



MINISTÉRIO DA CIÊNCIA, TECNOLOGIA, INOVAÇÕES E COMUNICAÇÕES
INSTITUTO NACIONAL DE PESQUISAS ESPACIAIS

sid.inpe.br/mtc-m21c/2019/03.03.14.43-TDI

**PROJETO DE UM CONTROLADOR DE RODAS DE
REAÇÃO COM SUSPENSÃO MAGNÉTICA ATIVA EM
DOIS GRAUS DE LIBERDADE**

Guilherme Abreu Escuissato

Dissertação de Mestrado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia Espaciais/Mecânica Espacial e Controle, orientado pelo Dr. Valdemir Carrara, aprovada em 25 de fevereiro de 2019.

URL do documento original:

<<http://urlib.net/8JMKD3MGP3W34R/3SRLRM8>>

INPE
São José dos Campos
2019

PUBLICADO POR:

Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais - INPE
Gabinete do Diretor (GBDIR)
Serviço de Informação e Documentação (SESID)
CEP 12.227-010
São José dos Campos - SP - Brasil
Tel.:(012) 3208-6923/7348
E-mail: pubtc@inpe.br

CONSELHO DE EDITORAÇÃO E PRESERVAÇÃO DA PRODUÇÃO INTELLECTUAL DO INPE - CEPPII (PORTARIA Nº 176/2018/SEI-INPE):**Presidente:**

Dr. Marley Cavalcante de Lima Moscati - Centro de Previsão de Tempo e Estudos Climáticos (CGCPT)

Membros:

Dra. Carina Barros Mello - Coordenação de Laboratórios Associados (COCTE)

Dr. Alisson Dal Lago - Coordenação-Geral de Ciências Espaciais e Atmosféricas (CGCEA)

Dr. Evandro Albiach Branco - Centro de Ciência do Sistema Terrestre (COCST)

Dr. Evandro Marconi Rocco - Coordenação-Geral de Engenharia e Tecnologia Espacial (CGETE)

Dr. Hermann Johann Heinrich Kux - Coordenação-Geral de Observação da Terra (CGOBT)

Dra. Ieda Del Arco Sanches - Conselho de Pós-Graduação - (CPG)

Silvia Castro Marcelino - Serviço de Informação e Documentação (SESID)

BIBLIOTECA DIGITAL:

Dr. Gerald Jean Francis Banon

Clayton Martins Pereira - Serviço de Informação e Documentação (SESID)

REVISÃO E NORMALIZAÇÃO DOCUMENTÁRIA:

Simone Angélica Del Ducca Barbedo - Serviço de Informação e Documentação (SESID)

André Luis Dias Fernandes - Serviço de Informação e Documentação (SESID)

EDITORAÇÃO ELETRÔNICA:

Ivone Martins - Serviço de Informação e Documentação (SESID)

Cauê Silva Fróes - Serviço de Informação e Documentação (SESID)



MINISTÉRIO DA CIÊNCIA, TECNOLOGIA, INOVAÇÕES E COMUNICAÇÕES
INSTITUTO NACIONAL DE PESQUISAS ESPACIAIS

sid.inpe.br/mtc-m21c/2019/03.03.14.43-TDI

**PROJETO DE UM CONTROLADOR DE RODAS DE
REAÇÃO COM SUSPENSÃO MAGNÉTICA ATIVA EM
DOIS GRAUS DE LIBERDADE**

Guilherme Abreu Escuissato

Dissertação de Mestrado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia Espaciais/Mecânica Espacial e Controle, orientado pelo Dr. Valdemir Carrara, aprovada em 25 de fevereiro de 2019.

URL do documento original:

<<http://urlib.net/8JMKD3MGP3W34R/3SRLRM8>>

INPE
São José dos Campos
2019

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

Escuissato, Guilherme Abreu.

Es19p Projeto de um controlador de rodas de reação com suspensão magnética ativa em dois graus de liberdade / Guilherme Abreu Escuissato. – São José dos Campos : INPE, 2019.
xxviii+128 p. ; (sid.inpe.br/mtc-m21c/2019/03.03.14.43-TDI)

Dissertação (Mestrado em Engenharia e Tecnologia Espaciais/Mecânica Espacial e Controle) – Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais, São José dos Campos, 2019.

Orientador : Dr. Valdemir Carrara.

1. Mancal magnético. 2. Rodas de reação. 3. Satélites artificiais.
4. Método de elementos finitos I.Título.

CDU 629.7.015:629.78



Esta obra foi licenciada sob uma Licença [Creative Commons Atribuição-NãoComercial 3.0 Não Adaptada](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/).

This work is licensed under a [Creative Commons Attribution-NonCommercial 3.0 Unported License](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/).

Aluno (a): **Guilherme Abreu Escuissato**

Título: "PROJETO DE UM CONTROLADOR DE RODAS DE REAÇÃO COM SUSPENSÃO MAGNÉTICA ATIVA EM DOIS GRAUS DE LIBERDADE"

Aprovado (a) pela Banca Examinadora em cumprimento ao requisito exigido para obtenção do Título de **Mestre** em **Engenharia e Tecnologia Espaciais/Mecânica Espacial e Controle**.

Dr. Mario Cesar Ricci



Presidente / INPE / SJCâmpos - SP

() Participação por Vídeo - Conferência

Aprovado () Reprovado

Dr. Valdemir Carrara



Orientador(a) / ITA/DCTA / SJCâmpos - SP

() Participação por Vídeo - Conferência

Aprovado () Reprovado

Dr. Renato Oliveira de Magalhães



Membro da Banca / INPE / São José dos Campos - SP

() Participação por Vídeo - Conferência

Aprovado () Reprovado

Dr. José Jaime da Cruz



Convidado(a) / USP / São Paulo - SP

() Participação por Vídeo - Conferência

Aprovado () Reprovado

Dr. Oswaldo HoriKawa



Convidado(a) / USP / São Paulo - SP

() Participação por Vídeo - Conferência

Aprovado () Reprovado

Este trabalho foi aprovado por:

() maioria simples

unanimidade

São José dos Campos, 25 de fevereiro de 2019

“O começo de todas as ciências é o espanto de as coisas serem o que são”.

Aristóteles

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, Professor Dr. Valdemir Carrara, por todo seu apoio e dedicação. Foi um enorme prazer ter sido seu orientando, e nossa interação contribuiu significativamente para meu desenvolvimento profissional.

Sou grato a todos que colaboraram na definição dos objetivos do trabalho, especialmente Rafael Corsi e Dr. Richard Stephan. Agradeço o incentivo e o tempo despendido contribuindo numa etapa crucial do desenvolvimento desta dissertação.

Agradeço ao CNPq pelo suporte financeiro.

Por último, mas não menos importante, agradeço aos meus pais. Seu apoio durante a realização deste trabalho foi fundamental, e jamais será esquecido.

RESUMO

Por serem capazes de proporcionar alto grau de precisão de apontamento e utilizarem a energia renovável proveniente dos painéis solares, rodas de reação se tornaram componentes essenciais em satélites com sistema de controle de atitude em três eixos. Tipicamente empregam mancais de rolamento, pois são uma tecnologia madura cuja eficácia foi repetidamente provada ao longo dos anos. Ainda assim, a pesquisa por mancais magnéticos é realizada em paralelo porque estes produzem soluções interessantes. Por exemplo, como mancais magnéticos eliminam completamente o contato físico entre o rotor e o estator, o atrito da roda é significativamente reduzido e o desgaste mecânico deixa de ser um fator limitante para a vida útil de rodas de reação suspensas magneticamente. Além disso, mancais magnéticos proporcionam a funcionalidade de ativamente suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento, melhorando assim a precisão de apontamento da missão. Este trabalho apresenta o projeto do sistema de controle para configurações de mancais magnéticos em que dois graus de liberdade são estabilizados ativamente. A lógica de controle desenvolvida é capaz de iniciar a suspensão magnética do rotor, estabilizá-lo no ponto de equilíbrio e suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento estático. O projeto utiliza simulações por elementos finitos como base para desenvolver um modelo dinâmico não linear em que as características importantes dos mancais são reproduzidas. Aliado à dinâmica de um rotor sujeito a rotação, o modelo desenvolvido permite verificar a eficácia do sistema de controle em suspender magneticamente uma roda de reação. Espera-se que este projeto possa servir de base para trabalhos futuros que busquem projetar e implantar mancais magnéticos em rodas de reação de satélites.

Palavras-chave: mancal magnético; rodas de reação; satélites artificiais; método de elementos finitos.

CONTROLLER DESIGN OF TWO-AXIS-ACTIVE MAGNETIC BEARING FOR REACTION WHEELS

ABSTRACT

For providing a high degree of pointing accuracy and using renewable energy from solar panels, reaction wheels have become essential components for satellites that employ three-axis attitude stabilization. Reaction wheels typically employ ball bearings, which is a mature technology whose effectiveness has been repeatedly proven over the years. Even so, the research for magnetic bearings is performed in parallel because they produce interesting solutions. For instance, since magnetic bearings completely eliminate physical contact between the rotor and the stator, the friction is significantly reduced and mechanical wear is no longer a limiting factor for the lifetime of a magnetically suspended reaction wheel. In addition, magnetic bearings provide the functionality of actively suppress vibrations due to rotor imbalance, thereby improving the mission's pointing accuracy. This paper presents the design of a control system for magnetic bearing configuration in which two degrees of freedom are actively stabilized. The developed control law is capable of initiating the magnetic suspension of the rotor, stabilizing it at the setpoint, and suppressing vibrations due to static imbalance. This project used finite element method simulations as the basis for developing a nonlinear dynamic model in which the important characteristics of the bearings are reproduced. By combining this model with the dynamics of a rotating rotor, it's possible to verify the effectiveness of the control law of a magnetically suspended reaction wheel. It is hoped that this project lays the foundation for future work that seeks to design and develop magnetic bearings for use on reaction wheels.

Keywords: magnetic bearings; reaction wheels; artificial satellites; finite element method.

LISTA DE FIGURAS

	<u>Pág.</u>
Figura 2.1 – GDLs de um rotor.	9
Figura 2.2 – Rotor estabilizado por dois MMAs radiais e um axial.	10
Figura 2.3 – Representação de mancal magnético axial passivo composto por dois anéis magnetizados axialmente.	12
Figura 2.4 – Resposta do MMP a variações na posição e atitude do rotor.	13
Figura 2.5 – Exemplo de solução em que amortecedores visco-elásticos contribuem para o amortecimento dos GDLs estabilizados passivamente.	14
Figura 2.6 - Princípio de funcionamento de um MMA radial.	15
Figura 2.7 – Acionamento diferencial dos eletroímãs de um MMA.	16
Figura 2.8 – Seção transversal de um MMH radial.	17
Figura 2.9 – Relação entre a força e a corrente em diferentes mancais magnéticos.	17
Figura 2.10 - Configurações estruturais de mancais magnéticos radiais.	18
Figura 2.11 – Comparação das forças geradas por uma mola e por um eletroímã.	19
Figura 2.12 – Linearização no ponto de operação.	21
Figura 2.13 – Rotor rígido estabilizado por dois mancais radiais.	24
Figura 2.14 – Acoplamento nos canais X e Y de um MMH radial heteropolar.	27
Figura 2.15 – Analogia entre um mancal magnético e um sistema massa-mola.	28
Figura 2.16 – Pólos de malha fechada para valores intermediários de rigidez ($k = k_s $) e amortecimento (d).	29
Figura 2.17 – Controle descentralizado de um rotor em que cada mancal radial emprega dois controladores PID.	30
Figura 2.18 – Modos de vibração do rotor suspenso magneticamente (diagrama de Campbell).	32
Figura 2.19 – Cilindro com desbalanceamento.	35
Figura 2.20 – Trajetórias radiais dos centros geométrico e de massa de um rotor sujeito ao desbalanceamento estático.	37
Figura 2.21 – Malha de controle de um rotor suspenso por MMAs com um filtro <i>notch</i> generalizado multicanal.	39

Figura 2.22 – Sensores de deslocamento por impedância.....	42
Figura 2.23 – Sensores de deslocamento por campo magnético.	42
Figura 2.24 – Sensores de deslocamento ópticos.	42
Figura 3.1 – Mancais magnéticos utilizados em uma configuração com um GDL ativo.	49
Figura 3.2 – Amortecedores de correntes parasitas radiais.	50
Figura 3.3 – Mancal magnético usado na segunda família de rodas de reação desenvolvido pela Aerospatiale.....	52
Figura 3.4 - Corte do mancal magnético descrito por Rajagopal e Sivadasan (2002)....	53
Figura 3.5 - Corte do mancal magnético descrito por Scharfe et al. (2001).	53
Figura 3.6 - Corte da roda de reação projetada por Scharfe et al. (2001).	55
Figura 3.7 – Motor <i>brushless</i> da roda de reação projetada por Scharfe et al. (2001)....	55
Figura 3.8 - Corte do mancal proposto por Bangcheng et al. (2012).....	55
Figura 3.9 - Corte da roda de reação projetada por Bangcheng et al. (2012).....	56
Figura 3.10 - Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita por Bangcheng e Bin (2008).	57
Figura 3.11 – Corte do MMH axial com entreferro auxiliar proposto por Jiancheng et al. (2009).....	58
Figura 3.12 – Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita por Jiancheng et al. (2009).....	58
Figura 3.13 – MMH proposto por Bangcheng (2010), capaz de controlar os GDLs radiais e de inclinação.....	59
Figura 3.14 – Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita em Bangcheng (2010).	59
Figura 3.15 – MMH proposto por Jiancheng et al. (2010), capaz de controlar os GDLs axiais e de inclinação.	60
Figura 3.16 – Posicionamento dos mancais na roda de reação projetada por Jiancheng et al. (2010).	60
Figura 3.17 – Diagrama funcional do sistema de controle de atitude de um satélite.	63
Figura 4.1 – Configuração do MMH radial.....	67
Figura 4.2 – Curva B-H do material ferromagnético mole.	68

Figura 4.3 – Corte transversal dos principais subsistemas que contribuem para a massa do rotor suspenso magneticamente.....	69
Figura 4.4 – Diagrama de blocos da dinâmica do rotor com os esforços gerados pelos mancais como entradas e o vetor de estado como saída.	71
Figura 4.5 – Geometria desenvolvida para as simulações por elementos finitos.	72
Figura 4.6 – Força radial em função da corrente de controle, em diferentes posições radiais (eixos X ou Y).....	73
Figura 4.7 – Interpolação da força radial em função do deslocamento radial e da corrente de controle (eixo X).	75
Figura 4.8 – Torque radial em função da inclinação do rotor em torno dos eixos radiais.	76
Figura 4.9 – Diagrama de blocos da dinâmica do rotor com o vetor de correntes de controle como entradas e o vetor de estado como saída.	77
Figura 4.10 – Indutância dos enrolamentos do eixo X conectados em série em função da posição radial do rotor.	79
Figura 4.11 – Coeficiente da tensão contra-eletromotriz induzida nos enrolamentos de controle pelo movimento do rotor.	79
Figura 4.12 – Diagrama de blocos do modelo não linear dos enrolamentos de controle.	80
Figura 4.13 – Diagrama de blocos do rotor suspenso magneticamente.....	82
Figura 4.14 – Relação força-deslocamento (k_s) quando $y_b=0$ e $i_y=0$	83
Figura 4.15 – Relação força-corrente (k_i) quando $y_b=0$ e $i_y=0$	83
Figura 4.16 – Diagrama de blocos do controlador por alocação de pólos.	84
Figura 4.17 – Autovalores da matriz de transição de estados de um dos eixos do MMH radial em malha aberta e em malha fechada.	85
Figura 4.18 – Dinâmica simplificada do GDL radial com o controlador equivalente ao controlador por alocação de pólos.....	86
Figura 4.19 – Diagrama de blocos do controlador PD de posição e proporcional de corrente.	86
Figura 4.20 – Controle de um eixo radial sujeito a perturbações na medida de posição devido ao desbalanceamento estático.....	88

Figura 4.21 – Inserção do filtro <i>notch</i> generalizado na malha de controle de um eixo radial.	88
Figura 4.22 – Filtro <i>notch</i> generalizado com desvio de fase.	89
Figura 4.23 – Lugar das raízes de um filtro <i>notch</i> generalizado com desvio de fase em malha aberta.	89
Figura 4.24 – Lugar das raízes da força gerada no eixo radial em que o filtro <i>notch</i> generalizado é empregado.	91
Figura 4.25 – Modelo equivalente do filtro <i>notch</i> generalizado.	91
Figura 4.26 – Diagrama de blocos do controlador com a adição do filtro <i>notch</i> generalizado.	92
Figura 4.27 – Controle de um eixo radial sujeito a perturbações oriundas do desbalanceamento estático (modelo completo).	93
Figura 4.28 – Inserção do filtro <i>notch</i> generalizado e do controlador <i>feedforward</i> na malha de controle de um eixo radial.	94
Figura 4.29 – Lugar das raízes da força gerada no eixo radial em que o filtro <i>notch</i> generalizado e o controlador <i>feedforward</i> são empregados.	96
Figura 4.30 – Lugar das raízes em que o controle para suprimir vibrações resulta em instabilidade em algumas velocidades de rotação do rotor.	97
Figura 4.31 – Diagrama de blocos do controlador com a adição do filtro <i>notch</i> generalizado e do controlador <i>feedforward</i>	97
Figura 4.32 – Modelo equivalente do filtro <i>notch</i> generalizado com controlador <i>feedforward</i>	98
Figura 5.1 – Trajetória radial do rotor a partir de diversas posições iniciais.	100
Figura 5.2 – Perturbação na atitude do rotor devido ao início da suspensão magnética.	101
Figura 5.3 – Corrente e tensão de controle empregados para iniciar a suspensão magnética.	101
Figura 5.4 – Força gerada pela corrente de controle quando o rotor se encontra encostado no mancal auxiliar ($x=0,4$ mm).	102
Figura 5.5 – Trajetória radial do rotor ao modificar os pólos em malha fechada do controlador.	103

Figura 5.6 – Análise da tensão comandada ao enrolamento de controle.	104
Figura 5.7 – Subdivisão das componentes da tensão comandadas aos enrolamentos de controle.	104
Figura 5.8 – Autovalores do rotor suspenso magneticamente.....	108
Figura 5.9 – Diagrama de Campbell do rotor suspenso magneticamente.....	109
Figura 5.10 – Trajetória radial do rotor da roda de reação.....	110
Figura 5.11 – Raio da trajetória radial do rotor da roda de reação.	110
Figura 5.12 – Inclinação do rotor da roda de reação.....	111
Figura 5.13 – Trajetória radial do centro geométrico do rotor.....	112
Figura 5.14 – Exemplo de simulação utilizada para a análise do desempenho da suspensão magnética em regime permanente.	114
Figura 5.15 – Força radial exercida pelos mancais de acordo com a velocidade de rotação do rotor.	115
Figura 5.16 – Raio das trajetórias radiais dos centros geométrico e de massa de acordo com a velocidade de rotação do rotor.....	116
Figura 5.17 – Corrente despendida pelo MMH radial de acordo com a velocidade de rotação do rotor.	117
Figura 5.18 – Torque exercido pelos mancais de acordo com a velocidade de rotação do rotor.	118
Figura 5.19 – Norma da inclinação do rotor de acordo com a velocidade de rotação..	118

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Aplicações de destaque de rodas de reação suspensas magneticamente. ...	46
Tabela 3.2 - Propriedades das configurações de mancais magnéticos em função do número de GDLs controlados ativamente.	47
Tabela 4.1 – Especificações de performance de um satélite pequeno de observação da Terra.....	66
Tabela 4.2 – Requisitos da roda de reação suspensa magneticamente.	66
Tabela 4.3 – Parâmetros geométricos dos mancais.	67
Tabela 4.4 – Parâmetros dos ímãs permanentes.	68
Tabela 4.5 – Variações aplicadas nas simulações por elementos finitos para determinar a força radial.	74
Tabela 4.6 – Dimensões dos anéis que aproximam a distribuição de massa do rotor da roda de reação suspensa magneticamente.....	80
Tabela 4.7 – Parâmetros do rotor simulado.....	81

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Matriz de estado
B	Matriz que relaciona os esforços \mathbf{u}_f exercidos pelos mancais com a aceleração do vetor de estados \mathbf{q}
b	Distância axial entre o centro de massa e a posição longitudinal em que os esforços \mathbf{u}_f exercidos pelos mancais atuam
C	Matriz que relaciona a medida dos sensores \mathbf{y} com o vetor de estados \mathbf{q}
D	Matriz de amortecimento devido às correntes parasitas
$D_x(s)$	Desbalanceamento estático
\mathbf{e}	Vetor que relaciona a diferença de posição entre o centro geométrico e o centro de massa decorrente do desbalanceamento estático
e	Distância radial entre o centro geométrico e o centro de massa
e_x	Erro de posição
f	Vetor de forças exercidas pelos mancais
\mathbf{f}_{de}	Vetor de forças de perturbação provocadas pelo desbalanceamento estático
f_m	Força magnética
f_x	Força magnética aplicada no corpo com relação ao eixo X
G	Matriz giroscópica
$\mathbf{G}_{ff}(s)$	Controlador <i>feedforward</i> (MIMO)
$G_{ff}(s)$	Controlador <i>feedforward</i> (SISO)
$G_w(s)$	Dinâmica do enrolamento de controle, levando em consideração o controle da corrente
g	Vetor de torques exercidos pelos mancais
\mathbf{g}_{cm}	Vetor de torques com relação ao centro de massa do corpo
\mathbf{g}_{dd}	Vetor de torques de perturbação provocados pelo desbalanceamento dinâmico
I	Matriz de inércia referida ao centro de massa do corpo
I_{xx}	Inércia transversal
I_{yz}	Coefficiente de desbalanceamento dinâmico
I_{zz}	Inércia longitudinal
i	Vetor de correntes de controle
i'	Corrente total aplicada no eletroímã
i_0	Corrente de viés
i_x	Corrente de controle aplicada nos enrolamentos do eixo X

K	Matriz de realimentação de estados
K_d	Matriz de ganhos derivativos
K_i	Matriz que relaciona os esforços nos mancais com as correntes de controle
K_p	Matriz de ganhos proporcionais
K_s	Matriz de rigidez
K_u	Matriz de coeficientes de tensão contra-eletromotriz
<i>k_c</i>	Ganho proporcional da malha que realimenta a corrente de controle
<i>k_d</i>	Ganho derivativo
<i>k_i</i>	Coefficiente força-corrente
<i>k_p</i>	Ganho proporcional
<i>k_s</i>	Coefficiente força-deslocamento
<i>k_u</i>	Coefficiente de tensão contra-eletromotriz
<i>k_θ</i>	Coefficiente de torque-inclinação
L	Matriz de indutância
<i>L</i>	Indutância do enrolamento de controle
M	Matriz de inércia
<i>m</i>	Massa do corpo
N(s)	Filtro <i>notch</i> generalizado (MIMO)
<i>N(s)</i>	Filtro <i>notch</i> generalizado (SISO)
<i>p</i>	Pólo do filtro <i>notch</i> generalizado
q	Vetor de estados do rotor relativo ao centro geométrico
q_{cm}	Vetor de estados do rotor relativo ao centro de massa
<i>R</i>	Resistência do enrolamento de controle
<i>r</i>	Distância entre o zero e o pólo do filtro <i>notch</i> generalizado
<i>r_{cg}</i>	Raio da órbita do centro geométrico
<i>r_{cm}</i>	Raio da órbita do centro de massa
<i>S(s)</i>	Função de sensibilidade da suspensão magnética a distúrbios aplicados em sua saída
s	Vetor que contém a frequência das perturbações provocadas pelos desbalanceamentos dinâmico e estático
<i>s</i>	Tamanho do entreferro
T	Matriz que relaciona a posição radial do rotor x_b dentro do mancal radial com o vetor de estados q

U	Matriz que determina o ganho e a fase dos desbalanceamentos dinâmico e estático
u	Vetor de tensões aplicadas nos enrolamentos de controle
u_c	Vetor de tensões de controle comandadas pelo controlador
u_f	Vetor dos esforços gerados pelo conjunto de mancais
u_x	Tensão de controle
x	Vetor posição do centro geométrico do rotor
x_b	Vetor de deslocamentos radiais do rotor dentro do(s) mancal(is) radial(is)
x_{cm}	Vetor posição do centro de massa do rotor
x	Posição do corpo em relação ao ponto de operação
x'	Posição do corpo referente ao referencial inercial
x₀	Posição do ponto de operação referente ao referencial inercial
y	Vetor de medições de deslocamento
Z	Vetor de forças generalizadas que agem sobre o centro geométrico do rotor
Z_{cm}	Vetor de forças generalizadas que agem sobre o centro de massa do rotor
α	Inclinação do rotor em torno do vetor do sistema de coordenadas inercial x_I
β	Inclinação do rotor em torno do vetor do sistema de coordenadas inercial y_I
ε	Coefficiente de amortecimento de um sistema linear de segunda ordem
θ	Desvio de fase do filtro <i>notch</i> generalizado
θ_w	Desvio de fase do controlador <i>feedforward</i>
λ	Ângulo entre o eixo principal de inércia e o eixo geométrico de simetria do rotor decorrente do desbalanceamento dinâmico
Ω	Velocidade de rotação do rotor em torno de seu eixo longitudinal
ω_r	Modo de vibração radial

SUMÁRIO

	<u>Pág.</u>
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivo.....	2
1.2. Motivação.....	2
1.3. Organização do trabalho	5
2 MANCAIS MAGNÉTICOS	7
2.1. Classificações de mancais magnéticos.....	9
2.1.1. Mancais magnéticos passivos.....	12
2.1.2. Mancais magnéticos ativos.....	14
2.1.3. Mancais magnéticos híbridos	16
2.1.4. Configurações estruturais para MMAs radiais	17
2.2. Rotores suspensos magneticamente.....	18
2.2.1. Modelo simplificado de mancais magnéticos ativos	19
2.2.2. Dinâmica do enrolamento de controle	21
2.2.3. Dinâmica de rotores rígidos	22
2.2.4. Acoplamento magnético em MMAs.....	26
2.3. Controle de mancais magnéticos ativos	27
2.3.1. Controlador PD.....	27
2.3.2. Controlador PID	29
2.3.3. Controle centralizado e descentralizado	30
2.3.4. Controle por corrente vs. controle por tensão	33
2.4. Cargas e perturbações	34
2.4.1. Desbalanceamento	34
2.4.2. Supressão de vibrações devido ao desbalanceamento	38
2.5. Elementos de hardware de mancais magnéticos ativos	40
2.5.1. Amplificador de potência	40
2.5.2. Sensores.....	41
2.5.3. Controlador.....	43
2.6. Mancais auxiliares	44

3	MANCAIS MAGNÉTICOS PARA USO EM RODAS DE REAÇÃO	45
3.1.	Configurações usadas em aplicações espaciais	46
3.1.1.	Um GDL estabilizado ativamente	48
3.1.2.	Dois GDLs estabilizados ativamente	51
3.1.3.	Cinco GDLs estabilizados ativamente	56
3.2.	Práticas comuns na aplicação espacial.....	60
3.2.1.	Distribuição da massa	61
3.2.2.	Configuração estrutural.....	61
3.2.3.	Sensor de deslocamento	61
3.2.4.	Motor, mancais auxiliares e mecanismo de travamento	62
3.2.5.	Testes em terra.....	62
3.3.	Efeito do desbalanceamento do rotor no sistema de controle de atitude	62
4	PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO.....	65
4.1.	Especificações	65
4.2.	Modelagem dinâmica.....	68
4.2.1.	Dinâmica do rotor	69
4.2.2.	Modelo em elementos finitos	71
4.2.3.	Posicionamento do mancal auxiliar	72
4.2.4.	Forças e torques radiais	73
4.2.5.	Enrolamentos de controle.....	77
4.2.6.	Parâmetros do rotor.....	80
4.3.	Controlador do MMH radial.....	81
4.3.1.	Modelo linear de cada GDL radial	82
4.3.2.	Alocação dos pólos	84
4.4.	Controle para rejeitar vibrações oriundas do desbalanceamento	86
4.4.1.	Filtro <i>notch</i> generalizado com desvio de fase	87
4.4.2.	Filtro <i>notch</i> generalizado e controlador <i>feedforward</i>	92
5	ANÁLISE DO CONTROLADOR PROPOSTO.....	99
5.1.	Início da suspensão magnética	99
5.2.	Estabilidade e modos de vibração do rotor suspenso magneticamente	104
5.3.	Efeito do desbalanceamento na dinâmica da roda de reação	109

5.4. Supressão de vibrações	112
6 CONCLUSÕES	119
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	125

1 INTRODUÇÃO

O sistema de controle de atitude (SCA) de um satélite é responsável por controlar e manter o apontamento do veículo durante a execução da missão. Em virtude de sua alta complexidade, o SCA chega a representar uma fração considerável do custo de um satélite. As funcionalidades proporcionadas pelo sistema incluem o apontamento de antenas para comunicação com a Terra, o apontamento de instrumentos científicos para a coleta de dados, a realização de manobras de guiamento, e manobras que contribuam para o controle térmico do satélite, entre outras. O SCA é basicamente composto por sensores, atuadores e um sistema responsável por processar os sinais dos sensores e comandar os atuadores segundo uma lei de controle. Atualmente, existe uma extensa gama de sistemas de controle de atitude, desde os mais simples, para missões com menores requisitos de precisão de apontamento, baixo custo e baixa confiabilidade, até os mais sofisticados. Com o acesso ao espaço cada vez mais disseminado, diversos países estão engajados no desenvolvimento de seus próprios sistemas de controle de atitude (CARRARA; KUGA, 2013).

Uma das estratégias empregadas para realizar o controle de atitude consiste em utilizar um grupo de atuadores capaz de exercer torques sobre três eixos ortogonais do satélite, que, aliados aos sensores de atitude e ao computador de bordo, formam o chamado *sistema de controle de atitude em três eixos*. Os atuadores normalmente empregados nessa estratégia são uma combinação de propulsores, rodas de reação e bobinas magnéticas de torque. Destes, as rodas de reação se destacam por apresentarem larga faixa de operação em torque e pela capacidade de operar com a energia renovável obtida pelos painéis solares. Essas propriedades fazem com que as rodas de reação sejam os atuadores responsáveis pela maior parte das ações de controle de atitude de diversos sistemas espaciais estabilizados em três eixos. Contudo, por ser um elemento mecânico com partes móveis, e, portanto, sujeito a desgastes, as rodas de reação apresentam vida útil limitada. Além disso, o atrito nos mancais gera torques que modificam o comportamento esperado da roda de reação. Decorre então que a precisão de apontamento de satélites controlados em três eixos está atrelada às características do mancal que suporta o rotor nas rodas de reação (BANGCHENG et al., 2012).

Rodas de reação são atuadores capazes de produzir torque em função da corrente elétrica que flui pelo estator do motor. Para isso, elas são constituídas por um motor elétrico (geralmente sem escovas), um elemento de inércia e um conjunto de mancais. Esse sistema é capaz de trocar momento angular com o satélite segundo a lei de conservação do momento angular, pois a reação ao torque que o motor aplica à inércia é aplicada em sentido contrário ao satélite, porém o torque é limitado à direção do eixo da roda (CARRARA; KUGA, 2013). Ao posicionar três rodas de reação de modo que as orientações de seus eixos sejam linearmente independentes, é possível orientar um satélite em qualquer direção. É possível, inclusive, obter um apontamento com alto grau de precisão devido ao fato de que há uma grande diferença entre a inércia da roda de reação e a inércia do satélite. Atualmente, é comum satélites usarem rodas de reação com mancais de rolamento, pois, apesar das limitações, são uma tecnologia madura cuja eficácia foi amplamente testada ao longo dos anos. Mesmo assim, a pesquisa por mecanismos de suspensão magnética para rodas de reação é realizada conjuntamente, porque estes oferecem uma alternativa promissora aos mancais de rolamento, com uma série de propriedades interessantes (SCHARFE et al., 2001).

1.1. Objetivo

O objetivo deste trabalho é especificar uma lógica de controle capaz de estabilizar o rotor de uma roda de reação suspensa magneticamente desde a fase inicial de operação (mancal desligado) até a fase de regime permanente, e de suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento do rotor. Um estudo será realizado para analisar as configurações de mancais magnéticos usadas neste tipo de rodas de reação, a partir do qual o projeto de um controlador e de uma configuração para os mancais magnéticos serão estabelecidos. Pretende-se validar o controlador em um ambiente simulacional em que as características importantes da dinâmica do mancal magnético e do rotor sejam reproduzidas.

1.2. Motivação

Para analisar os benefícios que os mancais magnéticos podem trazer em relação aos mancais de rolamento, é interessante primeiro observar as limitações existentes no desempenho e os desafios existentes nos mancais de rolamento.

Idealmente, o torque de saída, ou torque líquido, da roda de reação deveria ser proporcional à corrente de entrada. O torque líquido é definido como a diferença entre o torque gerado pelo motor e os torques de atrito. Os mancais de rolamento e de deslizamento apresentam torques oriundos de atrito que comprometem o comportamento e o desempenho da roda. Os mancais de rolamento, particularmente, estão sujeitos a forças de atrito estático, que introduzem não linearidades no torque líquido em função da velocidade angular do rotor. Essas não linearidades são especialmente relevantes em rodas projetadas para girar em ambos os sentidos, pois o atrito estático leva a uma zona morta de atuação quando há uma inversão do sentido de rotação. Essa passagem pela velocidade zero implica em descontinuidade no torque de controle, que pode levar o satélite a não satisfazer momentaneamente os requisitos de precisão do apontamento (CARRARA; KUGA, 2013). O atrito dinâmico, por outro lado, provoca desgaste dos mancais e gera necessidade de energia elétrica ser aplicada continuamente para compensá-lo. Consequentemente, a vida útil da roda e sua velocidade máxima de rotação são limitadas.

Outro fator a se considerar no uso de rodas de reação com mancais de rolamento, pertinente ao controle de atitude, é o desbalanceamento do rotor. Como mancais de rolamento obrigam o rotor a girar em torno de seu eixo longitudinal geométrico, eles transmitem a força centrífuga causada por desbalanceamentos do rotor ao corpo do satélite. Assim, rodas de reação que utilizam esse tipo de mancal apresentam vibrações, conhecidas como *jitter*, que prejudicam a estabilidade do apontamento de espaçonaves, especialmente naquelas que possuam dispositivos ópticos como câmeras a bordo. De modo geral, o desbalanceamento do rotor de rodas de reação é uma das principais fontes de perturbação em sistemas de controle de atitude em três eixos. Para tentar reduzir este efeito, um processo de balanceamento adequado do rotor, bem como a utilização de isolantes de vibração nos suportes da roda, podem ser necessários ao sistema de controle (SAWADA; HASHIMOTO; NINOMIYA, 2001).

Por último, mancais de rolamento apresentam grandes desafios para sua lubrificação, pois operam em ambientes de microgravidade, alto vácuo, com gradientes térmicos elevados, sendo, portanto, necessário aplicar soluções complexas para contornar estas dificuldades. Contudo, é impossível impedir que a

viscosidade do lubrificante varie com a temperatura, com a velocidade de operação, e com o próprio histórico de operação da roda de reação, o que cria uma dependência entre o coeficiente de atrito e estes fatores (RAJAGOPAL; SIVADASAN, 2002). É possível dizer que os desafios na lubrificação de mancais de rolamento estão entre os principais fatores que restringem a vida útil das rodas nas aplicações espaciais.

Mancais magnéticos contornam as limitações dos mancais de rolamento citadas acima ao fornecer uma alternativa sem contato mecânico entre o rotor e o estator, por meio de uma suspensão magnética entre as partes. Consequentemente, apresentam menos perdas devido ao atrito dinâmico, não apresentam atrito estático, não requerem lubrificação e não exibem desgaste físico. Essas características implicam numa melhora significativa na vida útil do satélite que utiliza este tipo de mancal (RAJAGOPAL; SIVADASAN, 2002). Como não há desgaste mecânico, o único fator determinante para a vida útil do mancal magnético é a durabilidade da eletrônica. Além disso, a modelagem matemática de uma roda com mancal magnético é facilitada pela ausência do atrito estático, e pelo fato de que o atrito dinâmico depende menos da temperatura do que em mancais mecânicos.

É possível, inclusive, usar os mancais magnéticos para realizar diagnósticos ou identificação de parâmetros com o mancal em operação, ou para ativamente suprimir as vibrações oriundas de desbalanceamentos do rotor (STEPHAN et al., 2013), levando a melhoras significativas no controle de atitude de um satélite. Esta última propriedade de mancais magnéticos se deve ao fato de que, como há espaço para o rotor se movimentar dentro do mancal, ele não é obrigado a girar em torno de seu eixo longitudinal geométrico como em mancais de rolamento. Como será visto adiante neste trabalho, a utilização de uma lógica de controle adequada torna possível suspender o rotor magneticamente e permite girá-lo em torno de seu eixo principal de inércia. Esta característica é única de mancais magnéticos e favorece seu uso em missões que desejam mitigar o impacto do *jitter* em satélites com sistema de controle de atitude em três eixos.

Atualmente, o consumo energético da suspensão magnética, seu custo, e a complexidade de seu desenvolvimento são as principais limitações que

desfavorecem o emprego de mancais magnéticos. Estas características restringem o uso de mancais magnéticos a plataformas de maior orçamento e de altos requisitos de desempenho. No entanto, as vantagens no uso de mancais magnéticos motivam a pesquisa por torná-los competitivos em relação aos mancais mecânicos no uso em rodas de reação em termos de custo benefício.

1.3. Organização do trabalho

O primeiro capítulo expõe o contexto em que os mancais magnéticos para rodas de reação estão inseridos, para então explicar as vantagens e desvantagens oriundas de sua aplicação no sistema de controle de atitude de satélites.

O segundo capítulo é dedicado a detalhar os conceitos básicos relacionados a mancais magnéticos em geral. Nele, o foco é dado nos mancais magnéticos ativos, pois são mais intuitivos de explicar em termos de lógica de controle. Porém, o maior interesse está nos mancais magnéticos híbridos, que combinam os méritos de mancais passivos e ativos. A teoria detalhada para o controle de mancais ativos é facilmente adaptada para o caso dos mancais híbridos.

O terceiro capítulo apresenta uma revisão bibliográfica associada a uma análise das práticas encontradas em mancais magnéticos para rodas de reação. Topologias e configurações de mancais serão descritas e analisadas para identificar os principais aspectos construtivos relativos à aplicação espacial.

No quarto capítulo realiza-se a modelagem dinâmica de um rotor suspenso magneticamente por uma configuração de mancais magnéticos em que dois graus de liberdade (GDLs) são estabilizados ativamente para então proceder com o projeto do controlador. Distingue-se entre o modelo linear utilizado para o projeto do controlador e o modelo não linear destinado a validar a eficácia do controlador perante desvios de modelo. Para auxiliar na verificação de que o controlador proposto é capaz de atingir os objetivos do trabalho, os parâmetros do sistema serão definidos com base na configuração de mancais proposto por Bangcheng et al. (2012) e nos requisitos de uma roda de reação para uso em satélites de pequeno porte, com o objetivo de realizar simulações dinâmicas que retratem uma aplicação espacial.

O quinto capítulo analisa o desempenho do controlador proposto em realizar a suspensão magnética de acordo com os objetivos do trabalho. Para isso, simulações dinâmicas serão realizadas com o controlador aplicado ao modelo não linear desenvolvido no quarto capítulo.

Finalmente, o sexto capítulo apresenta as principais considerações em relação ao controlador desenvolvido e em relação às principais contribuições deste trabalho. Sugestões sobre a continuidade do trabalho envolvendo mancais magnéticos em aplicações espaciais serão também apresentadas nas conclusões.

2 MANCAIS MAGNÉTICOS

A ideia de realizar a levitação de um corpo sem nenhum tipo de contato fazendo uso de forças magnéticas é um antigo sonho da humanidade. Contudo, não fácil de ser realizada. É intuitivo afirmar que as forças magnéticas necessárias para suspender um corpo magneticamente num ambiente com gravidade são proporcionais ao peso da massa levitada. Porém, a levitação é verdadeiramente instaurada somente ao garantir uma região de estabilidade na qual o corpo retorna para uma posição de referência após sofrer perturbações externas. Em 1842, Earnshaw teorizou que é impossível realizar qualquer tipo de levitação a partir de uma configuração estática de ímãs permanentes em um ambiente com gravidade. Esse teorema nada mais é que uma consequência das equações de Maxwell. Ou seja, apesar de ímãs permanentes produzirem forças magnéticas suficientes para sustentar o peso de um corpo, é impossível arranjá-los de tal forma a garantir a estabilidade da levitação. Entretanto, há formas de contornar a limitação teorizada por Earnshaw.

Eletroímãs são um tipo de ímã em que o campo magnético é produzido por correntes elétricas. Sua principal funcionalidade consiste em permitir a modulação do fluxo magnético, de acordo com a quantidade de corrente injetada. Por si só, esta funcionalidade não garante a estabilidade da levitação, devido ao teorema de Earnshaw. No entanto, passa a existir a possibilidade de constantemente ajustar a força magnética produzida sobre o corpo a ser levitado. Ao monitorar a posição do corpo por meio de sensores de deslocamento, é possível inferir a corrente que deve ser aplicada aos enrolamentos do eletroímã para manter a estabilidade da levitação. Esta é a prática adotada por grande parte das aplicações industriais que utilizam levitação magnética, constantemente modificando o campo magnético aplicado sobre o corpo para retorná-lo a uma posição de referência.

Os primeiros registros de levitação magnética ocorreram por meio da modulação de eletroímãs, nas áreas de física e de transporte, em 1937. Neste ano, Kemper (1937) publicou uma patente em que descreveu um predecessor do que viria a se tornar o que conhecemos hoje por veículos levitados magneticamente (MAGLEV). Paralelamente, Beams (1937) e Holmes (1937) suspenderam magneticamente pequenas bolas de aço para testar a resistência do material sujeito

a altas rotações. Eles alcançaram velocidades de aproximadamente 18 milhões de rotações por minuto, o que resultou na explosão das bolas de aço devido à força centrífuga. Desde então, outras técnicas de realizar levitação magnética foram concebidas (e.g levitação supercondutora), o que levou à invenção de diversas novas tecnologias.

Mancais magnéticos surgiram em consequência dos avanços de técnicas de levitação aplicadas à suspensão magnética de rotores. A possibilidade de realizar a levitação de um eixo provê propriedades interessantes para diversas aplicações de máquinas rotativas, como maior vida útil, menores custos de manutenção, ausência de lubrificação, e ausência de atrito, quando comparadas aos mancais tradicionais de rolamento ou deslizamento. Consequentemente, mancais magnéticos encontraram aplicação em diversas áreas. Destacam-se algumas aplicações e propriedades que motivam o uso de mancais magnéticos:

- a) Aeroespacial e de alto vácuo, em que a lubrificação apresenta grandes desafios;
- b) Indústria de alimentos e dispositivos médicos, em que se deseja prevenir a contaminação;
- c) Máquinas de fluxo, também conhecidas como turbomáquinas, em que a construção pode ser simplificada pela ausência de lubrificação.

O tipo de mancal magnético mais utilizado atualmente é o mancal magnético ativo (MMA), em que as forças restauradoras do mancal são geradas por eletroímãs controlados ativamente. Entretanto, há mancais que utilizam formas passivas de gerar forças restauradoras (e.g ímãs permanentes) exclusivamente ou em conjunção à eletroímãs, conhecidos como mancais magnéticos passivos (MMPs) e híbridos (MMHs), respectivamente. Este capítulo irá focar principalmente nos MMAs, mas também irá descrever os MMPs e os MMHs. Estes últimos são de especial interesse neste trabalho, pois combinam os méritos dos mancais ativos e passivos.

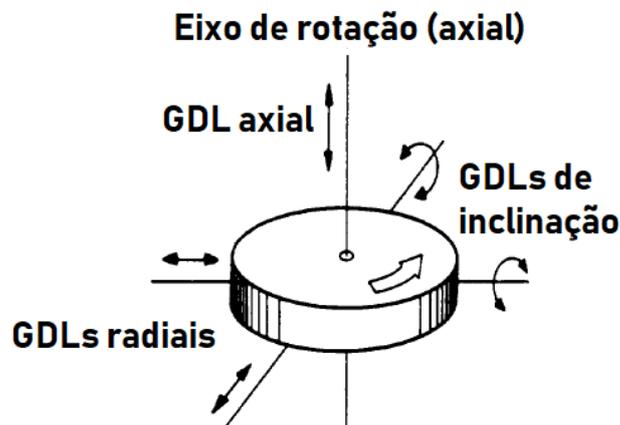
2.1. Classificações de mancais magnéticos

O uso de mancais implica no suporte e guiagem de peças ou componentes de um mecanismo. De modo geral, sua função é permitir a rotação do rotor em torno de seu eixo longitudinal com o mínimo possível de atrito, ao mesmo tempo em que o movimento dos demais GDLs é restringido. Ou seja, os mancais devem exercer forças e torques que restaurem o rotor para a posição desejada quando houver desvios. Os GDLs são denominados relativamente ao eixo de rotação do rotor:

- a) GDL axial, coincidente com o eixo de rotação do rotor;
- b) GDLs radiais, perpendiculares ao eixo de rotação do rotor;
- c) GDLs de inclinação, referentes à inclinação do eixo de rotação do rotor em torno dos eixos radiais.

A Figura 2.1 ilustra os GDLs de um rotor cujo movimento deve ser restringido pelo uso de mancais.

Figura 2.1 – GDLs de um rotor.



Fonte: Adaptada de Scharfe et al. (2001).

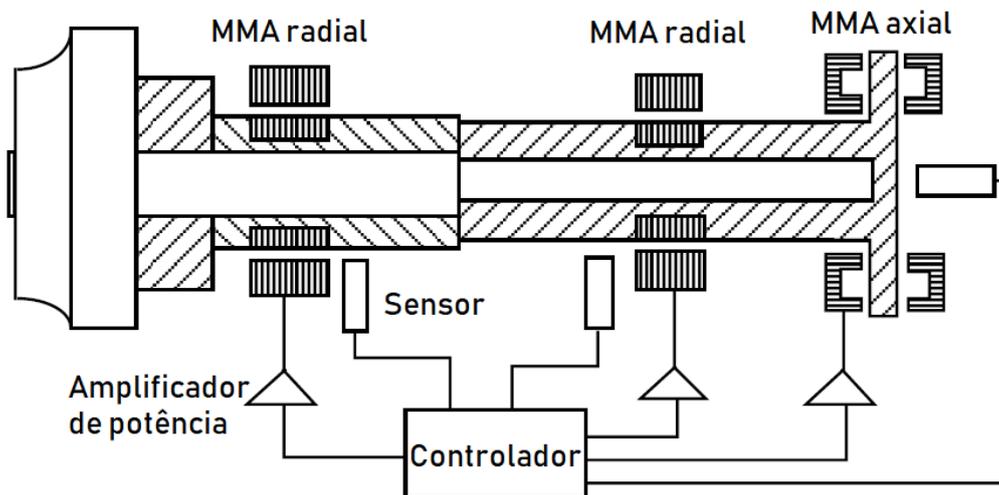
Similarmente aos mancais mecânicos, mancais magnéticos são classificados de acordo com o tipo e direção das forças transmitidas por eles:

- a) Mancais axiais: exercem forças axiais no rotor que restringem seu movimento longitudinal;

- b) Mancais radiais: exercem forças radiais no rotor que restringem seus movimentos radiais. Inclusive, utilizar um par de mancais radiais produz torques radiais que restringem os GDLs de inclinação.

Tipicamente, é necessário utilizar mais de um mancal para estabilizar todos os GDLs de um rotor. A Figura 2.2 ilustra uma configuração tipicamente utilizada para suspender rotores magneticamente, em que dois MMAs radiais e um axial são empregados. Nesta configuração, a combinação dos mancais radiais produz forças e torques radiais sobre o centro de massa (CM) do rotor que resultam na estabilização dos GDLs radiais e de inclinação. O GDL axial é, portanto, estabilizado pelo MMA axial.

Figura 2.2 – Rotor estabilizado por dois MMAs radiais e um axial.



Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

Adicionalmente, existem dois grupos principais de mancais magnéticos, distintos pelo tipo de força magnética que descreve seu comportamento, sendo estas a força de relutância e a força de Lorentz. Os mancais que fazem uso da força de Lorentz recentemente cresceram em relevância devido a novas concepções e geometrias do conjunto motor-mancal, inclusive para rodas de reação (KAUFMANN et al., 2016). Contudo, ainda há uma preferência no uso de mancais que usam a força magnética de relutância nos mancais magnéticos para aplicações espaciais e na indústria em geral; por isto este trabalho considerará apenas esse tipo de mancal.

A força de relutância é proveniente da energia magnética armazenada no espaço entre dois corpos de propriedades ferromagnéticas, chamado de entreferro. Esta força age de modo a minimizar a energia magnética armazenada no entreferro ao convertê-la em energia mecânica, o que implica em aproximar ou afastar os corpos que interagem magneticamente. A resistência de um meio à injeção de fluxo magnético é chamada de relutância, e ela depende da geometria e da permeabilidade magnética do meio. Dois corpos rígidos que interagem magneticamente possuem relutâncias constantes, pois apresentam geometrias e permeabilidades magnéticas invariantes no tempo. Porém, a relutância do entreferro se torna variável no instante em que a força magnética provoca movimento entre os corpos, pois a geometria do espaço entre eles é alterada. Portanto, a força magnética procura minimizar a energia magnética armazenada no entreferro, ou seja, ela procura minimizar sua relutância.

Dentre os materiais ferromagnéticos, é importante distinguir entre os materiais ferromagnéticos duros e os moles. Os primeiros são caracterizados pelos ímãs permanentes, que apresentam baixa permeabilidade magnética e alta magnetização residual. Esta última característica propicia utilizá-los como fontes geradoras de fluxo magnético, pois estes materiais retêm sua magnetização por longos períodos de tempo, uma vez magnetizados. Já os materiais ferromagnéticos moles apresentam alta permeabilidade magnética e baixa magnetização residual. Logo, é possível magnetizá-los e desmagnetizá-los facilmente ao aplicar um campo magnético externo. Adicionalmente, a força magnética que emerge na superfície que separa dois meios de permeabilidades magnéticas diferentes (ferro e ar, por exemplo), perpendicular a essa superfície, é proporcional à diferença de permeabilidade entre os meios. Por esses motivos, materiais ferromagnéticos moles são tipicamente utilizados como núcleo de eletroímãs, como nos mancais magnéticos de relutância.

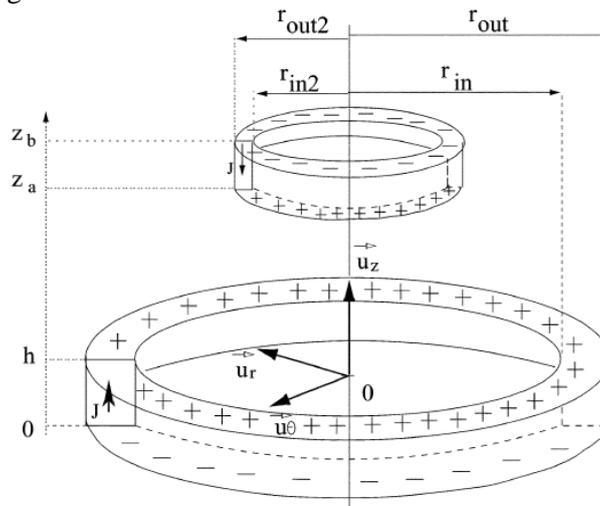
Dentre os mancais magnéticos de relutância, pode-se distinguir entre os mancais magnéticos passivos (MMP), os ativos (MMA) e os híbridos (MMH) de acordo com a fonte geradora de fluxo magnético. Os MMPs utilizam exclusivamente ímãs permanentes para a geração do fluxo magnético, os MMAs exclusivamente eletroímãs, e os MMHs utilizam ambos: ímãs e eletroímãs. Um rotor suspenso

magneticamente pode empregar vários mancais para estabilizar todos os seus graus de liberdade, e cada um destes mancais pode ser ativo, passivo ou híbrido.

2.1.1. Mancais magnéticos passivos

É da natureza dos MMPs instabilizar algum dos GDLs, em contrapartida aos GDLs que são estabilizados. A Figura 2.3 ilustra uma estrutura comum em MMPs, composta por dois anéis de ímãs permanentes concêntricos polarizados axialmente em sentidos opostos. Como ilustrado na Figura 2.4, esta estrutura estabiliza os GDLs axial e de inclinação, porém produz forças desestabilizadoras nos eixos radiais. Subentende-se que um anel é conectado ao estator e outro ligado ao rotor. Alternativamente, os ímãs permanentes empregados em MMPs podem ser usados em conjunção a materiais ferromagnéticos moles para guiar o fluxo magnético.

Figura 2.3 – Representação de mancal magnético axial passivo composto por dois anéis magnetizados axialmente.

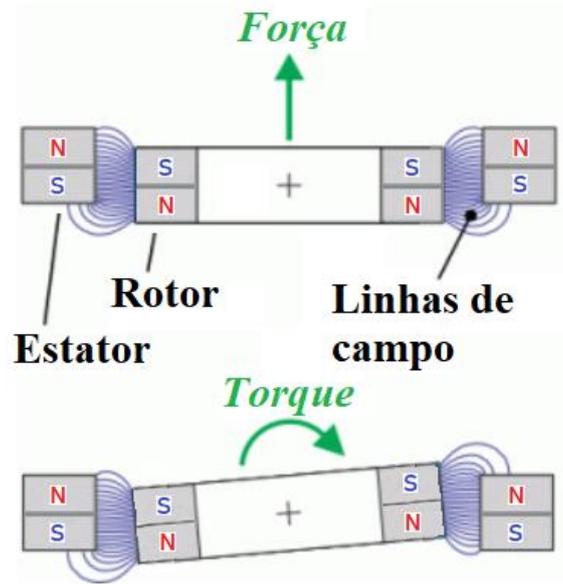


Fonte: Ravaud, Lemarquand e Lemarquand (2009).

Decorre do teorema de Earnshaw que é impossível estabilizar um rotor exclusivamente por meio de MMPs. O teorema afirma que um conjunto de cargas não pode se manter em um estado de equilíbrio mecânico estacionário exclusivamente pela interação eletrostática das cargas. Este teorema, originalmente aplicado aos campos eletrostáticos, é igualmente válido para os campos magnéticos. Contudo, o teorema se aplica apenas a sistemas estaticamente estáveis. Mancais eletrodinâmicos permitem levitar magneticamente um rotor em rotação de maneira estável por meios puramente passivos, caracterizando um

sistema dinamicamente estável. Estes mancais utilizam forças de Lorentz como seu princípio de funcionamento.

Figura 2.4 – Resposta do MMP a variações na posição e atitude do rotor.



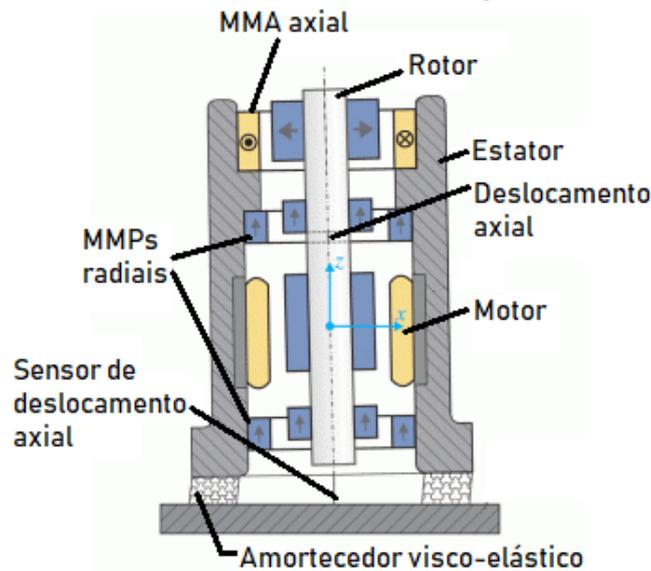
Fonte: Adaptada de Linz Center of Mechatronics GmbH (2018).

Geralmente, MMPs de relutância são utilizados em conjunção com MMAs para garantir a estabilidade estática do sistema de suspensão magnética. Eles fornecem uma alternativa que prescinde de gastos energéticos para estabilizar um ou mais GDLs de um rotor. Em contrapartida, a dinâmica dos GDLs estabilizados passivamente resulta em baixos níveis de amortecimento. Tipicamente, as únicas fontes de amortecimento existentes em MMPs provêm do atrito com o ar e de correntes parasitas induzidas pelo movimento relativo entre o rotor e o estator. O campo magnético gerado por essa corrente produz uma força no sentido contrário ao da velocidade, resultando em um efeito amortecedor.

Contudo, o amortecimento naturalmente gerado pelos MMPs pode não ser suficiente para determinadas aplicações, o que pode comprometer a capacidade do mancal de suprimir vibrações. Nestes casos, é comum que estruturas auxiliares sejam utilizadas para assegurar que o nível de amortecimento em determinado GDL estabilizado passivamente seja satisfatório. A Figura 2.5 ilustra um eixo estabilizado por dois MMPs radiais e um MMA axial, em que amortecedores visco-elásticos foram utilizados como suporte, resultando no aumento do amortecimento dos GDLs estabilizados passivamente.

Alternativamente, amortecedores que fazem uso de correntes parasitas para amortecer vibrações podem ser utilizados. Estes amortecedores são compostos por estruturas especificamente construídas para produzir correntes parasitas proporcionais ao movimento do rotor em relação ao GDL que se deseja amortecer. O esforço para o modelamento desse tipo de dispositivo é considerável, mas são capazes de melhorar substancialmente a resposta do sistema a vibrações.

Figura 2.5 – Exemplo de solução em que amortecedores visco-elásticos contribuem para o amortecimento dos GDLs estabilizados passivamente.



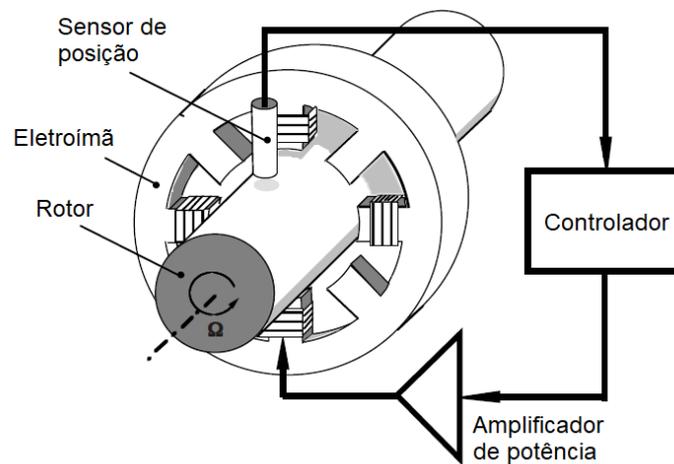
Fonte: Adaptada de Linz Center of Mechatronics GmbH (2018).

2.1.2. Mancais magnéticos ativos

Os MMAs, por outro lado, usam eletroímãs para gerar fluxo magnético e são capazes de modular esse fluxo conforme uma lei de controle cujo objetivo é suspender um rotor a uma distância fixa dos polos do mancal magnético. A Figura 2.6 ilustra os componentes principais da malha de controle de um dos eixos de um MMA radial. Um sensor de posição que não necessite de contato mensura o desvio da posição do rotor em relação à posição desejada e a transmite para o controlador. Finalmente, um sinal de comando é emitido para um amplificador de potência que transforma esse sinal em uma corrente elétrica no enrolamento do eletroímã do mancal. Essa corrente produz um campo magnético no circuito magnético do mancal que resulta em uma força magnética restauradora.

A lei de controle imposta sobre essa planta é responsável pela estabilidade desse sistema, assim como pela sua rigidez e amortecimento das oscilações. Estas características podem ser alteradas durante a operação do sistema, se houver necessidade. Esta configuração permite elevados níveis de rigidez, porém é de elevado consumo de energia pela necessidade de uma corrente de viés (SCHWEITZER et al., 2009).

Figura 2.6 - Princípio de funcionamento de um MMA radial.

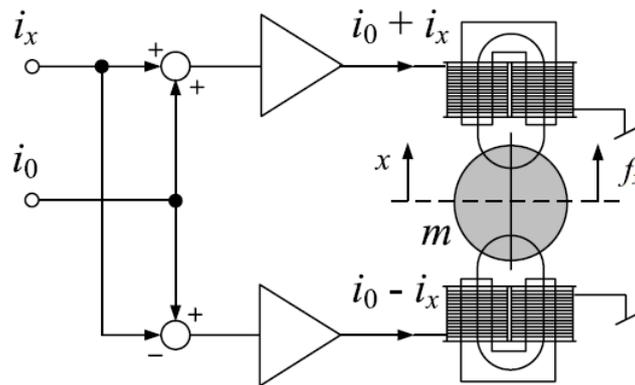


Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

A corrente de viés i_0 faz parte de uma estratégia utilizada para o acionamento de MMAs conhecida como acionamento diferencial. Esta consiste em aplicar uma componente constante de corrente i_0 em todos os enrolamentos que é modulada pela corrente de controle i_x como ilustrado na Figura 2.7. Se i_x não for modulada segundo uma lei de controle, a corrente de viés naturalmente instabiliza o rotor, pois qualquer desvio x da posição de equilíbrio fará com que ele seja atraído em direção ao estator. Apesar disso, este método de acionamento dos eletroímãs de um mancal magnético é largamente utilizado em MMAs, pois resulta em uma relação de força magnética (f_x) em função das correntes de controle muito próxima da aproximação linear quando o rotor está próximo do ponto de operação.

A tecnologia envolvida na suspensão de rotores por meios ativos tem evoluído rapidamente nas últimas décadas, devido à disponibilidade de componentes para eletrônica de potência e processamento de sinais, ao avanço no *design* do controle, e no modelamento das dinâmicas do rotor (SCHWEITZER et al., 2009).

Figura 2.7 – Acionamento diferencial dos eletroímãs de um MMA.



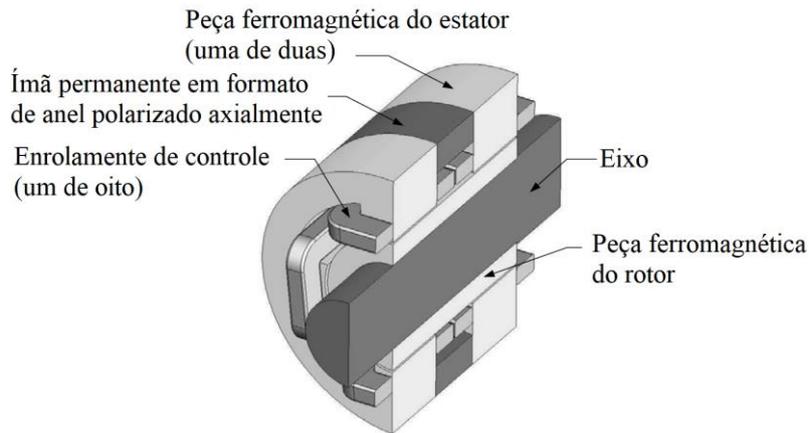
Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

2.1.3. Mancais magnéticos híbridos

A corrente de viés gera uma instabilidade no mancal, análogo a uma mola mecânica com rigidez negativa. Porém, normalmente é necessária para que o atuador possa operar numa região mais linear, e para obter a dinâmica desejada. Contudo, esse viés não realiza trabalho, o que permite que um ímã permanente seja empregado para realizar essa função. MMHs usam ímãs permanentes para gerar o fluxo magnético de viés e eletroímãs para modular esse fluxo com o intuito de controlar a força resultante produzida pelo mancal. Conseqüentemente, a potência elétrica que seria despendida para gerar o fluxo de viés é eliminada, e o mancal passa a gerar menos calor. A Figura 2.8 ilustra um exemplo de MMH. Essa estrutura apresenta duas peças ferromagnéticas no estator, cada uma com quatro polos, separadas por um ímã permanente em formato de anel polarizado axialmente. Cada polo possui um enrolamento capaz de somar ou subtrair fluxo magnético do fluxo de viés oriundo do ímã.

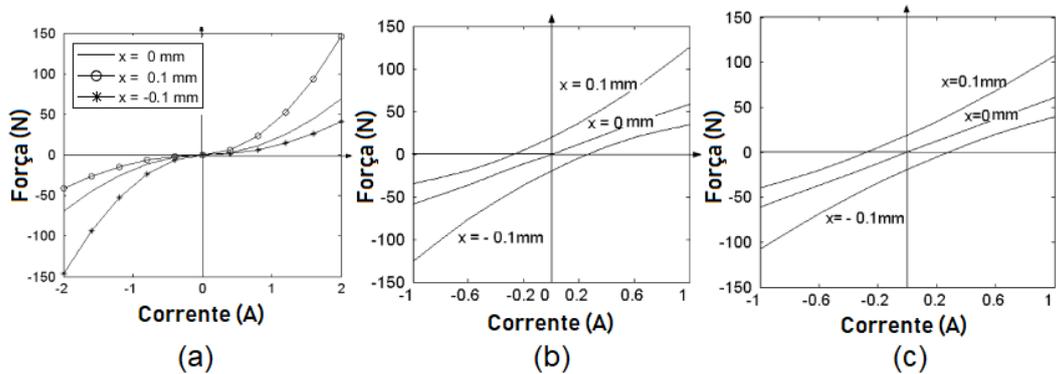
As curvas apresentadas na Figura 2.9 comparam a força gerada pela corrente de controle em diferentes posições radiais do rotor, referentes a variável x , de diferentes tipos de mancais magnéticos. Como pode ser visto na Figura 2.9a, um MMA pode prescindir de uma corrente de viés, porém esta prática leva a relações consideravelmente não lineares da força gerada pela corrente de controle, quando for comparada a MMAs com corrente de viés (Figura 2.9b) ou com MMHs (Figura 2.9c), o que pode comprometer severamente a estabilidade da suspensão magnética (YANLIANG et al., 2006).

Figura 2.8 – Seção transversal de um MMH radial.



Fonte: Adaptada de SCHWEITZER et al. (2009).

Figura 2.9 – Relação entre a força e a corrente em diferentes mancais magnéticos.



(a) MMA sem corrente de viés; (b) MMA com corrente de viés; (c) MMH.

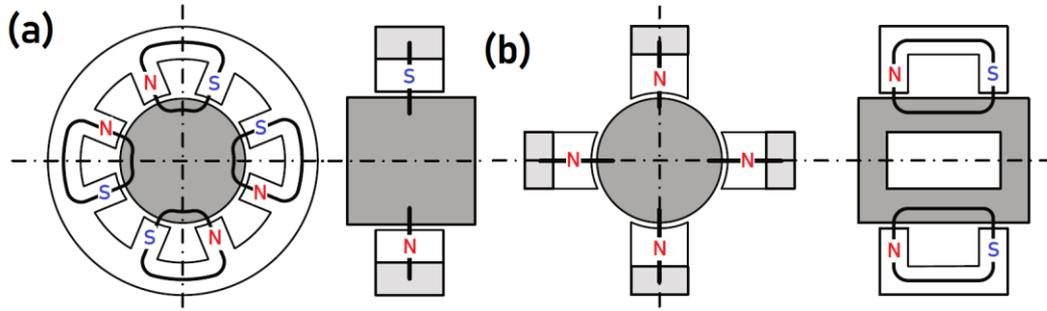
Fonte: Adaptada de Yanliang et al. (2006)

2.1.4. Configurações estruturais para MMAs radiais

Existem duas configurações estruturais para MMAs radiais, distintas pelo modo como as polaridades do fluxo magnético afetam um rotor girante. Se todo o fluxo magnético estiver confinado num plano perpendicular ao eixo de rotação, então os polos magnéticos ao redor do rotor devem apresentar polaridades alternadas, como pode ser visto na Figura 2.10a. MMAs com essa configuração são chamados de heteropolares, e podem ser construídos de maneira semelhante às de motores elétricos. Alternativamente, se o fluxo magnético passar axialmente pelo rotor, é possível construir uma configuração em que os polos de um dado plano perpendicular ao eixo de rotação apresentam a mesma polaridade. Nesse caso, a alternância de polaridades ocorre no eixo longitudinal, como na Figura 2.10b, e

essa configuração é chamada de homopolar. É comum que essa configuração seja usada conjuntamente com ímãs permanentes.

Figura 2.10 - Configurações estruturais de mancais magnéticos radiais.



(a) Heteropolar: as polaridades dos polos do estator variam no plano de rotação do rotor (nesse caso, com a sequência N-S-S-N-N-S-S-N); (b) Homopolar: os polos do estator apresentam a mesma polaridade em qualquer plano de rotação do rotor.

Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

A escolha pela configuração mais apropriada depende dos requisitos de cada aplicação. A implantação mais comum do arranjo heteropolar, que consiste de uma peça ferromagnética apenas, normalmente é de execução mais simples e econômica. Mancais homopolares tendem a ser mais complexos, porém resultam em menores perdas por correntes parasitas do que a configuração heteropolar, pois há menor variação do campo magnético no rotor quando ele estiver a girar. Essa propriedade é particularmente importante nas aplicações em que o mancal opera no vácuo, porque a única forma do rotor liberar calor é por radiação. Aplicações que visam diminuir os gastos energéticos comumente optam pelo arranjo homopolar pela facilidade estrutural que permite ser usada em conjunto com ímãs para geração do fluxo magnético de viés (SCHWEITZER et al., 2009).

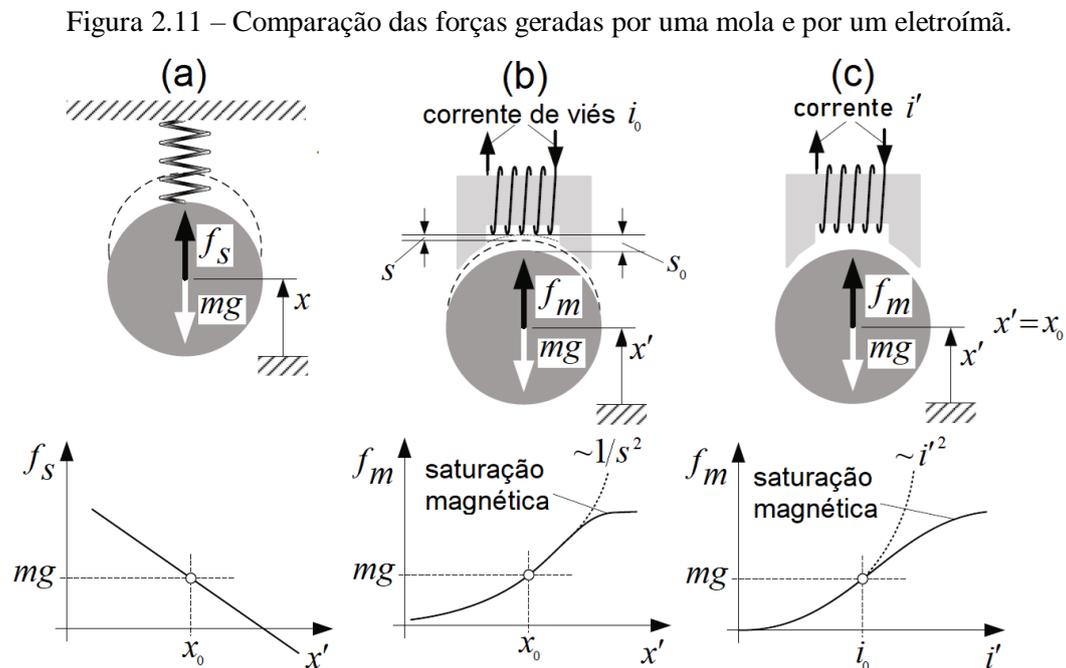
2.2. Rotores suspensos magneticamente

Interessa, nesta sessão, detalhar os fundamentos da dinâmica de MMAs quando aplicados em conjunção com um eixo sujeito a rotação, como é o caso do rotor suspenso magneticamente ilustrado na Figura 2.2.

2.2.1. Modelo simplificado de mancais magnéticos ativos

As forças geradas por MMAs apresentam fortes não linearidades, principalmente devido à histerese dos materiais ferromagnéticos moles. Por isso, modelos simplificados são tipicamente usados para auxiliar o projeto de um algoritmo de controle apropriado para a suspensão magnética. Em um primeiro momento, é útil derivar um modelo simplificado que negligencia as dinâmicas dos sensores, dos amplificadores de potência, se restringindo a apenas um dos GDLs do rotor.

A Figura 2.11 ilustra o efeito da força magnética (f_m) de um eletroímã sobre um corpo ferromagnético e o compara ao efeito da força de uma mola (f_s) sobre o mesmo corpo. Ambas estas forças se contrapõem à força gravitacional, definida pela massa do corpo m e pela aceleração gravitacional g . Observa-se que enquanto a mola exerce uma força que procura restaurar o corpo a uma posição de equilíbrio x_0 , o eletroímã exerce uma força que procura afastá-lo de x_0 . Além disso, o posicionamento de x_0 é condicionado à parcela da corrente nos enrolamentos considerada constante i_0 , como evidenciado na Figura 2.11c.



(a) mola mecânica; (b) eletroímã (corrente de viés constante: $i' = i_0$); (c) eletroímã (posição do corpo ferromagnético constante: $x' = x_0$).

Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

A força magnética é aproximadamente proporcional ao inverso do quadrado do tamanho do entreferro (s), e ao quadrado da corrente no eletroímã (i'). Porém, surgem outras não linearidades em valores pequenos de entreferro ou em correntes elevadas, pois ocorre a saturação do material ferromagnético. Apesar destas fortes não linearidades, mancais magnéticos podem normalmente ser bem controlados com algoritmos de controle lineares. Para isso, as dependências da força pelo deslocamento e pela corrente devem ser linearizadas no ponto de operação desejado (x_0, i_0), normalmente escolhidos em pontos onde a força resultante sobre o corpo é nula. A Figura 2.12 ilustra esse tipo de linearização, cuja expressão pode ser aproximada por:

$$f_x(x, i_x) = -k_s x + k_i i_x, \quad (2.1)$$

onde as variáveis $x = x' - x_0$ e $i_x = i' - i_0$ representam o deslocamento a partir do ponto de equilíbrio e a corrente de controle, respectivamente.

Matematicamente, o sinal da rigidez mecânica k_s determina a estabilidade do sistema no ponto de operação (x_0, i_0). Na Figura 2.12a, uma força magnética gerada por um deslocamento positivo também é positiva, comportando-se como uma mola com coeficiente negativo, cujo modelo é representado por

$$k_s = - \left. \frac{df_m}{dx} \right|_{x=0, i_x=0} \quad (2.2)$$

Portanto, um MMA em malha aberta apresenta rigidez mecânica negativa, devido à corrente de viés, o que implica em um sistema naturalmente instável. Um efeito equivalente é obtido em MMHs ao utilizar ímãs permanentes para gerar fluxo magnético de viés.

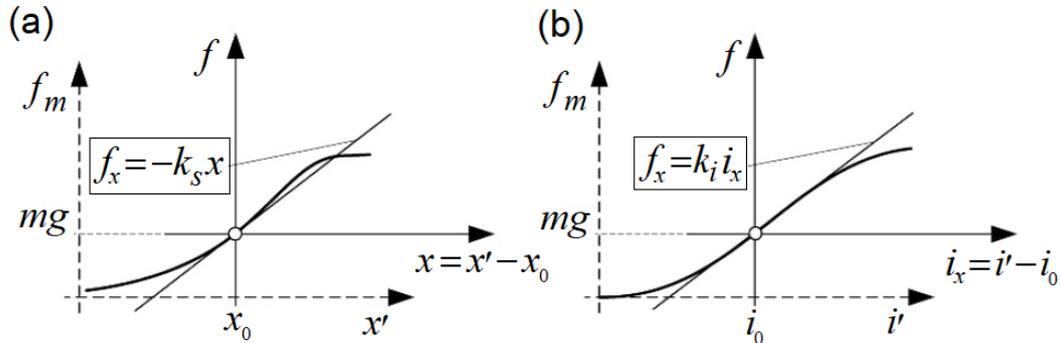
Como ilustrado na Figura 2.12b, o coeficiente

$$k_i = \left. \frac{df_m}{di_x} \right|_{x=0, i_x=0} \quad (2.3)$$

corresponde à inclinação da reta que aproxima a força magnética gerada pela corrente de controle próxima ao ponto de operação. As constantes k_s (N/m) e k_i

(N/A) costumam ser chamadas de fator força-deslocamento e fator força-corrente. Ambas apresentam um papel importante no projeto do controle.

Figura 2.12 – Linearização no ponto de operação.



(a) relação força-deslocamento quando $i_x=0$ (inclinação é positiva, logo $k_s < 0$); (b) relação força-corrente quando $x=0$ (inclinação é positiva, logo $k_i > 0$).

Fonte: Schweitzer et al. (2009).

A Equação 2.1 é considerada como a descrição fundamental do comportamento de mancais magnéticos ativos controlados por corrente. Apesar desta equação ser apenas uma aproximação linear da verdadeira relação $f_m(x, i_x)$ e, portanto, válida apenas na região próxima ao ponto de operação, ela se provou útil para uma grande gama de aplicações ao longo dos anos. Considerando-se a inércia do rotor, a representação por espaço de estados da dinâmica simplificada de cada eixo radial passa a ser

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -k_s/m & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ k_i/m \end{bmatrix} i_x. \quad (2.4)$$

Apenas casos limites costumam exigir modelos mais detalhados (tipicamente não lineares), como quando há contato entre o rotor e o estator, quando há saturação, quando a corrente de viés é pequena, etc.

2.2.2. Dinâmica do enrolamento de controle

Como visto anteriormente, MMAs são instáveis em malha aberta, restando ao controlador determinar a corrente apropriada para estabilizar o mancal. Contudo, a indutância do enrolamento resiste a qualquer mudança súbita de corrente, logo é necessário ter um amplificador apropriado para atingir taxas aceitáveis de variação de corrente. A relação entre a corrente e a tensão é linear, dado um valor

de indutância constante, porém este não é o caso nos mancais magnéticos, pois a indutância dos enrolamentos varia com a posição do mancal. Num modelo linearizado, porém, é possível considerar a indutância constante, igual ao seu valor no ponto de equilíbrio (rotor na posição central). Adicionalmente, o movimento do rotor induz uma tensão nos enrolamentos (força contra-eletromotriz), proporcional à velocidade do movimento. A razão para isso é que o mancal magnético é um dispositivo capaz de converter energia magnética em energia mecânica e vice-versa, similar a motores e geradores elétricos. Portanto, a tensão total (u_x) a ser gerada pelo amplificador de potência deve levar em conta a indutância (L), a resistência (R) do enrolamento, e o movimento do rotor:

$$u_x = Ri_x + L \frac{d}{dt} i_x + k_u \frac{d}{dt} x \quad (2.5)$$

onde x representa a posição do rotor em relação a um dos eixos radiais ou ao eixo longitudinal, caso este seja controlado ativamente, k_u é o coeficiente de tensão devido ao movimento, e i_x representa a corrente aplicada ao enrolamento. Idealmente, k_u é igual à derivada parcial da força em relação à corrente, porém perdas no mancal por correntes parasitas, espriamento, histerese e outras fontes não lineares fazem com que essa equivalência não seja ideal (SCHWEITZER et al., 2009). Ao incorporar a dinâmica do enrolamento de controle descrito pela Equação 2.5 na representação por espaço de estados descrita na Equação 2.4, obtém-se o modelo linear simplificado de um eixo de um MMA controlado por tensão:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \\ i_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -k_s/m & 0 & k_i/m \\ 0 & -k_u/L & -R/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \\ i_x \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/L \end{bmatrix} u_x. \quad (2.6)$$

2.2.3. Dinâmica de rotores rígidos

Dependendo das necessidades do projeto, os rotores são classificados como rígidos ou flexíveis, e sua dinâmica é associada à configuração de mancais em que estão inseridos (STEPHAN et al., 2013). O comportamento de um corpo rígido em torno de seu centro de massa é descrito pelo conjunto de equações (CARRARA, 2012)

$$\ddot{\mathbf{x}}_{cm} = m^{-1}\mathbf{f} - \boldsymbol{\omega} \times \dot{\mathbf{x}}_{cm}, \quad (2.7)$$

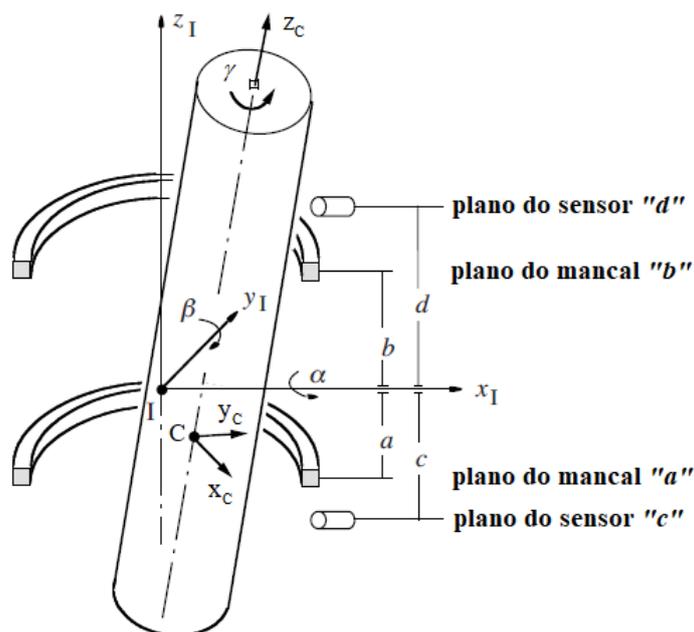
$$\dot{\boldsymbol{\omega}}^b = \mathbf{I}^{-1}(\mathbf{g}_{cm} - \boldsymbol{\omega} \times \mathbf{I}\boldsymbol{\omega}), \quad (2.8)$$

nas quais \mathbf{x}_{cm} representa o vetor posição do centro de massa do rotor, $\boldsymbol{\omega}$ representa o vetor de velocidades angulares do rotor, \mathbf{f} representa o vetor de forças que age sobre o rotor, \mathbf{g}_{cm} representa o torque com relação ao centro de massa, m representa a massa do rotor, \mathbf{I} representa a matriz de inércia do corpo quando referida a um sistema com origem no centro de massa, e o sobrescrito b indica um vetor relativo ao sistema de coordenadas do corpo. A posição e a atitude do rotor são caracterizadas pelo vetor posição $\mathbf{x}_{cm} = [x_{cm} \ y_{cm} \ z_{cm}]^T$ e pela matriz de rotação que relacionam o deslocamento e a orientação entre as origens dos sistemas de coordenadas inercial $I - x_1 y_1 z_1$ e do corpo $C - x_c y_c z_c$.

A Figura 2.13 ilustra um rotor estabilizado por dois mancais radiais, em que é possível visualizar o deslocamento do rotor em relação a $I - x_1 y_1 z_1$. Tipicamente, a origem de $I - x_1 y_1 z_1$ coincide com a de $C - x_c y_c z_c$ quando o rotor se encontra na posição de referência em que se deseja manter o rotor por meio da suspensão magnética. Por convenção, o eixo z_1 é coincidente com o eixo de rotação do rotor. Portanto, z_{cm} determina o deslocamento axial do rotor e x_{cm} e y_{cm} determinam os deslocamentos radiais.

Sob certas premissas, o modelo da dinâmica do rotor apresentado nas Equações 2.7 e 2.8 pode ser simplificado. Ao se considerar pequenos desvios a partir da posição de referência em relação às dimensões do rotor, é possível linearizar as equações do movimento. Assume-se, inclusive, que o rotor é simétrico e que a velocidade de rotação do rotor Ω em torno de seu eixo longitudinal é constante, ou seja, a derivada do ângulo γ de inclinação em torno de z_1 é constante ($\dot{\gamma} = \Omega$). Na configuração de mancais exibida na Figura 2.13, o mancal axial é omitido porque o GDL axial pode ser considerado desacoplado dos demais sob uma abordagem linearizada. Porém, como os mancais radiais são responsáveis pela estabilização dos GDLs radiais e de inclinação, o acoplamento giroscópico implica num acoplamento do movimento destes GDLs.

Figura 2.13 – Rotor rígido estabilizado por dois mancais radiais.



Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

Omitindo a dinâmica axial, as equações do movimento do rotor se tornam:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{Z}, \quad (2.9)$$

onde $\mathbf{q} = [\beta \ x_{cm} \ -\alpha \ y_{cm}]^T$ representa o vetor de estados do rotor em que α e β indicam os ângulos de inclinação em relação aos eixos radiais x_I e y_I , \mathbf{Z} representa o vetor de forças generalizadas que atuam sobre o rotor, $\mathbf{M} = \text{diag}(I_{xx}, m, I_{xx}, m)$ representa a matriz de inércia do rotor e \mathbf{G} representa a matriz giroscópica dada por

$$\mathbf{G} = I_{zz}\Omega \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (2.10)$$

Adicionalmente, I_{xx} e I_{zz} representam a inércia transversal e axial do rotor, respectivamente. Somente é possível utilizar α e β como estados do sistema ao invés de uma transformação por ângulos de Euler porque se considera pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio. A dinâmica dos GDLs de inclinação é representada, portanto, pela dinâmica dos ângulos α e β .

Em soluções como a apresentada na Figura 2.13, \mathbf{Z} resulta das forças e torques produzidos pelos mancais radiais de acordo com a posição axial do rotor em que eles atuam:

$$\mathbf{Z} = \mathbf{B}\mathbf{u}_f, \quad (2.11)$$

onde $\mathbf{u}_f = [f_{ax} \ f_{bx} \ f_{ay} \ f_{by}]^T$ contém as forças radiais produzidas pelos canais X e Y de cada mancal radial. A matriz \mathbf{B} relaciona, portanto, o impacto destas forças na dinâmica dos estados do rotor \mathbf{q} :

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} a & b & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a & b \\ 0 & 0 & 1 & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.12)$$

Ao substituir a expressão da força obtida na Equação 2.1 nas expressões das forças radiais contidas em \mathbf{u}_f , é possível tornar \mathbf{u}_f explicitamente dependente de \mathbf{q} e do vetor de correntes de controle $\mathbf{i} = [i_{ax} \ i_{bx} \ i_{ay} \ i_{by}]^T$

$$\mathbf{u}_f = -k_s \mathbf{x}_b + k_i \mathbf{i} = -k_s \begin{bmatrix} a & 1 & 0 & 0 \\ b & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a & 1 \\ 0 & 0 & b & 1 \end{bmatrix} \mathbf{q} + k_i \mathbf{i}, \quad (2.13)$$

onde \mathbf{i} contém as correntes de controle de cada mancal radial e

$$\mathbf{x}_b = \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ y_a \\ y_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a & 1 & 0 & 0 \\ b & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a & 1 \\ 0 & 0 & b & 1 \end{bmatrix} \mathbf{q}, \quad (2.14)$$

indica os deslocamentos radiais do rotor dentro dos mancais radiais. Obtém-se, portanto, uma expressão da força generalizada

$$\mathbf{Z} = -\mathbf{K}_s \mathbf{q} + \mathbf{K}_i \mathbf{i} \quad (2.15)$$

que pode ser usada para reescrever a Equação 2.9 da seguinte forma:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_s \mathbf{q} = \mathbf{K}_i \mathbf{i}, \quad (2.16)$$

onde \mathbf{K}_s e \mathbf{K}_i são dados por

$$\mathbf{K}_s = k_s \begin{bmatrix} a^2 + b^2 & a + b & 0 & 0 \\ a + b & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a^2 + b^2 & a + b \\ 0 & 0 & a + b & 2 \end{bmatrix}. \quad (2.17)$$

$$\mathbf{K}_i = -k_i \mathbf{B}. \quad (2.18)$$

A Equação 2.16 é particularmente relevante no desenvolvimento de algoritmos de controle frente ao acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação quando o rotor é sujeito a rotação ($\Omega \neq 0$). A análise do efeito destes algoritmos de controle será abordada na sessão 2.3.3. Em malha aberta, o sistema é instável, pelo fato da matriz de estados

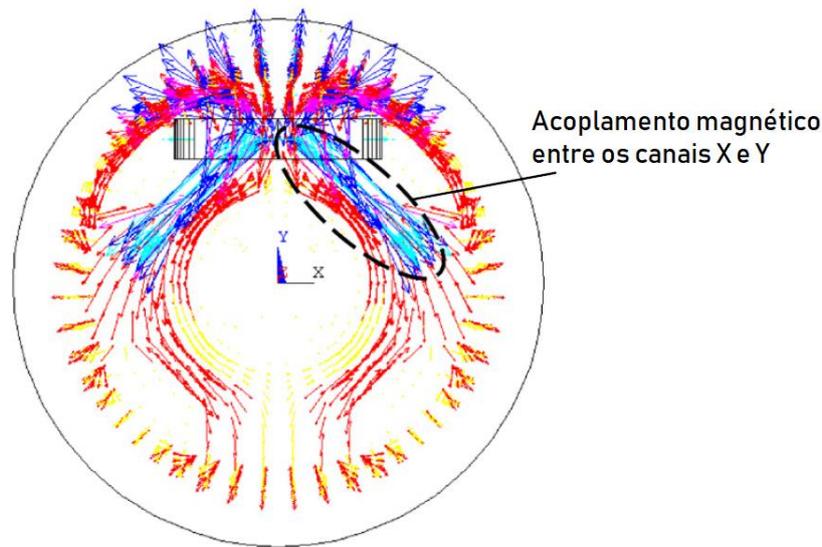
$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K}_s & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{G} \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

apresentar autovalores com partes reais positivas.

2.2.4. Acoplamento magnético em MMAs

MMAs que controlam múltiplos GDLs do rotor, como os mancais radiais, apresentam acoplamento magnético entre os eixos estabilizados. Esse acoplamento ocorre porque o campo magnético gerado pelos enrolamentos de controle não está confinado apenas ao eixo em que eles atuam, como exemplificado na Figura 2.14. As forças geradas pelo acoplamento se anulam quando o rotor está centralizado, e se intensificam de acordo com a distância do rotor em relação ao ponto de equilíbrio. Por isso, o acoplamento magnético pode ser menosprezado numa abordagem linearizada em relação à posição central da suspensão magnética. Contudo, é necessário compensá-lo caso o rotor opere distante do ponto de operação.

Figura 2.14 – Acoplamento nos canais X e Y de um MMH radial heteropolar.



Fonte: Adaptada de Jinji e Jiancheng (2011).

2.3. Controle de mancais magnéticos ativos

O desafio ao controle de mancais magnéticos consiste em determinar uma entrada capaz de estabilizar o movimento do rotor, que resulte numa dinâmica aceitável e capaz de rejeitar distúrbios. Amplamente, o tipo de controle mais utilizado é o PID com filtro, por ser uma técnica que garante desempenho satisfatório em uma gama de aplicações industriais. Técnicas de controle robusto como H_∞ e μ -*synthesis* são menos aplicadas, mas apresentam grande potencial por serem bastante adequadas em plantas MIMO complexas. É possível que técnicas de controle robusto se tornem mais relevantes no futuro, à medida que os custos computacionais da técnica diminuam e os MMAs se tornam mais complexos. Técnicas de controle menos apropriadas, e raramente usadas nos mancais magnéticos, requerem que todos os estados sejam mensurados, ou então apresentam grande sensibilidade a incertezas no modelo da planta, o que prejudica a robustez do sistema (SCHWEITZER et al., 2009).

2.3.1. Controlador PD

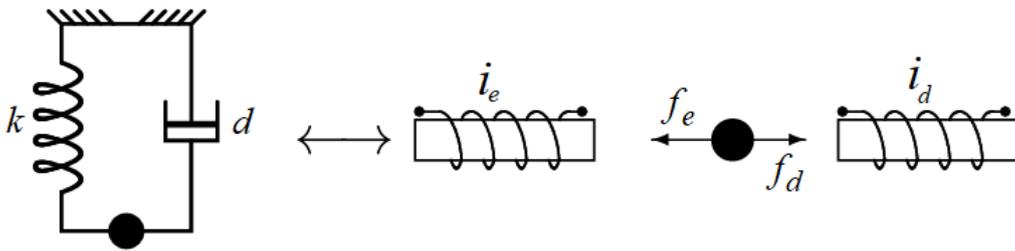
Como visto anteriormente, é útil utilizar uma abordagem simplificada em que um eixo de um MMA é modelado como um sistema massa-mola com rigidez negativa. Esse sistema é facilmente estabilizado por um controlador PD, e passa a apresentar grandes semelhanças com um sistema massa mola amortecedor

mecânico (Figura 2.15). Por isso, é comum modelar os parâmetros dos MMAs em malha fechada em termos de rigidez (k) e amortecimento (d) segundo a equação dinâmica

$$m\ddot{x} + d\dot{x} + kx = 0 \quad (2.20)$$

em que m representa a inércia e x representa o deslocamento axial ou radial do rotor. Os ganhos proporcional (k_p) e derivativo (k_d) do controlador PD estão diretamente atrelados aos parâmetros de rigidez e amortecimento desejados para o sistema em malha fechada. Tipicamente, aplicações que exigem grande força ou precisão requerem altos valores de rigidez, enquanto aplicações que apresentam forças externas baixas não requerem rigidez elevada, restando ao MMA providenciar a capacidade do rotor de operar sem contato, com baixos níveis de vibração.

Figura 2.15 – Analogia entre um mancal magnético e um sistema massa-mola.



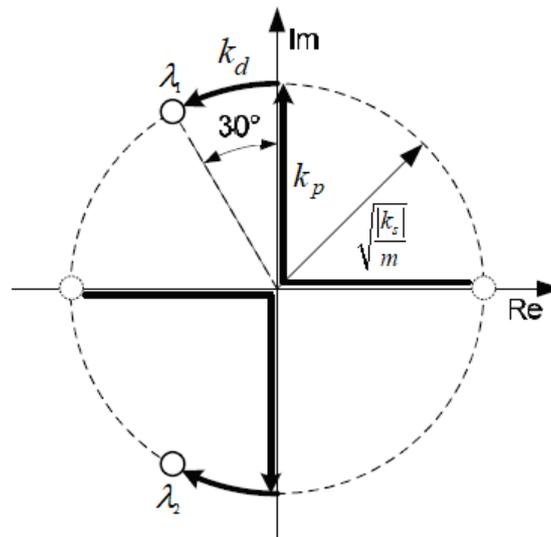
Fonte: Adaptada de Stephan et al. (2013).

É importante notar que há desafios para atingir tanto valores altos quanto baixos de rigidez. Altos valores de rigidez significam um alto ganho proporcional, o que exige níveis baixos de ruído, já que eles serão amplificados. Além disso, as larguras de banda do controlador, do sensor e do amplificador de potência devem ser suficientemente grandes. Inclusive, os parâmetros de amortecimento devem ser elevados para garantir resultados satisfatórios, porém estes amplificam o ruído oriundo das estimativas de velocidade. Baixos valores de rigidez significam que o ganho proporcional deve ser suficiente para compensar a rigidez negativa e meramente estabilizar o sistema. Porém, é necessário enfatizar que k_s apresenta incertezas significativas. Caso k_s não seja conhecido com precisão suficiente, ou caso seu valor mude durante a operação do sistema, o sistema em malha fechada pode ser levado à instabilidade. Tecnicamente é mais fácil atingir valores intermediários (“naturais”) de rigidez, projetados para operar na mesma ordem de

magnitude de $|k_s|$. Resultados similares são obtidos ao aplicar técnicas de controle robusto nas quais se levam em conta as incertezas no valor de k_s .

Similarmente, há desafios em atingir valores extremos de amortecimento. Baixos valores de amortecimento podem levar o sistema à instabilidade devido às não linearidades do sistema, enquanto valores altos exigem que o ruído dos sensores seja suficientemente baixo. A Figura 2.16 ilustra valores intermediários de rigidez e amortecimento. Observa-se na figura a ação dos ganhos k_p e k_d na definição do lugar das raízes. Enquanto o ganho k_p apenas torna o sistema marginalmente estável, o ganho k_d efetivamente leva os pólos do sistema para o semi-plano esquerdo.

Figura 2.16 – Pólos de malha fechada para valores intermediários de rigidez ($k=|k_s|$) e amortecimento (d).



Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

2.3.2. Controlador PID

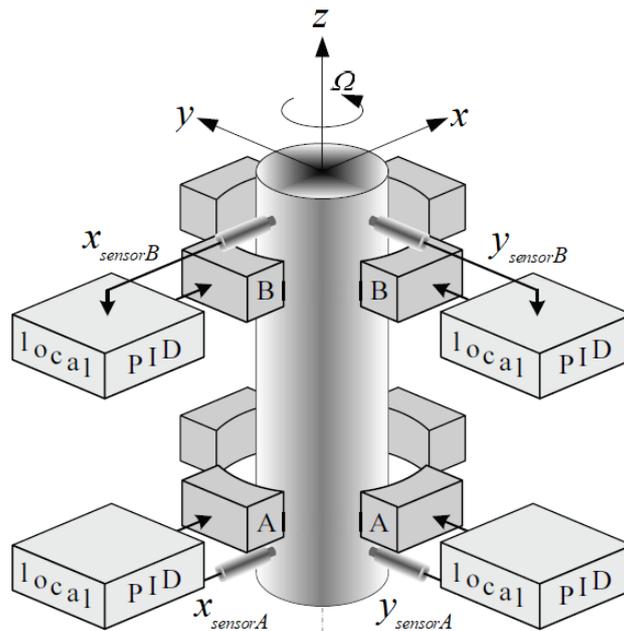
O controlador PD, sozinho, não é capaz de compensar o efeito que cargas externas constantes produzem sobre a posição do rotor. Logo, é possível que estas retirem o rotor da posição desejada em regime permanente. Uma alternativa que corrige esse erro consiste em adicionar um integrador à lei de controle. Essa propriedade de manter a posição desejada independentemente da carga externa é única de mancais magnéticos ativos. A limitação dessa propriedade está na máxima capacidade do mancal em produzir forças. Um MMA deve ser projetado, portanto,

para apresentar uma capacidade máxima de carga suficientemente maior do que as forças de perturbação contínuas que irão agir sobre ele.

2.3.3. Controle centralizado e descentralizado

Como os GDLs de rotores suspensos magneticamente por MMAs podem ser considerados razoavelmente desacoplados, é perfeitamente possível projetar controles independentes para cada eixo de cada mancal, como exemplificado na Figura 2.17. Neste exemplo, quatro controladores PID foram aplicados na configuração de mancais apresentada na Figura 2.13. Esse tipo de estratégia de controle recebe o nome de controle descentralizado, e é a estratégia mais comumente empregada na suspensão de rotores por meio de MMAs, sem apresentar grandes adversidades na maior parte das aplicações.

Figura 2.17 – Controle descentralizado de um rotor em que cada mancal radial emprega dois controladores PID.



Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

Para ilustrar as implicações da utilização do controle descentralizado sobre a dinâmica de um rotor suspenso magneticamente, um exemplo em que controladores PD foram implantados na configuração de mancais da Figura 2.17 será descrito matematicamente. Neste exemplo, o vetor de correntes de controle \mathbf{i} assume a forma

$$\mathbf{i} = -\mathbf{K}_p \mathbf{y} - \mathbf{K}_d \dot{\mathbf{y}}, \quad (2.21)$$

em que $\mathbf{y} = [x_{sa} \ x_{sb} \ y_{sa} \ y_{sb}]^T$ contém as medições dos sensores de deslocamento posicionados ao lado de cada mancal e as matrizes diagonais $\mathbf{K}_p = \text{diag}(k_{pa}, k_{pb}, k_{pa}, k_{pb})$ e $\mathbf{K}_d = \text{diag}(k_{da}, k_{db}, k_{da}, k_{db})$ contém os ganhos proporcionais e derivativos de cada controlador. Como as distâncias a e b podem ser diferentes, pode ser necessário projetar ganhos diferentes no controlador de cada mancal, indicados pelos subscritos a e b .

O vetor de medições dos sensores em \mathbf{y} se relaciona com o vetor de estados do rotor de acordo com a seguinte relação:

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{q}, \quad (2.22)$$

onde

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} c & 1 & 0 & 0 \\ d & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & c & 1 \\ 0 & 0 & d & 1 \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

reflete a posição axial em que os sensores realizam a medição, como ilustrado na Figura 2.13. Observa-se que a posição axial em que os mancais atuam e em que os sensores realizam a medição não necessariamente coincidem ($a \neq c$ e $b \neq d$). Este fator pode se tornar problemático em soluções que utilizam a estratégia de controle descentralizado, porque há um erro entre a medição do sensor e o verdadeiro deslocamento radial do rotor dentro do mancal ($\mathbf{y} \neq \mathbf{x}_b$). Em inglês, este fenômeno recebe o nome de *non-collocation* e pode ser limitante para algumas aplicações, pois pode levar o sistema à instabilidade em algumas velocidades específicas de rotação do rotor.

O comportamento do rotor em malha fechada é obtido ao inserir as Equações 2.21 e 2.22 na Equação 2.16, resultando na expressão:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{G} + \mathbf{K}_i \mathbf{K}_d \mathbf{C})\dot{\mathbf{q}} + (\mathbf{K}_s + \mathbf{K}_i \mathbf{K}_p \mathbf{C})\mathbf{q} = \mathbf{0}. \quad (2.24)$$

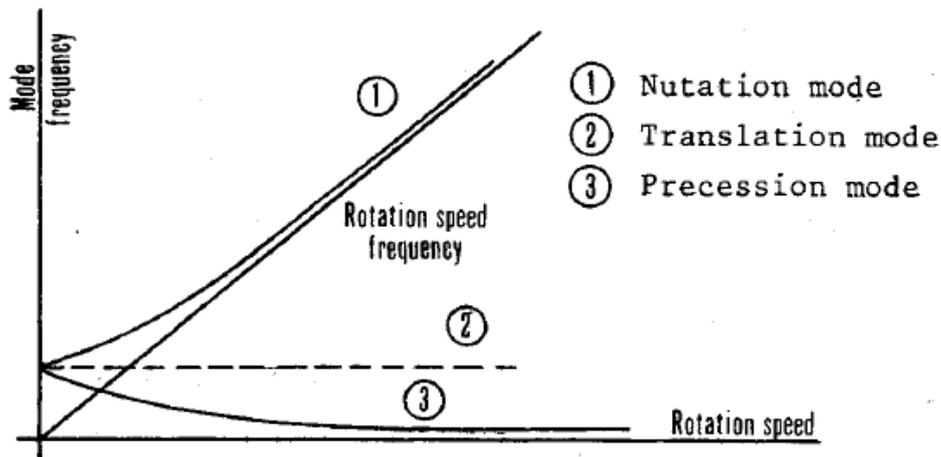
Observa-se que \mathbf{G} depende da velocidade de rotação do rotor. Consequentemente, a matriz de transição de estados do sistema em malha fechada,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}(\mathbf{K}_s + \mathbf{K}_i \mathbf{K}_p \mathbf{C}) & -\mathbf{M}^{-1}(\mathbf{G} + \mathbf{K}_i \mathbf{K}_d \mathbf{C}) \end{bmatrix}, \quad (2.25)$$

irá apresentar autovalores diferentes para cada valor de Ω . A análise dos autovalores de \mathbf{A} indica se o sistema de suspensão magnética se mantém estável ao longo de todo o espectro velocidades de rotação Ω do rotor. Instabilidades causadas pelo fenômeno de *non-collocation* podem ser identificadas por este método. Adicionalmente, é possível identificar os modos de vibração da suspensão magnética, correspondentes às frequências naturais do sistema. Esta análise identifica quais frequências podem ocasionar ressonâncias no sistema quando excitadas, o que pode comprometer a estabilidade.

Rotores suspensos magneticamente apresentam três modos de vibração: o modo de nutação, o modo de precessão e o modo de translação (frequência natural do modo de suspensão radial). Tipicamente, as frequências dos modos de vibração de um rotor estabilizado por um controlador PD como o descrito acima variam de acordo com a velocidade de rotação do rotor, como ilustrado na Figura 2.18 (POUBEAU, 1980).

Figura 2.18 – Modos de vibração do rotor suspenso magneticamente (diagrama de Campbell).



Fonte: Poubeau (1980).

O controlador PD descentralizado, contudo, não permite escolher a posição dos autovalores correspondentes à dinâmica radial e rotacional separadamente. Caso as adversidades decorrentes do controle descentralizado sejam intoleráveis para determinada aplicação, pode ser necessário elaborar uma lógica de controle capaz

de controlar as dinâmicas rotacional e radial separadamente, caracterizando o chamado controle centralizado. Para isso, técnicas de controle MIMO tendem a ser mais apropriadas (SCHWEITZER et al., 2009).

2.3.4. Controle por corrente vs. controle por tensão

Como visto anteriormente, a estabilização e controle de MMAs requer o ajuste da tensão nos atuadores eletromagnéticos ao invés da corrente. Logo, o amplificador de potência deve ser modelado simplesmente como um ganho de tensão. O sistema de controle assim definido é chamado de controle por tensão. O controle por corrente, quando realizado, exige um amplificador tensão-corrente com uma dinâmica rápida, ao qual está inserida uma malha de controle da corrente. Consequentemente, enquanto o mancal controlado por corrente pode ser estabilizado por um controlador PID, o controle por tensão exige um algoritmo de controle mais complexo. Aparte ao algoritmo de controle mais complexo, o controle por tensão apresenta algumas vantagens em relação ao controle por corrente:

- a) Sistema mais robusto, por ser mais correto;
- b) Mais fácil de implantar valores menores de rigidez;
- c) A arquitetura do amplificador de potência é simplificada (dispensa a malha de controle de corrente);
- d) Possibilidade de implantar *self-sensing magnetic bearings* (explicados na Sessão 2.5.2).

Existe uma tendência recente no uso do controle por tensão devido ao fato de que é possível encontrar DSPs (*Digital Signal Processor*) modernos equipados com os periféricos necessários para gerar sinais PWM (modulação por largura de pulso) apropriados para o controle da corrente e, conseqüentemente, da força no mancal. O uso de sinais PWM gerados digitalmente para o controle por tensão permite a implantação de algoritmos de controle complexos, capazes de resultar em um mancal com comportamento mais linear se comparado ao controle por corrente, mesmo na presença de grandes deslocamentos do rotor, de grandes forças externas ou de grandes correntes nos atuadores dos mancais.

2.4. Cargas e perturbações

A compreensão do comportamento das cargas mecânicas impostas ao sistema e aos mancais é fundamental para a elaboração de algoritmos de controle apropriados para a manutenção da estabilidade de mancais magnéticos. A natureza de tais cargas pode ser de diferentes tipos: fixa, síncrona, assíncrona, ou aleatória. Tipicamente, cargas fixas como o peso do rotor podem ser facilmente compensadas por um termo integrativo na lei de controle, enquanto cargas síncronas exigem uma lei de controle mais complexa para a rejeição de frequências específicas. Existem diversas fontes de imperfeições que podem resultar em cargas síncronas em sistemas suspensos magneticamente por meios ativos: desbalanceamento do rotor, excitações devido a desvios na montagem dos sensores ou dos atuadores magnéticos, excitações externas. Carregamentos assíncronos e aleatórios frequentemente são de difícil ou impossível modelagem, geralmente restando ao projetista garantir a robustez do sistema frente a eventos que caracterizem esse tipo de carga. O choque do rotor com o mancal auxiliar é um exemplo de evento que pode resultar em uma dinâmica caótica, requerendo que a operação do sistema seja interrompida caso não seja possível retomar a suspensão magnética. Por outro lado, a utilização de excitações assíncronas pode ser útil na identificação dos parâmetros da planta.

2.4.1. Desbalanceamento

O tipo de perturbação síncrona mais comum em máquinas rotativas é o desbalanceamento do rotor, que resulta em vibrações transmitidas ao estator pelo rotor quando este for sujeito a rotação. O rotor, portanto, se torna uma fonte de vibrações que podem interferir no desempenho da aplicação na qual está sendo utilizado. O desbalanceamento surge devido ao fato de que é praticamente impossível construir um rotor em que a massa seja distribuída homoganeamente em torno de seu centro geométrico (CG). Fatores como a variação térmica no rotor podem inclusive alterar a natureza do desbalanceamento durante a operação, resultando em um nível inevitável de desbalanceamento residual. Por isso, é comum que o nível tolerável de vibrações devido ao desbalanceamento seja previamente estabelecido no projeto, para cada aplicação.

Existem dois tipos de desbalanceamento, chamados de desbalanceamento estático e dinâmico, que retratam dois fenômenos distintos. O desbalanceamento estático é caracterizado pelo fato de que a posição do centro de massa \mathbf{x}_{cm} do rotor não coincide com o centro geométrico \mathbf{x}_{cg} . Matematicamente, essa diferença de posição é representada pelo vetor

$$\mathbf{e} = \mathbf{x}_{cm} - \mathbf{x}_{cg} = [e_x \quad e_y \quad e_z]^T. \quad (2.26)$$

O desbalanceamento dinâmico decorre de distribuições de massa que levam os eixos principais de inércia a não coincidirem com os eixos geométricos do rotor. Uma forma comum de representar o desbalanceamento dinâmico consiste em inserir um termo I_{yz} no tensor de inércia do rotor

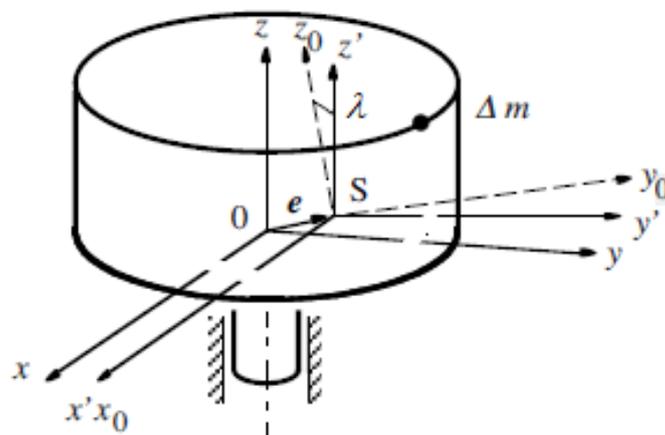
$$\mathbf{I} = \begin{bmatrix} I_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & I_{yy} & -I_{yz} \\ 0 & -I_{yz} & I_{zz} \end{bmatrix}. \quad (2.27)$$

Esse termo simboliza o ângulo

$$\lambda = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2I_{yz}}{I_{zz} - I_{xx}} \right) \quad (2.28)$$

entre o eixo principal de inércia e o eixo longitudinal do corpo. A Figura 2.19 ilustra o vetor \mathbf{e} e o ângulo λ em um corpo com desbalanceamentos estático e dinâmico.

Figura 2.19 – Cilindro com desbalanceamento.



Fonte: Schweitzer et al. (2009).

Ao se considerar apenas pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio, é possível incluir as perturbações decorrentes do desbalanceamento no modelo simplificado do rotor suspenso magneticamente descrito pela Equação 2.9:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{Z} + \mathbf{U}\mathbf{s}, \quad (2.29)$$

em que os termos

$$\mathbf{U} = \Omega^2 \begin{bmatrix} I_{yz} & I_{zx} \\ -me_y & me_x \\ I_{zx} & I_{yz} \\ me_x & me_y \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} \sin \Omega t \\ \cos \Omega t \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

simbolizam a característica periódica do desbalanceamento que causa forças e torques de perturbação radiais nos eixos X e Y alternadamente. Adicionalmente, o vetor de estados \mathbf{q} se refere à posição e à atitude do centro geométrico. Esta consideração é válida, pois assume-se que \mathbf{e} é pequeno em relação às dimensões do rotor. Por isso, é possível substituir o vetor de forças generalizadas que atua no centro de massa \mathbf{Z}_{cm} por aquele que atua no centro geométrico \mathbf{Z} :

$$\mathbf{Z} \approx \mathbf{Z}_{cm}. \quad (2.32)$$

A relação entre o vetor de estados do centro de massa \mathbf{q}_{cm} e do centro geométrico \mathbf{q} é, portanto:

$$\mathbf{q}_{cm} = \mathbf{q} + \begin{bmatrix} 0 \\ e_x \cos \Omega t - e_y \sin \Omega t \\ 0 \\ e_x \sin \Omega t + e_y \cos \Omega t \end{bmatrix}. \quad (2.33)$$

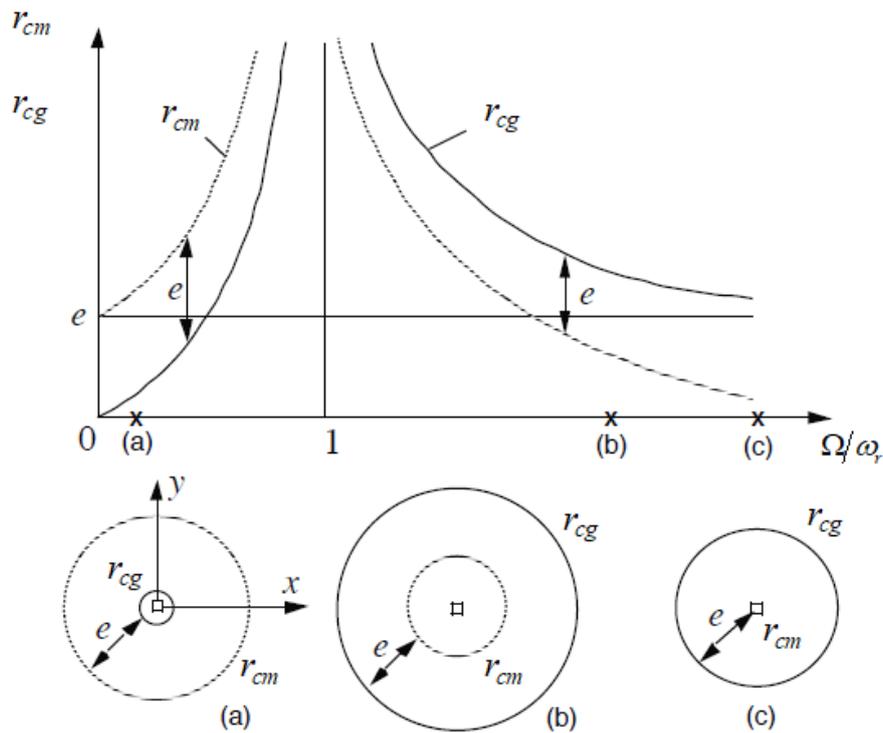
A Figura 2.20 ilustra o tipo de trajetória que um rotor suspenso magneticamente apresenta quando sujeito ao desbalanceamento estático. Como o controlador procurar levar o centro geométrico ao ponto de equilíbrio, e o rotor procura girar em torno do centro de massa, ambos exibem trajetórias circulares. O raio da trajetória do centro de massa e do centro geométrico correspondem a r_{cm} e r_{cg} , respectivamente. O comportamento destas trajetórias se relaciona com a

frequência ω_r do modo de vibração radial da suspensão magnética, de acordo com a velocidade de rotação do rotor Ω . Observa-se que

$$\begin{cases} r_{cm} > r_{cg} & , \quad \Omega < \omega_r \\ r_{cm} < r_{cg} & , \quad \Omega > \omega_r \\ r_{cm} \rightarrow \infty & , \quad \Omega = \omega_r \\ r_{cg} \rightarrow \infty & , \quad \Omega = \omega_r \end{cases} \quad (2.34)$$

O pico de r_{cm} e r_{cg} que ocorre quando $\Omega = \omega_r$ corresponde a um fenômeno de ressonância, que pode ser mitigada de acordo com o nível de amortecimento do mancal. Na Figura 2.20, a ressonância é máxima porque se considerou o amortecimento nulo.

Figura 2.20 – Trajetórias radiais dos centros geométrico e de massa de um rotor sujeito ao desbalanceamento estático.



Fonte: Adaptada de Schweitzer et al. (2009).

Similarmente, os modos de vibração de nutação e de precessão podem ser excitados pelo desbalanceamento do rotor. Porém, como a inércia longitudinal I_{zz} é tipicamente maior que a transversal I_{xx} , a frequência de nutação nunca é excitada por este tipo de perturbação (POUBEAU, 1980).

2.4.2. Supressão de vibrações devido ao desbalanceamento

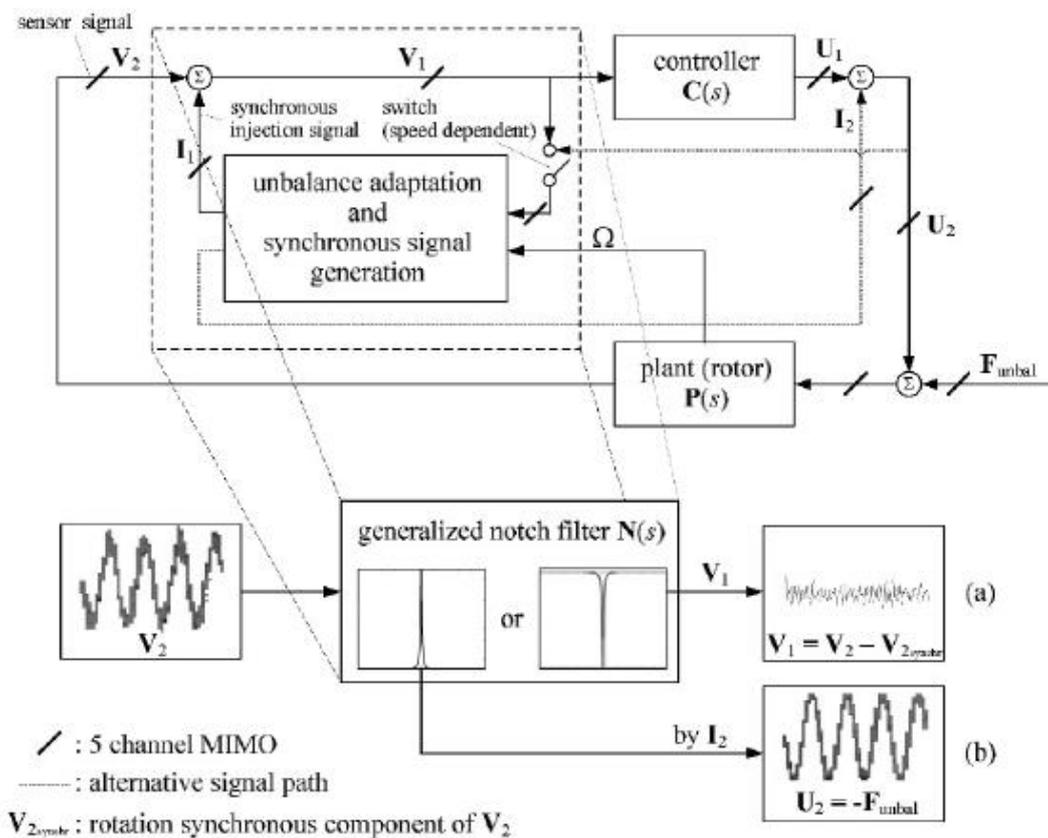
O uso de mancais mecânicos é mais suscetível a vibrações devido ao desbalanceamento, pois obrigam o rotor a girar em torno de seu eixo longitudinal. Mancais magnéticos reduzem o nível de vibrações em relação aos mancais mecânicos ao permitirem que o rotor gire próximo ao seu eixo principal de inércia. Uma das funcionalidades mais importantes dos MMAs é a capacidade de ativamente controlar a resposta do sistema em relação a vibrações oriundas do desbalanceamento do rotor. Por meio de uma lógica de controle adequada, é possível suprimir as forças e os torques transmitidos ao estator devido ao desbalanceamento. Para isso, é necessário que o espaço entre o rotor e o estator seja grande o suficiente para comportar o movimento do rotor em torno do seu centro de massa e o eixo principal de inércia. Há diversas razões para suprimir as vibrações oriundas do desbalanceamento do rotor em sistemas com MMAs:

- Evitar a saturação dinâmica do atuador. É crucial em sistemas com rotores sujeitos a altas velocidades de rotação. Quando a supressão de vibrações oriundas do desbalanceamento não é aplicada, a componente da corrente de controle síncrona com a velocidade de rotação do rotor cresce quadraticamente;
- Redução da força de vibração passada para o estator;
- Redução da potência elétrica. Reduz-se também os custos de operação;
- Redução do raio da órbita que o rotor apresenta ao atingir velocidades de rotação críticas. Velocidades de rotação críticas ocorrem quando a velocidade de rotação coincide ou tem alguma relação com alguma frequência natural do rotor, resultando em uma ressonância.

Desde a década de 80, diversas técnicas foram desenvolvidas para a supressão de vibrações ou deslocamentos do rotor devido ao desbalanceamento. Uma das primeiras abordagens consistiu em inserir um filtro *notch* na malha de controle, porém sob o risco de prejudicar a estabilidade pelo filtro ter sido inserido em um sistema em malha fechada. Posteriormente, passou-se a aplicar métodos adaptativos, com o objetivo de garantir a estabilidade para todo o espectro de

velocidades de rotação do rotor (HERZOG et al., 1996). Uma prática comum a todos os métodos é a inserção de um sinal com banda estreita e síncrono à velocidade de rotação do rotor na malha de controle. Assim, a função de transferência $N(s)$ resultante de todos os métodos é similar, por mais que eles difiram na forma como os sinais são gerados, no processo de adaptação utilizado e em qual ponto da malha os sinais sejam inseridos. Por esse motivo, é comum se referir a eles e tratá-los matematicamente como filtros *notch* generalizados. A Figura 2.21 ilustra o papel desempenhado pelo filtro *notch* generalizado na malha de controle de um rotor suspenso magneticamente. O diagrama ilustra o fato de que é possível inserir o filtro antes ou depois do controlador, representado por $C(s)$.

Figura 2.21 – Malha de controle de um rotor suspenso por MMAs com um filtro *notch* generalizado multicanal.



Fonte: Schweitzer et al. (2009).

A representação SISO de um filtro *notch* generalizado apresenta a seguinte função de transferência:

$$N(s) = \frac{s^2 + \Omega^2}{(s-p)(s-\bar{p})}, \quad (2.35)$$

onde p deve ser escolhido de modo a garantir a estabilidade do sistema em malha fechada. Normalmente p é definido da seguinte forma:

$$p = j\Omega + re^{j\phi}. \quad (2.36)$$

Como este é um método adaptativo, os valores de r e ϕ são modificados de acordo com a resposta em fase do sistema para diferentes valores de Ω . Assume-se que a velocidade de rotação do rotor Ω é constante ou que varia lentamente o suficiente para viabilizar a utilização do filtro.

É comum considerar-se pequeno o acoplamento giroscópico em diversas aplicações que empregam MMAs. Nesses casos, é possível considerar uma solução

$$\mathbf{N}(s) = \text{diag}(N_1(s), \dots, N_5(s)), \quad (2.37)$$

quando os cinco GDLs de um eixo são estabilizados por MMAs. Contudo, se o acoplamento giroscópico não puder ser ignorado, soluções em que $\mathbf{N}(s)$ não é diagonal podem ser mais apropriadas.

2.5. Elementos de hardware de mancais magnéticos ativos

Como explicado anteriormente, MMAs são compostos por eletroímãs, amplificadores de potência, sensores de deslocamento e um controlador. Esta sessão descreve quais sensores, amplificadores de potência e controladores são comumente utilizados em MMAs, e alguns aspectos importantes sobre seu funcionamento e como este se reflete no funcionamento do sistema.

2.5.1. Amplificador de potência

O amplificador de potência é o elemento de hardware que converte os sinais de controle em correntes de controle. Aplicações industriais usam quase exclusivamente circuitos chaveados por apresentarem perdas consideravelmente menores do que circuitos analógicos. Contudo, o chaveamento causa distúrbios eletromagnéticos que podem ser problemáticos em determinadas aplicações.

Devido à sua simplicidade, circuitos analógicos costumam ser usados apenas em aplicações de baixa potência, ou em aplicações sensíveis a distúrbios eletromagnéticos (STEPHAN et al., 2013).

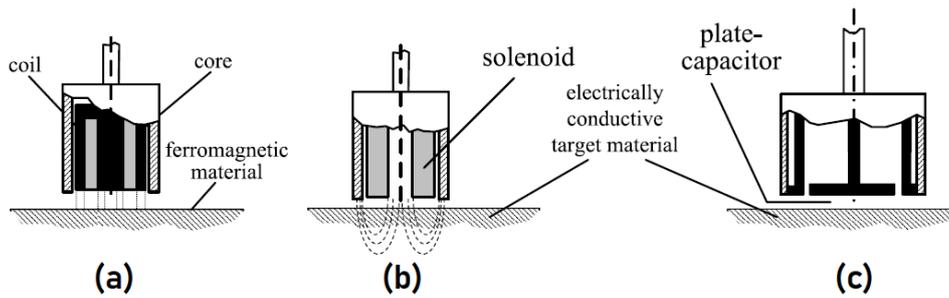
2.5.2. Sensores

Um fator importante no projeto de MMAs é que o desempenho deles depende das características dos sensores empregados. Sensores de deslocamento são usados para detectar a posição radial e axial do rotor, e sensores de corrente são empregados no controle da corrente no atuador. É fundamental que os sensores de deslocamento sejam capazes de operar na ausência de contato com o rotor, e devem ser capazes de realizar a medição sobre uma superfície girante. Este tipo de medição está sujeito a distúrbios causados por rugosidades na superfície do rotor e por não-homogeneidades no material.

Os princípios básicos utilizados nos sensores de deslocamento mais relevantes na área de MMAs são: medição de indutância, de capacitância, de campo magnético e óptico. O princípio de funcionamento de cada um deles utiliza um fenômeno físico distinto para estimar o deslocamento do rotor. Os sensores indutivos e capacitivos (Figura 2.22) injetam uma frequência senoidal em um enrolamento cuja impedância é proporcional ao deslocamento do rotor, e assim estimam a posição. A medição de indutância pode utilizar materiais ferromagnéticos, com frequências baixas no sinal da portadora ou materiais condutores com frequências de portadora altas. Estes últimos induzem correntes parasitas no material condutor ligado ao rotor, e por isso, são conhecidos como sensores indutivos de correntes parasitas.

Sensores de campo magnético medem a densidade do fluxo magnético por meio de sensores de efeito Hall. É necessário um circuito magnético e uma fonte de fluxo magnético constante, que pode ser um ímã ou um enrolamento. Caso o enrolamento seja utilizado, também é possível obter informações relativas à velocidade do rotor, devido ao movimento dele induzir uma tensão contra-eletromotriz no enrolamento. A Figura 2.23 ilustra um sensor deste tipo.

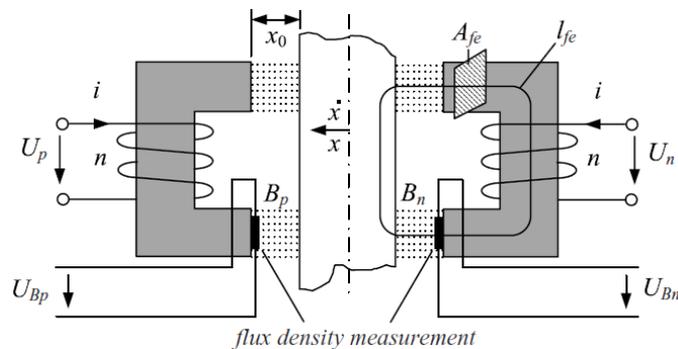
Figura 2.22 – Sensores de deslocamento por impedância.



(a) Sensor indutivo; (b) Sensor indutivo de correntes parasitas; (c) Sensor capacitivo.

Fonte: Schweitzer et al. (2009).

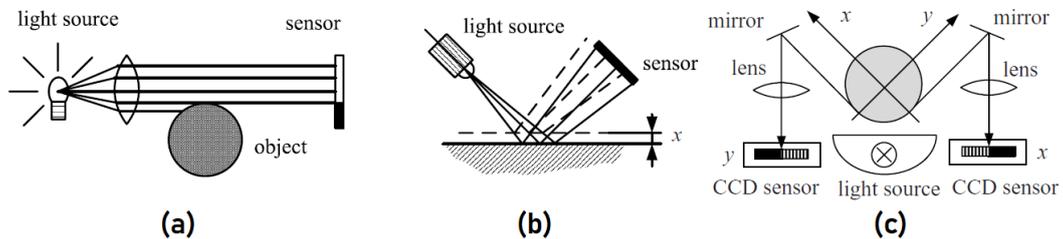
Figura 2.23 – Sensores de deslocamento por campo magnético.



Fonte: Schweitzer et al. (2009).

Sensores ópticos podem utilizar alguns princípios de funcionamentos distintos para a medição do deslocamento, ilustrados na Figura 2.24. Todos empregam uma fonte de luz e um sensor de luminosidade, cuja medição é relacionada à posição do rotor.

Figura 2.24 – Sensores de deslocamento ópticos.



(a) Princípio de barreira de luz; (b) Princípio de reflexão; (c) Sensor óptico usando dispositivo de carga acoplada (CCD).

Fonte: Schweitzer et al. (2009).

A seleção do tipo de sensor mais apropriado a determinada aplicação está fortemente ligada às condições ambientais aos quais ele será sujeito. Os seguintes fatores devem ser levados em consideração: espectro de temperatura do meio; nível de imunidade do sensor a fontes de ruídos, como perturbações eletromagnéticas provenientes de amplificadores chaveados; e resistência do sensor à fatores ambientais como radiação, poeira, vácuo e vibrações mecânicas. Adicionalmente, de acordo com Schweitzer et al. (2009), é possível dispensar o uso de sensores de posição completamente e usar medições de tensão e corrente nos atuadores do mancal juntamente com um estimador de estados para inferir a posição do rotor. Isto é possível porque a indutância dos enrolamentos de controle é função da posição do rotor. As medições de tensão e corrente são utilizadas, portanto, para estimar a indutância do enrolamento de controle e assim inferir a posição do rotor. Mancais magnéticos que utilizam esta técnica recebem o nome de *self-sensing magnetic bearings*, e têm surgido aplicações industriais que utilizam esta técnica.

2.5.3. Controlador

Os primeiros controladores de MMAs eram exclusivamente analógicos. Na década de 90, a maior parte das aplicações passou a migrar para o uso de controladores digitais. Por serem mais flexíveis, estes controladores apresentam diversas vantagens em relação a controladores analógicos:

- a) Facilidade no ajuste dos parâmetros de controle e redução no tempo de prototipação;
- b) Ausência de deriva nos parâmetros de controle devido ao envelhecimento ou à temperatura;
- c) Possibilidade de utilização de algoritmos de controle complexos, incluindo técnicas não-lineares ou adaptativas;
- d) Realização de funcionalidades adicionais, como:
 - Controle de desbalanceamentos;

- Monitoramento de forças, níveis de vibração e outras condições de operação;
- Identificação do sistema *on-line*.

A transição de controladores analógicos para digitais se deve ao avanço na tecnologia de microprocessadores e seus periféricos. Basicamente, o *hardware* para controlar um MMA digitalmente consiste de pelo menos um microcontrolador ou DSP, conversores AD e DA, filtros, memória, periféricos e circuitos de interface (SCHWEITZER et al., 2009).

2.6. Mancais auxiliares

É necessário que haja uma estrutura mecânica propícia para entrar em contato com um rotor suspenso magneticamente em caso de falhas, ou quando os mancais magnéticos estiverem desativados. Para essa função, costuma-se empregar mancais auxiliares, destinados a entrar em contato com o rotor apenas em situações extraordinárias. Normalmente são compostos por mancais de rolamento, devido ao baixo nível de atrito proporcionado por eles. Um requisito importante para os mancais auxiliares é a capacidade de suportar cargas dinâmicas, devido ao fato de que um rotor girando em altas velocidades pode apresentar movimento caótico após o impacto com uma superfície estática. Devido à complexidade de sua dinâmica, ainda não há um procedimento sistemático e universalmente aceito para o projeto de mancais auxiliares.

3 MANCAIS MAGNÉTICOS PARA USO EM RODAS DE REAÇÃO

Uma área que se interessou pelo desenvolvimento dos mancais magnéticos foi a aeroespacial. Uma das primeiras pesquisas consistiu em suspender magneticamente um *rate gyro*, para medir a velocidade angular a partir dos sinais de controle dos mancais magnéticos (KLIMEK, 1972). Também se cogitou utilizar a suspensão magnética para suprimir a vibração em componentes sensíveis, como dispositivos ópticos ou experimentos em microgravidade (SCHWEITZER et al., 2009). Outro foco de pesquisa que surgiu foi o desenvolvimento de rodas de reação suspensas magneticamente para o controle de atitude de satélites.

Em 1976, a companhia Aerospatiale iniciou o desenvolvimento de rodas de reação suspensas magneticamente. Os primeiros satélites a usarem esta tecnologia para o controle de atitude foi a família de satélites de sensoriamento remoto “SPOT”, da CNES. As imagens de alta resolução obtidas por esses satélites demonstraram a aplicabilidade desse tipo de mancal para o sistema de controle atitude de um satélite. Outros satélites que fizeram uso das rodas de reação suspensas magneticamente desenvolvidas pela Aerospatiale foram os satélites de observação da Terra ERS, da ESA, e a família de satélites militares HELIOS. Desde o lançamento do primeiro satélite da família SPOT em 1986, as rodas de reação com mancais magnéticos em satélites acumularam, até 1995, 88 anos em órbita sem apresentar falhas, demonstrando a longa vida útil provida pelos mancais magnéticos (SAMUEL; LECHABLE, 1996).

Até a década de 90, mancais magnéticos eram usados quase exclusivamente em missões com altos requisitos de desempenho, grandes plataformas e alto poder de financiamento. Não havia opções de mancais magnéticos para satélites pequenos, que frequentemente significam missões de menor orçamento. Porém, as cargas úteis utilizadas nesse tipo de satélite progressivamente passaram a requerer maior precisão de apontamento, e os esforços associados ao *design*, manufatura e testes de mancais magnéticos diminuíram significativamente devido a avanços tecnológicos (e.g. componentes eletrônicos responsáveis pelo controle) e a melhorias nas ferramentas de *software* (e.g. *softwares* de elementos finitos). Esses fatores contribuíram para que os mancais magnéticos apresentassem potencial de

se tornar competitivos em comparação aos mancais de rolamento em termos da relação entre o custo e o benefício, mesmo nas missões de orçamento mais baixo.

A escolha pela utilização de mancais magnéticos em rodas de reação depende dos requisitos da missão em que serão empregadas. Em geral, mancais magnéticos provêm ganhos de desempenho nos quesitos: vida útil, nível de microvibrações, capacidade de operar num grande espectro de temperatura e de suportar grandes tempos de hibernação. Em contrapartida, possuem um custo de desenvolvimento maior do que mancais de rolamento, e apresentam um gasto energético maior quando em operação. Apesar de mancais magnéticos eliminarem o atrito, a potência elétrica utilizada para a estabilização do mancal é tipicamente maior do que a perda por atrito nos mancais de rolamento. A Tabela 3.1 apresenta algumas das principais aplicações de mancais magnéticos em satélites e suas vantagens sobre sistemas convencionais.

Tabela 3.1 - Aplicações de destaque de rodas de reação suspensas magneticamente.

Aplicação	Propriedades dos mancais magnéticos que os tornam atrativos
Missões de espaço profundo	Capazes de suportar grandes tempos de hibernação; Vida útil longa; Capacidade de operar num grande espectro de temperaturas.
Missões em órbitas geostacionárias	Mancais mecânicos podem limitar a vida útil do satélite; São capazes de proporcionar apontamento fino para antenas.
Missões científicas e de observação da Terra	Baixo nível de microvibrações.

Fonte: Scharfe et al. (2001).

Esse capítulo analisa algumas configurações de mancais magnéticos desenvolvidos para uso em rodas de reações usadas no controle de atitude de satélites. Desta análise, foram extraídas algumas práticas comuns aplicadas ao desenvolvimento de mancais magnéticos usados nesta aplicação, de acordo com requisitos impostos pela aplicação espacial. Por último, uma análise das perturbações provocadas pelo desbalanceamento do rotor no sistema de controle de atitude de um satélite é apresentada, para contextualizar a relevância do uso de mancais magnéticos para suprimir estas vibrações.

3.1. Configurações usadas em aplicações espaciais

Entre as configurações de mancais magnéticos existentes para suspender o eixo de uma roda de reação, existem três grandes grupos, classificados de acordo com o

número de GDLs estabilizados ativamente: um, dois ou cinco. Cada uma destas alternativas apresenta vantagens e desvantagens, descritas na Tabela 3.2. Soluções puramente passivas, contudo, não são consideradas adequadas para aplicações espaciais, por não serem capazes de operar em baixas velocidades. Em geral, quanto menor o número de GDLs controlados ativamente, maior a confiabilidade e menor a energia utilizada pelo mancal, pois a eletrônica utilizada é reduzida. Por outro lado, a estabilização de GDLs por meios ativos permite obter níveis superiores de amortecimento e suprimir vibrações ativamente. Configurações com cinco GDLs ativos permitem, inclusive, a realização de *vernier gimbaling*. Esta funcionalidade consiste em controlar ativamente o vetor de momento angular da roda de reação. Assim, é possível utilizar a roda de reação para gerar torques de controle no satélite nos eixos radiais da roda, sem o uso de dispositivos adicionais (TANG et al., 2017).

Tabela 3.2 - Propriedades das configurações de mancais magnéticos em função do número de GDLs controlados ativamente.

Número de GDLs controlados ativamente	Propriedades
1 (controle axial ativo)	Eletrônica simples; Consumo de energia baixo; Dimensões axiais maiores, o que é indesejado; Construção mecânica difícil; Difícil realizar o amortecimento de oscilações radiais por meios passivos.
2 (controle radial ativo)	Rigidez radial alta devido ao controle ativo; Construção simples; Dimensões axiais menores e radiais maiores (o que favorece a capacidade da roda de reação de armazenar momento angular); A roda com esta configuração de mancais possui uma melhor relação entre o momento angular e a massa, devido à geometria dos mancais.
5 (todos os GDLs controlados ativamente)	Sistema complexo, logo menos confiável do que as outras opções; Capacidade de realizar <i>vernier gimbaling</i> ; Requer precaução para a realização de testes em ambiente com gravidade.

Fonte: Scharfe et al. (2001).

Estratégias que minimizem a dimensão axial da roda de reação costumam ser preferidas, pois representam um uso mais eficiente do espaço ocupado pelo conjunto e da massa que o compõe. Contudo, soluções com um ou cinco GDLs ativos costumam empregar dois mancais radiais, o que requer uma distância axial grande para estabilizar os GDLs de inclinação. Como será visto, há pesquisas que buscam diminuir as dimensões axiais de soluções com cinco GDLs ativos.

Configurações com dois GDLs ativos, por outro lado, naturalmente contornam essa dificuldade e resultam em geometrias achatadas.

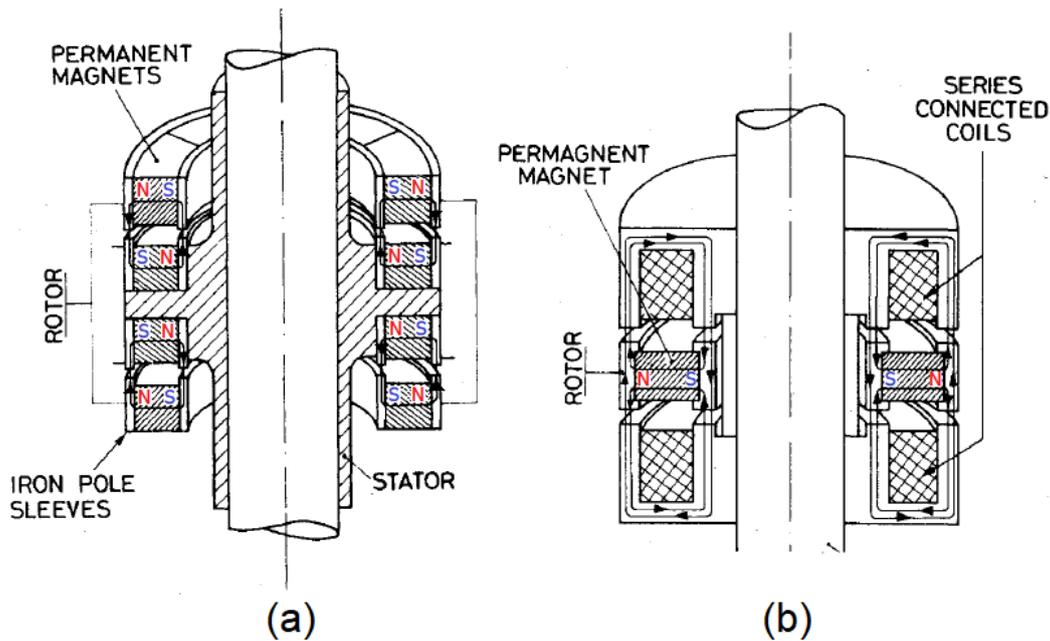
3.1.1. Um GDL estabilizado ativamente

A primeira família de rodas de reação suspensas magneticamente desenvolvidas pela companhia Aerospatiale fez uso da configuração de mancais em que um GDL é estabilizado ativamente, por causa da confiabilidade providenciada por esta configuração. Este projeto consiste de dois mancais magnéticos, um axial do tipo híbrido e dois mancais radiais passivos, que estabilizam os demais GDLs (SAMUEL; LECHABLE, 1996). Porém, como os mancais passivos possuem baixo nível de amortecimento, pode ser necessário empregar um mecanismo adicional cuja função é amortecer a dinâmica destes GDLs, caso contrário o sistema se torna vulnerável a perturbações, particularmente as síncronas com o modo de vibração radial.

Em Poubeau (1980), o autor descreve os mancais magnéticos desenvolvidos para a suspensão de rodas de reação ou rodas de momento com um GDL ativo. A Figura 3.1a mostra uma forma de construir os mancais radiais passivos, que consiste em utilizar dois pares de ímãs permanentes em formato de anel polarizados radialmente em sentidos opostos. Portanto, cada par utiliza forças de atração. Contudo, é necessário que haja uma distância axial mínima entre cada mancal radial para que a estabilização dos GDLs de inclinação em torno dos eixos radiais seja possível, o que resulta em geometrias com dimensões axiais grandes. Isso é indesejado, pois desfavorece a capacidade da roda de reação de armazenar momento angular.

Os mancais passivos geram, inclusive, forças axiais desestabilizadoras que devem ser compensadas pelo MMH axial mostrado na Figura 3.1b. Este faz uso de uma malha de controle para realizar a estabilização, e de um ímã permanente em formato de anel para fornecer fluxo magnético de viés e assim reduzir o consumo de potência. O controlador utiliza a medição da posição axial do rotor obtida por sensores indutivos para acionar os enrolamentos do mancal axial. O campo gerado nos enrolamentos resulta em forças axiais estabilizadoras, segundo a lei de controle utilizada.

Figura 3.1 – Mancais magnéticos utilizados em uma configuração com um GDL ativo.

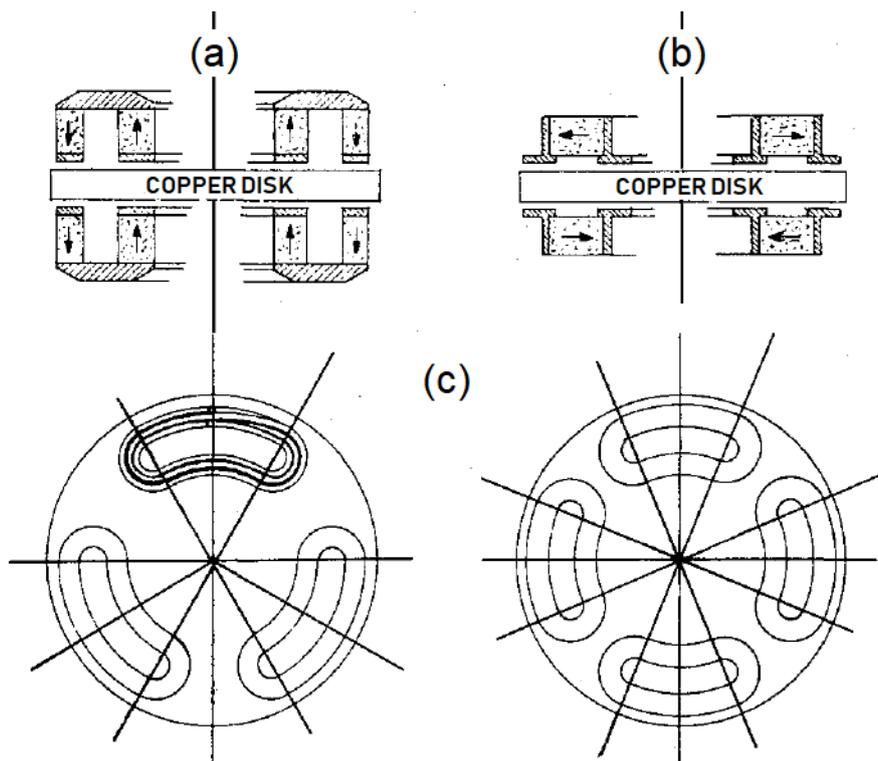


(a) MMPs radiais; (b) MMH axial.

Fonte: Adaptada de Poubeau (1980).

Para prevenir amplitudes excessivas na dinâmica do rotor, e a possibilidade de colisão entre o rotor e o estator, pode ser necessário empregar um mecanismo que amortença a dinâmica dos GDLs radiais. A Figura 3.2a mostra o tipo de amortecedor de correntes parasitas utilizado nas rodas de momento descritas por Poubeau (1980). O amortecedor é composto por quatro ímãs em formato de anel ligados ao rotor e um disco de cobre ligado ao estator. O movimento radial do rotor induz correntes parasitas que por sua vez geram um campo magnético que interage com o campo magnético dos ímãs. A força resultante desta interação se opõe ao movimento radial do rotor. A Figura 3.2b mostra um modo alternativo de construir o amortecedor, em que os ímãs são polarizados radialmente ao invés de axialmente. Adicionalmente, é possível substituir o disco de cobre por enrolamentos elétricos, ilustrado na Figura 3.2c. Esta substituição permite amortecer os eixos radiais ativamente, e habilita a roda de momento a realizar *vernier gimbaling*.

Figura 3.2 – Amortecedores de correntes parasitas radiais.



(a) Ímãs permanentes com polarização axial; (b) Ímãs permanentes com polarização radial; (c) Substituição do disco de cobre por enrolamentos elétricos para utilização do efeito *vernier gimbaling*.

Fonte: Adaptada de Poubeau (1980).

Estudos foram realizados para verificar a estabilidade do controle de atitude equipado com rodas de momento suspensas magneticamente com um GDL ativo. Eles demonstraram que o amortecimento entre o rotor e o estator contribui para o amortecimento da dinâmica de nutação do satélite, porém apenas quando a energia é dissipada no estator. Por esta razão, posiciona-se o disco de cobre do amortecedor de correntes parasitas radial no estator.

Cada roda de momento emprega dois amortecedores para prevenir a desestabilização da suspensão magnética quando a velocidade de rotação do rotor coincidir com a frequência do modo de vibração radial. As rodas de reação descritas em Poubeau (1980), por outro lado, não empregam amortecedores porque a rigidez radial foi projetada para que a frequência do modo de vibração radial seja maior do que a velocidade máxima de operação da roda. Ou seja, as perturbações devido ao desbalanceamento nunca irão excitar o modo de vibração radial do rotor suspenso magneticamente.

3.1.2. Dois GDLs estabilizados ativamente

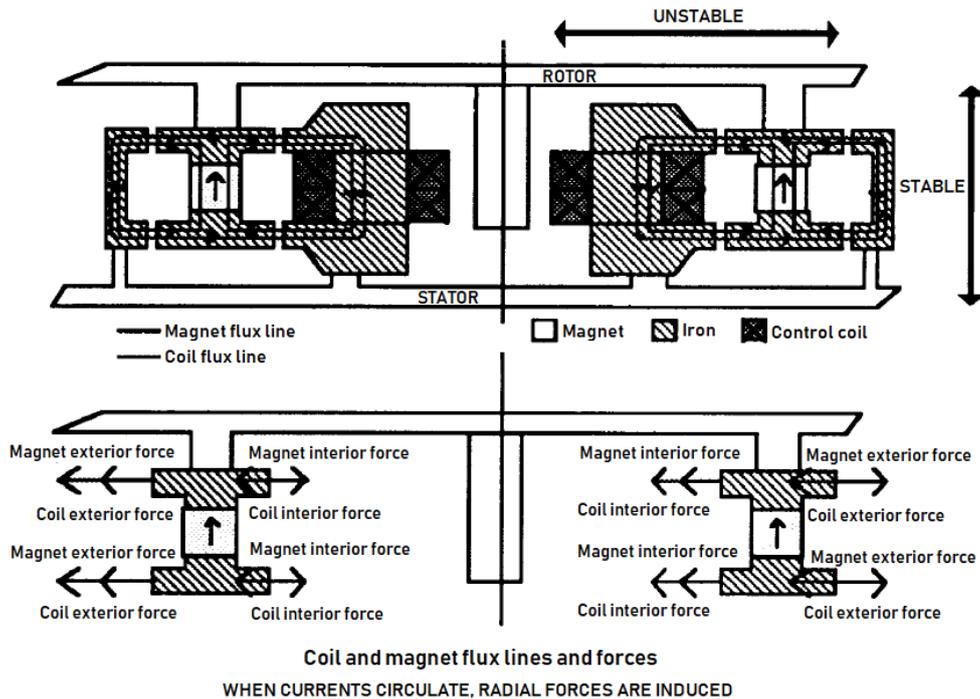
Em 1985, a Aerospatiale iniciou o desenvolvimento de uma segunda família de rodas de reação suspensas magneticamente, que fez uso da configuração de mancais magnéticos com dois GDLs ativos. A primeira missão espacial em que este novo *design* foi empregado ocorreu em 1995, a bordo do satélite HELIOS. A partir deste ano, os satélites subsequentes para os quais a Aerospatiale produziu rodas de reação suspensas magneticamente passaram a utilizar exclusivamente a solução em que dois GDLs são estabilizados ativamente. Esta preferência ocorreu por causa da capacidade superior desta configuração de mancais em controlar o movimento radial do rotor, o que permite reduzir as microvibrações geradas pela roda de reação (SAMUEL; LECHABLE, 1996).

Samuel e Lechable (1996) descrevem o mancal magnético desenvolvido para a segunda família de rodas de reação da Aerospatiale, ilustrado na Figura 3.3, como um único mancal magnético capaz de suspender os cinco GDLs de um rotor. O mancal estabiliza os GDLs axial e de inclinação em torno dos eixos radiais passivamente, e requer a utilização de duas malhas de controle para a estabilização ativa dos eixos radiais. Um ímã permanente é posicionado no rotor, cuja função consiste em estabilizar os GDLs passivos e fornecer fluxo de viés às malhas de controle dos eixos radiais. A Figura 3.3 mostra, inclusive, a perspectiva do rotor em relação às forças de controle radiais, devido a interação do fluxo magnético do ímã permanente com o dos enrolamentos elétricos. O mancal se assemelha a um MMH radial heteropolar ilustrado na Figura 2.8, porém com uma estrutura ferromagnética adicional no estator cuja função é contribuir na estabilização dos GDLs passivos. A estabilização destes GDLs depende da geometria do mancal, que tipicamente passa a exibir geometrias achatadas axialmente e largas radialmente.

Rajagopal e Sivadasan (2002) apontam para a necessidade de maximizar a rigidez dos GDLs estabilizados passivamente ao construir os polos do mancal com “dentes”. Uma prática importante no dimensionamento da geometria deste tipo de mancal consiste em especificar a taxa de proporção entre o tamanho do entreferro s e a altura dos “dentes” t . A rigidez dos GDLs estabilizados passivamente é maximizada quando $t/s = 1$. Contudo, a construção dos “dentes” resulta em um

compromisso entre o desempenho radial e dos demais GDLs, pois diminui a capacidade das correntes de controle de gerar forças radiais. Pode-se observar os dentes descritos por Rajagopal e Sivadasan (2002) na Figura 3.4. O mancal magnético desenvolvido por eles é similar ao descrito por Samuel e Lechable (1996), que também fez uso desta prática, apesar da Figura 3.3 não mostrá-la.

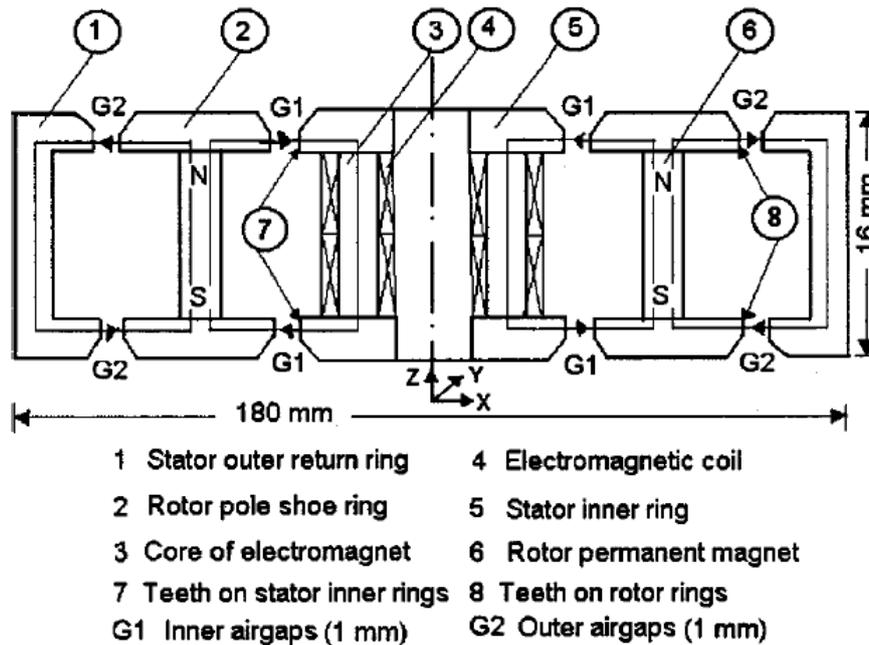
Figura 3.3 – Mancal magnético usado na segunda família de rodas de reação desenvolvido pela Aerospatiale.



Fonte: Samuel e Lechable (1996).

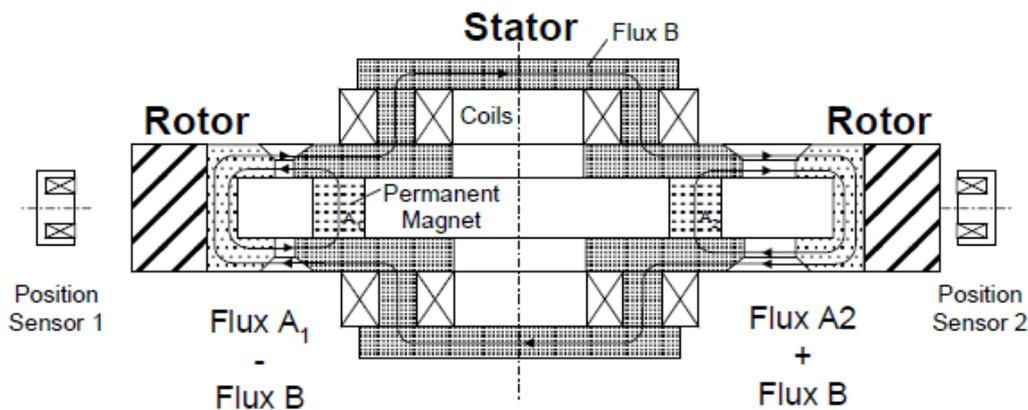
Avanços tecnológicos progressivamente permitiram baratear o desenvolvimento de mancais magnéticos. Isto incentivou a pesquisa pela miniaturização de rodas de reação suspensas magneticamente, pois satélites pequenos normalmente implicam em missões de menor orçamento. Scharfe, Meinzer e Zimmermann (1996) relatam um dos primeiros esforços para miniaturizar um mancal magnético, ilustrado na Figura 3.5. O princípio de funcionamento deste mancal é similar ao de Samuel e Lechable (2012), porém distinto em termos construtivos. Ambos os mancais estabilizam os GDLs radiais ativamente e os demais GDLs passivamente, empregam um ímã permanente para gerar fluxo de viés e estabilizar os GDLs passivos, e empregam dentes para maximizar a rigidez dos GDLs passivos. O que os distingue é a utilização de apenas uma peça no estator, o posicionamento do ímã permanente e o posicionamento dos enrolamentos de controle.

Figura 3.4 - Corte do mancal magnético descrito por Rajagopal e Sivadasan (2002).



Fonte: Rajagopal e Sivadasan (2002).

Figura 3.5 - Corte do mancal magnético descrito por Scharfe et al. (2001).



Fonte: Scharfe et al. (2001).

Rodas de reação utilizando estes mancais magnéticos foram projetadas para o controle de atitude do satélite de rádio amador AMSAT OSCAR 40, cuja massa de lançamento foi de aproximadamente 500 kg. Posteriormente, Scharfe et al. (2001) procuraram miniaturizar o mancal novamente, visando atender os requisitos de um satélite pequeno (carga útil próxima de 100 kg). Os resultados mostraram que o mancal apresentou problemas de acoplamento magnético que precisariam de uma solução mais complexa para serem superados. Porém, os

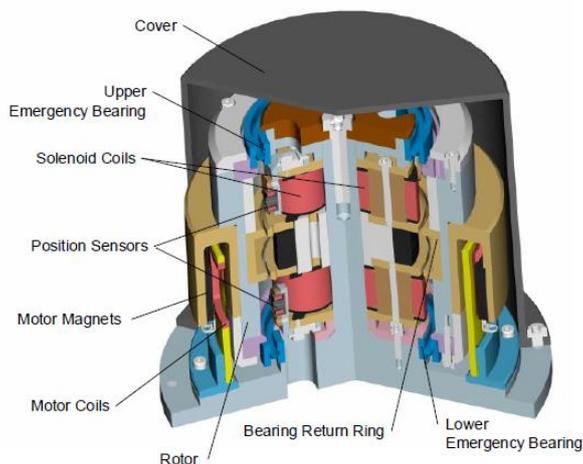
resultados foram promissores, e mostraram que existe o potencial de miniaturizar mancais magnéticos para uso em satélites pequenos.

A Figura 3.6 exibe a roda de reação projetada por Scharfe et al. (2001), com todos seus subsistemas. O motor é do tipo *brushless*, ilustrado na Figura 3.7, composto por enrolamentos no estator e ímãs permanentes no rotor. Torque é aplicado no rotor ao injetar corrente nos enrolamentos do motor, decorrente da interação entre o campo magnético dos enrolamentos e dos ímãs permanentes. Os ímãs do motor são posicionados externamente aos enrolamentos para contribuir o máximo possível à inércia longitudinal do conjunto. Ademais, dois mancais auxiliares são empregados para o caso de falhas na suspensão magnética, e quatro pares de sensores de deslocamento são empregados para inferir a posição radial e a atitude do rotor.

Bangcheng et al. (2012) propuseram uma nova estrutura em que dois GDLs são estabilizados ativamente. Esta solução difere significativamente das outras pela forma como as forças restauradoras axiais e rotacionais são geradas ao empregar um MMP composto por dois ímãs permanentes em formato de anel polarizados axialmente para estabilizar estes GDLs, acrescido de um MMH radial empregado para estabilizar os eixos radiais (Figura 3.8). A divisão de funções entre dois mancais permite que os parâmetros de rigidez dos GDLs estabilizados ativamente e passivamente sejam selecionados separadamente. Inclusive, a utilização de dentes nos polos do mancal radial deixa de ser necessária.

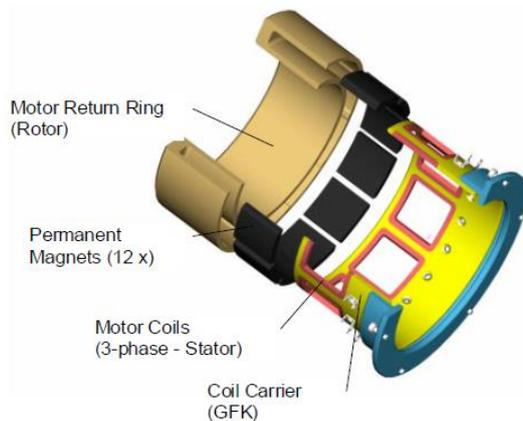
Segundo Bangcheng et al. (2012), esta nova configuração de mancais foi projetada para manter a estabilidade de rotores suspensos magneticamente em satélites ágeis, que consistem de missões que requerem manobras de atitude rápidas. Manobras de apontamento causam torque giroscópico em rotores suspensos magneticamente, especialmente em satélites ágeis, sejam eles estabilizados por rodas de reação, rodas de momento ou giroscópios de controle de momentum (*Control Momentum Gyroscope*). Em aplicações espaciais, o torque giroscópico é um dos principais fatores que influencia na estabilidade de rotores suspensos magneticamente. A Figura 3.9 exibe o conjunto completo da roda de reação para a qual esses mancais foram projetados.

Figura 3.6 - Corte da roda de reação projetada por Scharfe et al. (2001).



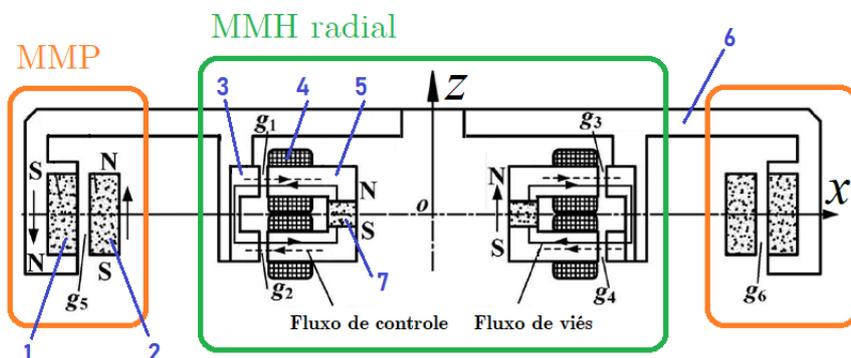
Fonte: Scharfe et al. (2001).

Figura 3.7 – Motor *brushless* da roda de reação projetada por Scharfe et al. (2001).



Fonte: Scharfe et al. (2001).

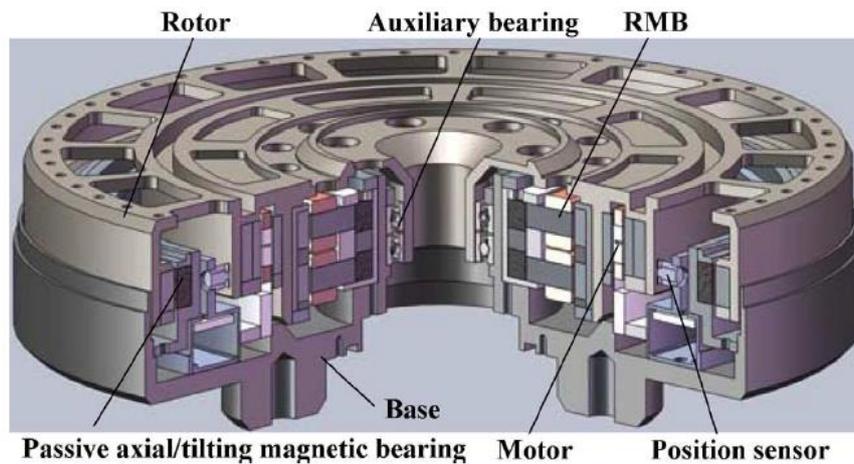
Figura 3.8 - Corte do mancal proposto por Bangcheng et al. (2012).



1. Ímã permanente do rotor do MMP; 2. Ímã permanente do estator do MMP; 3. Peça ferromagnética mole do rotor do MMH radial; 4. Enrolamento; 5. Peça ferromagnética mole do estator do MMH radial; 6. Rotor; 7. Ímã permanente do MMH radial.

Fonte: Adaptada de Bangcheng et al. (2012).

Figura 3.9 - Corte da roda de reação projetada por Bangcheng et al. (2012).



Fonte: Bangcheng et al. (2012).

É importante observar que a única fonte de amortecimento dos GDLs estabilizados passivamente provém das correntes parasitas geradas pela movimentação do rotor. Isso limita, portanto, a capacidade de configurações com dois GDLs ativos de atenuar vibrações nos GDLs axial e de inclinação (NAKAJIMA, 1988). Em geral, é possível assumir que as perturbações externas às quais os mancais são sujeitos no ambiente espacial são de baixa intensidade, dispensando a necessidade de usar amortecedores adicionais. Entretanto, Scharfe et al. (2001) mencionam a utilização de uma lógica de controle para suprimir frequências indesejadas na dinâmica de inclinação. Por isso, observa-se o uso de um par de sensores de deslocamento em cada eixo radial na Figura 3.6, tornando possível estimar a inclinação do rotor. Rajagopal e Sivadasan (2002) e Bangcheng et al. (2012), em contrapartida, não realizam a mesma prática, empregando apenas um sensor de deslocamento para cada eixo radial.

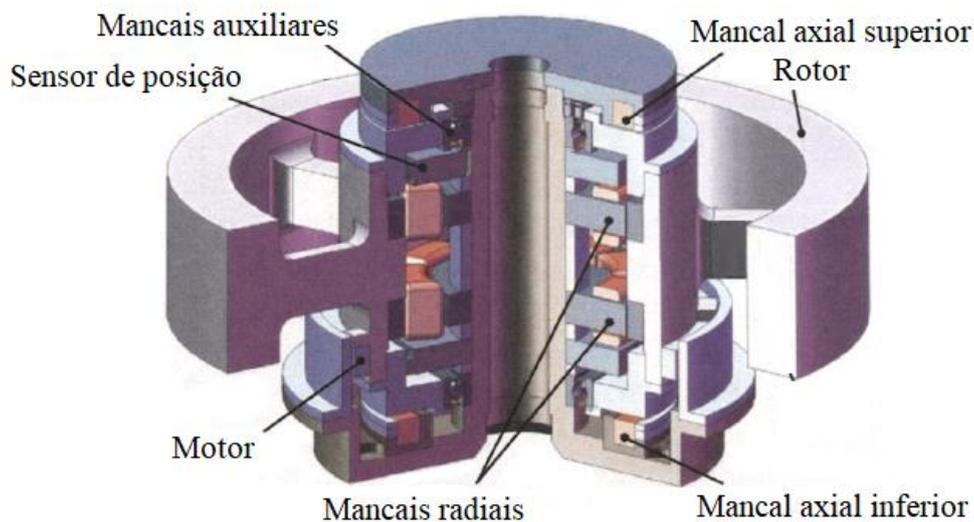
3.1.3. Cinco GDLs estabilizados ativamente

Configurações de mancais magnéticos que estabilizam os cinco GDLs do rotor por meios ativos são especialmente atrativos para uso em rodas de reação de missões que requerem alta precisão de apontamento. Não só elas apresentam níveis superiores de amortecimento em relação a outras configurações em que alguns GDLs são estabilizados passivamente, mas também é possível implantar algoritmos de controle complexos, como a funcionalidade da roda de reação de realizar *vernier gimbaling*. Estas propriedades fornecem à roda de reação uma

capacidade de reduzir microvibrações superior a qualquer configuração de mancais mostrada anteriormente. Em contrapartida, apresentam menor confiabilidade e maiores gastos de energia. Por isso, há pesquisas que buscam soluções para reduzir os gastos energéticos, aumentar a confiabilidade e utilizar a massa ocupada pelos mancais de modo mais eficiente.

É comum que aplicações com mancais mecânicos ou magnéticos empreguem dois mancais radiais e um axial para estabilizar o eixo. Esta é uma solução viável para rodas de reação com aplicações espaciais. Um exemplo típico é apresentado por Bangcheng e Bin (2008), que descreveram uma roda de reação utilizando dois MMH radiais heteropolares e um MMH axial (Figura 3.10).

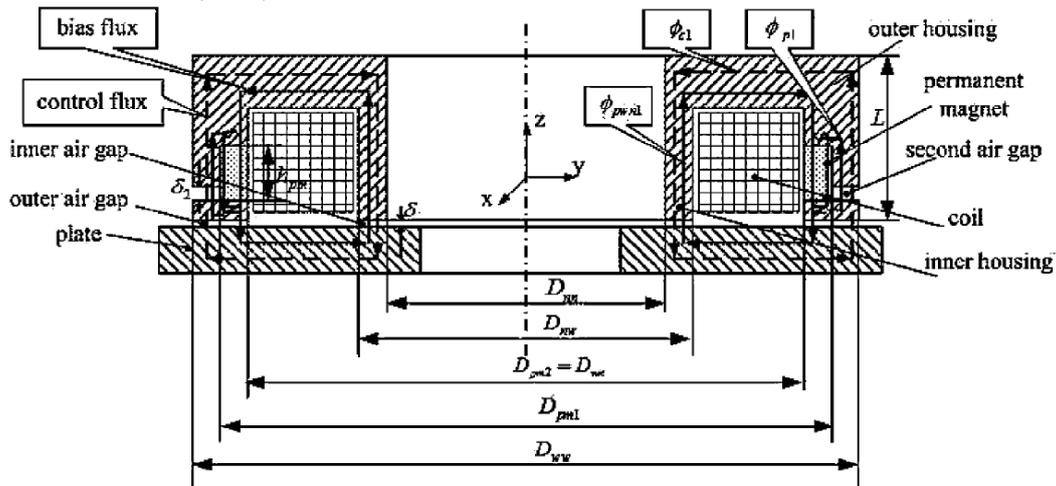
Figura 3.10 - Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita por Bangcheng e Bin (2008).



Fonte: Adaptada de Bangcheng e Bin (2008).

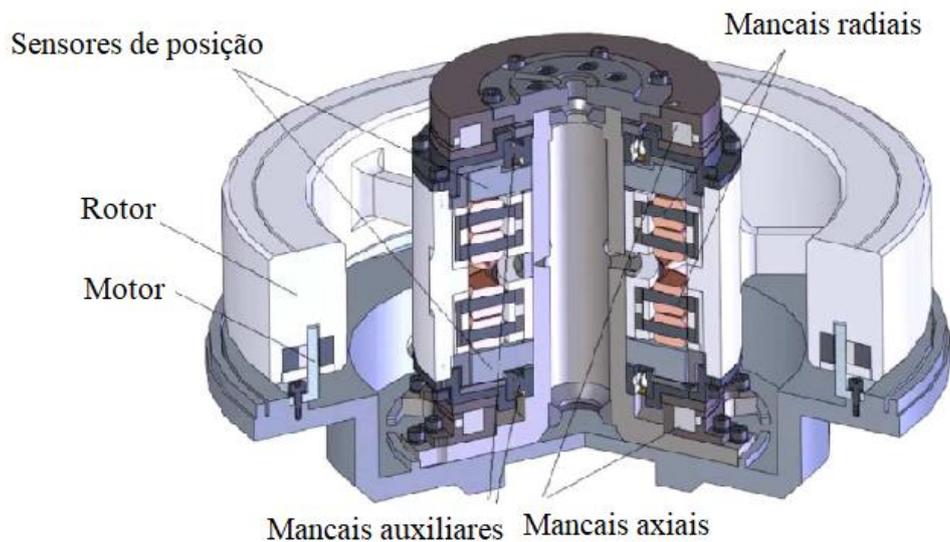
Jiancheng et al. (2009) desenvolveram um novo tipo de MMH axial que utiliza um entreferro auxiliar cujo objetivo é separar os caminhos magnéticos do fluxo de viés gerado por um ímã permanente do fluxo de controle gerado pelos enrolamentos elétricos (Figura 3.11). Esta nova estrutura, apesar de mais complexa construtivamente, reduz o consumo de energia despendido pelo mancal axial, e reduz as não linearidades decorrentes de saturação do material ferromagnético. A Figura 3.12 ilustra a roda de reação para a qual este mancal foi concebido. Dois MMHs radiais são utilizados para estabilizar os GDLs restantes.

Figura 3.11 – Corte do MMH axial com entreferro auxiliar proposto por Jiancheng et al. (2009).



Fonte: Jiancheng et al. (2009).

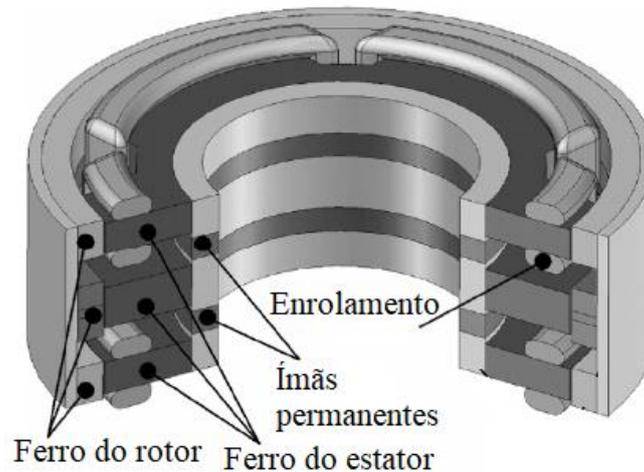
Figura 3.12 – Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita por Jiancheng et al. (2009).



Fonte: Adaptada de Jiancheng et al. (2009).

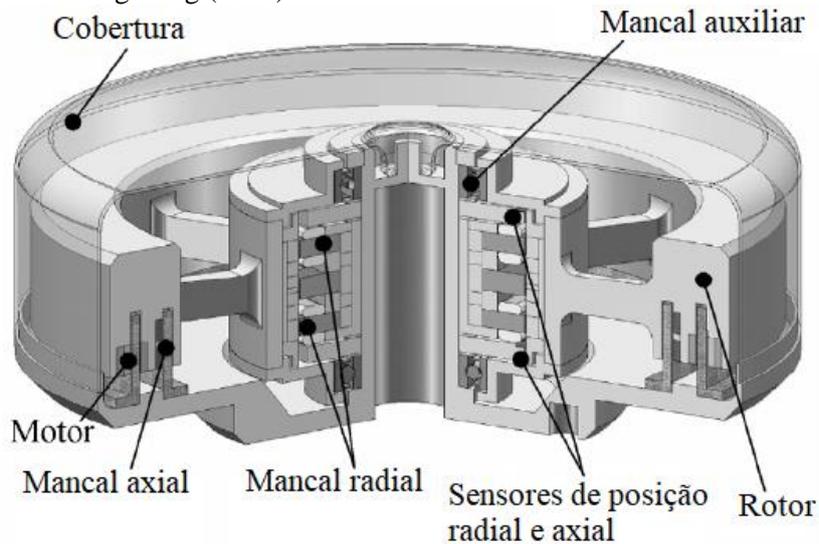
Como os GDLs de rotação são estabilizados pela combinação dos mancais radiais, é necessário que haja uma distância grande entre eles, o que resulta em uma dimensão axial grande. Há pesquisas que buscam estratégias para minimizar a dimensão axial de rodas de reação suspensas magneticamente com cinco GDLs ativos. Para esta finalidade, Bangcheng (2010) propôs um mancal capaz de controlar os GDLs radiais e de inclinação (Figura 3.13) que, combinado a um mancal axial, são capazes de controlar os 5 GDLs do rotor (Figura 3.14).

Figura 3.13 – MMH proposto por Bangcheng (2010), capaz de controlar os GDLs radiais e de inclinação.



Fonte: Adaptada de Bangcheng (2010).

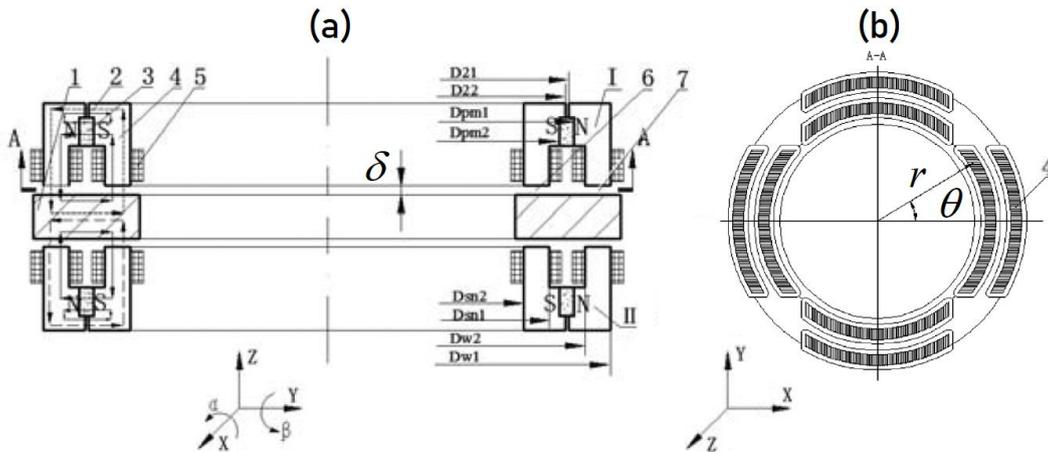
Figura 3.14 – Modelo da roda de reação suspensa magneticamente descrita em Bangcheng (2010).



Fonte: Adaptada de Bangcheng (2010).

Com uma proposta similar, Jiancheng et al. (2010) propuseram um tipo de mancal axial capaz de controlar os GDLs de inclinação (Figura 3.15). Assim, é possível empregar dois mancais axiais e um mancal radial para estabilizar o rotor (Figura 3.16), o que possibilita diminuir a dimensão axial do conjunto, pois este par de mancais axiais não requer uma grande distância axial para estabilizar os GDLs de inclinação.

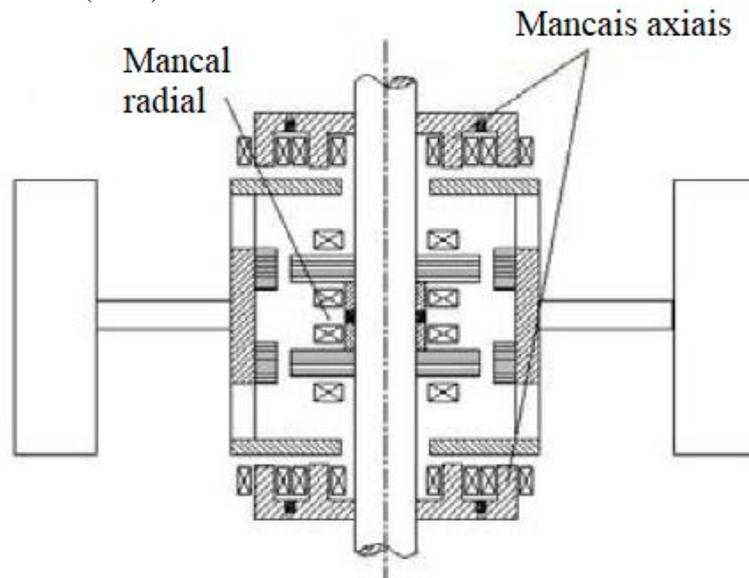
Figura 3.15 – MMH proposto por Jiancheng et al. (2010), capaz de controlar os GDLs axiais e de inclinação.



(a) Seção transversal do mancal; (b) Visão superior do estator; 1. Rotor; 2. Entreferro subsidiário; 3. Ímã permanente; 4. Polos do estator; 5. Enrolamento; 6. Entreferro interior; 7. Entreferro exterior.

Fonte: Adaptada de Jiancheng et al. (2010).

Figura 3.16 – Posicionamento dos mancais na roda de reação projetada por Jiancheng et al. (2010).



Fonte: Adaptada de Jiancheng et al. (2010).

3.2. Práticas comuns na aplicação espacial

Ao se analisar as condições do ambiente espacial, e relacioná-las com as configurações de mancais analisadas anteriormente, observa-se que elas direcionam as escolhas de projeto que satisfazem as necessidades de missões

espaciais. Esta sessão aborda práticas comuns relacionadas aos requisitos impostos ao projeto de rodas de reação suspensas magneticamente.

3.2.1. Distribuição da massa

Nas Figuras 3.6, 3.9, 3.10, 3.12, 3.14 e 3.16, nas quais os mancais magnéticos são exibidos junto com os demais componentes das rodas de reação, observa-se a tendência de se posicionar o rotor dos mancais radiais externamente ao estator, diferentemente dos mancais tradicionais (Figura 2.6). Outra prática observada é a de se projetar o motor na parte externa e radialmente ao conjunto de mancais, diferente de um arranjo comum de mancais magnéticos. Essas práticas são coerentes com aplicações espaciais, pois representam um uso mais eficiente da massa para que a roda de reação aumente a capacidade de armazenar momento angular.

3.2.2. Configuração estrutural

Constata-se em todos os trabalhos mencionados anteriormente que o tipo de mancal magnético mais promissor para uso em rodas de reação é o tipo híbrido, e que todos os mancais radiais empregam estruturas homopolares. Yanliang et al. (2006) constatou que o arranjo MMH radial é mais apropriado para aplicações espaciais ao comparar um MMA radial heteropolar e um MMH radial homopolar com os mesmos parâmetros de desempenho. Evidenciou-se igualmente que o MMH radial homopolar perde menos energia elétrica devido ao uso de ímãs ao invés da corrente de viés, e que há menos perdas devido a correntes parasitas quando o motor está a girar.

3.2.3. Sensor de deslocamento

Os sensores de deslocamento mais comumente utilizados para medir posição em rodas de reação suspensas magneticamente são os sensores indutivos de correntes parasitas. Este tipo de sensor resiste à radiação e aos altos gradientes de temperatura do ambiente espacial, e apresenta um atraso de fase baixo ao longo de uma ampla largura de banda, requisitos necessários para esta aplicação. Adicionalmente, os sensores indutivos de correntes parasitas apresentam alta

resolução, alta estabilidade em função da temperatura, insensibilidade ao envelhecimento e pequeno tamanho físico.

3.2.4. Motor, mancais auxiliares e mecanismo de travamento

O projeto dos subsistemas de uma roda de reação suspensa magneticamente segue uma sequência específica. Os mancais magnéticos são projetados primeiro, ao qual o *design* do motor é adaptado. O tipo de motor utilizado é do tipo sem escovas, por permitir operação sem contato entre o rotor e o estator. Em seguida, escolhem-se os mancais auxiliares, que normalmente são mancais de rolamento lubrificados a seco. Por último, por ser inviável manter-se a operação do mancal magnético quando sujeito às vibrações do foguete, utiliza-se um mecanismo de travamento que contém e protege o rotor até que a operação do mancal possa ser iniciada. Este é o último subsistema a ser definido no projeto da roda de reação suspensa magneticamente (SCHARFE et al., 2001).

3.2.5. Testes em terra

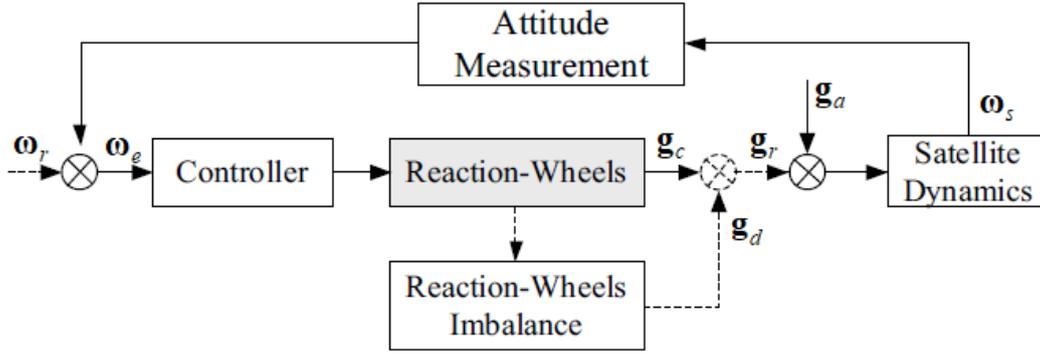
Uma das principais mudanças do ambiente terrestre para o espacial é o efeito da força gravitacional no rotor suspenso magneticamente. Testes em terra são capazes de replicar aproximadamente o vácuo do espaço, mas incapazes de replicar um ambiente sem gravidade. Ainda assim, todas as configurações de mancais apresentadas são capazes de sustentar o próprio peso quando testadas em terra, mesmo aquelas em que o GDL axial é estabilizado passivamente. Isto significa que é possível testar o funcionamento dos mancais magnéticos sem que precauções adicionais sejam necessárias.

3.3. Efeito do desbalanceamento do rotor no sistema de controle de atitude

A Figura 3.17 mostra o diagrama funcional do sistema de controle de atitude de um satélite que emprega rodas de reação. O controlador monitora a diferença ω_e entre a velocidade angular ω_s do satélite no referencial do corpo e a velocidade angular de referência ω_r e especifica um torque \mathbf{g}_c apropriado para realizar a manobra de atitude. Contudo, o torque total \mathbf{g}_r produzido pela roda de reação contém perturbações \mathbf{g}_d devido ao desbalanceamento que, somadas à perturbações oriundas de condições ambientais \mathbf{g}_a , prejudicam a precisão de apontamento do

satélite. O desbalanceamento do rotor é uma das principais fontes de perturbação ao sistema de controle de atitude. Por isso, estabelecer o desbalanceamento máximo é uma especificação diretamente ligada à precisão do apontamento requisitada pela missão.

Figura 3.17 – Diagrama funcional do sistema de controle de atitude de um satélite.



Fonte: Adaptada de Li, Chen e Wu (2016).

Como ilustrado na Equação 2.29, o desbalanceamento estático gera forças de perturbação radiais \mathbf{f}_{de} no rotor e o desbalanceamento dinâmico causa torques radiais \mathbf{g}_{dd} :

$$\mathbf{f}_{de} = m\Omega^2 \begin{bmatrix} e_x \cos \Omega t - e_y \sin \Omega t \\ e_y \cos \Omega t + e_x \sin \Omega t \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

$$\mathbf{g}_{dd} = \Omega^2 \begin{bmatrix} I_{yz} \cos \Omega t + I_{zx} \sin \Omega t \\ I_{zx} \cos \Omega t + I_{yz} \sin \Omega t \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.2)$$

O torque de perturbação total sobre a atitude de satélite \mathbf{g}_d advém das forças \mathbf{f} e torques \mathbf{g} radiais exercidos pelos mancais, de acordo com o posicionamento e a orientação da roda de reação no corpo do satélite:

$$\mathbf{g}_d = \mathbf{r} \times (\mathbf{C}_{rs} \cdot \mathbf{f}) + \mathbf{C}_{rs} \cdot \mathbf{g}, \quad (3.3)$$

onde $\mathbf{r} = [r_x \ r_y \ r_z]^T$ representa a posição da roda de reação no sistema de coordenadas do satélite e \mathbf{C}_{rs} a matriz de rotação que transforma do sistema de coordenadas da roda para o do satélite.

Rodas de reação que utilizam mancais de rolamento obrigam o rotor a girar em torno de seu eixo geométrico, o que transmite completamente as perturbações \mathbf{f}_{de} e \mathbf{g}_{dd} ao corpo do satélite:

$$\mathbf{g}_d = \mathbf{r} \times (\mathbf{C}_{rs} \cdot \mathbf{f}_{de}) + \mathbf{C}_{rs} \cdot \mathbf{g}_{dd}. \quad (3.4)$$

Rodas de reação suspensas magneticamente, em contrapartida, não obrigam o rotor a girar em torno de seu eixo geométrico, o que naturalmente reduz o nível de vibrações. Por meios ativos, é possível levar o rotor a girar próximo ao seu centro de massa e eixo principal de inércia, o que eliminaria completamente as perturbações. Isto implica na utilização de algoritmos de controle adicionais, especificamente destinados a suprimir vibrações síncronas com a velocidade de rotação do rotor. Assim sendo, apenas rodas de reação em que dois ou cinco GDLs são estabilizados ativamente são capazes de suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento estático, e apenas as últimas são capazes de suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento dinâmico.

4 PROJETO DO MANCAL MAGNÉTICO

Nos capítulos anteriores foi realizado um estudo da teoria necessária para a análise e desenvolvimento de mancais magnéticos, e também acerca das práticas mais comuns aplicadas a rodas de reação. Como as configurações com dois GDLs ativos fornecem um compromisso entre parâmetros de desempenho, confiabilidade e gasto energético, são uma alternativa promissora para a miniaturização de mancais magnéticos para uso em satélites pequenos. Por estas razões, optou-se por direcionar o projeto do mancal magnético a estas configurações. Escolhe-se especificamente a solução proposta por Bangcheng et al. (2012) para servir de referência neste trabalho, mas considera-se que a metodologia proposta para o projeto do controlador radial é aplicável às outras configurações em que dois GDLs são estabilizados ativamente. Este capítulo descreve o modelo matemático desenvolvido para simular a dinâmica do rotor suspenso magneticamente, e a lógica de controle proposta para iniciar a suspensão magnética, estabilizar o rotor no ponto de equilíbrio e suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento.

4.1. Especificações

O desenvolvimento de uma roda de reação suspensa magneticamente está intrinsecamente ligado à precisão de apontamento requisitada pela missão em que ela será empregada. Por isso, é necessário conduzir estudos para determinar os requisitos da roda de reação e dos mancais adequados às necessidades da aplicação. Scharfe et al. (2001) realizaram este tipo de estudo com base na precisão de apontamento do satélite pequeno de observação da Terra descrito na Tabela 4.1, e determinaram que a roda de reação suspensa magneticamente deve atender às especificações listadas na Tabela 4.2.

Neste trabalho, interessa determinar uma metodologia para desenvolver e analisar o controlador do mancal magnético, uma etapa posterior à determinação dos requisitos da roda de reação. Por isso, as especificações do mancal magnético proposto por Bangcheng et al. (2012) serão adotadas, tendo em vista os requisitos da roda de reação suspensa magneticamente projetada por Scharfe et al. (2001).

Tabela 4.1 – Especificações de performance de um satélite pequeno de observação da Terra.

Atributo	Performance
Massa de lançamento	100 kg
Potência	80 W
Tipo de missão	Observação da Terra
Principal carga útil	Câmera de alta resolução
Sensores	1 sensor solar 1 sensor de estrelas 4 sensores de velocidade angular
Atuadores	4 rodas de reação ou de momento 3 bobinas magnéticas
Máxima <i>slew rate</i>	0,5°/s
Precisão de apontamento	±0,2°
Máximo <i>jitter</i>	0,001° em 100 ms

Fonte: Scharfe et al. (2001).

Tabela 4.2 – Requisitos da roda de reação suspensa magneticamente.

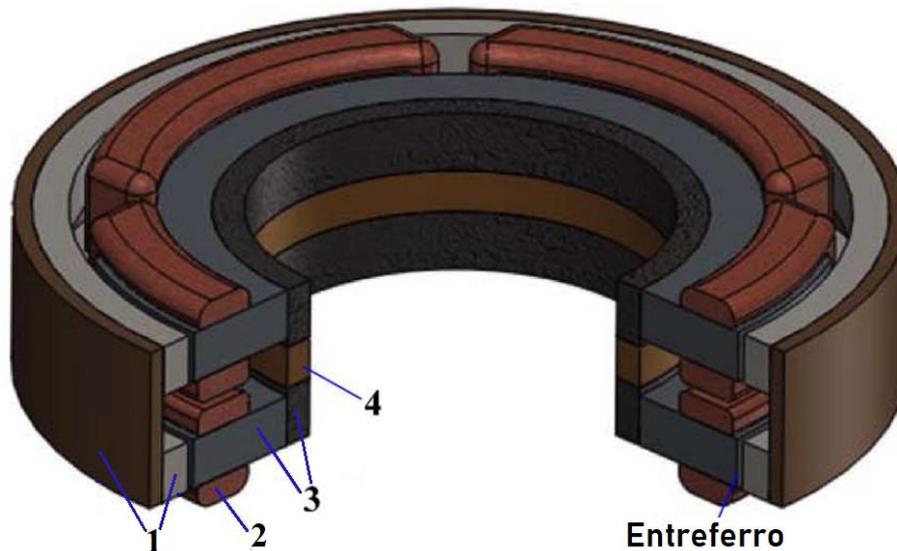
Atributo	Performance
Momento angular	0,2 Nms
Velocidade de rotação	0-5000 rpm
Torque	10 mNm
Modos de operação	Torque & Velocidade
Acurácia da malha de controle de velocidade	± 5 rpm
Tensão de operação	28V DC
Consumo de potência	2,5 W em regime permanente (1000 rpm)
	5 W em regime permanente (5000 rpm)
	20 W potência máxima
Temperatura de operação	-30 ... 50 °C
Sinal do tacômetro	≈ 100 pulsos/revolução
Desbalanceamento estático	≤ 0,5 g.cm
Desbalanceamento dinâmico	≤ 10 g.cm ²

Fonte: Adaptada de Scharfe et al. (2001).

A estrutura proposta por Bangcheng et al. (2012) consiste de dois mancais magnéticos para a suspensão do rotor da roda de reação: um passivo e um híbrido. O MMP é composto por dois ímãs permanentes em formato de anel polarizados axialmente em sentidos opostos, cujo objetivo é estabilizar a dinâmica longitudinal e de inclinação do rotor em torno dos eixos radiais. Sua estrutura e princípio de funcionamento são idênticos ao do MMP ilustrado na Figura 2.3. O MMH é do tipo radial homopolar, logo é composto por um ímã permanente de viés em formato de anel e duas peças compostas por um material ferromagnético mole no estator e uma no rotor. Cada uma das peças ferromagnéticas moles do estator possui quatro polos, nos quais são colocados os enrolamentos para controle radial por meio da corrente aplicada. A Figura 4.1 ilustra a estrutura adotada pelo MMH radial, que posiciona o rotor externo radialmente ao estator para maximizar

a inércia longitudinal. Adicionalmente, a Figura 3.8 mostra que o MMP é posicionado externo radialmente ao MMH. Os mancais são conectados por estruturas não magnéticas que ligam todos os subsistemas da roda de reação, como ilustrado na Figura 3.9, em que todos os subsistemas da roda de reação são exibidos.

Figura 4.1 – Configuração do MMH radial.



(1) Peças ferromagnéticas moles do rotor; (2) Enrolamento de controle; (3) Peças ferromagnéticas moles do estator; (4) Ímã permanente no estator do MMH radial.

Fonte: Adaptada de Bangcheng et al. (2012).

As especificações fornecidas por Bangcheng et al. (2012) encontram-se nas Tabelas Tabela 4.3 e Tabela 4.4 e na Figura 4.2, em que os autores apresentam detalhes referentes às especificações geométricas dos mancais, aos parâmetros dos ímãs permanentes e à curva $B-H$ do material ferromagnético mole empregado no MMH radial, respectivamente. Adicionalmente, Bangcheng et al. (2012) afirmam que a massa total do rotor é de 3,6 kg.

Tabela 4.3 – Parâmetros geométricos dos mancais.

Parâmetros		Valor
Mancal magnético radial híbrido	Área da face do polo magnético do estator [mm ²]	262.1
	Diâmetro externo do ímã [mm]	59
	Diâmetro interno do ímã [mm]	47
Mancal magnético radial híbrido	Altura do ímã [mm]	5
	Tamanho do entreferro [mm]	0.8
	Número de enrolamentos da bobina	150

(continua)

Tabela 4.3 – Conclusão.

Mancal magnético passivo	Diâmetro externo do ímã do estator [mm]	185
	Diâmetro interno do ímã do estator [mm]	175
	Altura do ímã do estator [mm]	10
	Espaço entre os ímãs do rotor e do estator [mm]	1
	Diâmetro externo do ímã do rotor [mm]	197
	Diâmetro interno do ímã do rotor [mm]	187
	Altura do ímã do rotor [mm]	10

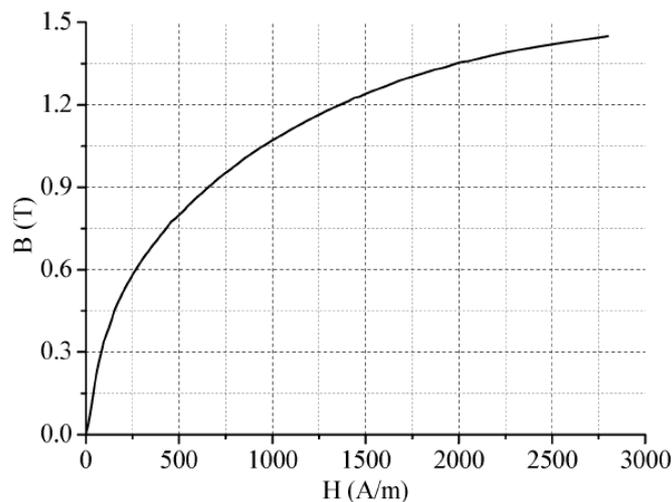
Fonte: Bangcheng et al. (2012).

Tabela 4.4 – Parâmetros dos ímãs permanentes.

Parâmetros	Valor
Remanência [T]	1.0503
Coercividade [kA/m]	796
Permeabilidade magnética relativa	1,05

Fonte: Bangcheng et al. (2012).

Figura 4.2 – Curva B-H do material ferromagnético mole.



Fonte: Bangcheng et al. (2012)

4.2. Modelagem dinâmica

A modelagem dinâmica do rotor suspenso por uma configuração de mancais em que dois GDLs são estabilizados ativamente consiste em especificar as equações do movimento que relacionam a dinâmica do rotor em função das forças geradas pelos mancais. Estas dependem da posição e da atitude do rotor e das correntes de controle. Adicionalmente, é necessário considerar a dinâmica do enrolamento de controle, pois a entrada do controlador é tensão, e a indutância do enrolamento não permite desprezar a dinâmica elétrica. Este modelo deve ser capaz de

reproduzir as não-linearidades da dinâmica associadas ao início da suspensão magnética, quando o rotor está próximo radialmente ao mancal auxiliar.

4.2.1. Dinâmica do rotor

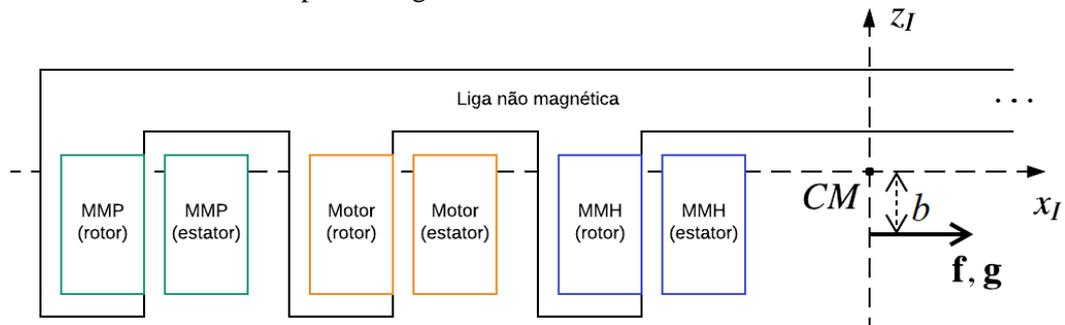
O modelo simplificado descrito na Equação 2.29 foi utilizado como ponto de partida para descrever a dinâmica do rotor suspenso magneticamente com dois GDLs ativos:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{G}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{Z} + \mathbf{U}\mathbf{s}, \quad (4.1)$$

onde os vetores \mathbf{q} e \mathbf{s} e as matrizes \mathbf{M} , \mathbf{G} e \mathbf{U} seguem as definições previamente estabelecidas. Considera-se, portanto, que o rotor é um corpo rígido sujeito a desbalanceamento, e que ocorrem apenas pequenas variações em torno do ponto de equilíbrio. Assim, a dinâmica axial é desacoplada dos demais GDLs. Como este GDL é estabilizado passivamente e não interage com os GDLs radiais, sob as premissas estabelecidas, não será modelado neste trabalho.

Resta especificar a natureza das forças generalizadas \mathbf{Z} que agem no rotor. A Figura 4.3 ilustra um corte transversal dos subsistemas da roda de reação projetada por Bangcheng et al. (2012). O rotor é composto pelo ímã externo do MMP, pela peça ferromagnética externa do MMH, pelos ímãs do motor sem escovas e pela liga não magnética que conecta os subsistemas. É sobre ele que as forças e torques radiais gerados pelos enrolamentos de controle e pelos ímãs permanentes do mancal são aplicados.

Figura 4.3 – Corte transversal dos principais subsistemas que contribuem para a massa do rotor suspenso magneticamente.



Fonte: Produção do autor.

Ambos os mancais geram forças radiais desestabilizadoras devido ao uso de ímãs permanentes. A força radial total produzida por ambos os mancais, $\mathbf{f} = [f_x \quad f_y]^T$, é resultado da combinação do campo magnético produzido pelos ímãs permanentes e pelas correntes de controle do mancal radial. Os GDLs de inclinação, por outro lado, são estabilizados passivamente pelos torques radiais binários $\mathbf{g} = [g_x \quad g_y]^T$ exercidos pelos ímãs permanentes do MMP. Considerou-se o MMH e o MMP concêntricos. Ou seja, ambos os mancais geram forças radiais \mathbf{f} e torques radiais binários no centro geométrico dos elementos magnéticos dos mancais.

Contudo, a Figura 4.3 evidencia o fato de que a estrutura não magnética utilizada para conectar os subsistemas da roda de reação leva o centro de massa do rotor a apresentar um deslocamento axial b em relação à posição em que as forças atuam. Este deslocamento é similar aos deslocamentos axiais a e b , da Figura 2.13, do rotor estabilizado por dois mancais radiais, e resultam no acoplamento dos GDLs radiais e de inclinação. Entretanto, neste contexto a e b são parâmetros de projeto escolhidos para que as forças radiais produzam torques estabilizadores sobre os GDLs de inclinação. A distância b apresentada na Figura 4.3, em contrapartida, é um detalhe construtivo indesejado decorrente da distribuição de massa do rotor. Define-se, então, o vetor de forças generalizadas:

$$\mathbf{Z} = \mathbf{B}\mathbf{u}_f \quad (4.2)$$

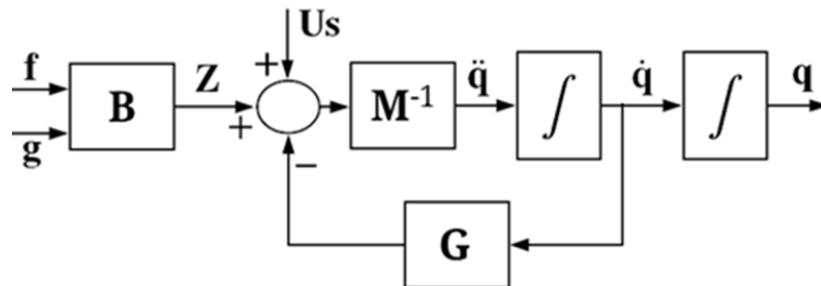
onde $\mathbf{u}_f = [f_x \quad g_y \quad f_y \quad g_x]^T$ contém as forças e torques radiais exercidos pelos mancais, e a matriz

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} b & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & b & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

relaciona o impacto destes esforços na dinâmica de cada GDL de acordo com a posição axial em que os mancais magnéticos atuam. Este trabalho irá investigar as repercussões do acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação decorrente da distância b na dinâmica do rotor girante para identificar se este é um fator capaz de comprometer a estabilidade da suspensão magnética.

A Figura 4.4 sintetiza a dinâmica do rotor descrita acima, em que a dinâmica do vetor de estados \mathbf{q} resulta dos esforços \mathbf{f} e \mathbf{g} gerados pelos mancais e de \mathbf{U}_s gerado pelo desbalanceamento. Como será visto adiante, a modelagem analítica de \mathbf{f} e \mathbf{g} é complexa e suscetível a desvios do modelo devido ao espriamento do fluxo magnético e à histerese dos materiais ferromagnéticos moles do estator. Por isso, o método de análise por elementos finitos (EF) tende a ser mais apropriado para obter o comportamento de mancais magnéticos, permitindo determinar parâmetros de desempenho do mancal de maneira mais precisa e confiável do que por métodos analíticos.

Figura 4.4 – Diagrama de blocos da dinâmica do rotor com os esforços gerados pelos mancais como entradas e o vetor de estado como saída.



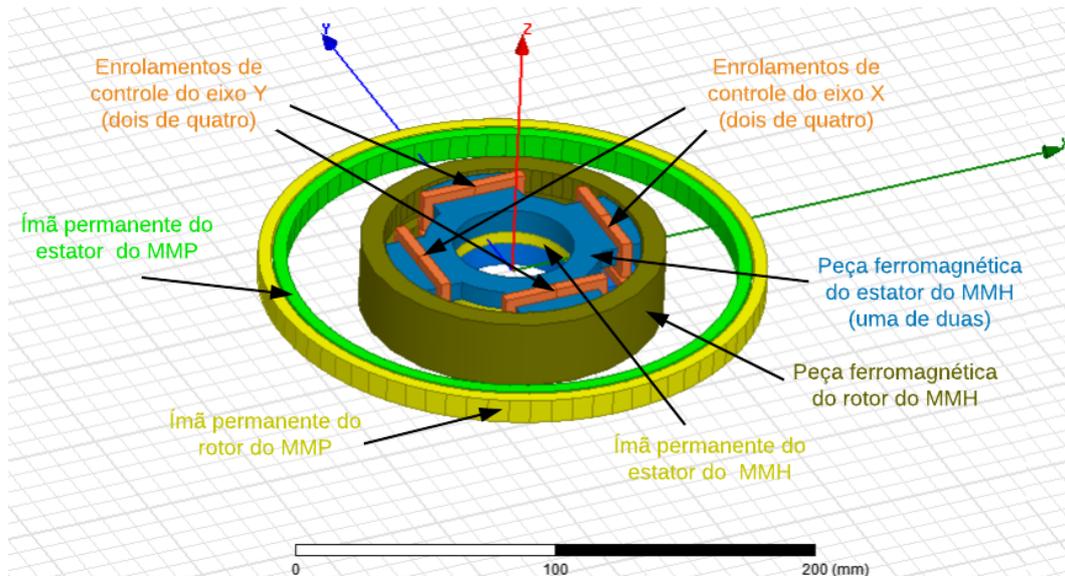
Fonte: Produção do autor.

4.2.2. Modelo em elementos finitos

O *software Ansoft Maxwell V14* foi utilizado para conduzir as simulações por elementos finitos. Com base nas especificações fornecidas por Bangcheng et al. (2012), desenvolveu-se a geometria apresentada na Figura 4.5. Cada simulação por elementos finitos produz como resultado as forças e os torques resultantes de uma determinada posição do rotor e corrente de controle.

Nota-se que Bangcheng et al. (2012) não disponibiliza os parâmetros geométricos referentes às peças compostas pelo material ferromagnético mole, exceto pela área dos polos do estator. Isso não deve interferir na obtenção de resultados próximos aos do trabalho original, pois a permeabilidade do ferro é muito maior que a do vácuo.

Figura 4.5 – Geometria desenvolvida para as simulações por elementos finitos.



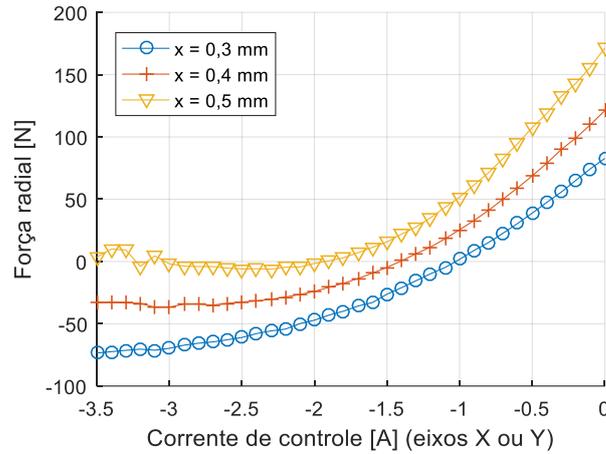
Fonte: Produção do autor.

4.2.3. Posicionamento do mancal auxiliar

Quando o mancal magnético está desativado, supõe-se que o rotor repousa no mancal auxiliar. Logo, antes de definir um modelo de f propício para simulações dinâmicas, é necessário definir a posição radial do rotor no momento em que este repousa sobre ele. É necessário que seja possível retirar o rotor do repouso no momento em que a estabilização do eixo radial for iniciada, ou seja, que a força produzida pela corrente máxima que os enrolamentos são capazes de produzir seja capaz de acelerar o rotor no sentido do ponto de equilíbrio.

A Figura 4.6 ilustra simulações por elementos finitos em que se averiguou a força radial produzida por variações na corrente de controle quando o rotor é deslocado da origem do sistema de coordenadas inercial para as posições radiais $x=0,3$ mm, $x=0,4$ mm e $x=0,5$ mm. Observa-se que a força máxima no sentido do ponto de equilíbrio produzida pela corrente de controle em $x=0,5$ mm é próxima de zero. Por essa razão, não seria uma posição adequada para o rotor repousar, quando o mancal estiver desativado. As distâncias de 0,3 mm e 0,4 mm, por outro lado, seriam apropriadas para o posicionamento do mancal auxiliar, pois é possível se obter forças que acelerem o rotor em direção ao ponto de equilíbrio. Optou-se, neste trabalho, por considerar o posicionamento do mancal auxiliar de modo a conter o rotor até a posição radial máxima de 0,4 mm.

Figura 4.6 – Força radial em função da corrente de controle, em diferentes posições radiais (eixos X ou Y).



Fonte: Produção do autor.

4.2.4. Forças e torques radiais

Deseja-se determinar expressões para \mathbf{f} e \mathbf{g} adequadas para a realização de simulações dinâmicas. Como a dinâmica estabelecida anteriormente contempla apenas inclinações pequenas em torno dos eixos radiais, pode-se considerar o vetor de forças radiais \mathbf{f} independente da atitude do rotor. Contudo, deseja-se obter um modelo propício para se analisar o início de operação da suspensão magnética, e a aproximação linear não é suficiente para caracterizar a força radial dos mancais quando o rotor está próximo ao mancal auxiliar, ou quando a corrente de controle apresenta valores elevados. Sob estas condições, a força radial \mathbf{f} apresenta acoplamento magnético entre os eixos radiais X e Y e não linearidades devido ao espraiamento do fluxo magnético e à histerese dos materiais ferromagnéticos moles do estator que não podem ser ignorados:

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}_b, \mathbf{i}) = \begin{bmatrix} f_x(x_b, y_b, i_x, i_y) \\ f_y(x_b, y_b, i_x, i_y) \end{bmatrix}. \quad (4.4)$$

O termo $\mathbf{x}_b = [x_b \ y_b]^T$ introduzido na Equação 4.4 representa o deslocamento radial do rotor na perspectiva dos mancais, devido à distância b ilustrada na Figura 4.3. A relação entre \mathbf{x}_b e \mathbf{q} é dada por:

$$\mathbf{x}_b = \mathbf{T}\mathbf{q}, \quad (4.5)$$

onde

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} b & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & b & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.6)$$

O vetor $\mathbf{i} = [i_x \ i_y]^T$ contempla as correntes de controle injetadas nos enrolamentos de controle dos eixos X e Y do MMH radial. O acoplamento magnético é retratado no fato de que as forças radiais representadas na Equação 4.4 apresentam dependência com relação aos deslocamentos e correntes de controle de ambos os canais radiais.

A Tabela 4.5 mostra o espectro de variações aplicadas sobre os deslocamentos radiais x_b e y_b e as correntes de controle i_x e i_y usadas para definir f_x e f_y pelo método dos elementos finitos. Cada simulação reproduziu uma combinação destas variáveis, o que resultou em um total de 9801 simulações. Devido à simetria do mancal radial, é possível realizar apenas uma simulação para determinar as forças radiais, pois $f_x(x_b, y_b, i_x, i_y) = f_y(y_b, x_b, i_y, i_x)$.

Tabela 4.5 – Variações aplicadas nas simulações por elementos finitos para determinar a força radial.

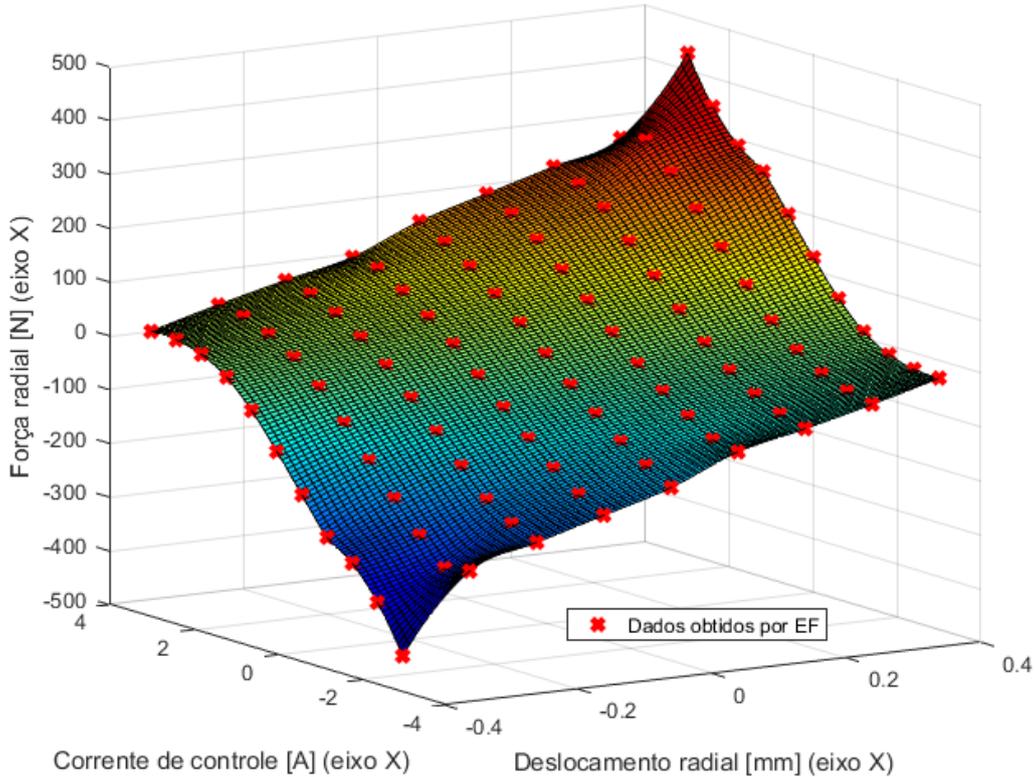
	Região caracterizada por EF	Passo das simulações
Deslocamento radial x_b	$-0,4\text{mm} \leq x_b \leq 0,4\text{mm}$	$\Delta x_b = 0,1\text{mm}$
Deslocamento radial y_b	$-0,4\text{mm} \leq y_b \leq 0,4\text{mm}$	$\Delta y_b = 0,1\text{mm}$
Corrente de controle i_x	$-3\text{A} \leq i_x \leq 3\text{A}$	$\Delta i_x = 600\text{mA}$
Corrente de controle i_y	$-3\text{A} \leq i_y \leq 3\text{A}$	$\Delta i_y = 600\text{mA}$

Fonte: Produção do autor.

Contudo, o método de simulação por elementos finitos é lento, o que inviabiliza sua utilização em simulações dinâmicas. Para contornar essa limitação, propõe-se interpolar os resultados obtidos nas simulações por elementos finitos. Esta prática permite inferir a resposta dos mancais magnéticos de forma contínua nos intervalos entre os dados obtidos por elementos finitos. Utilizou-se a opção de interpolação *cubic* da função *griddedInterpolant* do *software* MATLAB, que emprega o método de interpolação hermitiana cúbica para atribuir um polinômio de terceiro grau a cada intervalo entre dados. A função resultante desse método é de classe C1. Com as curvas resultantes da interpolação, é possível estimar a força radial do mancal em simulações dinâmicas em que a posição radial do rotor e a corrente de controle variem dentro do espectro delimitado pela Tabela 4.5. Para

ilustrar as curvas de resposta obtidas pela interpolação, a Figura 4.7 mostra a força radial interpolada em um dos eixos radiais quando o efeito do acoplamento magnético é inexistente, ou seja, $f_x(x_b, y_b, i_x, i_y)|_{y=0mm, i_y=0mA}$.

Figura 4.7 – Interpolação da força radial em função do deslocamento radial e da corrente de controle (eixo X).



Fonte: Produção do autor.

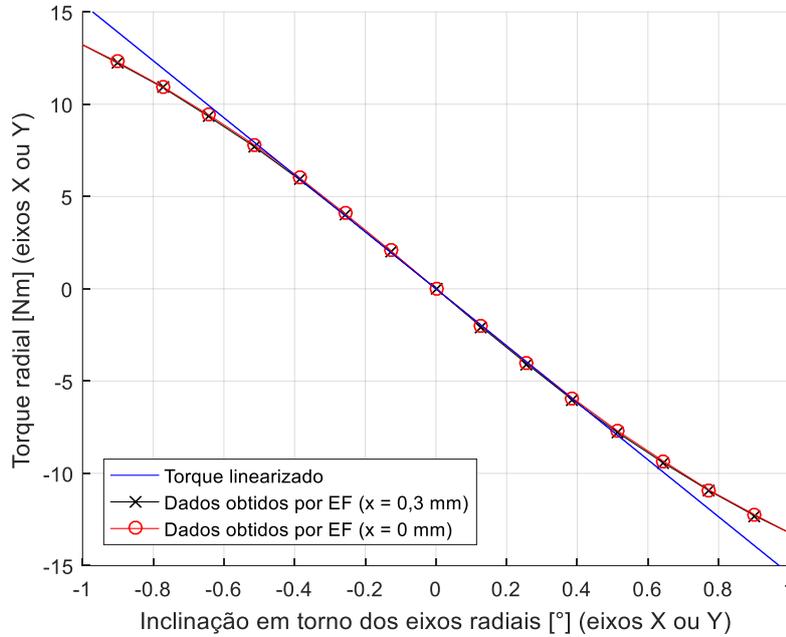
O torque radial \mathbf{g} , por outro lado, não requer o uso de interpolações para a realização de simulações dinâmicas, devido ao fato da aproximação linear produzir resultados satisfatórios mesmo quando o rotor se encontra radialmente próximo ao mancal auxiliar. Definiu-se k_θ como uma constante de proporcionalidade que relaciona o torque em cada eixo radial em função da inclinação do rotor:

$$\mathbf{g}(\alpha, \beta) = -k_\theta \begin{bmatrix} \alpha \\ \beta \end{bmatrix}. \quad (4.7)$$

A Figura 4.8 mostra o resultado de simulações por elementos finitos realizadas para caracterizar o torque em função de α ou β junto com a aproximação linear obtida a partir desses dados. A constante $k_\theta = 884,66 \text{ Nm/rad}$ foi obtida a partir da derivada parcial do torque dos mancais em função da inclinação α ou β no ponto

de equilíbrio. Observa-se que a aproximação linear descreve satisfatoriamente o torque radial para inclinações na ordem de $|\alpha| < 0,3^\circ$ e $|\beta| < 0,3^\circ$, mesmo quando o rotor é deslocado para 0,1 mm de distância do mancal auxiliar ($x=0,3$ mm).

Figura 4.8 – Torque radial em função da inclinação do rotor em torno dos eixos radiais.



Fonte: Produção do autor.

Adicionalmente, o movimento relativo entre o rotor e o estator provoca correntes parasitas que geram amortecimento na dinâmica de inclinação. Este fenômeno deve ser incluído na dinâmica do rotor retratada na Equação 4.1 por meio de uma matriz de amortecimento **D**

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} d & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & d & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

que resulta em torques proporcionais e contrários à derivada da inclinação do rotor. Assim sendo, o modelo da dinâmica do rotor se torna

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{G} + \mathbf{D})\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{B}\mathbf{u}_f + \mathbf{U}s. \quad (4.9)$$

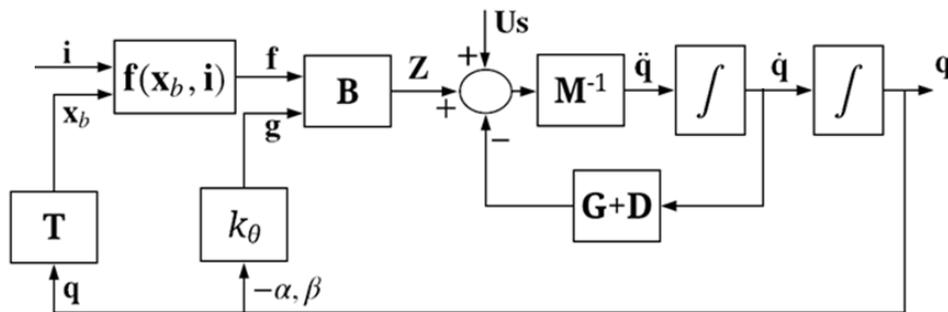
Entretanto, a modelagem das correntes parasitas que geram este amortecimento é de difícil execução, dificultando a especificação dos coeficientes de

amortecimento d por meio de simulações. Por isso, definiu-se que a dinâmica de amortecimento dos GDLs de inclinação deve apresentar coeficiente de amortecimento $\varepsilon = 0,05$ com base nos experimentos descritos por Nakajima (1988). Estes autores realizaram ensaios com uma configuração de mancais com dois GDLs ativos e identificaram amortecimento dos GDLs de inclinação de $\varepsilon=0,06$ nos testes em Terra e de $\varepsilon=0,045$ no ambiente espacial. Com base na especificação de ε , encontra-se d por meio da seguinte relação:

$$d = 2\varepsilon\sqrt{k_{\theta}I_{xx}} . \quad (4.10)$$

O diagrama exposto na Figura 4.9 contempla as modificações realizadas no modelo do rotor suspenso magneticamente. Como os mancais geram forças radiais desestabilizadoras, é necessário modular as correntes de controle contidas no vetor \mathbf{i} segundo uma lei de controle apropriada para habilitar a suspensão magnética.

Figura 4.9 – Diagrama de blocos da dinâmica do rotor com o vetor de correntes de controle como entradas e o vetor de estado como saída.



Fonte: Produção do autor.

4.2.5. Enrolamentos de controle

Para obter um modelo dinâmico completo dos mancais magnéticos, é necessário considerar a dinâmica elétrica dos enrolamentos de controle, pois a saída do controlador não é a corrente \mathbf{i} , mas sim a tensão de controle $\mathbf{u}=[u_x \ u_y]^T$. A indutância dos enrolamentos ocasiona um atraso na resposta do atuador que não pode ser negligenciado, e surge uma força contra-eletromotriz devido ao movimento translacional do rotor. Alterou-se, então, a Equação 2.5 para incluir os enrolamentos dos eixos X e Y separadamente:

$$\mathbf{u} = R\mathbf{i} + \mathbf{L} \frac{d}{dt} \mathbf{i} + \mathbf{K}_u \frac{d}{dt} \mathbf{x}_b. \quad (4.11)$$

Como não é necessário aplicar corrente de viés no mancal radial, é possível ligar todos os enrolamentos de cada eixo radial em série. Ou seja, apenas um amplificador de potência é necessário para cada eixo radial. Por isso, a resistência total dos enrolamentos de controle R de cada eixo é obtida ao somar a resistência individual de cada enrolamento. A indutância

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} L(x_b) & 0 \\ 0 & L(y_b) \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

e o coeficiente de tensão devido ao movimento radial do rotor,

$$\mathbf{K}_u = \begin{bmatrix} k_u(x_b, y_b, i_x, i_y) & 0 \\ 0 & k_u(y_b, x_b, i_y, i_x) \end{bmatrix}, \quad (4.13)$$

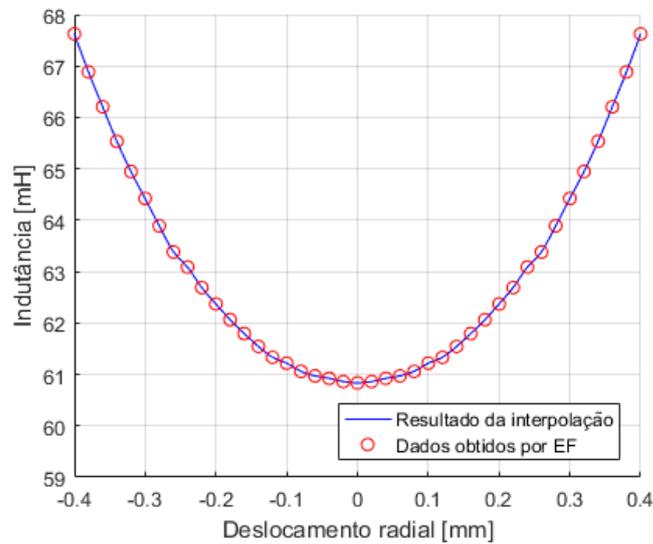
por outro lado, apresentam não linearidades quando o rotor está radialmente distante do ponto de equilíbrio. Por isso, o método de análise por elementos finitos foi utilizado para caracterizá-los. Novamente, os dados obtidos por elementos finitos foram interpolados para permitir a realização de simulações dinâmicas. A Figura 4.10 mostra os resultados obtidos por elementos finitos e a função interpolada que representa a indutância dos enrolamentos $L(x_b)$ em função da posição radial do rotor. Verificou-se, inclusive, que conectar os enrolamentos de cada eixo radial em série minimiza a indutância mútua entre os enrolamentos, o que justifica considerar a matriz \mathbf{L} diagonal.

O coeficiente de tensão por velocidade, k_u , foi determinado ao se considerar a equivalência $k_u = k_i$. Assim sendo, k_u pode ser obtido a partir da derivada em relação a i_x da função $f_x(x_b, y_b, i_x, i_y)$ determinada anteriormente:

$$k_u(x_{b0}, y_{b0}, i_{x0}, i_{y0}) = \left. \frac{d}{di_x} f_x(x_b, y_b, i_x, i_y) \right|_{x_b=x_{b0}, y_b=y_{b0}, i_x=i_{x0}, i_y=i_{y0}}. \quad (4.14)$$

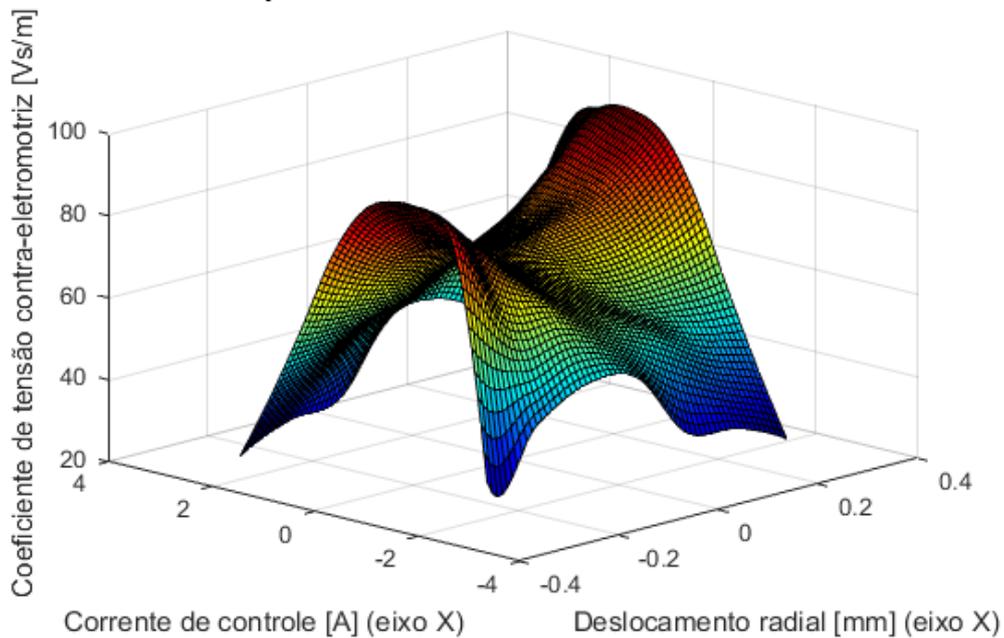
A Figura 4.11 ilustra a função interpolada obtida para representar o coeficiente de tensão contra-eletromotriz k_u quando $y_b = 0$ e $i_y = 0$. A interpolação foi realizada ao longo de todo o espectro de variações especificadas na Tabela 4.5.

Figura 4.10 – Indutância dos enrolamentos do eixo X conectados em série em função da posição radial do rotor.



Fonte: Produção do autor.

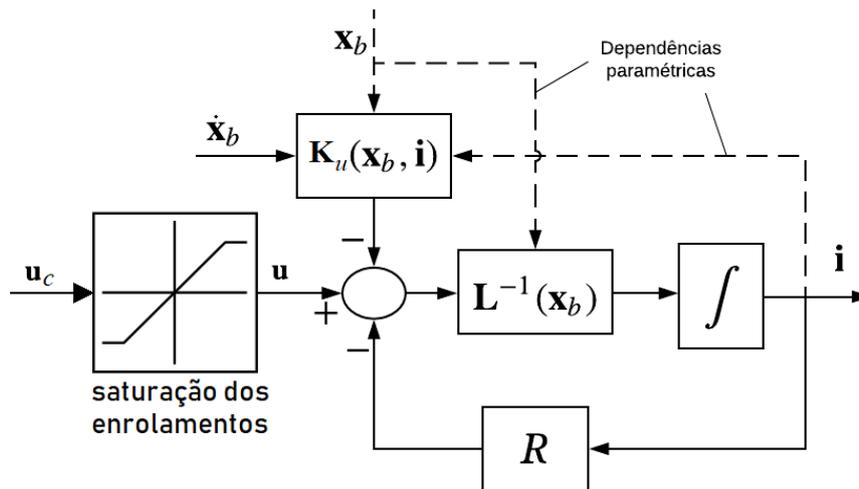
Figura 4.11 – Coeficiente da tensão contra-eletromotriz induzida nos enrolamentos de controle pelo movimento do rotor.



Fonte: Produção do autor.

Por último, é necessário considerar a saturação dos enrolamentos, pois a tensão que o controlador é capaz de aplicar é limitada. A Figura 4.12 ilustra o diagrama de blocos da dinâmica dos enrolamentos de controle descrita na Equação 4.11 ao adicionar a saturação dinâmica. Passa a haver uma distinção, portanto, entre a tensão u_c comandada pelo controlador e a tensão u aplicada nos enrolamentos de controle.

Figura 4.12 – Diagrama de blocos do modelo não linear dos enrolamentos de controle.



Fonte: Produção do autor.

4.2.6. Parâmetros do rotor

Para simular um rotor similar ao que seria utilizado no sistema completo do mancal com os outros componentes da roda de reação, assumiu-se neste trabalho que o rotor é composto por quatro anéis. Estes representam uma aproximação do que seria a distribuição de massa ocupada pelos subsistemas da roda de reação que contribuem para a massa do rotor, conforme ilustrado na Figura 4.3. A Tabela 4.6 exibe as dimensões assumidas para cada um dos anéis. Considerando-se a densidade do material 7870 kg/m^3 , o rotor utilizado neste trabalho possui as características resumidas na Tabela 4.7.

Tabela 4.6 – Dimensões dos anéis que aproximam a distribuição de massa do rotor da roda de reação suspensa magneticamente.

	1º anel (MMH)	2º anel (motor)	3º anel (MMP)	4º anel (liga não magnética)
Raio interno [mm]	50,3	73,5	93,5	40
Raio externo [mm]	64,4	83,5	101,5	103,5
Altura [mm]	33	19	22	3
Posição do centro geométrico [mm]	(0 ; 0 ; 0)	(0 ; 0 ; 7)	(0 ; 0 ; 5,5)	(0 ; 0 ; 18)

Fonte: Produção do autor.

A resistência do enrolamento foi estimada considerando-se que a área útil do enrolamento de cada polo do mancal é de 40 mm^2 . Com essa área, estimou-se que a bitola mais apropriada para empregar 150 espiras é AWG24, o que resulta numa resistência de $4,848 \Omega$. Definiu-se que a tensão máxima a ser empregada nos

enrolamentos é de 28 V, um valor tipicamente utilizado em rodas de reação. Consequentemente, a corrente máxima que poderia ser injetada nos enrolamentos é de 5,78 A, o que ultrapassaria o limite de 3,5 A recomendado para esta bitola.

Tabela 4.7 – Parâmetros do rotor simulado.

Parâmetros	Valor
Massa m (kg)	3,57
Inércia transversal I_{xx} (kg.m ²)	0,010904
Inércia longitudinal I_{zz} (kg.m ²)	0,021166
Posição do centro geométrico b (mm)	6,1595
Desbalanceamento estático me (g.cm)	0,5
Desbalanceamento dinâmico I_{yz} (g.cm ²)	10

Fonte: Produção do autor.

4.3. Controlador do MMH radial

Realizou-se o projeto do controlador do MMH radial com características adequadas a uma roda de reação. O controlador utiliza a medição proveniente dos sensores de deslocamento $\mathbf{y}=[x_s \ y_s]^T$ e de corrente $\mathbf{i}_s=[i_{xs} \ i_{ys}]^T$ e comanda a tensão $\mathbf{u}_c=[u_{xc} \ u_{yc}]^T$ aos enrolamentos de controle. A relação entre o vetor de estados do rotor \mathbf{q} e a medição do sensor \mathbf{y} é:

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{q}, \quad (4.15)$$

onde a matriz \mathbf{C} reflete o posicionamento axial dos sensores:

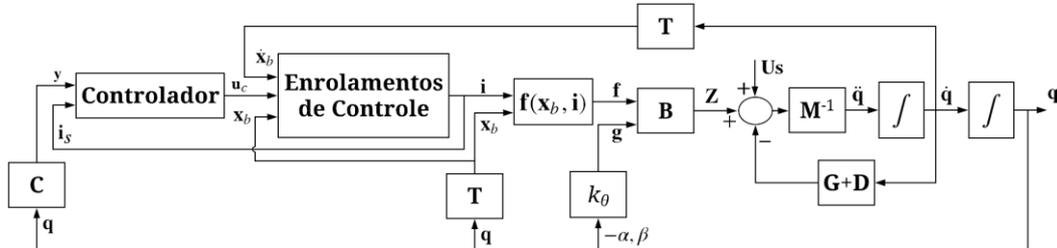
$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} c & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & c & 0 \end{bmatrix}. \quad (4.16)$$

Neste trabalho, assume-se que $c = b$. Ou seja, o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação se manifesta na medição dos sensores, e não há problema de *non-collocation* ($\mathbf{y} = \mathbf{x}_b$). Não se considerou erro nos sensores de corrente. A Figura 4.13 mostra a relação entre o controlador e a dinâmica do restante da planta, estabelecida anteriormente.

Seguindo os princípios detalhados no Capítulo 2, uma lógica de controle foi projetada para atuar sobre cada eixo radial separadamente. Num primeiro momento, estabeleceu-se um modelo linear simplificado da dinâmica de cada GDL radial para nortear o desenvolvimento da lógica de controle. Com base neste

modelo, um controlador foi projetado com base na dinâmica desejada do sistema em malha fechada no ponto de operação. Apesar dos desvios de modelo que ocorrem quando o rotor está longe do ponto de equilíbrio, este mesmo controlador é encarregado de iniciar a suspensão magnética do rotor.

Figura 4.13 – Diagrama de blocos do rotor suspenso magneticamente.



Fonte: Produção do autor.

4.3.1. Modelo linear de cada GDL radial

O modelo linear descrito na Equação 2.6 foi utilizado para nortear o projeto do controlador de cada eixo radial:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x_b \\ \dot{x}_b \\ \dot{i}_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -k_s/m & 0 & k_i/m \\ 0 & -k_u/L & -R/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_b \\ \dot{x}_b \\ \dot{i}_x \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/L \end{bmatrix} u_{xc}. \quad (4.17)$$

Assim sendo, é necessário especificar os parâmetros k_s , k_i e L no ponto de operação da suspensão magnética. É possível obtê-los a partir das funções interpoladas obtidas previamente. De forma similar às Equações 2.2 e 2.3, k_s e k_i são obtidos ao avaliar as derivadas de $f_x(x_b, y_b, i_x, i_y)$ em relação ao deslocamento radial x_b e à corrente de controle i_x no ponto de equilíbrio:

$$k_s = - \left. \frac{df_x}{dx_b} \right|_{x_b=y_b=0, i_x=i_y=0} = -251000 \quad (4.18)$$

$$k_i = \left. \frac{df_x}{di_x} \right|_{x_b=y_b=0, i_x=i_y=0} = 72,65. \quad (4.19)$$

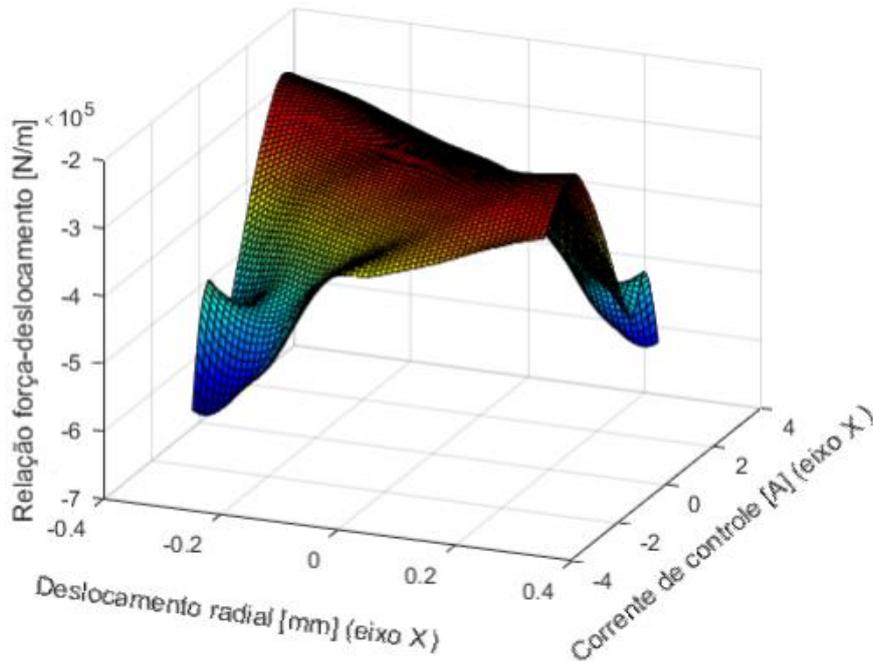
Obtém-se, portanto, a expressão linearizada para a força radial de cada eixo radial:

$$f_x(x_b, i_x) = 251000 x_b + 72,65 i_x \quad (4.20)$$

$$f_y(y_b, i_y) = 251000 y + 72,65 i_y. \quad (4.21)$$

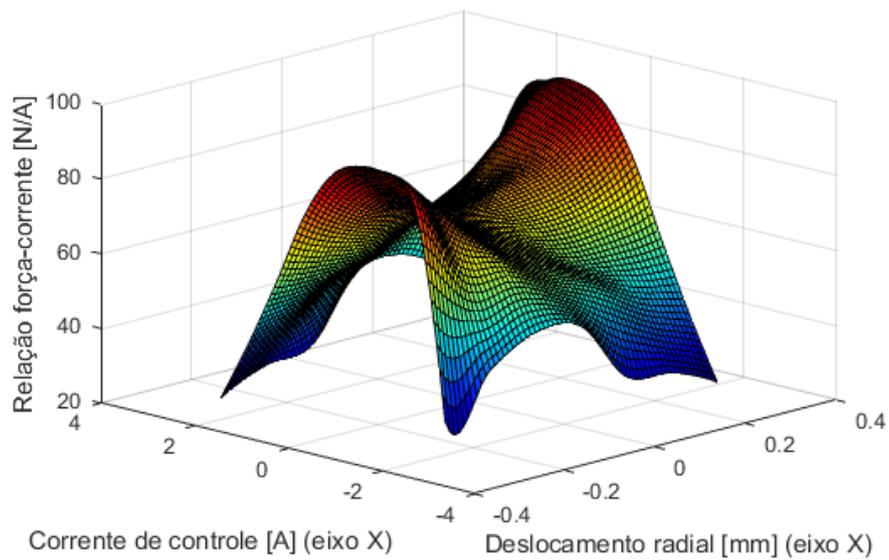
As Figuras 4.14 e 4.15 ilustram os valores de k_s e k_i ao longo de $-0,4\text{mm} < x_b < 0,4\text{mm}$ e $-3\text{A} < i_x < 3\text{A}$, quando $y_b = 0$ e $i_y = 0$, para evidenciar o fato de que a linearização é válida somente no ponto de operação.

Figura 4.14 – Relação força-deslocamento (k_s) quando $y_b = 0$ e $i_y = 0$.



Fonte: Produção do autor.

Figura 4.15 – Relação força-corrente (k_i) quando $y_b = 0$ e $i_y = 0$.



Fonte: Produção do autor.

A indutância no ponto de operação L , igual a 60,84 mH, é obtida diretamente da função $L(x_b)$ especificada anteriormente ao avaliá-la em $x_b=0$. Portanto, a descrição por espaço de estados do modelo linear simplificado de cada eixo radial do MMH em malha aberta é:

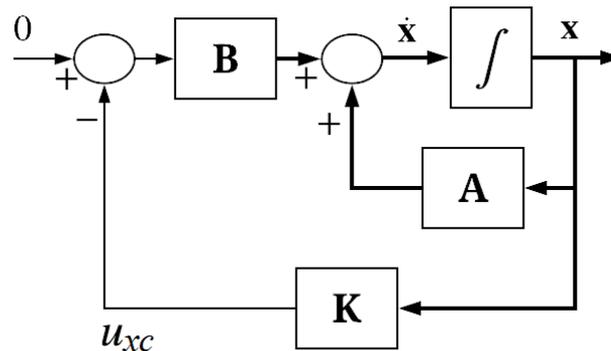
$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}u_{xc}$$

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x_b \\ \dot{x}_b \\ i_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 7108,1 & 0 & 20,38 \\ 0 & -1196,5 & -79,69 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_b \\ \dot{x}_b \\ i_x \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 16,44 \end{bmatrix} u_{xc} \quad (4.22)$$

4.3.2. Alocação dos pólos

Um controlador por alocação de pólos foi projetado para realizar a estabilização de cada GDL radial. A Figura 4.16 ilustra um diagrama de blocos do controlador.

Figura 4.16 – Diagrama de blocos do controlador por alocação de pólos.



Fonte: Produção do autor.

Os ganhos da matriz de realimentação de estados $\mathbf{K}=[k_1 \ k_2 \ k_3]^T$ foram escolhidos com o objetivo de obter valores intermediários (“naturais”) de rigidez e amortecimento, de acordo com o posicionamento dos pólos ilustrado na Figura 2.16. Assim sendo, os pólos referentes à dinâmica foram alocados em:

$$p_1 = -\cos(30^\circ)\sqrt{\frac{|k_s|}{m}} + j\sin(30^\circ)\sqrt{\frac{|k_s|}{m}} \quad (4.23)$$

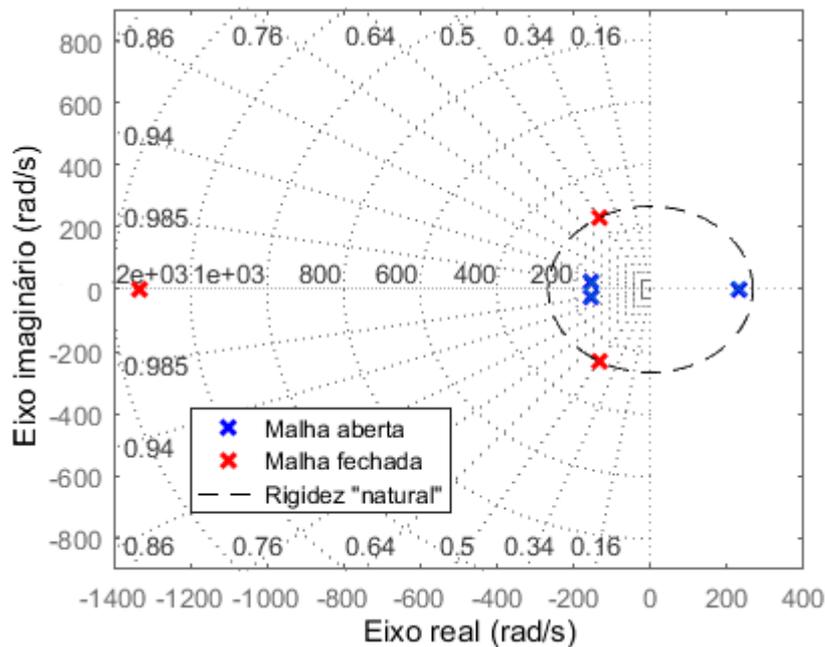
$$p_2 = -\cos(30^\circ)\sqrt{\frac{|k_s|}{m}} - j\sin(30^\circ)\sqrt{\frac{|k_s|}{m}} \quad (4.24)$$

Para garantir que estes sejam os pólos dominantes do sistema, o pólo elétrico foi alocado em

$$p_3 = -5\sqrt{\frac{|k_s|}{m}}. \quad (4.25)$$

A matriz de realimentação de estados resultante é $\mathbf{K}=[1,273.10^6 \quad 1399 \quad 196,1]^T$. A Figura 4.17 ilustra o posicionamento dos autovalores da matriz de transição de estados em malha aberta, \mathbf{A} , em relação a matriz de transição de estados em malha fechada, dada por $\mathbf{A}-\mathbf{BK}$.

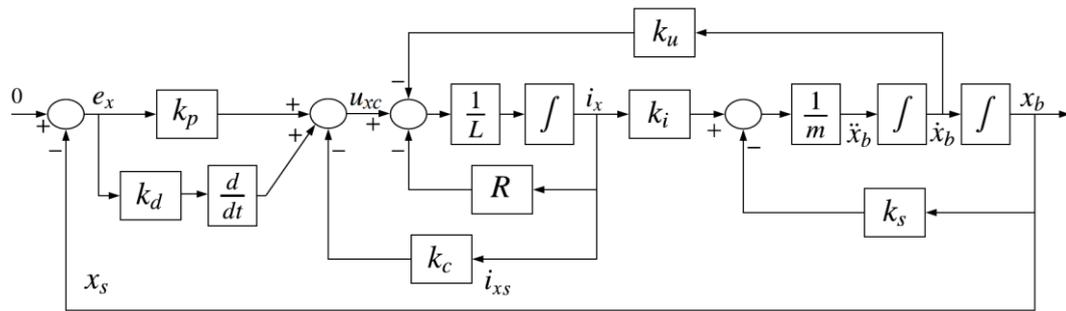
Figura 4.17 – Autovalores da matriz de transição de estados de um dos eixos do MMH radial em malha aberta e em malha fechada.



Fonte: Produção do autor.

Contudo, o controlador por alocação de pólos requer que todos os estados sejam mensurados diretamente, e na prática é impossível medir a velocidade radial do rotor, apenas inferi-la a partir do histórico de medidas de posição. Por esta razão, propõe-se a utilização de uma lógica de controle que resulte em uma dinâmica equivalente e possível de ser implantada, ilustrada na Figura 4.18. Os ganhos k_1 e k_2 da matriz de realimentação de estados \mathbf{K} foram adotados como os ganhos proporcional k_p e derivativo k_d , respectivamente, de um controlador PD aplicado ao erro de posição e_x . Adicionalmente, o ganho k_3 foi adotado como o ganho proporcional k_c de uma malha que realimenta a corrente de controle, e que utiliza a saída do controlador PD como referência.

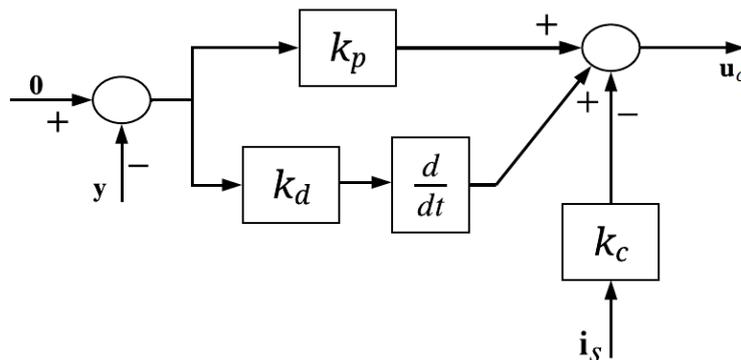
Figura 4.18 – Dinâmica simplificada do GDL radial com o controlador equivalente ao controlador por alocação de pólos.



Fonte: Produção do autor.

No modelo não linear estabelecido na Figura 4.13, o controlador assume a forma apresentada na Figura 4.19, simbolizando o fato de que a mesma lei de controle é replicada para atuar sobre cada eixo radial separadamente.

Figura 4.19 – Diagrama de blocos do controlador PD de posição e proporcional de corrente.



Fonte: Produção do autor.

Posteriormente, uma análise será realizada para verificar a eficácia desta lei de controle ao iniciar a suspensão magnética do rotor, e as características do sistema de suspensão magnética quando o rotor é posto a girar. Neste trabalho, um integrador não foi adicionado na lei de controle porque o modelo utilizado não inclui nenhuma perturbação que justifique sua utilização. Entretanto, futuros trabalhos podem facilmente incluí-lo e manter a lógica exposta para o posicionamento dos pólos do sistema em malha fechada.

4.4. Controle para rejeitar vibrações oriundas do desbalanceamento

Neste trabalho, dois algoritmos de controle para suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento foram implementados para comparar o desempenho do sistema

quando adicionados à malha de controle. O primeiro consiste de um filtro *notch* generalizado com desvio de fase descrito por Herzog et al. (1996) e o segundo utiliza um controlador *feedforward* em conjunção a um filtro *notch* generalizado, descrito por Xu et al. (2015). Ambos os métodos foram aplicados com o objetivo de diminuir a magnitude das forças radiais que o rotor transmite ao estator. Similarmente ao controlador projetado para estabilizar o rotor radialmente, o controle para suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento foi projetado para atuar sobre cada GDL radial separadamente.

4.4.1. Filtro *notch* generalizado com desvio de fase

O desbalanceamento estático insere perturbações síncronas com a velocidade de rotação do rotor Ω nas malhas de controle radiais que interferem na estabilidade da suspensão magnética. Ela representa a não coincidência entre a posição do centro de massa x_{cm} e do centro geométrico x_{cg} do rotor. Herzog et al. (1996) modelam a dinâmica simplificada de um eixo radial em malha fechada sujeito a perturbação

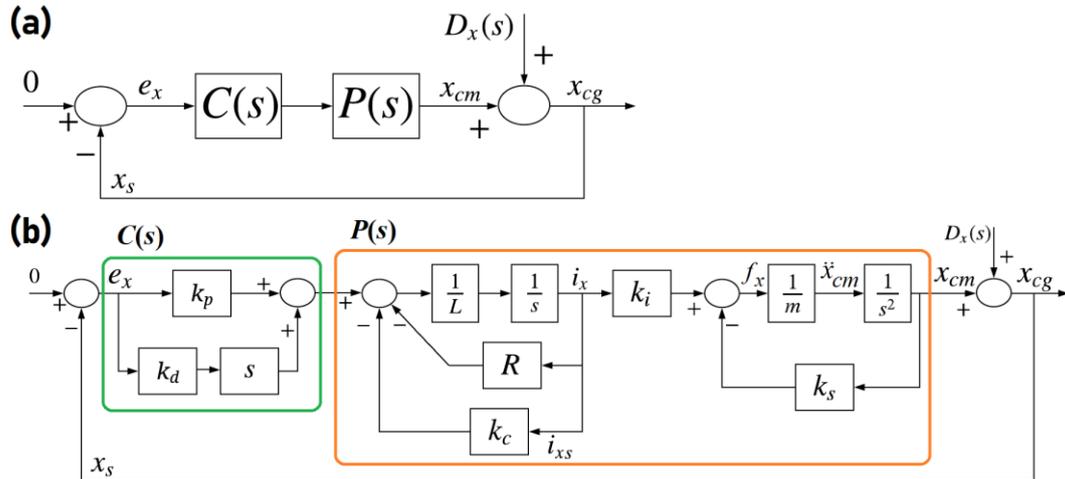
$$D_x(s) = e \frac{\Omega}{s^2 + \Omega^2} \quad (4.26)$$

de acordo com o diagrama da Figura 4.20a. Assume-se que o mancal radial atua sobre o centro de massa x_{cm} e que o sensor de posição adquire informações x_s referentes ao centro geométrico, o que resulta em trajetórias radiais circulares na dinâmica do rotor. $C(s)$ e $P(s)$ representam a dinâmica do controlador de posição e a dinâmica em malha aberta do restante da planta. De acordo com o modelo estabelecido na Figura 4.18, definem-se $C(s)$ e $P(s)$ como ilustrado na Figura 4.20b. Desconsiderou-se a tensão contra-eletromotriz induzida pelo movimento do rotor na dinâmica do enrolamento.

A inserção de um filtro *notch* generalizado $N(s)$ na malha de controle de um eixo radial é capaz de remover componentes de frequência síncronas com a velocidade de rotação do rotor da medição do sensor de deslocamento, o que leva o rotor a girar em torno de seu centro de massa, de acordo com o modelo simplificado. Contudo, os desafios de inserir $N(s)$ na malha de controle de um eixo radial consistem em preservar a estabilidade da suspensão magnética e em obter um

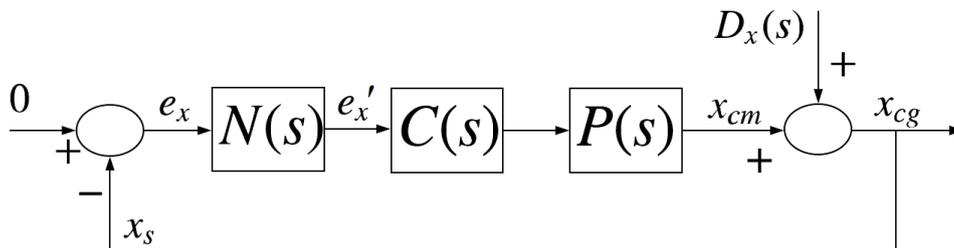
comportamento transitório satisfatório. O filtro pode ser inserido após a medida de posição, como ilustrado na Figura 4.21, ou após a ação de controle determinada por $C(s)$.

Figura 4.20 – Controle de um eixo radial sujeito a perturbações na medida de posição devido ao desbalanceamento estático.



Fonte: Adaptada de Herzog et al. (1996).

Figura 4.21 – Inserção do filtro *notch* generalizado na malha de controle de um eixo radial.



Fonte: Adaptada de Herzog et al. (1996).

A Figura 4.22 ilustra um filtro *notch* generalizado com desvio de fase. O projeto do filtro representado nesta forma requer a determinação dos parâmetros r e θ . A Figura 4.23 ilustra o lugar das raízes do filtro *notch* em malha aberta, de acordo com a determinação desses parâmetros. A relação entre o ângulo ϕ apresentado na Equação 2.35 e o ângulo θ referente ao desvio de fase é $\theta = \phi + \pi$.

Herzog et al. (1996) alertam que o desvio de fase θ deve satisfazer a relação

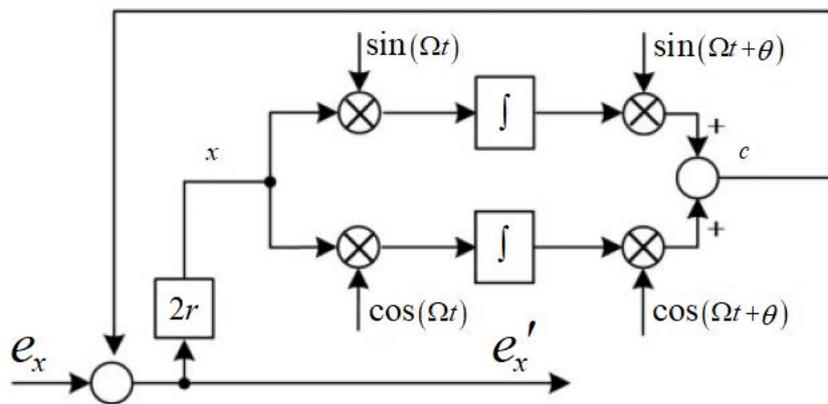
$$-\frac{\pi}{2} < \theta + \arg[S(j\Omega)] < \frac{\pi}{2}, \quad (4.27)$$

para garantir a estabilidade do sistema de suspensão magnética em malha fechada, onde $S(s)$ é a função de sensibilidade da suspensão magnética a distúrbios aplicados em sua saída:

$$S(s) = \frac{1}{1 + P(s)C(s)}. \quad (4.28)$$

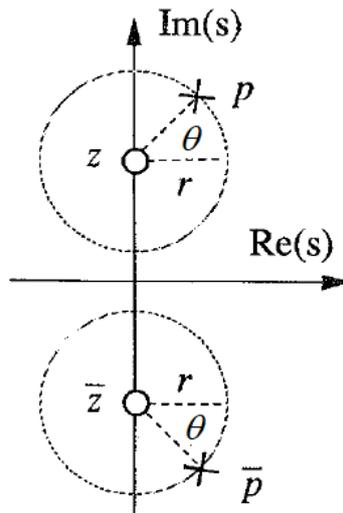
$S(j\Omega)$ é, portanto, a resposta em frequência de $S(s)$ em relação à distúrbios síncronos com a velocidade de rotação do rotor Ω .

Figura 4.22 – Filtro *notch* generalizado com desvio de fase.



Fonte: Adaptada de Xu et al. (2015).

Figura 4.23 – Lugar das raízes de um filtro *notch* generalizado com desvio de fase em malha aberta.



Fonte: Adaptada de Herzog et al. (1996).

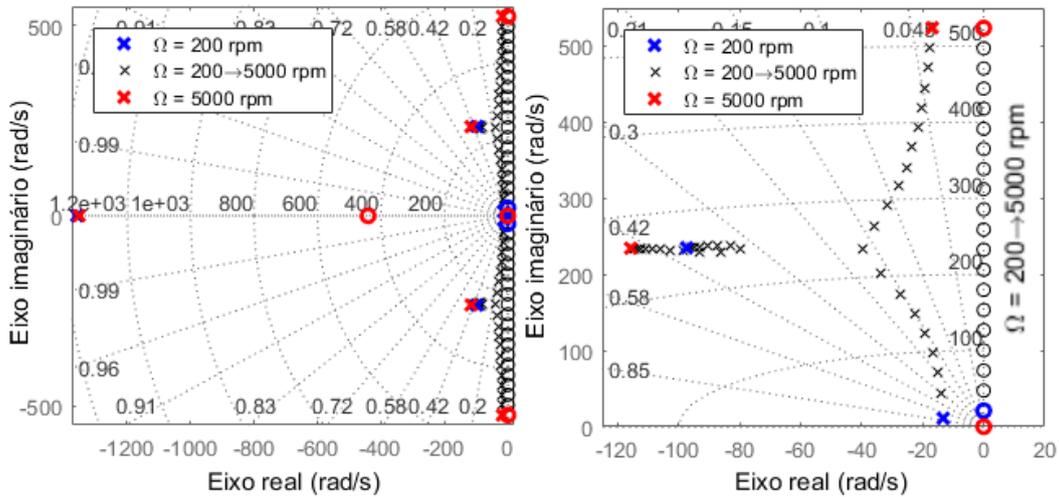
Ao atender a condição especificada pela Equação 4.27, os pólos do filtro serão posicionados no semi-plano esquerdo do lugar das raízes do sistema de suspensão

magnética com o filtro *notch* generalizado em malha fechada. Observa-se que não é requerido que $N(s)$ seja estável em malha aberta. Índices de amortecimento máximos são obtidos quando $\theta = \arg[S(j\Omega)]$. A especificação de r , por outro lado, está intrinsicamente relacionada com a velocidade de convergência do filtro. Neste trabalho, utilizou-se valores de $r=10$ e $\theta = \arg[S(j\Omega)]$. É importante observar que os parâmetros do filtro variam de acordo com a velocidade de rotação do rotor Ω e com a fase de $S(j\Omega)$.

A Figura 4.24 ilustra o lugar das raízes do sistema de suspensão magnética com o filtro *notch* generalizado segundo a dinâmica especificada pelo diagrama da Figura 4.21, considerando a força f_x exercida pelo mancal como saída. Optou-se por acionar a supressão de vibrações apenas quando a velocidade de rotação do rotor superar 200 rpm. Portanto, o lugar das raízes inclui os zeros e pólos do sistema quando $200\text{rpm} < \Omega < 5000\text{rpm}$. Observa-se que todos os pólos estão posicionados no semi-plano esquerdo, o que garante a estabilidade da suspensão magnética ao longo de todo o intervalo de velocidades de rotação do rotor. Verifica-se que os pólos e os zeros referentes à dinâmica do filtro se deslocam de acordo com a frequência de rotação do rotor. O fato de que os zeros foram posicionados sobre o eixo imaginário significa que as perturbações síncronas com a velocidade de rotação do rotor são atenuadas em regime permanente, de acordo com o modelo simplificado.

É importante salientar que a utilização do filtro *notch* generalizado pressupõe que Ω varia lentamente, e que esta premissa é válida em rodas de reação. Além disso, $N(s)$ foi recalculada para cada Ω analisado na Figura 4.24, o que pode ser custoso computacionalmente para um controlador discreto. Uma alternativa que pode ser adotada na prática para contornar este problema é armazenar os coeficientes do filtro em função de alguns valores de Ω e aplicar cada um dos filtros pré-calculados numa faixa de velocidades de rotação. Seria necessário, então, realizar uma análise para garantir que o desempenho do filtro nos valores de Ω mais distantes do nominal continuaria satisfatório.

Figura 4.24 – Lugar das raízes da força gerada no eixo radial em que o filtro *notch* generalizado é empregado.

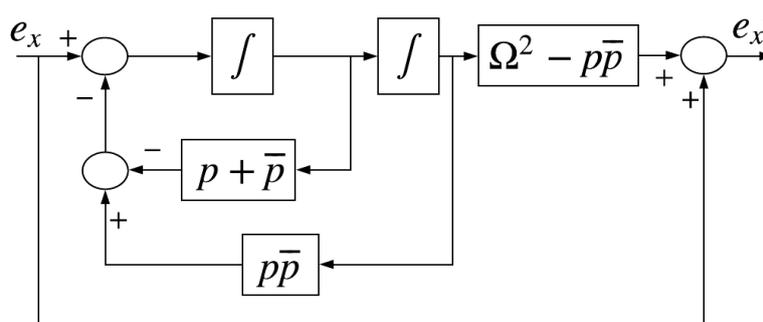


À esquerda, todos os pólos e zeros são exibidos. À direita, as escalas foram ajustadas para evidenciar os pólos e zeros referentes à dinâmica do filtro *notch* generalizado.

Fonte: Produção do autor.

O diagrama da Figura 4.25 ilustra um modelo do filtro *notch* generalizado $N(s)$ equivalente ao apresentado na Figura 4.22 em que dois estados auxiliares são adicionados e dispensa-se a necessidade de aplicar entradas senoidais. Portanto, esta representação foi preferida para a realização de simulações dinâmicas. Os termos p e seu conjugado \bar{p} se referem ao posicionamento dos pólos do filtro.

Figura 4.25 – Modelo equivalente do filtro *notch* generalizado.

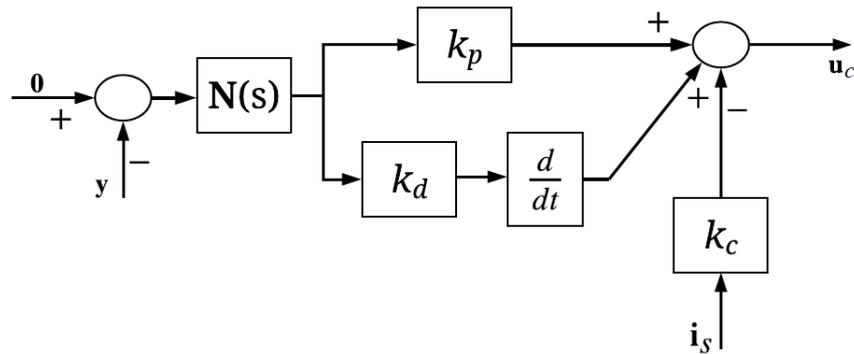


Fonte: Produção do autor.

A Figura 4.26 mostra o diagrama de blocos do controlador acrescido do filtro *notch* generalizado. O bloco $N(s)$ referente ao filtro é composto por uma matriz diagonal, pois cada eixo radial é controlado individualmente:

$$\mathbf{N}(s) = \text{diag}(N(s), N(s)). \quad (4.29)$$

Figura 4.26 – Diagrama de blocos do controlador com a adição do filtro *notch* generalizado.



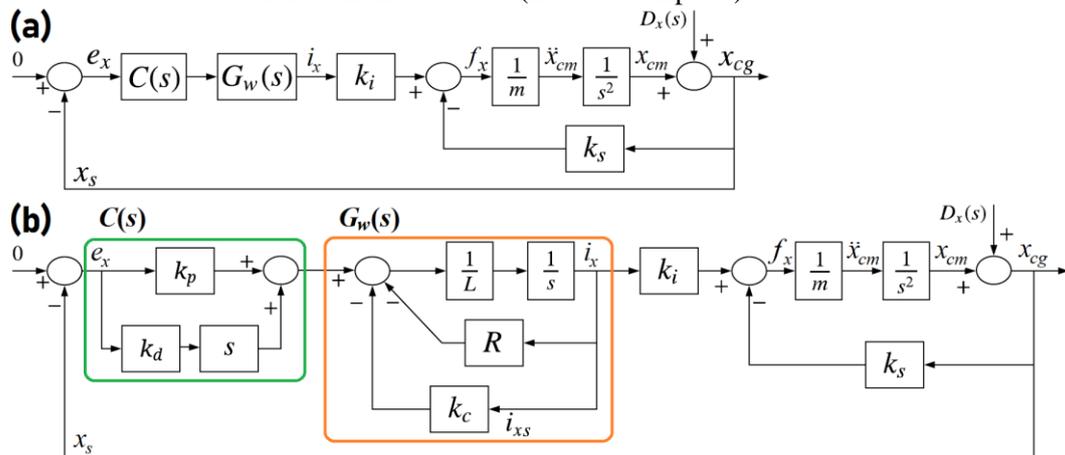
Fonte: Produção do autor.

4.4.2. Filtro *notch* generalizado e controlador *feedforward*

Xu et al. (2015) discernem entre dois efeitos distintos na dinâmica radial do rotor suspenso magneticamente decorrentes do desbalanceamento estático: uma perturbação na medida de posição, conforme apresentada previamente; e uma perturbação que provoca forças radiais no rotor diretamente. A segunda fonte de perturbação ocorre porque o fluxo de viés é projetado para resultar em forças radiais nulas quando o centro geométrico do rotor estiver centralizado. Conseqüentemente, o mancal radial exerce forças que impedem o rotor de girar em torno de seu centro de massa caso nenhum esforço adicional de controle seja empregado. É possível visualizar estes efeitos no diagrama da Figura 4.27a de acordo com os blocos que recebem x_{cg} como entrada. De acordo com o modelo estabelecido na Figura 4.18, definem-se os blocos $C(s)$ e $G_w(s)$ da Figura 4.27a conforme ilustrado na Figura 4.27b.

O modelo apresentado na Figura 4.27a retrata mais realisticamente o efeito do desbalanceamento na malha de controle de um eixo radial em relação ao modelo apresentado na Figura 4.20. A fonte de perturbação que afeta o rotor diretamente é ignorada durante o *design* do filtro *notch* generalizado porque ele é incapaz de compensá-la. Para forçar o rotor a girar em torno de seu centro de massa, é necessário inserir um sinal síncrono com a velocidade de rotação do rotor Ω na ação de controle. Contudo, o filtro exclusivamente remove esta frequência da medida do sensor de deslocamento, o que impede o controlador $C(s)$ de gerar ações de controle síncronas com a velocidade de rotação do rotor.

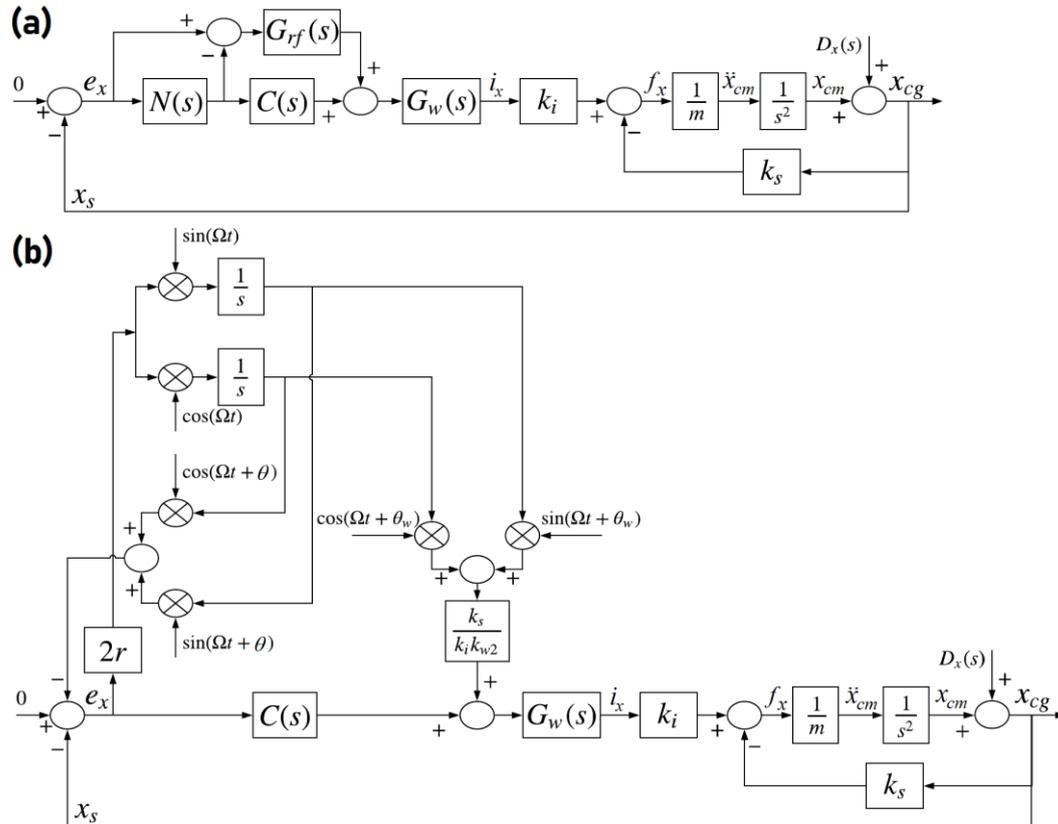
Figura 4.27 – Controle de um eixo radial sujeito a perturbações oriundas do desbalanceamento estático (modelo completo).



Fonte: Adaptada de Xu et al. (2015).

Aliado ao filtro *notch* generalizado, o controlador *feedforward* descrito em Xu et al. (2015) suprime a parcela da perturbação oriunda do desbalanceamento que afeta o rotor diretamente. Como ilustrado na Figura 4.28a, um sinal síncrono com a velocidade de rotação do rotor é obtido a partir do filtro *notch* generalizado, ao subtrair o sinal original do sensor de posição x_s do sinal filtrado por $N(s)$. Subsequentemente, $G_{rf}(s)$ realiza um ajuste de ganho e de fase para compensar a dinâmica do enrolamento de controle e assim gerar forças que obrigam o rotor a girar em torno de seu centro de massa.

Figura 4.28 – Inserção do filtro *notch* generalizado e do controlador *feedforward* na malha de controle de um eixo radial.



Fonte: Adaptada de Xu et al. (2015).

Deseja-se determinar uma expressão de $G_{rf}(s)$ que leve as forças radiais síncronas com a velocidade de rotação do rotor a zero, em regime permanente:

$$f_{xs} = \lim_{s=j\Omega} f_x(s)(s - j\Omega) = 0, \quad (4.30)$$

onde $f_x(s)$ representa a função de transferência da força exercida pelo mancal com a perturbação $D_x(s)$ como entrada:

$$f_x(s) = \frac{ms^2 \left\{ k_s - k_i G_w(s) \left[N(s)C(s) + (1 - N(s))G_{rf}(s) \right] \right\}}{ms^2 - \left\{ k_s - k_i G_w(s) \left[N(s)C(s) + (1 - N(s))G_{rf}(s) \right] \right\}} D_x(s). \quad (4.31)$$

Ao resolver a Equação 4.29 para $G_{rf}(j\Omega)$, obtêm-se:

$$G_{rf}(j\Omega) = \frac{k_s}{k_i k_{w2}} e^{j\theta_w}, \quad (4.32)$$

onde k_{w2} e θ_w são dados por

$$k_{w2} = \frac{k_w \omega_w}{\sqrt{\omega_w^2 + \Omega^2}}. \quad (4.33)$$

$$\theta_w = \theta + \arctan\left(\frac{\Omega}{\omega_w}\right). \quad (4.34)$$

As constantes k_w e ω_w , por sua vez, se referem ao ganho

$$k_w = \frac{1}{R + k_c} \quad (4.35)$$

e à frequência natural do enrolamento do controle

$$\omega_w = \frac{R + k_c}{L}, \quad (4.36)$$

considerando que a função de transferência da malha que realiza o controle da corrente é dada por:

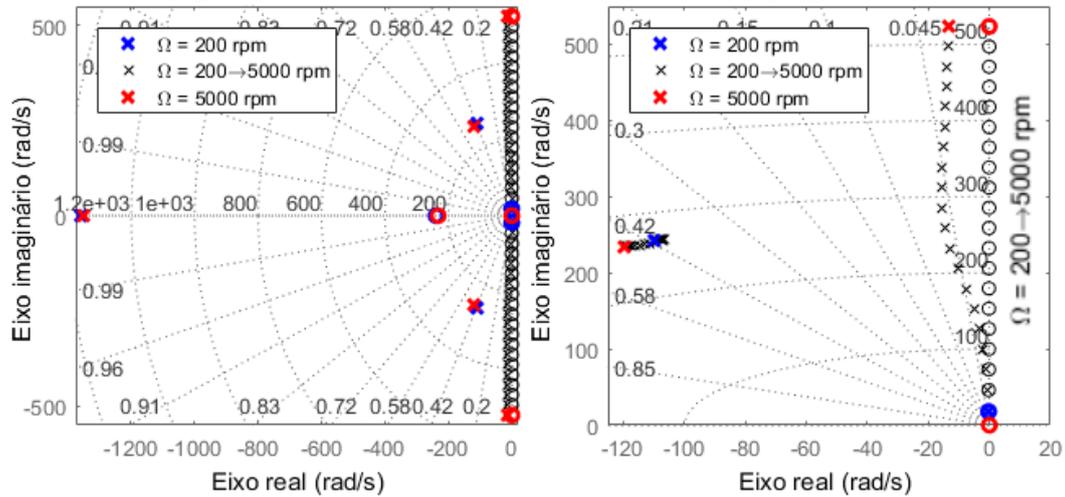
$$G_w(s) = k_w \frac{\omega_w}{s + \omega_w}. \quad (4.37)$$

Portanto, a função de transferência de $G_{rf}(s)$ pode ser realizada ao se aplicar uma compensação de ganho e fase, como ilustrado na Figura 4.28b. O filtro *notch* generalizado aplicado nesta solução utilizou os mesmos parâmetros r e θ especificados anteriormente. Xu et al. (2015) não incluem o desvio de fase θ do filtro *notch* generalizado em sua formulação, o que por definição implica em $\theta=0$, possivelmente em virtude de que o ajuste de θ não foi necessário para manter a estabilidade da suspensão magnética naquela aplicação. Contudo, este comportamento não foi encontrado neste trabalho sem que a condição de estabilidade especificada por Herzog et al. (1996) na Equação 4.27 fosse violada.

A Figura 4.29 ilustra o lugar das raízes do sistema de suspensão magnética com o filtro *notch* generalizado e o controlador *feedforward*, em que se averiguou a força exercida pelo mancal $f_x(s)$ como saída. Novamente, a supressão de vibrações é acionada apenas quando $\Omega > 200\text{rpm}$. Assim, o lugar das raízes permite verificar a estabilidade da suspensão magnética ao longo de todo o intervalo de velocidades de rotação do rotor em que a supressão de vibrações é utilizada ($200\text{rpm} < \Omega < 5000\text{rpm}$). Não só todos os pólos estão posicionados no semi-plano

esquerdo, o que garante a estabilidade, mas os zeros referentes à dinâmica do filtro *notch* estão posicionados sobre o eixo imaginário, o que significa que o sistema irá atenuar as perturbações síncronas com Ω em regime permanente.

Figura 4.29 – Lugar das raízes da força gerada no eixo radial em que o filtro *notch* generalizado e o controlador *feedforward* são empregados.



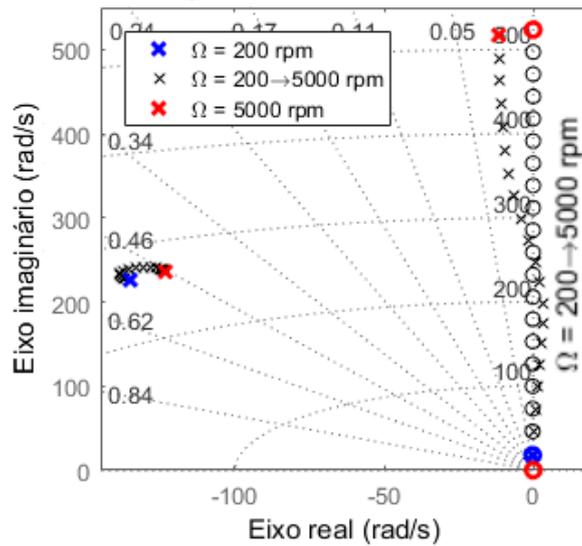
À esquerda, todos os pólos e zeros são exibidos. À direita, as escalas foram ajustadas para evidenciar os pólos e zeros referentes à dinâmica do filtro *notch* generalizado com controlador *feedforward*.

Fonte: Produção do autor.

Novamente, $N(s)$ foi recalculada para cada Ω analisado na Figura 4.29, assim como $G_{rf}(s)$. Na prática, os coeficientes de ambos estes termos devem ser armazenados para diversos valores de Ω pré-calculados numa faixa de velocidades de rotação, para reduzir o custo computacional em controladores discretos.

Adicionalmente, a Figura 4.30 mostra a importância de incluir a compensação de fase θ , dispensada por Xu et al. (2015), ao realizar a mesma análise apresentada na Figura 4.29 com $\theta=0$. Observa-se que a estabilidade não é mantida em todas as velocidades de rotação do rotor, devido ao fato de que alguns valores de Ω resultam em pólos no semi-plano direito do lugar das raízes.

Figura 4.30 – Lugar das raízes em que o controle para suprimir vibrações resulta em instabilidade em algumas velocidades de rotação do rotor.

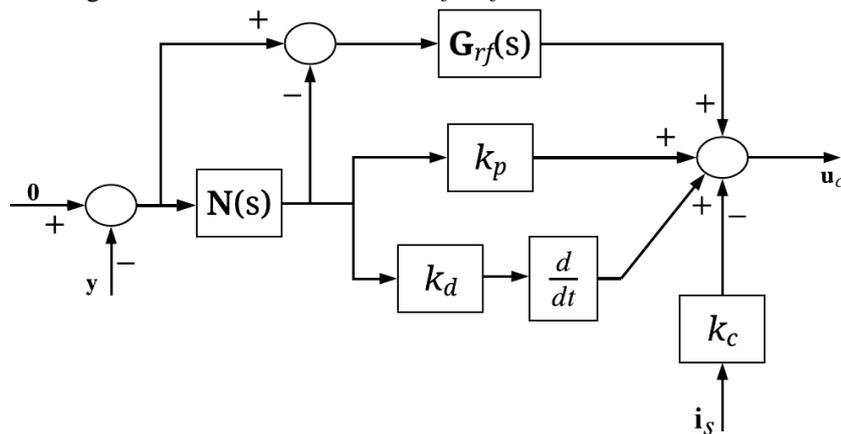


Fonte: Produção do autor.

A Figura 4.31 mostra o diagrama de blocos do controlador acrescido do filtro *notch* generalizado com controlador *feedforward*. O bloco $G_{rf}(s)$ referente ao controlador *feedforward* é composto por uma matriz diagonal, pois cada eixo radial é controlado individualmente:

$$\mathbf{G}_{rf}(s) = \text{diag}(G_{rf}(s), G_{rf}(s)). \quad (4.38)$$

Figura 4.31 – Diagrama de blocos do controlador com a adição do filtro *notch* generalizado e do controlador *feedforward*.



Fonte: Produção do autor.

Um modelo do filtro *notch* generalizado com controlador *feedforward* equivalente ao apresentado na Figura 4.28 foi utilizado para evitar instabilidades numéricas durante simulações dinâmicas do controlador. Esta representação, ilustrada na

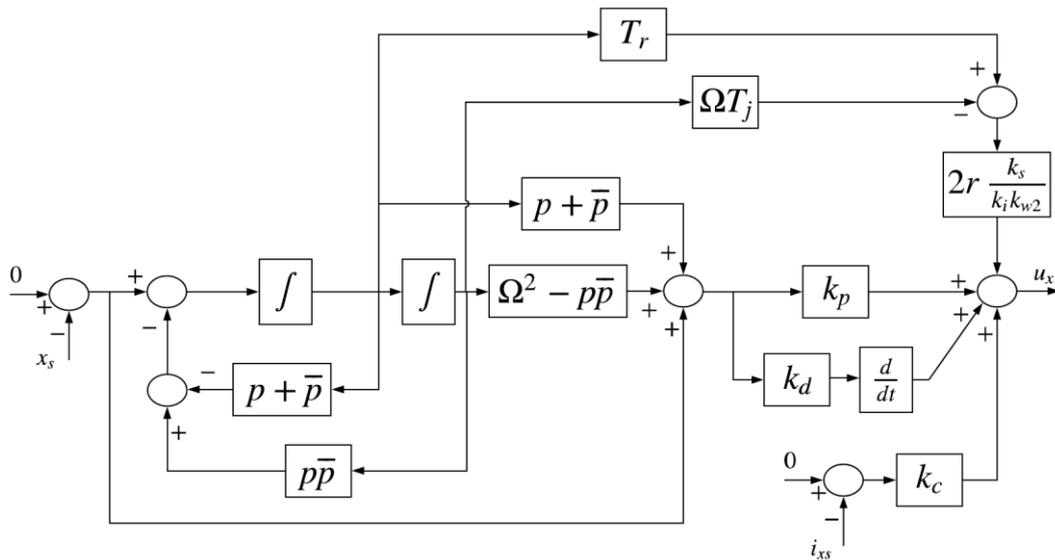
Figura 4.32, junto ao restante da lógica de controle de um dos eixos radiais, apresenta apenas dois estados auxiliares assim como o filtro *notch* generalizado da Figura 4.25. Os termos T_r e T_j são dados por

$$T_r = \text{real}(e^{j\theta_w}) \quad (4.39)$$

$$T_j = \text{imag}(e^{j\theta_w}), \quad (4.40)$$

que representam as partes real e imaginária do desvio de fase provocado pelo controlador *feedforward*.

Figura 4.32 – Modelo equivalente do filtro *notch* generalizado com controlador *feedforward*.



Fonte: Produção do autor.

5 ANÁLISE DO CONTROLADOR PROPOSTO

Este capítulo analisa o desempenho do rotor suspenso magneticamente ao aplicar o algoritmo de controle do mancal radial proposto no capítulo anterior. Há duas etapas do funcionamento da roda de reação que se deseja analisar: o início da suspensão magnética, em que o rotor é levado ao ponto de equilíbrio a partir do repouso sobre o mancal auxiliar; e a operação da roda de reação, em que o rotor se encontra estabilizado e livre para girar em torno de seu eixo longitudinal. Deseja-se avaliar a viabilidade do controlador para iniciar a suspensão magnética do rotor e analisar a dinâmica do rotor durante a operação da roda de reação.

Simulações dinâmicas foram conduzidas ao realizar a integração numérica das equações do movimento do sistema de suspensão magnética, por meio da função *ode45* do *software* MATLAB. O diagrama da Figura 4.13 ilustra a dinâmica completa do rotor suspenso magneticamente, desenvolvida no capítulo anterior, em que a Figura 4.12 detalha o bloco referente aos enrolamentos de controle. A condição inicial do vetor de estados do rotor e a velocidade de rotação do rotor em torno do próprio eixo são configurados de acordo com a análise realizada. Adicionalmente, o filtro *notch* generalizado e o controlador *feedforward* são desativados de acordo com a velocidade de rotação do rotor, ou de acordo com o objetivo da análise realizada.

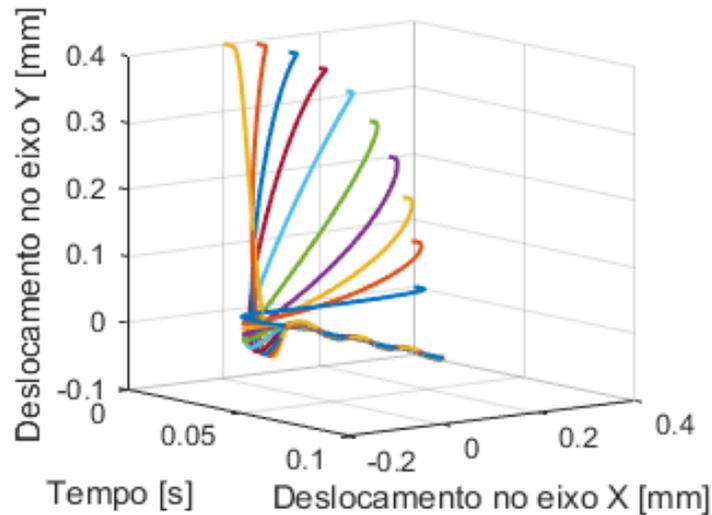
5.1. Início da suspensão magnética

Quando próximo ao mancal auxiliar, a força radial gerada pelos mancais magnéticos apresenta não linearidades que resultam em desvios do modelo em relação aos parâmetros para os quais o controlador foi projetado. Para garantir que o controlador é capaz de iniciar a operação da suspensão magnética, é necessário verificar o desempenho dele frente a estas não linearidades. Por isso, simulações dinâmicas foram realizadas segundo o modelo não linear desenvolvido no Capítulo 4. O desbalanceamento não é considerado nesta análise porque o acionamento do motor não é realizado até que o rotor esteja no ponto de equilíbrio da suspensão magnética.

A Figura 5.1 ilustra simulações dinâmicas da trajetória radial do rotor a partir de diversas posições iniciais possíveis, em que ele estaria encostado no mancal

auxiliar, para verificar se o acoplamento magnético entre os eixos X e Y impediria a estabilização. A partir de todas as posições iniciais testadas, o controlador foi capaz de levar o rotor até o ponto de operação em até 100 ms. Observou-se, portanto, que a lei de controle é capaz de iniciar a operação do mancal ao longo de todas as posições iniciais radiais possíveis.

Figura 5.1 – Trajetória radial do rotor a partir de diversas posições iniciais.

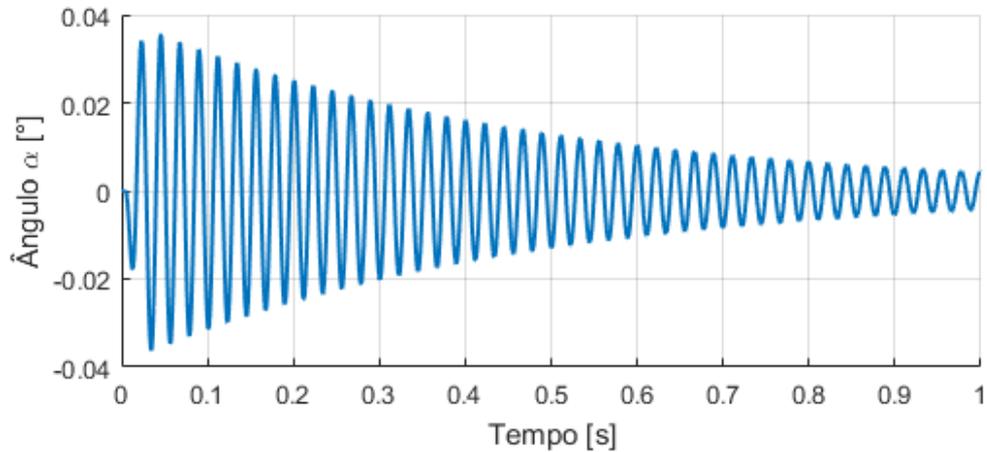


Fonte: Produção do autor.

Verificou-se, inclusive, que a perturbação na atitude do rotor causada pelo início de operação resulta em inclinações pequenas, na ordem de $0,04^\circ$, o que não compromete a estabilidade da suspensão magnética. A Figura 5.2 mostra a inclinação do rotor 1 segundo após o início da operação da simulação com condição inicial $\mathbf{q}_0 = [0 \ 0 \ 0 \ 0,4\text{mm}]^T$. Pode-se ver que a dinâmica de inclinação passa a ser amortecida após o rotor ter sido centralizado radialmente.

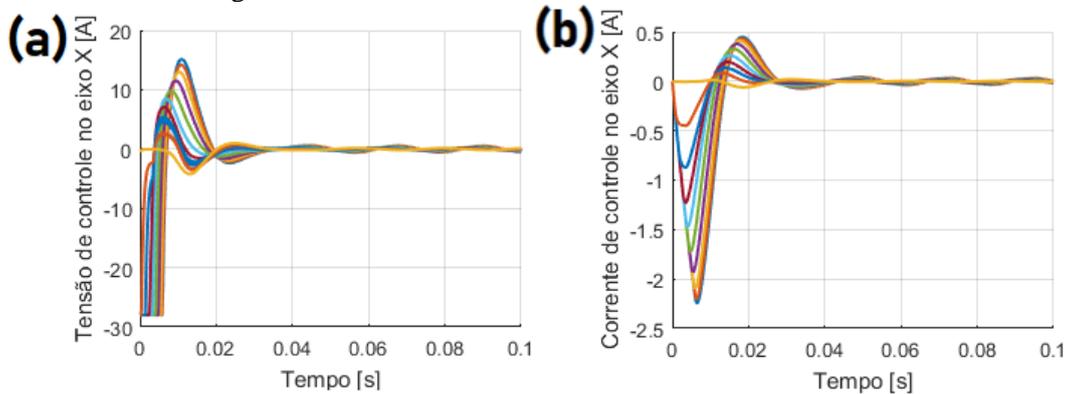
A Figura 5.3a evidencia a saturação do controlador no início da suspensão magnética. Como existe uma tensão máxima que o controlador é capaz de injetar nos enrolamentos de controle, há um limite para a taxa de variação da corrente, exibida na Figura 5.3b. Portanto, decorre um tempo até que a corrente atinja um valor suficiente para mover o rotor. Esta característica, inclusive, faz com que o uso de um termo integrador na lei de controle possa causar instabilidades no início da suspensão magnética. O erro de posição integrado poderia resultar em um sobressalto que resultaria na colisão do rotor com o lado oposto do mancal auxiliar de onde a operação foi iniciada.

Figura 5.2 – Perturbação na atitude do rotor devido ao início da suspensão magnética.



Fonte: Produção do autor.

Figura 5.3 – Corrente e tensão de controle empregados para iniciar a suspensão magnética.



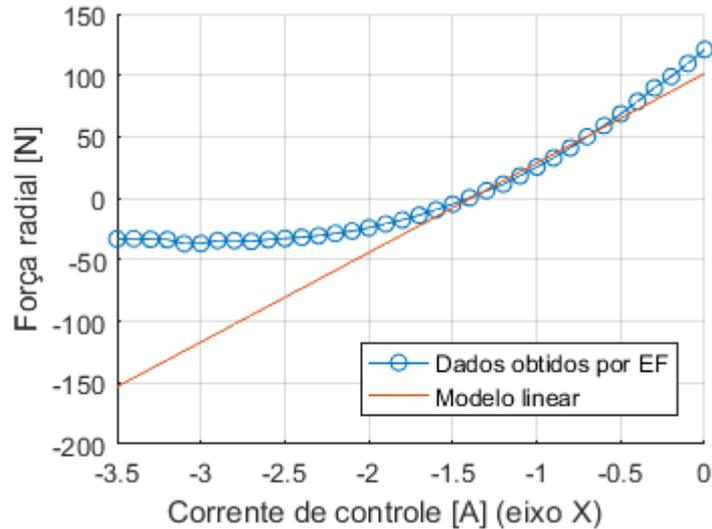
Fonte: Produção do autor.

É pertinente realizar considerações com relação ao impacto das não linearidades da força radial, e à saturação dinâmica do atuador. Caso o modelo linear superestime a capacidade do mancal de gerar forças em direção ao ponto de equilíbrio, é possível que o ganho proporcional utilizado na estabilização não seja apropriado para iniciar a suspensão magnética. O ganho proporcional precisa ser grande o suficiente para retirar o rotor da situação de repouso.

A Figura 5.4 mostra a força radial gerada pela corrente de controle no eixo X, quando o rotor está encostado no mancal auxiliar. Realizou-se uma comparação entre o modelo linear utilizado no projeto do controlador e os dados obtidos nas simulações por elementos finitos. Observa-se que ambos os modelos indicam que o rotor é acelerado em direção ao ponto de equilíbrio a partir de correntes de controle menores do que aproximadamente -1,4 A. Como há uma margem

pequena em que o modelo linear superestima a força radial, não é necessário estabelecer um limite inferior para o ganho proporcional do controlador, a não ser que valores de rigidez em malha fechada muito baixos sejam desejados.

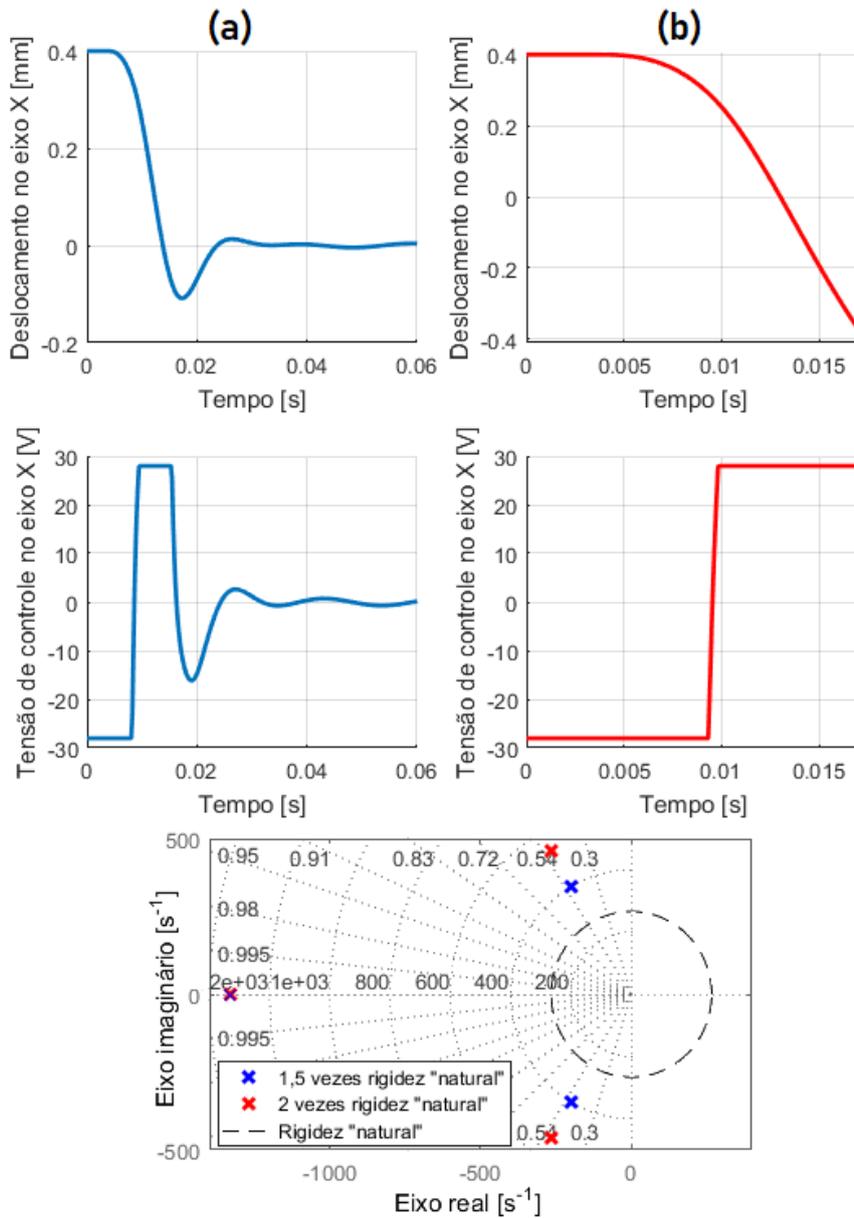
Figura 5.4 – Força gerada pela corrente de controle quando o rotor se encontra encostado no mancal auxiliar ($x=0,4$ mm).



Fonte: Produção do autor.

Ganhos proporcionais elevados, por outro lado, podem levar à saturação dinâmica do atuador. Como a tensão máxima que o controlador é capaz de injetar nos enrolamentos de controle implica em um limite para a taxa de variação da corrente, é possível que o atuador se torne incapaz de desacelerar o rotor. A Figura 5.5 ilustra este fenômeno ao mostrar o resultado de simulações similares às realizadas anteriormente, mas em que os pólos da dinâmica mecânica em malha fechada foram realocados para 1,5 e 2 vezes o valor da rigidez “natural” $|k_s|$ projetada anteriormente e manteve-se o nível de amortecimento. Observa-se que enquanto a simulação da Figura 5.5a apresenta saturação dinâmica, mas ainda é capaz de levar o rotor à estabilidade, a simulação da Figura 5.5b resulta no choque do rotor com o lado oposto do mancal auxiliar a partir de onde o movimento foi iniciado.

Figura 5.5 – Trajetória radial do rotor ao modificar os pólos em malha fechada do controlador.



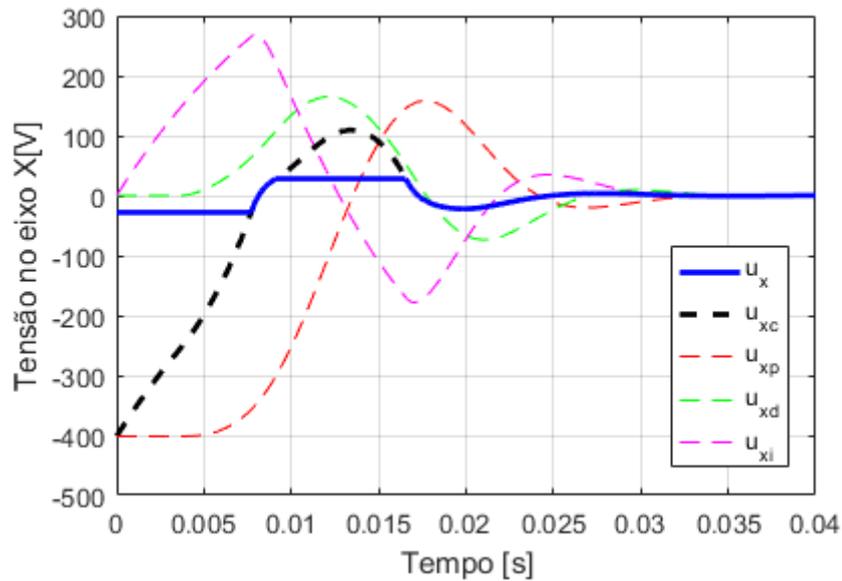
(a) Pólos da dinâmica mecânica realocados para 1,5 vezes a rigidez “natural”; (b) Pólos da dinâmica mecânica realocados para 2 vezes a rigidez “natural”.

Fonte: Produção do autor.

A Figura 5.6 evidencia a contribuição de cada ganho do controlador na saturação observada na Figura 5.5a. Para isso, a tensão \mathbf{u}_c comandada pelo controlador é subdividida nas componentes proporcional $\mathbf{u}_p = [u_{xp} \ u_{yp}]^T$ e derivativa $\mathbf{u}_d = [u_{xd} \ u_{yd}]^T$ do controlador PD e na componente proporcional $\mathbf{u}_i = [u_{xi} \ u_{yi}]^T$ do controlador de corrente. A relação destas componentes com \mathbf{u}_c é apresentada no diagrama do controlador exibido na Figura 5.7. Constata-se, portanto, que o ganho

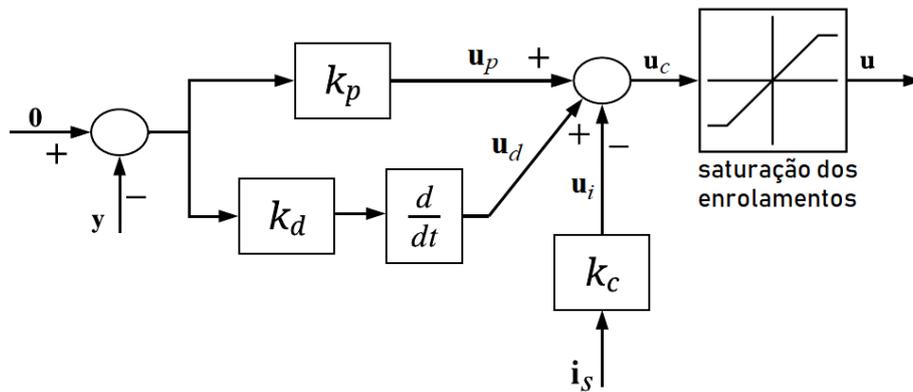
proporcional é o principal responsável pela saturação no início da suspensão magnética, pois leva o controlador a comandar -401 V ao enrolamento de controle.

Figura 5.6 – Análise da tensão comandada ao enrolamento de controle.



Fonte: Produção do autor.

Figura 5.7 – Subdivisão das componentes da tensão comandadas aos enrolamentos de controle.



Fonte: Produção do autor.

5.2. Estabilidade e modos de vibração do rotor suspenso magneticamente

Após o início da suspensão magnética, permite-se o acionamento do motor para a operação da roda de reação. O efeito giroscópico e o desbalanceamento se tornam fatores relevantes a se considerar na dinâmica do rotor girante. Inclusive, como é necessário utilizar uma estrutura não magnética para conectar todos os

subsistemas da roda de reação suspensa magneticamente (Figura 4.3), há uma distância axial entre o centro de massa do rotor e a posição axial em que o mancal radial atua. Para analisar o impacto desses efeitos no rotor da roda de reação em operação, um modelo linear foi desenvolvido para analisar a dinâmica do rotor estabilizado pelo controlador proposto sujeito a estes fenômenos.

A dinâmica do rotor representada na Equação 4.9, sem o termo referente ao desbalanceamento, é utilizada como ponto de partida para o desenvolvimento do modelo linear:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{G} + \mathbf{D})\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{B}\mathbf{u}_f. \quad (5.1)$$

Primeiro, as expressões da força radial \mathbf{f} linearizadas especificadas nas Equações 4.20 e 4.21 são inseridas em \mathbf{u}_f :

$$\mathbf{u}_f = \begin{bmatrix} f_x \\ g_y \\ f_y \\ g_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k_s x_b + k_i i_x \\ -k_\theta \beta \\ -k_s y_b + k_i i_y \\ k_\theta \alpha \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} k_s x_b \\ k_\theta \beta \\ k_s y_b \\ -k_\theta \alpha \end{bmatrix} + k_i \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_x \\ i_y \end{bmatrix}. \quad (5.2)$$

Ao rearranjar os termos de \mathbf{u}_f para evidenciar a dependência por \mathbf{q} e \mathbf{i} ,

$$\mathbf{u}_f = - \begin{bmatrix} k_s d & k_s & 0 & 0 \\ k_\theta & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_s d & k_s \\ 0 & 0 & -k_\theta & 0 \end{bmatrix} \mathbf{q} + k_i \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \mathbf{i}, \quad (5.3)$$

a expressão de $\mathbf{B}\mathbf{u}_f$ se torna

$$\mathbf{B}\mathbf{u}_f = -\mathbf{K}_s \mathbf{q} + \mathbf{K}_i \mathbf{i}, \quad (5.4)$$

onde as matrizes \mathbf{K}_s e \mathbf{K}_i são dadas por

$$\mathbf{K}_s = \begin{bmatrix} k_s d^2 + k_\theta & k_s d & 0 & 0 \\ k_s d & k_s & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_s d^2 + k_\theta & k_s d \\ 0 & 0 & k_s d & k_s \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

$$\mathbf{K}_i = k_i \begin{bmatrix} d & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & d \\ 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.6)$$

Portanto, ao inserir a Equação 5.4 na dinâmica do rotor da Equação 5.1, obtém-se a expressão linearizada em torno do ponto de operação do sistema de suspensão magnética em malha aberta com a corrente de controle como termo forçante:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{G} + \mathbf{D})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_s\mathbf{q} = \mathbf{K}_i\mathbf{i}. \quad (5.7)$$

Entretanto, ao se considerar a dinâmica do enrolamento, as correntes de controle se tornam estados do sistema e a tensão de controle se torna o novo termo forçante. A dinâmica do enrolamento considerando a linearização do sistema no ponto de operação da suspensão magnética fica então:

$$\mathbf{u} = \mathbf{R}\mathbf{i} + L\frac{d}{dt}\mathbf{i} + k_i\mathbf{T}\frac{d}{dt}\mathbf{q}. \quad (5.8)$$

Segundo a lógica de controle descrita anteriormente, as tensões de controle adotam valores relacionados com a medição dos sensores de posição \mathbf{y} e das corrente de controle \mathbf{i} :

$$\mathbf{u} = -k_p\mathbf{y} - k_d\dot{\mathbf{y}} - k_c\mathbf{i}. \quad (5.9)$$

Como a Equação 4.10 especifica a relação entre \mathbf{y} e o vetor de estados do rotor \mathbf{q} , inseri-la na Equação 5.5 resulta numa expressão da tensão de controle em função do vetor de estados do rotor e das correntes de controle:

$$\mathbf{u} = -k_p\mathbf{C}\mathbf{q} - k_d\mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} - k_c\mathbf{i}. \quad (5.10)$$

Ao inserir a Equação 5.10 na Equação 5.8, obtém-se a expressão da dinâmica da corrente de controle em malha fechada:

$$L\frac{d}{dt}\mathbf{i} = -\mathbf{K}_p\mathbf{q} - (\mathbf{K}_i^T + \mathbf{K}_d)\frac{d}{dt}\mathbf{q} - (\mathbf{R} + \mathbf{K}_c)\mathbf{i}, \quad (5.11)$$

onde os termos \mathbf{K}_p , \mathbf{K}_d , \mathbf{R} e \mathbf{K}_c são dados por:

$$\mathbf{K}_p = k_p \mathbf{C}. \quad (5.12)$$

$$\mathbf{K}_d = k_d \mathbf{C}. \quad (5.13)$$

$$\mathbf{R} = R \mathbf{I}_{2 \times 2}. \quad (5.14)$$

$$\mathbf{K}_c = k_c \mathbf{I}_{2 \times 2}. \quad (5.15)$$

As Equações 5.7 e 5.11 representam a dinâmica do rotor suspenso magneticamente em malha fechada considerando o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação e a dinâmica das correntes de controle. Define-se, portanto, um novo vetor de estados que inclui as correntes de controle

$$\mathbf{q}' = \begin{bmatrix} \mathbf{q} \\ \dot{\mathbf{q}} \\ \mathbf{i} \end{bmatrix}, \quad (5.16)$$

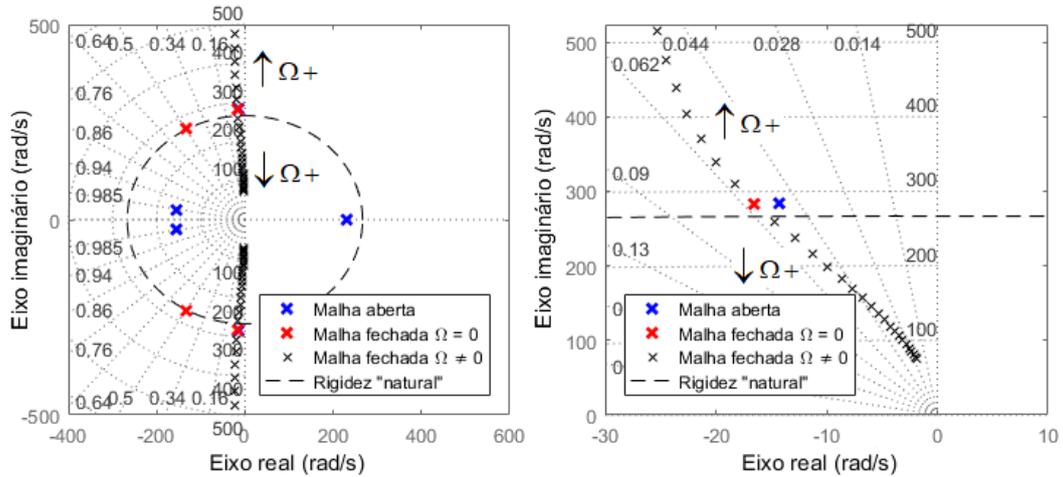
com base no qual se encontra a matriz de transição de estados do rotor suspenso magneticamente:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{4 \times 4} & \mathbf{I}_{4 \times 4} & \mathbf{0}_{4 \times 2} \\ -\mathbf{M}^{-1} \mathbf{K}_s & -\mathbf{M}^{-1} (\mathbf{G} + \mathbf{D}) & \mathbf{M}^{-1} \mathbf{K}_i \\ -L^{-1} \mathbf{K}_p & -L^{-1} (\mathbf{K}_i^T + \mathbf{K}_d) & -L^{-1} (\mathbf{R} + \mathbf{K}_c) \end{bmatrix}. \quad (5.17)$$

Pela análise dos autovalores de \mathbf{A} , pode-se analisar a estabilidade da suspensão magnética ao longo de todo o espectro de velocidades de rotação Ω do rotor. Além disso, é possível identificar os modos de vibração, uma informação crucial na análise da estabilidade do rotor quando sujeito a perturbações.

A Figura 5.8 mostra o posicionamento dos autovalores de \mathbf{A} no lugar das raízes ao variar Ω de 0 a 5000 rpm. Pode-se visualizar a mudança dos autovalores do sistema devido à mudanças na matriz giroscópica \mathbf{G} , particularmente os que se referem à dinâmica dos GDLs de inclinação. Como os autovalores se mantêm no semi-plano esquerdo do lugar das raízes, garante-se a estabilidade da suspensão magnética ao longo de todo o espectro de velocidades de rotação do rotor. A figura omite o autovalor referente à dinâmica dos enrolamentos de controle em malha fechada para melhorar a visualização dos demais autovalores.

Figura 5.8 – Autovalores do rotor suspenso magneticamente.

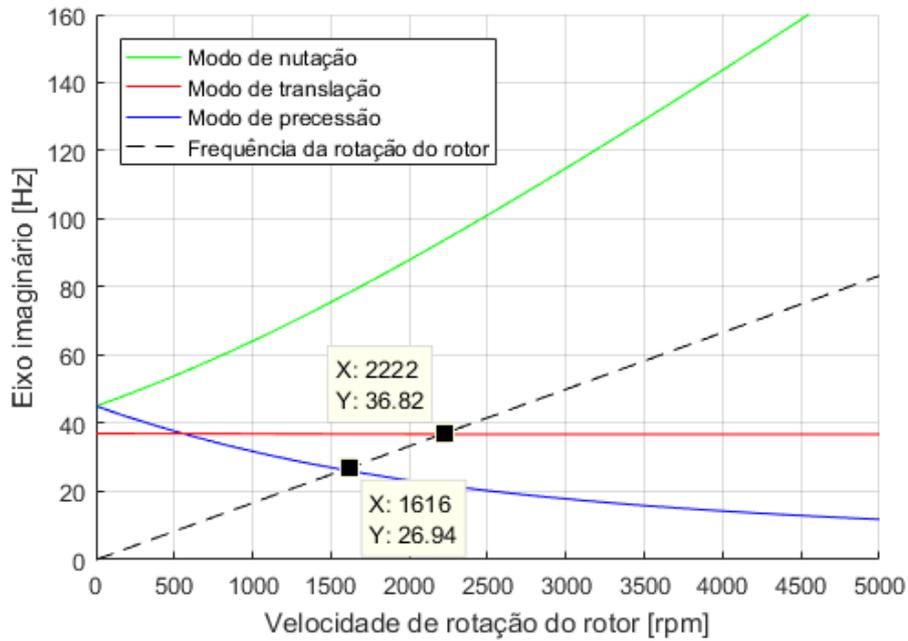


À esquerda, todos os autovalores são exibidos, exceto os referentes à dinâmica elétrica em malha fechada. À direita, as escalas foram ajustadas para evidenciar os autovalores referentes à dinâmica dos GDLs de inclinação.

Fonte: Produção do autor.

A Figura 5.8 evidencia, inclusive, o posicionamento dos autovalores referentes aos GDLs de inclinação. Contata-se que o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação aumenta o nível de amortecimento da dinâmica de inclinação quando se fecha a malha de controle. Além disso, a rotação do rotor faz com que os pólos referentes à dinâmica de inclinação se desloquem, o que se reflete no diagrama de Campbell apresentado na Figura 5.9. Este diagrama apresenta a parte imaginária dos autovalores de \mathbf{A} em função de Ω , o que permite analisar a susceptibilidade do sistema a vibrações oriundas do desbalanceamento. Assim sendo, o desbalanceamento do rotor excita os modos de vibração do sistema de suspensão magnética quando $\Omega = 1616\text{rpm}$ e $\Omega = 2222\text{rpm}$, pois a frequência da rotação do rotor coincide com a dos modos de precessão e translação, respectivamente.

Figura 5.9 – Diagrama de Campbell do rotor suspenso magneticamente.



Fonte: Produção do autor.

5.3. Efeito do desbalanceamento na dinâmica da roda de reação

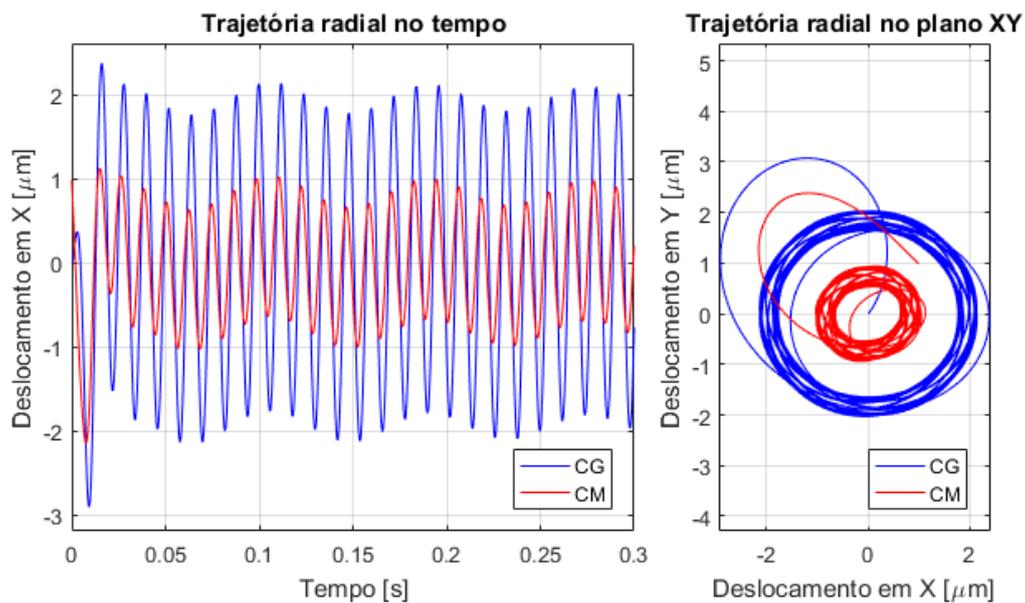
Simulações foram realizadas para avaliar o impacto dos níveis de desbalanceamento máximos, especificados na Tabela 4.2, na dinâmica não linear do rotor suspenso magneticamente desenvolvida no Capítulo 4. A Figura 5.10 mostra a trajetória radial do centro geométrico $\mathbf{x}_{cg}=[x_{cg} \ y_{cg}]^T$ e do centro de massa $\mathbf{x}_{cm}=[x_{cm} \ y_{cm}]^T$ do rotor quando a velocidade de rotação do rotor foi configurada em 5000 rpm. Por enquanto, considera-se somente o cenário em que nenhum método para suprimir vibrações é utilizado. Considerou-se o vetor de estados \mathbf{q} com condições iniciais nulas, o que resulta em um período transitório até que a dinâmica do rotor entre em regime permanente. Observa-se que o rotor passa a descrever uma trajetória aproximadamente circular, em que o centro de massa apresenta um raio menor do que o centro geométrico. Isto é esperado, pois a velocidade de rotação do rotor é maior que a frequência do modo de vibração radial. A variação no raio destas trajetórias exibido na Figura 5.11,

$$r_{cg} = |\mathbf{x}_{cg}| = \sqrt{x_{cg}^2 + y_{cg}^2} \quad (5.18)$$

$$r_{cm} = |\mathbf{x}_{cm}| = \sqrt{x_{cm}^2 + y_{cm}^2}, \quad (5.19)$$

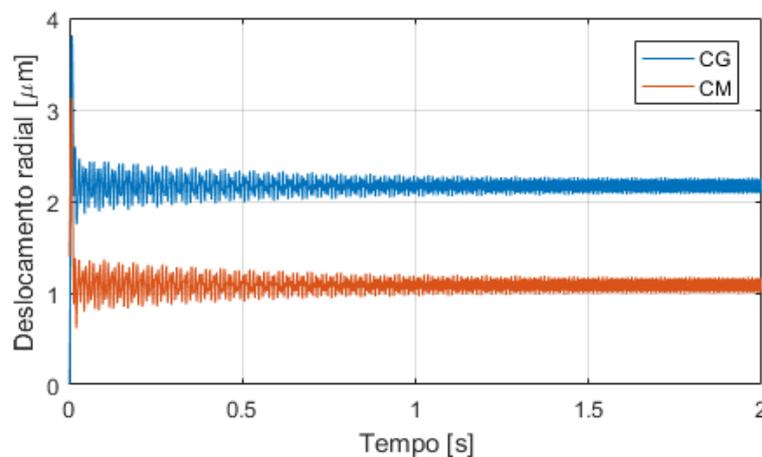
por outro lado, resulta do acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação, porque oscilações na dinâmica de inclinação resultam em oscilações na dinâmica radial e vice-versa. Há uma componente de frequência lentamente atenuada de 11,83 Hz na dinâmica do eixo X, correspondente à do modo de precessão quando $\Omega=5000\text{rpm}$, como ilustrado no diagrama de Campbell da Figura 5.9. Entretanto, esta frequência não é totalmente atenuada porque as não linearidades da força radial continuamente excitam o modo de precessão em regime permanente.

Figura 5.10 – Trajetória radial do rotor da roda de reação.



Fonte: Produção do autor.

Figura 5.11 – Raio da trajetória radial do rotor da roda de reação.



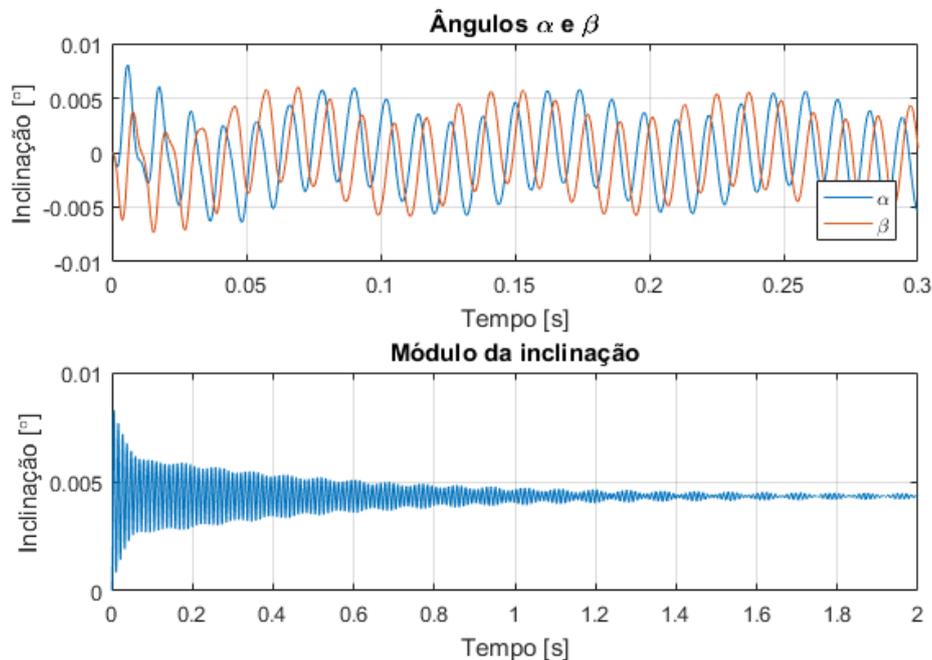
Fonte: Produção do autor.

A Figura 5.12 ilustra a dinâmica dos ângulos $\boldsymbol{\theta} = [\alpha \ \beta]^T$ durante os primeiros 0,3 segundos da simulação e a norma da inclinação do rotor,

$$|\boldsymbol{\theta}| = \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}, \quad (5.20)$$

durante o restante da simulação. Observa-se que após o período transitório inicial, a norma da inclinação do rotor converge para $0,0043^\circ$. Esta convergência reflete o fato de que o rotor procura girar em torno de seu eixo principal de inércia que, segundo a Equação 2.28, está $0,0056^\circ$ desalinhado do eixo longitudinal do rotor devido ao desbalanceamento dinâmico. Verifica-se, inclusive, que a dinâmica de precessão foi atenuada mais lentamente do que a de nutação porque a parte real dos autovalores referentes à precessão diminui quanto maior for a velocidade de rotação do rotor, como previsto na Figura 5.8. A parte real dos autovalores referentes à dinâmica de nutação, por outro lado, aumenta com a velocidade de rotação do rotor.

Figura 5.12 – Inclinação do rotor da roda de reação.

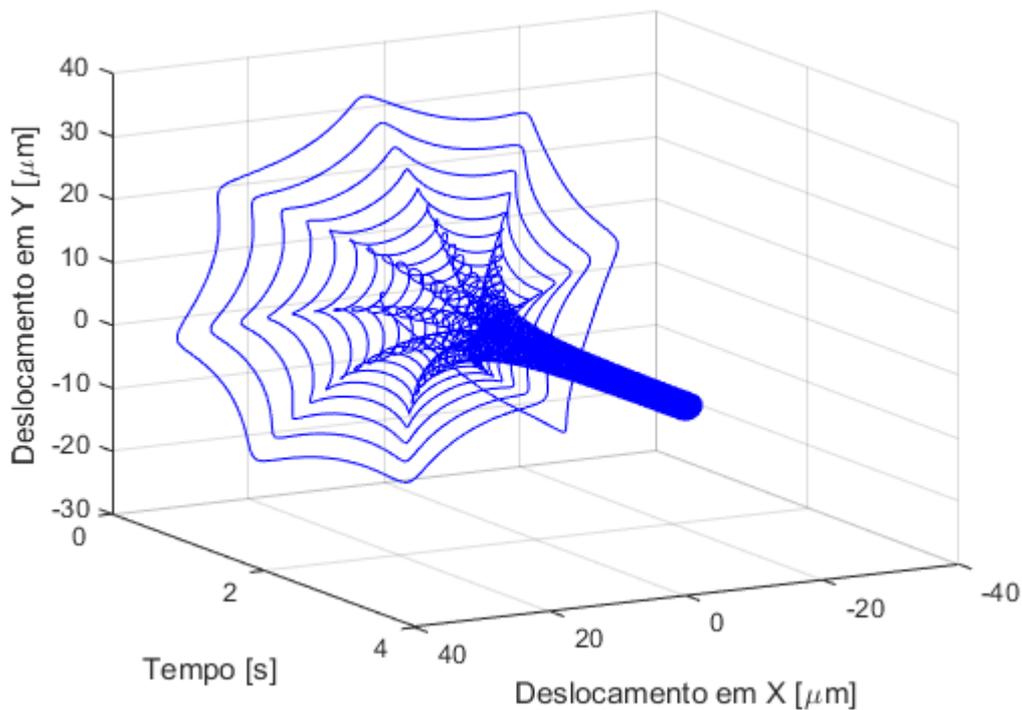


Fonte: Produção do autor.

O lugar das raízes da Figura 5.8 prevê que o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação incrementa o amortecimento na dinâmica de inclinação. Entretanto, a dinâmica de inclinação insere perturbações na dinâmica radial. Para ilustrar este fenômeno, a Figura 5.13 mostra a posição radial do centro geométrico do rotor

durante uma simulação em que $\Omega=5000$ rpm e com condições iniciais nulas exceto por $\alpha=0,3^\circ$. Esta condição inicial leva o centro geométrico do rotor a exibir uma trajetória radial de até $36 \mu\text{m}$. Verificou-se, portanto, que a estabilidade da suspensão radial é mantida mesmo quando o rotor é submetido a inclinações correspondentes ao limiar da validade da linearização do torque radial. Contudo, reafirma-se o fato de que o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação é um fator que pode influenciar na estabilidade da suspensão radial.

Figura 5.13 – Trajetória radial do centro geométrico do rotor.



Fonte: Produção do autor.

5.4. Supressão de vibrações

Como a performance do sistema de suspensão magnética varia de acordo com a velocidade de rotação do rotor, é pertinente analisar o desempenho da suspensão ao longo da faixa de velocidades de rotação em que a roda de reação irá operar. Esta análise será realizada por meio de diversas simulações numéricas nas quais a velocidade de rotação do rotor é modificada. Três estratégias de controle serão comparadas:

- a) Estratégia 1: Controlador PD de posição e controlador da corrente (Figura 4.19);

- b) Estratégia 2: Controlador PD de posição com filtro *notch* generalizado e controlador da corrente (Figura 4.26);
- c) Estratégia 3: Controlador PD de posição com filtro *notch* generalizado e controlador *feedforward* e controlador da corrente (Figura 4.31).

Mais especificamente, deseja-se analisar os esforços exercidos pelos mancais, de acordo com a estratégia de controle utilizada, para avaliar os ganhos dos métodos de suprimir vibrações em relação ao nível de perturbação que é passado ao corpo do satélite. Neste contexto, consideram-se apenas forças $\mathbf{f}=[f_x \ f_y]^T$ e torques $\mathbf{g}=[g_x \ g_y]^T$ causados pela interação entre o rotor e o estator para o cálculo dos esforços, ou seja, o termo $\mathbf{B}\mathbf{u}_f$ especificado na Equação 4.2 e o termo $\mathbf{D}\dot{\mathbf{q}}$ adicionado à Equação 4.9. Adicionalmente, é útil verificar a corrente de controle e o raio da trajetória radial resultantes da utilização de cada estratégia de controle.

Para simplificar a análise, cada corrida de simulação armazena os valores dos raios das órbitas do centro de massa r_{cm} e do centro geométrico r_{cg} do rotor, da norma da inclinação $|\boldsymbol{\theta}|$, da norma das forças $|\mathbf{f}|$ e torques $|\mathbf{g}|$ radiais:

$$|\mathbf{f}| = \sqrt{f_x^2 + f_y^2}, \quad (5.21)$$

$$|\mathbf{g}| = \sqrt{g_x^2 + g_y^2}, \quad (5.22)$$

e da norma das correntes de controle $|\mathbf{i}|$

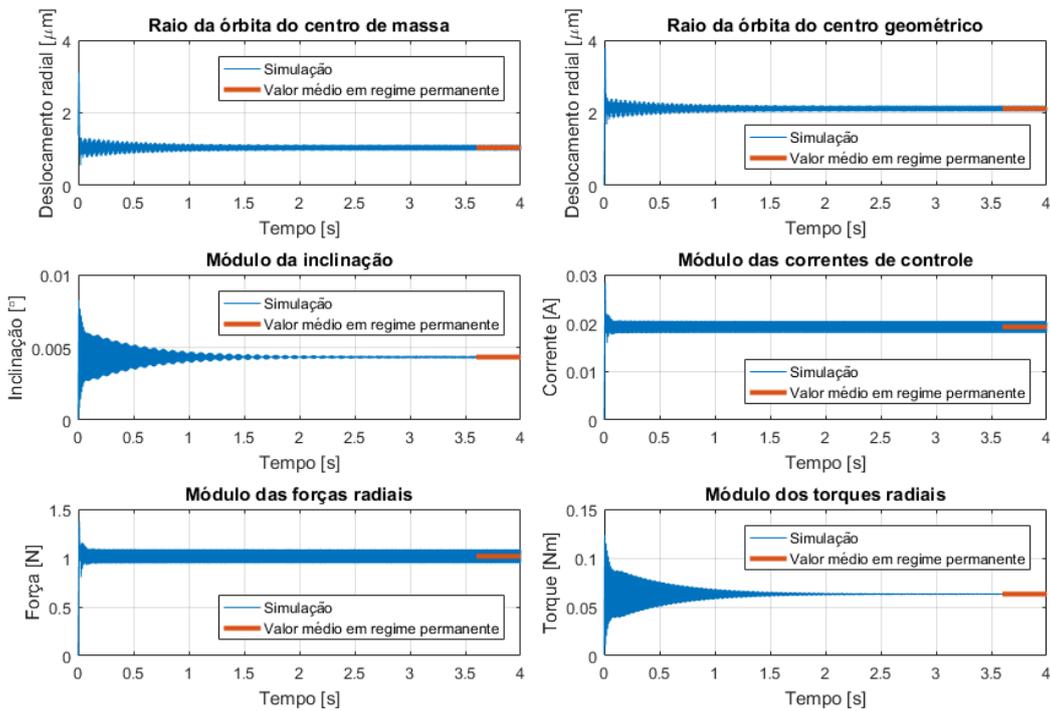
$$|\mathbf{i}| = \sqrt{i_x^2 + i_y^2}, \quad (5.23)$$

a partir do instante em que o sistema entra em regime permanente.

Como exemplo, a Figura 5.14 exhibe os resultados de uma simulação dinâmica utilizada nesta análise, em que a velocidade de rotação do rotor foi configurada em 5000 rpm e o filtro *notch* generalizado e o controlador *feedforward* foram desabilitados (Estratégia 1). Considerou-se o vetor de estados \mathbf{q} com condições iniciais nulas, o que resulta em um período transitório até que a dinâmica do rotor entre em regime permanente, instante a partir do qual se considera pertinente calcular os esforços nos mancais. Neste exemplo, decorrem aproximadamente três segundos até as variáveis analisadas entrarem em regime permanente. Assim

sendo, calcula-se a média dos dados referentes aos últimos 0,4 segundo de simulação. Portanto, quando a roda de reação opera em 5000 rpm e não utiliza métodos para suprimir vibrações (Estratégia 1), o centro de massa e o centro geométrico do rotor exibem trajetórias com órbitas radiais médias de 1,04 μm e 2,12 μm , respectivamente, inclinação média de 0,0043° e utiliza em média 19,2 mA de corrente, o que resulta em forças radiais médias de 1,02 N e torques de 0,063 Nm exercidos pelos mancais.

Figura 5.14 – Exemplo de simulação utilizada para a análise do desempenho da suspensão magnética em regime permanente.



Fonte: Produção do autor.

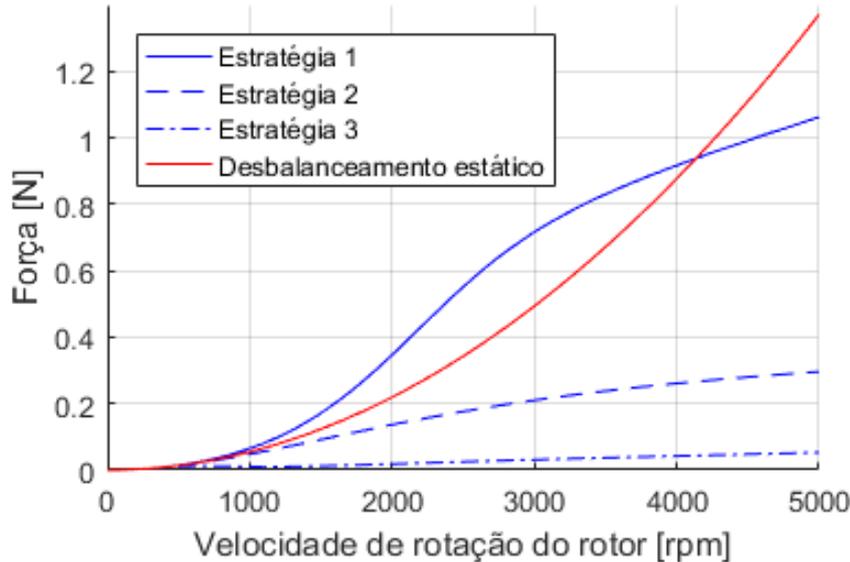
A Figura 5.15 exibe a compilação das forças radiais exercidas pelos mancais ao longo de todo o espectro de velocidades de rotação do rotor da roda de reação e compara as diferentes estratégias de controle. Adicionalmente, a intensidade da força radial provocada pelo desbalanceamento estático,

$$|\mathbf{f}_{de}| = m\epsilon\Omega^2, \quad (5.24)$$

é apresentada para servir de referência na comparação. Verifica-se que há uma faixa em que a Estratégia 1 resulta em forças radiais que excedem a força proveniente do desbalanceamento, provocadas pela ressonância do modo de vibração radial. Este fenômeno pode ser prevenido pelos métodos destinados a

suprimir vibrações, particularmente quando o controlador *feedforward* é utilizado em conjunção ao filtro *notch* generalizado (Estratégia 3).

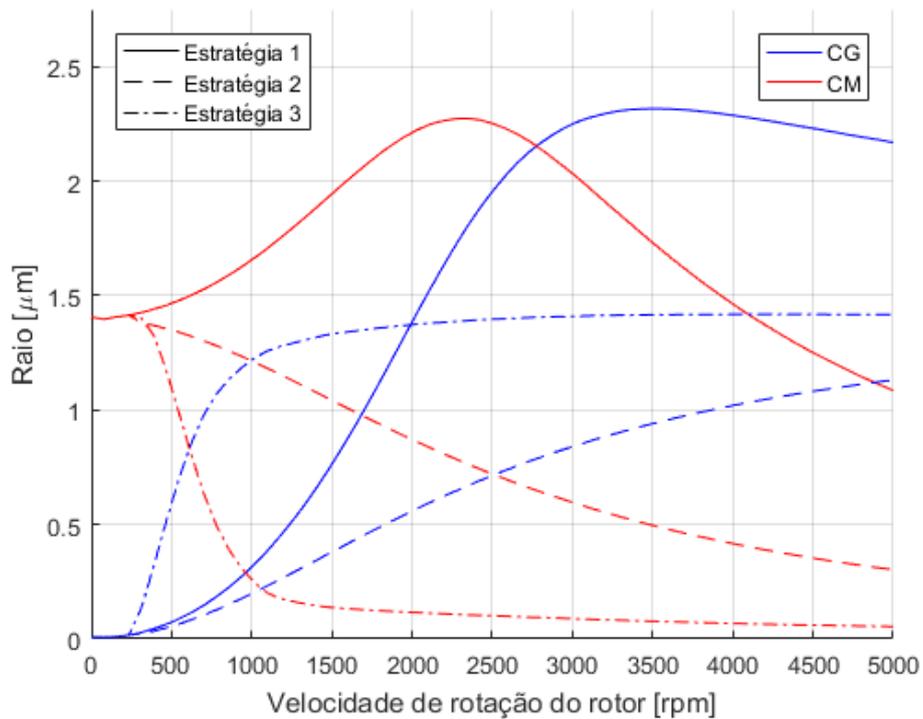
Figura 5.15 – Força radial exercida pelos mancais de acordo com a velocidade de rotação do rotor.



Fonte: Produção do autor.

O efeito do desbalanceamento na trajetória radial do centro de massa e do centro geométrico do rotor é exibido na Figura 5.16. A ressonância prevista pelo diagrama de Campbell da Figura 5.9 se manifesta no pico da trajetória radial do centro de massa quando a frequência de rotação do rotor coincide com a do modo de vibração radial, quando a Estratégia 1 é utilizada. Isto explica a ampliação das forças radiais oriundas do desbalanceamento em torno desta frequência no sistema de suspensão magnética. Ademais, constata-se que as Estratégias 2 e 3 levam o rotor a girar mais próximo de seu centro de massa em relação à Estratégia 1, corroborando com a diminuição da perturbação passada ao corpo do satélite observada na Figura 5.15. Porém, a eficácia destas estratégias diminui em velocidades de rotação do rotor menores que 1000 rpm. É importante observar que a Estratégia 3 não centraliza o centro de massa do rotor porque o projeto do controlador não considerou a tensão contra-eletromotriz induzida pelo movimento do rotor e o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação. Consequentemente, a força radial gerada pelo desbalanceamento não é completamente suprimida.

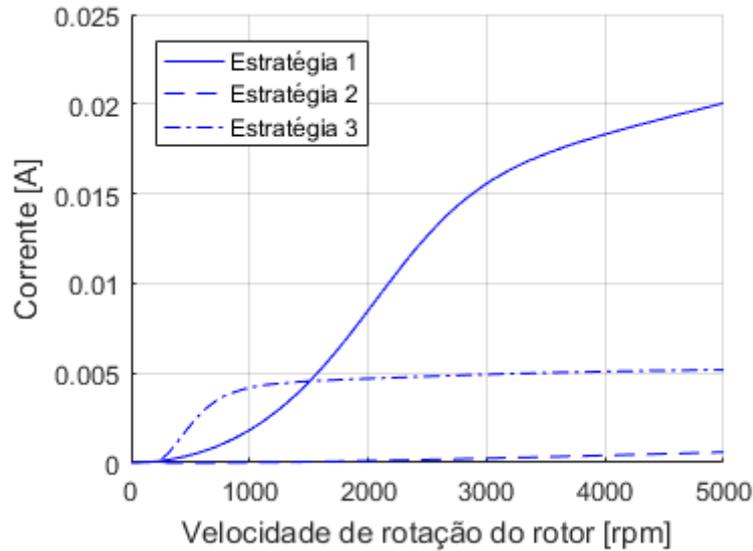
Figura 5.16 – Raio das trajetórias radiais dos centros geométrico e de massa de acordo com a velocidade de rotação do rotor.



Fonte: Produção do autor.

Encontra-se, na Figura 5.17, a norma da corrente despendida pelo MMH radial de acordo com a estratégia de controle utilizada e a velocidade de rotação do rotor. Observa-se que o uso da Estratégia 1 resulta em um aumento significativo do gasto energético de acordo com a velocidade de rotação do rotor, o que não ocorre com as Estratégias 2 e 3. Estas mantêm gastos energéticos aproximadamente constantes ao longo de grande parte do espectro de rotação do rotor. É importante observar que enquanto a Estratégia 3 minimiza a força de perturbação transmitida ao corpo do satélite, a Estratégia 2 resulta na minimização dos gastos energéticos. Esta diferença decorre do fato de que, para compensar a componente do desbalanceamento estático que afeta diretamente o rotor, é necessário despendar energia adicional para obrigar o rotor a girar próximo ao centro de massa, o que é realizado pelo controlador *feedforward*.

Figura 5.17 – Corrente despendida pelo MMH radial de acordo com a velocidade de rotação do rotor.



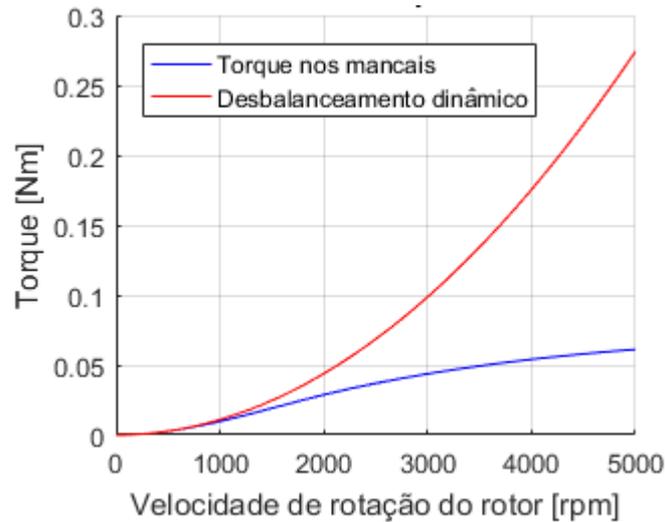
Fonte: Produção do autor.

Resta analisar o torque transmitido ao estator e compará-lo ao torque produzido pelo desbalanceamento dinâmico, dado por

$$|\mathbf{g}_{dd}| = \sqrt{I_{yz}^2 + I_{zx}^2} \Omega^2. \quad (5.25)$$

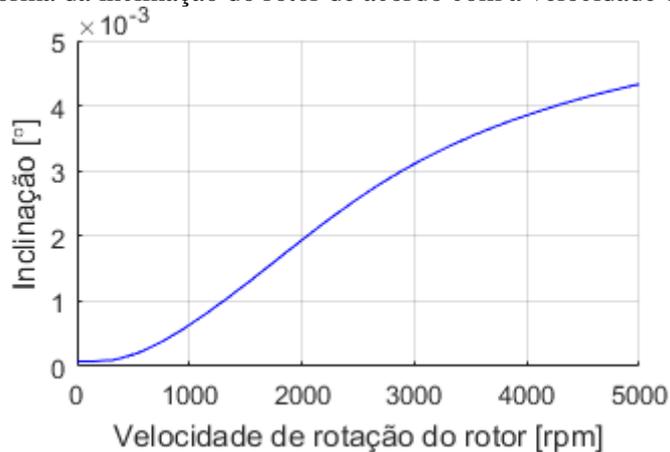
A Figura 5.18 apresenta esta comparação sem distinguir a estratégia de controle utilizada porque os métodos destinados a suprimir vibrações não modificam significativamente a resposta do sistema em relação a esta perturbação. Ao contrário da dinâmica radial, observa-se que a dinâmica de inclinação não apresenta ressonância quando o modo de vibração de precessão é excitado. Observa-se que o torque gerado pelo desbalanceamento dinâmico é transmitido quase integralmente ao corpo do satélite antes do rotor ultrapassar a frequência do modo de precessão, ponto a partir do qual a perturbação passa a ser atenuada mais significativamente. Estes resultados são coerentes com a norma da inclinação do rotor $|\boldsymbol{\theta}|$ em função da velocidade de rotação do rotor, exibida na Figura 5.19. Nela, a frequência do modo de precessão representa um ponto de inflexão a partir do qual o rotor procura assintoticamente girar em torno de seu eixo principal de inércia, que está $0,0056^\circ$ desalinhado do eixo longitudinal do rotor.

Figura 5.18 – Torque exercido pelos mancais de acordo com a velocidade de rotação do rotor.



Fonte: Produção do autor.

Figura 5.19 – Norma da inclinação do rotor de acordo com a velocidade de rotação.



Fonte: Produção do autor.

Em síntese, este capítulo verificou a viabilidade do controlador proposto de iniciar a suspensão magnética da roda de reação, mantê-la estabilizada ao longo de todo o espectro de velocidades de rotação do rotor e suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento. Para tanto, o desempenho do controlador foi analisado frente ao modelo não linear desenvolvido no capítulo 4 porque este apresenta imperfeições e desvios de modelo desconsiderados no modelo simplificado usado no projeto do controlador, descrito na Equação 4.22. A capacidade do controlador de realizar os objetivos do trabalho foi confirmada e considerações foram tecidas em relação a como as imperfeições e desvios de modelo desconsiderados no modelo simplificado afetam o desempenho da suspensão magnética.

6 CONCLUSÕES

O estudo apresentado neste trabalho oferece uma abordagem para orientar o projeto de uma lei de controle de rodas de reação suspensas magneticamente por configurações de mancais magnéticos com dois GDLs ativos. Este trabalho pode ser facilmente adaptado para outras especificações de desempenho, de acordo com as necessidades da aplicação. As principais recomendações em relação ao funcionamento da suspensão magnética utilizando o controlador proposto são:

- a) O início da suspensão magnética pode ser realizado por meio de um controlador linear; contudo é necessário precaução contra a saturação dinâmica do enrolamento de controle. Conseqüentemente, pode ser do interesse de determinada aplicação definir diferentes ganhos do controlador para o início de operação do mancal e para o restante da operação da roda de reação;
- b) Verificou-se que o acoplamento entre os GDLs radiais e de inclinação adiciona um nível de amortecimento na dinâmica de inclinação, porém altos valores de inclinação perturbam significativamente a dinâmica radial. De modo geral, o ideal é minimizar este acoplamento para garantir a estabilidade da suspensão radial. O modelo desenvolvido neste trabalho pode ser útil, portanto, para verificar a gravidade deste acoplamento;
- c) Os mancais magnéticos atenuam as perturbações geradas pelo desbalanceamento em altas velocidades de rotação do rotor, mesmo sem a utilização de métodos para suprimir vibrações. Contudo, a ressonância do modo de vibração radial amplifica esta perturbação. Isso pode ser mitigado ao aumentar o ganho derivativo, que por sua vez iria amplificar o ruído dos sensores de deslocamento. Entretanto, demonstrou-se que os métodos destinados a suprimir vibrações geram resultados superiores tanto em termos de corrente utilizada como de força transmitida ao corpo do satélite;
- d) É impossível minimizar a corrente utilizada pelo controle e a força de perturbação transmitida ao corpo do satélite simultaneamente. No entanto, duas estratégias de suprimir vibrações foram testadas, cada qual capaz de

minimizar um destes fatores. O filtro *notch* generalizado aliado ao controlador *feedforward* é o melhor candidato para quando a precisão de apontamento do satélite precisa ser maximizada, pois transmite a menor quantidade de perturbação ao corpo do satélite. Alternativamente, o controlador *feedforward* pode ser dispensado em favor de utilizar somente o filtro *notch* generalizado quando a precisão de apontamento não é tão relevante quanto o uso de energia.

Adicionalmente, este trabalho resultou em contribuições que podem ser úteis a outras etapas do desenvolvimento de mancais magnéticos para aplicações espaciais, como o modelo linear desenvolvido na Sessão 5.2. Este tipo de modelo pode ser usado para simular a dinâmica simplificada da roda de reação suspensa magneticamente em conjunção ao controle de atitude do satélite. Portanto, fornecem uma alternativa para ajudar a especificar os requisitos da roda de reação e, por conseguinte, os requisitos dos mancais magnéticos de acordo com as necessidades da missão. Recomenda-se que este tipo de análise seja realizado para selecionar a configuração de mancais mais apropriada. Este trabalho gerou um estudo que pode auxiliar nesta seleção, pois identificou práticas comuns e escolhas de projeto envolvidas no desenvolvimento de mancais magnéticos em aplicações espaciais. Seguem os principais fatores encontrados neste estudo:

- a) Utilização exclusiva de MMHs e MMPs, por resultarem em soluções eficientes energeticamente;
- b) Preferência por configurações homopolares, por reduzirem o nível de correntes parasitas induzidas pelo movimento do rotor;
- c) Adoção de uma configuração de mancais (um, dois ou cinco GDLs ativos) que reflita as características dos MMHs e MMPs. MMHs apresentam capacidade superior aos MMPs em relação ao nível de amortecimento e capacidade de suprimir vibrações, porém requerem maior gasto energético e resultam em menor confiabilidade.
- d) Seleção da configuração de mancais que permite avaliar o quão eficientemente a geometria utilizada distribui a massa do mancal. Neste

questo, configurações com dois GDLs ativos se destacam, por apresentarem geometrias achatadas longitudinalmente.

Após escolher a configuração de mancais magnéticos mais apropriada para determinada aplicação, de acordo com a necessidade da missão, resta especificar detalhes relativos à implantação do conjunto de mancais. Neste contexto, o controlador projetado neste trabalho é útil para guiar o projeto de configurações com dois GDLs ativos. Entretanto, o controlador proposto também pode ser útil em configurações com cinco GDLs ativos, em estratégias de controle centralizadas. Neste cenário, a utilização de múltiplos sensores permite inferir a posição do centro de massa do rotor, para o qual a lógica de controle proposta permite realizar a estabilização radial e supressão de vibrações oriundas do desbalanceamento estático. Adicionalmente, o controlador proposto pode ser utilizado em configurações de mancais com um GDL ativo, ao dispensar a supressão de vibrações.

Um importante passo na continuação do presente trabalho consiste na construção de um protótipo para validar os conceitos desenvolvidos teoricamente. No entanto, o modelo teórico desenvolvido apresenta espaço para ser incrementado:

- a) Expandir o controlador para incluir um integrador na lei de controle, projetado para compensar perturbações que justifiquem seu uso;
- b) Adicionar a dinâmica e o ruído dos sensores e dos amplificadores de potência ao modelo e promover a discretização do controlador;
- c) Analisar a resposta dos métodos de suprimir vibração quando a velocidade de rotação do rotor é variada, de acordo com o torque produzido pelo motor, tendo em vista que estes métodos pressupõem que esta variação é lenta;
- d) Ampliar a interpolação utilizada para modelar o acoplamento magnético entre os eixos X e Y do mancal radial para incluir outros acoplamentos que se deseje analisar por modelos não lineares;

- e) Investigar o uso de técnicas de controle robusto para especificar uma lei de controle adequada frente às incertezas nos modelos de mancais magnéticos.

A elaboração de um protótipo de mancal magnético requer um projeto adequado e detalhado do sistema de controle. O trabalho relatado aqui cumpre parte deste projeto, porém sem avançar na construção de um protótipo. Para isto, é adequado contar com um modelo teórico que reproduza com certa fidelidade os comportamentos do sistema real. Além disso, é necessário que o projeto do mancal esteja alinhado com as necessidades da aplicação. Por estas razões, considerou-se pertinente concentrar esforços no projeto do controlador dos mancais magnéticos, porque este permite relacionar o desempenho da suspensão magnética com as necessidades da roda de reação, e motivou o desenvolvimento de um modelo dinâmico para descrever a dinâmica do rotor suspenso magneticamente. A adição de um protótipo a este desenvolvimento tornaria o escopo da dissertação excessivamente extenso. Conseqüentemente, optou-se por priorizar o protótipo como um trabalho futuro. Os principais desafios envolvidos na construção de protótipos de mancais magnéticos para uso em rodas de reação podem ser resumidos em

- a) A usinagem dos componentes ferromagnéticos requer alta precisão, particularmente para reproduzir a geometria dos entreferros, pois assimetrias na construção do conjunto e no posicionamento dos sensores introduzem perturbações síncronas com a velocidade de rotação do rotor na suspensão magnética;
- b) A escolha dos materiais ferromagnéticos moles dos mancais e do motor envolve um compromisso entre a densidade de campo magnético máxima que o material suporta sem saturar e a intensidade das correntes parasitas induzidas pela variação do fluxo magnético. Primeiro, o material deve resultar em forças magnéticas suficientes para suspender o rotor adequadamente, o que requer uma quantidade mínima de fluxo magnético. Concorrentemente, a viabilidade térmica é determinada pela intensidade das correntes parasitas decorrentes das propriedades condutoras do material;

- c) É impossível realizar testes em Terra que reproduzam o ambiente de microgravidade espacial. Por isso, recomenda-se que a suspensão magnética seja capaz de suportar a força gravitacional durante a execução dos testes;
- d) Os parâmetros teóricos dos mancais devem ser validados por meio de experimentos. MMHs com controladores discretos se destacam neste aspecto, pois permitem monitorar a resposta dinâmica do sistema à inserção de sinais aperiódicos na malha de controle.

Caso trabalhos futuros estejam ligados ao desenvolvimento de uma roda de reação suspensa magneticamente, será necessário projetar os demais subsistemas. Estes incluem: o motor, os mancais auxiliares, os sensores de correntes parasitas, o sistema de travamento, e as peças não-magnéticas que conectam todos os subsistemas da roda de reação. O motor é tipicamente projetado após os mancais, com o auxílio de simulações por elementos finitos. As diretrizes aplicadas no projeto dos mancais são igualmente válidas, em que se procura minimizar os gastos energéticos e distribuir eficientemente a massa do motor para maximizar a capacidade da roda de armazenar momento angular. É importante observar, contudo, que o projeto do motor afeta o projeto dos mancais, pois ambos os subsistemas interagem magneticamente com o rotor. Portanto, é adequado reavaliar o projeto dos mancais ao se considerar a inserção do motor no conjunto da roda de reação. O desempenho da suspensão magnética pode ser adaptado, então, por meio de alterações na geometria dos mancais e na lei de controle da suspensão magnética.

Considera-se pertinente delinear outras áreas de destaque da pesquisa de mancais magnéticos para aplicações espaciais que podem nortear trabalhos futuros:

- a) Identificar um método para extrair os requisitos de desempenho dos mancais magnéticos de acordo com a precisão de apontamento requisitada pela missão;
- b) Investigar novas configurações de mancais magnéticos que minimizem os gastos energéticos e resultem em geometrias mais planas, com menor volume;

- c) Investigar a miniaturização de mancais magnéticos, pois estes são alternativas interessantes para satélites de pequeno porte, como os nanosatélites, por exemplo;
- d) Projetar um controlador de configurações de mancais magnéticos com cinco GDLs ativos capaz de suprimir vibrações oriundas do desbalanceamento dinâmico.

Finalmente, espera-se com este estudo estimular a realização de pesquisas na área de mancais magnéticos para aplicações espaciais. Considera-se que o presente trabalho pode auxiliar trabalhos futuros, não apenas no projeto do controlador, mas também na especificação dos requisitos dos mancais e na seleção da configuração de mancais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BANGCHENG, H. Modeling and analysis of novel integrated radial hybrid magnetic bearing for magnetic bearing reaction wheel. **Chinese Journal of Mechanical Engineering**, v. 23, n. 5, p. 1–8, 2010.
- BANGCHENG, H. et al. Integral design and analysis of passive magnetic bearing and active radial magnetic bearing for agile satellite application. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 48, n. 6, p. 1959–1966, 2012.
- BANGCHENG, H. et al. Modeling and analysis of coupling performance between passive magnetic bearing and hybrid magnetic radial bearing for magnetically suspended flywheel. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 49, n. 10, p. 5356–5370, 2013.
- BANGCHENG, H.; BIN, L. The influences of parameters on performance of hybrid axial magnetic bearing. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SYSTEMS AND CONTROL IN AEROSPACE AND ASTRONAUTICS, 2., 2008, Shenzhen, China. **Proceedings...** Shenzhen, China: IEEE, 2008.
- BEAMS, J. W. High rotational speeds. **Journal of Applied Physics**, v. 8, n. 12, p. 795–806, 1937.
- CARRARA, V. **Cinemática e dinâmica de satélites artificiais**. São José dos Campos: INPE, 2012. 113p. Disponível em: <<http://mtc-m19.sid.inpe.br/col/sid.inpe.br/mtc-m19/2012/01.26.19.13/doc/publicacao.pdf>>.
- CARRARA, V.; KUGA, H. K. Torque and speed control loops of a reaction wheel. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON VIBRATION PROBLEMS, 11., 2013, Lisboa, Portugal. **Proceedings...** Lisboa, Portugal, 2013.
- FERRÃO, R. C. **Desenvolvimento de mancal magnético para rodas de reação**. 2015. 113p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Sistemas) - Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.
- HERZOG, R. et al. Unbalance compensation using generalized notch filters in the multivariable feedback of magnetic bearings. **IEEE Transactions on Control**

Systems Technology, v.4, n.5, p.580-586, 1996.

HOLMES, F. T. Axial magnetic suspensions. **Review of Scientific Instruments**, v. 8, n. 11, p. 444–447, 1937.

JIANCHENG, F. et al. A new structure for permanent-magnet-biased axial hybrid magnetic bearings. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 45, n. 12, p. 5319–5325, 2009.

JIANCHENG, F. et al. A novel 3-DOF axial hybrid magnetic bearing. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 46, n. 12, p. 4034–4045, 2010.

JINJI, S.; JIANCHENG, F. A novel structure of permanent-magnet-biased radial hybrid magnetic bearing. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, v. 323, n. 2, p. 202–208, 2011.

KAUFMANN, M. et al. High-speed magnetically levitated reaction wheels for small satellites. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON POWER ELECTRONICS, ELECTRICAL DRIVES, AUTOMATION AND MOTION (SPEEDAM) 2016, **Proceedings...** IEEE, 2016.

KEMPER, H. **Overhead suspension railway with wheel-less vehicles employing magnetic suspension from iron rails**. DE n. PI 643316 e 644302, 1937.

KLIMEK, W. A contribution to the measurement technique using electromagnetic suspension. **DLR Forschungsbericht 72**, v. 30, 1972.

LI, D.; CHEN, X.; WU, B. Analysis of reaction-wheels imbalance torque effects on satellite attitude control system. In: CHINESE CONTROL AND DECISION CONFERENCE, CCDC, 28., 2016. **Proceedings...** 2016.

LINZ CENTER OF MECHATRONICS GMBH. **Passive magnetic bearings**. Disponível em: <<http://www.magneticbearings.org/technology-2/technologies/passive-bearings/>>. Acesso em: 8 jun. 2018.

NAKAJIMA, A. Research and development of magnetic bearing flywheels for attitude control of spacecraft. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON

MAGNETIC BEARINGS, 1., 1988. **Proceegins...** 1988.

POUBEAU, P. C. Satellite flywheels with magnetic bearings and passive radial centering. **Journal of Spacecraft and Rockets**, v. 17, n. 2, p. 93–98, 1980.

RAJAGOPAL, K. R.; SIVADASAN, K. K. Low-stiction magnetic bearing for satellite application. **Journal of Applied Physics**, v. 91, n. 10 I, p. 6994–6996, 2002.

RAVAUD, R.; LEMARQUAND, G.; LEMARQUAND, V. Force and stiffness of passive magnetic bearings using permanent magnets. Part 1: axial magnetization. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 45, n. 7, p. 2996–3002, 2009.

SAMUEL, A.; LECHABLE, B. An overview on aerospace magnetic bearing products for spacecraft attitude control and for industry. In: ESA INTERNATIONAL CONFERENCE HELD, 3., 1996. **Proceeding...** ESA, 1996.

SAWADA, H.; HASHIMOTO, T.; NINOMIYA, K. High-stability attitude control of satellites by magnetic bearing wheels. **Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences**, v. 44, n. 145, p. 133–141, 2001.

SCHARFE, M. et al. Design and development of a compact magnetic bearing momentum wheel for micro and small satellites. In: ANNUAL/USU CONFERENCE ON SMALL SATELLITES, 15., 2001, **Proceedings...** 2001. Disponível em: <<http://digitalcommons.usu.edu/smallsat/2001/All2001/63/>>.

SCHARFE, M.; MEINZER, K.; ZIMMERMANN, R. Development of a magnetic-bearing momentum wheel for the AMSAT phase 3-D small satellite. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SMALL SATELLITES, 1996, Annecy, France. **Proceedings...** 1996.

SCHWEITZER, G. et al. **Magnetic bearings: theory, design, and application to rotating machinery**. Berlin: Springer, 2009.

STEPHAN, R. M. et al. **Mancais magnéticos: mecatrônica sem atrito**. Rio de Janeiro: Ciência Moderna, 2013.

TANG, J. et al. Control of rotor's Vernier-Gimballing for a magnetically

suspended flywheel. **IEEE Transactions on Industrial Electronics**, v.64, n.4, p.2972-2981, 2017.

XU, X. et al. Active suppression of imbalance vibration in the magnetically suspended control moment gyro. **Journal of Vibration and Control**, v.21, n.5, 2015.

YANLIANG, X. et al. Analysis of hybrid magnetic bearing with a permanent magnet in the rotor by FEM. **IEEE Transactions on Magnetics**, v. 42, n. 4, p. 1363–1366, 2006.