, tem dependência quadrática com a velocidade de rotação do rotor, como esquematizado na fig. 1.3, que também mostra a rigidez da junta flexível assim como a rotação em que ocorre o cancelamento de ambas, permitindo que o rotor fique virtualmente livre de torques, condição ideal de um giroscópio.

Nesta condição de sintonia, as posições angulares do rotor, ortogonais ao eixo de rotação, são medidas, através de sensores angulares, em relação à carga. Para que o rotor acompanhe os movimentos da carga, um sistema de bobinas de torque, descritas adiante, aplicam torques ao rotor, no sentido de causar precessões. Como são apenas estes os torques que atuam sobre o rotor, suas medidas serão proporcionais às velocidades de precessão e serão estes os sinais de saída do giroscópio DTG, que são sensores de velocidades angulares de dois graus de liberdade, ortogonais ao eixo de rotação do rotor.

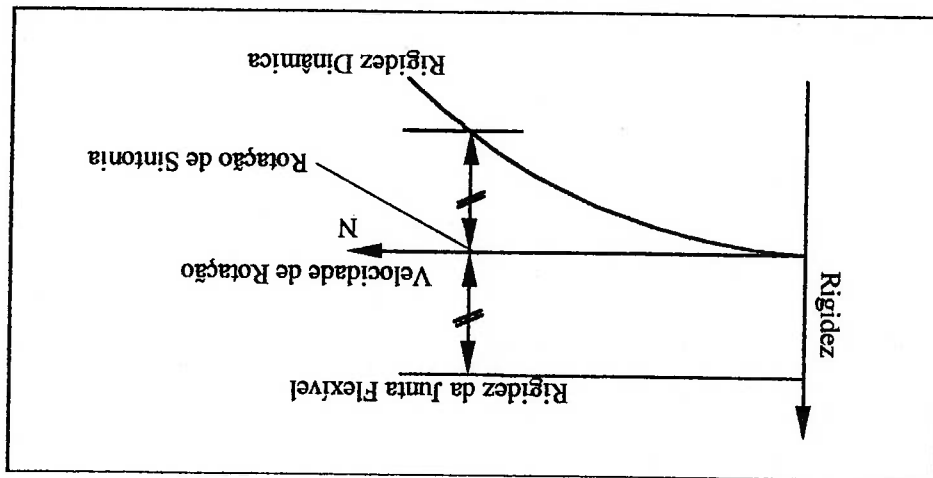


Figura 1.3 – Determinação Gráfica da Frequência de Sintonia.

Como pode ser visto nas fig. 1.4 e fig. 1.5, o esquema físico construído

mostra os sensores, que são tipicamente quatro transformadores de relutância variável que funcionam dois a dois diametralmente opostos, e que geram sinais proporcionais à diferença de folga entre os núcleos das bobinas e o rotor. Com isso se obtêm dois sinais proporcionais aos desalinhamentos angulares entre rotor e

carcaça (Mansour e Lacchini, 1993).

No rotor é posicionado um, ou como no nosso caso, dois anéis magnéticos com sentido de magnetização radial que juntamente com a estrutura de ferro do rotor, geram regiões de campo magnético também com sentido radial. Como pode ser visto na fig. 1.5, as bobinas de torque, fixadas à carcaça, são posicionadas nas regiões de campo magnético radial, e ocupam setores angulares de 90°. As bobinas opostas são ligadas em série com polaridade conveniente de modo que as correntes ao circular em geram, em cada direção, um binário sobre o rotor que será usado para controle proporcional às correntes elétricas, que em última análise, serão as medidas do giroscópio como sensor.

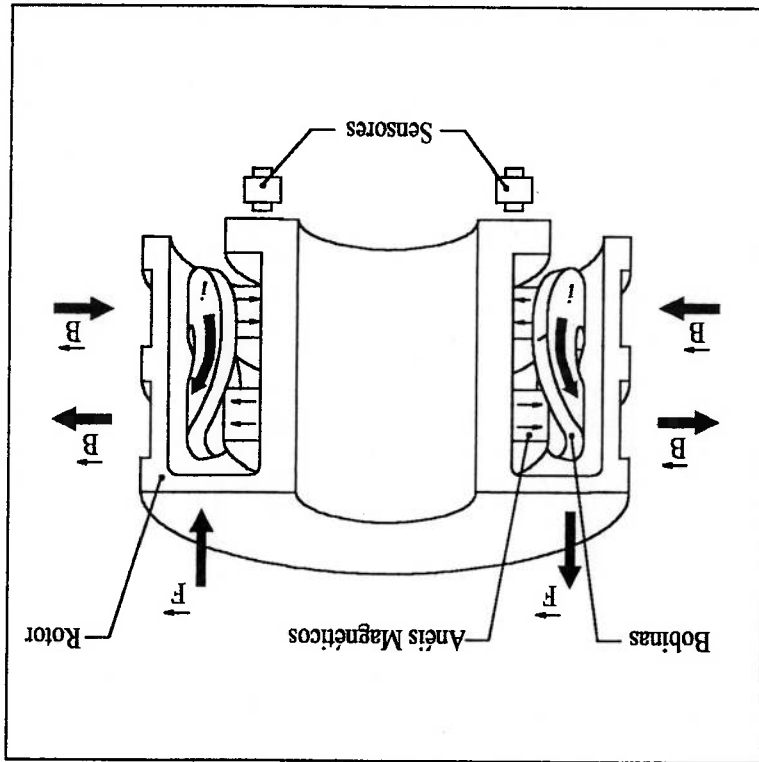


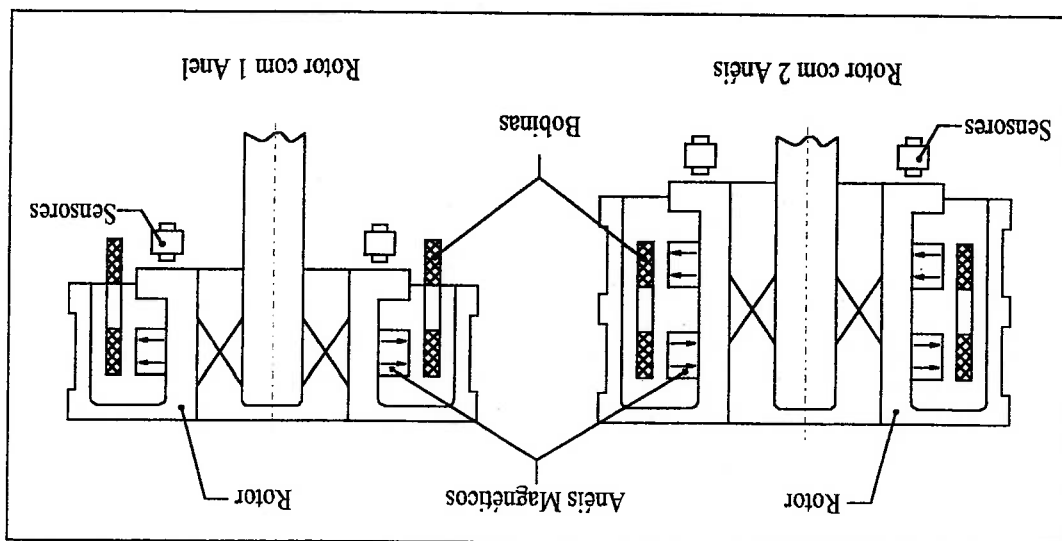
Figura 1.4 – Esquema de Posicionamento das Bobinas de Torque e dos Sensores de um DTG.

No Brasil, a relevância do desenvolvimento de sistemas inerciais é plenamente justificável pelas aplicações militares ou mesmo civis, como estabilização de plataformas de petróleo ou de satélites, e ainda pela dificuldade na aquisição dos mesmos, devido aos sucessivos embargos impostos pelos países que detêm as tecnologias de projeto e de fabricação. Desta forma, um programa de desenvolvimento de capacitação em tecnologia inercial é de necessidade estratégica para o país. Levando-se em conta a limitação de recursos e pela ampla gama de utilizações de giroscópios DTG, seu desenvolvimento se mostra como uma alternativa atrativa, e dentro desta necessidade nacional, esta iniciativa foi tomada

Mesmo hoje em dia, com a existência de giroscópios com diversas tecnologias mais modernas (isto é especialmente válido em relação aos Ring-Laser e FOG's) há muito campo de aplicação para giroscópios DTG. Especialmente em aplicações espaciais os giroscópios mecânicos são largamente utilizados pois o peso é um fator importante e os sensores óticos podem não funcionar uma vez que seus componentes podem ficar opacos na presença da radiação cósmica. Prova disso é que os ônibus espaciais norte americanos utilizam giroscópios DTG de fabricação da empresa Kearth.

1.3 Motivação

Figura 1.5 - Esquema do Rotor de um DTG com um ou dois Anéis Magnéticos.



pela Marinha do Brasil por se tratar de uma grande interessada e de ter condições de levar o desenvolvimento adiante.

Outras tentativas análogas à da Marinha, em relação à tecnologia de DTG's, também estão foram feitas, pelo Centro Técnico Aeroespacial (CTA) e empresas de São José dos Campos mas não houve continuidade. Recentemente, o "FOG", apresentado pelo CTA, mostra-se como outra iniciativa nacional e seus resultados preliminares indicam um desempenho similar aos mostrados neste trabalho.

1.4 Objetivos

Prende-se, com este trabalho, dar uma visão geral sobre o desenvolvimento do giroscópio DTG, para que seja feita uma avaliação de suas aplicações e viabilidade no país. Inicialmente, será feito um estudo do modelo dinâmico com as demonstrações das equações dinâmicas que são mostradas na literatura (Craig, 1972 e IBBE, 1988). Em seguida, pretende-se analisar os tipos de erros que podem ocorrer para que possam ser evitados no projeto, na fabricação e nos procedimentos de montagem, que também itens de estudo deste trabalho.

Os principais componentes do DTG serão analisados quanto à necessidade de qualidade de fabricação, serão discutidas suas dificuldades, e serão comentadas as precisões conseguidas com a fabricação de um protótipo. Alguns procedimentos de montagem, em especial, os procedimentos de balanceamento, serão comentados e serão sugeridas melhoras futuras.

Com uso do protótipo fabricado em condições não ideais, será feita uma seqüência de ensaios (IBBE 1988). Cada ensaio será descrito e serão mostrados os resultados experimentais através de gráficos, seguidos da determinação de diversos parâmetros de compensação de erros e de qualificação do sensor. Por último, serão feitas conclusões e comentários, e sugeridas etapas para uma continuidade dos trabalhos realizados.

1.5 Apresentação da Dissertação

No capítulo 2, pretende-se, através de um estudo do modelo dinâmico do DTG, compreender e analisar seu funcionamento, suas principais características, bem como avaliar os parâmetros envolvidos no projeto.

Analisar as principais causas de imprecisão do DTG é a razão do estudo do modelo de erros do capítulo 3.

No capítulo 4, os métodos de fabricação, e as precisões obtidas dos componentes mais importantes são mostrados. Destes, vale destacar, a junta flexível, que é a peça de construção mais complexa. Dos processos de montagem será destacado o procedimento de balanceamento. Também serão mostrados os diagramas de implementação eletrônica, assim como o diagrama de controle em malha fechada.

No capítulo 5, serão descritos ensaios de caracterização do DTG, assim como ensaios para a determinação dos coeficientes de compensação de um modelo de erros. Os resultados experimentais também serão mostrados.

Finalmente, nas conclusões, será dada uma visão geral sobre o desenvolvimento do giroscópio DTG, sobre as dificuldades encontradas, e serão sugeridos os próximos passos no sentido de se atingirem melhores precisões de deriva, para que, no futuro, se possam construir sensores a serem utilizados em navegação.

O pleno entendimento da resposta dinâmica de um DTG passa pela análise do seu modelo matemático, que envolve razoável complexidade. Os artigos de Craig, (1972a,b), tomados como referência principal no que se refere à modelagem matemática, apresentam linguagem pouco afeita aos modelos de controle e pouca clareza em passagens e simplificações, além de serem demasiadamente genéricos, considerando giroscópios DTG com diversas cruzetas o que dificulta ainda mais sua compreensão. Neste trabalho, será tentado tornar o entendimento da dinâmica do DTG mais clara, mostrando todas as passagens matemáticas e será tratado do caso particular em que existe apenas uma cruzeta, pois engloba a grande maioria dos casos, inclusive do protótipo construído para teste.

Inicialmente, serão feitas definições de eixos necessárias, e mostradas suas relações cinemáticas. Em seguida, serão apresentadas as equações dinâmicas com a aplicação das equações de Euler à cruzeta e ao rotor, chegando-se às equações dinâmicas completas do giroscópio DTG. A função de transferência e a determinação da constante de tempo do sistema dinâmico serão extraídas das equações completas, e será mostrada uma simulação destas equações ao final deste capítulo.

2.1 Sistemas de Coordenadas e Relações Cinemáticas.

Sistema fixo à Carcaça:

x_c, y_c : São os eixos cujas velocidades angulares são medidas pelo

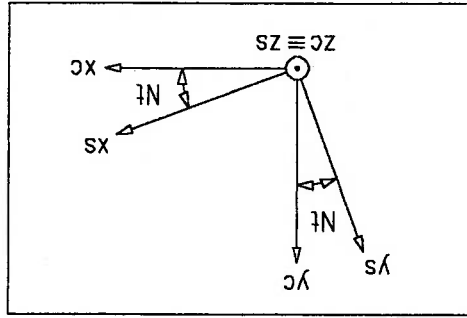
giroscópio.

z_c : É o eixo em torno do qual o rotor gira.

$$\begin{aligned}
 (2.1) \quad x_s &= x_c \cdot \cos Nt + y_c \cdot \sin Nt \\
 (2.2) \quad y_s &= -x_c \cdot \sin Nt + y_c \cdot \cos Nt \\
 (2.3) \quad z_s &= z_c
 \end{aligned}$$

Transformações da carcaça para o eixo, conforme figura 2.2:

Fig 2.2 - Transformação da Carcaça para o Eixo



Sistema fixo ao Rotor:

$$x_r, y_r, z_r$$

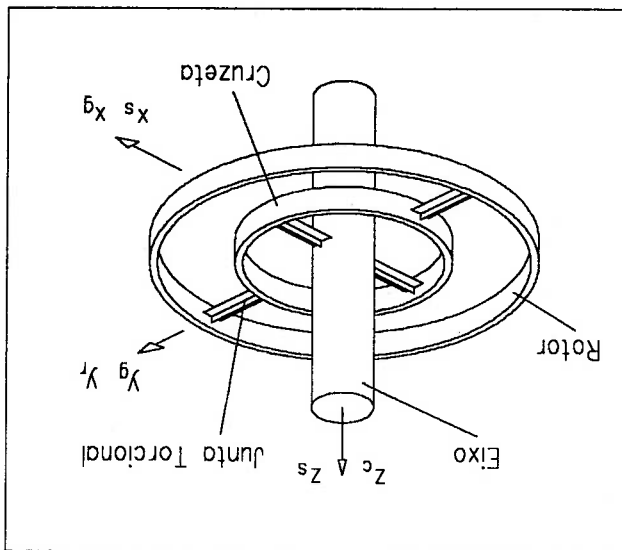
z_s : coincidente com z_c , é o eixo de rotação.

y_s :

x_s : alinhado com a junta elástica interna (que liga o eixo à cruzeta).

Sistema fixo ao Eixo:

Fig 2.1 - Definição dos Eixos



Transformações do eixo para a carga:

$$x^c = x^s \cdot \cos Nt - y^s \cdot \sin Nt \tag{2.4}$$

$$y^c = x^s \cdot \sin Nt + y^s \cdot \cos Nt \tag{2.5}$$

$$z^c = z^s \tag{2.6}$$

Considerando-se as rotações da junta elástica: θ_x , em torno de x^s (do eixo), θ_y , em torno de y^s (do eixo), pequenas o suficiente para serem consideradas como vetores, e terem suas componentes linearizáveis na forma: $\sin \theta = \theta$ e $\cos \theta = 1$, e analisando-se a figura 2.3 pode-se chegar às transformações:

$$x_r = x^s - \theta_y \cdot z^s \tag{2.7}$$

$$y_r = y^s + \theta_x \cdot z^s \tag{2.8}$$

$$z_r = \theta_y \cdot x^s - \theta_x \cdot y^s + z^s \tag{2.9}$$

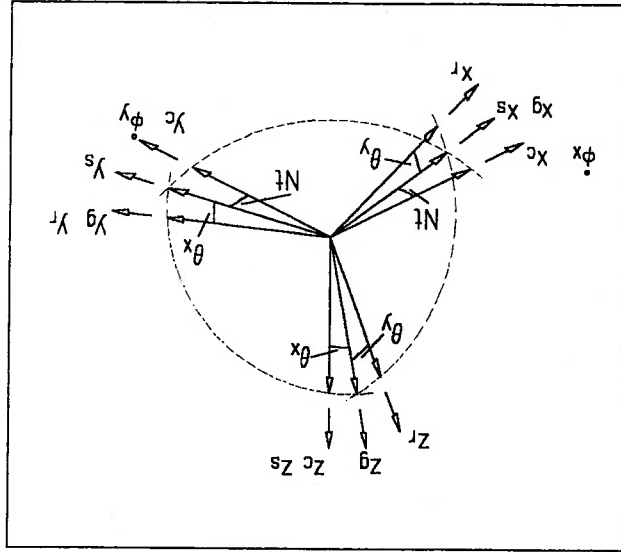


Figura 2.3 – Esquema de Mudança de Sistemas de Coordenadas

Suas transformações inversas serão das por:

$$x^s = x_r + \theta_y \cdot z_r \tag{2.10}$$

$$y^s = y_r - \theta_x \cdot z_r \tag{2.11}$$

$$z^s = -\theta_y \cdot x_r + \theta_x \cdot y_r + z_r \tag{2.12}$$

2.2 Velocidades Angulares e suas Transformações:

Na Carcaça ϕ_{xc}, ϕ_{yc} são entradas do sistema dinâmico.

Para o Eixo, tem-se:

$$\begin{aligned} \omega_{xs} &= \dot{\phi}_{xc} \cdot \cos Nt + \dot{\phi}_{yc} \cdot \sin Nt & (2.13) \\ \omega_{ys} &= -\dot{\phi}_{xc} \cdot \sin Nt + \dot{\phi}_{yc} \cdot \cos Nt & (2.14) \\ \omega_{zs} &= N & (2.15) \end{aligned}$$

E suas derivadas.

$$\begin{aligned} \omega_{xs} &= \ddot{\phi}_{xc} \cdot \cos Nt - N \cdot \dot{\phi}_{xc} \cdot \sin Nt + \ddot{\phi}_{yc} \cdot \sin Nt + N \cdot \dot{\phi}_{yc} \cdot \cos Nt & (2.16) \\ \omega_{ys} &= -\ddot{\phi}_{xc} \cdot \sin Nt - N \cdot \dot{\phi}_{xc} \cdot \cos Nt + \ddot{\phi}_{yc} \cdot \cos Nt - N \cdot \dot{\phi}_{yc} \cdot \sin Nt & (2.17) \end{aligned}$$

Para a Cruzeta, tem-se:

$$\begin{aligned} \omega_{xg} &= \omega_{xs} + \dot{\theta}_x & (2.18) \\ \omega_{yg} &= \omega_{ys} + N \cdot \theta_x & (2.19) \\ \omega_{zg} &= -\omega_{ys} \cdot \theta_x + N \equiv N & (2.20) \end{aligned}$$

E suas derivadas.

$$\begin{aligned} \omega_{xg} &= \omega_{xs} + \ddot{\theta}_x & (2.21) \\ \omega_{yg} &= \omega_{ys} + N \cdot \dot{\theta}_x & (2.22) \end{aligned}$$

E, por último, para o Rotor, tem-se:

$$\begin{aligned} \omega_{xr} &= \omega_{xs} - N \cdot \theta_y + \dot{\theta}_x & (2.23) \\ \omega_{yr} &= \omega_{ys} + N \cdot \theta_x + \dot{\theta}_y & (2.24) \\ \omega_{zr} &= \omega_{xs} \cdot \theta_y - \omega_{ys} \cdot \theta_x + N \equiv N & (2.25) \end{aligned}$$

Em suas derivadas:

$$\dot{\omega}_{xs} = \dot{\omega}_{ys} - N \cdot \ddot{\theta}_y + \dot{\theta}_x \quad (2.26)$$

$$\dot{\omega}_{yr} = \dot{\omega}_{ys} + N \cdot \ddot{\theta}_x + \dot{\theta}_y \quad (2.27)$$

Considerando as rotações θ_x e θ_y como vetores solidários ao eixo pode-se

obter suas componentes no sistema da carga utilizando expressões análogas a (2.1)

e (2.2). Estas variáveis e suas respectivas derivadas são dadas por:

$$\theta_x = \theta_{xc} \cdot \cos Nt + \theta_{yc} \cdot \text{sen } Nt \quad (2.28)$$

$$\dot{\theta}_x = \dot{\theta}_{xc} \cdot \cos Nt - N \cdot \theta_{xc} \cdot \text{sen } Nt + \dot{\theta}_{yc} \cdot \text{sen } Nt + N \cdot \theta_{yc} \cdot \cos Nt \quad (2.29)$$

$$\ddot{\theta}_x = \ddot{\theta}_{xc} \cdot \cos Nt - 2N \cdot \dot{\theta}_{xc} \cdot \text{sen } Nt - N^2 \cdot \theta_{xc} \cdot \cos Nt + \ddot{\theta}_{yc} \cdot \text{sen } Nt + 2N \cdot \dot{\theta}_{yc} \cdot \cos Nt - N^2 \cdot \theta_{yc} \cdot \text{sen } Nt \quad (2.30)$$

$$\theta_y = -\theta_{xc} \cdot \text{sen } Nt + \theta_{yc} \cdot \cos Nt \quad (2.31)$$

$$\dot{\theta}_y = -\dot{\theta}_{xc} \cdot \text{sen } Nt - N \cdot \theta_{xc} \cdot \cos Nt + \dot{\theta}_{yc} \cdot \cos Nt - N \cdot \theta_{yc} \cdot \text{sen } Nt \quad (2.32)$$

$$\ddot{\theta}_y = -\ddot{\theta}_{xc} \cdot \text{sen } Nt - 2N \cdot \dot{\theta}_{xc} \cdot \cos Nt + N^2 \cdot \theta_{xc} \cdot \text{sen } Nt + \ddot{\theta}_{yc} \cdot \cos Nt - 2N \cdot \dot{\theta}_{yc} \cdot \text{sen } Nt - N^2 \cdot \theta_{yc} \cdot \cos Nt \quad (2.33)$$

2.3 Equações de Euler aplicadas à Cruzeta:

$$\sum M_{xg} = A_g \cdot \dot{\omega}_{xg} + (C_g - B_g) \cdot \dot{\omega}_{yg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.34)$$

$$\sum M_{yg} = B_g \cdot \dot{\omega}_{yg} - (C_g - A_g) \cdot \dot{\omega}_{xg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.35)$$

mas,

$$\sum M_{xg} = T_{xr} - T_{xs} \quad (2.36)$$

$$\sum M_{yg} = T_{yr} - T_{ys} \quad (2.37)$$

que substituídas em (2.34) e (2.35) vem:

$$T_{xr} - T_{xs} = A_g \cdot \omega_{xg} + (C_g - B_g) \cdot \omega_{yg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.38)$$

$$T_{yr} - T_{ys} = B_g \cdot \omega_{yg} - (C_g - A_g) \cdot \omega_{xg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.39)$$

Os torques T_{xs} e T_{ys} são exercidos pelas juntas nas suas direções flexíveis.

Considerando suas rigidezes e ainda seus amortecimentos tem-se:

$$T_{xs} = k_x \cdot \theta_x + D_x \cdot \dot{\theta}_x \quad (2.40)$$

$$T_{yr} = k_y \cdot \theta_y + D_y \cdot \dot{\theta}_y \quad (2.41)$$

Substituindo (2.40) e (2.41) em (2.38) e (2.39) e isolando-se os termos T_{xr} e

T_{ys} vem:

$$T_{xr} = k_x \cdot \theta_x + D_x \cdot \dot{\theta}_x + A_g \cdot \omega_{xg} + (C_g - B_g) \cdot \omega_{yg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.42)$$

$$T_{ys} = -k_y \cdot \theta_y - D_y \cdot \dot{\theta}_y - B_g \cdot \omega_{yg} + (C_g - A_g) \cdot \omega_{xg} \cdot \omega_{zg} \quad (2.43)$$

T_{xr} e T_{ys} são os torques que as juntas elásticas exercem nas direções

ortogonais às suas direções flexíveis, no sistema de referência do eixo

2.4 Equações de Euler aplicadas ao Rotor:

Para que se possam aplicar as equações de Euler ao rotor, devem ser

analisados todos os torques que são aplicados sobre o mesmo. Quatro esforços serão

considerados:

Os torques transmitidos pela junta elástica que liga a cruzeta ao rotor

(alinhado com o eixo y_r). São eles T_{xr} e T_{yr} , que são expressos por (2.42) e (2.41)

respectivamente.

Um torque T_d de arrasto proporcional à velocidade de rotação N , que é

alinhado com o eixo de rotação do rotor e que contém suas componentes $(-T_d \cdot \theta_y)$

e $(T_d \cdot \theta_x)$ nos eixos x_r e y_r respectivamente.

Momentos externos de amortecimento viscoso entre rotor e carga que são proporcionais às suas velocidades angulares relativas $(D_r \cdot \theta_{xc})$ e $(D_r \cdot \theta_{yc})$, nas direcções x_c e y_c da carga respectivamente.

Momentos externos aplicados pelas bobinas de torque que são usadas para se fecharem as malhas de controle (MC_x, MC_y) também nas direcções x_c e y_c da carga respectivamente

Os dois primeiros torques mencionados foram equacionados no sistema rotativo do eixo enquanto que os dois últimos estão referenciados à carga. Para que se possam aplicar as equações de Euler ao rotor deve-se trabalhar em um mesmo referencial rotativo. Para isso serão feitas as projecções dos momentos do referencial da carga para o rotor, dando origem aos momentos M_x e M_y .

$$M_x = (MC_x - D_r \cdot \theta_{xc}) \cos Nt + (MC_y - D_r \cdot \theta_{yc}) \sin Nt \quad (2.44)$$

$$M_y = -(MC_x - D_r \cdot \theta_{xc}) \sin Nt + (MC_y - D_r \cdot \theta_{yc}) \cos Nt \quad (2.45)$$

As equações para o rotor são dadas por:

$$\sum M_{xr} = A \cdot \omega_{xr} + (C - B) \cdot \omega_{yr} \cdot \omega_{zr} \quad (2.46)$$

$$\sum M_{yr} = B \cdot \omega_{yr} - (C - A) \cdot \omega_{xr} \cdot \omega_{zr} \quad (2.47)$$

onde:

$$\sum M_{xr} = M_x - T_{xr} - T_d \cdot \theta_y \quad (2.48)$$

$$\sum M_{yr} = M_y - T_{yr} + T_d \cdot \theta_x \quad (2.49)$$

Substituindo (2.48) em (2.46), e (2.49) em (2.47) já incluindo as expressões

de T_{xr} (2.42) e T_{yr} (2.41), vem:

$$A \cdot \omega_{xr} + (C - B) \cdot \omega_{yr} \cdot \omega_{zr} + k_x \cdot \theta_x + D_x \cdot \theta_x + A_g \cdot \omega_{xg} + (C_g - B_g) \cdot \omega_{yg} \cdot \omega_{zg} + T_d \cdot \theta_y = M_x \quad (2.50)$$

$$B \cdot \omega_{yr} - (C - A) \cdot \omega_{xr} \cdot \omega_{zr} + k_y \cdot \theta_y + D_y \cdot \theta_y - T_d \cdot \theta_x = M_y \quad (2.51)$$

Substituindo-se as expressões de (2.18) a (2.27) de ω_{xg} , ω_{yg} , ω_{zg} , $\omega_{x'}$, $\omega_{y'}$, e $\omega_{z'}$, e suas derivadas em (2.50) e (2.51) tem-se:

$$(2.52) \quad \begin{aligned} & \ddot{\theta}^x \cdot (A + A^g) + \dot{\theta}^x \cdot D^x + \theta^x \cdot (N^2 \cdot (C - B + C^g - B^g) + k^x) \\ & + \dot{\theta}^y \cdot N \cdot (C - A - B) + \theta^y \cdot T^d = \\ & = -\dot{\omega}_{xs} \cdot (A + A^g) - \dot{\omega}_{ys} \cdot N \cdot (C - B + C^g - B^g) + Mx \\ & \ddot{\theta}^y \cdot B + \dot{\theta}^y \cdot D^y + \theta^y \cdot (N^2 \cdot (C - A) + k^y) \\ & - \dot{\theta}^x \cdot N \cdot (C - A - B) - \theta^x \cdot T^d = \\ & - \dot{\omega}_{ys} \cdot B + \dot{\omega}_{xs} \cdot N \cdot (C - A) + My \end{aligned} \quad (2.53)$$

As expressões de ω_{xs} , ω_{ys} , ω_{zs} e suas derivadas devem ser substituídas pelas expressões em função das velocidades angulares da carga $\dot{\phi}^x$, $\dot{\phi}^y$ que vêm de (2.13) a (2.17). Reagrupando, tem-se:

$$(2.54) \quad \begin{aligned} & \dot{\theta}^x \cdot (A + A^g) + \dot{\theta}^x \cdot D^x + \theta^x \cdot (N^2 \cdot (C - B + C^g - B^g) + k^x) \\ & + \dot{\theta}^y \cdot N \cdot (C - A - B) + \theta^y \cdot T^d = \\ & - (A + A^g) \cdot \dot{\phi}^x \cdot \cos Nt + \dot{\phi}^y \cdot \sin Nt \\ & - N \cdot (C - B + A + C^g - B^g + A^g) \cdot (-\dot{\phi}^x \cdot \sin Nt + \dot{\phi}^y \cdot \cos Nt) + Mx \\ & \dot{\theta}^y \cdot B + \dot{\theta}^y \cdot D^y + \theta^y \cdot (N^2 \cdot (C - A) + k^y) \\ & - \dot{\theta}^x \cdot N \cdot (C - A - B) - \theta^x \cdot T^d = \\ & - B \cdot (-\dot{\phi}^x \cdot \sin Nt + \dot{\phi}^y \cdot \cos Nt) \\ & + N \cdot (C - A - B) \cdot (\dot{\phi}^x \cdot \cos Nt + \dot{\phi}^y \cdot \sin Nt) + My \end{aligned} \quad (2.55)$$

Estas equações de movimento do rotor estão referenciadas ao sistema de coordenadas rotativo. Mas devem-se obter estas equações no sistema da carga por ser um referencial mais conveniente. Para isso, devem-se substituir as variáveis θ^x e θ^y e suas derivadas por suas projeções no sistema da carga θ^{xc} e θ^{yc} usando as transformações de (2.28) a (2.33). Da mesma forma devem-se substituir Mx e My

por suas expressões (2.44) e (2.45). Aplicando-se então as substituições e re-organizando obtêm-se:

$$\begin{aligned} & \ddot{\theta}^{xc} \{ (A + A^g) \cos Nt \} + \dot{\theta}^{xc} \{ - [2N(A + A^g) + N \cdot (C - A - B)] \text{sen } Nt + (D^x + D_r) \cos Nt \} + \\ & \theta^{xc} \{ (T^d + ND^x) \text{sen } Nt + [N^2 \cdot (C - B + C^g - B^g) + k^x] \cdot (C - A - B) - N^2 \cdot (A + A^g) \} \text{sen } Nt + \\ & \theta^{yc} \{ (A + A^g) \text{sen } Nt \} + \dot{\theta}^{yc} \{ (D^x + D_r) \text{sen } Nt + (N \cdot (C - A - B) + 2N(A + A^g)) \cos Nt \} + \\ & \theta^{yc} \{ N^2 \cdot (C - B + C^g - B^g) + k^x \} \cdot (C - A - B) - N^2 \cdot (A + A^g) \} \text{sen } Nt + (T^d + ND^x) \cos Nt \} = \\ & = -(A + A^g) \cdot (\dot{\phi}^x \cdot \cos Nt + \phi^y \cdot \text{sen } Nt) - N \cdot (C - B + A + C^g - B^g + A^g) \cdot (-\dot{\phi}^x \cdot \text{sen } Nt + \phi^y \cdot \cos Nt) \\ & + MC^x \cdot \cos Nt + MC^y \cdot \text{sen } Nt \end{aligned}$$

(2.56)

$$\begin{aligned} & \ddot{\theta}^{xc} \{ -B \text{sen } Nt \} + \dot{\theta}^{xc} \{ (D^y + D_r) \text{sen } Nt - [2BN + N \cdot (C - A - B)] \cos Nt \} + \\ & \theta^{xc} \{ BN^2 - (N^2 \cdot (C - A) + k_y) + N^2 \cdot (C - A - B) \} \text{sen } Nt - (T^d - ND^y) \cos Nt \} + \\ & \theta^{xc} \{ B \cos Nt \} + \dot{\theta}^{yc} \{ - [2NB + N \cdot (C - A - B)] \text{sen } Nt + (D_y + D_r) \cos Nt \} + \\ & \theta^{yc} \{ (T^d + ND^y) \text{sen } Nt + [(N^2 \cdot (C - A) + k_y) - N^2 \cdot (C - A - B) - N^2 B] \cos Nt \} = \\ & = -B \cdot (-\dot{\phi}^x \cdot \text{sen } Nt + \phi^y \cdot \cos Nt) + N \cdot (C - A + B) \cdot (\dot{\phi}^x \cdot \cos Nt + \phi^y \cdot \text{sen } Nt) \\ & - MC^x \cdot \text{sen } Nt + MC^y \cdot \cos Nt \end{aligned}$$

(2.57)

Para simplificar as equações (2.56) e (2.57) podem-se fazer as transformações da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \text{Equação A} &= \text{Equação (2.56)} \cdot \cos Nt - \text{Equação (2.57)} \cdot \text{sen } Nt \\ \text{Equação B} &= \text{Equação (2.56)} \cdot \text{sen } Nt + \text{Equação (2.57)} \cdot \cos Nt \end{aligned}$$

E lembrando ainda que:

$$\cos^2 Nt = \frac{1 + \cos 2Nt}{2} ; \quad \text{sen}^2 Nt = \frac{1 - \cos 2Nt}{2} \quad \text{e} \quad \text{sen } Nt \cdot \cos Nt = \frac{\text{sen } 2Nt}{2}$$

Obtêm-se as equações completas de um giroscópio DTG com uma só cruzeta;

MC_y

$$= \frac{1}{2} \phi_x \{ (A-B+A_g) \text{sen } 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_x \{ N(2C+C_g+A_g-B_g) - N(2A-2B+C_g+A_g-B_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_y \{ (A+B+A_g) + (A-B+A_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_y \{ N(2A-2B+C_g+A_g-B_g) \text{sen } 2Nt \} +$$

$$\frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (A-B+A_g) \text{sen } 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ -2N(C+A_g) + (D_x - D_y) \text{sen } 2Nt + 2N(A-B+A_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (2T_d + N(D_x + D_y)) + (N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x - k_y) \text{sen } 2Nt + N(D_x - D_y) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (A+B+A_g) - (A-B+A_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (D_x + D_y + 2D_r) + 2N(A-B+A_g) \text{sen } 2Nt - (D_x - D_y) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{yc} \{ N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x + k_y + N(D_x - D_y) \text{sen } 2Nt - (N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x - k_y) \cos 2Nt \} =$$

 MC_x

$$= \frac{1}{2} \phi_x \{ (A+B+A_g) - (A-B+A_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_x \{ N(2A-2B+C_g+A_g-B_g) \text{sen } 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_y \{ (A-B+A_g) \text{sen } 2Nt \} + \frac{1}{2} \phi_y \{ N(2C+C_g+A_g-B_g) - N(2A-2B+C_g+A_g-B_g) \cos 2Nt \} +$$

$$\frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (A+B+A_g) + (A-B+A_g) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (D_x + D_y + 2D_r) - 2N(A-B+A_g) \text{sen } 2Nt + (D_x - D_y) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x + k_y - N(D_x - D_y) \text{sen } 2Nt + (N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x - k_y) \cos 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{xc} \{ (A-B+A_g) \text{sen } 2Nt \} + \frac{1}{2} \theta_{yc} \{ 2T_d + N(D_x + D_y) + (N^2(C_g - A_g - B_g) + k_x - k_y) \text{sen } 2Nt + N(D_x - D_y) \cos 2Nt \} =$$

 (2.59) (2.58)

Na prática, de um modo geral, os rotores e as juntas elásticas são simétricos, sendo assim, para estudo sem perda de generalidade podem-se substituir nas equações (2.58) e (2.59) as seguintes simplificações:

$$\begin{aligned} k_x &= k_y = k \\ D_x &= D_y = D \\ A &= B \\ A_g &= B_g \end{aligned}$$

logo:

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}\theta^{xc} \{2A + A_g\} + \frac{1}{2}\theta^{xc} \{2(D + D_r) - 2NA_g \sin 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{xc} \{N^2(C_g - 2A_g) + 2k + N^2(C_g - 2A_g) \cos 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{xc} \{A_g \sin 2Nt\} + \frac{1}{2}\theta^{xc} \{2N(C + A_g) + 2NA_g \cos 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{yc} \{2(T_d + ND) + N^2(C_g - 2A_g) \sin 2Nt\} = \\ \frac{1}{2}\phi^x \{-(2A + A_g) - A_g \cos 2Nt\} + \frac{1}{2}\phi^x \{NC_g \sin 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\phi^y \{A_g \sin 2Nt\} + \frac{1}{2}\phi^y \{N(2C + C_g) - NC_g \cos 2Nt\} + \end{aligned}$$

MC_x

(2.60)

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}\theta^{xc} \{A_g \sin 2Nt\} + \frac{1}{2}\theta^{xc} \{2N(C + A_g) + 2NA_g \cos 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{xc} \{2(T_d + ND) + N^2(C_g - 2A_g) \sin 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{yc} \{2A + A_g\} - A_g \cos 2Nt \{ \} + \frac{1}{2}\theta^{yc} \{2(D + D_r) + 2NA_g \sin 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\theta^{yc} \{N^2(C_g - 2A_g) + 2k - N^2(C_g - 2A_g) \cos 2Nt\} = \\ \frac{1}{2}\phi^x \{A_g \sin 2Nt\} + \frac{1}{2}\phi^x \{N(2C + C_g) - NC_g \cos 2Nt\} + \\ \frac{1}{2}\phi^y \{-(2A + A_g) + A_g \cos 2Nt\} + \frac{1}{2}\phi^y \{NC_g \sin 2Nt\} + \end{aligned}$$

MC_y

(2.61)

Fazendo as seguintes definições:

$$D^d = T^d / N$$

$$I = \frac{1}{2}(A + B + A^g) = \frac{1}{2}(2A + A^g)$$

$$J = \frac{1}{2}(A^g + B^g - C^g) = \frac{1}{2}(2A^g - C^g)$$

$$q_x = \frac{1}{2}A^g \cdot \ddot{\theta}_{xc} + \frac{1}{2}N^2(C^g - 2A^g) \cdot \theta_{xc} + N \cdot A^g \cdot \ddot{\theta}_{yc} + \frac{1}{2}A^g \cdot \ddot{\phi}_x + \frac{1}{2}N \cdot C^g \cdot \ddot{\phi}_y$$

$$q_y = -N \cdot A^g \cdot \ddot{\theta}_{xc} + \frac{1}{2}A^g \cdot \ddot{\theta}_{yc} + \frac{1}{2}N^2(C^g - 2A^g) \cdot \theta_{yc} - \frac{1}{2}N \cdot C^g \cdot \ddot{\phi}_x + \frac{1}{2}A^g \cdot \ddot{\phi}_y$$

E substituindo em (2.60) e (2.61) vem (IEEE 1988):

$$(2.62) \quad \ddot{\theta}_{xc}I + \theta_{xc}(D + D^d) + \theta_{xc}(k - N^2J) + \theta_{yc}N(C + A^g) + \theta_{yc}N(D^d + D) = -\ddot{\phi}_xI - \ddot{\phi}_yN(C + C^g/2) + MC_x - q_x \cos 2Nt - q_y \sin 2Nt$$

$$(2.63) \quad -\theta_{xc}N(C + A^g) - \theta_{xc}N(D^d + D) + \ddot{\theta}_{yc}I + \theta_{yc}(D + D^d) + \theta_{yc}(k - N^2J) = +\ddot{\phi}_xN(C + C^g/2) + \ddot{\phi}_yI + MC_y - q_x \sin 2Nt + q_y \cos 2Nt$$

Quando o termo $(k - N^2J)$ for nulo, ocorre a situação em que o momento aplicado pela torção das juntas elásticas é contrabalancado pela reação do binário giroscópico da cruzeta. Nesta condição ideal para o sensor, o rotor estará virtualmente livre de torques no espaço, (na ausência de atritos) e esta é a condição de simtonia pois ocorre quando a rotação de operação do giroscópio for $N_o = \sqrt{k/J}$, que chamamos de rotação de simtonia.

2.5 Determinação da Função de Transferência em Malha Aberta

Com a consideração de um giroscópio simétrico, em sintonia sem amortecimentos, e ainda, que as inércias da junta elástica são desprezíveis frente às do rotor, ou seja, $A_g \ll A$ e $A_g \ll C$, logo $q_x = q_y = 0$. Desta forma as equações (2.60) e (2.61) assumem a s formas:

$$-NC\ddot{\theta}_{xc} + A\ddot{\theta}_{yc} = NC\dot{\phi}_x - A\ddot{\phi}_y + MC\dot{\phi}_y \quad (2.65)$$

$$A\ddot{\theta}_{xc} + NC\ddot{\theta}_{yc} = -A\dot{\phi}_x - NC\dot{\phi}_y + MC\dot{\phi}_x \quad (2.64)$$

Aplicando-se a Transformada de Laplace em ambas tem-se:

$$-NCs\theta_{xc}(s) + As^2\theta_{yc}(s) = NCs\phi_x(s) - As^2\phi_y(s) + MC\dot{\phi}_y(s) \quad (2.67)$$

$$As^2\theta_{xc}(s) + NCs\theta_{yc}(s) = -As^2\phi_x(s) - NCs\phi_y(s) + MC\dot{\phi}_x(s) \quad (2.66)$$

Isolando-se os termos $\theta_{xc}(s)$ e $\theta_{yc}(s)$ das expressões (2.66) e (2.67) vem:

$$\theta_{xc}(s) = -\phi_x(s) + \frac{s \cdot MC\dot{\phi}_x(s) - NC\dot{\phi}_y(s)}{NC/A \cdot MC_x(s) + s \cdot MC_y(s)} + \frac{A \cdot s \cdot (s^2 + (NC/A)^2)}{NC/A \cdot MC_x(s) + s \cdot MC_y(s)} \quad (2.68)$$

$$\theta_{yc}(s) = -\phi_y(s) + \frac{NC/A \cdot MC_x(s) + s \cdot MC_y(s)}{A \cdot s \cdot (s^2 + (NC/A)^2)} + \frac{A \cdot s \cdot (s^2 + (NC/A)^2)}{NC/A \cdot MC_x(s) + s \cdot MC_y(s)} \quad (2.69)$$

As equações (2.68) e (2.69) representam as funções de transferência em malha aberta para um giroscópio clássico de dois eixos, simétrico e com rotor livre. É fácil notar que na ausência de torques das bobinas os deslocamentos da carga são lidos com sinais trocados pelos sensores.

2.6 Determinação da Constante de Tempo do Sistema Dinâmico em Malha Aberta.

A constante de tempo é um fator de importância na determinação da qualidade de um DTG pois esta relacionada aos esforços de amortecimento que atuam sobre o rotor. Ao se girar a carga, mesmo sem a ação dos torqueadores, estes esforços implicam no alinhamento do rotor à carga através do movimento de precessão do rotor. Quanto maior for o tempo de alinhamento, maior será sua constante de tempo, menor será o amortecimento do sistema e melhor será a qualidade do sensor. Para a determinação da constante de tempo o sistema será considerado da seguinte forma:

Malha Aberta, $MC_x = MC_y = 0$;

Amortecimentos existentes

T^p, D ;

Fora de sintonia

$k - N^2 J \neq 0$;

Inércias da cruzeta desprezíveis frente às do rotor

$q_x = q_y = 0$

Neste caso as equações (2.62) e (2.63) assumem a seguinte forma:

$$(2.70) \quad \theta^{xx} I + \theta^{xc} (D + D_r) + \theta^{yc} (k - N^2 J) + \theta^{yx} N(C + A_g) + \theta^{yc} N(D^p + D) = -\phi^x I - \phi^y N(C + C_g/2)$$

$$(2.71) \quad -\theta^{xx} N(C + A_g) - \theta^{xc} N(D^p + D) + \theta^{yc} I + \theta^{yx} (D + D_r) + \theta^{yc} (k - N^2 J) = +\phi^x N(C + C_g/2) + \phi^y I$$

Aplicando a transformada de Laplace em ambas equações temos:

$$(2.72) \quad \theta^{xx}(s) \{I s^2 + (D + D_r) s + (k - N^2 J)\} + \theta^{yc}(s) \{N(C + A_g) s + N(D^p + D)\} = -\phi^x(s) I s^2 - \phi^y(s) N(C + C_g/2) s$$

$$-\theta^{xc}(s)\{N(C + A_g)s - N(D^d + D)\} + \theta^{yc}(s)\{Is^2 + (D + D_r)s + (k - N^2J)\} = +\phi^x(s)N(C + C_g/2)s + \phi^y(s)Is^2 \quad (2.73)$$

Definindo-se os polinômios:

$$\begin{aligned} P_1 &= I \cdot s^2 + (D + D_r) \cdot s + (k - N^2J) \\ P_2 &= \{N \cdot (C + A_g) \cdot s + N(D^d + D)\} \\ P_3 &= I \cdot s^2 \\ P_4 &= N(C + C_g/2) \cdot s \end{aligned}$$

As equações (2.72) e (2.73) assumirão a forma:

$$P_1 \cdot \theta^{xc}(s) + P_2 \cdot \theta^{yc}(s) = -P_3 \cdot \phi^x(s) - P_4 \cdot \phi^y(s) \quad (2.74)$$

$$-P_2 \cdot \theta^{xc}(s) + P_1 \cdot \theta^{yc}(s) = P_4 \cdot \phi^x(s) - P_3 \cdot \phi^y(s) \quad (2.75)$$

Pode-se somar a equação (2.74) à equação (2.75) multiplicada por $j = \sqrt{-1}$ e

as equações ficarão na forma complexa:

$$\theta^{xc}(s)(P_1 - jP_2) + \theta^{yc}(s)(P_2 + jP_1) = \phi^x(s)(-P_3 + jP_4) + \phi^y(s)(-P_4 - jP_3)$$

que re-organizada vem:

$$(\theta^{xc}(s) + j\theta^{yc}(s)) \cdot (P_1 - jP_2) = (\phi^x(s) + j\phi^y(s)) \cdot (-P_3 + jP_4)$$

e definindo $\theta^{xy}(s) = \theta^{xc}(s) + j\theta^{yc}(s)$ e $\phi^{xy}(s) = \phi^x(s) + j\phi^y(s)$ chega-se a

função de transferência na forma compacta complexa:

$$\theta^{xy}(s) = -\phi^{xy}(s) \cdot \frac{(P_3 - jP_4)}{(P_1 - jP_2)} \quad (2.76)$$

Fazendo-se as seguintes definições:

Frequência de Nutação $\omega_n = \frac{I}{N \cdot (C + A_g)}$

Figura de Mérito $F_m = \frac{C + A_g}{A_g + B_g - C_g}$

Constante de Tempo do Sistema $\frac{t}{N} = \frac{I}{(D + D^d) \cdot \omega_n}$

Constante de Tempo da Nutação $\frac{t_n}{N} = \frac{I}{(D + D^d) \cdot (D + D^d)} \cdot \omega_n$

Desvio de Simtonia $\delta N = N_0 - N$

Podem-se re-escrever os coeficientes dos polinômios da seguinte forma:

1- $(D + D^d) = I \cdot \left(\frac{t}{1} + \frac{t_n}{1} \right)$

2- $N^2 (C_g - A_g - B_g) + k_x + k_y = \frac{2}{k - N^2 J} = I \cdot \left(\frac{t \cdot t_n}{1} + \frac{F_m}{\delta N} \cdot \omega_n \right)$

Podem-se demonstrar:

Se $N = N_0 - \delta N$, então:

$$k - N^2 J = k - (N_0 - \delta N)^2 \cdot J = k \cdot (1 - \frac{\delta N}{N_0})^2 \cdot J = k \cdot (1 - \frac{\delta N}{N_0})^2 \cdot J$$

$$k - N^2 J = k - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} + \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} \cdot (1 - \frac{\delta N}{N_0})$$

$$k - N^2 J = k - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} + \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} \cdot \frac{\delta N}{N_0}$$

$$k - N^2 J = k - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} \cdot \frac{\delta N}{N_0} = k - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} \cdot \frac{\delta N}{N_0} = k - \frac{N^2}{2 \cdot N_0 \cdot \delta N} \cdot \frac{\delta N}{N_0}$$

Mas, se $\delta N \ll N_0 \Leftrightarrow N_0 \approx N$

Logo: $k - N_2 J = 2 \cdot N \cdot \delta N \cdot J$

Dividindo-se e multiplicando-se por $I \cdot F^m = \frac{I \cdot (C + A_g)}{(A_g + B_g - C_g)}$, vem:

$$k - N_2 J = 2 \cdot N \cdot \delta N \cdot J \cdot \frac{I \cdot (C + A_g)}{(A_g + B_g - C_g)} \cdot \frac{I \cdot F^m}{I \cdot F^m} = N \cdot \delta N \cdot \frac{I \cdot F^m}{(C + A_g) \cdot I}$$

$$k - N_2 J = I \cdot \omega^n \cdot \left(\frac{\delta N}{I} \cdot F^m \right)$$

Se for considerado o termo: $\frac{1}{I} \langle \langle \omega^n \cdot \frac{\delta N}{I} \cdot F^m \rangle \rangle$, este poderá ser adicionado

chegando-se a forma final:

$$k - N_2 J = I \cdot \left(\frac{1}{I} \cdot \omega^n + \omega^n \cdot \frac{\delta N}{I} \right) \cdot F^m$$

3- $N(C + A_g) = I \cdot \omega^n \equiv -I \cdot \left(\frac{\delta N}{I} \cdot F^m - \omega^n \right)$ uma vez que: $\frac{\delta N}{I} \langle \langle \omega^n \cdot F^m \rangle \rangle$

4- $N \cdot (D + D) = \frac{1}{I} I \omega^n = I \left(\frac{1}{I} \omega^n \right) \equiv -I \left(\frac{\delta N}{I} \frac{1}{I} - \frac{1}{I} \omega^n \right)$ uma vez que: $\frac{1}{I} \equiv \frac{1}{I} \frac{\tau}{\tau}$ e $\frac{\tau}{I} \equiv \frac{\tau}{I} \frac{F^m}{F^m} \langle \langle \omega^n \rangle \rangle$

5- $\frac{2}{N(2C + C_g)} = I \cdot \omega^n \left(1 - \frac{2F^m}{I} \right)$

Com essas alterações os polinômios P_1, P_2, P_3 e P_4 ficarão da seguinte

forma:

$$P_1 = I \cdot s^2 + I \cdot \left(\frac{1}{1} + \frac{\tau}{1} \right) \cdot s + I \cdot \left(\frac{1}{1} + \frac{\tau}{1} \right) \cdot \frac{F^m}{\delta N \cdot \omega^n}$$

$$P_2 = -I \cdot \left(\frac{\delta N}{I} \cdot F^m - \omega^n \right) \cdot s - I \cdot \left(\frac{\tau}{\omega^n} - \frac{F^m \cdot \tau}{\delta N} \right)$$

$$P_3 = I \cdot s^2$$

$$\frac{2 \cdot F_m}{1} \lll 1 \Rightarrow 1 - \frac{2 \cdot F_m}{1} = 1$$

Mas se a figura de Mérito F_m é um número muito maior que a unidade então:

$$(2.77) \quad \theta_{xy}(s) = -\phi_{xy}(s) \cdot \frac{\left\{ s + \frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \right\} \cdot \left\{ s + \frac{t}{1} - j \omega_n \right\}}{\left\{ s - j \omega_n \right\} \cdot \left\{ 1 - \frac{2 \cdot F_m}{1} \right\} \cdot s}$$

que substituídos na equação (2.76) vem:

$$\begin{aligned} (P_1 - jP_2) = I \cdot \left\{ s + \frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \right\} \cdot \left\{ s + \frac{t}{1} - j \omega_n \right\} \\ (P_1 - jP_2) = I \cdot \left\{ s_2 + s \right\} \cdot \left[\frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} + \frac{t}{1} - j \omega_n \right] + \left[\frac{t}{1} - j \omega_n \right] \cdot \left[\frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \right] \\ (P_1 - jP_2) = I \cdot \left\{ s_2 + s \right\} \cdot \left[\frac{t}{1} + \frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \cdot \omega_n \right] + \left[\frac{t}{1} - j \omega_n \right] \cdot \left[\frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \cdot \omega_n \right] \\ (P_1 - jP_2) = I \cdot s_2 + I \cdot \left[\frac{t}{1} + \frac{t}{1} \right] \cdot s + I \cdot \left[\frac{t}{1} + j \frac{F_m}{\partial N} \cdot \omega_n \right] + jI \cdot \left[\frac{F_m}{\partial N} \cdot \omega_n - \omega_n \right] \cdot s + jI \cdot \left[\frac{F_m}{\partial N} \cdot \omega_n - \omega_n \right] \cdot \frac{t}{\omega_n} \end{aligned}$$

e o denominador será:

$$(P_3 - jP_4) = I \cdot s^2 - j \cdot I \cdot \omega_n \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot F_m}{1} \right) = I \cdot \left\{ s - j \omega_n \right\} \cdot \left\{ 1 - \frac{2 \cdot F_m}{1} \right\} \cdot s$$

e então o numerador de (2.76) será:

$$P_4 = I \cdot \omega_n \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot F_m}{1} \right)$$

$$\begin{aligned} \theta^x(t) + j\theta^y(t) = e^{-t/\tau} & \left\{ \left(\frac{F^m}{SN} \cos \cdot \phi^x(0) + \frac{F^m}{SN} \sin \cdot \phi^y(0) \right) + \left(\frac{F^m}{SN} \sin \cdot \phi^y(0) + \frac{F^m}{SN} \cos \cdot \phi^x(0) \right) \right\} \\ \theta^x(t) + j\theta^y(t) = e^{-t/\tau} & \left(\cos \cdot \phi^x(0) + \sin \cdot \phi^y(0) \right) \cdot e^{-t/\tau} \\ \theta^{xy}(t) = \phi^{xy}(0) \exp & \left(-\frac{t}{\tau} - j \frac{F^m}{SN} \right) \end{aligned}$$

$$\theta^{xy}(s) = \frac{\left(s + \frac{1}{\tau} + j \frac{F^m}{SN} \right)}{1}$$

resposta é obtida aplicando-se a transformada inversa de Laplace de modo que:

qualquer. Se for considerada uma entrada de grau $\frac{s}{\phi^{xy}(0) + j\phi^y(0)}$ a

Esta é a função que exprime a resposta θ^{xy} em função de uma entrada ϕ^{xy}

$$(2.79) \quad \theta^{xy}(s) = \phi^{xy}(s) \cdot \frac{\left\{ s + \frac{1}{\tau} + j \frac{F^m}{SN} \right\}}{s}$$

Com uma análise da equação (2.78), nota-se que existe um zero na frequência ω_n , muito próximo de um pólo com parte real $1/\tau^n$, que deve ser muito menor que a parte imaginária ω_n . Com esta consideração, estes zero e pólo, de alta frequência, podem ser cancelados, restando o pólo dominante do sistema como a seguir:

$$(2.78) \quad \theta^{xy}(s) = \phi^{xy}(s) \cdot \frac{\left\{ s + \frac{1}{\tau} + j \frac{F^m}{SN} \right\} \left\{ s + \frac{1}{\tau} - j \omega_n \right\}}{\{s - j\omega_n\} \cdot s}$$

Então a equação (2.77) pode ser re-escrita:

Para a simulação, foram utilizados os valores de projeto, mostrados na tabela 2.1, e o programa SIMULINK, cujo diagrama pode ser visto na figura 2.4. Foi dada uma condição inicial de deslocamento em X e foram feitas quatro condições de velocidade de rotação, uma em sintonia e três fora de sintonia. Analisando as respostas obtidas na figura 2.5 nota-se que a primeira, em preto, mostra o decaimento do rotor em sintonia. Em azul, verde, e vermelho a velocidade de rotação do rotor foi imposta de forma que estivesse a 2,5%, 5% e 10% fora de sintonia respectivamente,

A primeira vista, estas aproximações podem parecer grosseiras, e para que se tenha uma noção de sua validade, foi feita uma simulação do sistema dinâmico representado pelas equações de origem (2.70) e (2.71) anteriores às aproximações.

Para se chegar à determinação da constante de tempo, foram feitas algumas aproximações para que as equações (2.76) pudessem ficar numa forma canônica e ser determinada a equação (2.78), e em seguida serem obtidas as funções de resposta de grau (2.80) e (2.81).

2.7 Simulação Matemática das Equações Dinâmicas

As equações (2.79) e (2.80) apresentam a forma temporal do acompanhamento de precessão do rotor quando a carga sofre uma rotação instantânea. No caso ideal, a constante de tempo é infinita, sem amortecimentos implicaria num rotor solto que não acompanharia a carga. Na prática ocorre este alinhamento pois sempre há algum tipo de amortecimento. Nota-se também que se o giroscópio estiver fora de sintonia, o acompanhamento ocorre de forma oscilatória com frequência proporcional à dessintonia que pode ser atenuada utilizando-se altos valores da Figura de Mérito.

$$\theta_y(t) = e^{-t/\tau} \cdot \left(\phi_y(0) \cdot \cos \frac{F_m}{\delta N} t - \phi_x(0) \cdot \sin \frac{F_m}{\delta N} t \right) \quad (2.81)$$

$$\theta_x(t) = e^{-t/\tau} \cdot \left(\phi_x(0) \cdot \cos \frac{F_m}{\delta N} t + \phi_y(0) \cdot \sin \frac{F_m}{\delta N} t \right) \quad (2.80)$$

Chegando a forma final:

e conforme previsto nas equações (2.80) e (2.81), ocorrem oscilações de baixa frequência amortecidas. Em todos os casos, nota-se que ocorrem o mesmo fator de amortecimento, e a frequência de oscilação, aproximadamente dobra, quando se dobra o desvio de sintonia.

Desta forma pode-se concluir que as aproximações feitas não impõem grande variação ao sistema dinâmico e os resultados obtidos em 2.80 e 2.81 são plenamente válidos.

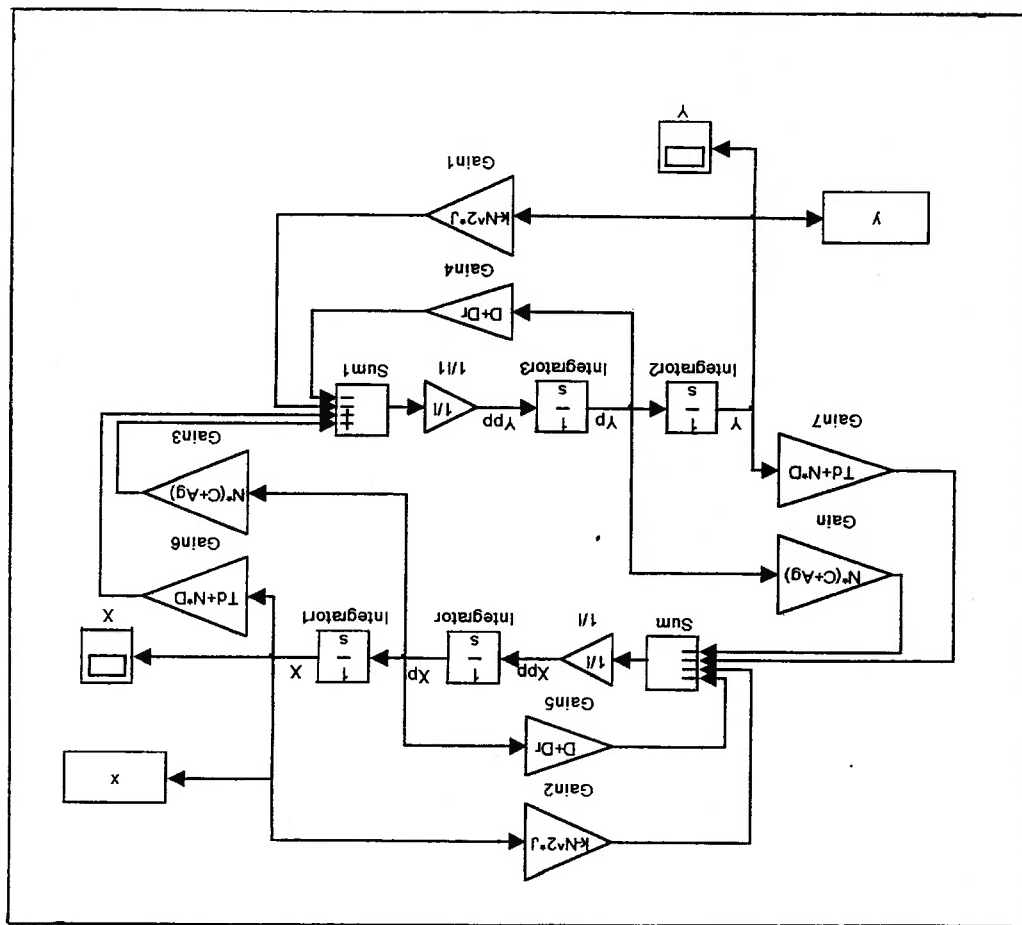
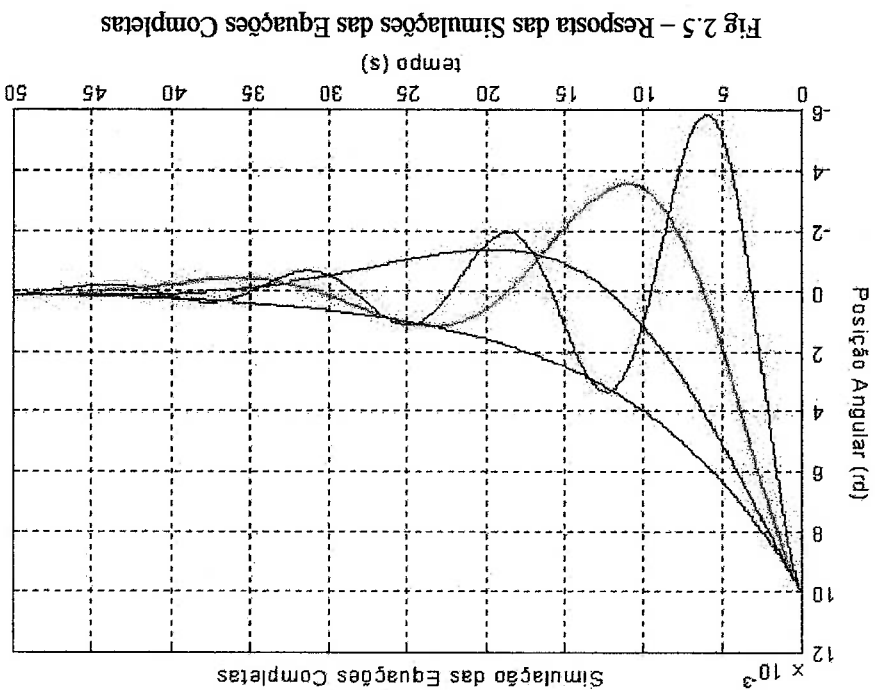


Fig 2.4 - Diagrama de Simulação das Equações Completas

PARÂMETRO	VALOR	UNIDADE
C	2,88e-6	$Kg \cdot m^2$
A	2,45e-6	$Kg \cdot m^2$
C_g	2,85e-8	$Kg \cdot m^2$
A_g	2,11e-8	$Kg \cdot m^2$
J	6,85e-9	$Kg \cdot m^2$
I	2,46e-6	$Kg \cdot m^2$
k	8,24e-3	$N \cdot m / rd$
N_0	1,10e3 (174)	$rd / s (Hz)$
F_m	212	-
ω_n	1,29e3	$rd / s (Hz)$
t	12	s

Tabela 2.1 – Valores de Projeto



Para que um giroscópio DTG possa se tornar sensor de alto desempenho é necessário que se levem em consideração, em seu projeto bem como na fabricação, diversas características que, em um sensor comum podem ser pouco importantes. Desta forma o conhecimento dos fenômenos que causam erros de leitura é condição necessária para que seus efeitos possam ser evitados, minimizados ou compensados.

A ideia de se ter um rotor livre de torques é a base principal do sensor, e todo torque que vier a ocorrer sobre o rotor será compensado, em malha fechada, pelas bobinas de torque, e interpretado como movimento da carga. Sendo assim, a análise de erros de um giroscópio DTG se faz através da pesquisa de fenômenos que causem torques sobre o rotor.

Neste capítulo serão mostradas, brevemente, as principais causas de erros, sejam elas por erros de fabricação ou projeto bem como por condições ambientais a que o giroscópio estiver submetido como acelerações e vibrações. O principal desenvolvimento matemático destes desvios é encontrado em Craig (1972b, c), são também discutidos, de maneira mais conceitual, em Lawrence (1998), Mansour (1993), Karnick (1979) e em Hunt (1983), e em Joos (1977) é feita uma comparação quantitativa destes efeitos.

3.1 Erros do Fator de Escala

O fator de escala a ser visto em detalhes posteriormente no capítulo 5, relaciona as correntes das bobinas de torque e as velocidades angulares de entrada do giroscópio. A estabilidade e linearidade deste parâmetro são fatores importantes na qualidade do sensor e são afetados, principalmente, pela estabilidade da temperatura

do rotor e a consequente estabilidade do campo magnético, isto porque, o material dos anéis magnéticos tem sua capacidade remanente afetada com a variação da temperatura. A intensidade da corrente elétrica das bobinas pode causar a deformação das linhas de campo magnético causando não linearidade no fator de escala. A dissipação térmica, por efeito Joule, nas bobinas também pode fazer variar a temperatura dos anéis magnéticos o que pode ocasionar histerese no fator de escala. Técnicas de correntes chaveadas nas bobinas em que a corrente média se altera mas o valor médio quadrático (RMS) é mantido constante pode minimizar este efeito indesejado.

Em períodos de uso muito longos, pode ocorrer envelhecimento do material dos anéis magnéticos com entranquecimento do campo magnético que pode comprometer paulatinamente o Fator de Escala, que deve ser aferido a cada período de utilização (talvez a cada ano) ao longo da vida útil do equipamento.

3.2 Erros Constantes

Estes erros, chamados "bias", são causados por erros angulares entre o rotor e a carcaça, erro de sintonia, amortecimento da junta elástica e arrasto aerodinâmico sobre o rotor que causa um torque de re-alinhamento do rotor com o eixo. Sua expressão matemática pode ser obtida derivando-se as equações 2.80 e 2.81, e impondo-se $t = 0$, chegando-se a:

$$\theta^x(t) = \phi^x(0) + \frac{t}{\Delta N} \cdot \frac{F^m}{\Delta N} \cdot \phi^y(0) \quad (3.1)$$

$$\theta^y(t) = \phi^y(0) - \frac{t}{\Delta N} \cdot \frac{F^m}{\Delta N} \cdot \phi^x(0) \quad (3.2)$$

O aumento da Figura de Mérito (F^m), definida em projeto, assim como o aumento da constante de tempo, através da redução do atrito da junta flexível, são fatores que reduzem os erros constantes. O arrasto aerodinâmico pode ser reduzido impondo-se uma atmosfera rarefeita interna à carcaça de um gás leve, como hidrogênio ou hélio, no entanto, a pressão interna não pode muito baixa pois há a

necessidade de se garantir uma boa troca térmica através de convecção. O ajuste de Sintonia ($\delta N = 0$) e do Zero Operacional ($\phi_x(0) = \phi_y(0) = 0$), que serão descritos no capítulo 5, também são condições ideais para se minimizarem os erros constantes.

A instabilidade dos erros constantes, causada por fenômenos não controlados, é tida como aleatória e não compensável. Pode ser causada por variações nos rolamentos, mudança de posição das esferas, ovalizações, ou poeira nas pistas, assim como gradientes térmicos que causam forças aerodinâmicas variáveis sobre o rotor. Estes erros não compensáveis são descritos de duas formas: Deriva aleatória, que mostra a estabilidade das saídas, por longos períodos de funcionamento em condições de entradas constantes, e deriva dia-a-dia, que mostra a estabilidade das saídas entre diversos ciclos de ligamento e desligamento. Por sua natureza não compensável, estas derivas, aleatória e dia-a-dia, são parâmetros de deflitem a qualidade de um giroscópio.

Também são erros constantes de um giroscópio os desalinhamentos internos constituintes ($\alpha, \beta, \gamma_x, \gamma_y$) descritos no capítulo 5, que também devem ser minimizados através de uma fabricação precisa, determinados por ensaios e compensados matematicamente.

3.3 Erros Causados por Acelerações Laterais Constantes

Também chamados por sensibilidade a "g", estes erros são causados por um desalinhamento axial entre o centro de massa do rotor e centro de rotação da junta elástica. Uma aceleração ao longo do eixo x_c associada ao desalinhamento causa um torque ao longo do eixo y_c , que causa um erro giroscópico ao longo do eixo x_c .

Este é o termo direto de erro sensível a "g" (fig.3.1)

Uma aceleração ao longo do eixo x_c pode também causar um torque ao longo do próprio eixo x_c , causados por erros de assimetria ou defeito de fabricação da junta flexível, da mesma forma que uma corda, ou uma mola helicoidal se torcem quando tracionadas. Este fenômeno causará um erro giroscópico ao longo do eixo y_c , dando origem ao erro em quadratura do erro sensível a "g", pode ser

compreendido analisando-se a fig 3.2, que mostra o torque causado ao longo de uma volta completa do rotor.

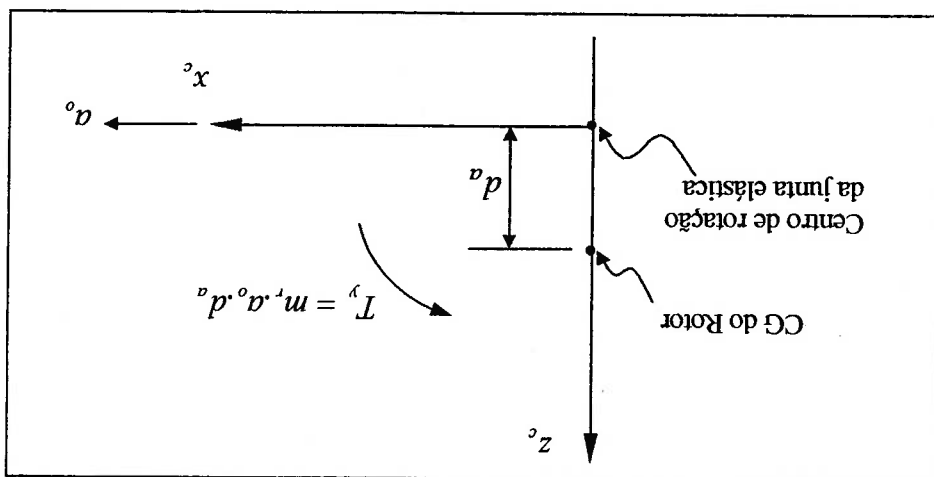


Figura 3.1 – Esquema de Sensibilidade a Acelerações Laterais Diretas.

Supondo-se apenas uma das quatro molas cruciformes com defeito e portanto capaz de gerar o torque descrito, vê-se que nas posições 1 e 3 a força inercial é ortogonal à mola e não causa torque. Na posição 2, com a mola em tração, vê-se uma tendência de torque. Na posição 4, a mola está em compressão e a tendência de torque se inverte, mas como houve inversão da posição o torque resultante tem o mesmo sentido da posição 2. Sendo assim pode-se constatar um torque médio não nulo ao longo de uma volta completa.

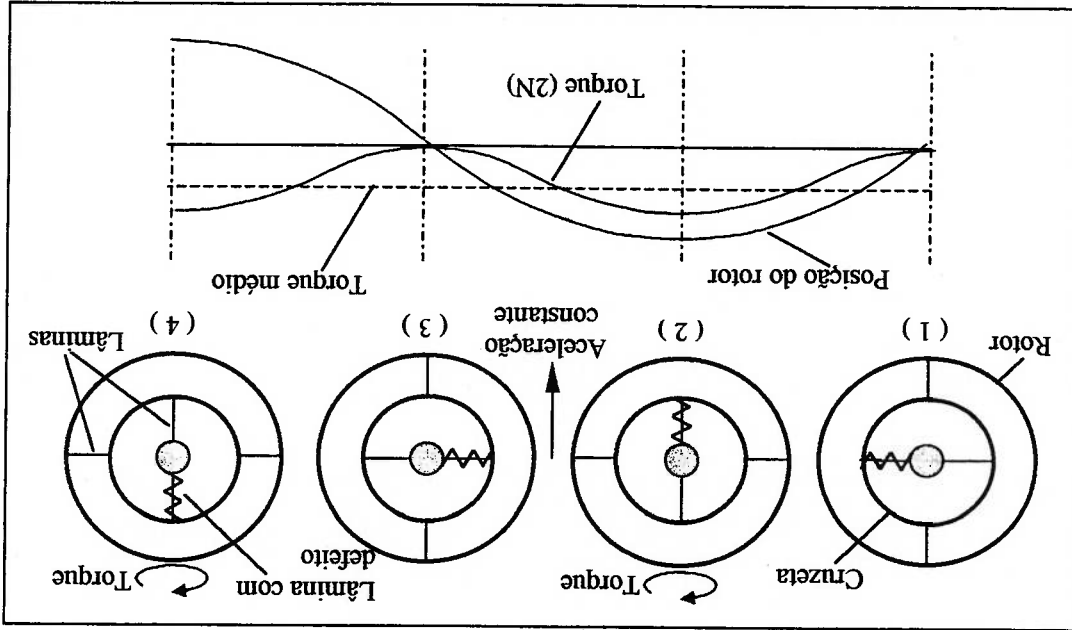


Figura 3.2 – Esquema para visualização da Sensibilidade a "g" em Quadratura

3.4 Anisoelasticidade

Este erro ocorre quando houver uma diferença entre a rigidez da junta flexível na direção axial e sua rigidez na direção radial. Na presença de uma aceleração numa direção inclinada em relação ao eixo de rotação, a deformação da junta flexível se dará fora do alinhamento da força, causando um desalinhamento com o centro de massa do rotor e, conseqüentemente, gerando um torque indesejado.

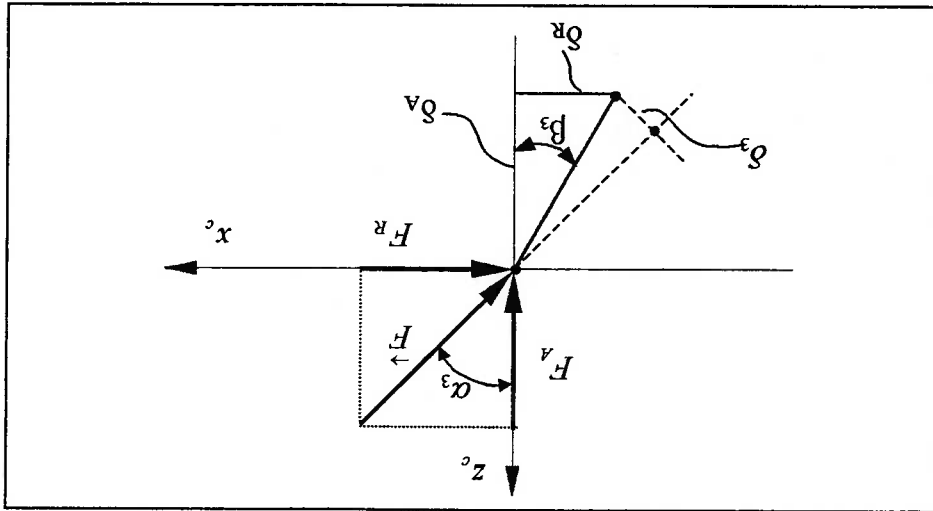


Figura 3.3 – Esquema da Anisoeelasticidade

Para entender este fenômeno, pode-se visualizar a fig 3.3, onde é mostrada a aplicação de uma força F_3 , inclinada de um ângulo α_3 em relação ao eixo de rotação do giroscópio. Suas componentes F_A e F_R estão representadas e ocasionam deslocamentos axial δ_A e radial δ_R , que podem ser expressos em função das constantes de rigidez nas respectivas direções:

$$\delta_A = F_A / k_A \quad (3.3)$$

$$\delta_R = F_R / k_R \quad (3.4)$$

Se houver um desbalanceamento radial do rotor, associado à uma aceleração constante na direção do eixo de rotação (z_c), o torque resultante sobre o rotor será girante e suas componentes nas direções x_c e y_c terão médias nulas. No entanto, se a aceleração imposta for oscilante com frequência igual à rotação N , o torque resultante será retificado gerando uma média não nula, como pode ser visualizado na

3.5.1 Vibração Axial em IN

abaixo. A forma comum de se evitarem tais derivas é feita isolando-se dinamicamente os blocos inerciais, evitando frequências externas e, no mesmo bloco, serem montados giroscópios com frequências de sintonia diferentes, evitando o sincronismo. As formas mais importantes deste tipo de erro são descritas

constantes e portanto causando erros de leitura. harmônica, que podem ter seu torque sobre o rotor retificados gerando valores regra são as vibrações síncronas na frequência de rotação e em sua segunda automaticamente canceladas pelos algoritmos dos sistemas inerciais. Exceções à vibrações, em sua maioria, não são importantes pois têm média nula e são sobre o rotor e também são detectadas nas correntes das bobinas. Contudo estas Vibrações lineares e angulares sobre o giroscópio também causam torques

3.5 Erros de Retificação de Vibrações Síncronas

Este erro pode ser minimizado através de um projeto adequado da junta flexível, em que se faça $k_A = k_R$, que implicará em $\alpha_3 = \beta_3$, e portanto $\delta_3 = 0$. O eventual resíduo que ocorrer, principalmente por imprecisão de fabricação, poderá ser compensado através da calibração do modelo de erros.

O ângulo β_3 formado pelas deformações se difere de α_3 e causa um desalinhamento δ_3 entre a linha de aplicação de força (o centro de massa do rotor) e o ponto de apoio (o centro de rotação da junta flexível), causando um torque indesejado $T^{am} = F_3 \cdot \delta_3$.

figura 3.3, abaixo. Tomando-se a projeção x_c como referência, vemos que nas posições 1 e 3 não ocorre torque pois a aceleração é nula. Nas posições 2 e 4 as acelerações são invertidas mas a posição do centro de gravidade também está invertida gerando torques no mesmo sentido causando uma média não nula.

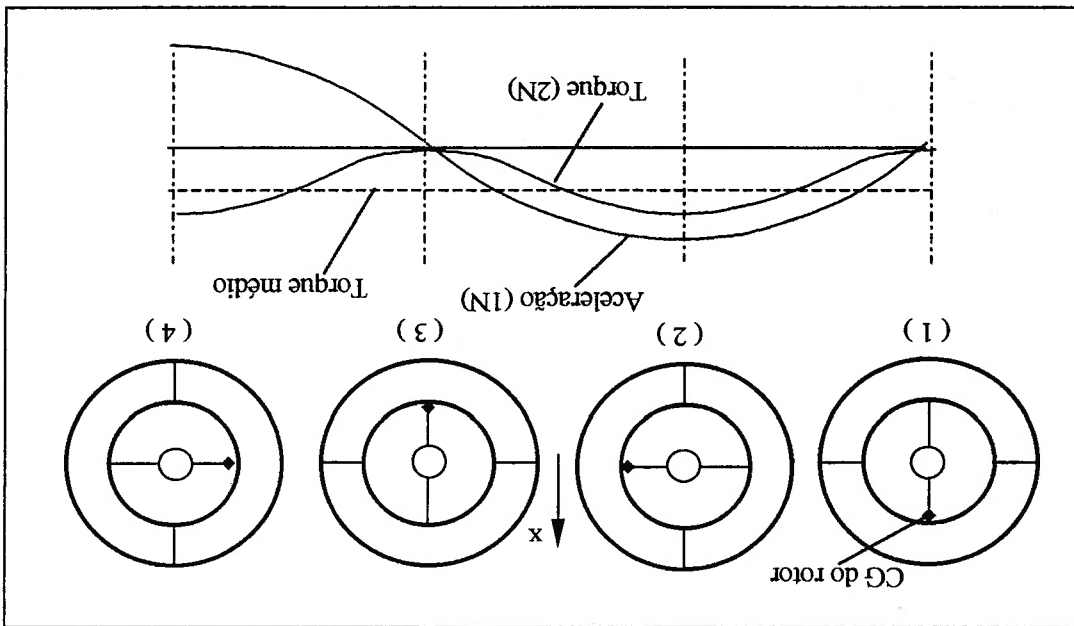


Figura 3.4 – Esquema de Retificação. Aceleração Axial Linear 1N

Matematicamente pode-se considerar o centro de massa do rotor girando com raio r_{cg} . Sua projeção sobre o eixo y_c será:

$$y_{cg} = r_{cg} \cdot \text{sen } Nt \quad (3.5)$$

A aceleração na direção z_c :

$$a_z = a_o \cdot \text{sen } Nt \quad (3.6)$$

O torque na direção x_c é:

$$T_{AIN} = m_r \cdot a_z \cdot y_{cg} = m_r \cdot A_o \cdot r_{cg} \cdot \text{sen}^2 Nt = m_r \cdot A_o \cdot r_{cg} \cdot (1 - \cos 2Nt) / 2 \quad (3.7)$$

que dá origem ao termo constante $m_r \cdot A_o \cdot r_{cg} / 2$, que é o termo de erro de retificação de aceleração síncrona, $1N$, no sentido axial. O balançamento do rotor é um fator que minimiza diretamente este erro.

3.5.2 Vibração Angular em $2N$, Ortogonal ao eixo de Rotação

Quando houver uma oscilação angular na frequência de $2N$, nos eixos sensíveis do giroscópio (x_c, y_c), ocorrerá uma interação deste movimento com a cruzeta que implicará numa reação sobre o rotor, dando origem a uma deriva. Para compreender este fenômeno será considerada uma entrada apenas na direção x_c , da seguinte forma:

$$\phi_x = \phi_x(0) \cdot \text{sen } 2Nt \quad (3.8)$$

Tendo em vista que a frequência $2N$ é muito superior à banda passante da malha fechada do giroscópio, pode-se considerar que para esta vibração os ângulos internos se igualam aos ângulos de entrada, logo:

$$\theta_{xc} = \phi_x \quad (3.9)$$

Tomando-se as equações 2.62 e 2.63, e considerando-se apenas os termos que possam gerar retificações (os termos que apresentam senos ou cossenos na frequência $2N$), estas equações se reduzem a:

$$MC_x = q_x \cos 2Nt + q_y \text{sen } 2Nt \quad (3.10)$$

$$MC_y = q_x \text{sen } 2Nt - q_y \cos 2Nt \quad (3.11)$$

Substituindo-se 3.9 em 3.10 e 3.11 vem:

$$MC_x = -1/2 N \cdot J \cdot \phi_x(0) \cdot \cos^2 2Nt + N \cdot J \cdot \phi_x(0) \cdot \text{sen } 2Nt \cdot \cos 2Nt \quad (3.12)$$

$$MC_y = (-1/2 N \cdot J \cdot \phi_x(0) - N \cdot J \cdot \phi_x(0)) \cdot \text{sen } 2Nt \cdot \cos 2Nt \quad (3.13)$$

de nutação baixa e próxima da rotação.

além de ser inconveniente, do ponto de vista de projeto, pois implica numa frequência $C = A$, o que indica um rotor esférico ou com uma altura próxima do diâmetro, que representa o erro devido a anisoinércia. Este erro pode ser minimizado tornando-se onde o primeiro termo representa a precessão normal e o segundo termo

$$MC_x = C \cdot N \cdot \phi_y + (C - A) \cdot \phi_y \cdot \phi_z \quad (3.17)$$

Re-agrupando-se vem:

$$MC_x = C \cdot (N + \phi_z) \cdot \phi_y - A \cdot \phi_y \cdot \phi_z \quad (3.16)$$

dado por:

será alterada para $N + \phi_z$, e o torque fornecido pelas bobinas na direção x_c será considerado apenas o caso em que $\phi_x = 0$ e $\phi_y \neq 0$. Neste caso a rotação do rotor carcaca, o qual se move solidário ao rotor, excetuando-se a rotação (N). Será equação de torque do teorema do momento angular, em um referencial fixo à possibilidade de entrada. Desta forma, para se mostrar esta deriva, será tomada a sensível. No modelo dinâmico desenvolvido no capítulo 2 não é incluída esta angular na direção do eixo de rotação (ϕ_z), e simultaneamente em uma direção Esta deriva ocorre quando o giroscópio estiver sujeito a uma velocidade

3.6 Anisoinércia

oscilação angular na direção x_c .

O termo MC_x representa o torque retificado devido a uma entrada de

$$MC_y = 0 \quad (3.15)$$

$$MC_x = -\frac{1}{4} N \cdot J \cdot \phi_x(0) \quad (3.14)$$

Tomando-se os valores médios tem-se:

Como normalmente motor do giroscópio é do tipo síncrono de histerese, este conjunto possui uma frequência de oscilação angular, chamada frequência de "hunt", que depende do momento polar de inércia de todo o conjunto girante, e das propriedades magnéticas do motor. Se a velocidade angular $\dot{\phi}_z$ for oscilatória, ocorrerá um acoplamento com este sistema dinâmico e portanto esta deriva depende da frequência da excitação o qual pode ser visto em Lawrence (1998) e em Craig (1972c). Por esta característica, o erro de anisometria se confunde com outro erro, dito de dinâmica de motor, conforme Craig (1972c), cujos sintomas são de variações de "bias" na presença de oscilações angulares na direção do eixo de rotação.

3.7 Pseudo-Cone

Com o giroscópio funcionando em malha fechada capaz de manter as inclinações entre rotor e carga nulas, teremos as equações 2.64 e 2.65 na forma:

$$MC_x = A \cdot \ddot{\phi}_x + C \cdot N \cdot \dot{\phi}_y \quad (3.18)$$

$$MC_y = -C \cdot N \cdot \dot{\phi}_x + A \cdot \ddot{\phi}_y \quad (3.19)$$

Se for dada uma oscilação angular, numa frequência "w" em apenas um dos eixos (por exemplo $\phi_x = \phi_x(0) \cdot \text{sen } wt$, e $\dot{\phi}_y = 0$), nota-se que os torques de controle ocorrerão em ambos os eixos nas formas:

$$MC_x = A \cdot w \cdot \phi_x(0) \cdot \cos wt \quad (3.20)$$

$$MC_y = -C \cdot N \cdot \dot{\phi}_x(0) \cdot \text{sen } wt \quad (3.21)$$

O torque MC_y corresponde ao movimento de entrada, mas o torque MC_x resultante das equações dinâmicas, que é defasado 90° em relação ao anterior, será lido pelo sistema inercial fornecendo uma informação como se a oscilação de entrada fosse em forma de cone, quando na verdade se tem um movimento plano. Este erro não pode ser compensado a menos que numa plataforma sejam incorporados outros dados.

3.8 Comparação dos Erros

De acordo com Joos (1977), os principais erros mostrados neste capítulo, são comparados conforme sua intensidade, considerados dados típicos, de giroscópios DTG. Os valores mostrados na figura 3.5 parecem muito altos, mas a qualidade dos giroscópios não é necessariamente limitada a estes números. Conforme este mesmo autor, estes os erros têm causas determinísticas e conhecidas, e o uso de modelos de erros que incluem sensores externos, como acelerômetros, pode reduzir os erros destes equipamentos a valores da ordem de 0.01 %/h. Estes valores finais coincidem, grosso modo, com os valores de erros não compensáveis encontrados em Craig (1972c)

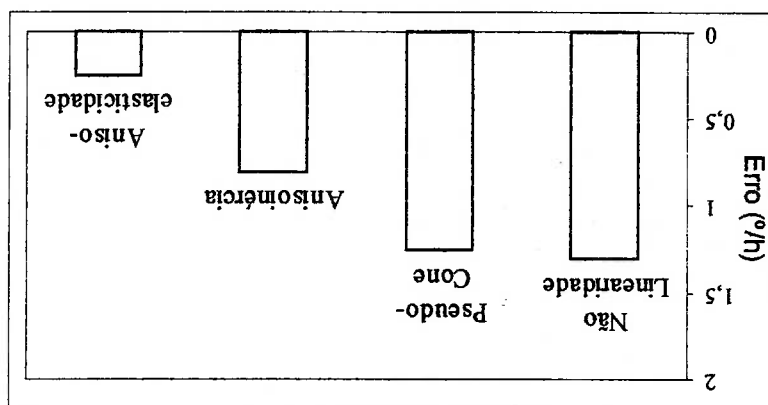


Figura 3.5 – Comparação dos Principais Erros, por Joos.

A fabricação de um protótipo de giroscópio DTG é um grande empecilho para o desenvolvimento de sua tecnologia no Brasil. Trata-se de um equipamento de dimensões reduzidas que exige tolerâncias de fabricação muito refinadas e que somente podem ser conseguidas em poucos centros de pesquisa e desenvolvimento do país. Destes, raros foram os que se prontificaram a executar tal tarefa, pois além dos custos de maquinário e dispositivos envolvidos, é significativo o valor da mão de obra necessária. A capacitação e conservação de equipes especializadas dentro de um contexto político-econômico no país, pouco favorável nas últimas décadas, inviabilizaram a maioria das tentativas de desenvolvimento de sistemas voltados à navegação inercial de alta precisão.

Neste capítulo, o processo de fabricação de um DTG é ilustrado através de resultados obtidos durante a implementação de um protótipo, que embora não se tenha atingido as tolerâncias ideais, permitiu a comprovação dos princípios de funcionamento levando a um melhor conhecimento de detalhes, e faz parte de uma etapa inicial do desenvolvimento de um giroscópio DTG de alto desempenho. Serão mostrados diversos itens que constituem um DTG, dos menos precisos, como itens estáticos da carga aos mais precisos como são os itens que compõem o rotor. Será dado especial enfoque à junta flexível, por ser o componente mais importante, assim como ao processo de montagem em que se destaca o processo de balanceamento.

4.1 Análise dos Componentes Principais de Um Giroscópio DTG

A figura 4.1 mostra os componentes internos do giroscópio. Sua parte estática é composta por uma carga onde são montados, o motor, os sensores e as bobinas de torque e são apoiados os rolamentos. A maior dificuldade encontrada é devida ao

manuseio e precisão de posicionamento dos componentes devido às suas dimensões reduzidas.

A carcaça é construída em aço de média resistência (aço ABNT-1045) que além de conter todos os componentes em ambiente selado com pressão constante, possui superfícies de referência externas que possibilitam o alinhamento dos eixos internos, e são cobertas por uma fina camada de níquel para proteção anticorrosiva.

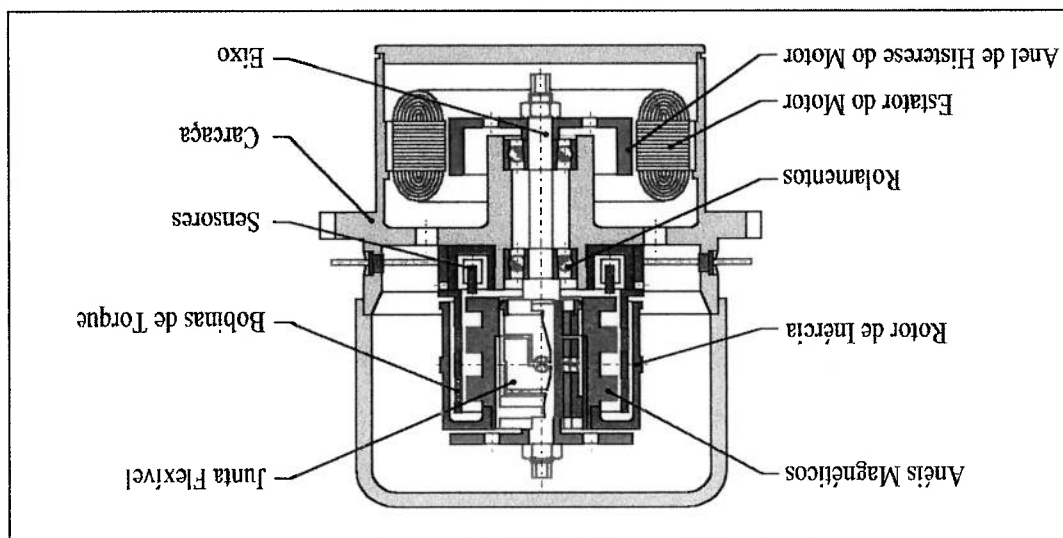


Fig. 4.1 - Corte Transversal do Giroscópio

O enrolamento das bobinas de torque, de fio esmaltado de cobre, com posterior arqueamento, é uma etapa que requer muitos dispositivos capazes de construir e posicioná-las com a melhor precisão possível pois, sua posição final define os eixos de saída do giroscópio.

Os sensores têm seus núcleos fabricados com lâminas de Fe-Si de 0,1 mm de espessura cortadas por eletro-erosão a fio. Após a montagem suas superfícies de referência são retificadas para que se tenha maior precisão de posicionamento final, sendo que o rotor ficará a uma distância de 0,2 mm destas superfícies. Como já dito anteriormente, são quatro transformadores de relutância variável, posicionados a cada 90°, excitados com uma frequência de 50 kHz. Os sinais dos transformadores são subtraídos opostos gerando os sinais de posição angular nas respectivas direções.

A função de se manter o rotor em uma velocidade de rotação constante é obtida com o uso de um motor síncrono de histerese, acionado por um inversor trifásico de frequência constante. O estator também é fabricado com lâminas de Fe-Si de 0,1 mm de espessura, enquanto que o rotor é constituído apenas de um anel maciço de Aço 'Maraging', que recebe um tratamento térmico especial que lhe confere as propriedades de histerese magnéticas adequadas.

A fabricação e montagem dos componentes estáticos requerem destreza, mas não são caracterizados como mecânica de precisão. Nas figuras 4.2, 4.3 e 4.4, podem ser vistas fotografias do conjunto da carga, bem como de detalhes do sensor e das bobinas de torque.

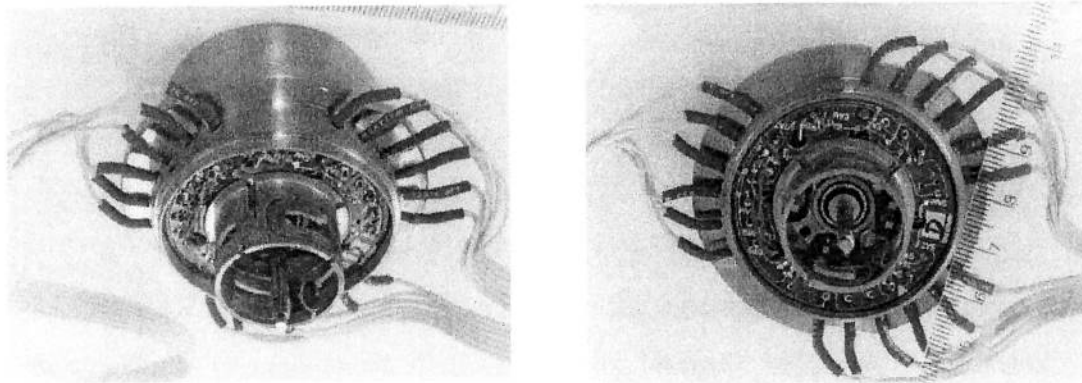


Fig 4.2 – Conjunto da Carga do Giroscópio (vistas A e B)

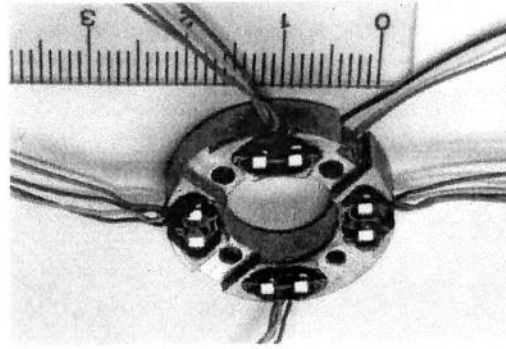


Fig 4.3 – Conjunto de sensores

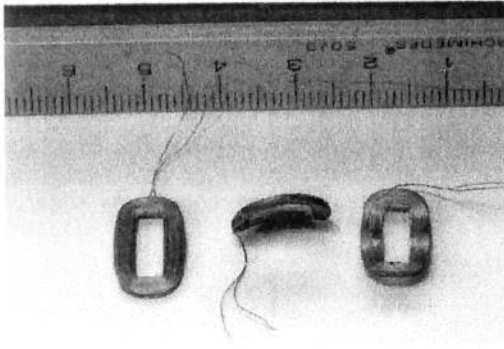


Fig 4.4 – Bobinas de Torque

A maior complexidade de fabricação reside nos componentes girantes que são itens de alta precisão e que requerem refinada fabricação através de máquinas e dispositivos especiais e de processos muito bem estudados.

A começar pelo eixo sobre o qual todo o sistema rotativo é montado, encontram-se as primeiras dificuldades. Sua fabricação, em aço de média resistência, é uma tarefa difícil, pois com diâmetro de 3 mm e 50 mm de comprimento, deve obter um alinhamento de 2 μ m. A precisão de diâmetro, também na faixa de 2 a 3 μ m para evitar folgas nos rolamentos bem como no conjunto rotor, faz ressaltar a complexidade da obtenção desta peça. Esta qualidade final não foi atingida, e o melhor que se pôde fazer com os recursos disponíveis foi uma precisão de alinhamento de 5 a 7 μ m. Complexidade análoga é encontrada em luvas, anéis e volantes do conjunto rotativo, que também são construídos em aço, e que requerem altas precisões de medida e de concentricidade (melhores que 5 μ m), possibilitando uma montagem final com concentricidade abaixo de 20 μ m, devido às somas de erros de montagem e das folgas. Pode ser vista uma fotografia do eixo na figura 4.5, assim como de outros componentes do rotor na figura 4.6.

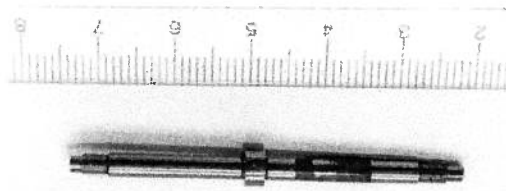


Fig. 4.5 - Eixo

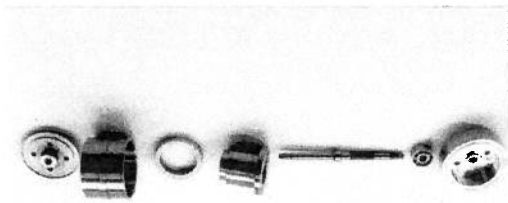


Fig. 4.6 - Componentes do Rotor

O rotor de inércia, composto de duas partes, também exige as mesmas precisões de fabricação e são feitos de ferro puro (chamado Fe-Armco) por suas propriedades magnéticas, evitando-se saturações e histerese para melhor linearidade do fator de escala. No entanto, a escolha deste material que tem dureza muito baixa, dificulta sua fabricação, tanto na fixação nos tornos como no acabamento superficial. As precisões obtidas, embora distantes de um objetivo final, foram atingidas com os recursos disponíveis em máquinas operatrizes comuns e tiveram como objetivo avaliar que grau de precisão se atinge com uma fabricação comum, para que numa etapa posterior, de aprimoramento, fossem incorporados melhores processos de fabricação que permitam atingir melhores precisões em produção em série.

Os rolamentos são os itens de maior dependência tecnológica no giroscópio. Devem ser de alta precisão (ABEC-7), não há fabricantes nacionais e sua compra no exterior normalmente encontra entraves de liberação. Os principais fabricantes encontrados são as empresas norte americanas MPB (Miniature Precision Bearing) e Barden. Também sua lubrificação, que normalmente já vem de fábrica na quantidade ideal, deve ser com óleo de baixa pressão de vapor para que se possa evacuar a carga sem que o óleo se evapore e se distribua em todas as paredes internas do giroscópio. A montagem destes rolamentos, de contato angular, é uma etapa crítica do processo, pois deve ser imposta uma pré-carga para retirar folgas, mas não em demasia, o que leva a uma sobre carga ao rolamento, aumentando o atrito e reduzindo-se sua vida útil. A dose certa de aperto nos rolamentos pode ser dada medindo-se o tempo de desaceleração do conjunto girante completo. Também deve ser tomado cuidado com o ambiente de montagem pois a poeira pode “sujar” o rolamento aumentando seu nível de ruído e reduzindo sua vida útil. O ideal é que toda a montagem seja feita em salas limpas com filtros absolutos de poeira.

Em especial duas peças do conjunto girante merecem atenção em seu processo de fabricação: Os anéis magnéticos e a junta flexível.

Os anéis magnéticos têm a função de gerar um campo magnético no qual as bobinas de torque (estáticas) estão inseridas, para serem gerados os torques de controle do giroscópio. Estes anéis devem ter o sentido de magnetização radial. Como não existem anéis contínuos com esta orientação de magnetização, a solução encontrada é de se dividir em setores angulares de tal forma a aproximar um campo radial. Os setores angulares são fabricados por eletro-erosão a fio a partir de pastilhas de Nd-Fe-B de alta capacidade energética, são montados com cola sobre o anel de retenção e posteriormente, as dimensões finais são dadas com processo de retificação cilíndrica com rebolos com diamante. Após os anéis estarem prontos, eles devem ser magnetizados submetendo-se o anel a um alto campo magnético gerado por um pulso de corrente em uma bobina. Normalmente isto é feito, em imãs unidirecionais no interior de uma bobina onde é gerado um campo linear. Neste caso, para se conseguir um alto campo radial, são alinhadas duas bobinas em que suas correntes geram campos opostos. Como consequência disto, gera-se um campo radial na folga entre as duas bobinas onde se coloca o anel a ser magnetizado, como pode ser visto no

Recomenda-se o uso de um material de alta resistência mecânica e baixa histerese interna. Foi utilizado o aço Maraging-300, que além das propriedades rotatórias da junta flexível,

rotor de inércia, a ser montado externamente, possuem coincidir com os centros de possibilidade de uma geometria simétrica onde os centros de gravidade da cruzeta e do articuladores de mecânica de precisão, evitando histerese nos movimentos, além de propõe uma construção monolítica que se justifica pois satisfaz conceitos adotada, comum na literatura, Haberland, (1978) e Mansour e Lachini (1993), O item de fabricação mais difícil é, sem dúvida, a junta flexível. A solução

Fig 4.8 – Dispositivo de Magnetização Radial

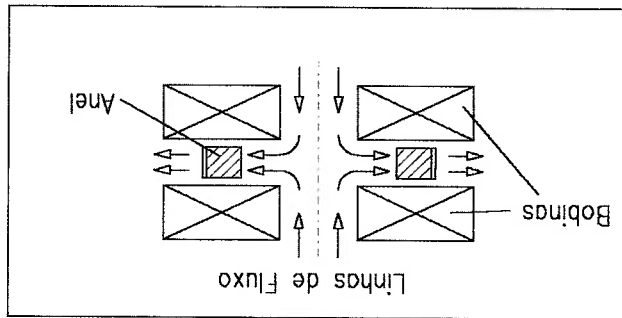
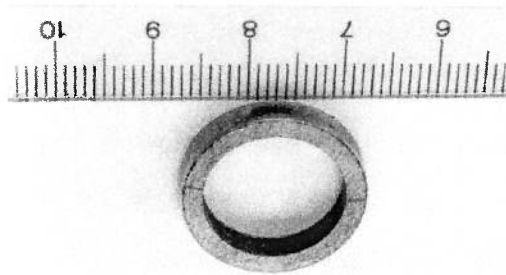


Fig 4.7 – Anel Magnético



fotografia do anel construído pode ser vista na fig 4.7. Os materiais a serem utilizados devem ser isolantes elétricos e não magnéticos. Uma deste dispositivo de magnetização requer um projeto cuidadoso, ainda mais porque durante o pulso da corrente e pelo calor gerado por efeito Joule, o desenvolvimento esquema da fig 4.8. Pelas dimensões reduzidas do anel, pelas forças envolvidas

acima, alta baixo nível de tensões internas, o que favorece pois minimiza as

deformações após a usinagem.

Para sua construção parte-se de dois tubos concêntricos e, através de eletro-erosão a fio, são usinadas as lâminas. Este processo é crítico pois a espessura das lâminas, de 60 a 70 μm , somente pode ser atingida com uso de uma máquina de eletro-erosão de alta precisão que trabalha com fio de 0,05 mm de diâmetro para se conseguir um acabamento compatível. É fácil notar que em máquinas comuns, que conseguem erros de 10 μm , a precisão final da espessura da lâmina passará a ter um erro percentual muito grande. Após a usinagem das lâminas os dois tubos são desmontados e remontados a 180° em relação à posição anterior, com suas extremidades coladas ou soldadas a laser. Desta forma se obtêm as lâminas, internas e externas, em forma de cruz nas quatro posições. A partir daí, são feitos dois cortes, também por eletro-erosão a fio, separando-se o conjunto em três partes ligadas somente pelas lâminas, sendo que uma extremidade será ligada ao eixo, outra ao rotor, enquanto que a parte central, a cruzeta, é mais conhecida pela designação em inglês "gimbal". Podem ser vistos os detalhes nas figuras 4.9, 4.10 e 4.11.

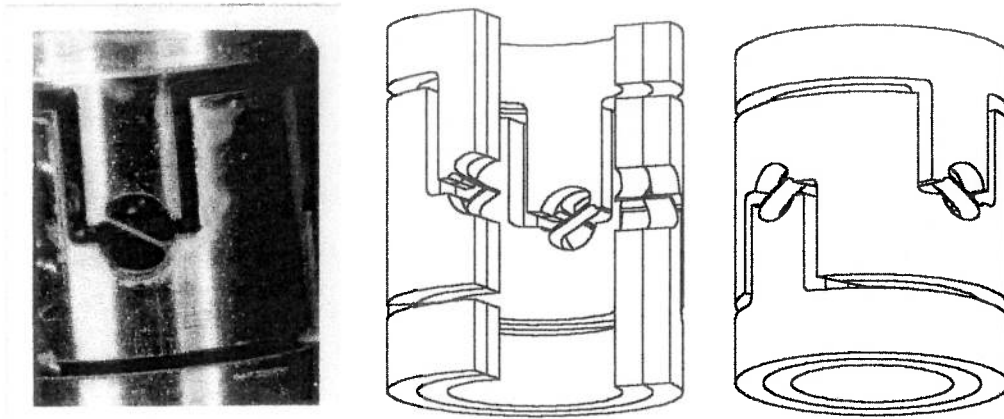


Fig 4 9 - Detalhes da Junta Flexível juntamente com fotografia.

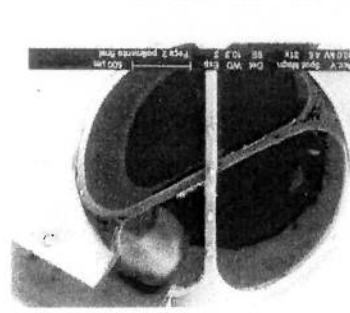


Fig 4 10 - Detalhe das Lâminas 1

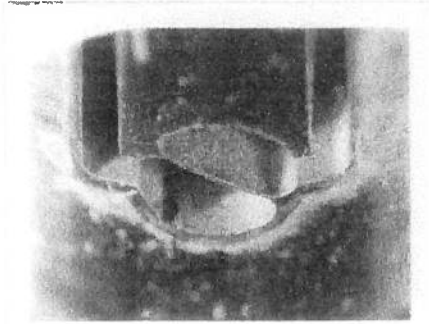


Fig 4.11 - Detalhe das Lâminas 2

4.2 Dimensionamento da Junta Flexível

Dada uma velocidade de rotação de projeto para o giroscópio, devem-se dimensionar a inércia da cruzeta assim como a rigidez das lâminas de modo a satisfazer a condição de sintonia: $k - N^2 \cdot J = 0$. Para o dimensionamento da junta, não foi considerada carga estática uma vez que o giroscópio estará sujeito a cargas em todas as direções e sentidos. Neste caso, as lâminas podem ser dimensionadas como vigas, mas a carga de flambagem deve ser verificada de modo a estar muito acima das geradas em condições normais de operação.

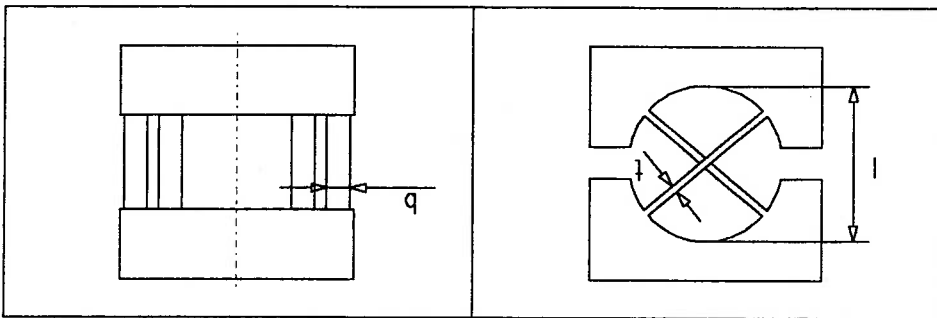


Fig 4.12 - Configuração da Junta Flexível

Para se dimensionar a junta, deve-se analisar cada cruz individualmente conforme figura 4.12, onde são mostradas as dimensões a serem calculadas. A rigidez a torção de cada lâmina é dada por Smith e Chetwynd (1992):

$$(4.1) \quad k_t = \frac{E \cdot b \cdot t^3}{12 \cdot l}$$

Onde E é o módulo de elasticidade do material empregado. Desta forma, a rigidez a torção em cada direção, que é composta por quatro lâminas e é o parâmetro considerado no modelo dinâmico, que será dada por:

$$(4.2) \quad k_x = k_y = \frac{E \cdot b \cdot t^3}{3 \cdot l}$$

Também a condição de iselasticidade deve ser verificada, ou seja, a rigidez de todo o conjunto no sentido axial deve ser a mesma que no sentido radial. Para isso devem ser analisadas as constantes de rigidez de cada cruz nas três direções, axial, radial e tangencial ou circumferencial.

Inicialmente será analisada a rigidez axial, com auxílio da figura 4.13(a), donde se pode extrair que a rigidez axial k_a é dada para cada cruz em função de uma carga axial P_a e do deslocamento axial causado δ_a :

$$k_a = 2 \cdot \frac{P_a}{\delta_a} \quad (4.3)$$

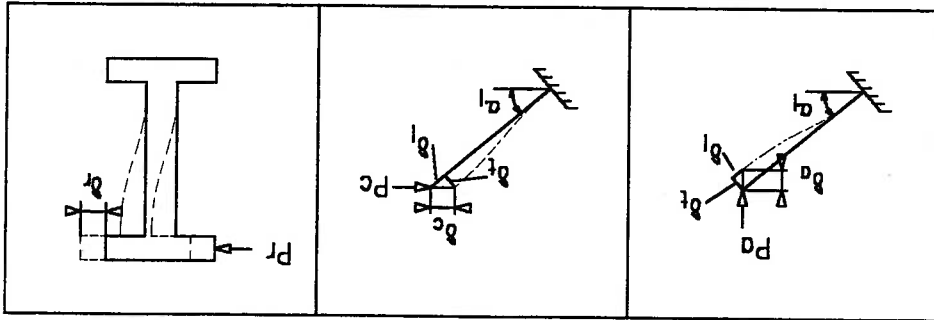


Fig 4.13 – Análise de Rigidez da Junta Flexível.

Pela simetria da estrutura, o deslocamento δ_a se dá verticalmente, e consequentemente obtemos a relação:

$$\delta_a^2 = \delta_l^2 + \delta_t^2 \quad (4.4)$$

onde δ_l e δ_t são os deslocamentos longitudinais e transversais à cada lâmina

Também podem ser extraídas da figura 4.13a a expressão de deslocamento de flexão (4.5), desconsiderada a deformação de esforços de cisalhamento, e a expressão de deslocamento longitudinal, (4.6) como segue (Przemieniecki, 1968):

$$\delta_l = P_a \cdot \cos \alpha_l \cdot \frac{E \cdot b \cdot t^3}{l^3} \quad (4.5)$$

$$\delta_t = P_a \cdot \sin \alpha_l \cdot \frac{E \cdot b \cdot t}{l} \quad (4.6)$$

Substituindo-se as equações (4.5) e (4.6) em (4.4) e esta por sua vez em (4.3) vem:

$$k_a = \frac{\sqrt{\left(\frac{l^3}{t^3} \cdot \cos \alpha_l\right)^2 + \left(\frac{l}{t} \cdot \sin \alpha_l\right)^2}}{2 \cdot E \cdot b} \quad (4.7)$$

Analogamente pode-se obter a rigidez na direção tangencial ou circumferencial com a aplicação de uma carga horizontal, conforme figura 4.13(b):

$$k_c = \frac{\sqrt{\left(\frac{l}{t} \cdot \cos \alpha_l\right)^2 + \left(\frac{l^3}{t^3} \cdot \sin \alpha_l\right)^2}}{2 \cdot E \cdot b} \quad (4.8)$$

Também se pode obter a rigidez da junta cruciforme na direção radial, conforme figura 4.13(c), utilizando-se apenas a expressão de flexão (4.5), uma vez que neste caso não ocorre componente de força longitudinal nas lâminas. Nota-se que neste caso, os termos b e t estão invertidos, pois a direção é ortogonal às anteriores:

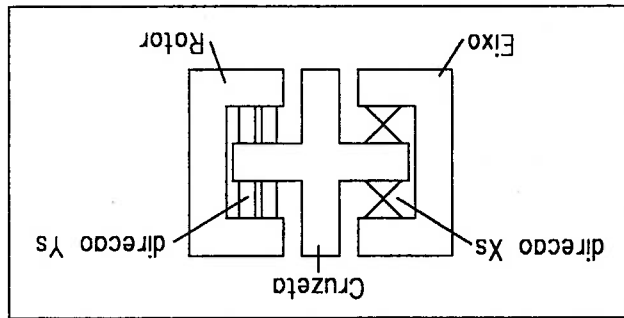
$$k_r = \frac{l^3}{2 \cdot E \cdot b^3 \cdot t} \quad (4.9)$$

A rigidez axial do conjunto k_A pode ser deduzida com uma análise do esquema série paralelo da figura 4.14, donde decorre a igualdade à rigidez de cada cruz que registramos abaixo na expressão (4.10):

$$k_A = k_a \quad (4.10)$$

Para se obter a condição desejada de isoelasticidade, devem ser escolhidas as dimensões das lâminas l , b e t , assim como o ângulo de construção α_l de tal forma que possibilite a condição de: $k_R = k_A$, respeitando-se o valor especificado de projeto k_x além da condição de flambagem como mencionado anteriormente.

Fig. 4.15 – Esquema de Rigidez Radial da Junta Flexível

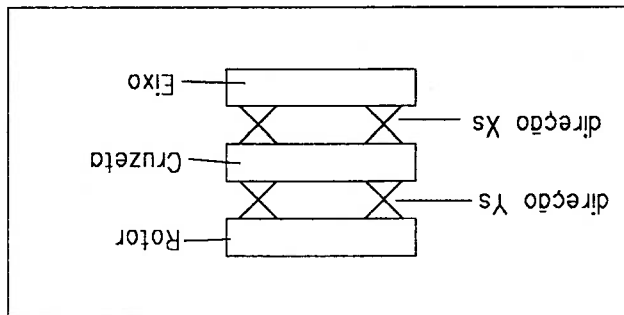


$$k_R = \frac{2 \cdot k_r \cdot k_c}{k_r + k_c}$$

(4.11)

Analogamente, a rigidez radial do conjunto k_R pode analisada, considerando-se o esquema da figura 4.15. Neste caso as juntas numa direção têm rigidez circumferencial k_c enquanto que na outra direção a rigidez é radial k_r . A ordem de análise de direção não tem importância uma vez que a rigidez resultante será mantida e pode ser vista pela expressão (4.11):

Fig. 4.14 – Esquema de Rigidez Axial da Junta Flexível



4.3 Balançamento

Durante o processo de montagem do rotor, especial importância tem o procedimento de balançamento estático e dinâmico do rotor que deve ser feito sobre os próprios rolamentos, condição em que se consegue maior qualidade, pois se evitam assim erros de montagem posterior

Este balançamento foi executado em uma máquina Schenk, de origem alemã, equipada com um sistema Laser de retirada de massa que opera com o rotor em movimento, e que pode ser vista na fig 4.16. Para este procedimento, acredita-se dispor de um equipamento compatível com a produção de giroscópios de alta qualidade.

Para se minimizar a sensibilidade a acelerações laterais, causada por desalinhamentos axiais entre o centro de gravidade do rotor e o centro de rotação da junta elástica, é feito um balançamento axial do rotor.

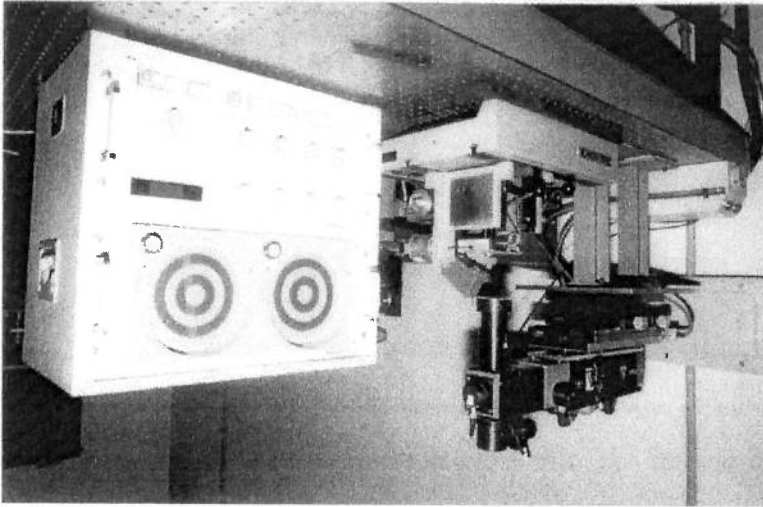


Fig 4.16 – Máquina de Balançamento

Conforme pode ser visto na figura 4.17, com o giroscópio apoiado sobre hastes verticais, aplica-se uma excitação oscilatória horizontal em sua carga. Através dos sensores, é identificada a tendência do rotor de girar em torno da junta flexível. Após esta identificação, é retirada massa em uma das extremidades do rotor, no sentido de se movimentar o centro de massa do rotor em direção ao centro de rotação da junta elástica. Este procedimento é executado com o

rotor parado, e pode ser feito em malha aberta, como descrito, ou em malha fechada, quando a tendência do rotor de girar é compensada por um torque imposto pelas bobinas de torque, e neste caso, se obtêm melhores resultados pois ocorre uma redução do nível de ruído.

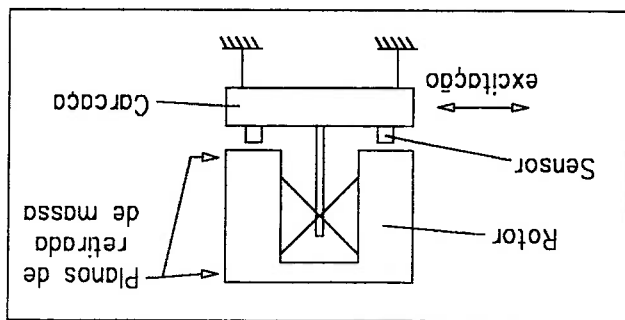


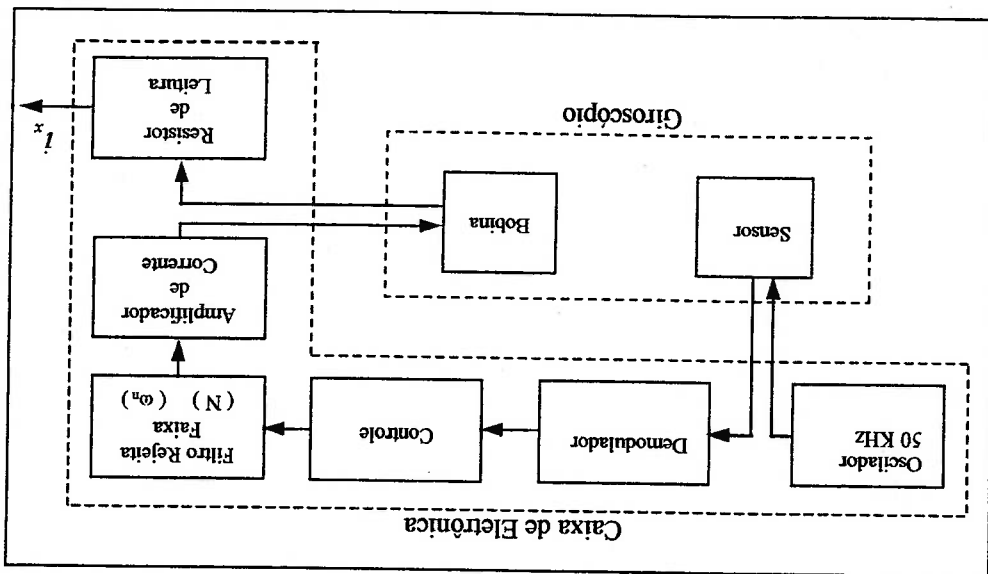
Fig.4.17 – Esquema de Balançamento Axial

Por erros de fabricação, a junta flexível pode apresentar desalinhamentos axiais entre os centros de rotação nas suas direções x_s e y_s . Para compensar este fato, o procedimento de balançamento axial deve ser executado em ambas as direções da junta flexível, e o centro de massa do rotor deve ser deslocado para a posição média entre as duas posições dos centros de rotação.

4.4 Implementação Eletrônica

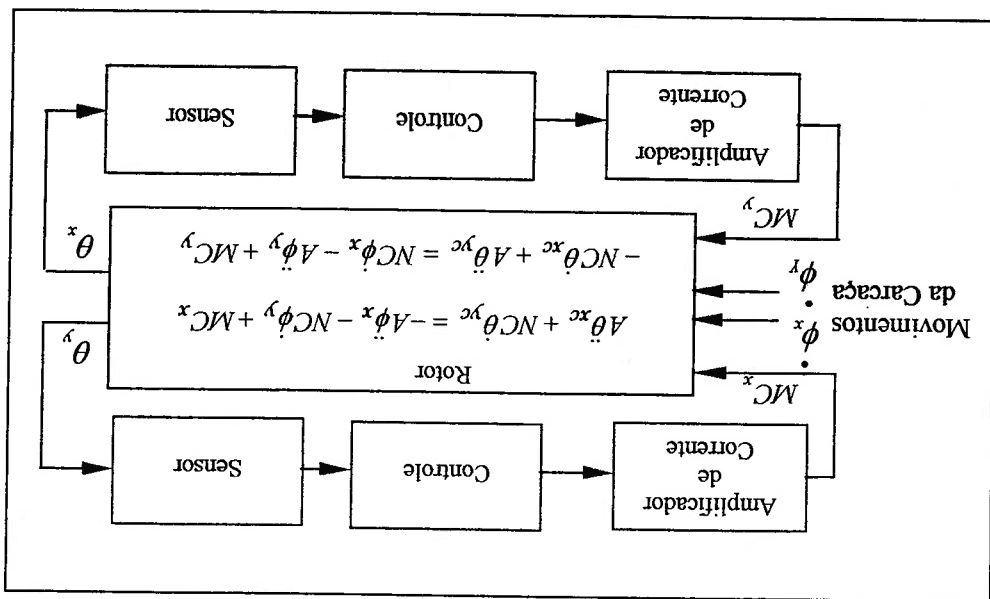
O sistema de controle em malha fechada, visto na fig. 4.18, é composto pela planta a ser controlada, considerada como o rotor, e por dois circuitos eletrônicos. Estes circuitos recebem as leituras dos sensores, que passam pelos módulos de controle, e retornam, à planta, as correntes elétricas que geram os torques de correção ao rotor, no sentido de mantê-lo alinhado com a carcaça. Deve ser notado que há uma troca de índices causada pelo efeito giroscópico, ou seja, com o torque MC_y , controla-se a posição θ_{xc} , e vice versa.

Fig 4.19 – Diagrama do Circuito Eletrônico



Os circuitos eletrônicos serão apenas citados neste trabalho, com a finalidade de facilitar a compreensão do conjunto. Sua implementação foi feita apenas com uso de circuitos analógicos, e a exemplo da fabricação mecânica, não foi feita com todos os cuidados que garantem a qualidade, tanto de estabilidade quanto de isenção de ruídos, requerida em giroscópios de alto desempenho. Seus componentes principais representados na figura 4.19 são:

Fig 4.18 – Diagrama de Controle



Oscilador. Gera a frequência de 50 KHz que excita os enrolamentos primários dos quatro transformadores de relutância variável que compõem os sensores. Demodulador. Recebem os sinais dos enrolamentos secundários dos transformadores, e através de retificações, filtragem, somas e subtrações, compõe os dois sinais proporcionais às inclinações do rotor em relação à carga.

Controle. Com uso de circuitos baseados em amplificadores operacionais, são implementados polos e zeros que foram projetados para satisfazer aos requisitos de desempenho em malha fechada.

Filtros Rejeita Faixa. Também implementados com circuitos de amplificação operacional, estes filtros têm a função de evitar que a corrente de controle tenha componentes indesejadas, como a própria frequência de rotação e a frequência de nutação.

Amplificador de Corrente. São circuitos que fornecem os altos valores de corrente necessários, São ditos de transcondutância, pois o sinal de tensão de entrada é transformado em corrente de saída independentemente da carga.

Resistor de Leitura. As correntes de controle, que vão para as bobinas de torque, são lidas através da tensão sobre estes resistores, que são colocados em série com as bobinas, e que devem ter alta estabilidade térmica para melhor estabilidade dos fatores de escala.

Outros componentes importantes não mostrados na figura 4.19 são:

Inversor Trifásico. Aciona o motor e pode ter sua frequência variável para que se possa variar a rotação do rotor.

Sensor de Temperatura. Um resistor de platina (PT-100), cuja resistência tem conhecida variação em função da temperatura, é montado no interior do giroscópio para controle de temperatura. O atuador também é uma resistência que aquece a carga. Normalmente são impostas temperaturas acima da ambiente (65° C, neste caso), para que não seja necessária a retirada de calor do sistema.

Teste, no sentido em que este termo se aplica aos, sensores inerciais, é o conjunto de atividades, que visa a verificação da capacidade de um sensor em fornecer sinais de saída, que representem acuradamente as entradas encontráveis em situações operacionais. Na prática, submeter o sensor a todos os níveis possíveis de entrada, numa sequência de pontos com espaçamento suficientemente pequeno, é uma tarefa extremamente dispendiosa, se não totalmente irrealizável. Isso geralmente é contornado através de calibração do instrumento.

Calibração é a identificação dos parâmetros de uma relação matemática entre entradas e saídas cobrindo toda a faixa de operação do sensor, realizada a partir de dados experimentais obtidos num número limitado de pontos da faixa de operação. As relações matemáticas empregadas na calibração podem ser derivadas das características de projeto do sensor ou podem ser assumidas com base no princípio geral de que relações físicas contínuas podem ser expressas na forma de séries de potência. Após a confirmação experimental de uma relação escolhida, a medição de umas poucas constantes torna possível a predição do desempenho do instrumento em toda a faixa operacional.

O teste de sensores inerciais envolve a concepção e a realização de ensaios em que entradas, precisamente conhecidas, são aplicadas, e os correspondentes sinais de saída são registrados, sob condições ambientais (temperatura, vibração, etc.) rigorosamente controladas. No caso de giroscópios as derivas, desalinhamentos e fatores de escala podem ser obtidos orientando-se o instrumento numa série definida de posições em relação ao vetor rotação da terra e ao vetor gravidade, monitorando-se os sinais de saída. As entradas básicas do giroscópio são rotação e aceleração linear, e a rotação da terra e o campo gravitacional fornecem essas entradas com valores conhecidos e precisos. Em linhas gerais os testes de giroscópios podem ser

classificados como testes de desenvolvimento, de qualificação, de aceitação e de calibração.

Testes de Desenvolvimento: São aplicados a protótipos e tem por objetivo verificar o funcionamento do giroscópio conforme previsto em projeto e identificar as causas de desempenho insatisfatório, visando a obtenção de informações que possibilitem as correções necessárias.

Testes de Qualificação: São feitos em protótipos industriais, tendo como finalidade determinar se exemplares representativos de um dado projeto são capazes de atender a todas as especificações de desempenho.

Testes de Aceitação: São realizados em todos os giroscópios produzidos e visam assegurar que os parâmetros mais importantes do ponto de vista da utilização estão dentro do especificado. Os testes de aceitação pressupõem que o produto já foi qualificado.

Testes de Calibração: São normalmente realizados visando-se a integração do giroscópio num determinado sistema. O objetivo desses testes é obter o melhor modelo possível para os erros do instrumento, de maneira a permitir a compensação desses erros de operação. É importante notar que um extenso teste de calibração do giroscópio isoladamente tem pouca utilidade para a calibração final do sistema, pois seria necessário determinar os desalinhamentos mecânicos entre as referências do sistema e as referências de calibração dos giroscópios. Além disso, a eletrônica associada e seu condicionamento e disposição no sistema também têm influência nos valores dos parâmetros obtidos.

Os testes apresentados a seguir foram aplicados a um protótipo em desenvolvimento, dentro das possibilidades de ensaios disponíveis, mas podem a princípio, serem utilizados em qualquer uma das etapas acima. Testes de qualificação teriam de ser muito mais abrangentes, enquanto que os de aceitação poderiam ser mais simples, mas os princípios básicos dos processos de determinação das derivas não variam.

Neste capítulo, inicialmente, serão feitas considerações a respeito das condições de ensaio, e será mostrada a definição dos eixos de ensaio seguida pelas condições de compensação de erros. A parte experimental, contra os ensaios de ajuste das condições de operação, sintonia e zero operacional, da determinação da

constante de tempo, dos fatores de escala e dos desalinhamentos internos do giroscópio. Será também mostrado um ensaio de multiposições com a determinação do conjunto de parâmetros de compensação de erros, cujo ajuste será testado em um segundo conjunto de dados experimentais. Finalmente serão mostrados os procedimentos de determinação da chamada deriva aleatória e da reprodutibilidade, este último sem resultados experimentais.

5.1 Condições de Ensaio

Todos os ensaios devem ser precedidos de procedimentos de estabilização de condições que demoram horas para serem atingidas.

A temperatura do giroscópio é, sem dúvida, o fator mais importante a ser controlado em um ensaio. Sua importância se deve não somente a variações dimensionais que possa causar, mas principalmente à variação sobre a intensidade do campo magnético gerado pelos ímãs do rotor, com influência direta nos fatores de escala.

O controle da temperatura ambiente também é importante pois tem influência direta sobre os circuitos eletrônicos do giroscópio assim como sobre os equipamentos de medição das correntes de saída. Uma base estável e sem vibrações, também é condição necessária para um bom ensaio.

Como equipamentos para ensaio, são necessários multímetros de precisão para serem feitas as leituras das tensões elétricas nos resistores de saída dos sinais, e uma mesa de ensaios, que é um equipamento especialmente desenvolvido para testes de sistemas inerciais é capaz de impor velocidades e posições angulares com precisão de tal forma que se possam simular as mais diversas variedades de entradas aos sistemas.

5.2 Definição dos Eixos de Ensaio

Para que se possa compreender o modelo de correção de erros de um giroscópio, é necessário que antes se façam definições para homogeneização de convenções e nomenclaturas conforme ilustrado na figura 5.1.

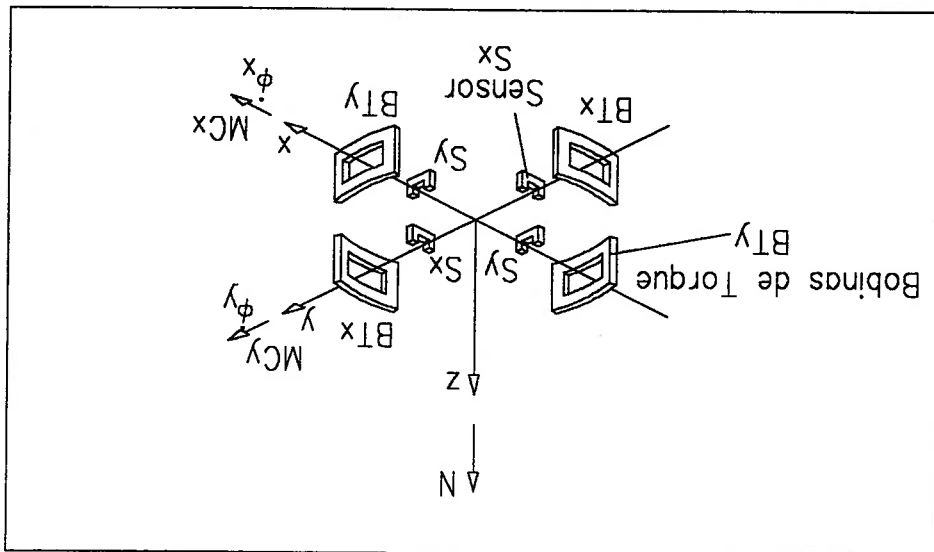


Fig 5.1 - Definição dos Eixos de Ensaio

A velocidade de Rotação do rotor, N , deve ter a direção de z_c , positiva segundo a regra da mão direita. O sensor S_x , que mede os deslocamentos x_c , e as bobinas de torque B_x , que aplicam os momentos MC_x , são posicionados ao longo dos eixo y_c , enquanto o sensor S_y , que mede os deslocamentos y_c , e as bobinas de torque B_y , que aplicam os momentos MC_y , são posicionados ao longo

Para se chegar às equações de modelo de erros devem-se tomar as equações (2.64) e (2.65) do modelo do capítulo 2, no caso simétrico, em sintonia e sem amortecimento, como a seguir:

$$A \cdot \ddot{\theta}_{xx} + N \cdot C \cdot \dot{\theta}_{yx} = -A \cdot \dot{\phi}_x - N \cdot C \cdot \dot{\phi}_y + MC_x \quad (5.1)$$

$$-N \cdot C \cdot \dot{\theta}_{xx} + A \cdot \ddot{\theta}_{yx} = N \cdot C \cdot \dot{\phi}_x - A \cdot \dot{\phi}_y + MC_y \quad (5.2)$$

Projeta-se um sistema de controle em malha fechada para um caso simplificado, tal que não haja perturbações de carga e o sistema seja lento o suficiente para serem desconsideradas as segundas derivadas de θ_{xx} e θ_{yx}

Neste caso vem:

$$N \cdot C \cdot \theta_{yc} = MC_x \quad (5.3)$$

$$-N \cdot C \cdot \theta_{xc} = MC_y \quad (5.4)$$

O sistema expresso pelas equações (5.3) e (5.4) é composto por equações desacopladas de 1ª ordem cujo controle em malha fechada pode ser facilmente executado com um controle $F(s)$ na forma:

$$MC_x(s) = F(s) \cdot \theta_{yc}(s) \quad (5.5)$$

$$MC_y(s) = -F(s) \cdot \theta_{xc}(s) \quad (5.6)$$

Para a verificação da estabilidade do sistema, basta simular o sistema dinâmico completo com estas malhas de controle simples. Na prática, para a maioria dos sistemas, este método é suficiente, no entanto, em sistemas muito rápidos, pode-se requerer desempenhos do controle muito melhores, e o projeto dos controladores fica muito mais difícil pois deve lidar com o sistema acoplado com duas entradas e duas saídas.

Se for considerado um sistema em malha fechada que garanta θ_{xc} e θ_{yc} nulos, as equações (5.1) e (5.2) que consideram entradas em velocidades angulares constantes da carga ficam:

$$MC_x = N \cdot C \cdot \phi_y \quad (5.7)$$

$$MC_y = -N \cdot C \cdot \phi_x \quad (5.8)$$

Por conveniência, as correntes que passam pelas bobinas de torque B_x , que geram o torque MC_x , serão chamadas de i_y , e as correntes que passam pelas bobinas B_y , que geram o torque MC_y , serão chamadas de $-i_x$, como segue:

$$MC_x = k_{mag} \cdot i_y \quad (5.9)$$

$$MC_y = -k_{mag} \cdot i_x \quad (5.10)$$

Onde k_{mag} é a constante de conversão magnética da corrente elétrica em torque que depende da intensidade do campo magnético do rotor, do comprimento do condutor e do raio de posicionamento das bobinas. Substituindo (5.9) em (5.7) e (5.10) em (5.8) vem:

$$(5.11) \quad k_{mag} \cdot i_y = N \cdot C \cdot \phi_y$$

$$(5.12) \quad k_{mag} \cdot i_x = N \cdot C \cdot \phi_x$$

O fator de escala do giroscópio, K_f , definido pela expressão (5.13), abaixo, expresso normalmente em ($^{\circ}/h/ma$), fornece a relação entre as velocidades angulares de entrada e as correntes de saída que são lidas nos sistemas inerciais.

$$(5.13) \quad K_f = k_{mag} / N \cdot C$$

O fator de escala está sendo discriminado nas direções x e y pois podem ser diferentes por imperfeições de fabricação. Com estes valores substituídos em (5.11) e (5.12) obtêm-se as expressões (5.14) e (5.15):

$$(5.14) \quad K_f \cdot i_y = \phi_y$$

$$(5.15) \quad K_f \cdot i_x = \phi_x$$

Com o sistema definido desta forma, obtêm-se uma corrente i_x positiva para uma entrada ϕ_x positiva, e analogamente uma entrada positiva ϕ_y causará uma saída i_y positiva. Sem inversão de índices nem troca de sinais, o sensor fica mais fácil de ser analisado nos ensaios sem a necessidade de se olharem as posições físicas dos componentes internos

5.3 Modelo de Erros

O modelo adotado para os testes abordados neste capítulo relaciona as correntes nas bobinas às velocidades angulares aplicadas ao giroscópio, e ainda, os termos das derivas, de validade já estabelecida para giroscópios DTG. Nas equações abaixo, (5.16) e (5.17), que são as mesmas acima (5.14) e (5.15), as velocidades angulares ϕ_x e ϕ_y estão substituídas por ω_x e ω_y , para que se mantenha a nomenclatura típica das equações dos modelos de erros.

$$K_{\phi} \cdot i_x = b_x + m_x \cdot a_x + qd_x \cdot a_y + n_x \cdot a_z + n_x \cdot a_x \cdot a_z + v_x \cdot a_y \cdot a_z + \omega_x + \omega_y \cdot \alpha - \omega_z \cdot \gamma_y \quad (5.16)$$

$$K_{\phi} \cdot i_y = b_y + qd_y \cdot a_x + m_y \cdot a_y + n_y \cdot a_z + v_y \cdot a_x \cdot a_z + n_y \cdot a_y \cdot a_z - \omega_x \cdot \beta + \omega_y + \omega_z \cdot \gamma_x \quad (5.17)$$

Onde :

b_x, b_y Derivas não sensíveis a acelerações, (bias fixos);

m_x, m_y Derivas sensíveis a acelerações diretas;

qd_x, qd_y Derivas sensíveis a acelerações em quadratura;

n_x, n_y Derivas sensíveis a acelerações na direção do eixo de rotação;

u_x, u_y Derivas sensíveis a acelerações diretas e na direção do eixo de rotação;

v_x, v_y Derivas sensíveis a acelerações em quadratura e na direção do eixo de

rotação;

a_x, a_y, a_z Acelerações medidas na carcaça

Geralmente os dois últimos coeficientes (n e v), que representam a anisotropia da junta elástica, são muito menores que os demais, e normalmente podem ser desprezados.

Os desalinhamentos a serem mostrados adiante α , β , γ_x e γ_y são causados por imprecisões de fabricação e montagem.

5.4 Ensaios para Ajuste das Condições de Operação

As condições ideais de operação de um D.T.G. podem ser compreendidas se for tomado o termo de sintonia da equação do modelo dinâmico: $MC = \theta_e \cdot (k - N^2 \cdot J)$, onde para que o torque de controle MC seja nulo, deve-se operar o giroscópio na chamada Rotação de Sintonia $N_o = \sqrt{k/J}$, que determina,

$(k - N^2 \cdot J) = 0$, ou ajustar o ângulo de operação θ_e em uma posição nula. Como esta posição nula não é necessariamente o ajuste de nulo elétrico do sensor devido a erros de fabricação, deve-se determinar uma posição que não tenha influência no torque com variações na rotação de operação. A esta posição angular chama-se de Zero Operacional.

Assim, para que o desempenho do giroscópio não seja comprometido, é preciso realizar os ensaios de determinação da Rotação de Sintonia e do Zero Operacional para se garantir as duas possibilidades.

Tomando-se as equações (2.62) e (2.63) do modelo dinâmico, considerando-se rotor e carga com orientação fixa, desprezando-se as inércias da cruzeta vem:

$$MC^x = \theta_{xc} \cdot (k - N^2 \cdot J) + \theta_{yc} \cdot (T^d + N \cdot D) \quad (5.18)$$

$$MC^y = -\theta_{xc} \cdot (T^d + N \cdot D) + \theta_{yc} \cdot (k - N^2 \cdot J) \quad (5.19)$$

$$\text{mas se} \quad \delta N = (N_o - N) \quad (5.20)$$

então:

$$(k - N^2 \cdot J) \cdot (J) = k \cdot (1 - (N_o - N)^2) - \delta N \cdot (2k \cdot N_o - N^2) \quad (5.21)$$

$$\text{mas, } N_o^2 = k/J, \quad \text{e} \quad \delta N^2 \ll N_o^2 \quad \text{então:}$$

$$(k - N^2 \cdot J) \cdot (1 - (N_o - N)^2) = \frac{N_o^2 \cdot (2k \cdot N_o - N^2)}{2 \cdot k \cdot \delta N} \quad (5.21)$$

obtemham retas horizontais. Como uma alteração em um eixo gera alterações em o ajuste de Zero Operacional é feito através da escolha de θ_{xc} e θ_{yc} tal que se A Rotação de Sintonia é escolhida pelo cruzamento das retas experimentais e das bobinas de torque, que são proporcionais a MC_x e MC_y .

girescópico em uma faixa em torno do valor de projeto, são registradas as correntes para θ_{xc} como para θ_{yc} , alternadamente, e variando a frequência de rotação do Na prática, se aplicam seqüências de valores, positivos e negativos, tanto para MC_x e retas concorrentes em δN nulo para MC_y .

constante e se aplicam sucessivos valores para θ_{yc} . Agora serão vistas retas paralelas executa o mesmo procedimento mas com inversão dos eixos, ou seja, θ_{xc} é mantido Efeito análogo, analisando-se a equação (5.23), é determinado quando se

$$N_o.$$

com um coeficiente angular muito pequeno uma vez δN deverá ser bem menor que o termo $-\theta_{xc} \cdot (T^d + N \cdot D) = -\theta_{xc} \cdot (T^d + N_o \cdot D + \delta N \cdot D)$ terá valores sucessivos Para MC_y : Sucessivas retas quase paralelas e quase horizontais uma vez que rotação de sintonia, uma vez que neste ponto não há dependência de θ_{xc} .

Para MC_x : Sucessivas retas que se cruzam quando $\delta N = 0$, ou seja, na valor nulo para θ_{yc} serão obtidos:

variar a rotação do girescópico, para sucessivos valores de $\theta_{xc} = \theta_o, \theta_1, \dots, \theta_n$, e um desvio de sintonia δN , cujo coeficiente angular é $\theta_{xc} \cdot 2 \cdot k / N_o$. Assim sendo, ao se A equação (5.22) acima mostra uma variação linear de MC_x em função do

$$MC_y = -\theta_{xc} \cdot (T^d + N \cdot D) + \theta_{yc} \cdot \frac{N_o}{2 \cdot k \cdot \delta N} \quad (5.23)$$

$$MC_x = \theta_{xc} \cdot \frac{N_o}{2 \cdot k \cdot \delta N} + \theta_{yc} \cdot (T^d + N \cdot D) \quad (5.22)$$

que substituído em (5.18) e (5.19) acima vem:

ambos, este procedimento de determinação do zero operacional é um processo

iterativo.

Como exemplo deste ensaio mostram-se gráficos dos resultados obtidos com o protótipo em estudo, que demonstram perfeita correspondência com previsão teórica. Para este ensaio, além de um ajuste de zero dos sensores que determinam as posições θ_{xco} e θ_{yco} , foi acrescentado um sinal externo que varia de $-x_o$ a $+x_o$ e de $-y_o$ a $+y_o$ para se construírem as retas concorrentes.

Pode-se ver que a rotação de sintonia é de aproximadamente 170 Hz, e que o

ajuste de zero operacional está bem próximo do final uma vez que as retas em preto, que são aquelas com θ_{xc} e θ_{yc} nulos, são quase horizontais como desejado. Nota-se também que existe uma diferença entre os dois valores de sintonia determinados, o

que é causado por assimetrias de fabricação e erros de ensaio. Como valor de sintonia deve-se tomar a média entre os dois valores obtidos.

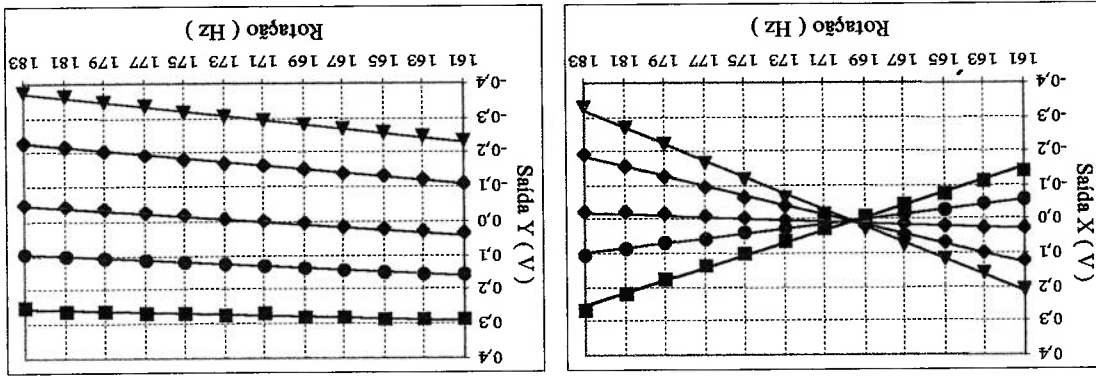


Fig 5.2 e 5.3 - Saídas do Sensor para uma Variação: $\theta_{xc} = -\theta_2, -\theta_1, 0, \theta_1, \theta_2$

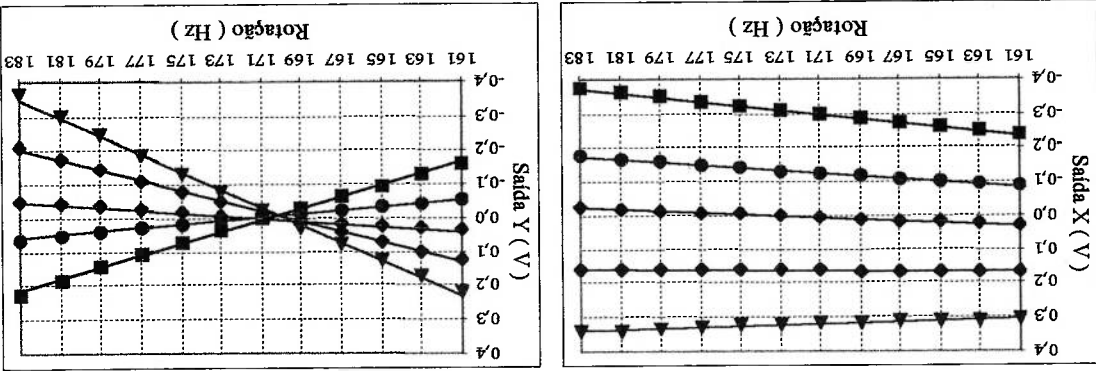


Fig 5.4 e 5.5 - Saídas do Sensor para uma Variação: $\theta_{yc} = -\theta_2, -\theta_1, 0, \theta_1, \theta_2$

5.5 Ensaio da Constante de Tempo em Malha Aberta

Com o giroscópio operando em sintonia, em malha aberta, ocorre o alinhamento do rotor com o eixo de rotação. Se houver uma perturbação que cause um desalinhamento momentâneo, ocorrerá um realinhamento de maneira exponencial. Se, ainda, houver um erro de sintonia, o realinhamento ocorrerá através de oscilação amortecida. Estas observações são previstas pelas equações (2.80) e (2.81) de resposta do sistema dinâmico em malha aberta.

Para a determinação prática da constante de tempo, o protótipo em estudo foi posto em funcionamento, em sintonia e em malha aberta, e com um surto de corrente nas bobinas de torque foi gerado um desalinhamento inicial. O realinhamento exponencial dos sensores foi registrado na figura 5.6, e através de um método gráfico foi determinada a constante de tempo do sistema dinâmico. O equipamento utilizado neste ensaio foi um "Measurement Plotting System, Hewlett Packard, HP 7090 A" capaz de medir e registrar graficamente os dados obtidos, diretamente dos sinais dos sensores.

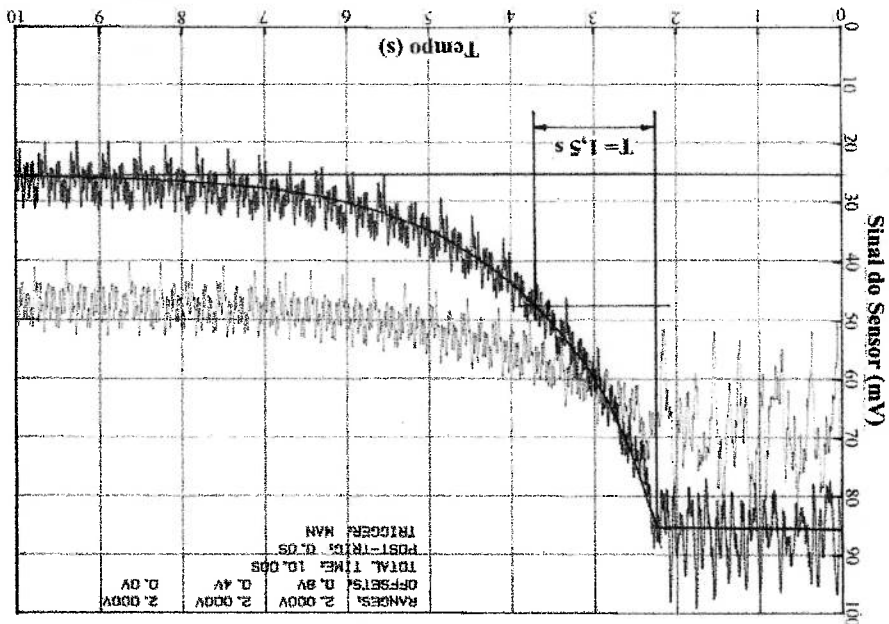


Fig 5.6 – Determinação da Constante de Tempo.

Infelizmente a constante de tempo do protótipo se mostrou muito baixa, (1,5 s) quando se espera um valor dez vezes maior para giroscópios de precisão. Isto

mostra que o amortecimento interno está alto o que contribui para uma perda de precisão do sensor. As tentativas de se obter as oscilações previstas com o giroscópio operando fora de sintonia, não foram bem sucedidas, possivelmente pelo alto amortecimento do sistema que fez com que o sistema se re-alinhasse antes que uma oscilação de baixa frequência pudesse ser notada.

Para se reduzir o atrito viscoso e consequentemente reduzir o amortecimento do sistema, o ensaio foi repetido com o ambiente interno à carga em vácuo. Ocorreu uma melhoria, mas a constante de tempo mostrada, de 3,2 s, é, ainda muito pequena, o que demonstra que há outros mecanismos de amortecimento importantes além da atmosfera interna e que devem ser identificados e minimizados. Como ocorre movimento da junta flexível, no dobro da frequência de rotação, a busca da explicação deve ser feita na própria junta. As lâminas podem estar se raspando, ou a colagem pode introduzir um material de alto amortecimento. Outra possível causa de amortecimento pode residir em eventuais correntes parasitas que se gerem sobre a gaiola que suporta as bobinas de torque, uma vez que esta gaiola está parada em um campo magnético girante com o rotor, que não é perfeito pois os anéis são segmentados. Investigações mais detalhadas devem ser feitas, com eventuais mudanças de projeto para que obtenham valores menores de amortecimento.

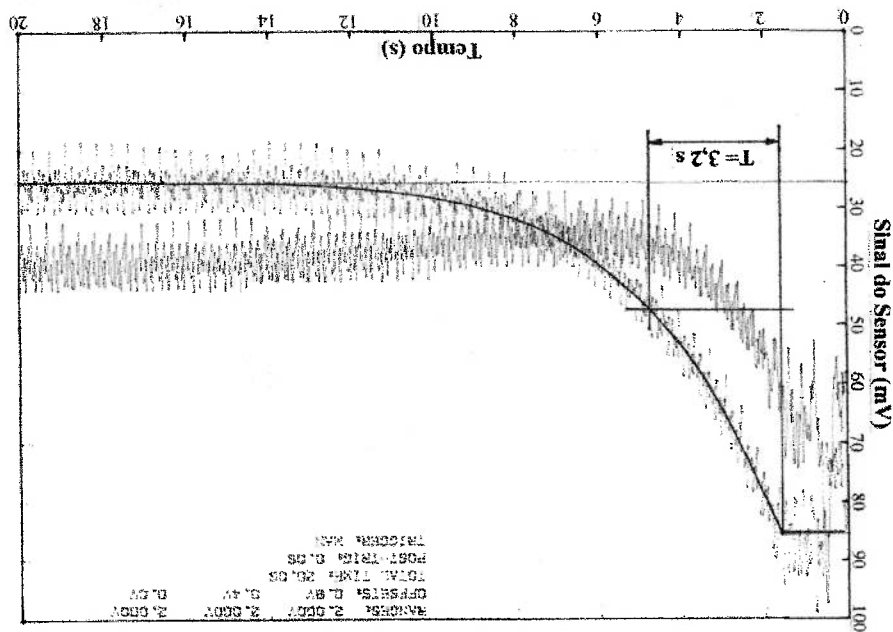


Fig. 5.7 - Determinação da Constante de Tempo em Vácuo.

5.6 Ensaio para Determinação dos Fatores de Escala.

Conforme mostrado antes, o fator de escala de um DTG é a relação entre as velocidades angulares de entrada na carga, e suas correspondentes correntes elétricas nas bobinas de torque do sistema em malha fechada. Para sua determinação prática, deve-se operar o giroscópio, em sintonia, com o eixo de rotação na posição horizontal, e com o eixo em teste na posição vertical sobre uma mesa de ensaios com seu eixo também na posição vertical, conforme pode ser visto na fig 5.8. Desta forma, os fatores que influenciavam no resultado, ou seja, acelerações laterais, são mantidos constantes e facilmente canceláveis. Se as velocidades impostas forem muito maiores do que a velocidade da Terra, suas componentes, vertical e horizontal serão desprezíveis.

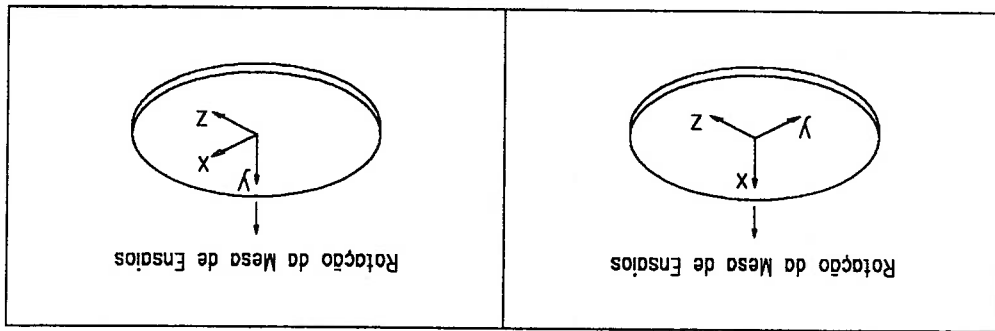


Fig 5.8 – Posição de ensaio para a Determinação dos Fatores de Escala

Para uma sequência de velocidades angulares de entrada, positivas e negativas, registram-se as correntes na bobina de torque correspondente. A inclinação da reta ajustada será considerada como o inverso do fator de escala. Repete-se este ensaio para cada eixo e se obtêm ambos os fatores que podem-se distinguir um pouco devido a erros de posicionamento das bobinas de torque e também devido a variações da resistência de leitura das correntes. Também podem ser analisados, com este ensaio, a linearidade e histerese dos sinais. Juntamente com este ensaio podem ser determinados os desalinhamentos internos do giroscópio como a seguir.

5.7 Ensaio para Determinação dos Desalinhamentos Internos.

Devido a erros de posicionamento das bobinas de torque ocorrem desalinhamentos entre os eixos de referência externos à carga (x_c e y_c) e os eixos de efetiva aplicação de torque (x_b e y_b) designados por α e β , conforme pode ser visto na figura 5.9. O ângulo entre x_g e y_g será de $90 + (\beta - \alpha)$, onde $(\beta - \alpha)$ é o desvio de perpendicularidade entre os eixos internos do giroscópio.

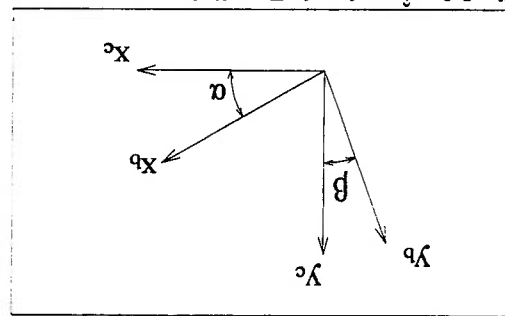


Fig 5.9 - Ângulos de Desalinhamento Internos

Os ângulos γ_x e γ_y de desalinhamento do eixo de rotação com o plano definido por x_b e y_b serão considerados nulos pelo fato de, na prática, serem muito menores que os ângulos α e β .

Executando-se os ensaios de determinação dos fatores de escala, e registrando-se as correntes em ambas as bobinas de torque em todos os casos, e considerando as excitações da mesa de ensaio em eixos perfeitamente ortogonais e alinhados com as referências externas da carga, pode-se determinar a influência de cada entrada em ambas as saídas.

Quando se excitar o eixo x_c , serão obtidas as saídas em i_x e i_y , e pode-se com ajuste de curvas determinar as expressões:

$$i_{xx} = A_{xx} \cdot x_c + B_{xx} \quad (5.24)$$

$$i_{yx} = A_{yx} \cdot x_c + B_{yx} \quad (5.25)$$

Analogamente, quando for excitado o eixo y_c , serão obtidas saídas em i_x e i_y , e novamente com ajuste de curvas serão determinadas:

$$(5.27)$$

$$i_{yy} = A_{yy} \cdot \gamma_c + B_{yy}$$

$$(5.26)$$

$$i_{xy} = A_{xy} \cdot \gamma_c + B_{xy}$$

Vale a pena lembrar que são esperados ângulos de desalinhamentos pequenos, e com isso, os valores de A_{xy} e A_{yx} devem ser muito pequenos. Sendo assim a componente horizontal da rotação da Terra pode não ser desprezível e deve ser considerada como entrada. Uma forma de cancelar esta entrada, pode ser feita tomando-se uma média das saídas ao longo de uma volta completa da mesa de ensaios, uma vez que, neste caso, a componente horizontal da rotação da Terra tem média nula.

Para se analisarem as projeções de x_c e γ_c em x_g e γ_g , conforme figura 5.10, abaixo, será considerada a aplicação de uma velocidade angular ω_o nas direções possíveis: $+x_c, -x_c, +\gamma_c$ e $-\gamma_c$. A necessidade de aplicar ω_o nas direções negativas facilita o cancelamento dos coeficientes lineares das retas ajustadas.

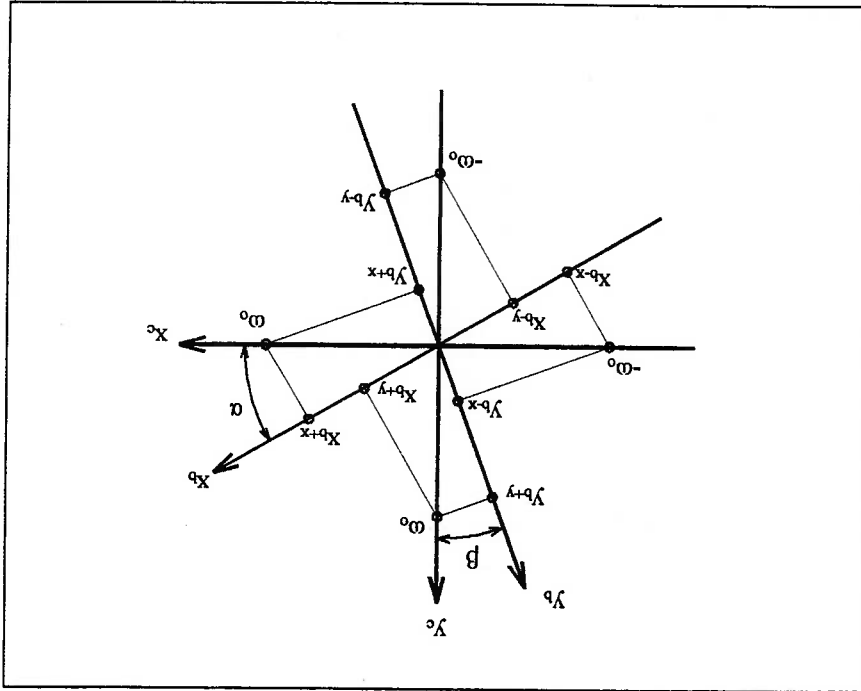


Fig 5.10 - Projeções de x_c e γ_c em x_g e γ_g

Tomando-se as leituras em corrente em todos os casos e substituindo-se nas equações de derivas vem:

$$K_{fx} \cdot i_{xx} = b_x + m_x \cdot g + \omega_o \cdot \cos \alpha \quad \text{Excitação em } x_c \quad (5.28)$$

$$K_{fy} \cdot i_{yx} = b_y + m_y \cdot g - \omega_o \cdot \sin \beta \quad (5.29)$$

$$K_{fx} \cdot i_{xy} = b_x + m_x \cdot g + \omega_o \cdot \sin \alpha \quad \text{Excitação em } y_c \quad (5.30)$$

$$K_{fy} \cdot i_{yy} = b_y + m_y \cdot g + \omega_o \cdot \cos \beta \quad (5.31)$$

$$K_{fx} \cdot i_{xx} = b_x + m_x \cdot g - \omega_o \cdot \cos \alpha \quad \text{Excitação em } -x_c \quad (5.32)$$

$$K_{fy} \cdot i_{yx} = b_y + m_y \cdot g + \omega_o \cdot \sin \beta \quad (5.33)$$

$$K_{fx} \cdot i_{xy} = b_x + m_x \cdot g - \omega_o \cdot \sin \alpha \quad \text{Excitação em } -y_c \quad (5.34)$$

$$K_{fy} \cdot i_{yy} = b_y + m_y \cdot g - \omega_o \cdot \cos \beta \quad (5.35)$$

Subtraindo-se a equação (5.34) da equação (5.30) vem:

$$K_{fx} \cdot (i_{xy} - i_{yx}) = 2 \cdot \omega_o \cdot \sin \alpha \quad (5.36)$$

E, subtraindo-se a equação (5.32) da equação (5.28) vem:

$$K_{fx} \cdot (i_{xx} - i_{xx}) = 2 \cdot \omega_o \cdot \cos \alpha \quad (5.37)$$

$$\text{De (5.36) e (5.37) vem:} \quad \operatorname{tg} \alpha = \frac{i_{xy} - i_{yx}}{i_{xx} - i_{xx}} \quad (5.38)$$

Analogamente, subtraindo-se a equação (5.29) da equação (5.33) vem:

$$K_{fy} \cdot (i_{yx} - i_{yx}) = 2 \cdot \omega_o \cdot \sin \beta \quad (5.39)$$

Mostram-se, a seguir, os resultados obtidos com o protótipo em estudo em forma de gráficos. As figuras 5.11 e 5.14 mostram os sinais de saída do giroscópio em função das excitações da mesa de ensaios em relação aos eixos x_c e y_c respectivamente. Nota-se que os eixos cruzados têm amplitude de saída muito

Logo:
$$\operatorname{tg}\beta = \frac{-A_{yx}}{A_{yy}} \quad (5.43)$$

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{-(A_{yx} \cdot \omega_o + B_{yx} - A_{yx} \cdot (-\omega_o) - B_{yx})}{-(A_{yy} \cdot \omega_o + B_{yy} - A_{yy} \cdot (-\omega_o) - B_{yy})} = \frac{-2 \cdot \omega_o \cdot A_{yx}}{2 \cdot \omega_o \cdot A_{yy}}$$

E substituindo as equações (5.26) e (5.27) em (5.41) obtém-se o ângulo β :

Logo:
$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{A_{xy}}{A_{xx}} \quad (5.42)$$

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{A_{xy} \cdot \omega_o + B_{xy} - A_{xy} \cdot (-\omega_o) - B_{xy}}{A_{xx} \cdot \omega_o + B_{xx} - A_{xx} \cdot (-\omega_o) - B_{xx}} = \frac{2 \cdot \omega_o \cdot A_{xy}}{2 \cdot \omega_o \cdot A_{xx}}$$

forma:

Substituindo as equações (5.24) e (5.25) em (5.38) obtém-se o ângulo α na

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{i_{yy} - i_{yy-}}{-(i_{yx} - i_{yx-})} \quad (5.41)$$

E de (5.40) e (5.39) vem:

$$K_f \cdot (i_{yy} - i_{yy-}) = 2 \cdot \omega_o \cdot \cos\beta \quad (5.40)$$

E substituindo-se a equação (5.35) da equação (5.31) vem:

menores que os eixos diretos. Nas figuras 5.12 e 5.13 são mostrados, em detalhes, os eixos cruzados cujos valores não nulos, agora podem ser identificados.

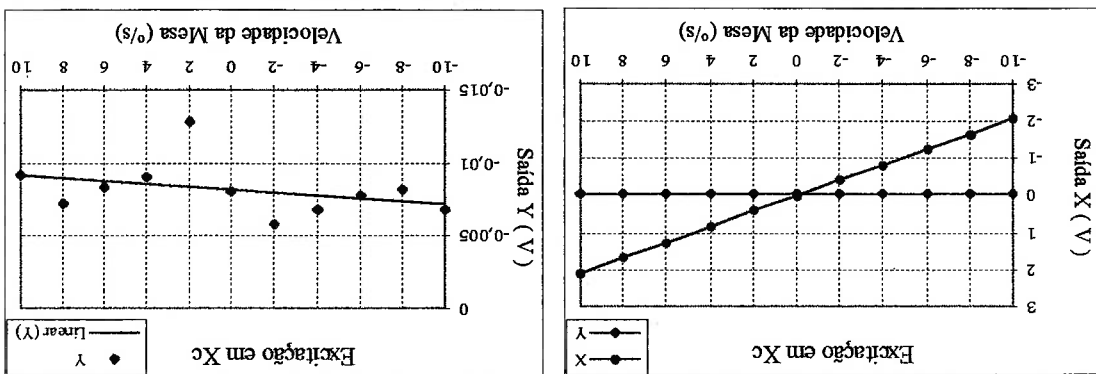


Fig. 5.11 - Saídas X e Y para Entrada em Xc

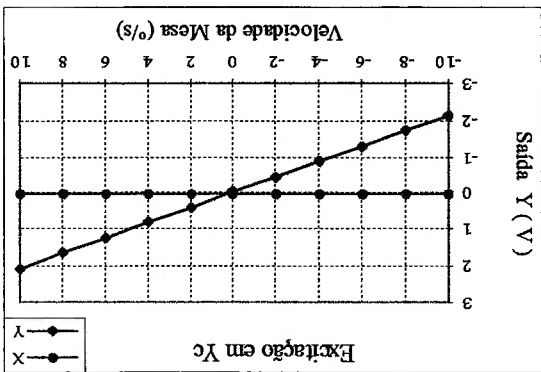


Fig. 5.12 - Saída Y para Entrada em Xc

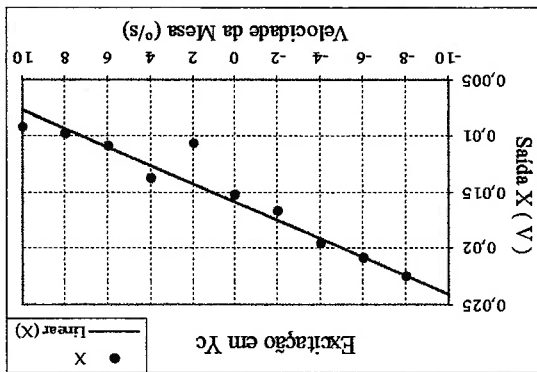


Fig. 5.13 - Saída X para Entrada em Yc

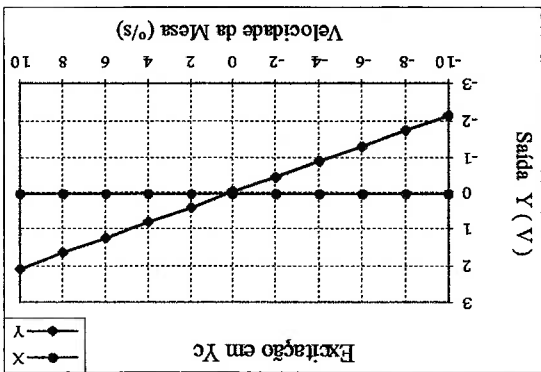


Fig. 5.14 - Saídas X e Y para Entrada em Yc

Como resultado numérico dos ensaios obtiveram-se os valores abaixo:

$$A_{xx} = 2,1731 \text{ mA}/\%$$

$$A_{yx} = -0,0010 \text{ mA}/\%$$

$$A_{xy} = -0,0085 \text{ mA}/\%$$

$$A_{yy} = 2,1820 \text{ mA}/\%$$

Os fatores de escala

$$K_{fx} = 1656,6 \text{ } \%/ \text{mA}$$

$$K_{fy} = 1649,9 \text{ } \%/ \text{mA}$$

Que nos levam aos seguintes resultados:

Embora o posicionamento das bobinas seja um processo manual, com auxílio apenas de alguns gabaritos, a precisão final atingida pode ser considerada boa.

5.8 Testes de Multiposições

Estes testes têm por finalidade a determinação dos coeficientes de compensação de derivas da equação de erros adotada, equações (5.16) e (5.17). São testes estáticos onde se posiciona o giroscópio em diversas direções em relação aos pontos cardeais e ao plano horizontal, de maneira que são entradas do sistema as componentes vertical e horizontal da rotação da Terra (Ω_v e Ω_h) e a aceleração da gravidade (g).

Com estas entradas decompostas nas direções do giroscópio (x_c, y_c, z_c) obtêm-se a_x, a_y, a_z, ω_x e ω_y para cada posição, e com as leituras das correntes (i_x, i_y) pode-se montar um sistema de equações onde as incógnitas sejam os coeficientes da derivas ($b_x, b_y, m_x, m_y, qd_x, qd_y, n_x, n_y, n_x, n_y, v_x, v_y$). O número de posições deve ser no mínimo o suficiente para que o sistema seja resolvido, no entanto, é recomendável que haja uma base de dados mais ampla e o sistema será resolvido pela técnica de mínimos quadrados.

Os testes mais comuns que são utilizados são o Teste de Oito Posições, onde o giroscópio é posicionado quatro vezes com o eixo de rotação na vertical e quatro na horizontal, e o chamado "Tumbling Test" em que o giroscópio tem seu eixo de rotação alinhado com o eixo de rotação da Terra, tanto para o Sul como para o Norte, condições em que não há entrada em velocidade.

Os ângulos de desalinhamento

$$\alpha = -0,225 \text{ graus}$$

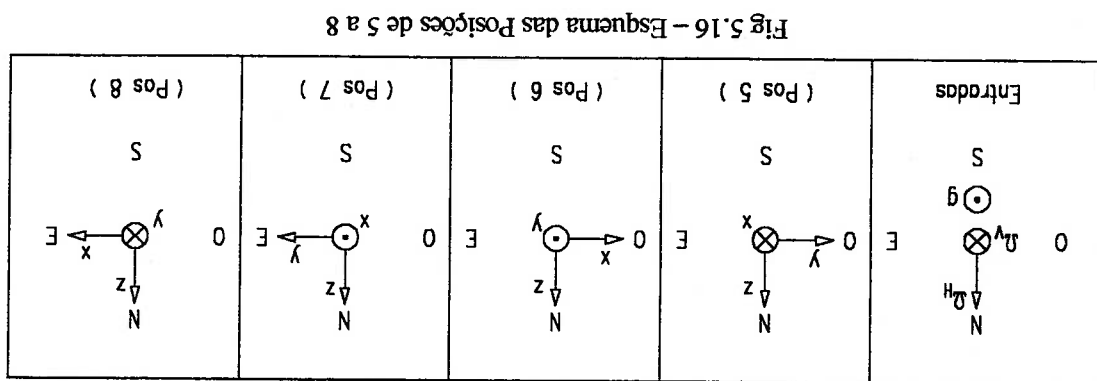
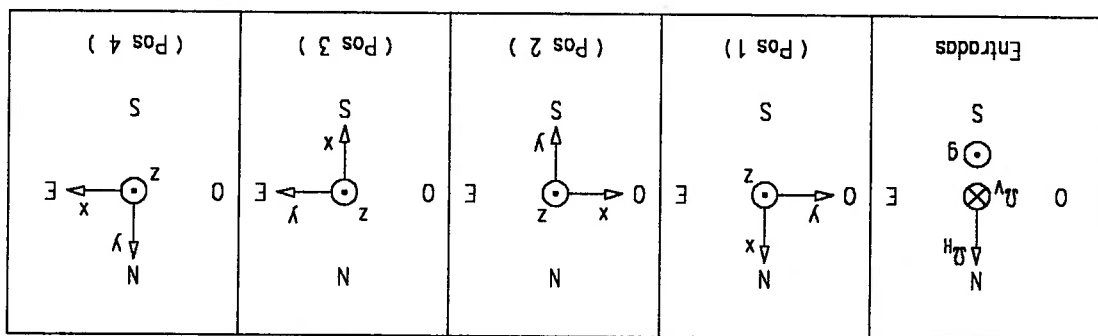
$$\beta = -0,026 \text{ graus}$$

E o ângulo de desvio de perpendicularidade

$$\beta - \alpha = 0,200 \text{ graus}$$

Para este trabalho foi escolhido um teste com doze posições, as oito anteriores e mais 4 com eixo inclinado a 45° com a vertical para que se possa excitar a_x e a_z , ou a_y e a_z simultaneamente para se possam determinar os coeficientes de isoelasticidade (n_x, n_y, v_x, v_y). Para a verificação dos parâmetros será usado um ensaio, tipo "Tumbling", com doze posições do giroscópio com o eixo de rotação em direção ao Norte, e doze em direção ao Sul.

Um esquema das oito posições iniciais escolhidas é mostrado nas figuras 5.15 e 5.16 abaixo.



As quatro posições adicionais com eixo de rotação inclinado a 45° com a vertical estão mostradas abaixo na figura 5.17:

são os vetores com as projeções das componentes horizontal e vertical (Ω_h e Ω_v) da rotação da Terra, sobre os eixos do giroscópio, e:

$$\underline{\omega}'_x = [\Omega_h \ 0 \ -\Omega_h \ 0 \ \Omega_v \ 0 \ -\Omega_v \ 0 \ 0 \ -\Omega_v + \Omega_h \ (\Omega_v + \Omega_h) \cdot \cos\pi/4 \ 0 \ (\Omega_v + \Omega_h) \cdot \cos\pi/4]$$

$$\underline{\omega}'_y = [0 \ -\Omega_h \ 0 \ \Omega_h \ 0 \ -\Omega_v \ 0 \ \Omega_v \ 0 \ -(\Omega_v + \Omega_h) \cdot \cos\pi/4 \ 0 \ (\Omega_v + \Omega_h) \cdot \cos\pi/4]$$

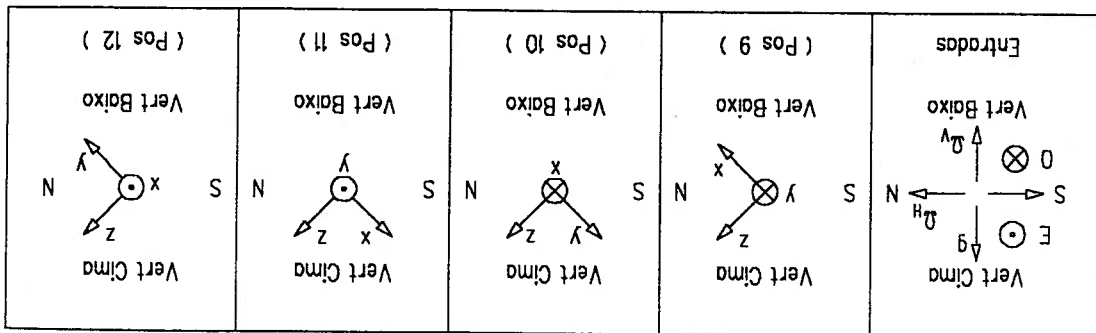
onde: i_x e i_y , são os vetores com as leituras de corrente das 12 posições,

$$K_{fy} \cdot i_y = \underline{A} \cdot \underline{C}_y + \underline{\omega}_y \tag{5.45}$$

$$K_{fx} \cdot i_x = \underline{A} \cdot \underline{C}_x + \underline{\omega}_x \tag{5.44}$$

lineares onde os coeficientes de derivas são as incógnitas:
Com base nas 12 posições de ensaio montam-se os sistemas de equações

Fig 5.17 – Esquema das Posições de 9 a 12



$$(5.47) \quad \underline{i}_{yR} = \frac{K_{fy}}{1} \cdot \underline{A} \cdot \underline{C}_y + \underline{\omega}_y$$

$$(5.46) \quad \underline{i}_{xR} = \frac{K_{fx}}{1} \cdot \underline{A} \cdot \underline{C}_x + \underline{\omega}_x$$

Com base nos coeficientes determinados, podem-se reconstituir os sinais, e compará-los aos medidos e, desta forma, pode-se obter uma qualificação do ajuste do modelo de erros, da forma abaixo:

$$\underline{C}_y = (\underline{A}_T \cdot \underline{A})^{-1} \cdot \underline{A}_T \cdot K_{fy} \cdot \underline{i}_y - \underline{A}_T \cdot \underline{\omega}_y$$

$$\underline{C}_x = (\underline{A}_T \cdot \underline{A})^{-1} \cdot \underline{A}_T \cdot K_{fx} \cdot \underline{i}_x - \underline{A}_T \cdot \underline{\omega}_x$$

As soluções dos sistemas são dadas por:

$$\underline{C}_y^T = [b_y \quad qd_y \quad m_y \quad n_y \quad v_y \quad u_y]$$

$$\underline{C}_x^T = [b_x \quad m_x \quad qd_x \quad n_x \quad u_x \quad v_x]$$

é a matriz que contém os termos de projeção da gravidade aos eixos do giroscópio. Os vetores com os parâmetros a serem determinados são:

$$\underline{A} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & g \cdot \cos\pi/4 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & g \cdot \cos\pi/4 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & -g \cdot \cos\pi/4 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & -g & 0 & 0 \\ 1 & g & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & g & 0 & 0 \\ 1 & -g & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & g & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & g & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & g & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -g^2/2 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & g^2/2 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & -g^2/2 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Mostram-se, abaixo nas figuras 5.18 e 5.19, os dados experimentais assim como os sinais reconstruídos, superpostos para comparação, seguidos pela figura 5.20, onde estão mostrados os erros, donde pode-se ver o bom ajuste do modelo de erros.

Com base nos ensaio se obtêm, como resultado, os valores dos coeficientes de derivas:

$$\begin{aligned}
 b_x &= -289,9 \text{ } ^\circ/\text{h} & m^x &= -108,4 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 b_y &= -127,5 \text{ } ^\circ/\text{h} & qd^x &= -13,72 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 & & n^x &= 9,31 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 & & n^x &= -5,76 \text{ } ^\circ/\text{h/g}^2 \\
 & & v^x &= -5,89 \text{ } ^\circ/\text{h/g}^2 \\
 & & m^y &= -108,4 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 & & qd^y &= 16,84 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 & & n^y &= -18,30 \text{ } ^\circ/\text{h/g} \\
 & & v^y &= 0,497 \text{ } ^\circ/\text{h/g}^2 \\
 & & n^y &= -0,0623 \text{ } ^\circ/\text{h/g}^2
 \end{aligned}$$

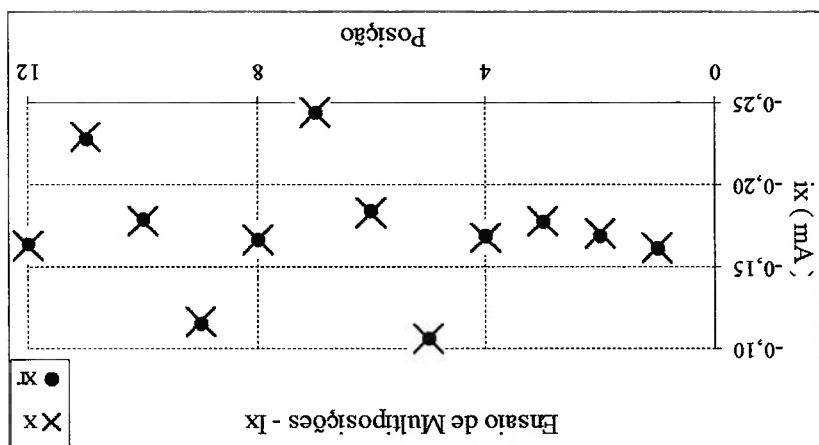


Fig 5.18 – Correntes I_x e I_{xR} para as posições de 1 a 12

Como verificação do modelo será usado um universo de dados diferentes daqueles que foram utilizados para a de terminação dos coeficientes. Para isso será usado o ensaio dito 'Tumbling Test' com 24 posições sendo que as 12 primeiras foram feitas com o eixo de rotação na direção Norte, variando-se o ângulo θ , conforme figura 5.21, e as 12 seguintes com o eixo na direção Sul conforme figura 5.22. Note que nas figuras abaixo λ é a latitude local onde foi feito o ensaio.

Fig 5.20 - Correntes i_x e i_{xR} para as posições de 1 a 4

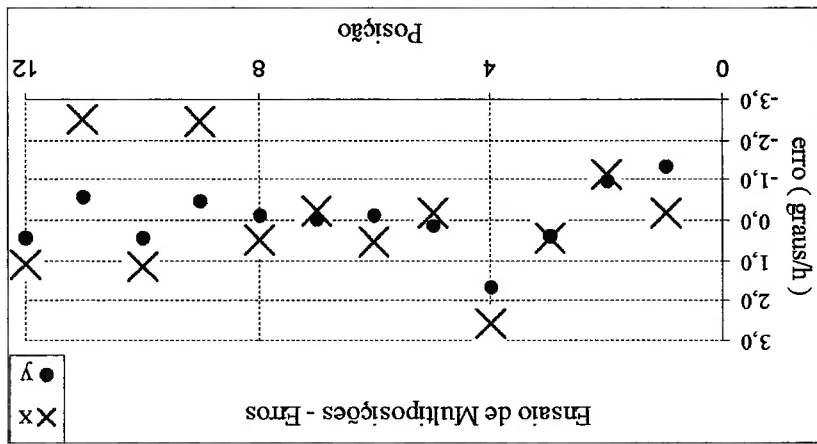
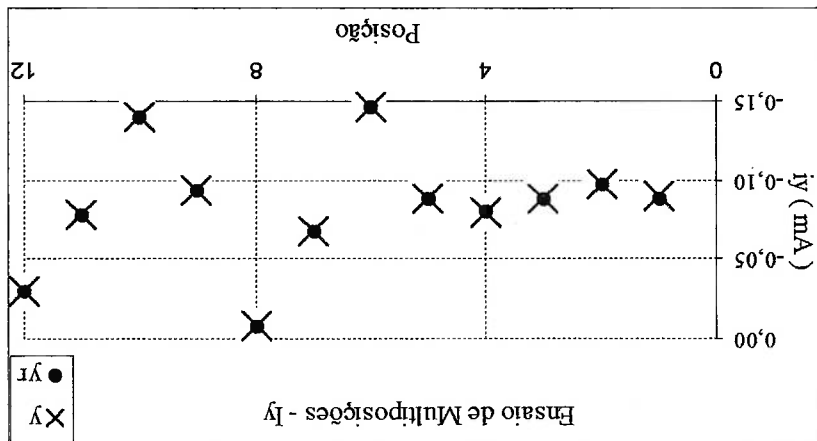


Fig 5.19 - Correntes i_y e i_{yR} para as posições de 1 a 12

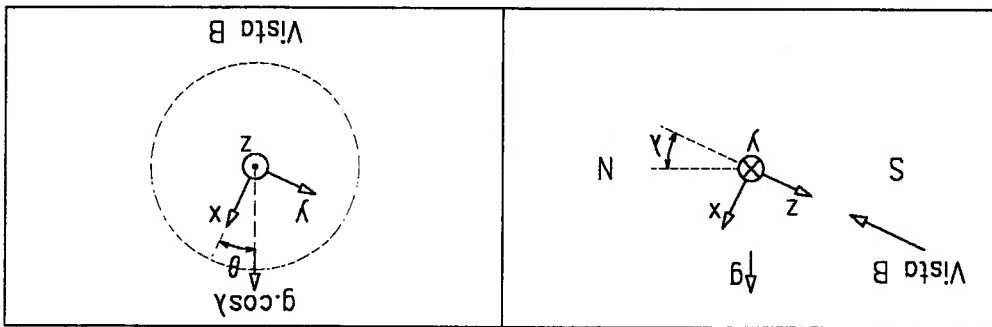


a seguir:

Da mesma forma anterior, conforme equações (5.46) e (5.47), o sinal será reconstituído, mas agora a matriz \underline{A} assume as formas \underline{A}_N e \underline{A}_S quando no caso do eixo de rotação estiver apontando para o Norte ou para o Sul, respectivamente, como

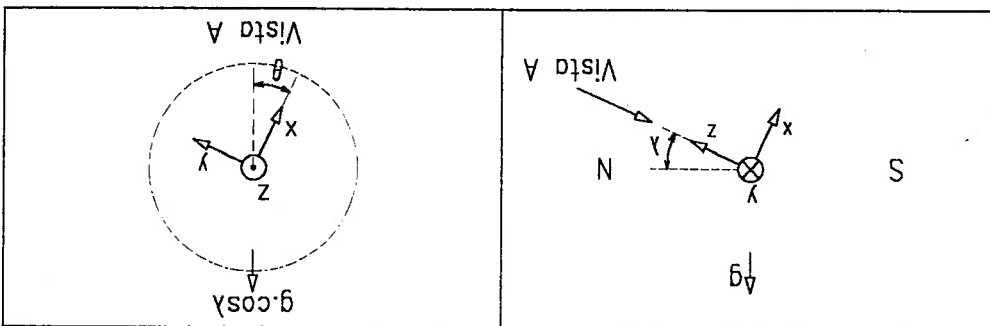
$$\begin{aligned} a_z &= g \cdot \text{sen } \lambda \\ a_y &= g \cdot \text{cos } \lambda \cdot \text{sen } \theta \\ a_x &= g \cdot \text{cos } \lambda \cdot \text{cos } \theta \\ \theta &= 0,30,60, \dots, 330^\circ \end{aligned}$$

Fig 5.22 – Posição de ensaio do “Tumbling Test”, com eixo em direção Sul



$$\begin{aligned} a_z &= -g \cdot \text{sen } \lambda \\ a_y &= -g \cdot \text{cos } \lambda \cdot \text{sen } \theta \\ a_x &= -g \cdot \text{cos } \lambda \cdot \text{cos } \theta \\ \theta &= 0,30,60, \dots, 330^\circ \end{aligned}$$

Fig 5.21 – Posição de ensaio do “Tumbling Test”, com eixo em direção Norte



$$\overline{A}_N = \begin{vmatrix} 1 & -g \cos \lambda \cos \theta_1 & -g \cos \lambda \sin \theta_1 & -g \sin \lambda & -g^2 \sin \lambda \cos \lambda \cos \theta_1 & -g^2 \sin \lambda \cos \lambda \sin \theta_1 \\ 1 & -g \cos \lambda \cos \theta_{12} & -g \cos \lambda \sin \theta_{12} & -g \sin \lambda & -g^2 \sin \lambda \cos \lambda \cos \theta_{12} & -g^2 \sin \lambda \cos \lambda \sin \theta_{12} \end{vmatrix}$$

$$\overline{A}_S = \begin{vmatrix} 1 & g \cos \lambda \cos \theta_1 & g \cos \lambda \sin \theta_1 & g \sin \lambda & g^2 \sin \lambda \cos \lambda \cos \theta_1 & g^2 \sin \lambda \cos \lambda \sin \theta_1 \\ 1 & g \cos \lambda \cos \theta_{12} & g \cos \lambda \sin \theta_{12} & g \sin \lambda & g^2 \sin \lambda \cos \lambda \cos \theta_{12} & g^2 \sin \lambda \cos \lambda \sin \theta_{12} \end{vmatrix}$$

Mostram-se abaixo, na figura 5.23, os dados experimentais do 'Tumbling Test' e os sinais reconstruídos seguidos da figura 5.24 onde estão mostrados os erros que, novamente mostra o bom ajuste do modelo de erros, embora neste caso os erros sejam um pouco maiores do que os anteriores.

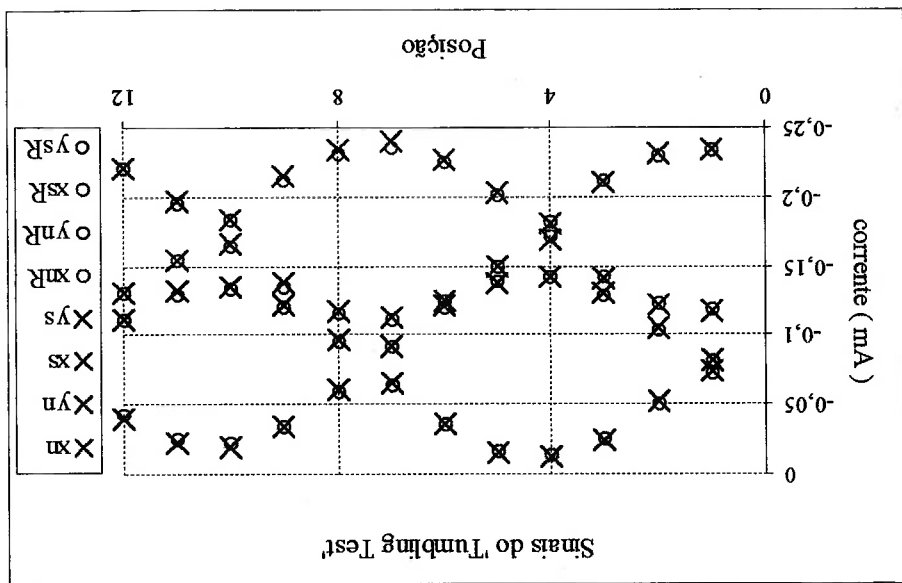


Fig 5.23 – Sinais medidos e reconstruídos para o "Tumbling Test"

$$\sigma_y = K_{\beta} \cdot \sqrt{\frac{1}{12} \sum_{i=1}^{12} (y_i - \bar{y})^2} \quad (5.49)$$

$$\sigma_x = K_{\beta} \cdot \sqrt{\frac{1}{12} \sum_{i=1}^{12} (x_i - \bar{x})^2} \quad (5.48)$$

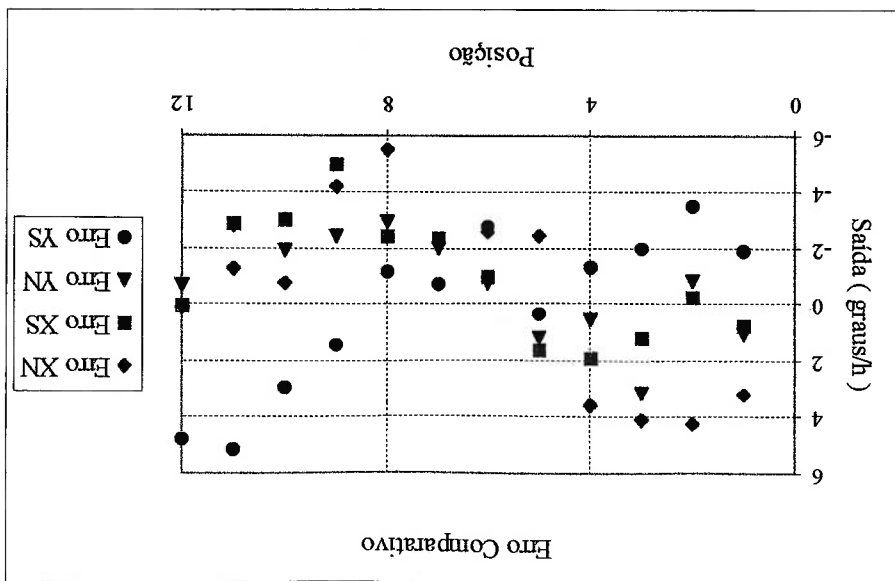
aleatórias (1σ) serão dadas por:

calculam-se as médias \bar{x} e \bar{y} para os doze valores de cada eixo. As derivas modo são obtidos doze valores por eixo (x_1, x_2, \dots, x_{12} e y_1, y_2, \dots, y_{12}). Finalmente, minutos cada, calculando-se o valor médio das correntes em cada intervalo. Deste Os dados assim obtidos devem ser divididos em doze intervalos de dez durante 2 horas.

cima tomam-se as leituras de corrente das bobinas de torque a cada 30 segundos norma IEEF std 813 (1988), com o eixo de rotação posicionado verticalmente para ou seja o erro que não se consegue compensar através de coeficientes. Conforme a Este ensaio tem por finalidade a determinação do erro aleatório do giroscópio,

5.9 Determinação da Deriva Aleatória

Fig 5.24 – Erros Comparativos para o “Tumbling Test”



Nas figuras 5.25 e 5.26, abaixo, são mostrados os dados de um ensaio de deriva aleatória que foi executado. Destes dados foram obtidos os seguintes resultados:

$$\sigma_x = 0,39 \text{ } \%/h$$

$$\sigma_y = 0,49 \text{ } \%/h$$

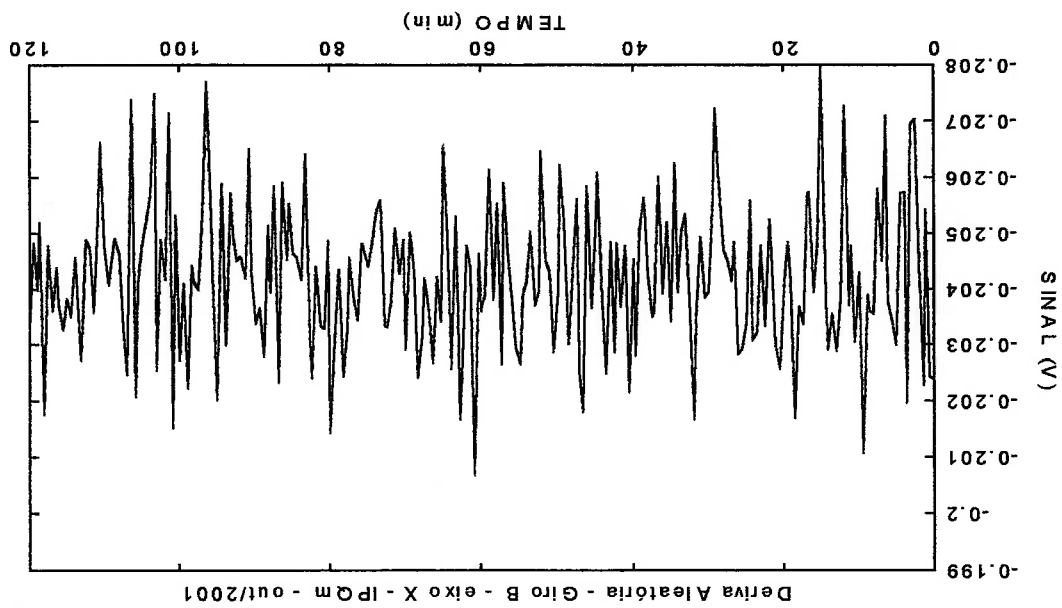


Fig. 5.25 - Signal X do Ensaio de Deriva Aleatória

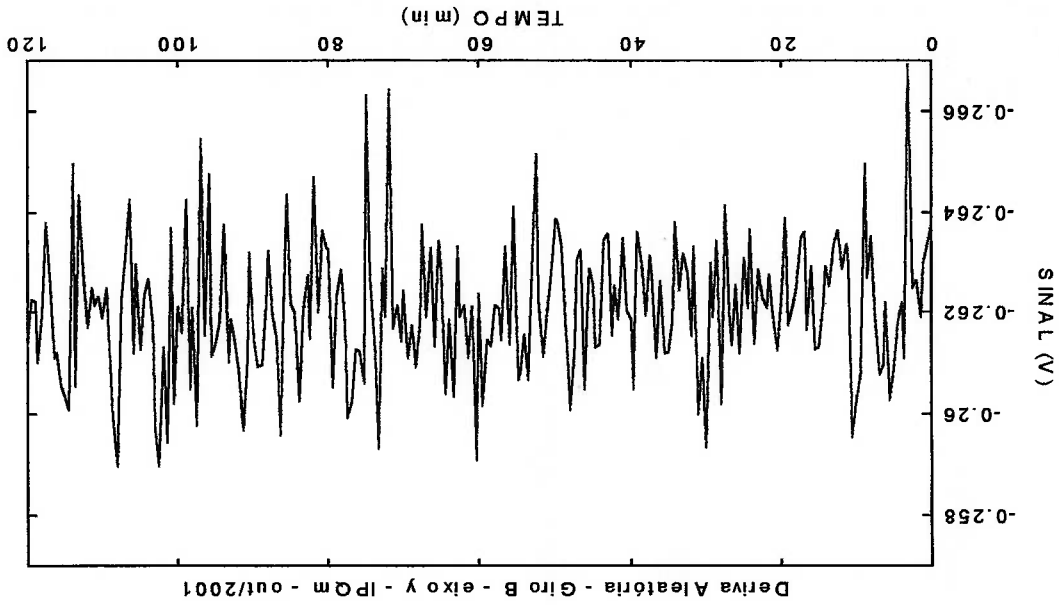


Fig. 5.26 - Signal Y do Ensaio de Deriva Aleatória

5.10 Determinação da Reprodutibilidade

Este ensaio, também chamado de "Dia a Dia", visa determinar a estabilidade dos "bias" fixos, "b^x" e "b^y", ao longo de diversos ciclos liga e desliga do giroscópio. Da mesma forma que o item anterior, conforme norma, com o eixo de rotação do giroscópio na posição vertical para cima, o primeiro ciclo de medidas é iniciado, amostrando-se as correntes das bobinas de torque a cada trinta segundos durante um período de cinco minutos. A seguir o giroscópio é desligado por trinta segundos e religado. Após um minuto de funcionamento inicia-se um novo ciclo de medidas. Este procedimento deve ser repetido sete vezes, calculando-se o valor médio da corrente para cada ciclo. Obtém-se assim sete valores por eixo, a partir dos quais são calculadas as médias \bar{x} e \bar{y} . A reprodutibilidade (1 σ) será dada por

$$r_x = K_{fs} \cdot \sqrt{\frac{1}{6} \cdot \sum_{i=1}^7 (x_i - \bar{x})^2} \quad (5.50)$$

$$r_y = K_{fs} \cdot \sqrt{\frac{1}{6} \cdot \sum_{i=1}^7 (y_i - \bar{y})^2} \quad (5.51)$$

O modelo matemático desenvolvido a partir das publicações de Craig (1972a,b), mesmo com as simplificações impostas, mostram resultados compatíveis com as simulações. Por isso, seus parâmetros (τ , F^m), podem ser utilizados como comparação entre protótipos e como índices de qualidade.

O princípio de funcionamento, ou seja, o efeito de sintonia dinâmica pôde ser comprovado com ensaios.

As equações utilizadas como modelo de compensação de erros mostraram-se capazes de corrigir grandes desvios causados pelas sensibilidades a acelerações, mostrando que tais erros são, de fato, determinísticos e compensáveis.

O projeto deve ser reavaliado, pois tinha como meta uma faixa de aplicação muito larga. Aumentando-se a inércia do rotor pode-se atingir maior precisão mas haverá uma redução do fundo de escala. Desta forma deve ser feita uma escolha de aplicação e com a especificação os parâmetros de projeto podem ser variados.

A qualidade de fabricação empregada não foi suficiente para se atingirem desempenhos compatíveis com sensores de alto desempenho, aplicáveis em plataformas de navegação marítima. No entanto, mesmo com os resultados obtidos, que foram considerados razoáveis, muitas aplicações já podem ser satisfeitas como o caso do Veículo Lançador de Satélites.

Para uma melhoria futura, devem ser utilizadas máquinas mais adequadas, assim como devem ser desenvolvidos novos dispositivos e novos processos de fabricação.

Devem ser identificadas as origens de amortecimentos que causaram um resultado de constante de tempo tão baixa, e que talvez tenha reduzido a possível qualidade do sensor.

Devem ser melhoradas as condições de montagem, especialmente com a utilização salas limpas.

Considera-se que o desenvolvimento de um giroscópio DTG seja tecnicamente viável no país. Muitas aplicações estão carentes de sensores nacionais e podem ser satisfeitas se houver um programa nacional de desenvolvimento deste e de outros sensores inerciais. O desenvolvimento de sistemas inerciais completos, com suas partes mecânicas, eletrônicas e os programas de computador também devem fazer parte do mencionado programa. Como muito investimento de longo prazo, como equipamentos e formação de equipes especializadas, deve ser feito, acredita-se que somente os órgãos públicos sejam capazes de atingirem esta possível meta. Particularmente, as forças armadas, que já investiram muito nas últimas décadas, têm condição de fazer um programa consistente capaz de atingir uma independência, ao menos parcial, em sensores inerciais.

Embora não faça parte do escopo deste trabalho, não se pode esquecer que todo tipo de ensaio de giroscópio utiliza um aparato eletrônico que, e da mesma forma que a mecânica, deve ter precisão compatível para que os resultados possam atingir as metas desejadas. É necessária a utilização de eletrônica de instrumentação de precisão cujos componentes tenham baixíssimas variações de propriedades em relação às condições de operação e ambientais. O desenvolvimento deste equipamento eletrônico é tão ou mais difícil do que a mecânica, pois também depende de equipes de engenharia de alto nível técnico, igualmente difíceis de serem mantidas, e sua dependência de componentes importados pode ser igualmente dificultada por embargos uma vez que não há produção de componentes eletrônicos de precisão no país.

- 1 Barbour, N, Schmidt, G. Inertial Sensor Technology Trends. IEEE Sensor Journal, Vol.1, NO.4, December, 2001.
- 2 Craig, R. J. G. Theory of Operation of an Elastically Supported, Tuned Gyroscope, IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems, p 280-288. vol AES-8, No 3, maio. 1972a.
- 3 Craig, R. J. G. Theory of Errors of a Multigimbal, Elastically Supported, Tuned Gyroscope, IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems, p 289-297. vol AES-8, No 3, maio. 1972b.
- 4 Craig, R. J. G. Dynamically Tuned Gyros in Strapdown Systems. AGARD Conference on Inertial Navigation Computers and Systems. Florença, Italia. Out. 1972c.
- 5 Haberland, R. Technical Advances through a Novel Gyro Hinge Design. DGCN Symposium ueber Kreiseltech. Duesseldorf. Germany. Sept. 1978.
- 6 Howe, E. W., Savet, P. H. The Dynamically Tuned Free Rotor Gyro. Control Engineering. p 67-72. junho. 1964.
- 7 Hunt, J. C., White, H. V. Wheel-Speed Induced Errors in the Use of Dry-Tuned Gyros. IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol IE-30, NO 1, February 1983.
- 8 IEEE - Std 813-1988. Specification Format Guide and Test Procedure for Two-Degree-of-Freedom, Dynamically Tuned Gyros. IEEE, 1989, New York. USA.
- 9 Joos, D. K. Comparison of Typical Gyro Errors for Strapdown Applications, DGON Symposium Gyro Technology, Stuttgart, Germany 1977.

LISTA DE REFERÊNCIAS

- 10 Karnick, H. Experience based upon Experimental Dry Tuned Gyros. DGON Symposium Gyro Technology, Stuttgart, Germany, 1979.
- 11 Lawrence, A.. Modern Inertial Navigation: Navigation Guidance, and Control. Second Edition. Springer. New York. 1998. (Mechanical Engineering Series).
- 12 Mansour, W. M., Lachini, C. Two-Axis Dry Tuned-Rotor Gyroscope Design and Technology. Journal of Guidance, Control and Dynamics. Vol 16, No 3, Maio-Junho 1993.
- 13 Przemieniecki, J. S. Theory of Matrix Structural Analysis. Mc Grow Hill. New York. 1968.
- 14 Smith, S. T., Chetwynd, D. G. Foundations of Ultraprecision Mechanism Design, Developments in Nanotechnology. Chapter 4 Flexure Design for Positioning and Control. Gordon and Breach Science Publishers. Vol 2. Amsterdam. Nederland. 1992.
- 15 Vinnis, M. Pearson, B. Sienkiewics, J. The Canadian Strapdown Gyroscope (CSG-2); a Low Cost, Inertial Grade Tuned Rotor Gyro. [s.l.]. [s.n].