

ISAIAS DA SILVA

MANCAL MAGNÉTICO DO TIPO
ATRAÇÃO COM CONTROLE
UNIAXIAL

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

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Prof. Dr. Oswaldo Horikawa

São Paulo

2000

Aos meus pais que sempre foram e sempre serão meus guias e referências para tudo que realizei e gostaria de realizar nesta vida.

Para Nilda, que sempre me incentivou para realização deste trabalho, embora com algumas críticas pelo fato de algumas vezes eu me dedicar mais ao trabalho do que a ela.

Agradecimentos

Ao prof. Dr. Oswaldo Horikawa, meu orientador, pelo constante incentivo e apoio durante todas as etapas do desenvolvimento deste projeto de pesquisa.

Ao pessoal do LMAG, em especial aos professores Drs. José Roberto Cardoso e Sílvio I Nabeta, pela utilização do software FLUX2D.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) e ao Electro Mechanical Technology Advancing Foundation (EMTAF, Japão), pelo auxílio concedido na realização deste projeto.

A todos os meus amigos, em especial Luiz, Fran e Lucio pelas contribuições e ajuda tanto moral quanto técnica necessárias para realização deste trabalho.

A todos que direta ou indiretamente colaboraram com este trabalho.

Errata

No Capítulo 4, item 4.6.3, página 69 e equação 4.8, onde se lê:

$$2k_p k_p$$

deve ser lido como:

$$2k_p k_t$$

No Capítulo 4, item 4.6.3, página 70, onde se lê no seguinte parágrafo:

Analisando a Equação 4.10 observa-se que...

deve ser lido como se segue:

Analisando a Equação 4.10 observa-se que o sistema possui dois zeros e, conseqüentemente para ser aplicado o critério ITAE é necessário a utilização de um pré-compensador (pré-filtro) (BISHOP; DORF, 1998).

Como é mencionado no item 3.5, nesse trabalho é utilizado um simples controlador PID e, em decorrência disso não é implementado o controlador PID com o pré-compensador.

No Capítulo 5, item 5.4.4, página 92, onde se lê:

na configuração com quatro imãs e apresentadas na Figura 4.25...

deve ser lido como:

na configuração com quatro imãs e apresentadas na Figura 4.26...

nesta mesma página onde se lê:

A vibração do eixo na direção axial medida pelo sensor 1, é de aproximadamente $4\mu\text{m}$, ou seja igual à apresentada com o modelo de quatro imãs (Figura 4.25).

deve ser lido como:

A vibração do eixo na direção axial medida pelo sensor 1, é de aproximadamente $4\mu\text{m}$, ou seja igual à apresentada com o modelo de quatro imãs (Figura 4.26).

Sumário

LISTA DE FIGURAS	iv
LISTA DE TABELAS	vii
RESUMO	viii
ABSTRACT	ix
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Motivação	1
1.2 Classificação dos mancais magnéticos	3
1.2.1 Mancais com controle em cinco graus de liberdade	3
1.2.2 Mancais híbridos	5
1.2.3 Mancais com supercondutores	8
1.3 Objetivos	9
1.4 Sumário estruturado	11
2 DEFINIÇÃO DA ESTRATÉGIA DE SUSPENSÃO DO ROTOR ATRAVÉS DE IMÃS PERMANENTES	14
2.1 Introdução	14
2.2 Tipo de material e remanência magnética	15
2.3 Força magnética e rigidez num par de imãs anulares polarizados axialmente	17
2.4 Comprimento mínimo do eixo	19
2.5 Confirmação do critério de l_{min} através de experimentos	25
2.5.1 Fotografias do eixo levitado	26
2.6 Conclusões do capítulo	31
3 O CONTROLE DA POSIÇÃO AXIAL DO ROTOR	32
3.1 Introdução	32
3.2 Funcionamento do mancal	32
3.3 Modelagem do mancal proposto	35
3.3.1 Modelo dinâmico	36
3.4 Dinâmica da bobina	38
3.5 A estratégia de controle	39
3.6 Funções de transferência	40
3.6.1 Análises da resposta à entrada de distúrbios aplicados na planta	43
4 CONSTRUÇÃO DO PROTÓTIPO E EXPERIMENTOS	46
4.1 Projeto do protótipo	46
4.2 Determinação da constante magnética k_h	48
4.3 Projeto do eletroimã	53
4.3.1 Determinação do número de espiras (N) da bobina	54
4.3.2 Simulações do eletroimã	55

4.3.3	Determinação da constante eletromagnética k_r	57
4.3.4	Cálculo da indutância e resistência da bobina.....	60
4.4	Sensor de posição.....	62
4.5	Amplificador de tensão.....	64
4.6	Determinação das constantes do controlador PID.....	66
4.6.1	Crítérios de projeto.....	66
4.6.2	Análise da resposta à entrada degrau.....	66
4.6.3	Análise da estabilidade do sistema em malha fechada através do método do lugar de raízes.....	67
4.6.4	Análise da resposta do sistema à entrada de distúrbios.....	74
4.7	Experimentos.....	76
4.7.1	Desempenho na direção axial.....	76
4.7.2	Resposta ao impulso.....	77
4.7.3	Comportamento transitório do sistema, através de uma entrada em degrau.....	80
4.7.4	Rigidez radial do mancal magnético.....	81
4.7.5	Comportamento do eixo em rotação.....	82
5	MELHORIA DA RIGIDEZ RADIAL	85
5.1	Introdução.....	85
5.1.1	Análises da equação de Yonnet.....	85
5.1.2	Aumento na quantidade de ímãs.....	86
5.2	Revisão do critério de comprimento mínimo do eixo.....	87
5.3	Alteração da constante magnética k_h	87
5.4	Experimentos com seis ímãs.....	88
5.4.1	Desempenho na direção axial.....	88
5.4.2	Comportamento transitório do sistema, através de uma entrada em degrau.....	90
5.4.3	Rigidez radial do mancal.....	91
5.4.4	Comportamento do eixo em rotação.....	92
6	CONCLUSÕES	94
6.1	Considerações sobre o mancal magnético.....	94
6.1.1	Considerações à respeito dos ímãs permanentes.....	95
6.1.2	Considerações à respeito do eletroímã.....	95
6.1.3	O controlador.....	96
6.1.4	Resultados experimentais.....	98
6.1.5	Trabalhos futuros.....	99
A	LINEARIZAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO DA PLANTA DO MANCAL MAGNÉTICO	100
B	IMPLEMENTAÇÃO ANALÓGICA DO CONTROLADOR PID	106
B.1	Controlador proporcional.....	106
B.2	Controlador integral.....	109
B.3	Controle derivativo.....	110

SUMÁRIO

iii

BIBLIOGRAFIA

112

Lista de Figuras

1.1	Classificação dos mancais magnéticos.....	3
1.2	Esquema para o controle dos 5. g.d.l. de um mancal magnético totalmente controlado.....	4
1.3	Esquema para controle de um grau de liberdade de um mancal magnético totalmente controlado.....	5
1.4	Mancal magnético híbrido controlado axialmente.....	6
1.5	Mancal magnético híbrido, trabalhando por repulsão e com controle apenas na direção axial.....	7
1.6	Mancal magnético híbrido, controlado na direção axial, utilizando imãs permanentes magnetizados radialmente.....	7
1.7	Esquema de um mancal magnético híbrido, controlado em duas direções, imãs permanentes atuando por repulsão e com eixo balanceado pela gravidade.....	8
1.8	Esquema de um mancal magnético utilizando discos supercondutores resfriados à 77 K interagindo com dois imãs permanentes.....	9
2.1	Ciclos de histerese de materiais magnéticos duro e mole.....	16
2.2	Curva de desmagnetização.....	17
2.3	Curva de desmagnetização e do produto BH.....	17
2.4	Dois imãs permanentes.....	19
2.5	Esquema proposto para a parte passiva do mancal magnético.....	20
2.6	Rotor deslocado radialmente de Δ_y , neste caso as resultantes magnéticas radiais retornam o rotor para a posição original (equilíbrio estável).....	21
2.7	Rotor deslocado axialmente de Δ_x , neste caso a resultante magnética axial não retorna o rotor para a posição original (equilíbrio instável).....	21
2.8	Eixo inclinado e deslocado transversalmente.....	23
2.9	Eixo inclinado em torno de P.....	25
2.10	Dispositivo para teste da relação $l/2R$	26
2.11	$l < 2R$ O eixo se mantém alinhado e permanece nesta posição (instável em γ).....	27
2.12	$l > 2R$ O eixo se mantém alinhado e permanece nesta posição (estável em γ).....	27
2.13	$l \gg 2R$ O eixo se mantém alinhado e permanece nesta posição (estável em γ).....	28
2.14	$l \gg 2R$ Eixo inclinado em γ por ação de força externa.....	29
2.15	$l \gg 2R$ O eixo retorna ao equilíbrio após a retirada da força.....	29
2.16	$l < 2R$ Eixo alinhado através da ação de força externa.....	30
2.17	$l < 2R$ Após retirada da força externa o eixo inclina, e os imãs se tocam (instável em γ).....	30

3.1	Configuração do mancal magnético proposto.....	33
3.2	Rotor deslocado de Δ_x para a esquerda.....	34
3.3	Modelo dinâmico do mancal proposto.....	37
3.4	Diagrama de blocos do sistema de controle do mancal magnético...	41
4.1	Desenho do protótipo do mancal magnético.....	47
4.2	Dispositivo para medir a força magnética axial entre dois ímãs permanentes.....	49
4.3	Força magnética axial em função da distância entre dois ímãs permanentes.....	51
4.4	Esquema simplificado do mancal magnético.....	52
4.5	Esquema do eletroímã do mancal magnético.....	54
4.6	Desenho da geometria do eletroímã (simetria axi-simétrica).....	56
4.7	Linhas de campo magnético do eletroímã.....	57
4.8	Esquema do dispositivo para determinação da força eletromagnética em função da corrente.....	59
4.9	Força eletromagnética em função da corrente (entreferro 0,5[mm])	60
4.10	Esquema da bobina.....	61
4.11	Faixa de medição linear do sensor.....	62
4.12	Sinal de saída do sensor apontado para um alvo parado.....	63
4.13	Determinação do ganho k_a do amplificador de tensão.....	65
4.14	Tempo de resposta do amplificador.....	65
4.15	Lugar de raízes do sistema em malha fechada.....	73
4.16	Resposta à entrada em degrau unitário.....	74
4.17	Resposta à entrada de distúrbio em degrau aplicado na planta.....	75
4.18	Resposta em frequência ao distúrbio.....	75
4.19	Protótipo do mancal magnético.....	76
4.20	Vibrações do eixo na direção axial.....	77
4.21	Comportamento da rigidez axial estática do mancal magnético em malha fechada.....	79
4.22	Variação da tensão aplicada no eletroímã em função da força eletromagnética.....	79
4.23	Resposta ao degrau.....	81
4.24	Rigidez radial do mancal.....	82
4.25	Vibrações do eixo à 5,2 rad/s.....	83
4.26	Vibrações do eixo à 52 rad/s.....	84
5.1	Versão do mancal com o uso de seis ímãs permanentes.....	86
5.2	Simulações do mancal magnético com 4 e com 6 ímãs com e sem variações nos parâmetros do controlador.....	88
5.3	Protótipo do mancal magnético com seis ímãs permanentes.....	89
5.4	Vibrações do eixo na direção axial.....	90
5.5	Resposta ao degrau com seis e com quatro ímãs permanentes.....	91
5.6	Rigidez radial com seis ímãs permanentes.....	92
5.7	Vibrações do eixo à 52 rad/s e com seis ímãs permanentes.....	93

LISTA DE FIGURAS

vi

B.1	Esquema do circuito para controle do mancal magnético.....	107
B.2	Esquema do controlador proporcional.....	108
B.3	Esquema do controlador integral.....	109
B.4	Esquema do controlador derivativo.....	111

Lista de Tabelas

4.1	Resultados experimentais da força magnética entre dois ímãs.....	48
4.2	Dados experimentais da força eletromagnética e da corrente.....	58
4.3	Dados técnicos do sensor indutivo de proximidade.....	62
4.4	Parâmetros do mancal magnético e do controlador.....	71
B.1	Características do amplificador operacional 741.....	104

Resumo

Este trabalho tem por objetivo apresentar o estudo de um novo tipo de mancal magnético com controle ativo em um único grau de liberdade, ou seja, somente controla-se o rotor na direção axial. O mancal aqui apresentado é do tipo híbrido, possui eletroímãs e ímãs permanentes. A parte passiva do sistema é composta de dois pares de ímãs permanentes atuando por atração magnética que restringem os movimentos do rotor na direção radial. Já os movimentos na direção axial são restritos por um sistema de controle composto de dois eletroímãs, um sensor indutivo e um controlador do tipo PID.

Primeiramente é abordada a estratégia básica para o projeto da parte passiva do mancal magnético, analisando os critérios que possibilitam à escolha apropriada dos ímãs permanentes, as análises das equações que determinam as forças e rigidez magnéticas num par de ímãs anulares, com magnetização axial e atuando por atração. É proposto o esquema do mancal através da montagem de dois pares de ímãs em cada extremidade de um rotor. Faz-se uma análise do esquema proposto, através do desenvolvimento de uma relação entre o comprimento do rotor e o diâmetro externo do ímã para assegurar que o rotor do mancal possua equilíbrio estável quanto a movimentos de inclinação. Em seguida é construído um dispositivo para verificar a relação desenvolvida.

Após isto, são apresentados: o princípio de funcionamento do mancal, o modelamento matemático da parte ativa do mancal representando a dinâmica do eixo e da bobina e a estratégia de controle adotada.

Em seguida, é construído um protótipo no qual são realizados vários experimentos que mostram a eficácia do mancal proposto.

Com o objetivo de melhorar a rigidez radial do mancal, é proposta uma modificação no protótipo e, novamente são realizados vários ensaios experimentais que mostram o aprimoramento da rigidez radial.

O trabalho é concluído com várias considerações, comentários sobre os resultados obtidos e várias sugestões para trabalhos futuros.

Abstract

The main objective of this work is to present the study of a new type magnetic bearing with active control in only one degree of freedom, that is, the rotor of the bearing is actively controlled only in the axial direction. The bearing here presented is of the hybrid type, using electromagnets and permanent magnets. The passive part of the system consists of two pairs of permanent magnets working in attraction mode. This restricts the rotor radial and tilting motions. The active part of the system consists of two electromagnetic actuators, a non-contact type gap sensor and a PID controller. This assures the rotor stability in the axial direction.

The basic strategy to design the passive part of the magnetic bearing is studied, analyzing methods to choice permanent magnets, analyses equations of magnetic forces an stiffness acting between one pair of magnets rings, axially magnetized and working in attraction mode. Utilizing two permanent magnets rings fixed in each extremities of a rotor, the bearing design is proposed. This proposed design is analyzed by developing a relationship between the length of the rotor and the diameter of the permanent magnet requested to assure the angular stability of the rotor. The effectiveness of the relationship is verified experimentally.

After this, the operation principle of the bearing, the mathematical model for axial motion representing the rotor and coil dynamic and the adopted controller strategy are presented.

A prototype is built and experiments conducted on it showed the effectiveness of the proposed bearing.

To improve the radial stiffness of the bearing, a modification is proposed. One more pair of magnets was added to bearing. This simple modification results in improvement of the radial stiffness of the bearing.

This work is finished with some considerations and comments about the obtained results and also is proposed some suggestions for future works.

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Até o presente momento, mancais aerostáticos são os elementos mais utilizados quando são requeridos movimentos lineares precisos ou de rotação sem atrito mecânico. No caso da necessidade de um nível especialmente elevado de precisão, emprega-se um mancal aerostático controlado. Em HORIKAWA et al. (1992), é apresentado um mancal aerostático controlado, AAJB (*active air journal bearing*) com controle ativo em duas direções e, neste trabalho os autores alcançaram precisão de movimento com o eixo a 184rad/s da ordem de 15nm.

Contudo, atualmente um importante segmento da indústria, o de microeletrônica busca um novo elemento de máquina que assegure um posicionamento de alta precisão das máscaras contendo os padrões dos circuitos integrados e que possa operar mesmo no vácuo, ambiente no qual os circuitos integrados de última geração estão sendo atualmente produzidos. Para este propósito e bem como para alguns outros relacionados adiante, os mancais magnéticos são uma solução promissora. Isto em decorrência das seguintes vantagens dos mancais magnéticos sobre os demais tipos, ou seja:

- Devido à ausência de contato, estes mancais possuem longa vida útil. Nos mancais mecânicos convencionais, que utilizam rolamentos de rolos ou de esferas ou mesmo nos mancais de deslizamento (suspensos por uma película de óleo ou ar), há o atrito, portanto, a vida útil destes equipamentos é limitada principalmente pela fadiga, geralmente descascamento nos anéis ou em um dos corpos rolantes (ZAMPESE, 1980);

- Não necessitam de lubrificação. Os mancais de deslizamento (suspensos por uma película de óleo), necessitam do lubrificante. Já nos mancais que utilizam rolamentos de rolos ou de esferas, é essencial uma adequada lubrificação dos rolamentos a fim de evitar o contato metálico direto entre os corpos rolantes, pistas e gaiolas, prevenir desgaste, além de proteger as superfícies do rolamento contra a corrosão (SKF, 1989);
- Operação em uma ampla faixa de temperaturas variando de $-250\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $450\text{ }^{\circ}\text{C}$ (O'CONNOR, 1992). Os mancais de deslizamento (suspensos por uma película de óleo ou ar), não são adequados para atuar em ambientes com grande variação de temperatura, pois tanto o óleo quanto o ar tem suas propriedades alteradas em função de variações na temperatura, o desempenho e a confiabilidade dos rolamentos de rolos ou de esferas são influenciados diretamente pela temperatura de trabalho, pois, a estabilidade estrutural e dimensional dos componentes dos rolamentos pode variar em função de elevadas alterações de temperaturas (SKF, 1989);
- Como os mancais magnéticos não requerem lubrificação e não possuem componentes que se desgastam por atrito, os custos de manutenção são reduzidos. Já os mancais de deslizamento e de rolamento requerem manutenção adequada e periódica, pois os mesmos devem ser limpos e examinados freqüentemente, sendo que os intervalos entre tais operações dependem inteiramente das condições de operação (SKF, 1989);
- Permitem elevadas rotações da ordem de 10500rad/s (O'CONNOR, 1992). Principalmente nos mancais de rolamentos existe um limite de velocidade no qual os rolamentos podem trabalhar, este limite é geralmente estabelecido pela temperatura de trabalho permissível do lubrificante, do material dos componentes do rolamento, do tipo e tamanho do rolamento, da geometria interna, da carga, das condições de lubrificação e resfriamento, do desenho da gaiola, da precisão de giro e da folga interna (SKF, 1989);

- A ausência de contato elimina o ruído sonoro. Em mancais de deslizamento e de rolamento o nível de ruído é causado principalmente pelo atrito, tanto viscoso quanto de contato (SKF, 1989).

Em função destas vantagens o mancal magnético já vem sendo aplicado em diversos equipamentos tais como: centrífugas de altas rotações, bombas centrífugas, bomba turbomolecular de vácuo, equipamentos espaciais, rodas para armazenamento de energia e etc (O'CONNOR, 1992).

1.2 Classificação dos mancais magnéticos

Os mancais magnéticos podem ser classificados de acordo com: o número de graus liberdade controlados, se possuem ímãs permanentes em conjunto com eletroímãs, se funcionam por atração ou repulsão magnética, se são balanceados pela gravidade e se a levitação é feita utilizando materiais supercondutores. A Figura 1.1 mostra um esquema de classificação para os mancais magnéticos.

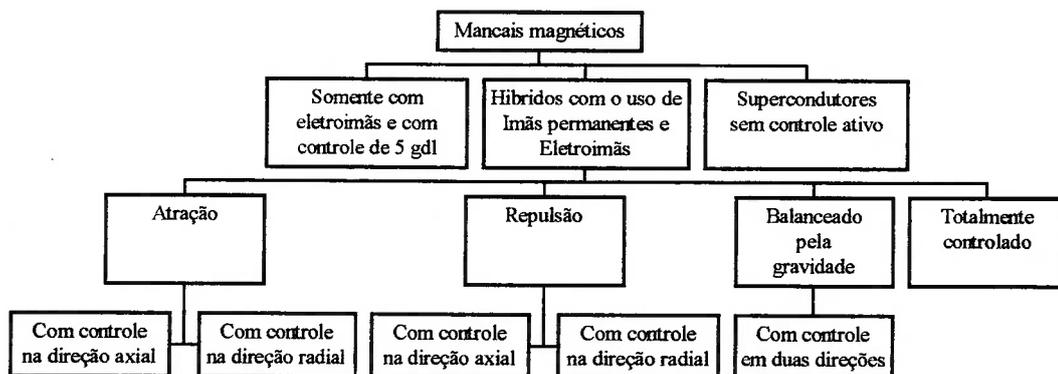


Figura 1.1: Classificação dos mancais magnéticos

1.2.1 Mancais com controle em cinco graus de liberdade

Vários trabalhos já trataram de mancais magnéticos com controle ativo em cinco graus de liberdade – 5-g.d.l. (por exemplo, YUCEF ; REDDY 1992, GANGBING ;

RANJAN 1996, ALLAIRE et al. 1996, MARCIO et al. 1996, FUMIO ; TAKESHI 1986 e SCHWEITZER, 1992). A Figura 1.2 mostra um esquema de como é realizado o controle dos 5-g.d.l em mancais totalmente controlado. Os eletroímãs A_1 , A_2 , B_1 e B_2 restringem 2-g.d.l do rotor do mancal, que são: translação na direção do eixo z e rotação em torno do eixo x . O mesmo ocorre com os eletroímãs A_3 , A_4 , B_3 e B_4 que restringem: translação na direção do eixo x e rotação em torno do eixo z . O eletroímã C restringe a translação do rotor na direção do eixo y . Uma vez que o controle de cada g.d.l., requer um sensor, um atuador (eletroímãs) e um controlador, o projeto das partes mecânicas, elétricas e do sistema de controle torna-se extremamente complexo e, como consequência, isso faz com que esse tipo de mancal tenha elevado custo. A Figura 1.3 mostra o esquema para o controle de cada g.d.l deste tipo de mancal magnético.

Mancais magnéticos totalmente controlado são adequados quando a aplicação requer principalmente as seguintes características (DELAMARE et al. 1994 ; O'CONNOR 1992) :

- Posicionamento preciso do eixo nas direções axial, radial e transversal;
- Controle da rigidez e do amortecimento do eixo nas direções controladas;
- Elevada solicitação de capacidade de carga axial, radial e transversal.

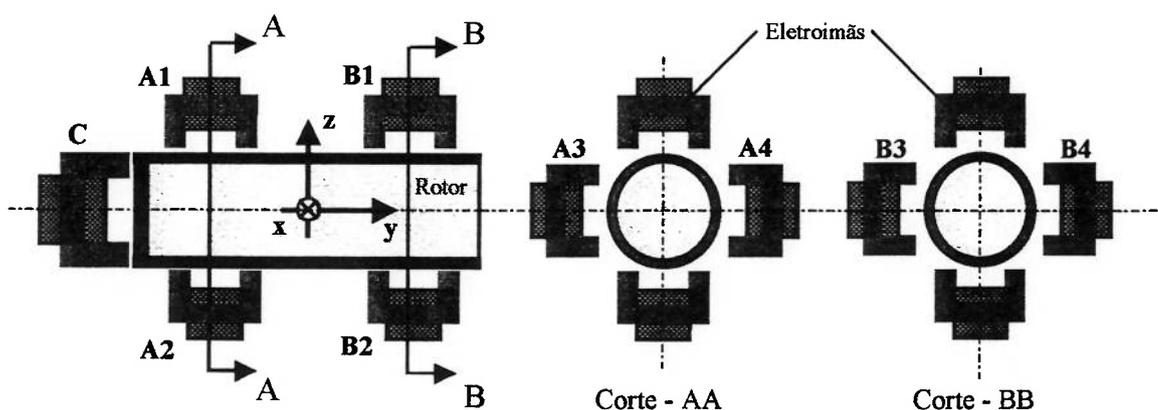


Figura 1.2: Esquema para o controle dos 5-g.d.l. de um mancal magnético totalmente controlado (YOUCEF ; REDDY, 1992)

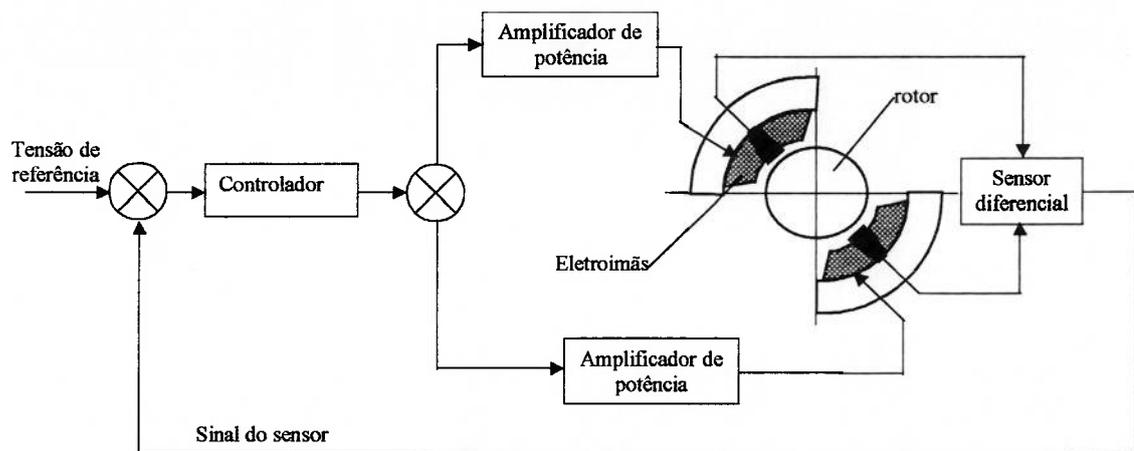


Figura 1.3: Esquema para controle de um grau de liberdade de um mancal magnético totalmente controlado (YUCEF ; REDDY, 1992)

1.2.2 Mancais híbridos

Mancais híbridos são os que utilizam ímãs permanentes em conjunto com eletroímãs. Estes mancais, podem ser do tipo:

- Com controle em 1-g.d.l e com os ímãs permanentes sendo utilizados para suportar cargas estáticas (Figura 1.4 GAST et al. 1981). Nesta figura, os ímãs *C* e *K* são utilizados para levantar e estabilizar o eixo do mancal na direção radial. O eletroímã *G* garante a estabilidade axial do eixo.
- Com controle em 1-g.d.l, sendo que os demais graus de liberdade são restritos somente pela ação dos ímãs permanentes e estes trabalham por repulsão (Figura 1.5 MUKHOPADHYAY et al. 1998 e DELAMARE et al. 1994). Nesta figura, os ímãs permanentes também asseguram a estabilidade radial e os eletroímãs, a axial.
- Com controle em 1-g.d.l, sendo que os ímãs permanentes atuam por atração e são magnetizados radialmente (Figura 1.6, JAYAWANT, 1982);

- Com controle em 2-g.d.l, os ímãs atuam por repulsão e o eixo é balanceado na direção vertical pela gravidade (Figura 1.7 CHARARA et al. 1996).

As principais vantagens dos mancais híbridos são: baixo consumo de energia, pois parte da carga aplicada sobre o eixo é suportada pelos ímãs permanentes, quando o eixo do mancal encontra-se concêntrico com os ímãs permanentes a corrente que circula nas bobinas é nula e isto impede que estas se aqueçam, relativa simplicidade de: projeto e construção resultando em mancais de baixo custo quando comparados com os custos dos mancais totalmente controlados.

As desvantagens destes mancais são: rigidez constante e baixa capacidade de carga nas direções passivas.

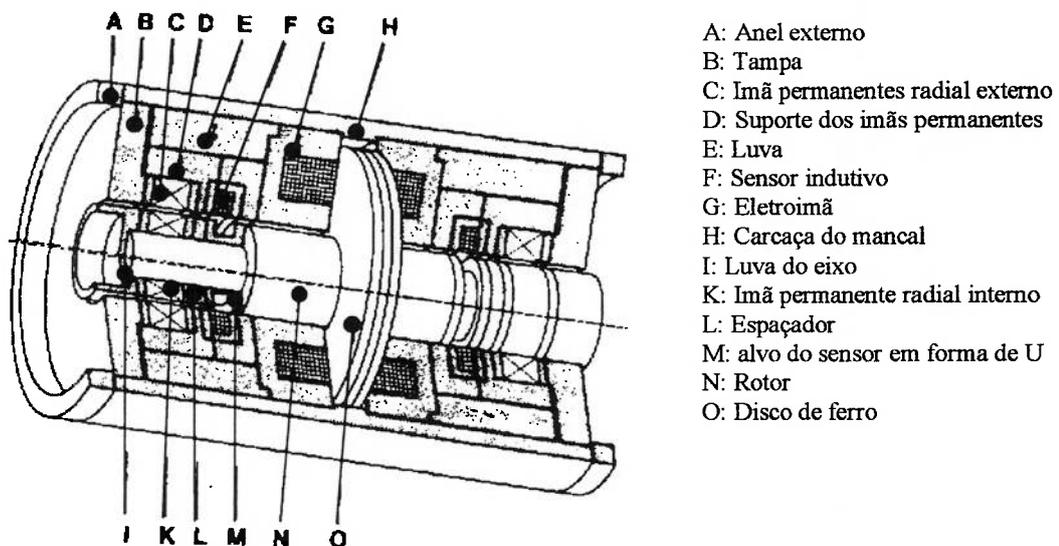


Figura 1.4: Mancal magnético híbrido controlado axialmente (GAST, 1981)

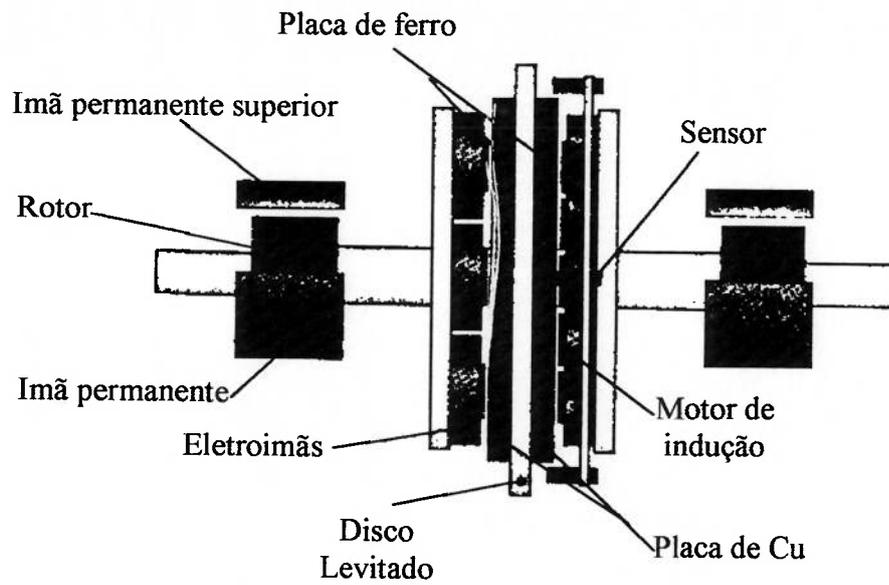


Figura 1.5: Mancal magnético híbrido, trabalhando por repulsão e com controle apenas na direção axial (MUKHOPADHYAY, 1998)

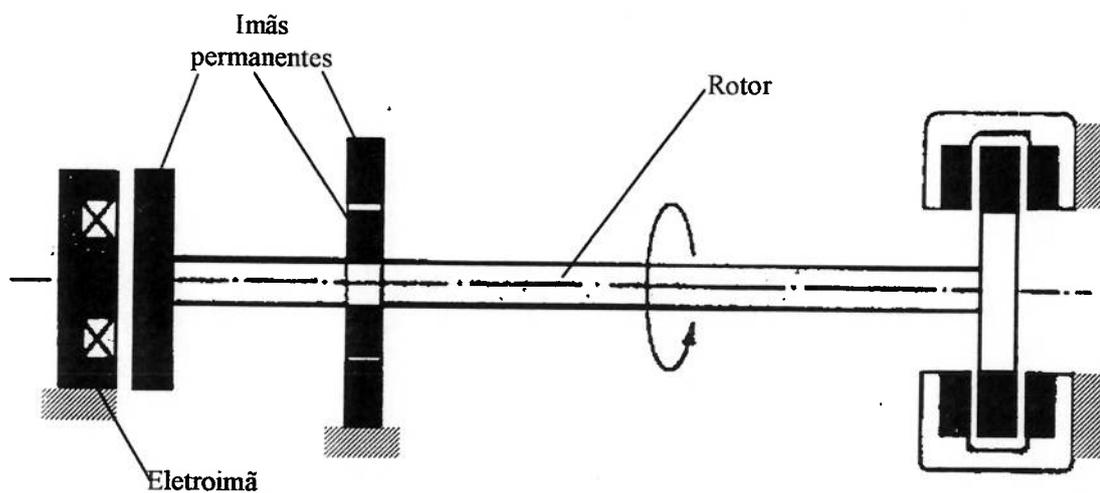


Figura 1.6: Mancal magnético híbrido, controlado na direção axial, utilizando ímãs permanentes magnetizados radialmente (JAYAWANT, 1982)

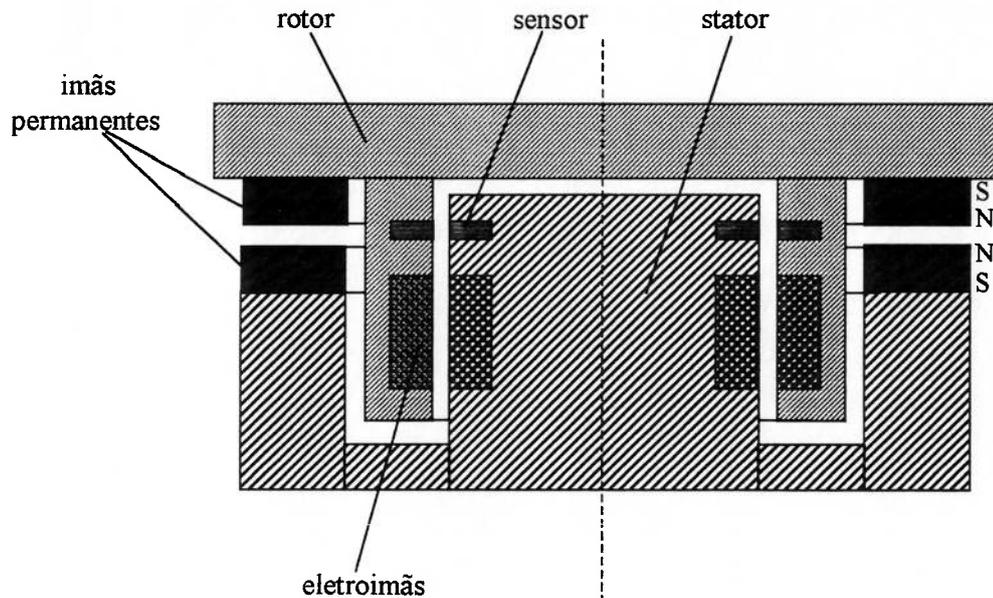


Figura 1.7: Esquema de um mancal magnético híbrido, controlado em duas direções, ímãs permanentes atuando por repulsão e com eixo balanceado pela gravidade (CHARARA, 1996)

1.2.3 Mancais com supercondutores

Alguns metais quando refrigerados à temperaturas próximas do zero absoluto, tornam-se supercondutores. O estado de supercondutividade é indicado pela completa ausência de resistência à passagem da corrente elétrica pelo corpo, ou seja, uma vez que a corrente começou a circular pelo corpo, permanece fluindo sem ser interrompida. Esse fato causa a rejeição do fluxo magnético no material supercondutor. Este efeito é conhecido como efeito Meissner. Os materiais supercondutores comportam-se como corpos perfeitamente diamagnéticos ($\mu_r = 0$).

Existem estudos mostrando a possibilidade de obtenção de mancais magnéticos sem nenhum controle ativo através da utilização de materiais supercondutores. Contudo, até o presente momento, os materiais conhecidos somente desenvolvem a supercondutividade a uma temperatura inferior a 77K, e ainda são remotas as

possibilidades para uma aplicação prática (Figura 1.8 MARION-PERA et al. 1994 e O'CONNOR 1992).

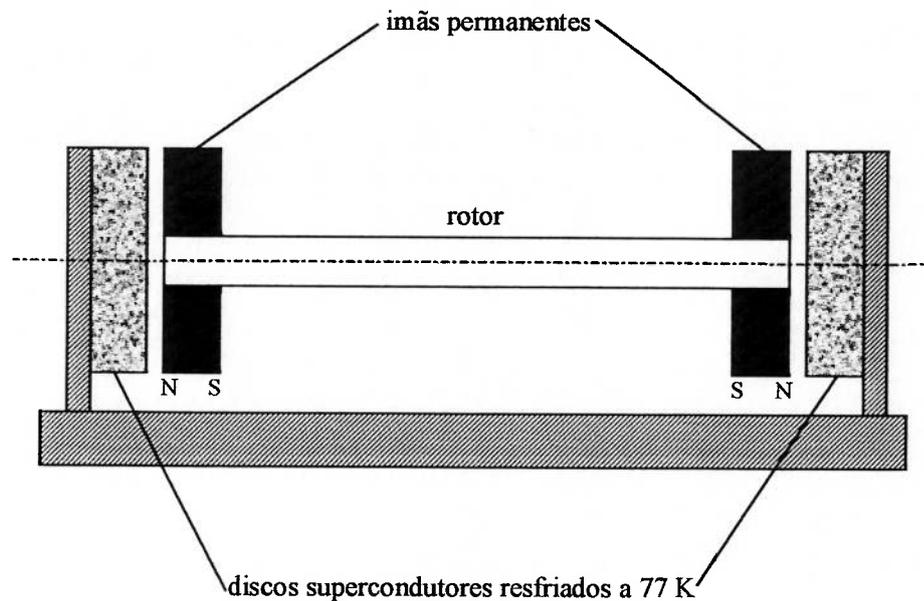


Figura 1.8: Esquema de um mancal magnético utilizando discos supercondutores resfriados à 77 K interagindo com dois ímãs permanentes (O'CONNOR, 1992)

1.3 Objetivos

Analisando cada modelo apresentado de mancal magnético, pode-se concluir que: os mancais com controle em 5-g.d.l, sejam estes do tipo híbrido com os ímãs permanentes atuando por repulsão ou atração, balanceado pela gravidade ou somente com eletroímãs, são complexos e conseqüentemente possuem elevado custo. Já os mancais que utilizam materiais supercondutores e necessitam ser refrigerados à temperaturas próximas de 77K ainda são inviáveis tanto construtivamente quanto economicamente. Os mancais híbridos com controle em apenas 1-g.d.l mas que possuem

os imãs permanentes atuando por repulsão são complexos do ponto de vista construtivo, principalmente devido à dificuldade encontrada para estabilizar o rotor.

Em OHKAMI et al. (1981), são apresentadas várias análises e comparações entre diversos modelos de mancais magnéticos híbridos que trabalham por repulsão e por atração magnética. Nesse trabalho, os autores compararam: a rigidez nas diversas direções, problemas de ressonância e limitações de dimensionamento para cada tipo de mancal. Dois modelos de mancais magnéticos híbridos construídos por DELAMARE et al. (1994) e TAKAHISA et al. (1996), são particularmente interessantes devido aos resultados práticos satisfatórios apresentados, tais como: elevada rigidez radial, precisão de posicionamento axial da ordem de $2\mu\text{m}$ e reduzida vibração na parte passiva do mancal com o eixo destes com rotações de 834rad/s no projeto de DELAMARE e 105rad/s no de TAKAHISA. Porém, estes modelos trabalham por repulsão magnética e isto propicia à desmagnetização dos imãs permanentes (P.CAMPBELL, 1994).

Considerando todo este universo de mancais magnéticos apresentados, e os problemas relacionados à cada modelo de mancal magnético, podem ser resumidos da seguinte forma:

- a) controle em todos os g.d.l.: complexidade do sistema de controle;
- b) híbrido do tipo repulsão: desmagnetização dos imãs;
- c) supercondutores: supercondutividade ainda inviável à temperatura ambiente;
- d) híbrido do tipo atração utilizando imãs magnetizados radialmente: os imãs magnetizados radialmente são de difícil fabricação (JAYAWANT, 1982).

Visando a solução destes problemas, aqui se propõe um trabalho com o objetivo de tentar solucioná-los, através da apresentação de uma nova concepção de mancal magnético híbrido, na qual somente 1-g.d.l, de um eixo, a sua posição axial, é controlada de forma ativa. Os demais movimentos do eixo são restringidos somente pela ação dos imãs permanentes, que estão atuando por atração, de maneira a evitar o citado problema da desmagnetização. Esta configuração, com o controle ativo em 1 g.d.l. é a configuração mais simples possível pois de acordo com o princípio de Earnshaw (Earnshaw, 1939), é impossível se ter uma sustentação magnética sem controle ativo.

O objetivo apresentado será obtido utilizando a seguinte metodologia de trabalho:

- Análises das principais características dos ímãs permanentes, tais como: remanência, força coercitiva e forças e rigidez magnéticas entre dois ímãs;
- Apresentação da concepção do modelo proposto para o mancal magnético através da montagem de dois pares de ímãs em cada extremidade de um rotor;
- Análise da concepção proposta, através do desenvolvimento de uma relação entre o comprimento do rotor e o diâmetro externo do ímã que assegura o equilíbrio estável do rotor quanto a movimentos de inclinação;
- Apresentação do princípio de funcionamento do mancal com o desenvolvimento das respectivas funções de transferências que representam a dinâmica do rotor e do atuador (eletroímã) do sistema;
- Construção de um protótipo de acordo com a concepção proposta;
- Determinação experimental dos parâmetros do modelo do mancal na direção axial e projeto do controlador através de simulações;
- Implementação da malha de controle;
- Através do protótipo construído estudar as características e potencialidades desta nova concepção de mancal, tais como: rigidez ativa e passiva, capacidade de carga e precisão de posicionamento do eixo.

1.4 Sumário estruturado

Este trabalho apresenta um estudo completo de um mancal magnético ativo/passivo utilizando ímãs permanentes e eletroímãs e com controle em um único grau de liberdade. A parte passiva do sistema trabalha por atração magnética e a parte ativa trabalha por repulsão e atração eletromagnética. Este estudo abrange desde as análises teóricas até a implementação prática do sistema incluindo comparações entre resultados teóricos e experimentais.

No Capítulo 1 é apresentado uma introdução do trabalho.

O objetivo do Capítulo 2 é apresentar a estratégia básica para o projeto da parte passiva do mancal magnético. Neste capítulo são apresentadas as principais características físicas e geométricas dos ímãs permanentes. Este estudo aborda as forças e rigidez magnéticas que ocorrem entre dois ímãs permanentes atuando por atração magnética. Também é apresentado o desenvolvimento da relação entre o comprimento do eixo do mancal magnético e o diâmetro externo do ímã. Esta relação mostra a condição mínima necessária para o eixo do mancal possuir equilíbrio estável quanto a movimentos de inclinação. Este capítulo é concluído com a construção de um dispositivo, no qual são realizados vários ensaios para comprovar a relação desenvolvida.

O Capítulo 3 trata do controle da posição axial do rotor, sendo este estruturado da seguinte maneira:

- Introdução;
- Princípio de funcionamento do mancal;
- Modelagem do mancal proposto, com a apresentação dos modelos dinâmicos representando: o rotor mais os ímãs e a bobina do sistema;
- A estratégia de controle adotada;
- As funções de transferência e o diagrama de blocos do sistema.

O Capítulo 4 trata da construção do protótipo do mancal e dos experimentos realizados. Este capítulo é desenvolvido de acordo com a seguinte seqüência:

- Introdução;
- O projeto do protótipo;
- Determinação experimental da força magnética de atração entre dois ímãs permanentes;
- Critérios para o projeto do eletroímã e ensaios experimentais realizados para determinação da força eletromagnética;
- Simulações do eletroímã utilizando um software (FLUX2D) que utiliza o método dos elementos finitos;
- Apresentação das características do sensor indutivo e do amplificador de tensão;
- Critérios e metodologia para determinação dos parâmetros do controlado PID;

- Experimentos, analisando: desempenho na direção axial, rigidez radial do mancal e comportamento do eixo em rotação.

No Capítulo 5 é proposta uma alteração simples no mancal com o objetivo de melhorar a rigidez radial do mancal, este capítulo é desenvolvido da seguinte maneira:

- Introdução;
- Modificação proposta, citando as várias possibilidades com que se pode alcançar este objetivo;
- Opção por aumentar o número de imãs;
- Revisão do critério do comprimento mínimo do eixo no caso deste aumento de imãs;
- Experimentos do mancal nesta nova configuração, analisando: desempenho do eixo na direção axial, rigidez radial e comportamento do eixo em rotação;
- Conclusões com esta nova configuração.

O Capítulo 6 apresenta as considerações finais do trabalho, comentários sobre os resultados obtidos e sugestões para trabalhos futuros.

No apêndice A são apresentadas todas as etapas necessárias para obtenção de um modelo matemático linearizado para a planta do mancal magnético.

No apêndice B é apresentado o esquema do circuito analógico construído para implementação do controlador PID. Neste apêndice também são apresentados os esquemas e as respectivas funções de transferência dos termos proporcional, integral e derivativo do controlador do sistema.

Capítulo 2

Definição da estratégia de suspensão do rotor através de ímãs permanentes

2.1 Introdução

O objetivo deste capítulo é abordar todas as etapas necessárias para o projeto da parte passiva do mancal magnético. Os tópicos tratados neste capítulo são:

- a) Estudo das principais características dos ímãs permanentes, tais como: força coercitiva e remanência magnética. Este estudo tem como objetivo principal apresentar alguns critérios que possibilitam à seleção entre os diversos tipos de ímãs permanentes;
- b) Apresentação das equações que determinam as forças e rigidez magnéticas entre dois ímãs permanentes, sendo que através de análises destas equações pode-se constatar que entre um par de ímãs permanentes anulares, tem-se estabilidade em todas as direções, exceto na direção axial;
- c) Apresentação da configuração básica proposta para a parte passiva do mancal magnético. É proposta a montagem de dois pares de ímãs em cada extremidade de um rotor, sendo que um par é fixado no rotor e o outro é preso em uma base fixa. A polaridade dos ímãs é ajustada de modo que os mesmos atuem por atração magnética;
- d) Faz-se uma análise da concepção proposta, através do desenvolvimento de uma relação entre o comprimento do rotor e o diâmetro externo do ímã. O objetivo dessa análise é assegurar que o rotor do mancal possua equilíbrio estável quanto a movimentos de inclinação;

- e) É construído um dispositivo de acordo com a concepção apresentada para o mancal magnético. A finalidade deste dispositivo é comprovar a relação desenvolvida que garante o equilíbrio estável do rotor do mancal quanto a movimentos de inclinação;
- f) O capítulo é concluído com a apresentação de diversas figuras mostrando os resultados realizados utilizando o citado dispositivo, e que comprovam a eficácia da relação desenvolvida entre o comprimento do eixo e o diâmetro externo do imã.

2.2 Tipo de material e remanência magnética

Para o dimensionamento da parte passiva do mancal magnético é importante o conhecimento das principais características físicas e geométricas dos imãs permanentes, tais como: tipo de material, remanência e suas dimensões. Os imãs permanentes que utilizam em sua composição materiais como o cobalto (Co), ferro (Fe), boro (B) e alguns elementos de terras raras como samário (Sm) e neodímio (Nd) são os que apresentam melhores qualidades magnéticas, se comparados por exemplo com os imãs de ferrite de bário. Os materiais magnéticos dividem-se em duas categorias: duros e macios (*hard* e *soft*), dependendo de quanto é fácil magnetizá-los ou desmagnetizá-los. Os materiais que apresentam baixos valores de força coercitiva H_c [A/m] são chamados materiais moles. Por outro lado, os denominados materiais magnéticos duros são aqueles em que a força coercitiva H_c [A/m] é alta. A Figura 2.1 apresenta uma comparação entre os ciclos de histerese de um material magnético duro e mole. O ciclo de histerese de um material magnético duro é mais largo, representando um alto valor de H_c [A/m], mas podendo ter um campo magnético remanente B_r [T] inferior ao dos materiais magnéticos moles. Para aplicações onde se necessita reverter a magnetização várias vezes, os materiais macios são os adequados. Um exemplo de aplicação deste material pode ser um transformador que é sujeito a reversão da magnetização várias vezes por segundo. Os materiais duros são ideais para aplicações onde se necessita evitar a desmagnetização, que é o caso de mancais magnéticos trabalhando por atração ou repulsão magnética, onde há inclusive um campo eletromagnético desmagnetizante gerado pelo eletroimã.

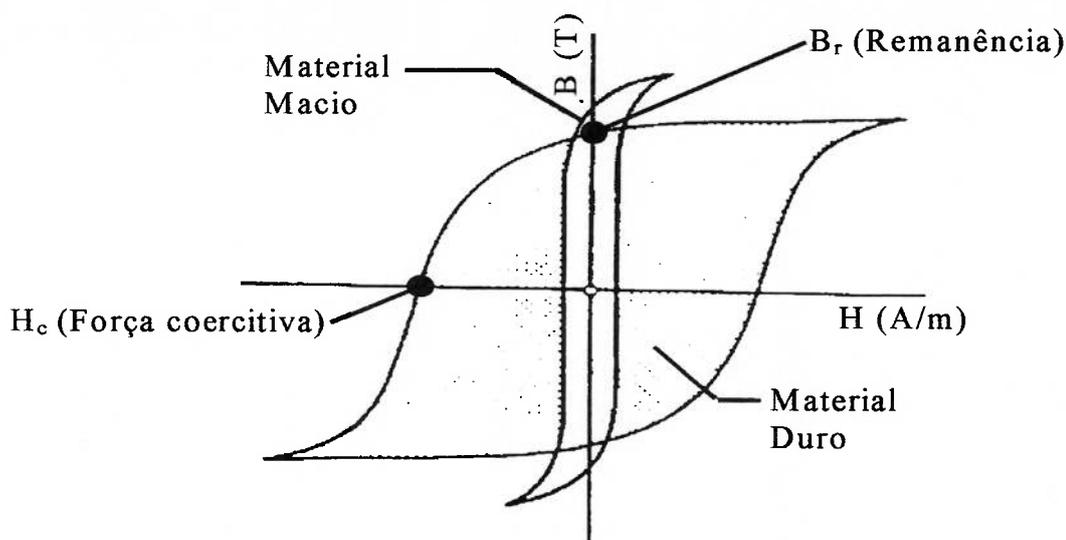


Figura 2.1: Ciclos de histerese de materiais magnéticos duro e mole
(RODRIGUES, 1988)

A região do segundo quadrante do ciclo de histerese é a mais importante para determinação da qualidade dos imãs permanentes, pois mostra seu comportamento sob ação de campos opostos. Esta porção do ciclo de histerese é chamada curva de desmagnetização (Figura 2.2). Neste quadrante três pontos são significativos. O primeiro é o ponto que cruza o eixo vertical, onde o campo magnetizante H [A/m] foi removido, mas o material retém sua magnetização, este ponto é chamado de ponto de remanência B_r [T]. O segundo ponto ocorre quando a curva cruza o eixo horizontal, neste ponto a densidade de fluxo B [T] é reduzida a zero pela ação reversa do campo magnetizante, este é o ponto de força coercitiva H_c [A/m]. O terceiro ponto ocorre onde o produto BH é máximo (chamado de produto energético), este ponto é usado como um índice da qualidade para imãs permanentes, pois $(BH)_{\max}$ tem as dimensões de energia por unidade de volume [J/m^3] e indica a densidade máxima de energia armazenada no imã (KRAUS ; CAVER, 1978). Este fato se reflete no dimensionamento dos imãs permanentes, pois quanto maior for $(BH)_{\max}$ menor será o volume de imã para criar um determinado fluxo magnético. A Figura 2.3, mostra uma curva de desmagnetização acompanhada da curva dos produtos BH .

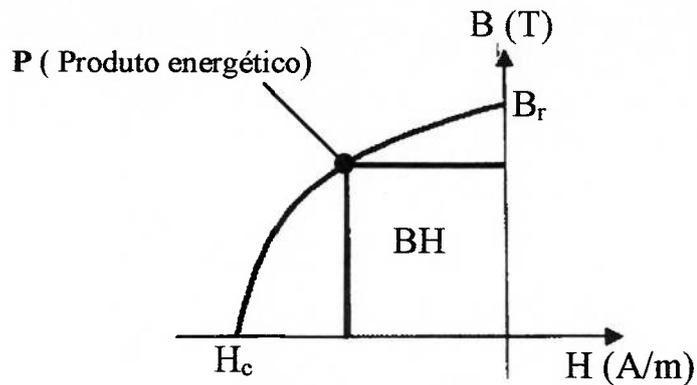


Figura 2.2: Curva de desmagnetização (KRAUS ; CAVER, 1978)

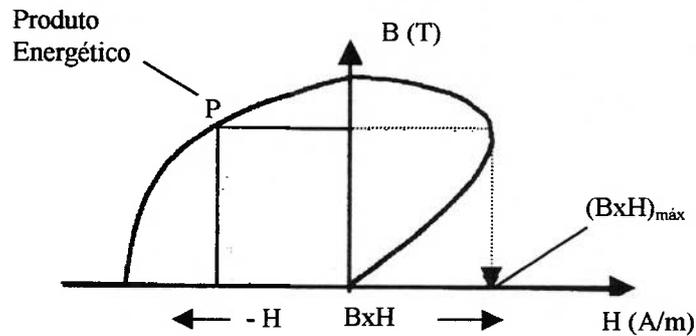


Figura 2.3: Curva de desmagnetização e do produto BH (KRAUS ; CAVER, 1978)

2.3 Força magnética e rigidez num par de imãs anulares polarizados axialmente

No projeto da parte passiva de mancais magnéticos o objetivo principal é maximizar as forças e rigidez axiais e radiais. A Figura.2.4 ilustra um par de imãs permanentes em forma de anel com magnetização axial e trabalhando por atração. A Figura.2.4(a) mostra o caso em que um dos imãs é deslocado radialmente. Nesta

situação, a força axial f_a , força radial f_r , rigidez axial k_a e rigidez radial k_r são dadas respectivamente pelas Equações 2.1 ~ 2.4 (YONNET, 1981).

$$f_a = 2Q\text{sen}(3\theta)/\sigma^3 \quad (2.1)$$

$$f_r = -2Q\text{cos}(3\theta)/\sigma^3 \quad (2.2)$$

$$k_r = 6Q\text{cos}(4\theta)/\sigma^4 \quad (2.3)$$

$$k_a = -2k_r \quad (2.4)$$

Nas Equações. 2.1 ~ 2.4:

$$Q = B^2 S^2 p / 2\pi\mu_0 \quad (2.5)$$

$$\sigma = f + a \quad (2.6)$$

sendo, B , S , p , θ , f , μ_0 e a , respectivamente a magnetização (remanência do imã), a área da seção transversal, o perímetro do imã, deslocamento angular, o entreferro (distância entre os imãs), a permeabilidade magnética do vácuo e a espessura do imã.

Por outro lado, se um dos imãs é inclinado em relação ao outro (Figura.2.4(b)), observa-se uma rigidez k_γ , relativo à este movimento de inclinação, que pode ser representada pela Equação 2.7 (DELAMARE et al. 1994).

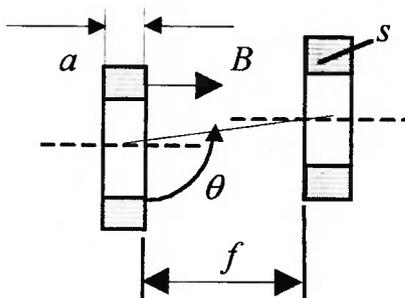
$$k_\gamma = k_a R^2 / 2 \quad (2.7)$$

onde, R é o raio do imã (Figura 2.4(b)).

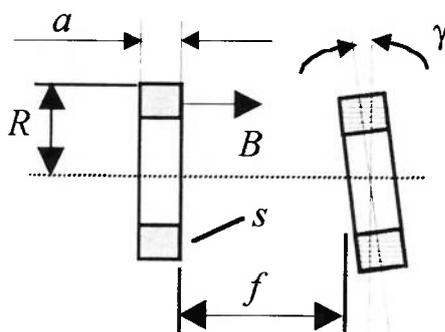
Analisando as Equações 2.3 e 2.4, conclui-se que: para obter-se elevados valores de rigidez radial e axial, os imãs permanentes devem ter as seguintes características: espessura pequena, grande seção transversal, elevada remanência e grande perímetro.

As Equações 2.2 e 2.3 mostram que: na posição em que os anéis se encontram alinhados,

ou seja, quando o ângulo $\theta = 90^\circ$, (Figura 2.4(a)) a força radial f_r é nula e a rigidez radial k_r é positiva, isto demonstra porque os imãs permanentes tendem a manter-se concêntricos e estáveis radialmente. Por outro lado para esta mesma situação, as Equações 2.1 e 2.4 mostram que: a força axial f_a é máxima e a rigidez axial k_a é negativa e igual ao dobro da radial k_r . Como, a rigidez axial k_a é negativa os imãs são instáveis axialmente.



(a) Deslocamento radial



(b) Inclinação relativa

Figura 2.4: Dois ímãs permanentes

2.4 Comprimento mínimo do eixo

Feitas estas considerações, propõe-se a estrutura da Figura 2.5 para a parte passiva de um mancal magnético. Um eixo (rotor) tem um ímã permanente fixo em cada

uma de suas extremidades. Defronte a cada um destes imãs, há um imã preso a uma base fixa. O pólo dos imãs é ajustado de modo que cada par em cada extremidade do eixo opere no modo de atração.

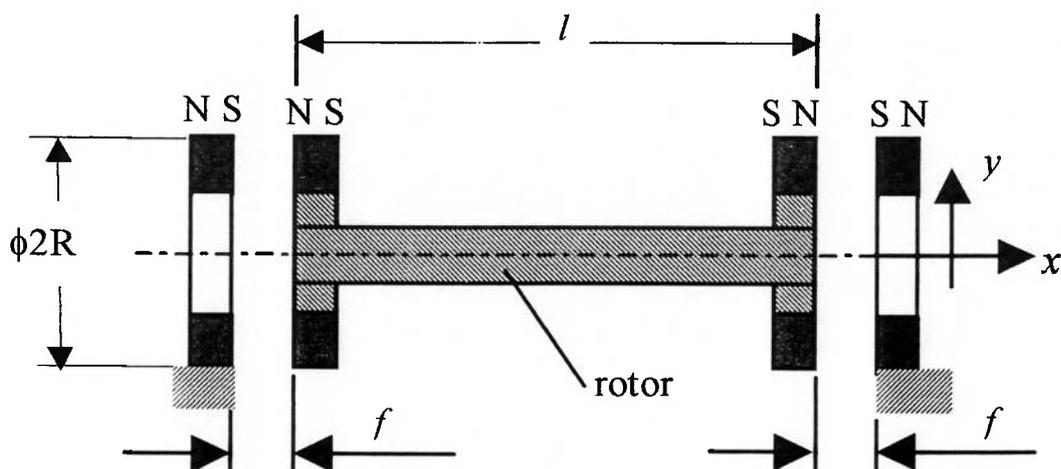


Figura 2.5: Esquema proposto para a parte passiva do mancal magnético

Conforme indicado pela Equação 2.3, a rigidez na direção radial é positiva e portanto o eixo possui equilíbrio estável em termos de deslocamentos radiais. Isto significa que, partindo de uma situação de equilíbrio descrita na Figura 2.5, se uma determinada força causar um deslocamento radial Δ_y no eixo (Figura 2.6), a resultante das forças magnéticas radiais faz com que o eixo retorne à posição original, quando a força é retirada (Figura 2.5).

Já na direção axial, a correspondente rigidez é negativa (Equação 2.4). E neste caso o eixo possui equilíbrio instável nesta direção. Ou seja, se uma determinada força causar um deslocamento axial Δ_x no eixo (Figura 2.7), a resultante das forças magnéticas axiais aumenta no sentido do deslocamento do eixo e, conseqüentemente o eixo não tende a voltar à posição original quando a força é retirada (Figura 2.5). Em decorrência disso a estabilidade nesta direção deve ser garantida por uma malha de controle ativa.

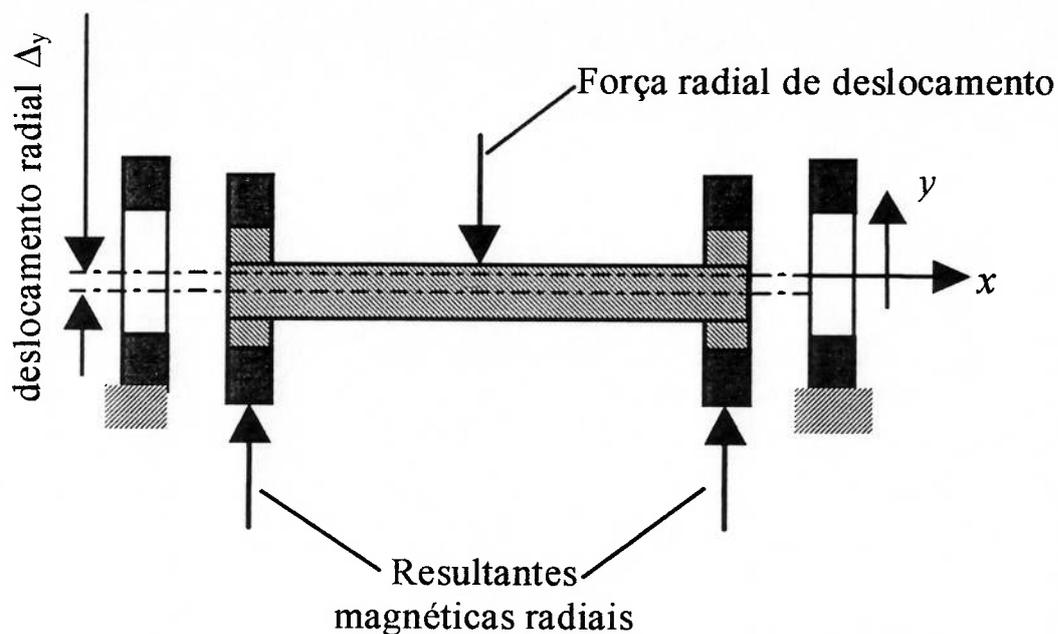


Figura 2.6: Rotor deslocado radialmente de Δ_y , neste caso as resultantes magnéticas radiais retornam o rotor para a posição original (equilíbrio estável)

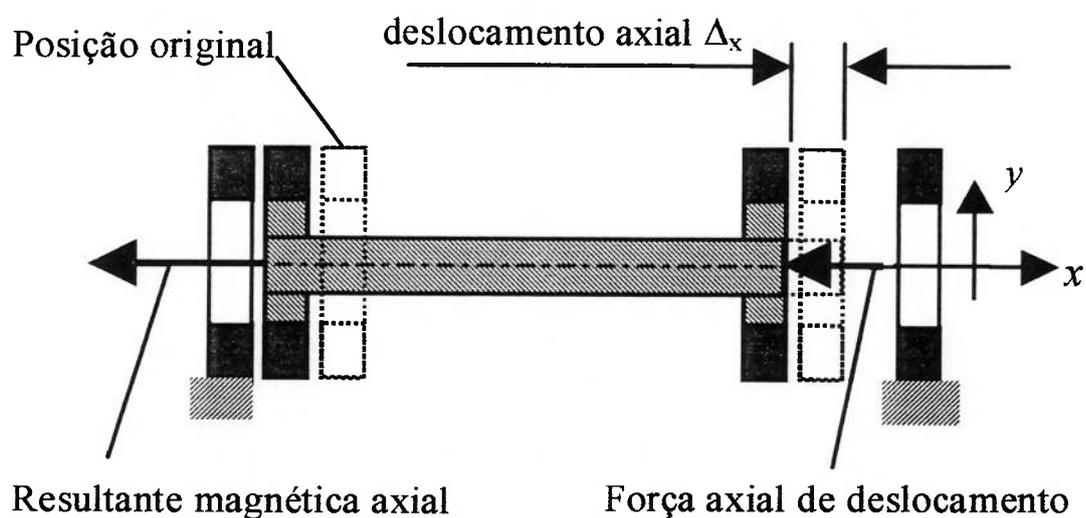


Figura 2.7: Rotor deslocado axialmente de Δ_x , neste caso a resultante magnética axial não retorna o rotor para a posição original (equilíbrio instável)

Falta portanto analisar o equilíbrio do rotor em termos de movimentos de inclinação em torno de um eixo perpendicular ao de rotação (Figura 2.8). No parágrafo seguinte é apresentado o desenvolvimento de uma relação entre o comprimento do rotor e o diâmetro do imã, que assegura que o rotor possua equilíbrio estável, quando este é inclinado.

Analisando a configuração da Figura.2.8. A distância entre os imãs permanentes é l . Em frente a cada imã há outro trabalhando por atração, mantendo uma folga f entre os imãs. Considerando o par de imãs do lado esquerdo da Figura.2.8, quando o eixo é inclinado conforme indicado na figura, a folga entre imãs aumenta na parte superior e diminui na inferior. Deste modo, a força de atração magnética axial na parte inferior torna-se muito maior do que a força de atração magnética axial na parte superior (devido à característica de não linearidade entre esta força e a distância entre os imãs Equação 2.1). O fenômeno oposto ocorre com o par de imãs do lado direito do eixo. Estas forças, produzirão um momento (M_i momento de inclinação) em torno de um ponto genérico P localizado sobre o eixo x , que tenderá à aumentar a inclinação do eixo. Contudo, a inclinação do eixo também causa um deslocamento radial dos imãs do eixo, em relação aos imãs fixados contra a base. Este deslocamento produzirá uma força de atração magnética radial, com sentido oposto a este deslocamento, resultando em um momento (M_r momento de restauração) em torno de P , que levará o eixo de volta à sua posição original, ou seja, posição em que os imãs estão alinhados (Figura 2.5). Para que isto ocorra a seguinte relação entre os momentos de restauração e inclinação deve ser satisfeita:

$$\Sigma M_r + \Sigma M_i = 0 \quad (2.8)$$

Na Figura.2.8, foi indicada uma inclinação do eixo ao redor de um ponto P genérico. Contudo, já foi visto anteriormente que o eixo é estável em termos de translações na direção radial (Equação 2.3 e Figura 2.6) e assim, a análise da Equação 2.8 é feita somente para o caso em que P está no centro do eixo $t=l/2$ (Figura 2.9). Pois o momento independe da posição de P sobre o eixo x (teorema da independência do ponto

BEER, J, 1991). Em tal situação, obtém-se a seguinte relação para o momento de restauração:

$$\Sigma M_r = k_r \Delta_r \frac{l}{2} + k_r \Delta_r \frac{l}{2} = k_r \Delta_r l \quad (2.9)$$

onde Δ_r é o deslocamento radial entre os ímãs permanentes fixos no rotor em relação aos fixos na base e o produto $k_r \Delta_r$ é a força radial entre cada par de ímã (Figura. 2.8).

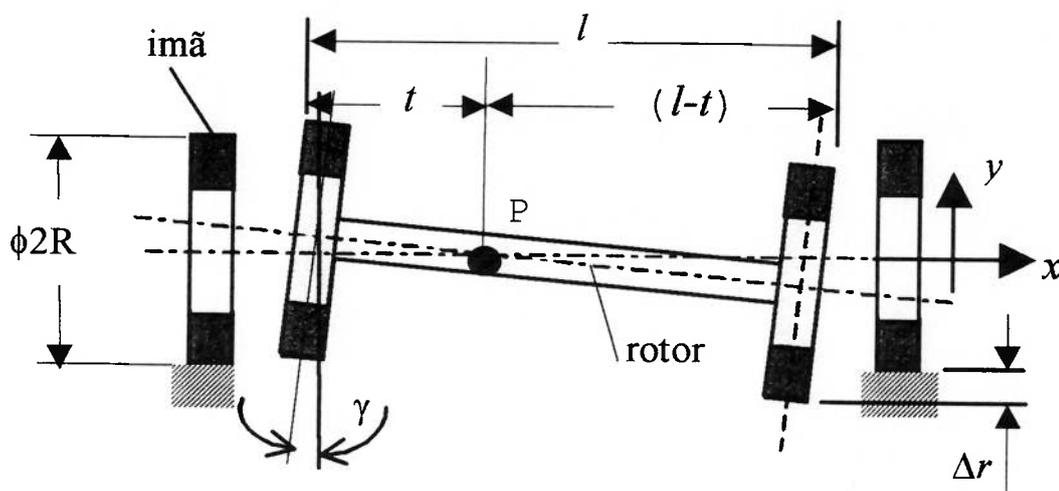


Figura 2.8: Eixo inclinado e deslocado transversalmente

Levando em consideração a rigidez devido à inclinação do eixo, representada pela Equação 2.7 e, considerando somente pequena inclinação do eixo em torno de P , ou seja, $\gamma \cong 2\Delta_r/l$ (Figura 2.9), é obtida a seguinte relação para o momento de inclinação:

$$\Sigma M_i = 2k_r \frac{\Delta_r}{1/2} \quad (2.10)$$

Por outro lado, a substituição da Equação 2.4 na Equação 2.7 resulta em:

$$k_{\gamma} = -k_r R^2 \quad (2.11)$$

Substituindo a Equação 2.11 na Equação 2.10 tem-se:

$$\Sigma M_i = -4 k_r R^2 \Delta_r / l \quad (2.12)$$

Finalmente substituindo as Equações 2.9 e 2.12 na Equação 2.8, obtém-se a seguinte relação entre o comprimento do eixo e o diâmetro externo do imã que determina o limiar entre o equilíbrio estável e instável do eixo, ou seja:

$$l = 2R \quad (2.13)$$

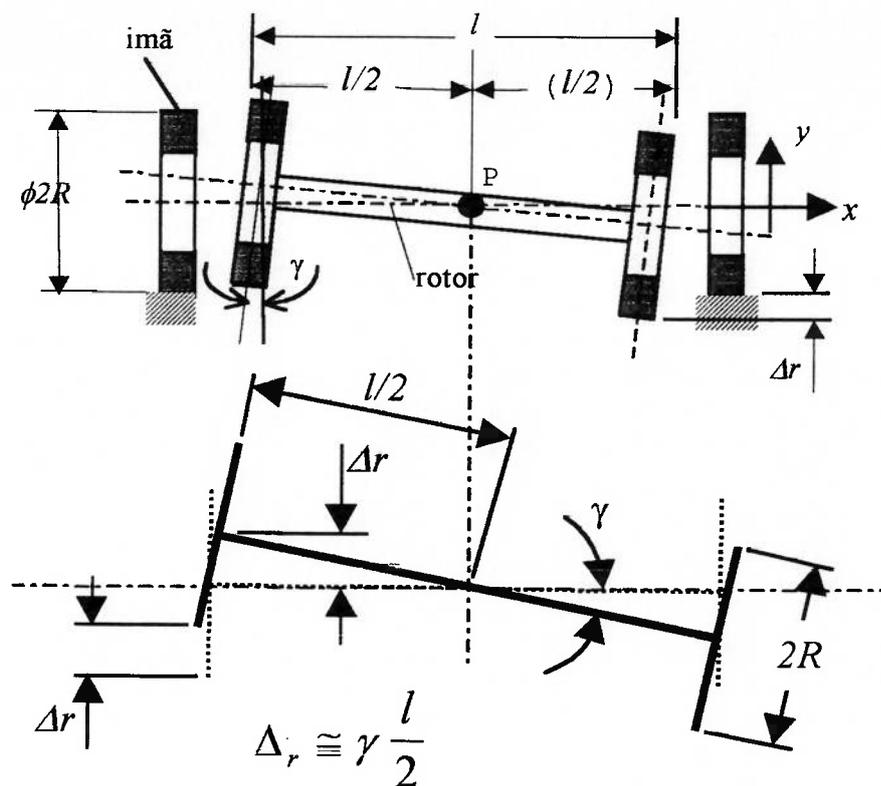
Substituindo a relação apresentada pela Equação 2.13 na Equação 2.7, obtém-se a equação que relaciona a rigidez à inclinação (k_{γ}) com o comprimento do eixo (l):

$$k_{\gamma} = \frac{k_a l^2}{8} \quad (2.14)$$

Analisando a Equação 2.14, observa-se que quanto maior for a distância entre os pares de imãs, maior será a rigidez contra a inclinação do eixo. Por outro lado a análise da Equação 2.9, mostra que o mesmo ocorre com o momento de restauração M_r .

Partindo destas análises chega-se a uma relação que garante o equilíbrio estável do eixo quanto a movimentos de inclinação e também possibilita obter maior rigidez à inclinação (SILVA ; HORIKAWA, 1999):

$$\frac{l}{2R} > 1 \quad (2.15)$$

Figura 2.9: Eixo inclinado em torno de P

2.5 Confirmação do critério de l_{min} através de experimentos

Para confirmação do resultado apresentado pela Equação 2.15, sem o qual não seria possível dar seqüência ao projeto do mancal, foi construído um dispositivo conforme Figura 2.10. Este dispositivo restringe 2 graus de liberdade do sistema, que são a translação na direção axial (eixo x) e a rotação em torno do eixo z .

Este sistema é constituído de um eixo de alumínio com diâmetro de 12,0mm e comprimento de 140,0mm, quatro ímãs permanentes de ferrite de bário em forma de coroa circular com dimensões de: espessura 7,0mm, diâmetro externo 36,0mm e diâmetro interno 18,0mm, conforme está apresentado na Figura 2.10.

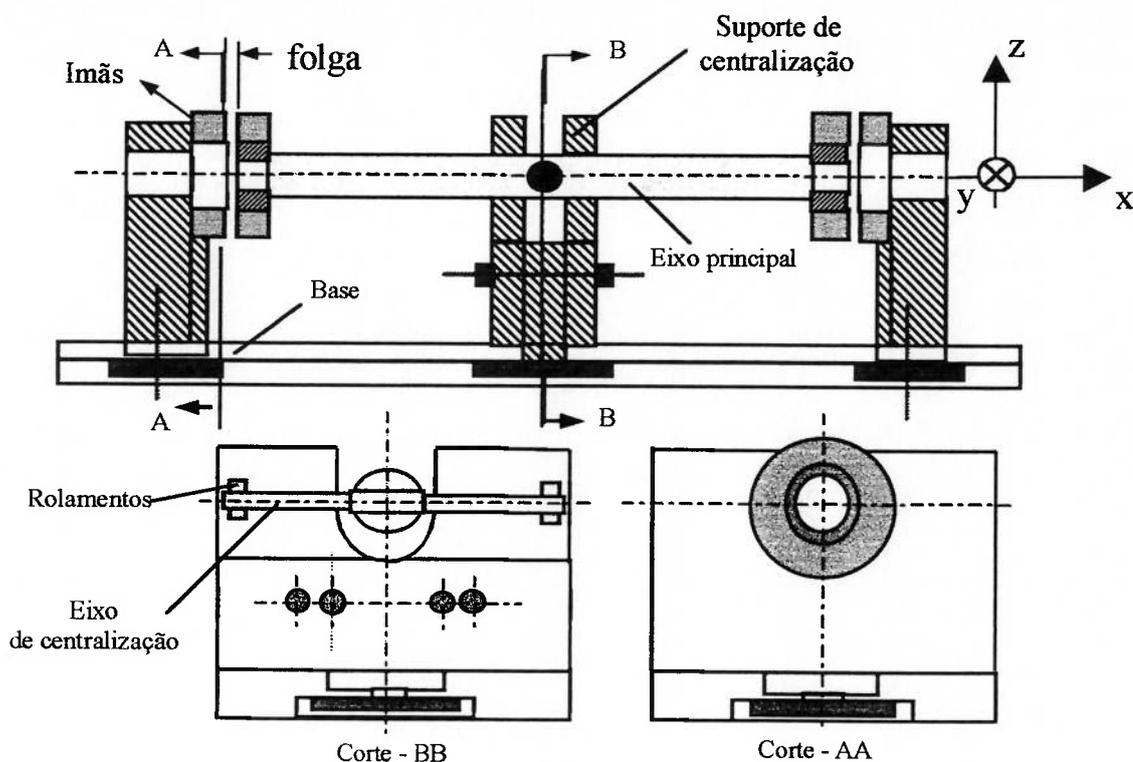


Figura 2.10: Dispositivo para teste da relação $l/2R$

2.5.1 Fotografias do eixo levitado

A seguir são apresentadas uma série de fotografias com o sistema eixo e ímãs montados e levitados magneticamente.

Na Figura 2.11 o comprimento do eixo é de 28,0mm , ou seja $l < 2R$ e, nesse caso o eixo está inclinado e este não tem equilíbrio rotacional estável em torno do eixo y .

Na Figura 2.12 o comprimento do eixo é de 70,0mm , ou seja $l > 2R$ e, nesse caso o eixo está centralizado e tem equilíbrio rotacional estável em torno de y .

Na Figura 2.13 o comprimento do eixo é de 140,0 mm , ou seja $l \gg 2R$ e, neste caso também o eixo está centralizado e tem equilíbrio rotacional estável em torno de y .

Nas Figuras 2.14 e 2.15 o comprimento do eixo é de 140,0 mm. Na Figura 2.14 é aplicada uma força que tira o eixo da condição de equilíbrio. Já na Figura 2.15 esta força

é retirada e o eixo retorna a posição de equilíbrio demonstrando à ação do momento de restauração (M_r) que tende à manter o eixo alinhado e com equilíbrio estável em torno de (γ).

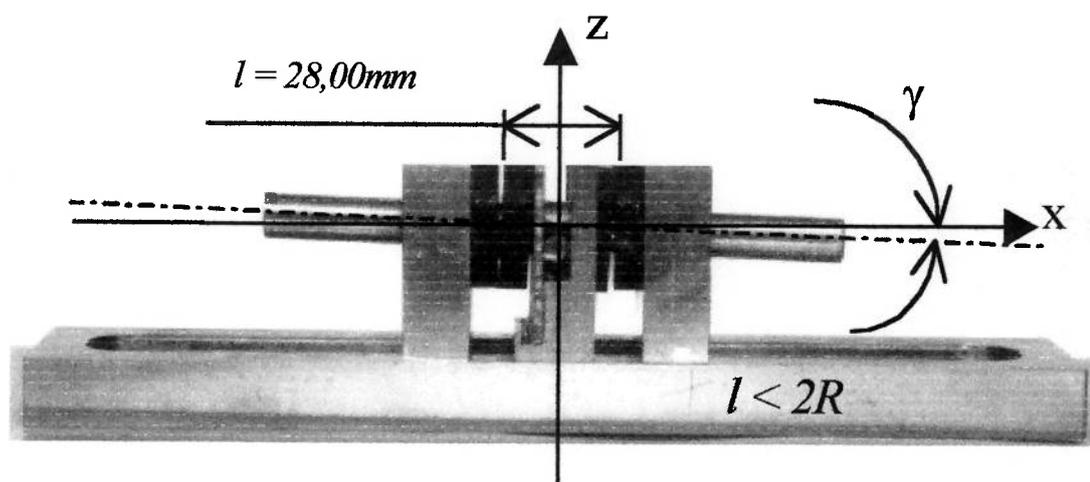


Figura 2.11: $l < 2R$ O eixo inclina em torno de y , até que os ímãs se toquem, e permanece nesta posição (instável em γ)

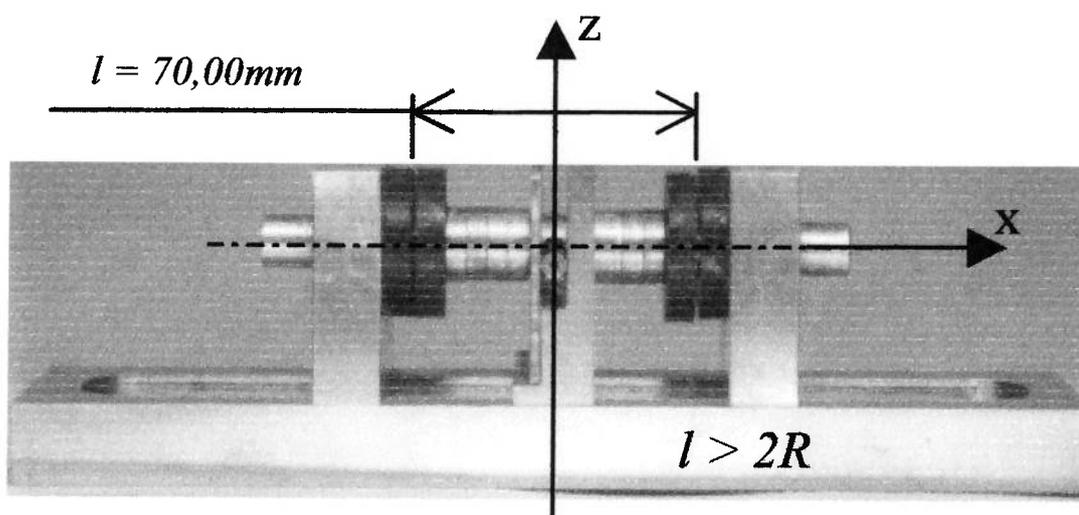


Figura 2.12: $l > 2R$ O eixo se mantém alinhado e permanece nesta posição (estável em γ)

Na Figura 2.16 o comprimento do eixo é de 28,0 mm, e o eixo é forçado a manter uma posição de alinhamento. Assim que esta força é removida, o eixo inclina-se em torno de y e os imãs se tocam (Figura 2.17). Isso mostra que nesse caso o eixo não possui equilíbrio estável em torno de y .

Estes experimentos mostraram a eficácia do critério de comprimento mínimo desenvolvido para o modelo de mancal proposto, sem o qual não é possível manter o eixo com equilíbrio estável quanto a movimentos de inclinação.

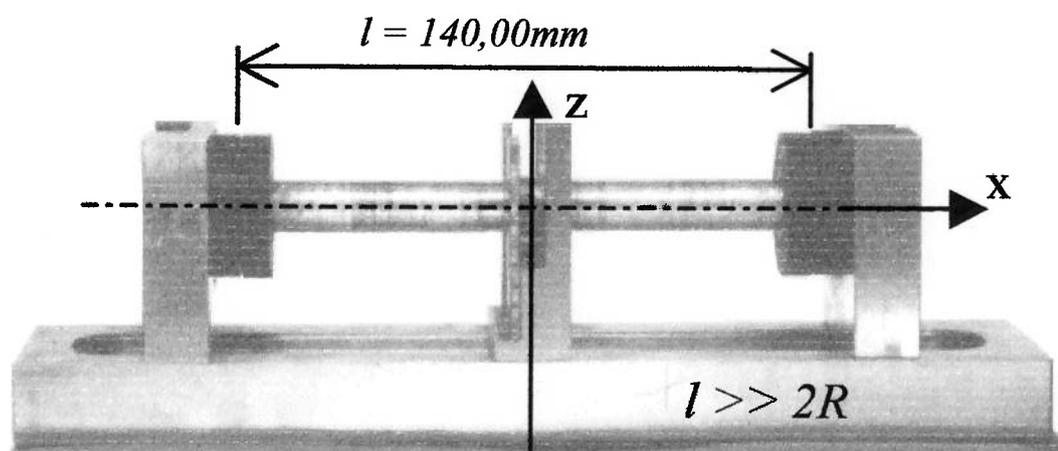


Figura 2.13: $l \gg 2R$ O eixo se mantém alinhado e permanece nesta posição (estável em γ)

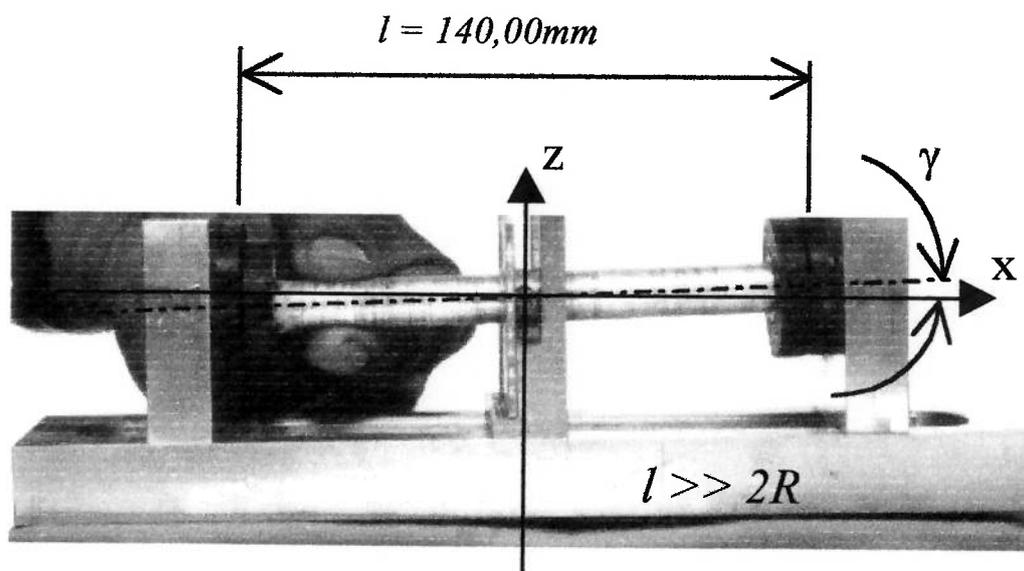


Figura 2.14: $l \gg 2R$ Eixo inclinado em γ por ação de força externa

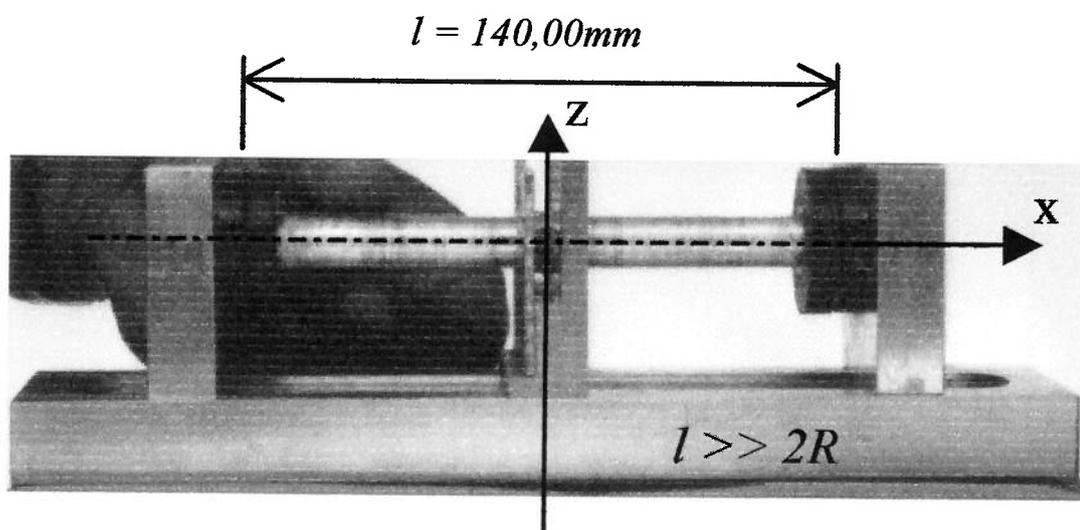


Figura 2.15: $l \gg 2R$ O eixo retorna ao equilíbrio após a retirada da força

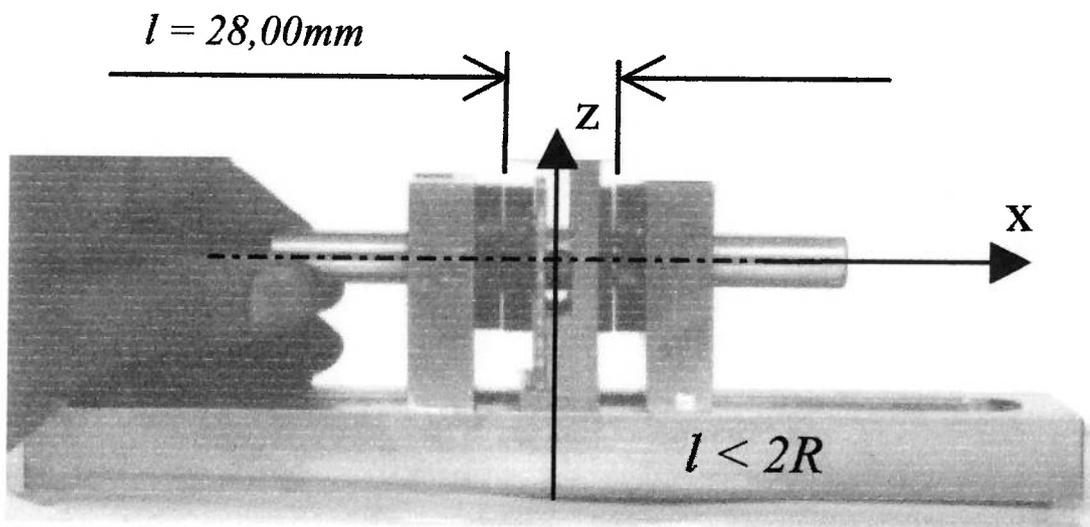


Figura 2.16: $l < 2R$ Eixo alinhado através da ação de força externa

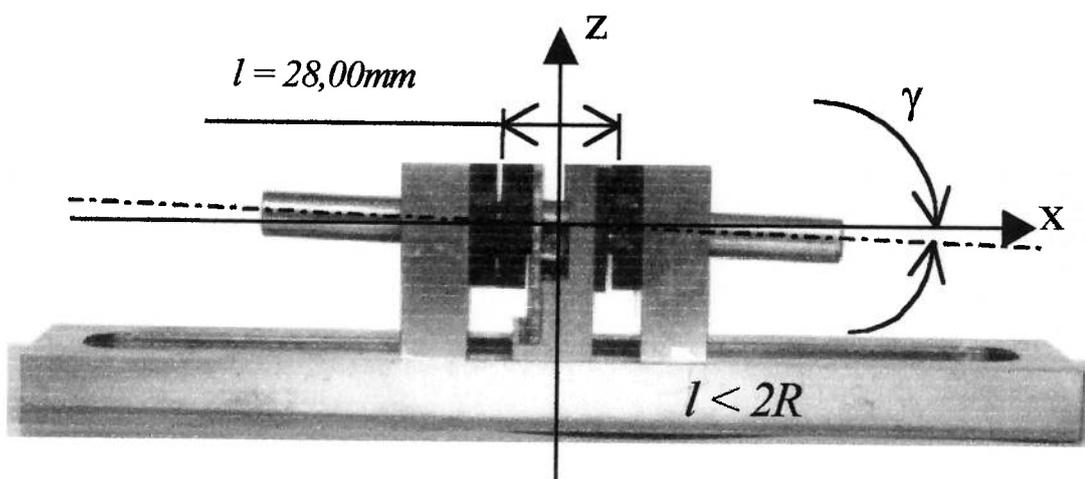


Figura 2.17: $l < 2R$ Após a retirada da força externa o eixo inclina, e os imãs se tocam (instável em γ)

2.6 Conclusões do capítulo

Este capítulo apresentou os tópicos principais necessários para o projeto da parte passiva do mancal magnético. Dessa forma, apresentou-se:

- As principais relações necessárias para escolha apropriada dos imãs permanentes e as equações que possibilitam analisar as forças e rigidez magnéticas entre um par de imãs;
- Analisou-se as condições de equilíbrio do eixo tanto na direção radial quanto na axial, mostrando que a parte passiva garante equilíbrio estável do eixo na direção radial. Só restou o equilíbrio na direção axial. Isso é garantido pelo controle ativo nessa direção;
- Definiu-se a principal estratégia para a parte passiva do mancal, que foi o desenvolvimento da relação entre o comprimento do eixo e o diâmetro do imã. Esta relação assegura o equilíbrio estável do rotor quanto a movimentos de inclinação;
- Construiu-se um dispositivo no qual realizou-se vários experimentos que comprovaram a estratégia desenvolvida para assegurar o equilíbrio estável do eixo.

O objetivo do próximo capítulo é apresentar o princípio de funcionamento do mancal, desenvolver o modelamento matemático para o mancal e apresentar a estratégia de controle que será utilizada para o controle da posição axial do eixo.

Capítulo 3

O controle da posição axial do rotor

3.1 Introdução

O objetivo desse capítulo é tratar do detalhamento da parte passiva descrito no capítulo anterior e do modelamento matemático da parte ativa do mancal proposto. É descrito o funcionamento do mancal, a dinâmica do eixo e da bobina com suas respectivas funções de transferência, a estratégia de controle adotada e o diagrama de blocos do sistema.

3.2 Funcionamento do mancal

A Figura 3.1 mostra o esquema do mancal proposto. Um ímã permanente é fixado em cada extremidade de um eixo rotativo que passa através de dois atuadores estacionários. Cada atuador é uma combinação de um eletroímã e de um ímã permanente. A polaridade de cada ímã é ajustada conforme indicada na Figura 3.1, de modo que haja uma força de atração em cada par de ímãs. Para medir o deslocamento axial do rotor, é utilizado um sensor analógico de posição do tipo indutivo.

O sistema funciona da seguinte maneira: na direção radial do mancal magnético a suspensão e a estabilidade radial e angular do rotor é devida somente às forças de atração magnéticas radiais entre os pares de ímãs. Na direção axial o sistema funciona com as forças de atração magnéticas axiais. Nesta direção o sistema é instável e, para estabilizá-lo é utilizado o sistema de controle. O sensor de posição fornece na sua saída uma tensão contínua proporcional ao deslocamento axial do rotor. Esta variação é comparada com

uma tensão de referência que gera um sinal de erro, que após passar pelo controlador é aplicado na entrada do amplificador de tensão, fornecendo em sua saída uma tensão aos eletroímãs, necessária para estabilizar axialmente o rotor.

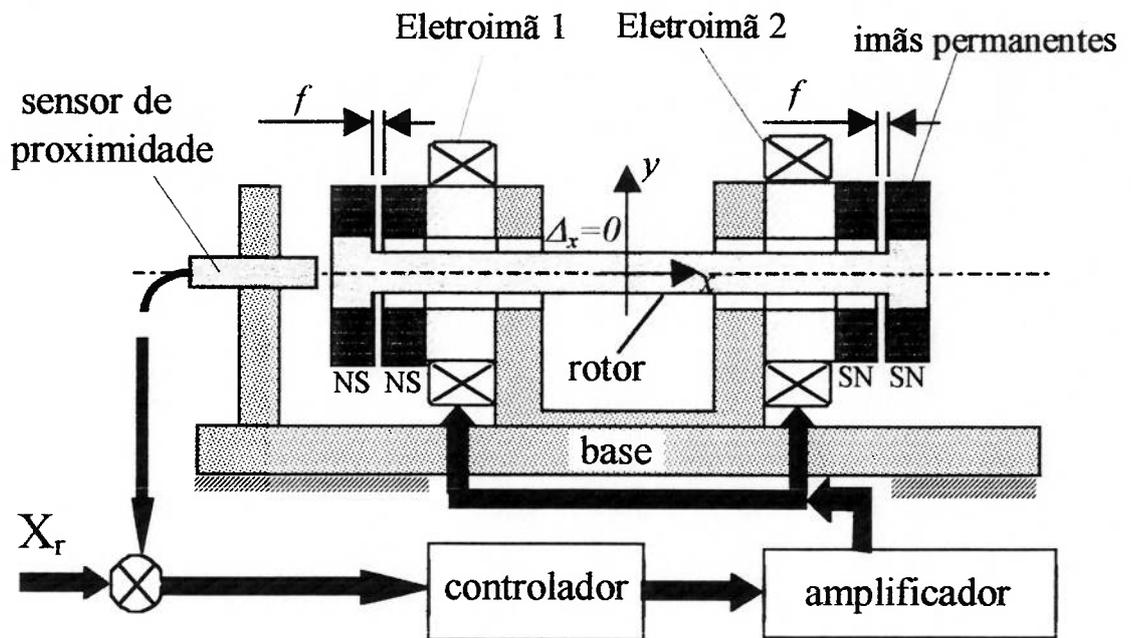


Figura 3.1 Configuração do mancal magnético proposto

Os atuadores eletromagnéticos (eletroímãs 1 e 2) funcionam da seguinte maneira: analisando a Figura 3.1, tem-se que a resultante da força magnética entre os quatro ímãs é nula quando o deslocamento axial do rotor (Δ_x) for nulo. Nesta condição a tensão aplicada nas bobinas é nula. Na Figura 3.2 o eixo é deslocado axialmente para a esquerda de Δ_x , nesta situação, surge uma força resultante magnética f_{mag} com direção axial e no sentido do deslocamento do eixo. Para que o rotor seja forçado a voltar à sua posição de equilíbrio, ou seja $\Delta_x = 0$, é necessário que o pólo da face esquerda do eletroímã 1 seja diferente do pólo da face interna do ímã permanente esquerdo fixo no rotor (Figura 3.2), pois desta maneira obtém-se força eletromagnética de atração f_{emat} entre esta face do eletroímã 1 e a correspondente face do ímã permanente esquerdo. O pólo da face direita do eletroímã 2 deve ser igual ao pólo da face interna do ímã permanente direito fixo no

rotor (Figura 3.2), sendo que desse modo obtém-se força eletromagnética de repulsão f_{emrep} entre esta face do eletroímã 2 e a correspondente face do ímã permanente direito.

No caso de um Δ_x para a direita, ocorre exatamente o oposto. As correntes nos eletroímãs circulam em sentido oposto ao citado anteriormente. E em consequência disso, aumenta a força de atração no lado direito do rotor e diminui no lado esquerdo.

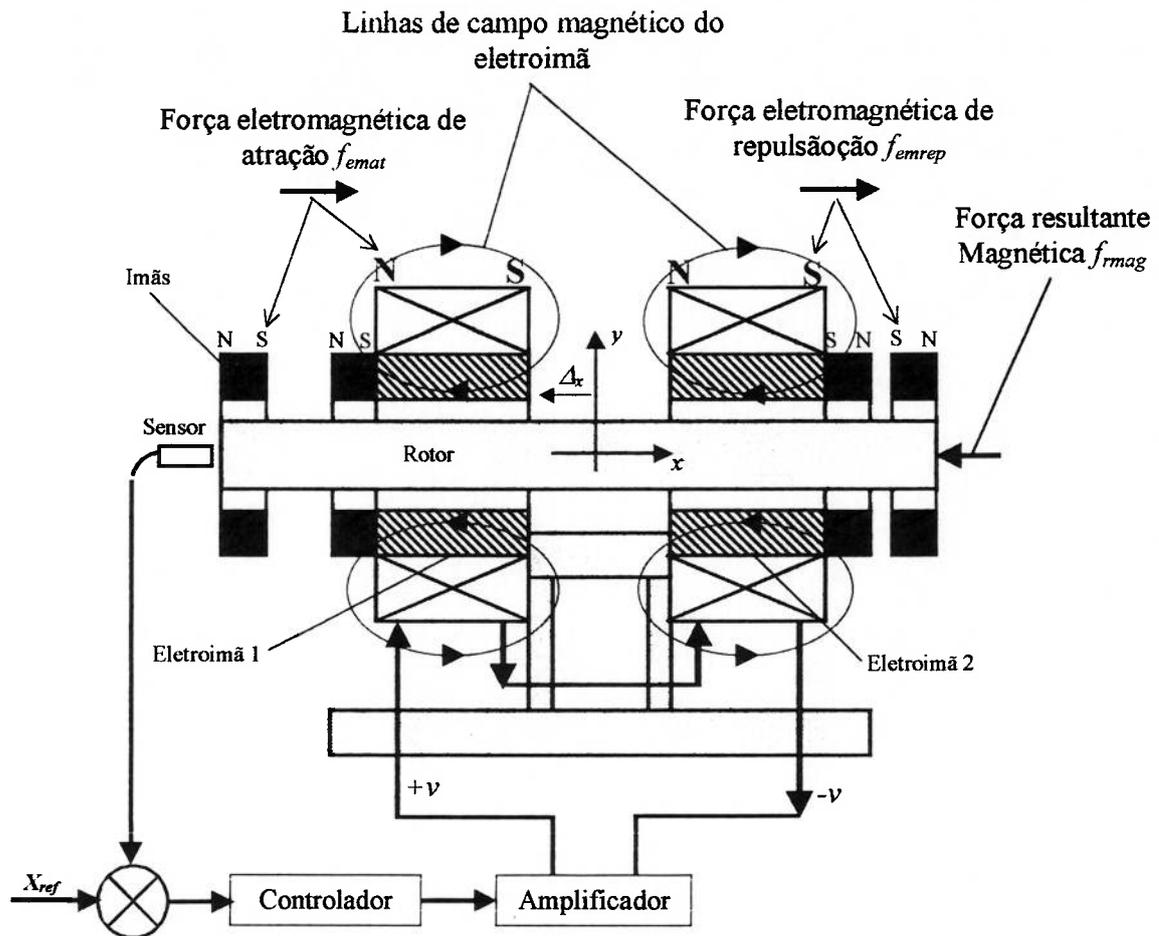


Figura 3.2: Rotor deslocado de Δ_x para a esquerda

Conforme foi citado, na condição apresentada na Figura 3.1, ou seja, com o rotor na posição central, o sensor é montado de maneira que a tensão aplicada nas bobinas seja nula. Se o rotor é deslocado para a esquerda o sinal da tensão aplicada nas bobinas é conforme o apresentado na Figura 3.2, e quando o rotor desloca-se para a direita o

sensor inverte o sinal da tensão aplicada nas bobinas e conseqüentemente invertendo a polaridade dos eletroímãs.

3.3 Modelagem do mancal proposto

Para a modelagem do sistema de controle da posição axial do mancal, algumas simplificações são assumidas:

- a) O rotor mantém simetria em torno do eixo de rotação. A rigor, quando o rotor está girando, este pode inclinar ou deslocar radialmente, pois na direção radial este tipo de mancal não possui controle ativo. Contudo, admite-se que estes desvios sejam pequenos e, portanto são desconsiderados no modelamento matemático do mancal;
- b) Os deslocamentos axiais do rotor são pequenos e ocorrem em torno da posição de equilíbrio. A rigor, as inclinações e os deslocamentos radiais do rotor citados no sub-itê (a), podem fazer com que o sensor que mede o deslocamento axial do rotor (Figura 3.1), interprete tais inclinações e deslocamentos radiais, como sendo deslocamentos axiais do rotor. Porém, admite-se que estes deslocamentos também sejam pequenos e por isso são desconsiderados no modelamento matemático do sistema;
- c) A força de atração magnética axial e a força eletromagnética podem ser linearizadas em torno de um ponto de operação. Tanto a força de atração magnética axial entre dois imãs permanentes (Equação 2.1) e a força eletromagnética gerada por um eletroímã (FALCONE, 1985 ; ORSINI, 1984 ; SLOCUM, 1992), variam não linearmente com o entreferro (*folga f*). Porém, admitindo que a variação do entreferro seja pequena, pode-se obter um modelo matemático linearizado em torno do ponto de operação do mancal.

3.3.1 Modelo dinâmico

O modelo dinâmico do mancal proposto é apresentado na Figura 3.3. Conforme citado, a rigor a força magnética e eletromagnética são não lineares. Mas considerando pequenas variações no entreferro, tanto a força magnética nos ímãs permanentes $f_m(t)$, e a força eletromagnética nos eletroímãs $f_{em}(t)$, foram linearizadas respectivamente com relação ao deslocamento $x(t)$ (posição axial do rotor em relação a um ponto arbitrário), e à corrente $i(t)$, da seguinte forma:

$$f_m(t) - k_h x(t) \quad (3.1)$$

$$f_{em}(t) - k_i i(t) \quad (3.2)$$

onde, k_h e k_i são as constantes magnética e eletromagnética. Utilizando as Equações 3.1 e 3.2 em conjunto com a segunda lei de Newton, determina-se a equação diferencial, para o movimento do rotor na direção x , ou seja:

$$M \frac{d^2 x}{dt^2} + k_h x(t) = 2k_i i(t) \quad (3.3)$$

Aplicando a transformada de Laplace na Equação 3.3 e admitindo condições iniciais quiescentes, obtém-se a função de transferência $G(s)$, que relaciona a saída $X(s)$ com a entrada $I(s)$:

$$G(s) = \frac{X(s)}{I(s)} = \frac{2 \frac{k_i}{M}}{s^2 + \frac{k_h}{M}} \quad (3.4)$$

Analisando a função de transferência dada pela Equação 3.4, pode-se notar que há dois pólos complexos conjugados sobre o eixo imaginário, o que caracteriza a instabilidade do sistema em malha aberta. Estes pólos caracterizam a largura de banda mínima do sistema,

que é a frequência mínima que deve ter o controlador para garantir a estabilidade do sistema em malha fechada.

$$\omega_n = \pm \sqrt{\frac{k_h}{M}} \quad (3.5)$$

Segundo SLOCUM, (1992) a largura de banda mínima requerida para a estabilidade da maioria das suspensões magnéticas é por volta de 63rad/s. Para suspensões com sistemas de atração magnética simples, as larguras de banda máximas realizáveis estão por volta de 630rad/s.

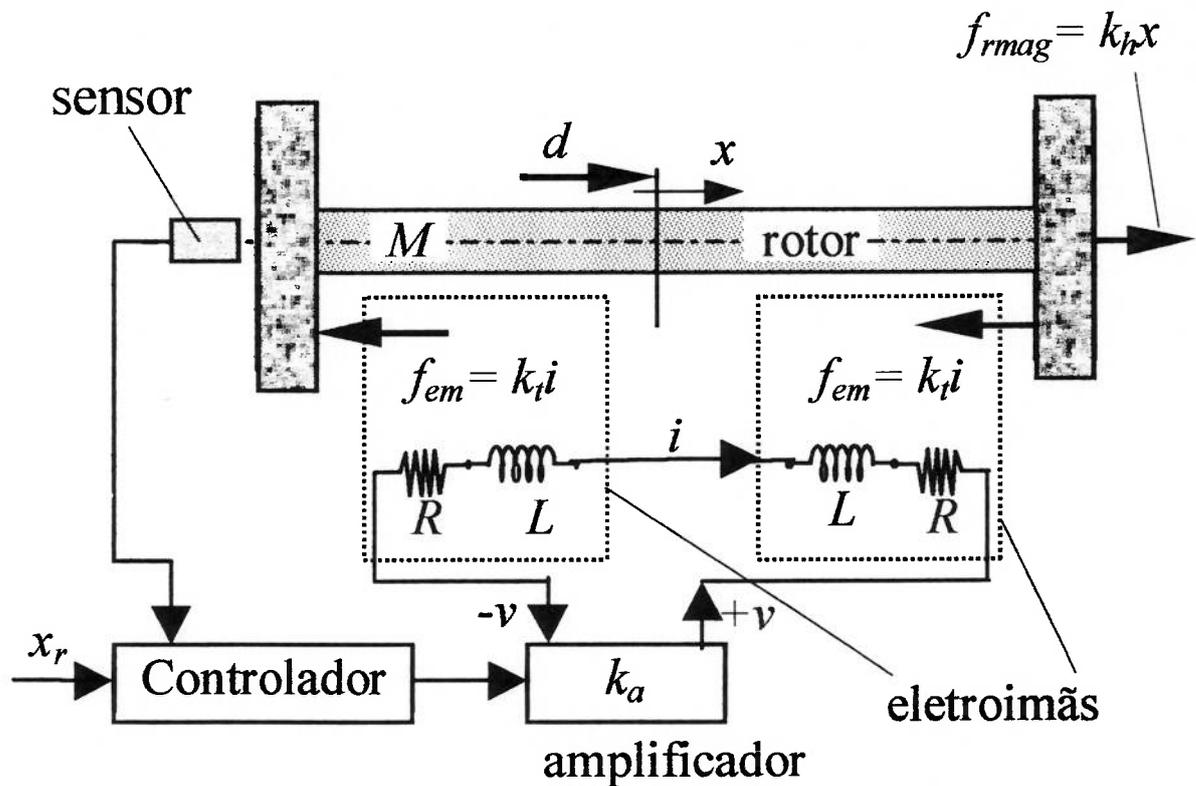


Figura 3.3: Modelo dinâmico do mancal proposto

3.4 Dinâmica da bobina

Admitindo o uso de eletroímãs com indutância L e resistência R , a relação entre a tensão $v(t)$ que é aplicada nas bobinas e a corrente $i(t)$, que nelas circula assume a seguinte forma:

$$L \frac{di}{dt} + Ri(t) = v(t) \quad (3.6)$$

onde as parcelas Ldi/dt e Ri , representam as respectivas tensões devido a indutância e resistência da bobina. Admitindo indutância constante e condições iniciais quiescentes e aplicando Laplace na Equação 3.6 obtém-se:

$$\frac{I(s)}{V(s)} = \frac{1}{s + \frac{R}{L}} \quad (3.7)$$

Na Equação 3.7 o pólo R/L representa a frequência natural da bobina e este deve estar situado o mais distante possível à esquerda do eixo imaginário no plano s , para que a resposta dinâmica da bobina seja mais rápida do que a resposta dinâmica do conjunto imãs permanentes e eletroímã. Para que isto ocorra deve-se projetar a bobina de modo que esta possua baixa indutância. Porém cabe observar que quanto mais baixa for a indutância, menor a constante k_t e portanto maior a corrente necessária para obter uma mesma força eletromagnética. Este efeito é mostrado através de resultados experimentais no capítulo seguinte.

3.5 A estratégia de controle

A análise da Equação 3.4 mostra que o sistema (rotor mais imãs) é instável em malha aberta pois existem dois pólos complexos conjugados localizados sobre o eixo imaginário portanto, para obter-se a estabilidade deste sistema de mancal magnético é necessário a utilização de um controlador.

Controlador Proporcional – O termo proporcional varia a tensão de saída na razão direta da amplitude do sinal de erro de entrada. Isto faz com que o mancal comporte-se como uma mola. A força que retorna o eixo para a posição central do mancal aumenta proporcionalmente com o erro de posição do eixo. Portanto, um mancal magnético com um simples controlador proporcional oscilaria e ficaria instável por falta de um mecanismo que forneça amortecimento ao sistema.

Controlador Proporcional + Derivativo – A inclusão do termo derivativo produz uma força que é proporcional à velocidade (ou derivada da posição) do eixo. Isto faz com que o mancal retire energia do eixo, tendo o mesmo efeito de um amortecedor. Portanto, um mancal magnético utilizando um controlador com os termos proporcional e derivativo será estável, porém, este controlador não anulará erros de regime para entrada em degrau e terá erro infinito para entrada em rampa. E isto deve se ao fato que o controlador (PD) somente acrescenta um zero ao sistema, sem alterar o tipo do sistema (BOLTON, 1995).

Controlador Proporcional + Integral + Derivativo - Mancais magnéticos são sistemas não lineares, que são linearizados em torno de um ponto de operação, portanto é ideal que o sistema permaneça sempre neste ponto, ou seja, não tenha erro em regime. Para que isto ocorra é necessário a introdução do termo integrador. O sistema original dado pela Equação 3.4 é do tipo zero, e a inclusão do termo integrador acrescenta um pólo na origem do sistema alterando de um o seu tipo (o sistema passa a ser do tipo um) e, conseqüentemente com erro em regime nulo para entrada em degrau (BOLTON, 1995).

Optou-se aqui pela utilização da estratégia PID pois essa estratégia de controle está suficientemente consolidada, fornecendo resultados bastantes satisfatórios para mancais magnéticos. Cabe observar que existem outras técnicas de controle que poderiam ser utilizadas. Porém neste trabalho optou-se por um controlador o mais simples possível, o PID, deixando para trabalhos futuros o estudo e a implementação sobre uma estratégia mais avançada de controle.

Em um artigo de F.B.ZHOU et al, (1995), os autores utilizaram um controlador PID em um mancal magnético com um eixo de 2m de comprimento, pesando 110Kg e com rotação de 280rad/s e obtiveram bons resultados de posicionamento do eixo e um sistema bastante robusto à distúrbios externos (impactos) aplicados no eixo. Em BITTAR, (1993), é apresentada a comparação entre um controlador PID e um controlador ÓTIMO utilizados para a levitação magnética de uma barra flexível. Nesse trabalho conclui-se que: os resultados apresentados pelo sistema controlado com o PID estão próximos dos obtidos com o controlado com o ÓTIMO.

3.6 Funções de transferência

O diagrama de blocos do sistema de controle para a direção axial do eixo é apresentado na Figura 3.4. Cada função de transferência deste diagrama e também o que cada uma representa no mancal é apresentado a seguir:

- A função de transferência $G_c(s)$ é a função de transferência do controlador PID (proporcional + integral + derivativo) utilizado para estabilizar axialmente o rotor do mancal. Esta função é representada na forma de Laplace da seguinte maneira (BISHOP; DORF, 1998):

$$G_c(s) = \frac{V(s)}{E(s)} = \left(k_p + \frac{k_i}{s} + \frac{k_d s}{\tau s + 1} \right) \quad (3.8)$$

onde $V(s)$, $E(s)$ são respectivamente, as transformadas de Laplace da saída do controlador e do sinal de erro, k_p , k_i , k_d são os respectivos ganhos: proporcional, integral e derivativo. No controlador dado pela Equação 3.8 há um filtro com

constante de tempo τ para a parte derivativa. A função desse filtro derivativo é impedir que a amplitude dos ruídos de alta frequência seja amplificada pelo derivador de tal forma que instabilize o sistema (ASTRÖM, 1988);

- A função de transferência $G_1(s)$ é a função que representa a dinâmica das bobinas incluindo o atuador eletromagnético (constante eletromagnética k_t) e o amplificador (constante k_a). Esta função é representada na forma de Laplace da seguinte maneira:

$$G_1(s) = \frac{F_{em}(s)}{V(s)} = 2k_a k_t \frac{1}{Ls + R} \quad (3.9)$$

onde $F_{em}(s)$, $V(s)$ são respectivamente, as transformadas de Laplace da força eletromagnética gerada pelo dois eletroímãs e da tensão aplicada na entrada do amplificador;

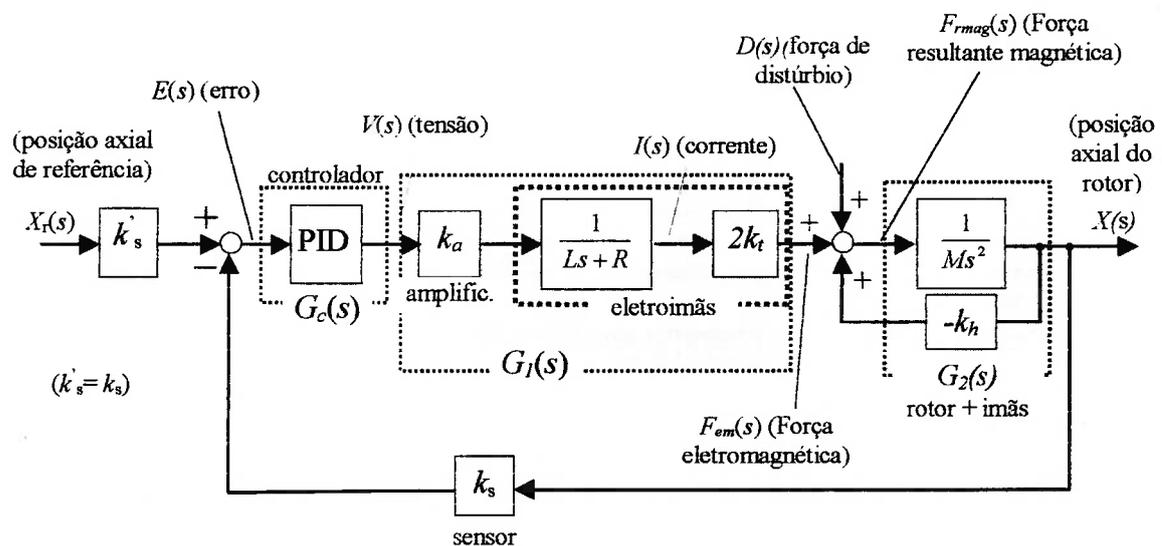


Figura 3.4 Diagrama de blocos do sistema de controle do mancal magnético

- A função de transferência $G_2(s)$ é função que representa a dinâmica do rotor em conjunto com a constante da força resultante magnética k_h . Esta função é representada na forma de Laplace da seguinte maneira:

$$G_2(s) = \frac{X(s)}{F_{mag}(s)} = \frac{1}{Ms^2 + k_h} \quad (3.10)$$

onde $X(s)$, $F_{mag}(s)$ são respectivamente, as transformadas de Laplace da posição axial do rotor e da força resultante magnética gerada entre os ímãs permanentes.

- A função de transferência em malha fechada $T(s)$ que relaciona à posição axial do rotor $X(s)$ com à entrada de referência $X_{ref}(s)$, é definida da seguinte maneira:

$$T(s) = \frac{X(s)}{X_{ref}(s)} = \frac{k_s G_c(s) G_1(s) G_2(s)}{1 + G_c(s) G_1(s) G_2(s) k_s} \quad (3.11)$$

A finalidade da Equação 3.11 é mostrar o desempenho axial do mancal magnético, ou seja, a capacidade que o sistema de controle em conjunto com os atuadores eletromagnéticos possuem para manter o rotor do mancal numa dada posição de referência x_{ref} e também analisar sua capacidade de seguir determinados modelos de entrada, tais como: entrada em degrau e em rampa. No capítulo seguinte serão construídos dois gráficos utilizando a Equação 3.11 que mostram a capacidade do sistema de controle em manter respectivamente o rotor posicionado em uma dada posição de referência e seguindo uma entrada em degrau.

A equação característica do sistema em malha fechada é dada por:

$$1 + G_c(s) G_1(s) G_2(s) k_s = 0 \quad (3.12)$$

As raízes da Equação 3.12 são chamados pólos do sistema e para que um sistema de controle possa ser estável é necessário que todos os pólos tenham parte real negativa (OGATA, 1982). Este critério de estabilidade e também a determinação das raízes do sistema serão abordados no próximo capítulo.

3.6.1 Análise da resposta do sistema à entrada de distúrbios aplicados na planta

Durante o projeto de um sistema de controle geralmente é necessário analisar o comportamento do sistema a entrada de distúrbios.

Em mancais magnéticos os distúrbios podem surgir por vários fatores, tais como: sobre carga no eixo do mancal, ressonância, vibrações devido a desbalanceamento do rotor e etc.

Pela Figura 3.4, e utilizando álgebra de diagrama de blocos, obtém-se a Equação 3.13, o primeiro termo desta equação representa a resposta do sistema à entrada de referência $X_{ref}(s)$ e o segundo termo é o erro em regime permanente introduzido no sistema pelo distúrbio $D(s)$:

$$X(s) = X_{ref}(s) \frac{G_c(s)G_1(s)G_2(s)k_s}{1 + G_c(s)G_1(s)G_2(s)k_s} + D(s) \frac{G_2(s)}{1 + G_c(s)G_1(s)G_2(s)k_s} \quad (3.13)$$

Como para esta análise só interessa a entrada de distúrbio, anula-se a entrada de referencia $X_{ref}(s)$, e a Equação 3.13, torna-se:

$$\frac{X(s)}{D(s)} = \frac{G_2(s)}{1 + G_c(s)G_1(s)G_2(s)k_s} \quad (3.14)$$

O termo do denominador da Equação 3.14, mostra que o efeito do distúrbio é atenuado pela realimentação. Esta propriedade de modificar o efeito de um distúrbio é chamada de rejeição à perturbação (BOLTON, 1995).

A Equação 3.14 apresenta a relação entre o deslocamento axial do rotor $X(s)$ pela força de distúrbio aplicada axialmente no rotor $D(s)$. Esta relação representa o inverso da rigidez axial em malha fechada do mancal, e pode ser analisada da seguinte maneira:

- Substituindo as Equações 3.8 , 3.9 e 3.10 na Equação 3.14, obtém-se a Equação 3.15.

$$\frac{X(s)}{D(s)} = \frac{a_1 s^3 + a_2 s^2 + a_3 s}{b_1 s^5 + b_2 s^4 + b_3 s^3 + b_4 s^2 + b_5 s + b_6} \quad (3.15)$$

onde:

$$a_1 = L\tau \quad (3.16)$$

$$a_2 = (R\tau + L) \quad (3.17)$$

$$a_3 = R \quad (3.18)$$

$$b_1 = LM\tau \quad (3.19)$$

$$b_2 = (RM\tau + LM) \quad (3.20)$$

$$b_3 = (Lk_h\tau + RM) \quad (3.21)$$

$$b_4 = (Rk_h\tau + Lk_h + 2k_a k_p k_t k_s \tau + 2k_a k_t k_s k_d) \quad (3.22)$$

$$b_5 = (Rk_h + 2k_a k_t k_s k_i \tau + 2k_a k_t k_s k_p) \quad (3.23)$$

$$b_6 = (2k_a k_t k_s k_i) \quad (3.24)$$

- Aplicando o teorema do valor final (BOLTON, 1995), na Equação 3.15, e admitindo que a entrada $D(s)$ seja em degrau, obtém-se:

$$X(s \rightarrow 0) = 0 \quad (3.25)$$

Analisando o resultado dado pela Equação 3.25 observa-se que: a rigidez axial estática do sistema em malha fechada é infinita, pois o deslocamento axial x do rotor é nulo quando uma força de distúrbio f_d é aplicada axialmente sobre o rotor.

Os resultados destas análises mostrando tanto a rejeição a perturbação quanto a rigidez axial do mancal são apresentados graficamente no capítulo seguinte.

Capítulo 4

Construção do protótipo e experimentos

Neste capítulo são apresentadas todas as etapas necessárias para a construção e simulações do protótipo do mancal magnético. Dessa forma serão apresentados: o desenho do protótipo, os componentes e os materiais utilizados na sua construção, os ensaios teóricos e experimentais realizados para determinação de algumas constantes do sistema com os seus respectivos resultados, descrevendo as maneiras como foram realizados, as principais características do sensor e do amplificador utilizado, os critérios para determinação das constantes do controlador do sistema e os resultados de vários ensaios realizados com o protótipo que mostram sua eficácia.

4.1 Projeto do protótipo

Como foi citado anteriormente o propósito deste trabalho é o estudo de um mancal magnético híbrido simplificado. O desenho do protótipo deste mancal é apresentado na Figura 4.1. O protótipo possui: um eixo de alumínio com dimensões de: comprimento 130,0mm e diâmetro externo 12,0mm, dois eletroímãs (Figura 4.5) atuando em série, quatro ímãs permanentes de ferrite de bário em forma de coroa circular trabalhando por atração magnética com dimensões de: espessura 7,0mm, diâmetro externo 36,0mm e diâmetro interno 18,0mm, uma base de alumínio com dimensões de: comprimento 250,0mm, largura 60,0mm e espessura 20,0mm e dois suportes de alumínio onde são fixados os eletroímãs (Figura 4.1). Utilizou-se alumínio para o eixo e para toda a estrutura do mancal para evitar interferências entre estes elementos: os ímãs e

eletroímãs. Foram utilizados ímãs de *FeBa* disponíveis no mercado à baixo custo, embora, estes não sejam os ímãs ideais para se obter os melhores resultados práticos, conforme já foi citado no Capítulo 2. O mancal também possui três sensores de proximidade do tipo indutivo, sendo que apenas um destes sensores é utilizado para o controle axial do eixo e os outros dois sensores são utilizados para medições da rigidez radial, rotação e inclinação do eixo.

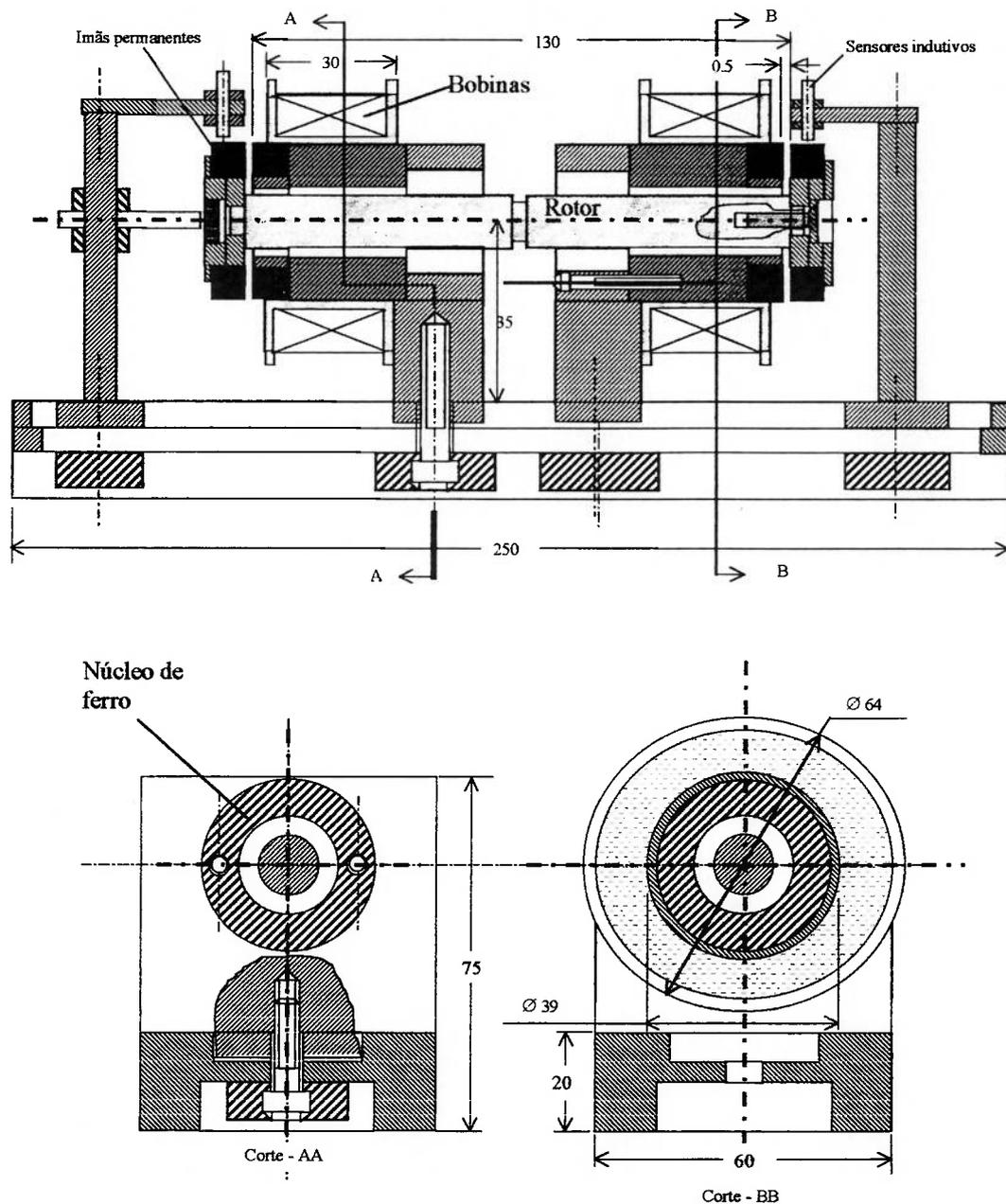


Figura 4.1: Desenho do protótipo do mancal magnético

4.2 Determinação da constante magnética k_h

A constante k_h , que relaciona a força resultante magnética f_{mag} entre os quatro ímãs permanentes, que atuam com uma determinada folga f com o deslocamento axial do eixo do mancal Δ_x , foi obtida da seguinte maneira:

- Determinação experimental da força magnética entre dois ímãs permanentes de *FeBa* em forma de anel ($B \cong 0,22T$, com magnetização axial. O valor da indução remanente foi fornecido pelo distribuidor dos ímãs (METALMAG), tendo como base uma curva de desmagnetização para ímãs permanentes de ferrite de bário com estrutura anisotrópica (orientada).) e dimensões ($S = 63mm^2$ área da seção transversal do ímã), ($P = 84,8mm$ perímetro da seção circular do ímã) e ($a = 7mm$ espessura do ímã). Este ensaio foi realizado utilizando o dispositivo apresentado na Figura 4.2. Colocam-se dois ímãs face à face sendo que um é fixado na viga flexível de rigidez conhecida ($4,6 N/mm$) e o outro é fixado em um micrômetro que está preso na base. O sensor indutivo de proximidade que também está preso na base e possui um ganho de $5V/mm$ mede o deslocamento da viga flexível quando ocorre a variação da folga f entre os ímãs permanentes, este sensor está conectado a um osciloscópio no qual obtém-se as leituras em Volts. Os valores obtidos nos ensaios estão listados na Tabela 4.1. Sendo conhecida a rigidez da viga e o seu correspondente deslocamento, é obtida a força de atração magnética em função da distância f entre os ímãs permanentes. A força de atração magnética é não linear, e neste trabalho o modelo matemático do sistema é admitido linear, portanto, é obtido um modelo linearizado através de uma reta de mínimos quadrados a partir dos resultados obtidos experimentalmente (Figura 4.3);

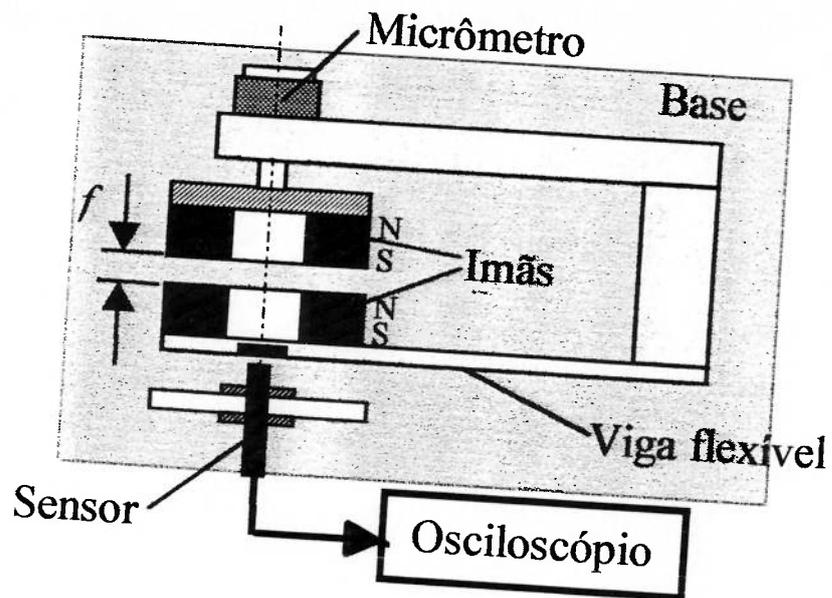


Figura 4.2: Dispositivo para medir a força magnética axial entre dois ímãs permanentes

Rigidez da viga flexível 4,6 N/mm

Folga f entre os ímãs [mm]	Flexão da Viga [mm]	Força de atração magnética [N]
0	2,34	10,78
0,5	1,71	7,9
1,0	1,54	7,1
1,5	1,39	6,41
2,0	1,28	5,9
2,5	1,18	5,47
3,0	1,04	4,82
3,5	0,9	4,14

Tabela 4.1: Resultados experimentais da força magnética entre dois ímãs

- De acordo com o sistema da Figura 4.4a, tem-se que a resultante da força magnética entre os quatro ímãs é nula quando o deslocamento axial Δx for nulo. Se o eixo se deslocar axialmente de Δx (vamos admitir deslocamento para a direita e, sendo $\Delta x < f$ para não ocorrer o contato entre os ímãs), nesta situação surge uma resultante de força magnética com direção axial e no sentido do deslocamento do eixo (Figura 4.4b);
- A medida da folga nominal f entre os ímãs é de 0,5mm. Como o deslocamento máximo do eixo Δx tem que ser menor do que está folga, é utilizado $\Delta x = 0,4\text{mm}$, pois com este deslocamento tem-se a máxima resultante de força magnética antes de ocorrer o choque entre os ímãs. A Figura 4.4b, mostra que a folga entre os ímãs situados à esquerda é de 0,1mm, e entre os situados à direita é de 0,9mm. Com estes valores e utilizando o gráfico da Figura 4.3, determina-se a resultante da força magnética f_{mag} .
- O valor da folga nominal f de 0,5mm utilizado foi determinado através de análises das Equações 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4, que representam as respectivas forças e rigidez magnéticas axial e radial, em conjunto com a Equação 2.6 que representa a soma da folga f com a espessura do ímã (representada por σ). Analisando estas equações observa-se que: as forças magnéticas diminuem na razão inversa do cubo de σ e a rigidez radial e axial diminuem na razão inversa de σ elevada à quarta potência. Em vista disso optou-se pela escolha de um valor de folga f que não permitisse o choque entre os ímãs facilmente, mas que também possibilitasse obter valores satisfatórios de forças e rigidez magnéticas;

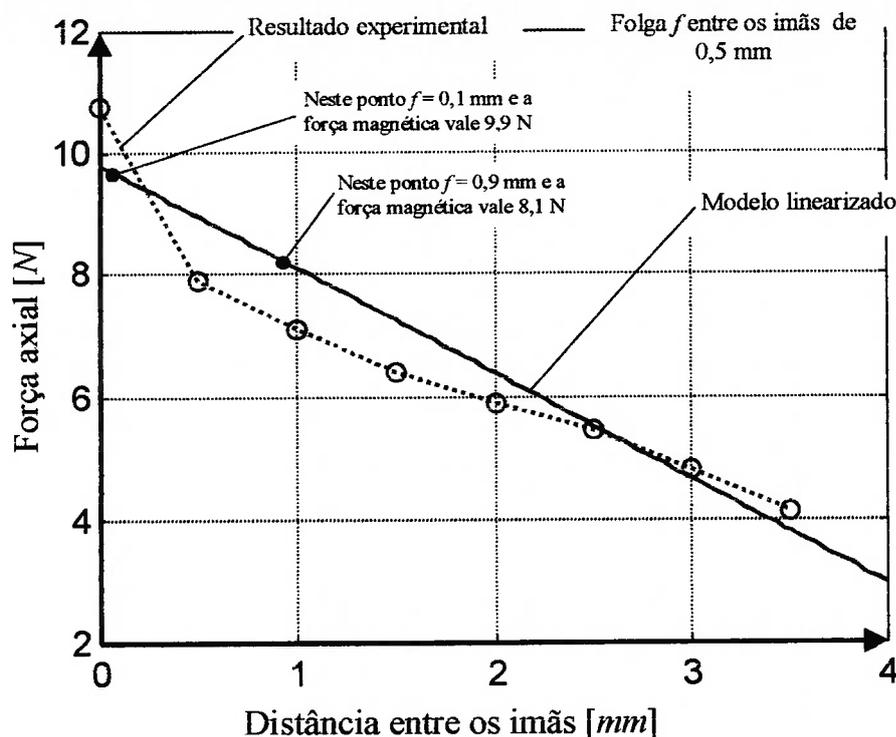
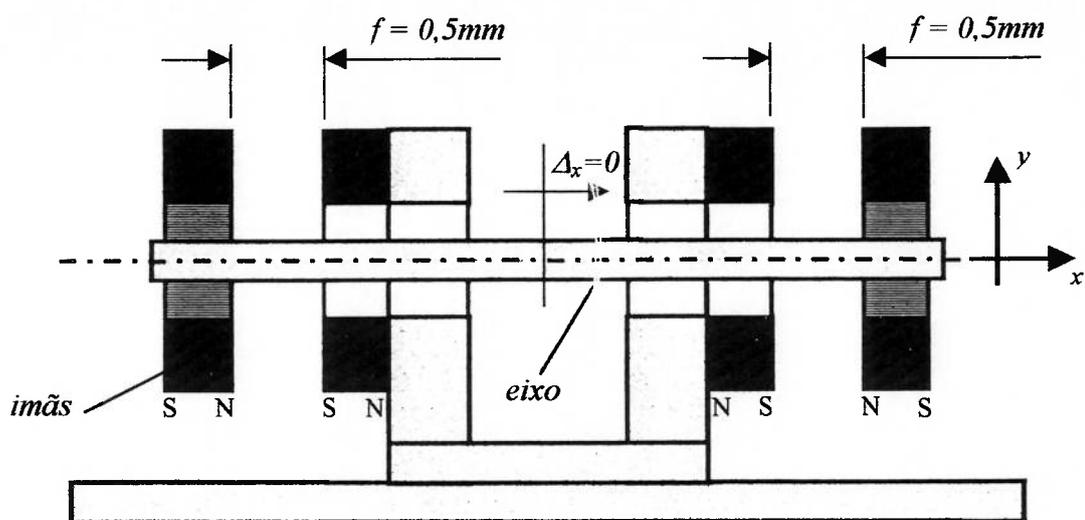
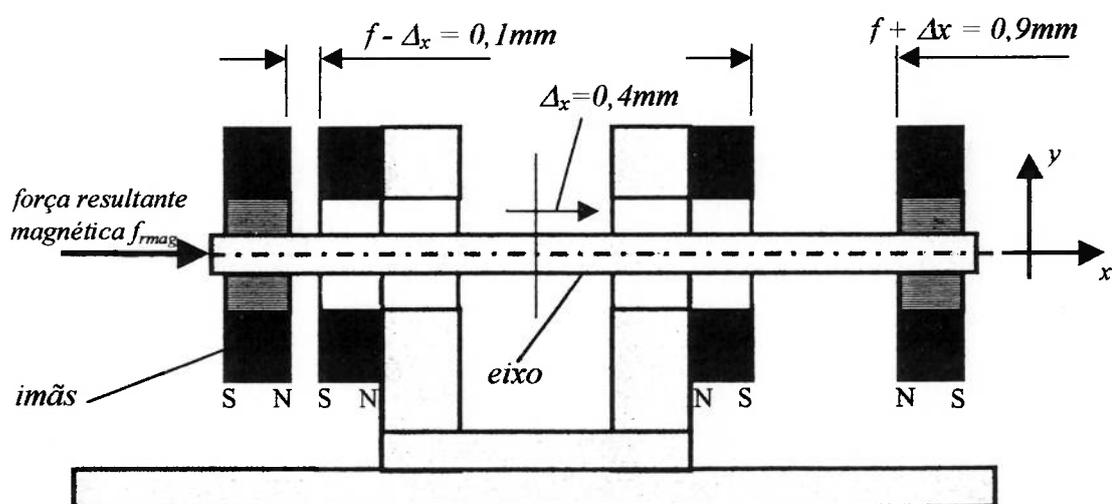


Figura 4.3: Força magnética axial em função da distância entre dois ímãs permanentes

- A força resultante magnética f_{mag} é determinada através do gráfico da Figura 4.3 da seguinte maneira: lê-se o valor da força magnética quando a folga é 0,1 mm e 0,9 mm respectivamente (Figuras 4.3 e 4.4), e faz-se a subtração do maior valor lido de força pelo menor, o resultado é a força resultante magnética f_{mag} , que de acordo com o gráfico da Figura 4.3 é de 1,8 [N]. A constante k_h é a divisão da força resultante magnética f_{mag} pelo deslocamento Δx (Figura 4.4). O valor da constante k_h calculado é de 4,5 [N/mm].



(a) Eixo centralizado força resultante magnética nula $\Delta_x = 0$



(b) Eixo deslocado axialmente para a direita $\Delta_x = 0,4\text{ mm}$

Figura 4.4: Esquema simplificado do mancal magnético

4.3 Projeto do eletroímã

O desenho do eletroímã que é utilizado neste mancal magnético é apresentado na Figura 4.5. O critério principal adotado para o dimensionamento do eletroímã é que este deve gerar força eletromagnética f_{em} (em função da corrente i) maior ou igual a força resultante magnética f_{mag} , pois, se a força eletromagnética f_{em} gerada pelo eletroímã for menor do que a força resultante magnética f_{mag} , o rotor do mancal não permanece estável e também não suporta cargas axiais.

A equação que determina a força de atração eletromagnética F [N] gerada por um eletroímã, em função: do entreferro (*folga* f) [mm], da corrente que passa pela bobina i [A], do número de espiras N , da área do entreferro A [m²] e da permeabilidade magnética do vácuo μ_0 [A/m] pode ser encontrada em: FALCONE, 1985, ORSINI, 1984 e SLOCUM, 1992. Porém, a dedução dessa equação para o cálculo da força eletromagnética em função da corrente considera as seguintes hipóteses: as perdas devido ao espriamento e ao vazamento pelas bordas são desprezíveis, ou seja, toda a energia do campo magnético é concentrada no entreferro (ORSINI, 1984).

Para o modelo de eletroímã utilizado nesse trabalho essas considerações não são válidas, pois este eletroímã tem o circuito magnético fechado pelo ar, e consequentemente não se consegue que a energia do campo magnético se concentre no entreferro, isso faz com que os resultados teóricos obtidos para este eletroímã, utilizando esta equação de força eletromagnética quando comparados com os obtidos experimentalmente sejam diferentes.

Em decorrência disso nesse trabalho o eletroímã foi dimensionado da seguinte maneira:

- Construção de um eletroímã conforme Figura 4.5, e realização de vários ensaios experimentais para determinação da força eletromagnética em função da corrente;
- Usando um software (FLUX2D) que utiliza o método dos elementos finitos na resolução de problemas eletromagnéticos, realizou-se várias simulações do

eletroímã para determinação da força eletromagnética em função da corrente, e comparou-se estes resultados com os resultados experimentais.

Para o diâmetro interno e externo do núcleo do eletroímã, foi adotado por conveniência os mesmos do ímã permanente. O comprimento do núcleo do eletroímã, para efeito de força eletromagnética, não é importante, pois sendo a permeabilidade do ferro muito maior que a permeabilidade do vácuo, pode-se desprezar a relutância do material ferromagnético (ROTTERS, 1941).

O fio escolhido para ser enrolado na bobina foi do tipo AWG 24. Este fio tem seção transversal de $0,204710^{-6} \text{ m}^2$, e a corrente máxima permitida neste caso é de 2A (LANGFORD, 1967). As dimensões utilizadas para a bobina estão representadas na Figura 4.5.

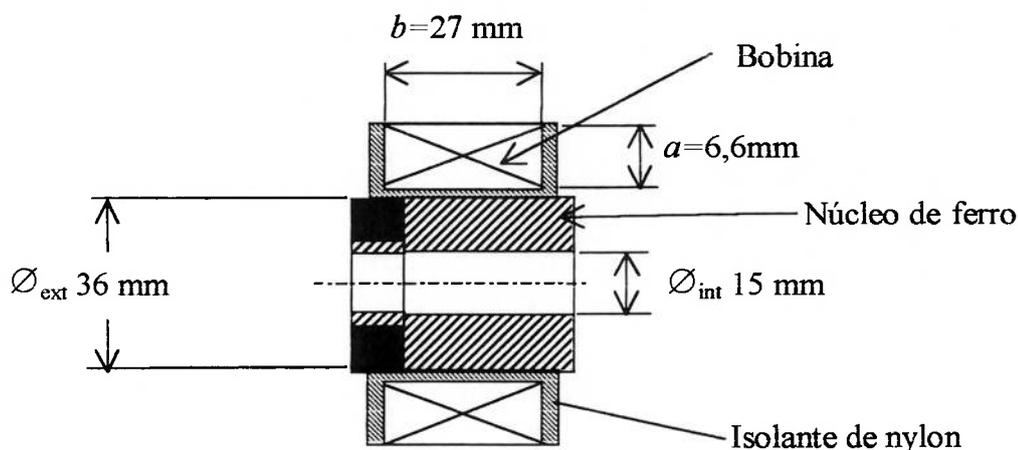


Figura 4.5: Esquema do eletroímã do mancal magnético

4.3.1 Determinação do número de espiras (N) da bobina

A quantidade de espiras da bobina foi determinada experimentalmente da seguinte maneira:

- Na primeira etapa montou-se o eletroimã representado pela Figura 4.5 com uma bobina com 250 espiras e, realizou-se vários ensaios com esta montagem, porém, os resultados da força eletromagnética em função da corrente aplicada na bobina obtidos nos ensaios não foram considerados satisfatórios, ou seja, constatou-se que era necessária elevada intensidade de corrente para obter baixa intensidade de força eletromagnética, ou seja, esta força não é suficiente para manter o rotor do mancal estável axialmente ($f_{em} < f_{mag}$);
- Em decorrência disto, optou-se por dobrar o valor do número de espiras da bobina e, novamente foram realizados vários ensaios com esta nova montagem, e os resultados obtidos para a força eletromagnética em função da corrente aplicada na bobina foram considerados satisfatórios, ou seja neste caso $f_{em} > f_{mag}$, estes resultados e também a maneira como foram obtidos são apresentados adiante.

4.3.2 Simulações do eletroimã

As simulações do eletroimã foram realizadas no software (FLUX2D) da seguinte maneira:

- Desenho da geometria do eletroimã. Devido a simetria do eletroimã foi utilizado simetria axi-simétrica para o desenho da geometria a ser analisada (Figura 4.6);
- Subdivisão da geometria em várias partes, que são os elementos finitos (geração da malha). A geração da malha é feita respeitando as fronteiras e com concentrações maiores de elementos nas regiões onde se espera maior concentração do campo magnético;
- Especificação das propriedades físicas dos materiais que constituem o eletroimã;
- Imposição dos valores das fontes de campo no objeto (densidade de corrente elétrica na bobina);
- Imposição das condições de contorno pertinentes ao fenômeno e ao objeto analisado. A condição de contorno utilizada é a de Dirichlet com o valor do potencial magnético de 0 Wb/m;

- Nesta etapa é efetuada a formulação matemática, oriunda da aplicação do método dos elementos finitos, isto resulta na montagem de um sistema de equações, lineares ou não lineares, dependendo do estudo a ser realizado e de ordem igual ao número de nós (vértices dos elementos) da malha de elementos finitos;
- Exploração dos resultados para análises: da força eletromagnética gerada pelo eletroímã em função da corrente mantendo-se o entreferro constante e traçado das linhas de campo magnético do eletroímã.

O resultado apresentado pelas simulações para a força eletromagnética em função da corrente é apresentado na Figura 4.9. A Figura 4.7 mostra as linhas de campo magnético produzidas pelo eletroímã. Nesta figura observa-se que o eletroímã possui grande parte do circuito magnético fechado pelo ar.

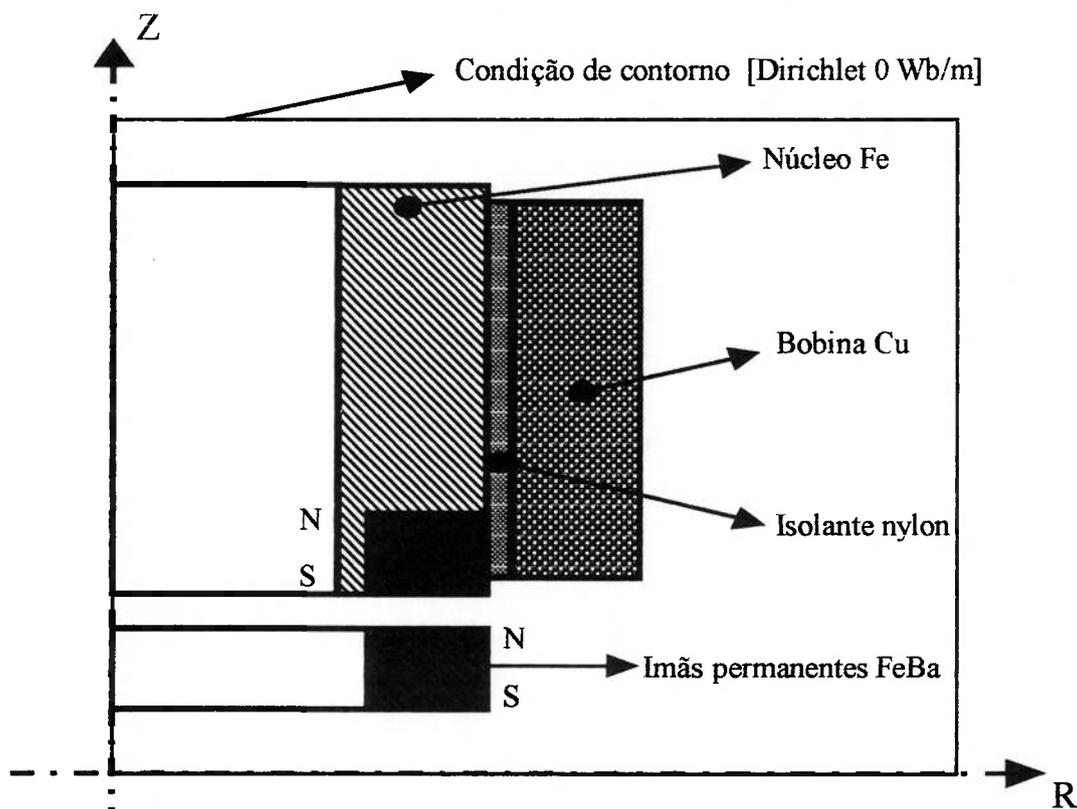


Figura 4.6: Desenho da geometria do eletroímã (simetria axi-simétrica)

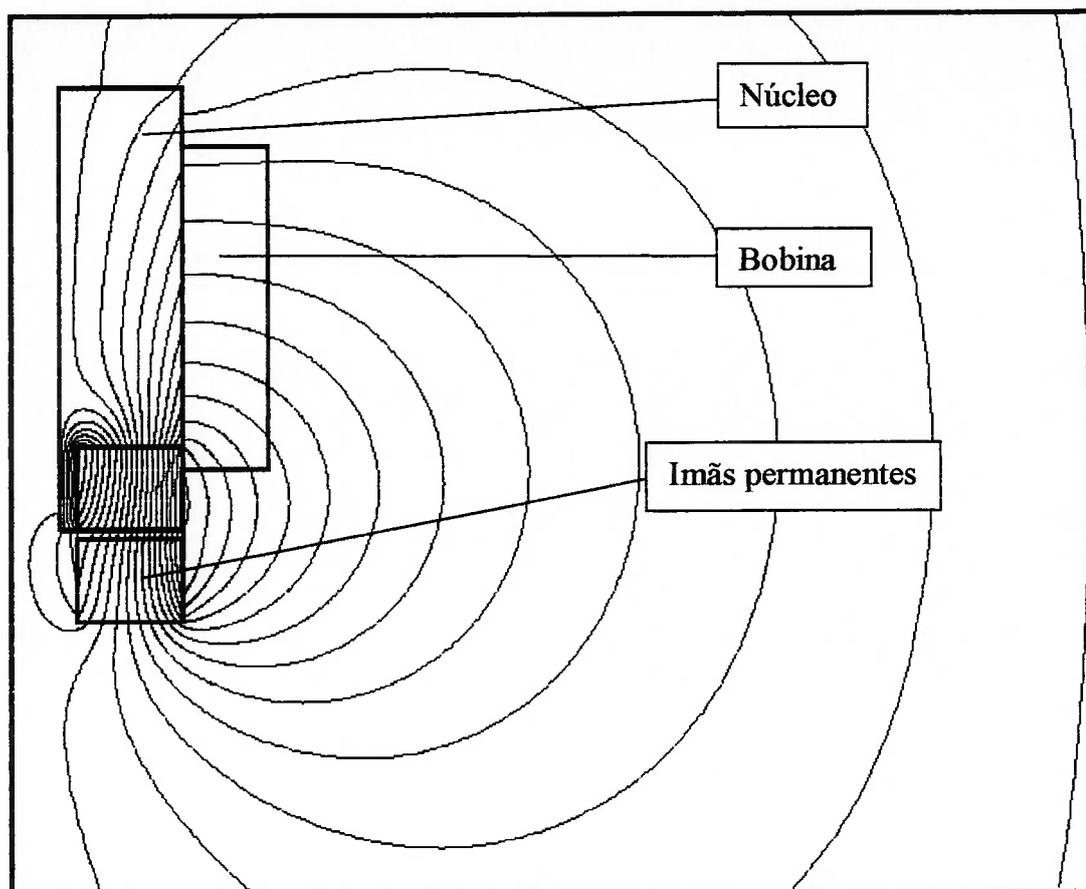


Figura 4.7: Linhas de campo magnético do eletroímã

4.3.3 Determinação da constante eletromagnética k_t

A constante k_t , que relaciona a força eletromagnética com a corrente elétrica aplicada no eletroímã, mantendo o entreferro constante, é determinada experimentalmente da seguinte maneira:

- O eletroímã é fixado em um suporte e é alimentado por uma fonte de corrente contínua (Figura 4.8);
- A força eletromagnética em função da corrente é determinada para o ponto de operação do mancal, ou seja, para um entreferro de 0,5mm.

A análise da equação para a força eletromagnética encontrada em (FALCONE, 1985, ORSINI, 1984 e SLOCUM, 1992), mostra que: a força eletromagnética diminui na razão inversa do quadrado do entreferro, ou seja, é uma força não linear, portanto, em decorrência disso é fixado um ponto de operação para o mancal. Para este ponto é adotado por conveniência o mesmo valor da folga entre os ímãs permanentes (0,5 mm) cujo critério de adoção já foi discutido anteriormente. Esta distância é mantida constante utilizando folhas de papel entre o eletroímã e um alvo constituído por um ímã permanente (Figura 4.8);

- Aplica-se corrente na bobina para manter o peso de valor conhecido suspenso, então diminui-se a corrente até que o peso caia e, lê-se o valor desta corrente. Com os resultados destes ensaios construiu-se a Tabela 4.2. Aplicando o método dos mínimos quadrados com um polinômio de primeiro grau nos resultados obtidos experimentalmente, construiu-se o gráfico da força eletromagnética em função da corrente (Figura 4.9). Através desta figura pode-se observar que os resultados obtidos experimentalmente estão próximos aos obtidos utilizando o método dos elementos finitos;
- A constante k_t é o coeficiente angular da reta do gráfico da Figura 4.9.

Obs: os resultados apresentados na Tabela 4.2 desconsideram as forças de atração magnéticas entre os ímãs permanentes que já são conhecidas.

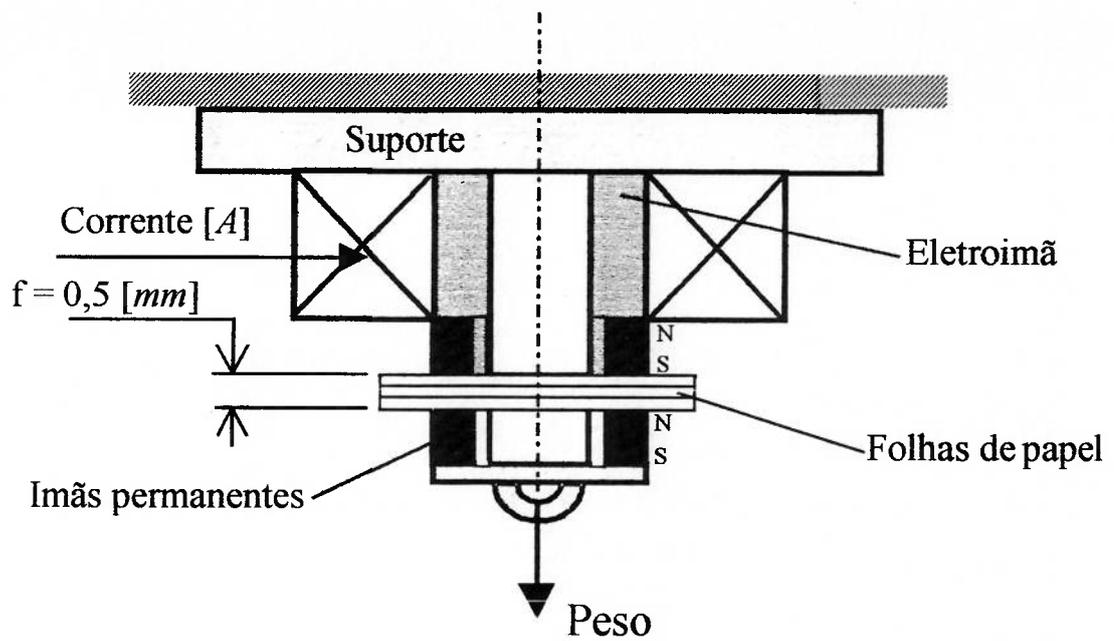


Figura 4.8: Esquema do dispositivo para determinação da força eletromagnética em função da corrente

Corrente [A]	Força [N]
0	0
0,5	0,6
1,0	0,9
1,5	1,6
2,0	2,2
2,5	2,5
3,0	3,0

Tabela 4.2: Dados experimentais da força eletromagnética e da corrente

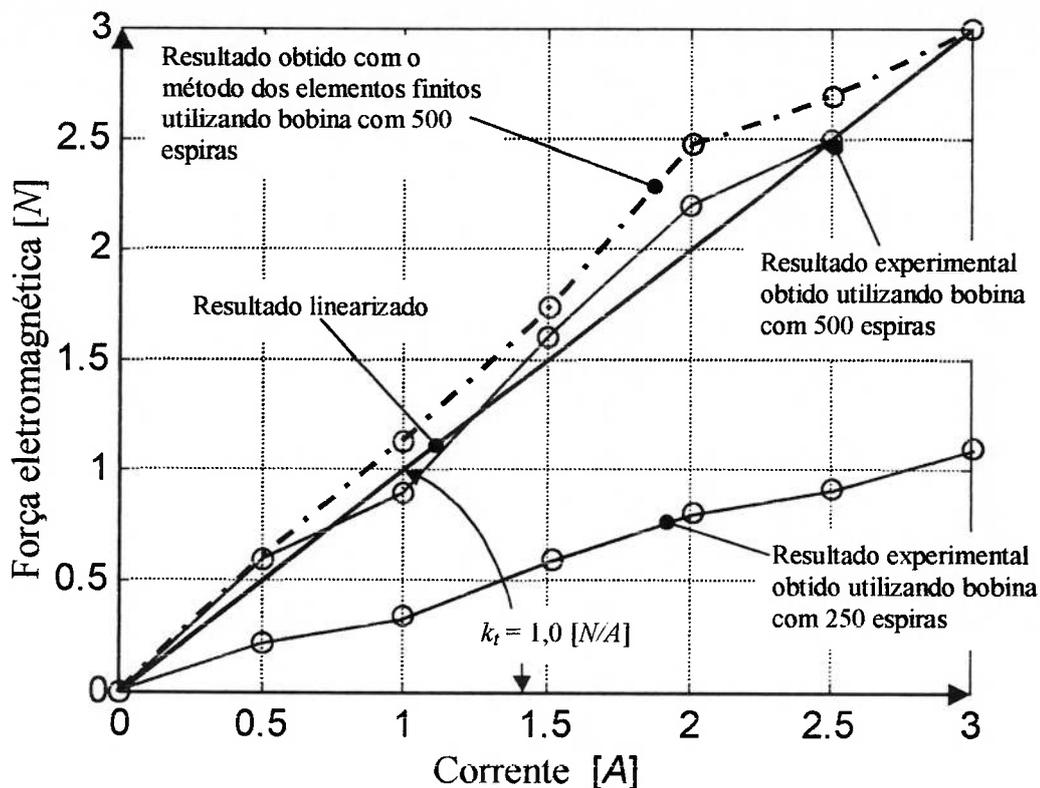


Figura 4.9: Força eletromagnética em função da corrente (entreferro 0,5 [mm])

4.3.4 Cálculo da indutância e resistência da bobina

O cálculo da indutância e resistência para bobinas cilíndricas com espiras circulares é dado por (KURT GIEK, 1992):

$$L = 1,05 \cdot D \cdot N^2 \sqrt{\left(\frac{D}{u}\right)^3} \quad (4.1)$$

$$R = \frac{N \cdot \rho \cdot l_m}{A} \quad (4.2)$$

onde:

$$l_m = l_0 + \pi \cdot a \quad (4.3)$$

onde, D é o diâmetro médio da bobina, N o número de espiras, u o perímetro do fio da bobina, ρ a resistividade do cobre, l_m comprimento médio do fio enrolado na bobina, l_o o comprimento interno do enrolamento, b a largura da bobina, a a espessura do enrolamento e A a seção transversal do fio (Figura 4.10).

Com as Equações 4.1 ~ 4.3 e com os valores apresentados nas Figuras 4.5 e 4.10, determina-se o valor da resistência e indutância da bobina. Os valores calculados considerando duas bobinas (Figura. 4.1) são respectivamente 12Ω e $0,012H$. Estes resultados foram verificados utilizando um multímetro, e os valores medidos foram de 12Ω e $0,01H$ respectivamente.

Para verificar se o tempo de resposta da bobina utilizada é realmente menor do que o tempo de resposta do sistema rotor mais imãs, substituem-se os valores determinados para a resistência (R) e para a indutância (L) da bobina na Equação 3.7 e, os valores da constante magnética (k_h) em conjunto com a massa do rotor mais imãs (M) na Equação 3.5 (a massa do rotor mais imãs medida é de: $M=0,2Kg$). Efetuados os cálculos os tempos de resposta são: $1mseg$ e de $6,6mseg$ para a bobina e para o sistema rotor mais imãs respectivamente.

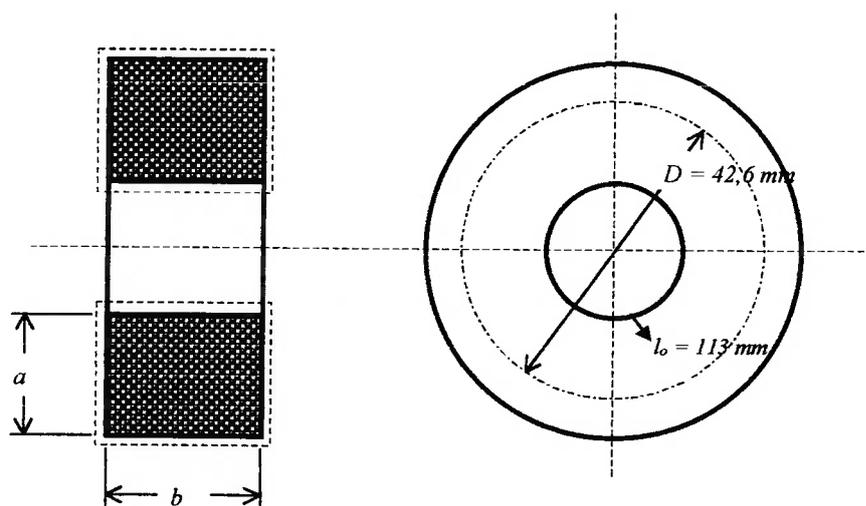


Figura 4.10: Esquema da bobina

4.4 Sensor de posição

O sensor de posição utilizado é um sensor indutivo do tipo corrente parasita analógico de forma tubular, que fornece na sua saída uma tensão proporcional à variação da distância mediada. Este sensor apresenta linearidade de $\cong 1\%$ em uma faixa de $-5V$ à $+5V$, e possui um ganho k_m de $5V/mm$. Este ganho foi considerado satisfatório para aplicação direta do sinal de saída do sensor sem a necessidade de amplificação. A Figura 4.11 mostra um gráfico da tensão aplicada em Volts em função da saída do sensor em mm. Este gráfico é fornecido pelo fabricante e é válido quando o material do anteparo é aço. Realizou-se ensaios que comprovaram os dados do gráfico fornecido.

O sinal de saída do sensor apontado para um alvo parado é mostrado na Figura 4.12, analisando esta figura observa-se que a amplitude do ruído é de aproximadamente $0,3\mu m$. Os dados técnicos do sensor estão apresentados na Tabela 4.3.

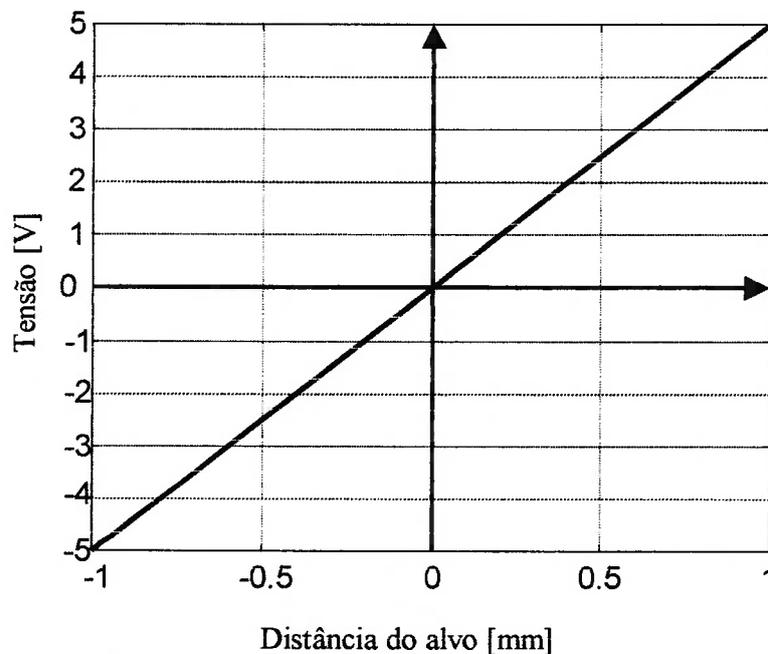


Figura 4.11: Faixa de medição linear do sensor (fonte: Applied Electronics Corp Japan)

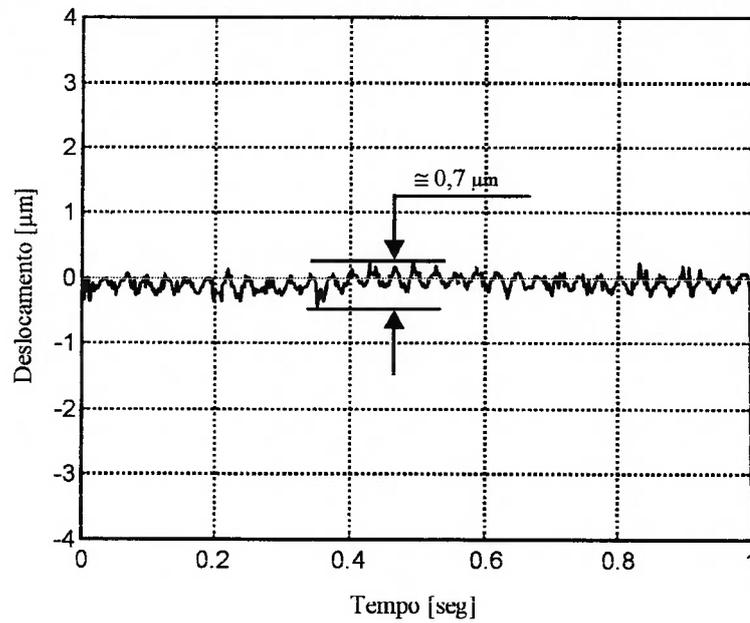


Figura 4.12: Sinal de saída do sensor apontado para um alvo parado

Tensão de alimentação	$\pm 12 \text{ VDC}$
Tensão de saída à mínima distância	-5V
Tensão de saída à máxima distância	+5V
Faixa de distância perceptível pelo sensor	0---2 mm
Espessura do alvo recomendável	> 0,2 mm
Diâmetro da ponta	4 mm

Tabela 4.3: Dados técnicos do sensor indutivo de proximidade

4.5 Amplificador de tensão

A Figura 3.4 mostra um amplificador com um ganho k_a localizado entre a saída do controlador e a entrada da bobina. Este amplificador é necessário pois o sinal de saída do controlador é muito baixo (da ordem de alguns miliVolts), e é solicitado cerca de 12V para acionar a bobina. Este amplificador possui um ganho de 10V, sendo alimentado com uma tensão contínua de $\pm 30V$. Para a medição do ganho do amplificador foi realizado um ensaio em laboratório da seguinte maneira: utilizando um gerador de funções aplica-se na entrada do amplificador um sinal de onda quadrada com amplitude de 0,1V, e mede-se a amplitude do sinal de saída do amplificador utilizando um osciloscópio. Com os resultados dos ensaios construiu-se o gráfico da Figura 4.13, que mostra a amplitude dos respectivos sinais de entrada e de saída em Volts em função do tempo em segundos.

Utilizando o mesmo procedimento citado para obter o gráfico da Figura 4.13, obteve-se o gráfico da Figura 4.14, esta figura mostra que o tempo de resposta do amplificador à uma entrada em degrau de amplitude 0,1V é de 4 μ seg. Comparando este tempo de resposta com o tempo de resposta da bobina e do sistema rotor mais ímãs mostrados no sub-item 4.3.4, observa-se que pode-se desprezar a dinâmica do amplificador pois esta não interfere no comportamento do sistema.

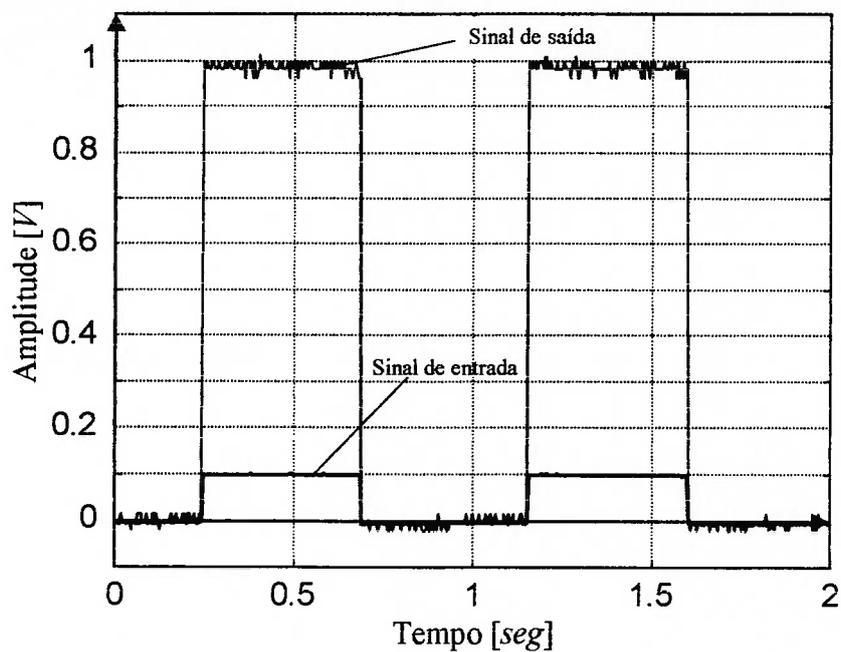


Figura 4.13: Determinação do ganho k_a do amplificador de tensão

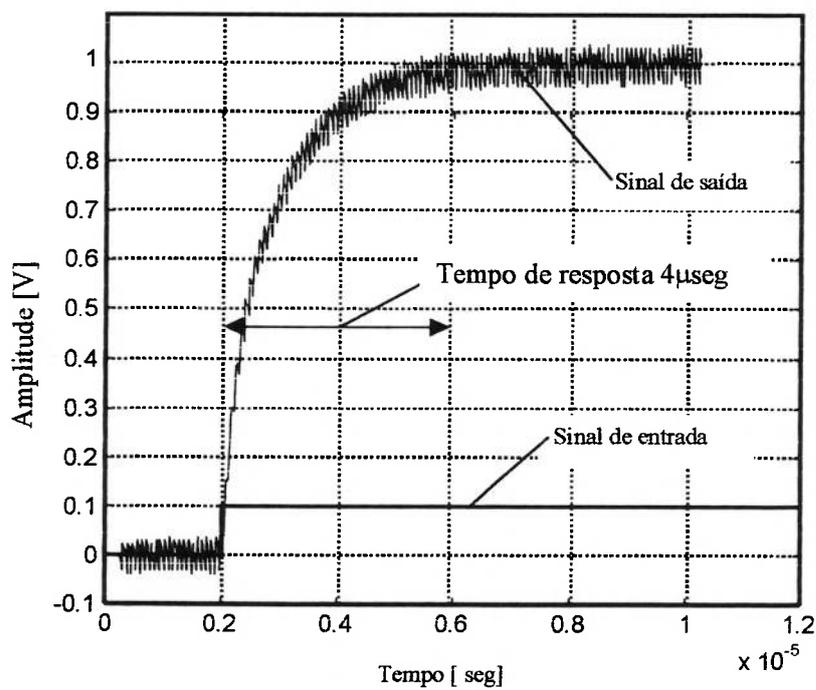


Figura 4.14: Tempo de resposta do amplificador

4.6 Determinação das constantes do controlador PID

4.6.1 Critérios de projeto

Para o projeto do controle PID, ou seja, na determinação das constantes k_p , k_d , k_i e τ apresentadas na Equação 3.8, foram realizadas simulações verificando simultaneamente a característica da resposta à entrada em degrau e a estabilidade do sistema em malha fechada através do método de lugar das raízes

No projeto do controlador são supostas condições ideais de operação, isto é, não é considerada a não linearidade do processo, ou seja, é suposto que o sistema está atuando dentro de uma faixa linear e em torno de um ponto de equilíbrio.

4.6.2 Análise da resposta à entrada em degrau

Na maioria dos casos práticos, as características de desempenho desejadas de sistemas de controle são especificadas em termos da resposta transitória para uma entrada em degrau unitário. É desejável que a resposta transitória seja suficientemente rápida e suficientemente amortecida, contudo, estes dois critérios são conflitantes, ou seja, se diminuirmos um deles, o outro necessariamente aumentará (OGATA, 1982). Em mancais magnéticos, uma das principais características que deve ser aprimorada é a rigidez e, esta está relacionada com o tempo de acomodação do sistema em malha fechada. Na escolha dos parâmetros do controlador minimiza-se o tempo de acomodação para aumentar a rigidez em detrimento do sobre sinal.

4.6.3 Análise da estabilidade do sistema em malha fechada através do método do lugar de raízes

Uma característica importante para um sistema de controle é que ele seja estável. Isto significa que, se uma entrada finita é aplicada ao sistema de controle, então a saída deverá ser também finita. Para sistemas lineares, as características de estabilidade podem ser definidas em termos da localização dos pólos da função de transferência de malha fechada.

A condição necessária e suficiente para um sistema ser estável é que todos os pólos da equação característica tenham parte real negativa. Isto significa que todos os pólos da equação característica estão localizados no semiplano esquerdo do plano- s . Um método muito utilizado para verificação da estabilidade de sistemas é o critério de Routh-Hurwitz (BISHOP; DORF, 1998). Contudo, o critério de Routh-Hurwitz apenas possibilita saber se o sistema possui todas as raízes no semiplano esquerdo do plano- s (indica estabilidade absoluta). Frequentemente é necessário saber quão próximo o sistema estável está de se tornar instável, isto é, sua estabilidade relativa. Para obter esta informação é necessário saber qual a proximidade das raízes do eixo imaginário. Isto pode ser feito deslocando-se o eixo para a esquerda de algum valor e descobrindo se o deslocamento resulta em um sistema instável medido em relação ao novo eixo (BOLTON, 1995).

Os ganhos do controlador foram ajustados até que surgisse um par de pólos complexos conjugados dominantes localizados não muito próximo à esquerda do eixo imaginário. Vale lembrar que se há pólos complexos conjugados dominantes perto do eixo imaginário, a resposta transitória pode apresentar oscilações excessivas ou ser muito lenta.

A função de transferência $G_c(s)$ final obtida para o controlador PID é dada por:

$$G_c(s) = \frac{V(s)}{E(s)} = \left(7,857 + \frac{424,8}{s} + \frac{0,0515s}{2,2 \cdot 10^{-4}s + 1} \right) \quad (4.4)$$

Cabe observar que existem outras regras e critérios utilizados para determinação dos parâmetros de um controlador PID, tais como: as regras de Ziegler-Nichols e o critério ITAE (*integral-of-time-multiplied absolute-error*).

A primeira regra de Ziegler-Nichols somente é utilizada em plantas que não envolvem nem integrador(es) nem pólos complexos conjugados dominantes (ASTRÖM, 1988). Utilizando as Equações 3.4 e 3.7 obtém-se a seguinte função de transferência que representa a dinâmica da bobina e do rotor mais imãs:

$$G_p(s) = \frac{2k_t}{ML} \frac{1}{\left(s^2 + \frac{k_h}{M}\right)\left(s + \frac{R}{L}\right)} \quad (4.5)$$

A análise da Equação 4.5 mostra que existem dois pólos complexos conjugados dominantes localizados sobre o eixo imaginário, pois como foi mencionado no item 3.4 o pólo R/L representa a frequência natural da bobina e é localizado o mais distante possível à esquerda do eixo imaginário. Portanto, neste caso não se aplica o primeiro critério de Ziegler-Nichols.

Para utilização da segunda regra de Ziegler-Nichols primeiro impõe-se: $k_i \rightarrow 0$ e $k_d = 0$ e, usando a ação de controle proporcional somente, aumenta-se o valor de k_p desde zero até um valor crítico (k_{cr} ganho crítico) onde a saída começa a exibir oscilações mantidas (amplitude e frequência constantes). Porém, se a saída não exibir oscilações mantidas para qualquer que seja o valor que k_p possa assumir, então esta segunda regra não se aplica (ASTRÖM, 1988).

Utilizando as Equações 3.8 e 4.5 e fazendo $k_i \rightarrow 0$ e $k_d = 0$, obtém-se a seguinte função de transferência em malha fechada para o sistema, ou seja:

$$G(s)_{mf} = \frac{2k_p k_t}{ML} \frac{1}{s^3 + \frac{R}{L}s^2 + \frac{k_h}{M}s + \left(\frac{2k_p k_t + k_h R}{ML}\right)} \quad (4.6)$$

A equação característica do sistema dado pela Equação 4.6 é dada por:

$$s^3 + \frac{R}{L}s^2 + \frac{k_h}{M}s + \left(\frac{2k_p k_t + k_h R}{ML} \right) = 0 \quad (4.7)$$

A matriz de Routh para esta equação característica torna-se (OGATA, 1982):

$$\begin{array}{l} s^3 \\ s^2 \\ s^1 \\ s^0 \end{array} \left| \begin{array}{cc} 1 & \frac{k_h}{M} \\ \frac{R}{L} & \left(\frac{2k_p k_p + k_h R}{ML} \right) \\ \frac{k_h}{M} - \frac{L}{R} \left(\frac{2k_p k_p + k_h R}{ML} \right) & 0 \\ \left(\frac{2k_p k_p + k_h R}{ML} \right) & 0 \end{array} \right. \quad (4.8)$$

O valor de k_p (crítico) que torna o sistema marginalmente estável de modo que a oscilação mantida ocorra pode ser obtido pelo uso do critério de estabilidade de Routh (OGATA, 1982).

Igualando o coeficiente $a_{1,4}$ da matriz de Routh a zero, obtém-se:

$$k_{p\text{critico}} = -\frac{k_h R}{2k_t} \quad (4.9)$$

Como as constantes k_h , k_t e R são positivas, o ganho crítico não existe e o sistema não exibirá oscilações mantidas e, por conseguinte a segunda regra de Ziegler-Nichols não se aplica.

Para utilização do critério ITAE a função de transferência do sistema em malha fechada pode possuir n pólos porém não deve ter nenhum zero (BISHOP; DORF, 1998). Utilizando as Equações 3.8 e 4.5 obtém-se a seguinte função de transferência e malha fechada para o sistema:

$$G(s)_{mf} = \frac{a_1 s^2 + a_2 s + a_3}{s^5 + b_1 s^4 + b_2 s^3 + b_3 s^2 + b_4 s + b_5} \quad (4.10)$$

onde:

$$a_1 = \frac{2k_t}{ML} \left(k_p + \frac{k_d}{\tau} \right) \quad (4.11)$$

$$a_2 = \frac{2k_t}{ML} \left(k_i + \frac{k_p}{\tau} \right) \quad (4.12)$$

$$a_3 = \frac{2k_t k_i}{ML\tau} \quad (4.13)$$

$$b_1 = \left(\frac{R}{L} + \frac{1}{\tau} \right) \quad (4.14)$$

$$b_2 = \left(\frac{k_h}{M} + \frac{R}{L\tau} \right) \quad (4.15)$$

$$b_3 = \frac{1}{\tau} \left(\frac{k_h R}{ML} + \frac{k_h}{M\tau} + \frac{2k_t}{ML} \left(k_p + \frac{k_d}{\tau} \right) \right) \quad (4.16)$$

$$b_4 = \frac{1}{\tau} \left(\frac{k_h R}{ML\tau} + \frac{2k_t}{ML} \left(\frac{k_p}{\tau} + k_i \right) \right) \quad (4.17)$$

$$b_5 = \frac{2k_t k_i}{ML\tau} \quad (4.18)$$

Analisando a Equação 4.10 observa-se que o sistema possui dois zeros e, conseqüentemente o critério ITAE também não é recomendável neste caso.

Todos os parâmetros do mancal e os respectivos valores estão apresentados na Tabela 4.4.

O diagrama de blocos do sistema de controle foi apresentado na Figura 3.4. Através dele determinou-se a função de transferência em malha aberta $G_0(s)$ e a função de transferência em malha fechada $T(s)$.

Utilizando as Equações 3.8, 3.9 e 3.10 e, substituindo os valores apresentados na Tabela 4.4 nessas Equações, obtém-se a função de transferência do ramo direto $G_0(s)$ que relaciona à saída da planta $X(s)$ com à entrada do controlador $E(s)$.

$$G_0(s) = \frac{X(s)}{E(s)} = \left(\frac{2 \times 10^6 s^2 + 3 \times 10^8 s + 1,6 \times 10^{10}}{s^5 + 5545s^4 + 4,6 \times 10^6 s^3 + 1,2 \times 10^8 s^2 + 1 \times 10^{11} s} \right) \quad (4.19)$$

A função de transferência em malha fechada $T(s)$ que relaciona à saída $X(s)$ da planta com à entrada de referência $X_{ref}(s)$ do sistema é dada por:

$$T(s) = \frac{X(s)}{X_{ref}(s)} = \left(\frac{1 \times 10^{10} s^2 + 1,5 \times 10^{12} s + 6 \times 10^{13}}{s^5 + 5545s^4 + 4,5 \times 10^6 s^3 + 1 \times 10^{10} s^2 + 1,6 \times 10^{12} s + 8 \times 10^{13}} \right) \quad (4.20)$$

Através da função de transferência em malha fechada dada pela Equação 4.20, foi construído o gráfico do lugar de raízes Figuras 4.15a e 4.15b. Verifica-se, através destas figuras, que o sistema é estável, pois todos os pólos estão no semiplano esquerdo de s .

Extraindo as raízes do numerador e do denominador de 4.20, pode-se analisar os valores dos zeros e dos pólos do sistema em malha fechada:

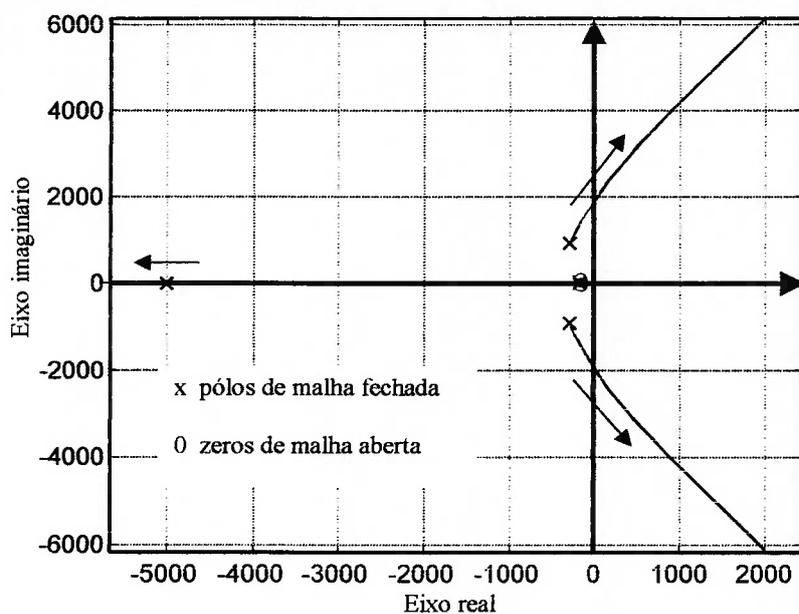
$$\text{Zeros: } -74,7 \pm 49j \quad (4.21)$$

$$\text{Pólos } -5000 ; -176,2 \pm 1366j ; -82,6 \pm 40j \quad (4.22)$$

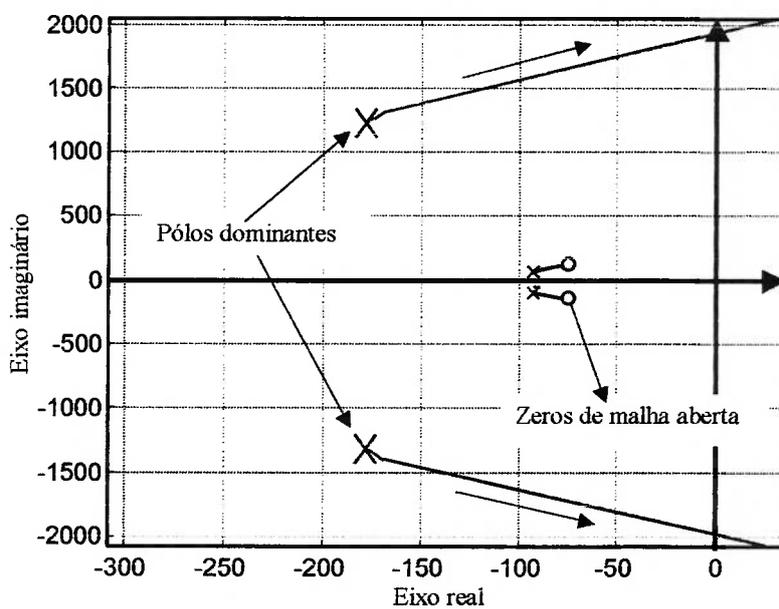
Pelos valores calculados, nota-se que: o sistema possui um par de pólos complexos conjugados dominantes, há um pólo bem a esquerda do plano s e este praticamente não afeta a resposta transitória e os zeros do sistema estão próximos à dois pólos e, isto faz com que o efeito destes pólos sobre a resposta transitória seja relativamente pequeno.

Sistema	Símbolo	Valor	Unidade
Constante Magnética	k_h	$4,5 \times 10^3$	N/m
Constante Eletromagnética	k_t	1,0	N/A
Massa do Rotor	M	0,2	Kg
Ganho do Sensor	$k_s = k_s'$	5×10^3	V/m
Ganho do Amplificador	k_a	10	-
Folga Nominal	x_0	5×10^{-4}	m
Indutância da Bobina	L	0.012	H
Resistência da Bobina	R	12	Ω
Controlador		Valor	Unidade
k_p		7,857	
k_i		424,8	
k_d		0,0515	
τ		$2,2 \times 10^{-4}$	s

Tabela 4.4: Parâmetros do mancal magnético e do controlador



(a) Lugar de raízes em malha fechada



(b) Detalhe do lugar de raízes em malha fechada

Figura 4.15: Lugar de raízes do sistema em malha fechada

Utilizando a função de transferência em malha fechada dada pela Equação 4.20, construiu-se o gráfico da resposta a entrada em degrau unitário como referência (Figura 4.16). Analisando esta figura observa-se que: o tempo de acomodação é por volta de 0.03 seg e o sobre-sinal percentual é de aproximadamente 50%. Neste caso o sobre sinal está alto, mas por outro lado o tempo de acomodação é baixo, isto reflete o conflito citado no sub-item 4.6.2 entre estes dois critérios de desempenho.

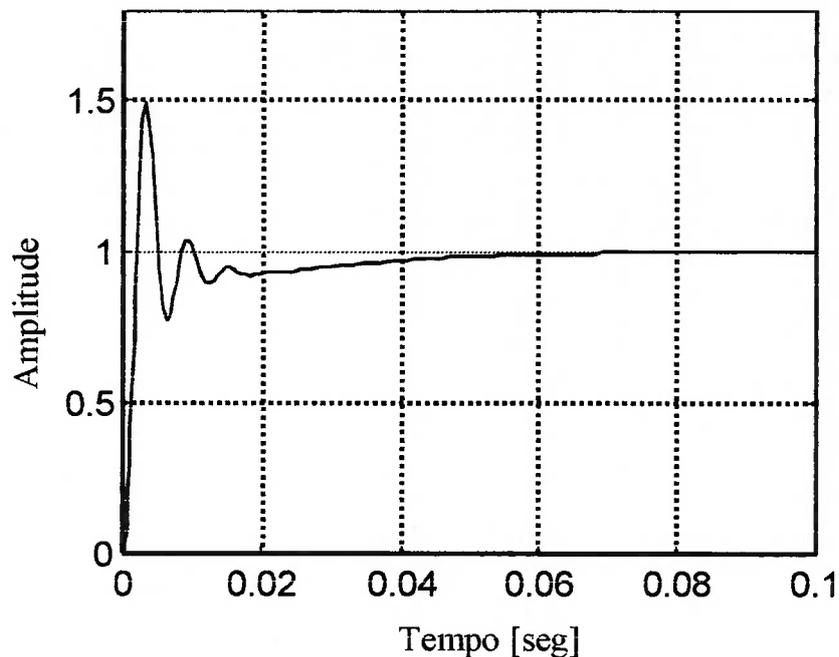


Figura 4.16: Resposta à entrada em degrau unitário

4.6.4 Análise da resposta do sistema à entrada de distúrbios

Utilizando a Equação 3.15, construiu-se o gráfico da resposta à entrada em degrau unitário como distúrbio (Figura 4.17) e o diagrama de Bode para a amplitude da resposta ao distúrbio (Figura 4.18). A ordenada das Figuras 4.17 e 4.18 representam o deslocamento axial x do rotor. Analisando estas figuras observa-se que: o distúrbio é rapidamente atenuado e o sistema possui rigidez axial estática infinita em regime.

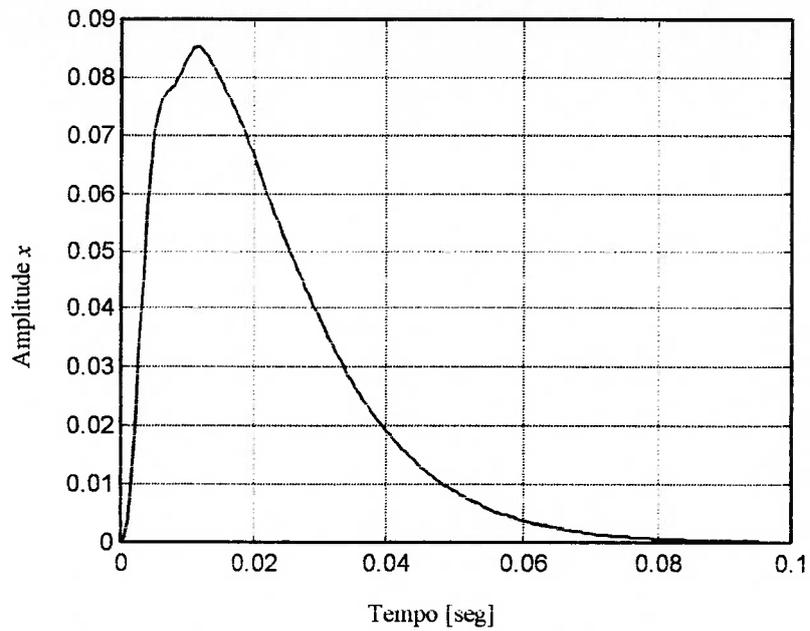


Figura 4.17: Resposta à entrada de distúrbio em degrau aplicado na planta

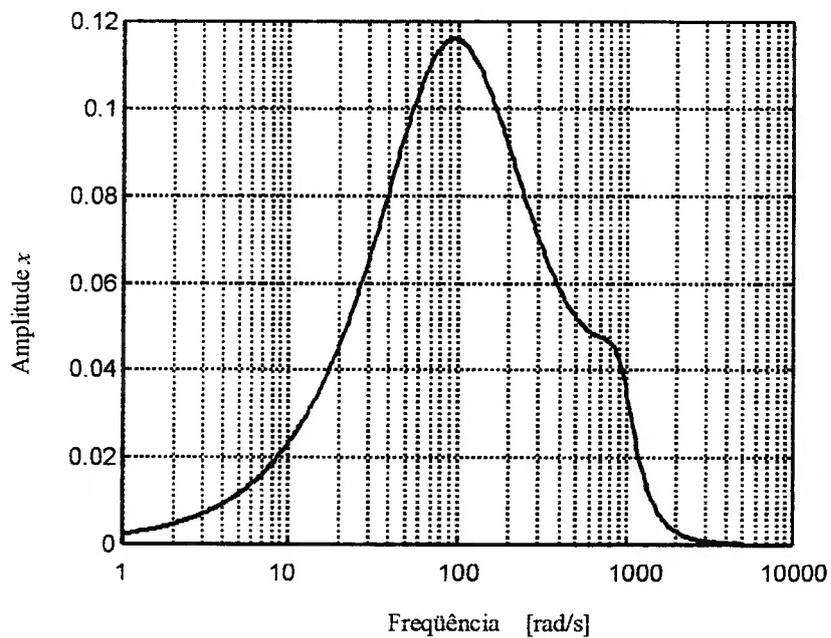


Figura 4.18: Resposta em frequência ao distúrbio

4.7 Experimentos

4.7.1 Desempenho na direção axial

Nesta etapa, é apresentado o protótipo do mancal magnético (Figura 4.19) e, são apresentados vários resultados experimentais obtidos com este protótipo. Os resultados experimentais foram obtidos através da aquisição de dados do sinal de saída da planta, ou seja, do sinal emitido pelo sensor de posição, que mede o deslocamento axial do eixo.

Para a aquisição dos dados da saída do sensor pelo computador, foi utilizado um osciloscópio digital como interface entre estes.

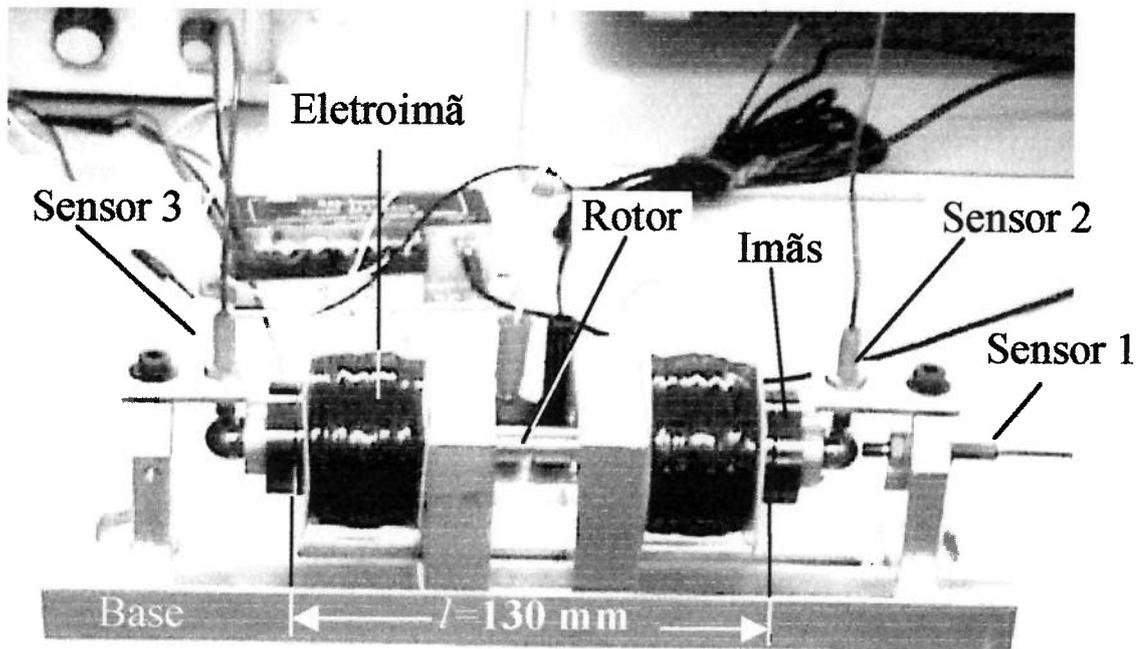


Figura 4.19: Protótipo do mancal magnético

A Figura 4.20 mostra a posição axial x do eixo sem rotação e sem nenhum distúrbio sendo aplicado neste. Observa-se uma vibração contínua com amplitude de

aproximadamente $1\mu\text{m}$. Esta vibração foi causada principalmente por ruídos elétricos gerados pelo sensor (Figura 4.12) e circuitos elétricos do controlador. Este fato indica que o controlador do sistema está posicionando axialmente o eixo com elevada precisão.

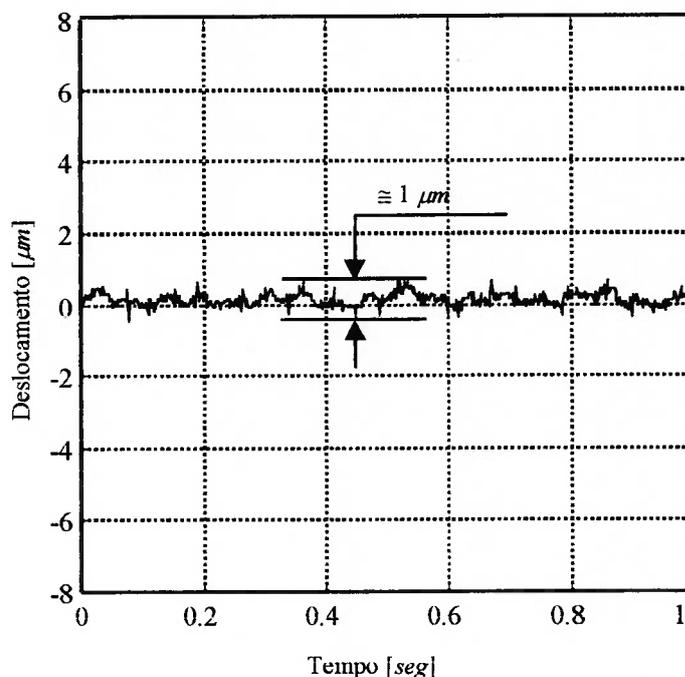


Figura 4.20: Vibrações do eixo na direção axial

4.7.2 Rigidez axial do mancal em malha fechada

A Figura 4.21 mostra a posição axial x do rotor quando submetido a cargas estáticas na direção axial, ou seja, representa a rigidez estática do mancal na direção axial. Analisando esta figura observa-se que: quando a intensidade da força de distúrbio aplicada axialmente sobre o rotor varia de 0 a 5N o deslocamento axial x do rotor é nulo, isto significa que, para esta variação de intensidade de força o mancal possui rigidez axial estática infinita.

A Figura 4.22 mostra a variação da tensão aplicada nas bobinas dos eletroímãs para as mesmas condições da Figura 4.21 em função da variação da força eletromagnética. Esta figura pode ser analisada da seguinte maneira:

- Devido ao aumento na intensidade da força de distúrbio o eixo tende a deslocar-se da posição original de referência causando um determinado erro de posição. Porém, para cancelar este erro de posicionamento a ação de controle integral aumenta a tensão que é aplicada nas bobinas dos eletroímãs e conseqüentemente elevando a intensidade da força eletromagnética, o que faz com que o rotor mantenha-se na posição original de referência, ou seja sem erro em regime;
- Contudo, durante os ensaios realizados para obtenção das Figuras 4.21 e 4.22 observou-se que: se a intensidade da força de distúrbio aplicada axialmente sobre o rotor ultrapassa 5N, o rotor desloca-se da posição de referência, e conseqüentemente aumentando o erro em regime. Nessa condição conforme foi citado a ação de controle integral inicia a ação de correção deste erro de posição aumentando a tensão que é aplicada no eletroímã e que conseqüentemente eleva a intensidade da força eletromagnética. Porém nessa condição (intensidade da força acima de 5N) o rotor não retorna a posição de referência, ou seja, o erro de posição aumenta com o tempo até que o rotor deixa de ser suspenso sem contato e ocorre o choque do rotor em uma das extremidades do mancal. Isto ocorre devido ao sistema tornar-se instável. Há duas possíveis causas que geram esta instabilidade do sistema. A primeira é que pode estar ocorrendo saturação do núcleo do eletroímã, pois a tensão aumenta continuamente e o mesmo não ocorre com a força eletromagnética. A segunda causa é que devido à intensidade da força de distúrbio o rotor desloca-se para uma posição que se encontra fora da região admitida linear para qual os ganhos do controlador foram determinados.

Estas análises mostram que a rigidez axial do mancal em malha fechada depende diretamente da relação entre a tensão aplicada na bobina e a correspondente força eletromagnética gerada pelo eletroímã. Ou seja, para obter-se rigidez axial estática infinita em regime quando ocorrer grandes variações da força de distúrbio aplicada axialmente sobre o rotor, sem causar a instabilidade do sistema é necessário adotar medidas para ampliar o limite de saturação do eletroímã. Especificamente utilizar

eletroímã com circuito magnético fechado pela estrutura ferro magnética (FALCONE, 1985, ORSINI, 1984 e SLOCUM, 1982) e aumentar o número de espiras da bobina.

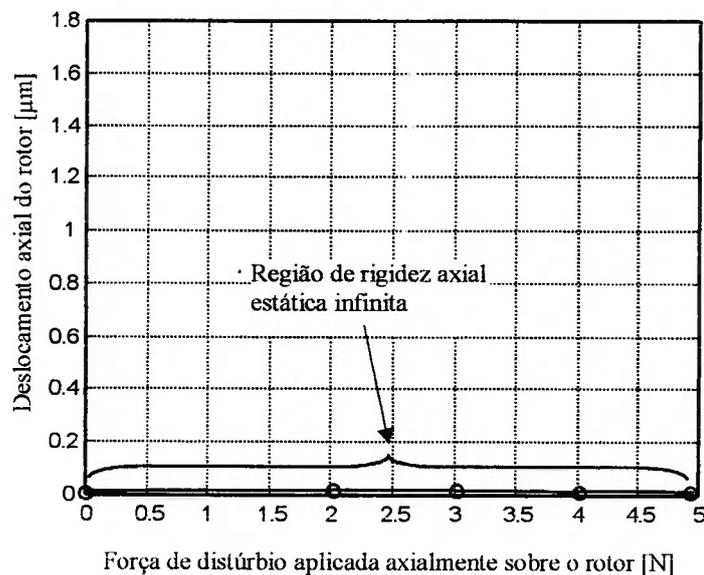


Figura 4.21: Comportamento da rigidez axial estática do mancal magnético em malha fechada

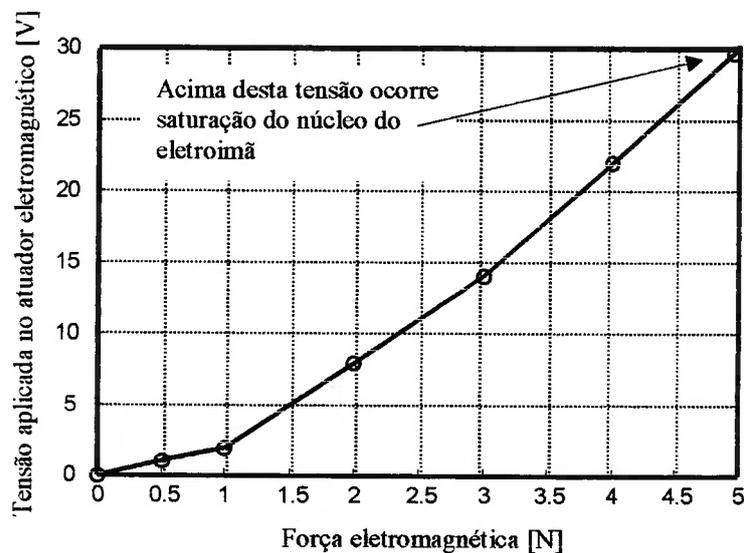


Figura 4.22: Variação da tensão aplicada no eletroímã em função da força eletromagnética

4.7.3 Comportamento transitório do sistema, através de uma entrada em degrau

O controlador do sistema estava equipado com uma entrada para um sinal de referência (posição de referência x_{ref}). Através desta entrada e, utilizando um gerador de funções, aplicou-se uma entrada em degrau com amplitude de 0,08mm. A Figura 4.23, mostra o resultado desta entrada em degrau. O sistema apresenta sobre-sinal, mas em aproximadamente 0.2s, o eixo alcança a posição comandada e mantém a nova posição com uma precisão de 2 μ m. Este resultado mostra a capacidade deste mancal em realizar o posicionamento do eixo de forma rápida e precisa. Tal capacidade abre possibilidade por exemplo para compensar erros sistemáticos de movimento de rotação na direção axial.

Utilizando a função de transferência em malha fechada dada pela Equação 4.20, foi construído o gráfico da resposta a entrada em degrau de 0,08mm de altura. Este resultado teórico é apresentado no mesmo gráfico da Figura 4.23. O resultado teórico apresenta o mesmo sobre-sinal do correspondente experimental. Contudo, observa-se diferença na frequência entre os dois sinais, o resultado experimental possui frequência menor do que o teórico. O tempo de acomodação também é maior para o resultado experimental. Durante os ensaios realizados, foi comprovado que estas diferenças são atribuídas principalmente à sobreposição das oscilações do eixo tanto na direção radial quanto na transversal, sobre o movimento axial do eixo, quando este recebe a entrada em degrau. Foi observado que as oscilações radial e transversal podem ser atenuadas aumentando a rigidez radial do mancal.

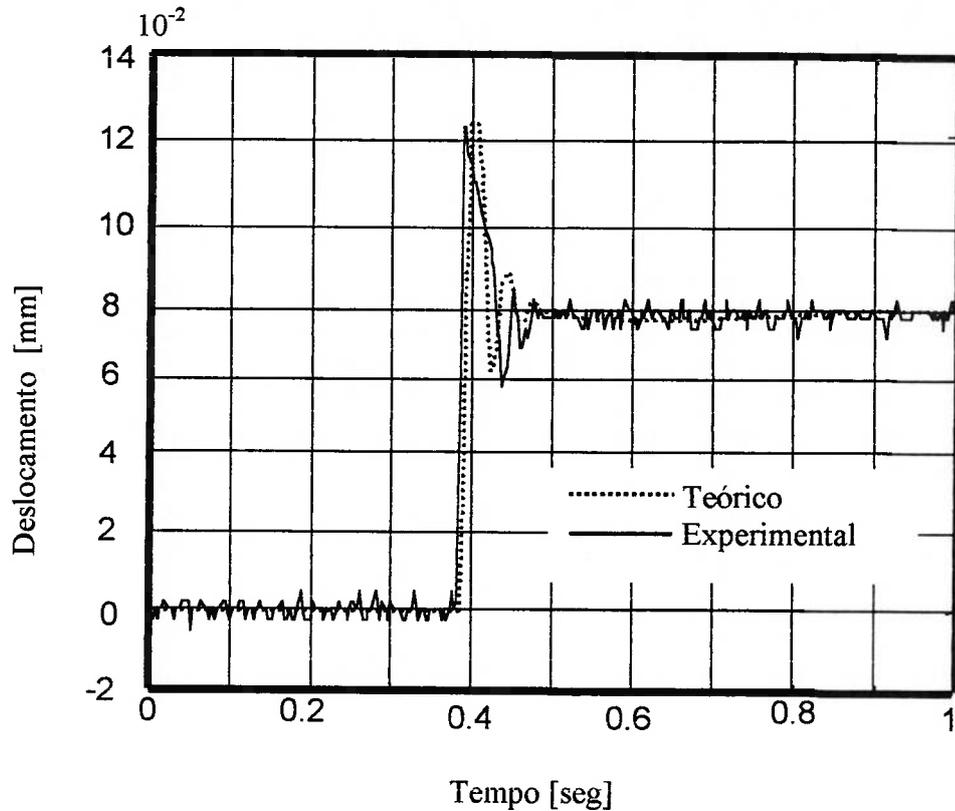


Figura 4.23:Resposta ao degrau

4.7.4 Rigidez radial do mancal magnético

A Figura 4.24 mostra os resultados teórico e experimental da rigidez radial do protótipo. A folga com que o mancal está trabalhando é de 0,5mm e, portanto os resultados apresentados nesta figura, somente são válidos para esta condição.

Verifica-se, por esta figura, que a rigidez radial do mancal, quando os ímãs estão concêntricos é de aproximadamente 9N/mm e a curva apresenta destacada não linearidade e está aumenta conforme aumenta o deslocamento radial do eixo.

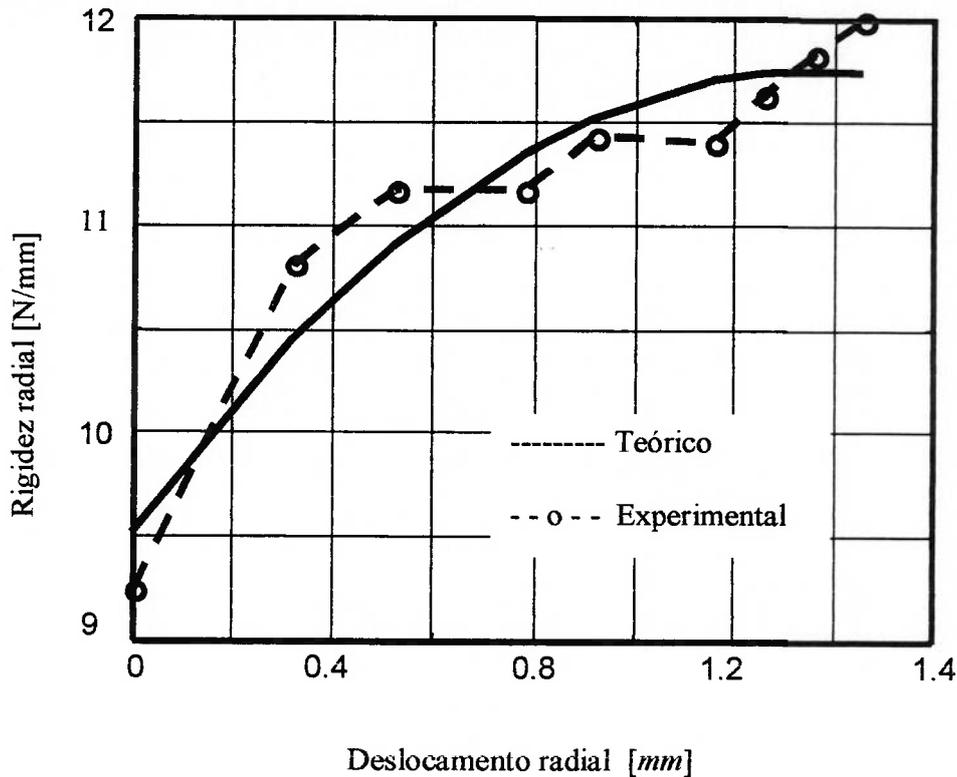


Figura 4.24: Rigidez radial do mancal

4.7.5 Comportamento do eixo em rotação

Em conjunto com o sensor utilizado para medição do deslocamento axial do eixo, o protótipo também foi equipado com dois outros sensores de proximidade, sensor 2 e 3 indicados na Figura 4.19, para medir o deslocamento radial do eixo. A Figura 4.25 mostra as leituras dos sensores nas direções radial e axial (sensores 1, 2 e 3), com o eixo girando à 5,2 rad/s. O eixo mantém-se em uma posição fixa com um erro menor que 2 μ m. Em conjunto com o erro devido aos ruídos elétricos (Figura 4.20), observa-se um erro sincronizado com a rotação. Há duas possíveis causas para este erro. A primeira, é o erro de planicidade e de montagem do alvo que o sensor está medindo. A segunda, é a não-uniformidade da magnetização dos ímãs permanentes que produzem forças cíclicas na direção axial. Fatores similares também poderiam ter dado origem aos erros na

direção radial. Observa-se que os sensores 2 e 3 mediram erros cíclicos, sincronizados com a rotação, com amplitude da ordem de 0,3mm.

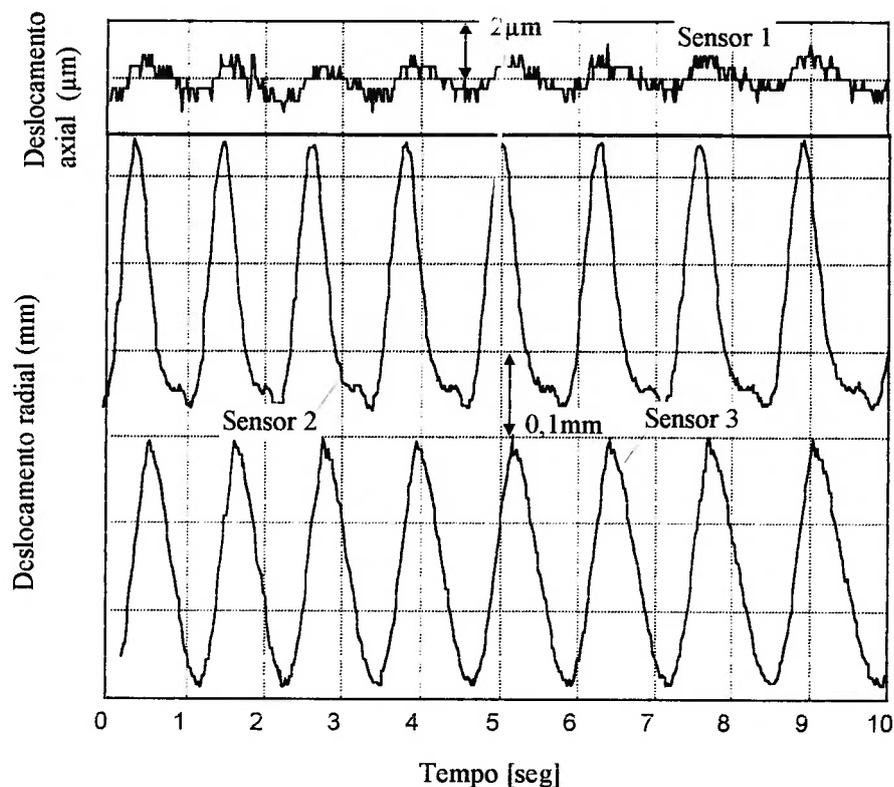


Figura 4.25: Vibrações do eixo à 5,2 rad/s

Medições semelhantes foram repetidas com o eixo girando a 52 rad/s. A Figura 4.26 mostra os resultados. Na direção axial, a amplitude do erro aumentou para aproximadamente $4\mu\text{m}$ indicando que a capacidade de atenuação de vibração do sistema de controle se reduz à medida que aumenta a frequência das componentes acima citadas que deram origem à vibração. Observa-se por outro lado que na direção radial, a amplitude das vibrações se mantiveram próximas a 0,3mm apesar de um aumento de 10 vezes na velocidade rotação do eixo. Isto sugere que as oscilações observadas nas leituras dos sensores 2 e 3 são causadas pelos erros de forma dos alvos contra os quais os sensores foram apontados e também pela não uniformidade da magnetização dos ímãs, ou seja, estas oscilações não dependem da rotação do eixo.

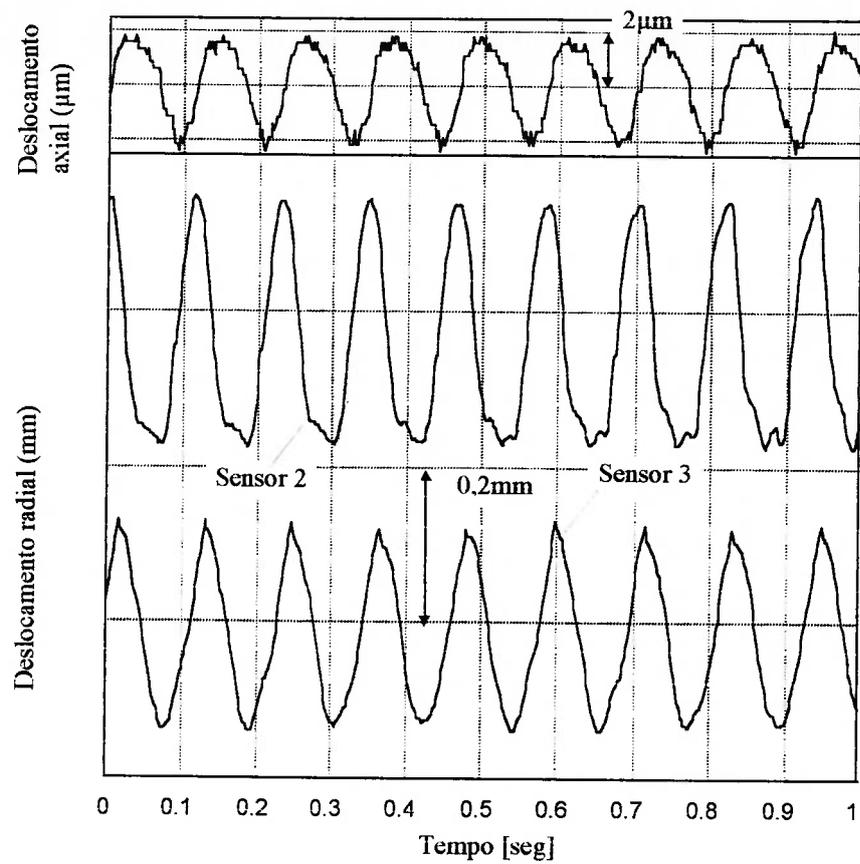


Figura 4.26: Vibrações do eixo à 52 rad/s

Capítulo 5

Melhoria da rigidez radial

5.1 Introdução

A rigidez radial do protótipo do mancal magnético construído utilizando quatro ímãs permanentes é de aproximadamente 9N/mm (Figura 4.24). Esta rigidez é considerada baixa e, portanto este capítulo discute as várias alternativas para aumentar a rigidez radial.

5.1.1 Análises da equação de Yonnet

A equação que determina a rigidez radial entre dois ímãs permanentes em função: da folga, da magnetização, da área da seção transversal, do perímetro, da espessura do ímã e do deslocamento angular na direção radial é apresentada no Capítulo 2 (Equação 2.3). Analisando-a, observa-se que há várias maneiras de aumentar a rigidez radial, ou seja:

- Utilizar ímãs com elevada magnetização. Consegue-se isto utilizando ímãs de terras raras por exemplo os de *SmCo*;
- Quanto as dimensões dos ímãs, pode-se utilizar ímãs com: grande seção transversal, grande perímetro e pequena espessura;
- Trabalhar com pequena folga entre os ímãs.

5.1.2 Aumento na quantidade de ímãs

As propostas apresentadas para a melhoria da rigidez radial são de evidente eficácia e portanto aqui não serão tratadas. Aqui, se propõe uma outra forma simples de melhorar a rigidez radial. Tal solução consiste no aumento da quantidade de ímãs. Trata-se de uma solução simples que requer pequenas alterações no protótipo já construído. Portanto, somente foram acrescentados mais dois ímãs permanentes em cada extremidade do eixo, ou seja, neste novo arranjo, cada ímã permanente fixo ao eixo passa a ter um ímã estacionário em ambos os lados, conforme mostra a Figura 5.1. Nenhuma alteração foi efetuada no eixo e no eletroímã do protótipo.

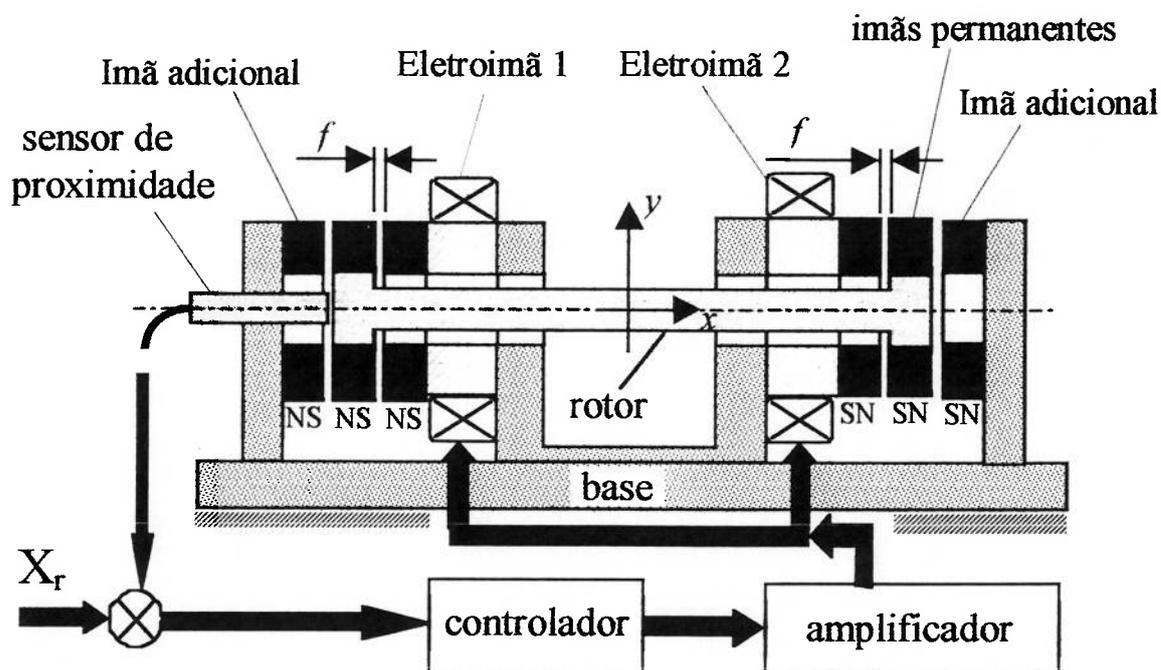


Figura 5.1: Versão do mancal com o uso de seis ímãs permanentes

5.2 Revisão do critério de comprimento mínimo do eixo

Nesta nova configuração, o critério de comprimento mínimo para garantia da estabilidade do eixo, apresentado no Capítulo 2, se mantém o mesmo. Isto porque, se o momento que faz com que o eixo incline (ΣM_i , dado pela Equação 2.10) duplica em função dos dois ímãs adicionais, o mesmo fenômeno também ocorre com o momento de restauração (ΣM_r , dado pela Equação 2.9). E dessa forma, chega-se à mesma conclusão dada pela Equação 2.15.

5.3 Alteração da constante magnética k_h

A constante magnética k_h , determinada experimentalmente no Capítulo 4 para o protótipo com quatro ímãs, passa a ser $2k_h$. Isto porque, a inclusão dos dois ímãs permanentes, apenas duplica a força resultante magnética na direção axial.

As demais constantes do sistema apresentadas na Tabela 4.4 são mantidas sem alterações.

A rigor, as diversas constantes do mancal foram alteradas e em função disso há a necessidade de reprojeto do controlador. Porém as simulações do modelo do mancal mostraram que a alteração do valor da constante k_h pouco afetaria o desempenho do mancal (Figura 5.2) e dessa forma optou-se por utilizar o mesmo controlador descrito na Tabela 4.4.

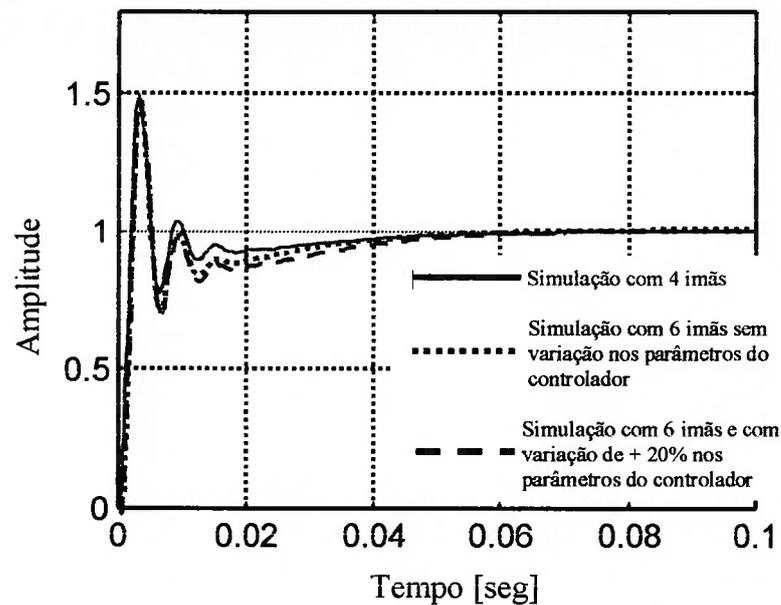


Figura 5.2: Simulações do mancal magnético com 4 e com 6 ímãs com e sem variações nos parâmetros do controlador

5.4 Experimentos com seis ímãs

O protótipo com seis ímãs permanentes é apresentado na Figura 5.3. Dois ímãs adicionais de ferrite de bário montados em uma estrutura de alumínio foram fixados na base do mancal em frente de cada ímã fixo no rotor, estes ímãs possuem as mesmas dimensões dos ímãs fixos no rotor e a polaridade de cada um é ajustada de forma a ter força de atração magnética entre as faces. A seguir são apresentados os vários experimentos obtidos com este protótipo.

5.4.1 Desempenho na direção axial

A vibração axial do eixo sem nenhum distúrbio sendo aplicado sobre ele e sem rotação é apresentada na Figura 5.4. Verifica-se, através desta figura, que o eixo está com uma vibração contínua menor que $1\mu\text{m}$ de amplitude. Estas vibrações são somente

devidas à ruídos elétricos do sensor e do controlador do sistema (Figura 4.12) e não é o eixo que está oscilando axialmente.

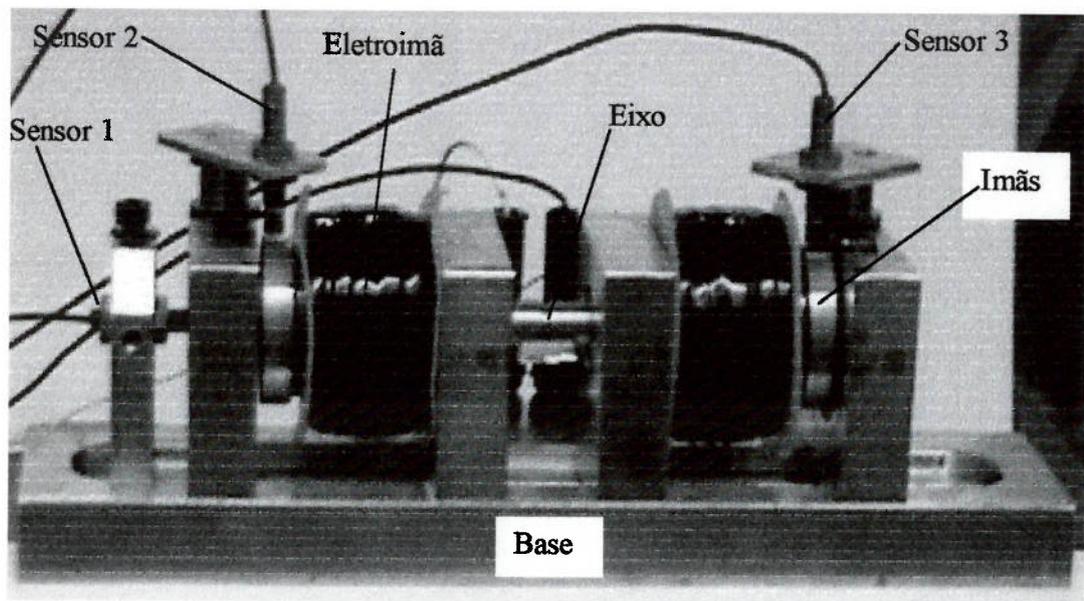


Figura 5.3: Protótipo do mancal magnético com seis ímãs permanentes

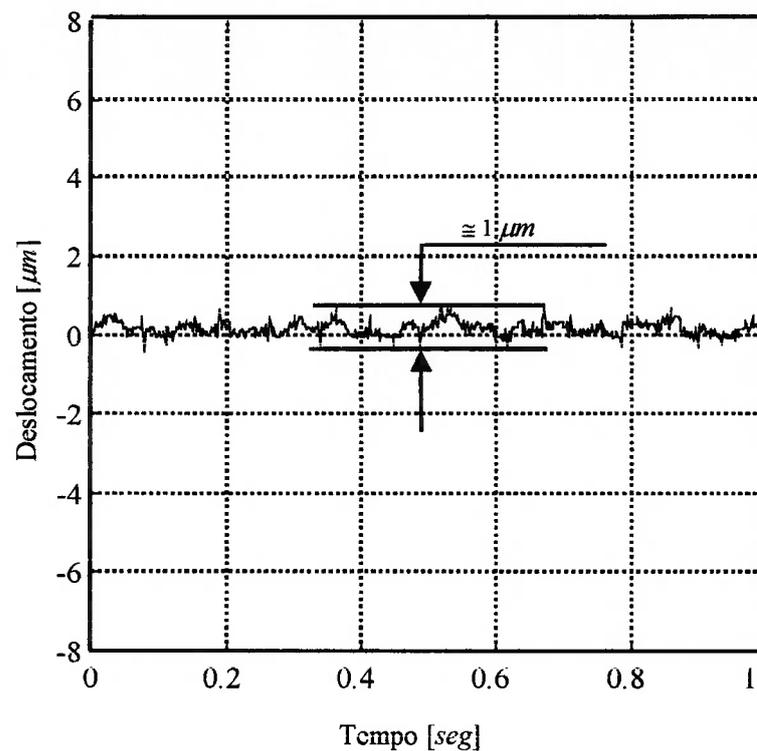


Figura 5.4: Vibrações do eixo na direção axial

5.4.2 Comportamento transitório do sistema, através de uma entrada em degrau

A Figura 5.5 mostra o comportamento do eixo do mancal na direção axial, em ambas as montagens com quatro e seis ímãs, quando é aplicado uma entrada em degrau com altura de 0,08mm. Analisando-a nota-se que a resposta com seis ímãs apresenta menor sobre-sinal e aproximadamente o mesmo tempo de acomodação em relação à de quatro ímãs. Verificou-se que a diminuição do sobre-sinal na montagem com seis ímãs é causada principalmente pelo aumento da rigidez axial passiva.

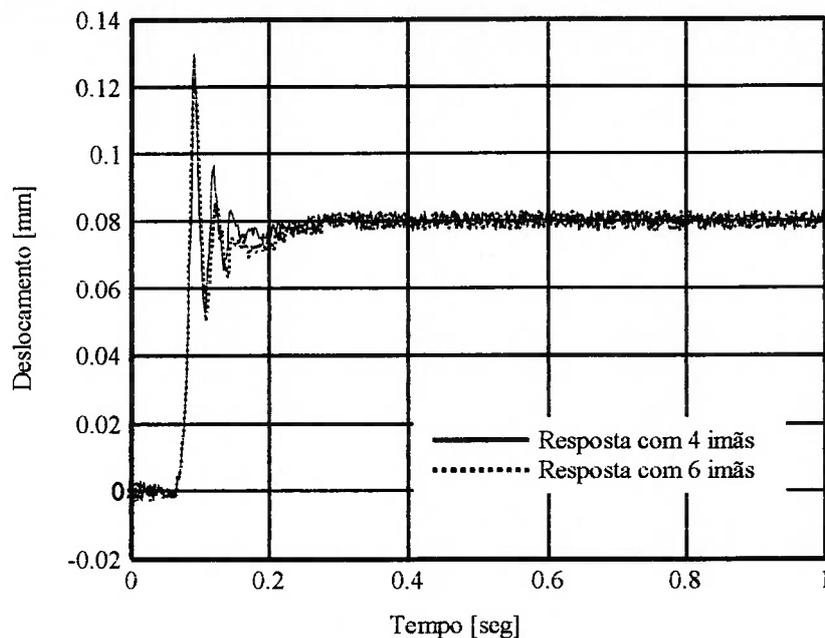


Figura 5.5: Resposta ao degrau com seis e com quatro ímãs permanentes

5.4.3 Rigidez radial do mancal

Conforme previsto, a rigidez na direção radial foi duplicada através da colocação dos dois ímãs adicionais, conforme pode se observar através da Figura 5.6. Na posição de concêntrica entre os ímãs, a rigidez radial vale aproximadamente 18N/mm.

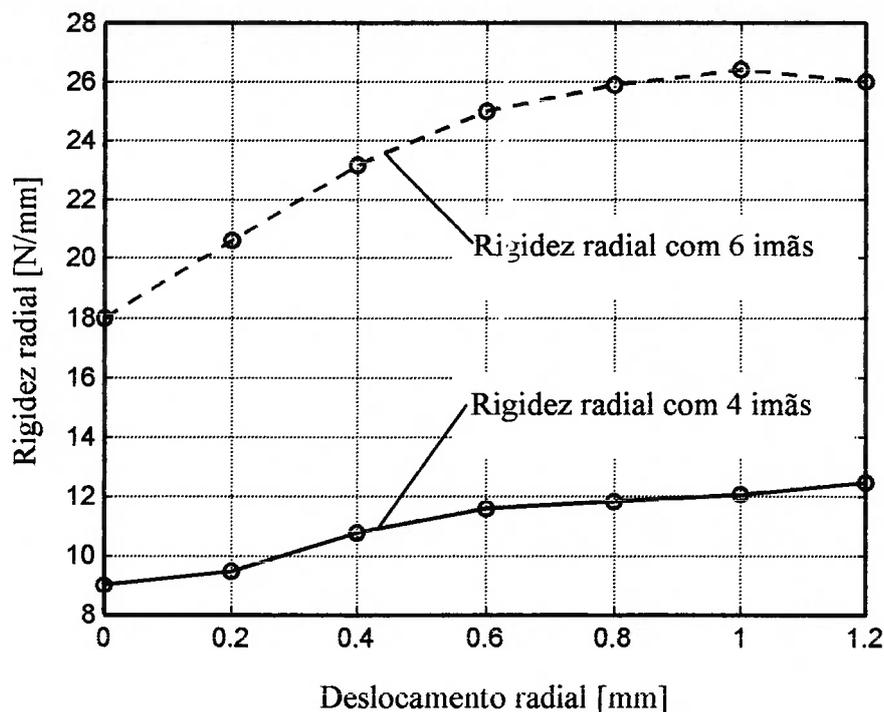


Figura 5.6: Rigidez radial do mancal com quatro e seis ímãs permanentes

5.4.4 Comportamento do eixo em rotação

A Figura 5.7 mostra as leituras dos sensores 1, 2 e 3, com o eixo girando à 52 rad/s. Observa-se pelas leituras dos sensores 2 e 3 que as vibrações na direção radial medem aproximadamente 0,3mm e portanto muito próximas às observadas na configuração com quatro ímãs e apresentadas na Figura 4.25. Observa-se contudo que as curvas relativas aos sensores 2 e 3 apresentadas na Figura 5.7 diferem daquelas da Figura 4.25. Isto é devido à colocação dos ímãs adicionais que exigiu a remoção e a reinstalação dos sensores do mancal, e conseqüentemente alterando a posição do alvo que era medido pelos sensores.

A vibração do eixo na direção axial medida pelo sensor 1, é de aproximadamente 4 μ m, ou seja igual à apresentada com o modelo de quatro ímãs (Figura 4.25).

Estes resultados mostram que as oscilações que ocorrem tanto no modelo de quatro ímãs quanto no de seis ímãs, são devidas somente à erros de forma do alvo que o sensor está medindo e das imperfeições na magnetização dos ímãs, que como já foi citado geram forças axiais cíclicas.

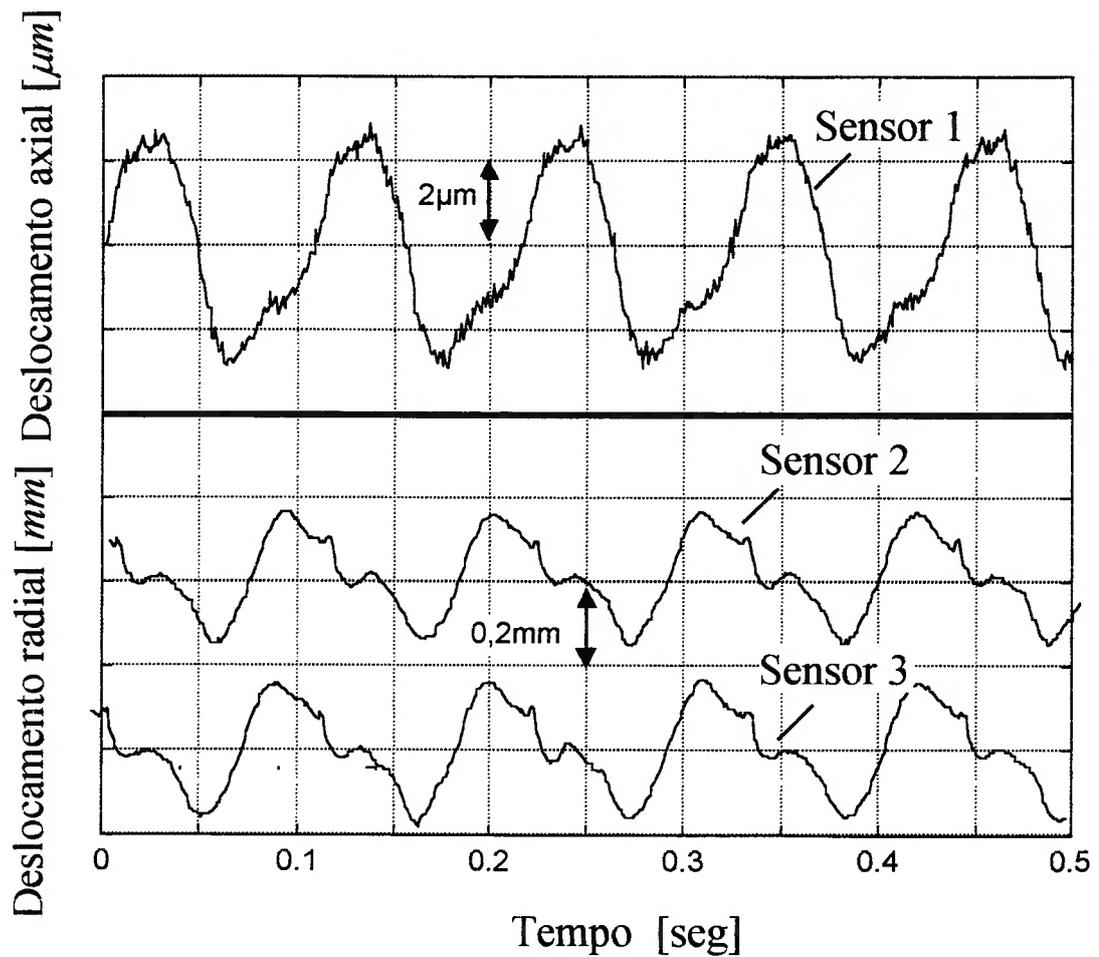


Figura 5.7: Vibrações do eixo à 52 rad/s e com seis ímãs permanentes

Capítulo 6

Conclusões

Este trabalho apresentou uma nova concepção de um mancal magnético com controle ativo somente em um grau de liberdade. Os graus de liberdade restantes são restritos apenas pela ação dos ímãs permanentes que atuam por atração. Foram apresentados: o princípio do mancal, a definição da estratégia para manter o rotor estável e suspenso pela ação dos ímãs permanentes, o modelamento matemático do sistema para a direção axial do rotor, a estratégia de controle adotada e finalmente, através de experimentos, foram mostrados que o mancal é capaz de: (a) manter o rotor estável e suspenso, (b) manter o rotor fixo axialmente com precisão da ordem de $1\mu\text{m}$ e (c) realizar posicionamentos rápidos e precisos do rotor. A rigidez radial do mancal no primeiro modelo foi considerada baixa e, em decorrência disto foram propostas várias alternativas para elevar o valor desta rigidez. Entre as várias alternativas propostas para melhorar a rigidez radial do mancal, optou-se por aumentar a quantidade de ímãs permanentes. Nesta nova configuração o valor da rigidez radial do mancal alcançou aproximadamente o dobro do valor apresentado no primeiro protótipo com 4 ímãs.

6.1 Considerações sobre o mancal magnético

A seguir são apresentadas algumas considerações à respeito de vários detalhes observados durante o desenvolvimento do protótipo de mancal magnético apresentado neste trabalho. O objetivo destas considerações é propor melhorias para o aprimoramento de trabalhos futuros.

6.1.1 Considerações à respeito dos imãs permanentes

O primeiro aspecto a considerar é com relação aos imãs permanentes utilizados. Por conveniência, foram utilizados imãs de ferrite de bário, para a construção do protótipo proposto, estes imãs foram suficientes para obter na parte passiva do mancal razoável rigidez radial e axial. Contudo, para a implementação de um modelo deste tipo de mancal magnético a nível industrial, é recomendável a utilização de imãs de terras raras, por exemplo os feitos de samário cobalto. Utilizando estes imãs obtém-se considerável aumento da rigidez passivas axial e radial.

Neste trabalho, optou-se por utilizar imãs permanentes em forma de anéis, trabalhando por atração magnética, porém outras formas geométricas de imãs podem ser utilizadas e também pode se trabalhar por repulsão magnética. A principal vantagem de utilizar imãs trabalhando por atração, além de evitar o citado problema de desmagnetização dos imãs, é a simplificação do projeto da parte passiva do mancal. Pois torna-se relativamente simples estabilizar radialmente o eixo do mancal.

6.1.2 Considerações à respeito do eletroimã

No que diz respeito ao atuador eletromagnético (eletroimã), foi utilizado um modelo cujo circuito magnético é fechado pelo ar, este atuador apresentou resultado prático pouco satisfatório. A pouca eficiência do atuador foi constatada analisando-se principalmente a relação entre a corrente aplicada e a força eletromagnética obtida. Ou seja, é preciso muita corrente para obter-se pouca força eletromagnética. Esta baixa eficiência faz com que o sistema tenha os seguintes problemas: obteve-se rigidez axial estática infinita apenas para força aplicada axialmente sobre o rotor cuja intensidade varia de 0 a 5N, o que é considerada uma faixa muito baixa para aplicações práticas (DELAMARE et al. 1994 ; O'CONNOR, 1992), a capacidade de rejeição a forças de distúrbios aplicados axialmente sobre o rotor sem causar instabilidade do sistema por

saturação do núcleo do eletroímã também varia de 0 a 5N, o que também é considerada baixa para aplicações práticas (DELAMARE et al ; O'CONNOR, 1992) e quando o rotor é carregado axialmente e, mantém-se está carga por um determinado intervalo de tempo, as bobinas se aquecem em demasia. Portanto, o projeto do atuador eletromagnético é um dado de fundamental importância para obter-se resultados satisfatórios em mancais magnéticos. Outro dado importante a respeito do atuador, é que não se deve utilizar como interface (alvo), ímãs permanentes e, também deve se evitar colocar ímãs acoplados ao núcleo do eletroímã, como foi utilizado neste trabalho, pois verificou-se que isto também contribui para a diminuição da eficiência do atuador.

6.1.3 O controlador

Com relação ao controle projetado, foi utilizado um controlador do tipo proporcional integral derivativo (PID), pois este é de fácil implementação e baixo custo e, para mancais magnéticos apresenta bons resultados práticos.

Este sistema de mancal magnético também funcionaria com um controlador do tipo proporcional derivativo (PD), contudo a utilização deste controlador não anularia o erro em regime para entrada em degrau e o sistema teria erro infinito para entrada em rampa. A utilização de um integrador adiciona um pólo na origem e, isto faz com que o sistema tenha erro em regime nulo para entrada em degrau. Isto porque, este sistema de levitação é na realidade não linear, mas no entanto foi linearizado para atuar em torno de um ponto de equilíbrio. Se o controlador não possuir um pólo na origem, o sistema não irá trabalhar em torno do ponto de equilíbrio fixado, ou seja, possui um certo erro de regime. Se o sistema tender para um ponto de equilíbrio muito diferente do fixado, é provável que não seja obtida a estabilidade do sistema em malha fechada.

A principal desvantagem do controlador PID implementado em cascata com a planta, conforme foi utilizado neste trabalho está na característica da resposta transitória, pois esta apresentou elevado sobre sinal percentual. Uma das possíveis soluções para este problema, seria a implementação de um sistema com um pré-filtro (BISHOP; DORF, 1998).

Com relação a controladores para mancais magnéticos, cabe observar que podem-se utilizar várias outras técnicas de controle. Há técnicas de controle moderno, que estão cada vez mais superando em eficiência dos resultados as técnicas de controle clássico, tal como a técnica de controle H^∞ , controle adaptativo, controle difuso (“fuzzy control”) e as redes neurais (“neural networks”).

Optou-se por implementar neste trabalho o controle PID analógico, contudo cabe salientar que este também poderia ser implementado na sua forma digital. Sendo que as principais vantagens da implementação de um controlador na forma digital em relação à implementação na forma analógica são:

- Maior flexibilidade na implementação do controlador ou do compensador dinâmico da malha de realimentação: no campo, basta reprogramar o computador;
- Maior facilidade para implementar controladores complexos, por exemplo, lineares multivariáveis, ou não lineares (ótimos ou autootimizantes, adaptativos, CASTRUCCI; CURTI, 1981);
- Maior imunidade a ruídos (na transmissão dos sinais digitais, só pode ocorrer erro quando o receptor troca sinal de amplitude 0 por 1, ou vice versa!) (CASTRUCCI; SALES, 1990);
- Menor custo e maior confiabilidade na realização das várias malhas de um processo complexo;
- Facilidade para incluir no computador as funções de alarme, de comando para partida e para desligamento do processo, programados, bem como a função de supervisão global de processos complexos.

Em contrapartida, podem-se apontar algumas desvantagens da implementação digital:

- Alto custo, especialmente dos conversores analógico-digitais, no caso de controle de pequenos sistemas SISO;
- Análise e projeto mais complexos;
- perigos inerentes à engenharia de “software” de tempo real, uma área relativamente nova (HOUPIS; LAMONT, 1985).

6.1.4 Resultados experimentais

Com relação aos resultados experimentais obtidos através dos dois protótipos construídos (4 ímãs e 6 ímãs), pode-se tirar várias conclusões, tais como: a precisão de posicionamento axial do eixo (sem rotação), alcançada no protótipo, tanto na versão com quatro ímãs quanto na de seis ímãs, foi por volta de $1\mu\text{m}$ o que foi considerada satisfatória, pois com esta precisão, pode-se utilizar o mancal para diversas aplicações práticas (DELAMARE et al. 1994 ; O'CONNOR, 1992). Contudo esta precisão pode ser aprimorada utilizando um sensor com melhor resolução, otimização dos parâmetros do controlador e utilização de filtro para atenuar ruídos de alta frequência. Em rotação o eixo apresentou oscilações tanto na direção axial, quanto na radial em ambas montagens (4 ímãs e 6 ímãs). Na direção axial estas oscilações podem ser eliminadas aprimorando-se principalmente: a precisão geométrica dos ímãs, o erro de forma do alvo do sensor, utilizar ímãs que possuam magnetização uniforme e como já foi citado o atuador eletromagnético. Na direção radial as oscilações são devidas tanto a baixa rigidez nesta direção, quanto a não uniformidade na magnetização dos ímãs permanentes. Portanto, o projetista de mancais magnéticos híbridos deve procurar utilizar ímãs permanentes com geometria precisa e com magnetização elevada e uniforme.

A rigidez radial do mancal para a posição de concêntrica entre os ímãs é de aproximadamente 9N/mm e de 18N/mm no modelo com 4 ímãs e com 6 ímãs respectivamente (Figura 5.6), estes valores são considerados baixos para aplicações práticas (DELAMARE et al. 1994 ; O'CONNOR, 1992). Porém como já foi citado há diversas maneiras de aumentar a rigidez radial.

6.1.5 Trabalhos futuros

Chega-se ao final deste trabalho com subsídios suficientes para se tirar algumas conclusões a respeito do projeto, da implementação e dos resultados obtidos neste sistema de mancal magnético.

É importante salientar que este trabalho não esgotou todas as possibilidades de projeto de sistemas de mancais magnéticos do tipo híbrido. Muitas outras configurações podem ser estudadas e aplicadas no sentido de promover um aprimoramento dos resultados obtidos.

Objetiva-se assim que o presente trabalho sirva de referência para leitores interessados em utilizar os resultados e discussões apresentados ou até mesmo dar seqüência ao trabalho desenvolvido nesta dissertação. Várias são as propostas para dar continuidade à pesquisa aqui desenvolvida. Algumas delas são:

- Aprimorar a rigidez radial utilizando ímãs permanentes com melhores características magnéticas (por exemplo SmCo);
- Melhorar o projeto do eletroímã fechando o circuito magnético e conseqüentemente garantido que o mancal possa ter rigidez axial estática infinita para elevadas variações de carga axial;
- Melhorar o controlador com o objetivo de diminuir o sobre-sinal;
- Implementação digital do controlador;
- Realizar o acionamento do rotor utilizando por exemplo um motor do tipo (brushless).

Apêndice A

Linearização do modelo matemático da planta do mancal magnético

Conforme foi apresentado no Capítulo 3 as Equações 3.9 e 3.10 determinam o modelo matemático linear do mancal magnético, representando a dinâmica da bobina e do rotor mais ímãs respectivamente. A dinâmica da bobina é representada por uma equação diferencial linear não homogênea (Equação 3.6), porém, tanto a força de atração magnética axial entre um par de ímãs permanentes (Equação 2.1) e a força eletromagnética produzida por um eletroímã (FALCONE, 1985, ORSINI, 1984 e SLOCUM, 1992) são forças não-lineares.

Este apêndice apresenta todas as etapas necessárias para obter um modelo matemático linearizado da planta, utilizando as equações não-lineares das forças magnética e eletromagnética.

Primeiramente são determinadas: a equação diferencial que representa a dinâmica da bobina e a equação diferencial não-linear que representa a dinâmica do rotor e do eletroímã para a direção x . Em seguida coloca-se estas equações na forma de estados para efetuar a linearização em torno de um ponto de operação.

O procedimento de linearização utilizado é baseado na expansão da função não-linear em uma série de Taylor em torno do ponto de operação e a retenção apenas do termo linear. Em virtude de se desprezar os termos de ordem mais alta da expansão em série de Taylor, estes termos desprezados devem ser bem pequenos, isto é, as variáveis se desviam apenas ligeiramente da condição de operação (OGATA, 1982).

A Equação A.1, determina a força de atração eletromagnética F [N] gerada por um eletroímã, em função: do entreferro (*gap*) [mm], da corrente que passa pela bobina i [A], do número de espiras N , da área do entreferro A [m²] e da permeabilidade magnética do vácuo μ_0 [A/m] (FALCONE, 1985, ORSINI, 1984 e SLOCUM, 1992).

$$F = \frac{\mu_0 AN^2 i^2}{2x^2} \quad (\text{A.1})$$

onde, x representa o entreferro.

A força eletromagnética dada pela Equação A.1 possui uma parte proporcional constante, ou seja:

$$k = \frac{\mu_0 AN^2}{2} \quad (\text{A.2})$$

A força de atração magnética entre um par de ímãs permanentes é dada pela Equação 2.1 e, também possui uma parte proporcional constante, ou seja:

$$h = \frac{2 \text{sen}(3\theta) B^2 S^2 p}{2\pi\mu_0} \quad (\text{A.3})$$

Utilizando as Equações 2.1 e A.1 e considerando as partes proporcionais constantes dadas por A.2 e A.3 em conjunto com a segunda lei de Newton, determina-se a equação diferencial não-linear, para o movimento do rotor na direção x , ou seja:

$$\ddot{x} = \frac{1}{M} \left(\frac{h}{(a+x)^3} - \frac{h}{(a-x)^3} \right) + \frac{2ki^2}{Mx^2} \quad (\text{A.4})$$

onde os termos da Equação A.4 representam as respectivas forças magnética resultante entre os ímãs permanentes e a força eletromagnética produzida pelo eletroímã.

A dinâmica da bobina é dada pela Equação 3.6, e pode ser re-escrita da seguinte maneira:

$$\dot{i} = \frac{V}{L} - \frac{R}{L} i \quad (\text{A.5})$$

Definindo:

$$\begin{cases} x_1 = x \\ \dot{x}_1 = x_2 \\ x_2 = \dot{x}_1 \\ x_3 = i \end{cases} \quad (\text{A.6})$$

Tem-se:

$$\begin{cases} f_1 = \dot{x}_1 = x_2 & \text{(A.7)} \\ f_2 = \dot{x}_2 = \frac{1}{M} \left(\frac{h}{(a+x_1)^3} - \frac{h}{(a-x_1)^3} \right) + \frac{2k}{M} \frac{x_3^2}{x_1^2} & \text{(A.8)} \\ f_3 = \dot{x}_3 = \frac{V}{L} - \frac{R}{L} x_3 & \text{(A.9)} \end{cases}$$

Calculando as derivadas parciais de f_1 , f_2 e f_3 cada uma delas em relação à x_1 , x_2 e x_3 para o ponto de equilíbrio x_0 e calculando também, a derivada parcial de f_3 em relação à entrada v , obtém-se a seguinte equação de estado:

$$\begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ a_{2,1} & 0 & a_{2,3} \\ 0 & 0 & a_{3,3} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{1}{L} \end{bmatrix} \cdot v \quad \text{(A.10)}$$

sendo:

$$a_{2,1} = \frac{1}{M} \left(\frac{-3h}{(a+x_0)^4} - \frac{3h}{(a-x_0)^4} \right) - \frac{4k}{M} \frac{i^2}{x_0^2} \quad \text{(A.11)}$$

$$a_{2,3} = \frac{4k}{M} \frac{i}{x_0^2} \quad \text{(A.12)}$$

$$a_{3,3} = -\frac{R}{L} \quad \text{(A.13)}$$

Neste sistema de mancal magnético a variável medida é a posição axial x e a variável de controle é a tensão v , ou seja:

$$v = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ x_2 \\ i \end{bmatrix} \quad \text{(A.14)}$$

As Equações A.10 e A.14 podem ser representadas em espaço de estados pelas seguintes equações:

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (\text{A.15})$$

$$y = Cx + Du \quad (\text{A.16})$$

onde:

x = vetor de estado (n -vetor)

u = vetor de controle (r -vetor)

y = vetor de saída (m -vetor)

A = matriz $n \times n$: matriz do sistema

B = matriz $n \times r$: matriz das entradas

C = matriz $m \times n$

D = matriz $m \times r$: C e D: matrizes das saídas

A matriz $G(s)$ que relaciona a transformada de Laplace da saída $y(t)$ e a transformada de Laplace da entrada (vetor de controle) $u(t)$ é chamada matriz de transferência, ou seja:

$$Y(s) = G(s)U(s) \quad (\text{A.17})$$

A matriz de transferência $G(s)$ está relacionada às matrizes A , B , C e D da seguinte maneira. As transformadas de Laplace das Equações A.15 e A.16 são dadas por:

$$sX(s) - x(0) = AX(s) + BX(s) \quad (\text{A.18})$$

$$Y(s) = CX(s) + DU(s) \quad (\text{A.19})$$

Admitindo que o estado inicial $x(0)$ seja zero, $x(0) = 0$, ou seja, a matriz de transferência é definida como a razão da transformada de Laplace do vetor de saída para a transformada de Laplace do vetor de entrada quando as condições iniciais são nulas. Da Equação A.18, obtém-se:

$$X(s) = (sI - A)^{-1}BU(s) \quad (\text{A.20})$$

Substituindo a Equação A.20 na Equação A.19, obtém-se:

$$Y(s) = [C(sI - A)^{-1}B + D]U(s) \quad (\text{A.21})$$

Comparando as Equações A.17 e A.21, obtém-se a seguinte equação para matriz de transferência:

$$G(s) = C(sI - A)^{-1}B + D \quad (\text{A.22})$$

Para um sistema SISO e fazendo $D = 0$, obtém-se a função de transferência do sistema em termos das matrizes A, B e C:

$$G(s) = C(sI - A)^{-1}B \quad (\text{A.23})$$

Substituindo as matrizes A, B e C dadas respectivamente pelas Equações A.10 e A.14 na Equação A.23, obtém-se a seguinte função de transferência linearizada para a planta do mancal magnético:

$$G_p(s) = \frac{\frac{a_{2,3}}{L}}{s^3 - s^2 a_{3,3} - s a_{2,1} + a_{2,1} a_{3,3}} \quad (\text{A.24})$$

Comparando a Equação A.24 com a Equação 4.5, observa-se que:

$$\frac{a_{2,3}}{L} = \frac{2k_t}{ML} \quad (\text{A.25})$$

$$a_{3,3} = \frac{R}{L} \quad (\text{A.26})$$

$$a_{2,1} = \frac{k_h}{M} \quad (\text{A.27})$$

$$a_{2,1}a_{3,3} = \frac{k_h R}{ML} \quad (\text{A.28})$$

Apêndice B

Implementação analógica do controlador PID

Neste apêndice é apresentado um detalhamento da placa do circuito eletrônico analógico construído para realização do controle do mancal magnético. Para a implementação do controlador PID este circuito utiliza: amplificadores operacionais do tipo 741, resistores e capacitores.

O desenho do circuito foi feito no software WORKBENCH, utilizado para desenhos e simulações de circuitos elétricos e eletrônicos.

A Figura B.1 apresenta o desenho do circuito desenvolvido. Além do controlador PID, este circuito possui: dois somadores e um inversor de sinal localizado na saída do circuito. Na Tabela B.1 estão relacionados dados técnicos do amplificador operacional 741.

B.1 Controlador proporcional

A função de transferência do controlador proporcional pode ser obtida como segue: Define-se as impedâncias de entrada e de realimentação Z_1 e Z_2 (Figura B.2) (OGATA, 1982).

$$Z_1 = R_1 \tag{B.1}$$

$$Z_2 = R_2 \tag{B.2}$$

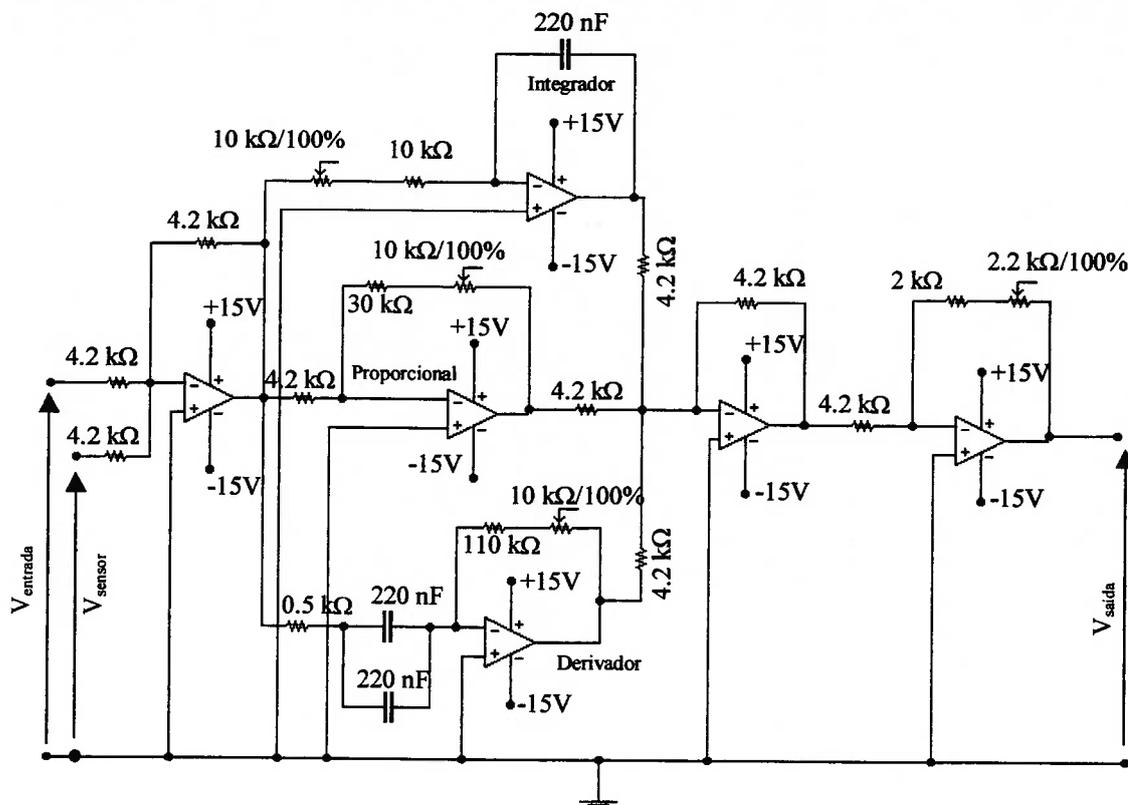


Figura B.1 Esquema do circuito para controle do mancal magnético

Tensão de alimentação	$\pm 12\text{VDC}$
Capacitância de compensação	$3 \times 10^{-11} \text{ F}$
Ganho de malha aberta	2×10^5
Resistência de entrada	$2 \times 10^6 \Omega$
Resistência de saída	75Ω
Relação de rejeição em modo comum	90 dB
Largura de banda	$6.6 \times 10^6 \text{ rad/s}$
Margem de fase	17°

Tabela B.1 Características do amplificador operacional 741 (MILLMAN ; HALKIAS, 1981)

O amplificador operacional tem uma impedância muito grande, portanto, nenhuma corrente flui em x (Figura B.2). Assim, a corrente i_1 é igual à corrente i_2 e consequentemente $V'(s) \rightarrow 0$, obtém-se:

$$\frac{V_1(s) - V'(s)}{Z_1} = \frac{V'(s) - V_o(s)}{Z_2} \quad (B.3)$$

Substituindo as Equações B.1 e B.2 em B.3, obtém-se:

$$\frac{V_o(s)}{V_i(s)} = -\frac{R_2}{R_1} \quad (B.4)$$

A função de transferência é determinada pelos valores relativos de R_2 e R_1 . O sinal negativo indica que a saída está invertida, isto é, defasada em 180° relativamente à entrada.

Como a Equação B.4 indica, o amplificador operacional inversor tem um ganho de $-R_2/R_1$. O sinal negativo pode ser eliminado, passando esse sinal de saída através de um outro amplificador que tenha $R = R$ e ganho -1 . A combinação é então um controlador proporcional com ganho k_p (Figura B.2).

$$k_p = \frac{R_2}{R_1} \quad (B.5)$$

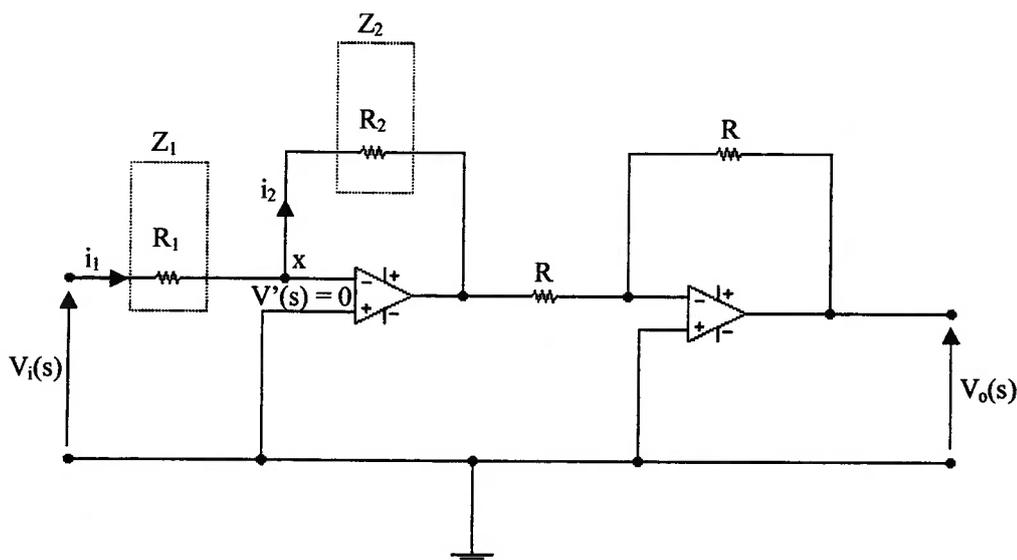
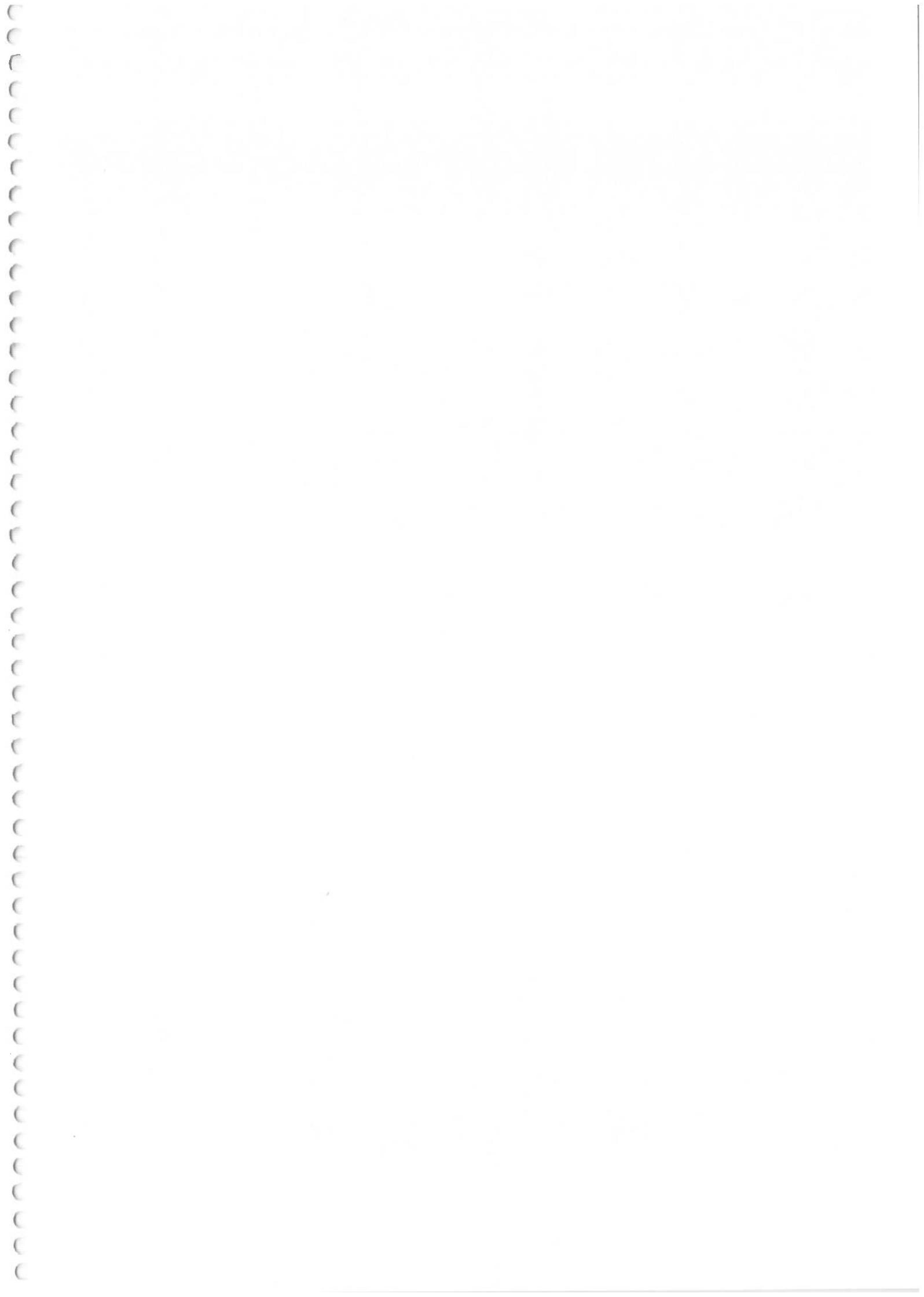


Figura B.2 Esquema do controlador proporcional



B.2 Controlador integral

Um controlador integral pode ser obtido substituindo-se o resistor de realimentação por um capacitor (Figura B.3). Aplicando a definição de impedância, obtém-se a função de transferência do controlador integral:

$$Z_1 = R_1 \quad (B.6)$$

$$Z_2 = \frac{1}{Cs} \quad (B.7)$$

onde Z_2 representa a impedância no capacitor. Substituindo as Equações B.6 e B.7 na Equação B.3, obtém-se:

$$\frac{V_o(s)}{V_i(s)} = \frac{1}{R_1 Cs} \quad (B.8)$$

O ganho do integrador k_i é dado por:

$$k_i = \frac{1}{R_1 C} \quad (B.9)$$

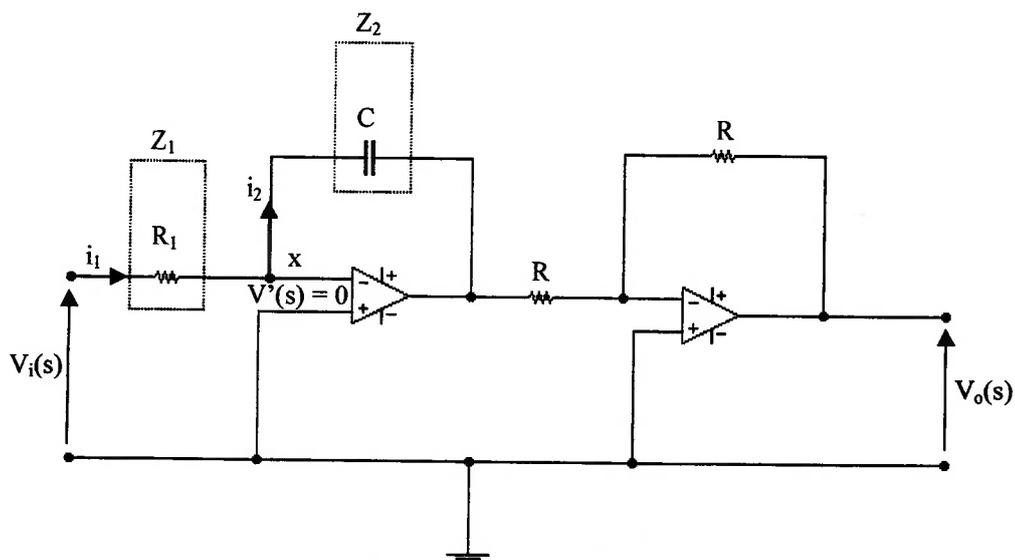


Figura B.3 Esquema do controlador integral

B.3 Controle derivativo

A Figura B.4 mostra como um controlador derivativo com filtro derivativo pode ser obtido. Para o amplificador operacional com o capacitor e o resistor na linha de entrada obtém-se:

$$Z_1 = R_1 + \frac{1}{Cs} \quad (\text{B.10})$$

$$Z_2 = R_2 \quad (\text{B.11})$$

Substituindo as Equações B.10 e B.11 na Equação B.3, obtém-se a seguinte função de transferência para o controlador derivativo:

$$\frac{V_o(s)}{V_i(s)} = \frac{R_2Cs}{R_1Cs + 1} \quad (\text{B.12})$$

O ganho derivativo k_d é dado por:

$$k_d = R_2C \quad (\text{B.13})$$

onde o termo R_1C representa a constante de tempo do filtro derivativo, ou seja:

$$\tau = R_1C \quad (\text{B.14})$$

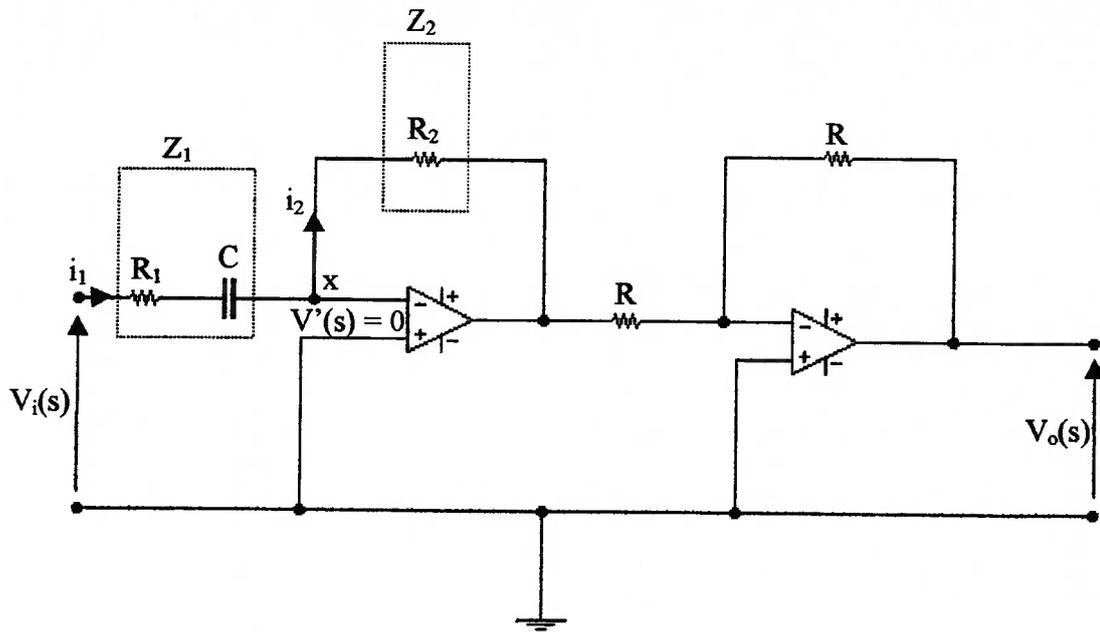


Figura B.4 Esquema do controlador derivativo

Bibliografia

- [1] ALLAIRE, P.E; MASLEN, E.H; KIM, H.C; BEARSON, G.B; OLSEN, D.B. **Design of a magnetic bearing-supported prototype centrifugal artificial heart pump**, STLE TRIBOLOGY Transactions., Vol. 39, No.3, pp. 663-669, 1996.
- [2] ASTRÖM,KJ. ; HÄGGLUND,T. **Automatic tuning of PID controllers**. Instrument society of America., 1988.
- [3] BITTAR, A. **Levitação magnética de uma barra flexível**. São Paulo, 1993. 158p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [4] BISHOP, R.H.; DORF, R.C. **Modern control systems**. 8.ed. Addison-Wesley Longman, Inc.,1998.
- [5] BOLTON, W. **Engenharia de controle**. Trad. de Valceres Vieira Rocha e Silva. 1.ed. São Paulo, Makron Books, 1995.
- [6] BEER, F.P ; JOHNSTON, E.R. **Mecânica vetorial para engenheiros**. Trad. De Mário Alberto Tenan ; revisão técnica Giorgio E.O Giacaglia. 5.ed. São Paulo, Makron, McGraw-Hill, 1991.
- [7] CHARARA, A.; DE MIRAS, J; CARON, B. **Nonlinear control of a magnetic levitation system without premagnetization**, IEEE Trans. on Control system technology., Vol. 4, No. 5, pp513.-523, 1996.
- [8] CAMPBELL, P. **Permanent magnet materials and their applications**. Vol. 1, Cambridge University Press, 1994, p 191.
- [9] CASTRUCCI, P.B.L ; CURTI, R. **Sistemas não lineares**, Edgard Blucher, 1980.
- [10] CASTRUCCI, P.B.L ; SALES, R.M. **Controle digital**, Edgard Blucher, 1990.
- [11] DELAMARE, J.; YONNET, J.P.; RULLIERE, E. **A compact magnetic suspension with only one axis control**, IEEE Trans. on Mag., Vol. 30, No.6, pp. 4746-4748, 1994.
- [12] EARNSHAW, S. **On nature of molecular forces**. Trans. Cambridge philosophical society. Vol. 17 – Part 1, pp. 97-112, 1939.

- [13] FUMIO, M. ; TAKESHI, Y. **System modeling and control design of a horizontal-shaft magnetic bearing**, IEEE Trans. on Mag., Vol. 22, No.3, pp. 196-203, May 1996.
- [14] FALCONE, G.F. **Eletromecânica**. São Paulo, Edgar Blucher, 1985.
- [15] GANGBING, S. ; RANJAN, M. **Integrated adaptive robust control of active magnetic bearing**. IEEE Trans. on Mag., Vol. 22, No.3, pp. 1784-1790, 1996.
- [16] GAST, A. ; MIRAHMADI. ; WAGNER, F.E. **Directivity and stability of coaxial permanent magnetic systems**. Paper No. V-2 at the Fifth International Workshop on Rare Earth-Cobalt Permanent Magnets and their Applications; Roanoke, VA, June 1981.
- [17] HORIKAWA, O.; SATO, K.; SHIMOKOHBE, A. **An active air journal bearing**. Nanotechnology, 3, pp.84-90, 1992.
- [18] HOUPIS, C.H ; LAMONT, G.B. **Digital control systems theory**, Hardware, Software, McGraw-Hill, Int. Student Ed.,1985.
- [19] JAYAWANT, B.V. **Electromagnetic suspension and levitation**. IEE PROC., Vol. 129, Pt. A, No. 8, November 1982.
- [20] KRAUS, J.D.; CAVER, K.R. **Eletromagnetismo**. Trad. de Weber Figueiredo da Silva. 2.ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1978.
- [21] KURT, G. **Manual de fórmulas técnicas**. Trad. de Carlos Antônio Lauand. 3.ed. São Paulo, Hemus, 1992.
- [22] LANGFORD, J. **Radio designer's handbook**. London, Iiffe books LTD, 1967.
- [23] MARION-PERA, M.C. ; YONNET, J.P. **Study of a permanent magnetic arrangements for superconducting passive bearings**. IEEE Trans. on Mag., Vol. 30, No.6, pp. 4743-4745, November 1994.
- [24] MARCIO, S. ; DARREN, M.D. **Nonlinear control of active magnetic bearings: A backstepping approach**. IEEE Trans. on Control system technology., Vol. 4, No. 5, pp545-552, 1996.
- [25] MILLMAN, J. ; HALKIAS, C.C. **Eletrônica : dispositivos e circuitos**. Trad. de Elédio José Robalinho. 2.ed. São Paulo, McGraw-Hill do Brasil, 1981.
- [26] OHKAMI, Y.; OKAMOTO, O.; KIDA, T.; MURAKAMI, C.; NAKAJIMA, A. **A comparison study of various types of magnetic bearings utilizing permanent magnets**. Paper No. V-1 at the Fifth International Workshop on Rare Earth-Cobalt Permanent Magnets and their Applications; Roanoke, VA, June 1981.

- [27] OGATA, K. **Engenharia de controle moderno**. Trad. de André Fábio Kohn e José Carlos T.B. Moraes. Rio de Janeiro, Prentice-Hall do Brasil, 1982.
- [28] O'CONNOR, L. **Active magnetic bearing give systems a lift**. *Mechanical Engineering*, Vol. 114, No. 7, pp.52-57, Jul. 1992.
- [29] ORSINI, L.Q. **Eletromagnetismo**. São Paulo, EPUSP, 1984.
- [30] ROTERS, H.C. **Electromagnetic devises**. 1.ed. New York, Jonh Wiley and Sons Inc., 1941.
- [31] RODRIGUES, A.L. **Os materiais magnéticos permanentes na construção de máquinas elétricas**. *Eletricidade*, Vol.32, No. 245, pp. 201-211, Maio 1988.
- [32] SLOCUM, A.H. **Precision machine design**. Massachusetts Institute of Technology, by Prentice-Hall, Inc, 1992.
- [33] SKF. **Catálogo geral**. 1989.
- [34] SILVA, I.D. ; HORIKAWA, O. **An 1-D.O.F. Controlled attraction type magnetic bearing**. IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC'99, Seattle, Washington USA, pp. 481-483, May 1999.
- [35] SCHWEITZER,G. **A concept with examples in active magnetic bearings**. *Mechatronics*, Vol.2, No.1, pp.65-74, 1992.
- [36] TAKAHISA, O.; MUKOPADHYAY, S.C.; KUWAHARA, T.; IWAHARA, M. **Investigation of configuration of permanent magnets on repulsive type magnetic bearing**. Fifth Int. Simp. On Magnetic Bearings, pp. 485-490, Kanazawa, Japan, 1996.
- [37] YONNET, J.P. **Permanent magnet bearing and coupling**. IEEE Trans. on Mag., Vol. 17, pp. 1169-1172, 1981.
- [38] YOUCEF, T.K. ; REDDY, S. **Dynamic analysis and control of high speed and high precision active magnetic bearings**. Transactions of ASME, Journal of dynamic systems, measurement, and control, Vol. 114, No.4, pp.623-633, Dec. 1992.
- [39] ZAMPESE, B. **Mancais de rolamento**. Monografia EPUSP, 2º Edição, 183 páginas, 1980.