Rogério Issamu Yamamoto

MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO DO TIPO REPULSÃO COM CONTROLE UNIAXIAL COM AMORTECIMENTO FORNECIDO POR MANCAL ELETRODINÂMICO

São Paulo

2017

Rogério Issamu Yamamoto

MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO DO TIPO REPULSÃO COM CONTROLE UNIAXIAL COM AMORTECIMENTO FORNECIDO POR MANCAL ELETRODINÂMICO

Tese de doutoramento apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de doutor em ciências

São Paulo

2017

Rogério Issamu Yamamoto

MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO DO TIPO REPULSÃO COM CONTROLE UNIAXIAL COM AMORTECIMENTO FORNECIDO POR MANCAL ELETRODINÂMICO

Tese de doutoramento apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de doutor em ciências

Área de concentração: Automação de controle

Orientador: Prof. Livre-Docente Oswaldo Horikawa

São Paulo

2017

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência do seu orientador.

São Paulo, 23 de maio de 2017

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

Catalogação-na-publicação

Yamamoto, Rogério Issamu
Mancal Magnético Híbrido Do Tipo Repulsão Com Controle Uniaxial Com Amortecimento Fornecido Por Mancal Eletrodinâmico / R. I. Yamamoto – versão corr. – São Paulo, 2017.
140 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1.Mancais 2.Magnetismo 3.Método dos elementos finitos 4.Mancal eletrodinâmico I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.t.

Dedico esse trabalho de pesquisa à minha família e aos meus amigos pela paciência e pelo apoio essencial para a conclusão desse trabalho

AGRADECIMENTOS

A realização desta pesquisa foi possível graças à valiosa colaboração direta ou indireta de várias pessoas e sou especialmente grato a todas elas.

Primeiramente ao meu orientador Prof. Dr. Oswaldo Horikawa, pelo constante apoio, incentivo, além da confiança depositada e da paciência que me ajudaram na elaboração dessa pesquisa e no meu desenvolvimento pessoal.

Ao prof. Dr. Isaías da Silva (*in memoriam*) pelo apoio e incentivo na pesquisa, além de convivência que se tornou um exemplo de determinação e dedicação.

Aos meus familiares, em especial meus irmãos: Tati, Bruno e Kelvin pelo apoio e incentivo que depositaram em mim e à minha mãe, Gessy, que me incentivou e é um exemplo de superação.

Aos amigos do Laboratório de Materiais Metálicos e Manufatura Mecânica, em especial para os amigos Carlos Xavier Bessa, Lucas Diego Rodrigues Ferreira e aos técnicos Samuel e Cesar pelas opiniões e ajuda no desenvolvimento da pesquisa.

Aos amigos da Poli-USP, Danilo de Souza Miguel, Renan Augusto Pavani, Tiago Ramos e William Scaff pela discussão e críticas durante o desenvolvimento do trabalho.

À amizade fiel de meus amigos, Adriana Oliveira, Anderson Muniz, Eduardo Colombo, Pati Dib, Renato Marangoni, Talita Bolzan e Tamires Lacerda pelo incentivo, amizade e confiança durante o andamento da pesquisa.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....7

LISTA DE FIGURAS.....10

LISTA DE TABELAS.....14

LISTA DE SIMBOLOS.....15

RESUMO.....17

ABSTRACT.....18

1. INTRODUÇÃO.....19

1.1. Mancais magnéticos de ímãs permanentes.....20

1.2. Mancais de materiais diamagnéticos - Supercondutores.....21

1.3. Mancais eletrodinâmicos.....22

1.3.1. Mancais eletrodinâmicos homopolares.....25

1.4. Mancais eletromagnéticos.....26

1.5. Visão geral sobre os mancais magnéticos com levitação não híbrida.....28

1.6. Mancais magnéticos híbridos.....28

1.6.1. Mancais híbridos com levitação Supercondutora.....29

1.6.2. Mancais híbridos com levitação Eletrodinâmica.....31

1.6.3. Mancais híbridos com levitação eletromagnética.....35

1.7. Visão geral sobre os mancais magnéticos híbridos.....37

1.8. Objetivos.....38

1.9. Visão geral da tese.....39

2. MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO.....41

2.1. Revisão bibliográfica 41
2.1.1. Mancais radiais de ímãs permanentes 41
2.1.1.1. Mancais radiais de ímãs permanentes por atração 42
2.1.1.2. Mancais radiais de ímãs permanentes por repulsão 43
2.1.1.3. Limitações dos mancais de ímãs permanentes 44
2.1.2. Mancal ativo eletromagnético 45
2.1.3. Mancais eletrodinâmicos 47
2.1.3.1. Configuração de fluxo nulo 48
2.1.3.2. Configuração homopolar.....48
2.2. Mancal híbrido proposto.....51
2.2.1. Mancais magnéticos radiais.....52
2.2.1.1. Análise das configurações por repulsão e atração 52
2.2.1.2. Configuração por camadas de repulsão 54
2.2.1.3. Determinação das forças e da rigidez na configuração por repulsão.55
2.2.1.4. Estabilização em 4 graus de liberdade 57
2.2.2. Mancal axial eletromagnético 60
2.2.3. Mancais eletrodinâmicos homopolares.....64
2.2.3.1. Determinação da força gerada pelas configurações eletrodinâmicas homopolares.....65
2.3. Conclusão do Capítulo 67
3. PROTÓTIPO I DO MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO 69
3.1. Mancal magnético híbrido 69
3.1.1. Configuração por repulsão de ímãs permanentes.....72

3.2. Atuadores eletromagnéticos 76
3.3. Configurações eletrodinâmicas homopolares 83
3.3.1. Resultados das simulações da configuração homopolar eletrodinâmica de fluxo axial 87
3.3.2. Resultados das simulações da configuração homopolar eletrodinâmica de fluxo radial 92
3.4. Resultados experimentais do mancal híbrido 94
3.5. Análise de desempenho da configuração eletrodinâmica de fluxo axial 99
3.6. Flexão do rotor 101
3.7. Conclusões do capítulo 102
4. PROTÓTIPO II DO MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO 105
4.1. Rotor da segunda versão do mancal magnético híbrido 105
4.1.1. Ensaio da influência dos ímãs permanentes nas oscilações radiais 108
4.1.2. Ensaio de acionamento com ar comprimido 112
4.2. Mancal eletrodinâmico de fluxo axial – Ensaio de impacto 115
4.3. Mancal eletrodinâmico de fluxo axial – Ensaio com rotação 118
4.4. Mancal eletrodinâmico – Ensaio deslocamento do motor 124
4.5. Conclusão do Capítulo 127
5. CONCLUSÃO 129
5.1. Propostas para trabalhos futuros 132
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 134

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Quatro configurações básicas de mancais radiais magnéticos que utilizam ímãs permanentes – (a) e (b) modelos por atração e (c) e (d) por repulsão. 20

Figura 2: material supercondutor (a) acima da temperatura crítica e (b) abaixo da temperatura critica (Tc). 22

Figura 3: Esquema de levitação eletrodinâmica de um ímã permanente. 23

Figura 4: Gráfico do comportamento das forças na levitação eletrodinâmica. 24

Figura 5: Configuração homopolar: (a) condutor concêntrico ao ímã e sem correntes parasitas e (b) condutor excêntrico ao ímã e com correntes parasitas. 25

Figura 6: Mancais homopolares: (a) com fluxo axial e (b) com fluxo radial. 26

Figura 7: Esquema do princípio de funcionamento de um mancal eletromagnético radial para o controle de um grau de liberdade de um rotor. 27

Figura 8: Rotor levitado por mancais eletromagnéticos e com controle em cinco graus de liberdade. 28

Figura 9: Mancal híbrido supercondutor com sustentação por ímã permanente. 30

Figura 10: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Chen. 31

Figura 11: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Sandtner e Bleuler. 32

Figura 12: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Post e Bender 33

Figura 13: Foto do mancal proposto por Filatov e Maslen. 34

Figura 14: Esquema do mancal híbrido proposto por Silva e Horikawa. 35

Figura 15: Mancal magnético híbrido proposto por Granström. 36

Figura 16: Configurações propostas por Silva. 42

Figura 17: Configurações propostas por Mukhopadhyay. 43

Figura 18: Atuador eletromagnético integrado a um mancal radial de ímãs permanentes. 46
Figura 19: Configurações de mancal eletrodinâmico homopolar.....49
Figura 20: Funcionamento do mancal eletrodinâmico homopolar. 50
Figura 21: Proposta do mancal magnético híbrido 51
Figura 22: Configurações por atração e por repulsão utilizadas na comparação.....53
Figura 23: Comportamento da rigidez radial de ambas as configurações.....54
Figura 24: Configuração de ímãs por repulsão: (a) em camadas e (b) configuração empilhada.....55
Figura 25: Esquema para estabilizar 4 graus de liberdade. 58
Figura 26: Diagrama dinâmico da metade do mancal magnético controlado axialmente. 61
Figura 27: Diagrama de blocos para mancal com controle uniaxial. 63
Figura 28: Esquema do mancal radial eletrodinâmico homopolar: (a) com fluxo radial e (b) fluxo axial. 65
Figura 29: Desenho em corte do mancal híbrido.....71
Figura 30: Mancal magnético híbrido proposto. 71
Figura 31: Esquema e dimensões dos ímãs permanentes utilizados no mancal magnético radial 72
Figura 32: Malha construída para simular o mancal radial de ímãs permanentes. ...73
Figura 33: Rigidez radial do mancal radial de ímãs permanentes. 74
Figura 34: Resultado experimental e simulado da rigidez axial do mancal radial de ímãs permanentes.....75
Figura 35: Esquemas e dimensões do atuador eletromagnético com bobina única..76
Figura 36: Esquemas e dimensões do atuador eletromagnético com 4 bobinas 77

Figura 37: Esquema do atuador alvo e a configuração de ímãs permanentes.....78

Figura 38: Distribuição da densidade de fluxo magnético no disco de aço (alvo) do atuador: entreferro de 0,3 mm e excitação de 1 A sobre o eletroímã.....79

Figura 39: Força eletromagnética versus corrente elétrica determinada para um entreferro de 0,3 mm.....80

Figura 40: Força eletromagnética versus entreferro para três diferentes correntes. .81

Figura 41: Resposta ao impulso axial 83

Figura 42: Esquema do mancal radial eletrodinâmico homopolar com fluxo axial 85

Figura 43: Esquema do mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo radial 86

Figura 44: Densidade de fluxo magnético (B) que atravessa o disco condutor na configuração homopolar de fluxo axial. 88

Figura 45: Densidade de corrente elétrica a 0,0007 s no mancal eletrodinâmico de fluxo axial. 89

Figura 46: Densidade de corrente elétrica a 0,0021 s no mancal eletrodinâmico de fluxo axial. 90

Figura 47: Resultado da simulação de força da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial.....91

Figura 48: Distribuição da densidade de fluxo magnético (B) para a configuração eletrodinâmica de fluxo radial.....92

Figura 49: Densidade de corrente elétrica para a configuração eletrodinâmica de fluxo radial (a) 0,00016 s e (b) 0,0047 s. 93

Figura 50: Esquema da posição do sensor de proximidade indutivo utilizado para medir oscilações radiais 95

Figura 51: Resultado dos experimentos a 33 Hz (2.000 rpm). 97

Figura 52: Ensaio executado a 35 Hz com acionamento por ar comprimido.....99

Figura 53: Trajetória de um ponto fixo com massa excêntrica 100

Figura 54: Esquema da nova configuração do mancal proposto..... 106

Figura 55: Foto da montagem com novo rotor 107

Figura 56: Desenho do rotor antigo e do novo 107

Figura 57: Comportamento do rotor novo com rotação de 5 Hz..... 109

Figura 58: Foto do processo de fixação dos ímãs permanentes ao rotor..... 110

Figura 59: Oscilação radial com as regras de montagem com rotação de 2 Hz 111

Figura 60: Oscilações radiais com e sem o mancal eletrodinâmico a 2 Hz..... 113

Figura 61: Oscilações radiais com e sem o mancal eletrodinâmico a 35 Hz..... 114

Figura 62: Foto do experimento para teste de impacto 115

Figura 63: Oscilação radial após o impacto radial sem o mancal eletrodinâmico. .. 116

Figura 64: Oscilação radial após o impacto radial com o mancal eletrodinâmico. .. 118

Figura 65: Esquema do ensaio com a polia excêntrica 119

Figura 66: Esquema e foto da polia utilizada para gerar excentricidade 120

Figura 67: Resultado do experimento de rotação com a polia na excentricidade de 0,5 mm e sem o mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 35 Hz..... 121

Figura 68: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 0,5 mm com mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 35 Hz 121

Figura 69: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 1 mm sem mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 40 Hz 123

Figura 70: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 1 mm com mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 40 Hz 123

Figura 71: Esquema do experimento com movimento do motor elétrico..... 125

Figura 72: Foto do experimento de deslocamento do motor 126

Figura 73: Resultado do experimento de movimentação do motor elétrico..... 126

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Características dos mancais magnéticos apresentados.....29

Tabela 2: Características dos mancais magnéticos híbridos.....37

Tabela 3: Parâmetros dos componentes do sistema de controle.....82

Tabela 4: Resultados do ensaio quantitativo.....127

LISTA DE SIMBOLOS

$\vec{B}$	Vetor tridimensional de densidade de fluxo magnético	Wb/m²
$\vec{B}_0$	Vetor tridimensional inicial da densidade de fluxo magnético	Wb/m²
c	Amortecimento gerado pelo atuador eletromagnético	N·s/m
f	Frequência de variação do campo magnético	Hz
$F1$	Força normal (levitação) gerado pelo mancal eletrodinâmico	N
$F2$	Força tangencial (arraste) gerada pelo mancal eletrodinâmico	N
F_r	Força radial gerada pelo mancal de ímãs permanentes	N
$\vec{H}$	Vetor tridimensional de intensidade de campo magnético	A/m
$\vec{H}_0$	Vetor tridimensional inicial de intensidade de campo magnético	A/m
$\vec{H}_C$	Vetor tridimensional que representa o campo magnético com a presença de ímãs permanentes	A/m
$\vec{H}_P$	Vetor tridimensional que representa uma solução particular para as arestas dos tetraedros	A/m
i	Corrente elétrica sobre as espiras do atuador	A
$\vec{J}$	Vetor tridimensional da densidade de corrente elétrica	A/m²
k_a	Rigidez do mancal de ímãs permanentes na direção axial	N/m
k_d	Constante força por deslocamento do atuador eletromagnético	N/m
k_i	Constante força por corrente elétrica do atuador eletromagnético	N/A
k_r	Rigidez do mancal de ímãs permanentes na direção radial	N/m
k_x	Rigidez fornecida pelo mancal de ímãs permanentes na direção x	N/m
k_y	Rigidez fornecida pelo mancal de ímãs permanentes na direção y	N/m
k_z	Rigidez fornecida pelo mancal de ímãs permanentes na direção z	N/m
k_ϕ	Rigidez à inclinação em torno dos dois eixos radiais	N·m/rad

l	Distância entre os mancais de ímãs permanentes	m
m	Massa do rotor	kg
$\overrightarrow{M}$	Vetor tridimensional da magnetização do material	A/m
M_R	Momento fletor gerado pelo mancal de ímãs permanentes	N·m
x	Deslocamento na direção x	m
$\ddot{x}$	Aceleração na direção axial	m/s²
y	Deslocamento na direção y	m
z	Deslocamento na direção z	m
α	Inclinação em torno do eixo z	rad
β	Inclinação em torno do eixo y	rad
δ	Profundidade superficial	m
μ	Matriz diagonal com as permeabilidades magnética relativa	N/A²
$\tilde{\mu}$	Matriz das permeabilidades magnética de materiais anisotrópicos	N/A²
μ_0	Permeabilidade magnética no vácuo	N/A²
μ_r	Permeabilidade magnética relativa do condutor	N/A²
σ	Condutividade elétrica do condutor	mho/m
φ	Potencial magnético escalar	A/m
ϕ	Ângulo de inclinação do rotor em torno dos dois eixos radiais	rad
ω	Velocidade angular	rad/s

RESUMO

Mancais magnéticos com controle uniaxial são mancais híbridos que combinam um mancal radial por imãs permanentes e um mancal axial eletromagnético com controle ativo. Estes mancais, a despeito das vantagens com relação a outras modalidades de mancais magnéticos, têm como principal deficiência a ausência de capacidade de amortecimento de vibrações radiais do rotor. De modo a eliminar tal deficiência, esta tese propõe um novo mancal magnético híbrido que conjuga um mancal com controle uniaxial a um mancal eletrodinâmico. Esta tese tem como objetivo investigar e demonstrar a eficácia desta solução. O objetivo final é apresentar um mancal magnético de elevado desempenho, de arquitetura simples e robusta, com possibilidades de aplicação em máquinas rotativas de alta velocidade. O mancal aqui proposto tem como base um mancal de controle uniaxial cuja arquitetura é definida de modo a apresentar elevada rigidez radial, elevada folga mecânica na porção rotativa, reduzida inércia no rotor, assim como simplicidade na construção e funcionamento. Para tanto, aqui se emprega mancais radiais com imãs disposto em camadas, operando em repulsão. Na direção axial, são usados atuadores eletromagnéticos compatíveis com a elevada rigidez gerada pelos mancais radiais. A estes mancais são associados mancais eletrodinâmicos homopolares de dois tipos, de fluxo magnético axial e de fluxo radial. Definido conceitualmente o novo mancal, protótipos foram desenvolvidos e foram realizados ensaios de validação do conceito do novo mancal, assim como de verificação do desempenho do protótipo. Com relação ao mancal proposto, foi verificada uma levitação estável do rotor e, obtida uma rigidez radial de 44 N/mm mediante uma folga de 2,5 mm. São valores que superam quaisquer resultados encontrados em literatura sobre mancais similares. Em seguida, demonstrou-se, ao menos até uma rotação de 35 Hz (2.100 rpm), a eficácia do mancal eletrodinâmicos de fluxo axial no amortecimento de movimentos assíncronos do rotor.

Palavras-chave: Mancais, Mancais magnéticos, Mancais eletrodinâmicos, Rigidez radial, Mancais de controle uniaxial, Mancais híbridos, Magnetismo.

ABSTRACT

Single axis controlled magnetic bearings are hybrid bearings that combine a radial bearing based on permanent magnets and an electromagnetic bearing with active control. Such bearings, despite advantages with respect to other modalities of magnetic bearings, present an important problem of absence of vibration damping capability in the radial directions of the rotor. In order to solve this problem, this thesis proposes a new hybrid magnetic bearing that conjugates a single axis controlled bearing with an electrodynamic bearing. This thesis aims investigate and demonstrate the efficiency of the proposed solution. The final goal is to present a magnetic bearing with high capabilities, of simple architecture and robust, with possibilities for applications in high speed rotary machines. The presented bearing has, as the base, a single axis controlled bearing with an architecture suitable for achieving high radial stiffness, large gap in the rotary portion, low rotor inertia, as well as simplicity in its construction and operation. For this, the bearing employs radial bearings based on magnets arranged in layers operating in repulsion mode. In the axial direction, it uses electromagnetic actuators compatible with the high radial stiffness generated by radial bearings. These bearings are associated with electrodynamic homopolar bearings of two types: one of axial magnetic flux and other with radial flux. Once, the new bearing is defined conceptually, tests are conducted to validate the principle of the new bearing, as well, tests to evaluation of the efficiency of the prototype. With respect to the proposed bearing, a stable levitation of the rotor is obtained. Also, a radial stiffness of 44 N/mm is achieved with a gap of 2.5 mm. These values are higher than any results presented in literatures related to similar bearings. Finally, it is demonstrated that at rotations speeds of until 35 Hz (2,100 rpm), the electrodynamic of axial flux is efficient to attenuate asynchronous motions of the rotor.

Keywords: Bearings, Magnetic bearings, Electrodynamic bearings, Radial stiffness, Single axis controlled bearings, Hybrid magnetic bearings, Magnetism

1. INTRODUÇÃO

Os mancais magnéticos vêm sendo aplicados em inúmeros dispositivos, tais como em sistemas de transporte, os chamados MAGLEVs (por exemplo, Heller e Arnie [1] ou Stephan *et al.* [2]), dispositivos implantáveis para assistência ventricular esquerda e direita, DAVE e DAVD (como mostra, Horikawa *et al.* [3, 4 e 5]) ou em sistemas de armazenamento de energia elétrica, os denominados volantes de armazenamento de energia, VAE ou *Flywheels (* exemplificado em, [6, 7 e 8]).

Nas pesquisas citadas, os mancais magnéticos substituem os mancais mecânicos, aumentando a eficácia e o desempenho do sistema. Por exemplo, nos MAGLEVs, a velocidade atingida é próxima dos 500 km/h. Já nos DAVE e DAVD, a ausência de apoios mecânicos aumenta a durabilidade, evita manutenções e reduz os danos aos componentes do sangue, garantindo a confiabilidade do dispositivo. Por fim, nos volantes de armazenamento de energia, os mancais magnéticos permitem eliminar as perdas por atrito, sem a necessidade de lubrificação, o que é de extrema relevância nestes dispositivos, pois os mesmos operam sob alto vácuo.

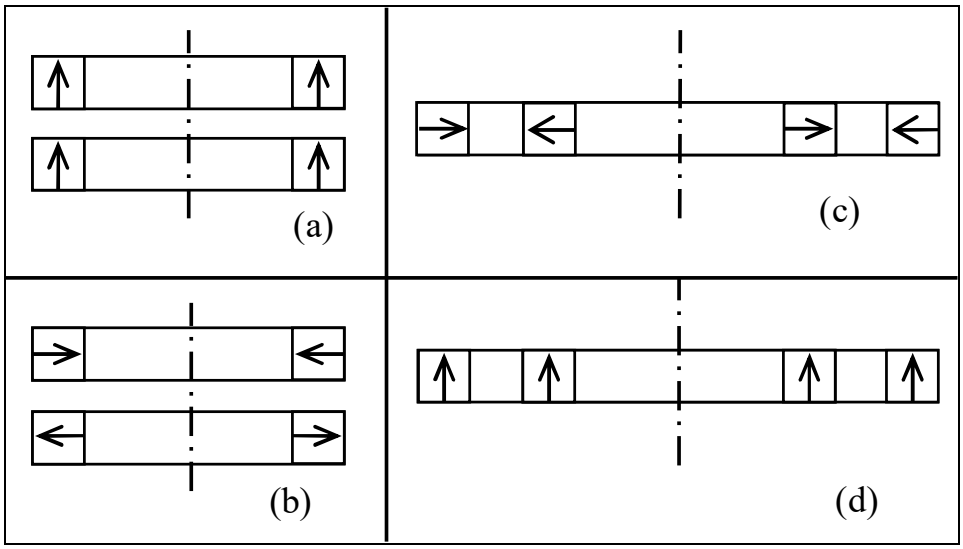
Para atender às aplicações citadas, os mancais magnéticos fazem uso de forças magnéticas ou eletromagnéticas para estabilizar o roto. De acordo com o fenômeno físico responsável por gerar essas forças, pode-se classificar os mancais magnéticos em quatro grandes grupos:

1. Força de atração ou repulsão entre ímãs permanentes;
2. Força de repulsão gerada por materiais diamagnéticos, destacando-se os materiais supercondutores;
3. Força de repulsão devido ao efeito eletrodinâmico e
4. Força eletromagnética gerada por um eletroímã [9].

1.1. Mancais magnéticos de ímãs permanentes

Os mancais magnéticos de ímãs permanentes são baseados nas forças de atração ou repulsão entre dois imãs permanentes. Tais mancais não requerem controle ativo e apresentam uma arquitetura simples, uma vez que basicamente utilizam ímãs permanentes montados de forma a gerar forças de atração ou repulsão, conforme ilustrado na figura 1.

Figura 1: Quatro configurações básicas de mancais radiais magnéticos que utilizam ímãs permanentes – (a) e (b) modelos por atração e (c) e (d) por repulsão.



Fonte: Retirado do artigo de Yonnet (1978) [10].

De acordo com a configuração, as forças magnéticas podem estabilizar o rotor radialmente ou axialmente. Na figura 1, foram ilustradas configurações radiais, ou seja, o rotor é estabilizado nas direções radiais pelos ímãs permanentes. Contudo, esse tipo mancal apresenta uma rigidez axial negativa, impossibilitando a estabilização completa do rotor somente com o uso deste tipo de mancal [10, 11].

Dentre as vantagens desse tipo de mancal tem-se: a arquitetura simples, a sem consumo de energia para a estabilização e poucas perdas por dissipação. Porém, esse tipo de mancal fornece pouco ou nenhum amortecimento ao sistema, impondo dificuldades no seu uso em máquinas de alta rotação. Por este motivo, outros tipos de mancais foram desenvolvidos, buscando conseguir a levitação em 5 graus de liberdade (GDL).

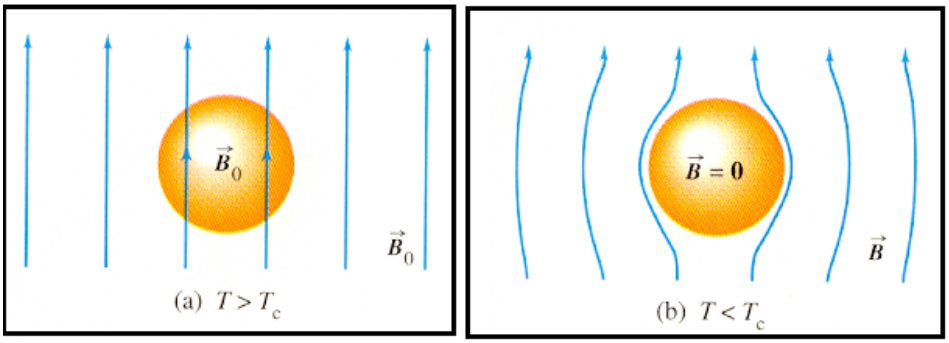
1.2. Mancais de materiais diamagnéticos - Supercondutores

Dentre as alternativas para a levitação magnética, existem os mancais magnéticos que utilizam materiais diamagnéticos, ou seja, materiais que repelem campos magnéticos externos. A grande vantagem desses mancais é a sua capacidade de prover ao rotor estabilidade em todos os 5 GDL [12, 13 e 14].

Entretanto, poucos materiais apresentam diamagnetismo em temperatura ambiente. Um exemplo é o grafite pirolítica [13 e 15], mas este material produz uma força de sustentação muito reduzida, limitando a massa que pode ser levitada. Já a temperaturas muito baixas, aproximadamente 100 K, alguns materiais se tornam supercondutores, que são perfeitamente diamagnéticos, permitindo gerar elevadas forças de sustentação [16]. Tais mancais, comumente, são classificados como sendo de outra classe de mancais magnéticos, os denominados mancais supercondutores.

Os mancais supercondutores, através do efeito Meissner-Oschsenfeld, conseguem repelir campos magnéticos que atravessam o interior do material, quando este se encontra numa temperatura inferior, a chamada temperatura crítica, como pode ser visto na figura 2 [9 e16].

Figura 2: material supercondutor (a) acima da temperatura crítica e (b) abaixo da temperatura critica (Tc).



Fonte: Retirado do livro do Callister (2002) [16].

Os mancais supercondutores resultam em arquitetura notavelmente simples, pois basicamente utiliza um ímã permanente, para gerar o campo magnético, e uma pastilha supercondutora. Além disso, esse tipo de mancal fornece tanto rigidez quanto amortecimento ao sistema.

Porém, o grande inconveniente destes mancais é a necessidade de manutenção de uma temperatura abaixo da crítica para manter o material no estado de supercondutor. Em geral, são temperaturas em torno de 100 K ou –173 ºC, sendo necessário um sistema criogênico, que utilize nitrogênio líquido, aumentando o consumo de energia e o custo da implementação desse mancal [9 e 17].

1.3. Mancais eletrodinâmicos

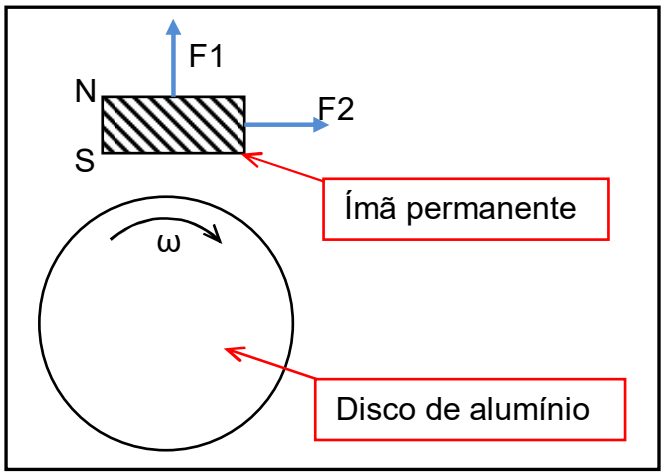
Devido à inconveniência dos mancais supercondutores, uma nova categoria de mancais foi desenvolvida, os mancais eletrodinâmicos, cuja força de levitação está fundamentada no princípio da repulsão eletrodinâmica, que se baseia na lei de

Lenz [12]. Essa força é gerada pela corrente elétrica induzida no material condutor quando esse está imerso em um campo magnético variável no tempo.

A variação do campo magnético pode ser produzida basicamente de duas formas: (i) através de um eletroímã alimentado por corrente alternada, o que gera um campo oscilante ou (ii) pela movimentação de um condutor elétrico nas proximidades de um imã permanente, que induz uma corrente elétrica no condutor e consequentemente, gerando forças de sustentação e de arraste [12].

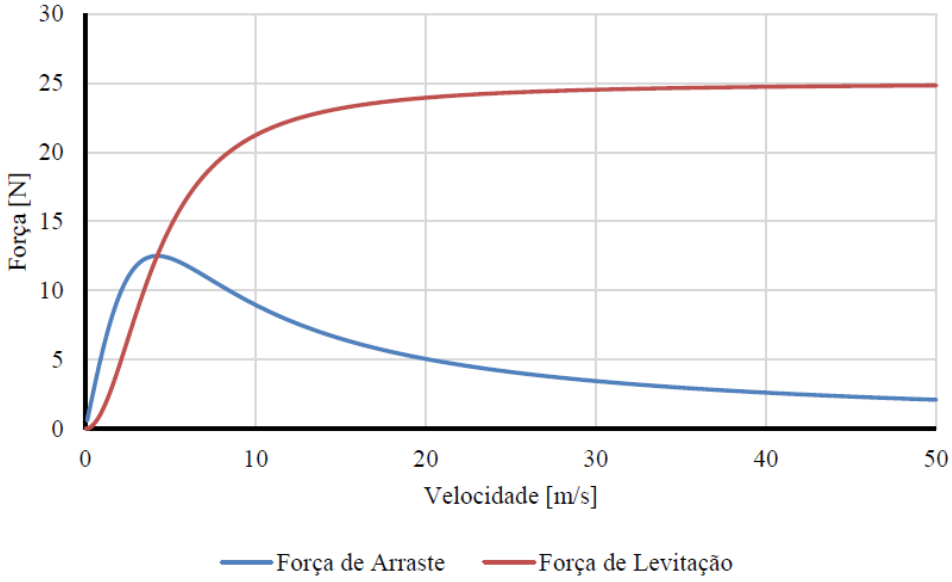
A figura 3 ilustra o efeito eletrodinâmico que ocorre quando um disco condutor, não ferromagnético, se movimenta imerso em um campo magnético criado por um ímã permanente. Uma corrente elétrica é induzida no disco, e esta corrente por sua vez, gera um campo magnético que se opõe ao campo do ímã. A interação entre campos gera duas forças: uma força normal (*F*1) e outra tangencial (*F*2). A força normal é responsável pela levitação e a força tangencial é a chamada força de arraste [9 e 18]. A magnitude destas forças depende, principalmente, da frequência da variação do campo magnético. Conforme ilustrado na figura 4 [18], em altas frequências predomina a força normal e, em baixas frequências, a força tangencial.

Figura 3: Esquema de levitação eletrodinâmica de um ímã permanente.



Fonte: Adaptado da dissertação de Lopes (2004) [18].

Figura 4: Gráfico do comportamento das forças na levitação eletrodinâmica.



Fonte: Retirado da dissertação de Lopes (2004) [18].

Dadas às citadas características, os mancais eletrodinâmicos, que utilizam ímãs permanentes, funcionam plenamente apenas quando a rotação do condutor ultrapassa um patamar, denominado rotação crítica. No caso da figura 4, a força normal responsável pela levitação, se torna predominante quando o condutor está acima de 40 m/s. Além de apresentar as vantagens de um mancal passivo que não requer sistema de controle ativo, nos mancais eletrodinâmicos os valores de rigidez radial e de amortecimento aumentam de acordo com a velocidade do rotor.

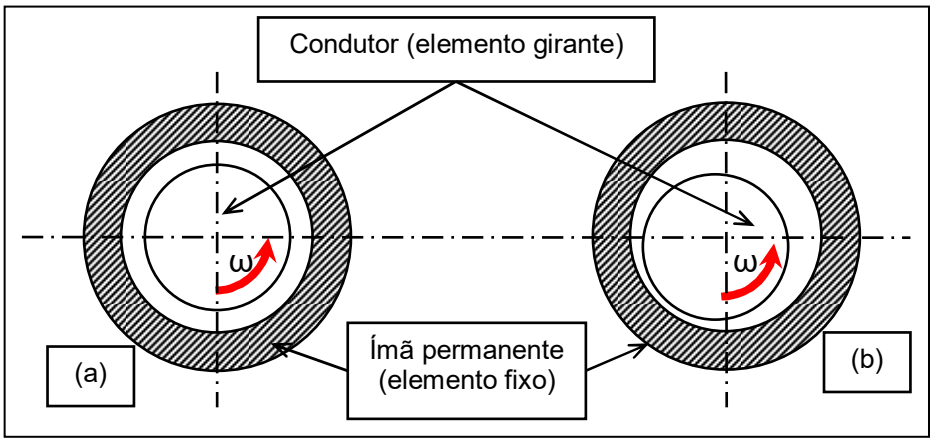
Esse tipo de mancal tem algumas desvantagens como: a rotação crítica, que impede o seu uso em baixas rotações e a perda por aquecimento devido às correntes elétricas induzidas no condutor [19]. Na tentativa de reduzir as perdas, diversas configurações para os mancais eletrodinâmicos foram pesquisadas, destacando-se a proposta de Lembke [20], que descreve uma configuração cujo

campo magnético não possui inversões de polarização, ou seja, um campo magnético homopolar.

1.3.1. Mancais eletrodinâmicos homopolares

A configuração homopolar permite reduzir significativamente as perdas por aquecimento. Conforme ilustrado na figura 5, enquanto o condutor se mantiver concêntrico ao campo gerado pelos ímãs permanentes (caso (a)), não haverá correntes elétricas induzidas, portanto não haverá perdas. Tais correntes só ocorrem quando o rotor apresentar um desalinhamento na direção radial (caso (b)).

Figura 5: Configuração homopolar: (a) condutor concêntrico ao ímã e sem correntes parasitas e (b) condutor excêntrico ao ímã e com correntes parasitas.

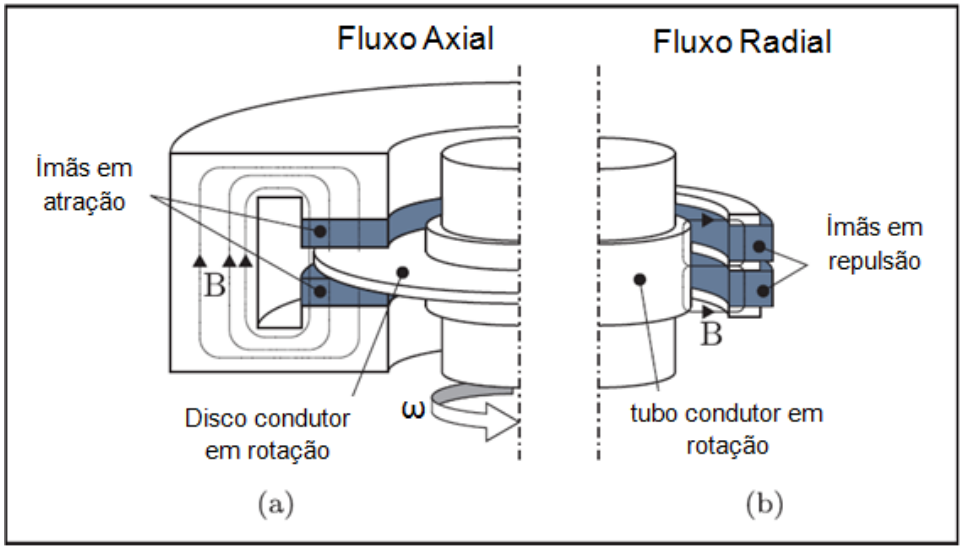


Fonte: Adaptado da tese de Lembke (2005) [20].

Segundo o princípio de funcionamento acima descrito, são possíveis duas configurações de mancal eletrodinâmico homopolar: o de fluxo axial, no qual o campo magnético atravessa axialmente o condutor como mostra a figura 6(a), e a

configuração de fluxo radial (figura 6 (b)), no qual o campo magnético atravessa radialmente o condutor [21].

Figura 6: Mancais homopolares: (a) com fluxo axial e (b) com fluxo radial.



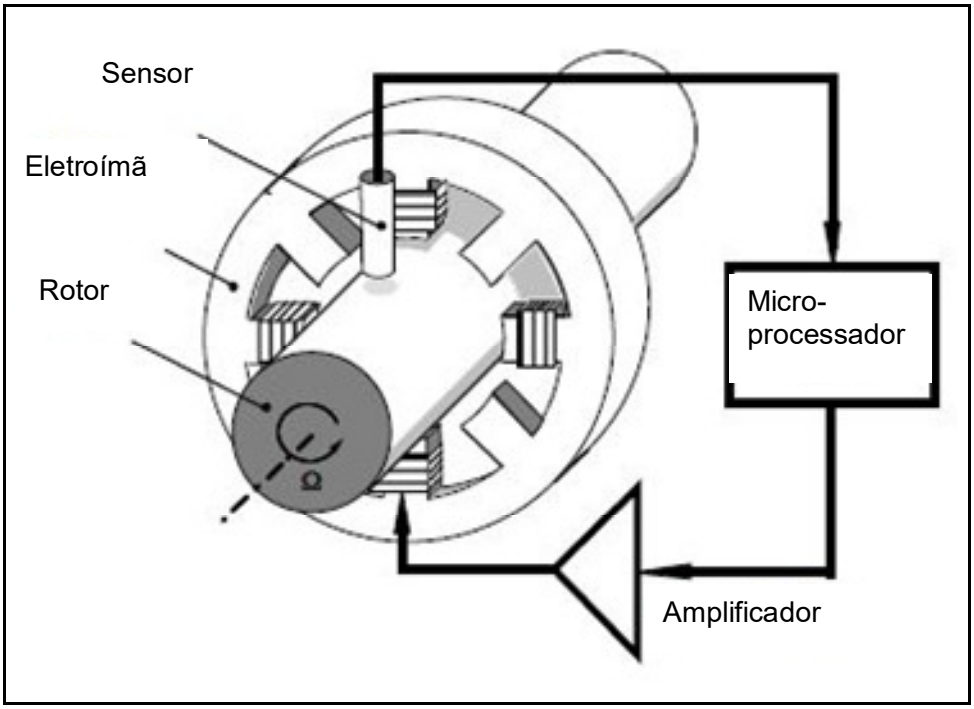
Fonte: Adaptado do artigo de Detoni (2013) [21].

1.4. Mancais eletromagnéticos

Em contraste com as estratégias passivas de levitação magnética, existe uma classe de mancais capazes de controlar ativamente a rigidez e o amortecimento fornecido, estes são os mancais magnéticos ativos eletromagnéticos.

Esses mancais empregam um sistema de controle composto por sensores, atuadores eletromagnéticos e um controlador. Com base na leitura da posição do rotor por meio de sensores, a corrente elétrica nos atuadores eletromagnéticos é regulada por um controlador de modo a manter o rotor numa posição fixa de referência. A figura 7 ilustra um esquema de um mancal magnético radial para o controle ativo de apenas um grau de liberdade [9].

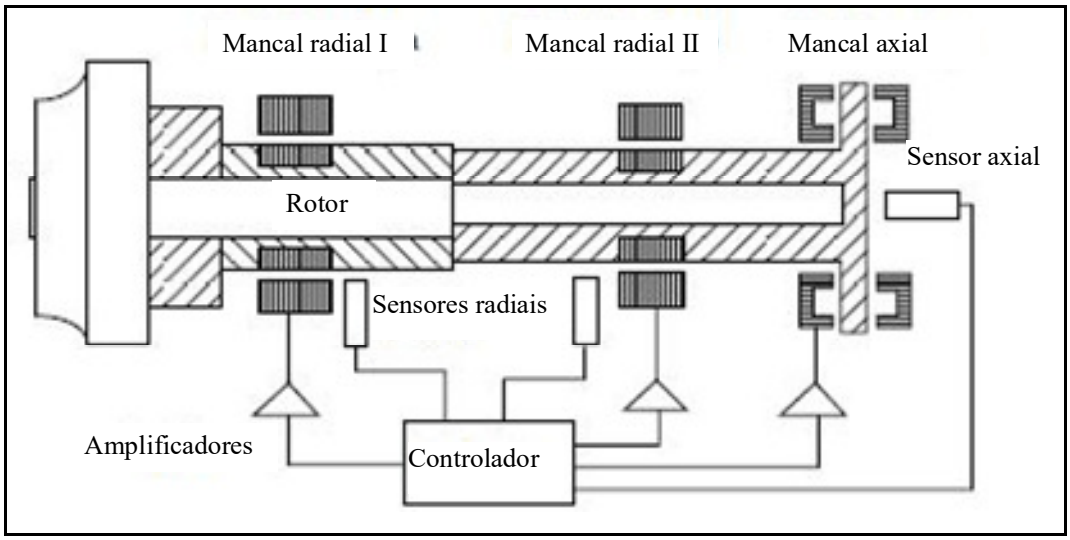
Figura 7: Esquema do princípio de funcionamento de um mancal eletromagnético radial para o controle de um grau de liberdade de um rotor.



Fonte: Adaptado do artigo de Schweitzer (2009) [9].

É possível realizar o controle ativo em todos os graus de liberdade do rotor, exceto a própria rotação do eixo. Porém, quanto mais graus de liberdade são controlados ativamente, maior será a complexidade do mancal. Isto resulta em prejuízos à confiabilidade, devido à necessidade de muitos sensores, atuadores e amplificadores (ver o exemplo da figura 8). Este problema se torna nítido em trabalhos como Yoo *et al.* [22], que compara duas possíveis arquiteturas de rotores para *flywheels*, utilizando mancais ativos eletromagnéticos nos 5 GDL. Embora aqui se proponha uma simplificação do modelo dinâmico que representa o sistema de controle e do controlador, persiste a elevada complexidade de todo o sistema de controle.

Figura 8: Rotor levitado por mancais eletromagnéticos e com controle em cinco graus de liberdade.



Fonte: Adaptado do artigo de Schweitzer (2009) [9].

1.5. Visão geral sobre os mancais magnéticos com levitação não híbrida

A tabela 1 relaciona as vantagens e desvantagens de cada estratégia de levitação discutidas até aqui. Aqui se depreende que cada estratégia apresenta vantagens e ao mesmo tempo, desvantagens. Diante deste fato, emerge o conceito de mancais híbridos, ou seja, mancais magnéticos que combinam duas ou mais estratégias de levitação.

1.6. Mancais magnéticos híbridos

Os mancai híbridos buscam vantagens como a redução na quantidade de material supercondutor ou na complexidade da levitação ativa eletromagnética. A seguir será apresentado um breve resumo das pesquisas desenvolvidas com mancais híbridos.

Tabela 1: Características dos mancais magnéticos apresentados.

	Estável 5 GDL	Vantagens	Desvantagens	Rotação de trabalho
Mancal de ímãs permanentes	Não	Arquitetura simples, alta confiabilidade e baixo custo e sem perdas.	Rigidez negativa e falta de amortecimento	Baixa rotação
Mancal Supercondutor	Sim	Arquitetura simples, capacidade de gerar amortecimento e rigidez.	Sistema criogênico e o alto custo	Ampla faixa de rotação
Mancal Eletrodinâmico	Sim	Arquitetura simples, baixo custo, capacidade de gerar amortecimento e rigidez.	Depende da rotação e perdas por calor	Apenas rotações acima da crítica
Mancal Eletromagnético	Sim	Controle sobre os parâmetros dos mancais.	Arquitetura complexa que reduz a confiabilidade	Depende do controlador

Fonte: Autoria própria.

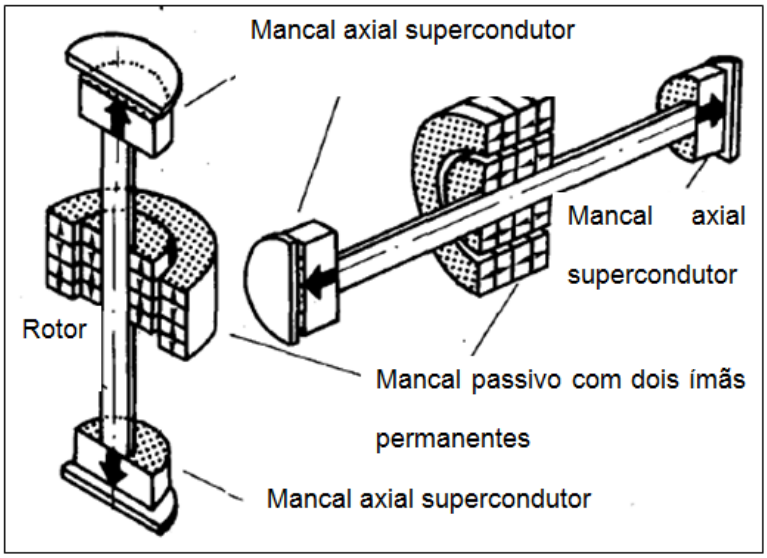
1.6.1. Mancais híbridos com levitação Supercondutora

Um exemplo de mancal magnético híbrido é apresentado em Marinescu *et al.* [23]. Aqui se propões um mancal que utiliza mancais de ímãs permanentes para sustentar o rotor radialmente, e na direção axial, é utilizado um mancal supercondutor, conforme ilustrado na figura 9 [23]. Apesar do mérito da solução em reduzir a quantidade de material supercondutor necessário, persiste o problema da necessidade de um sistema criogênico na manutenção dos elementos supercondutores.

Outro exemplo de mancal híbrido é apresentado em Chen *et al.* [24], que também propõe um mancal híbrido supercondutor em conjunto com um mancal radial de ímãs permanentes. Embora o mancal proposto (figura 10) tenha

apresentado um desempenho promissor para aplicações práticas, ou seja, uma capacidade de carga de 19 kg a uma rotação de 740 rpm [24], persiste a necessidade de um sistema criogênico.

Figura 9: Mancal híbrido supercondutor com sustentação por ímã permanente.

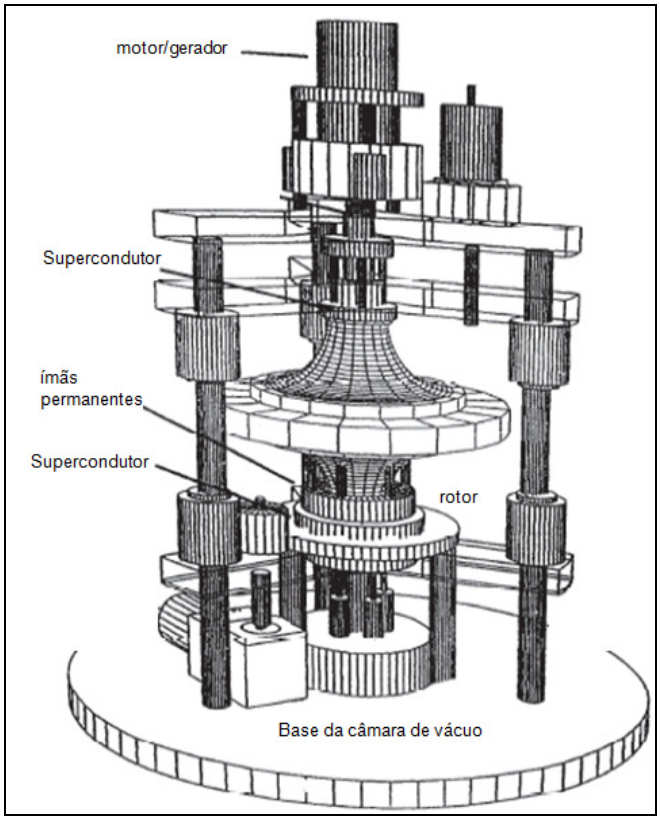


Fonte: Adaptado do artigo de Marinescu *et al.* (1989) [23].

Ainda envolvendo o uso de mancais supercondutores, há o mancal apresentado em Nicolsky *et al.* [25], um mancal híbrido constituído por um mancal passivo axial supercondutor e um motor-mancal radial ativo eletromagnético, utilizando um controlador PID e um sensor de corrente induzida. Aqui, um motor-mancal radial ativo eletromagnético é usado para estabilizar a posição radial e também gerar a rotação. Este mancal apresentou estabilidade até 6.300 rpm [17 e 25]. A ideia central dessa proposta é reduzir a complexidade do controlador com a aplicação do mancal passivo supercondutor.

Embora a abordagem híbrida possibilite uma redução na quantidade de material supercondutor, a necessidade de um sistema de refrigeração criogênica persiste e por esse motivo, este trabalho investigou outros tipos de mancais híbridos.

Figura 10: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Chen.



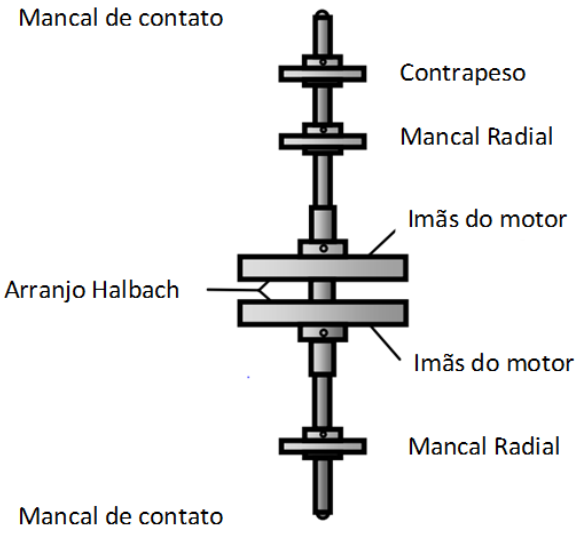
Fonte: Adaptado do artigo de Chen *et al.* (1994) [24].

1.6.2. Mancais híbridos com levitação Eletrodinâmica

As pesquisas em mancais híbridos passaram a propor o uso de outras formas alternativas de levitação passiva, como pode ser visto em Sandtner e Bleuler [26], onde se descreve um mancal magnético híbrido passivo, que utiliza um mancal radial de ímãs permanentes e um mancal axial eletrodinâmico. Aqui, imãs em arranjo Halbach são usados para gerar o campo magnético do sistema eletrodinâmico.

Quando o rotor se encontra centralizado, as perdas são minimizadas. Contudo, o sistema eletrodinâmico não apresenta força em baixas rotações, ficando apoiado sobre um mancal mecânico conforme mostra a figura 11. Já o amortecimento do sistema é feito de forma mecânica. Em experimentos, a força de levitação mínima é atingida em 4.800 rpm, aumentando até a uma rotação de 6.000 rpm, com uma perda de 0,8 W [26].

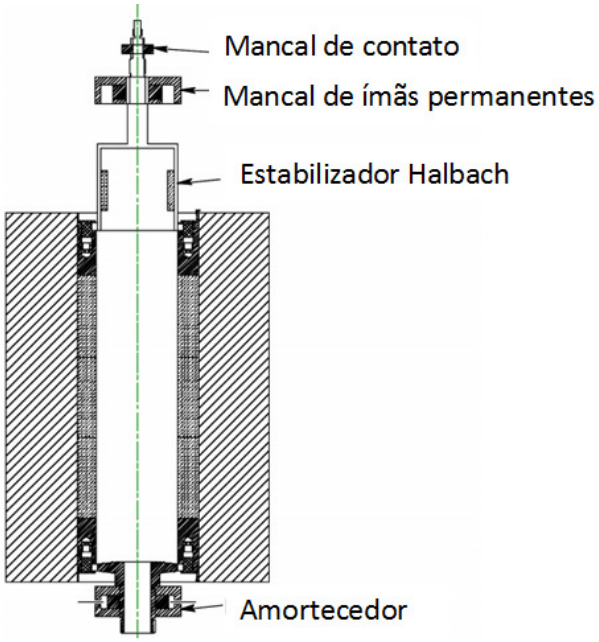
Figura 11: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Sandtner e Bleuler



Fonte: Adaptado do artigo de Sandtner e Bleuler (2004) [26].

Em Post e Bender [27] é apresentado um mancal de ímãs permanentes estabilizados com mancais eletrodinâmicos, conjugado a um sistema de correntes induzidas para amortecer vibrações (figura 12). Esse mancal utiliza apoios mecânicos em baixas rotações, nas quais o mancal eletrodinâmico não funciona. A grande vantagem desse mancal é o baixo consumo de energia, que basicamente, só ocorre quando o rotor se encontra desalinhado em relação ao eixo de simetria, gerando correntes elétricas induzidas.

Figura 12: Mostra a perspectiva do protótipo proposto por Post e Bender



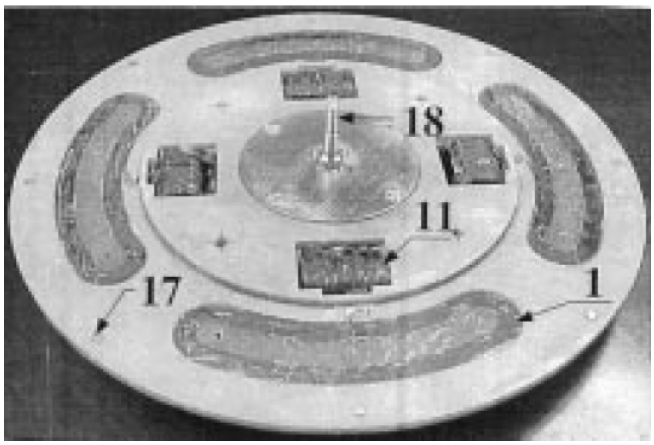
Fonte: Adaptado do artigo de Post e Bender (2000) [27].

Em Moser *et al.* [28], se propõe a interação do mancal diamagnético com um mancal eletrodinâmico. Aqui, o peso do mancal é suportado pelo material diamagnético juntamente com um mancal de ímãs permanentes, permitindo aumentar o peso do rotor. Moser *et al.* também apresenta um estudo sobre os diferentes arranjos de ímãs permanentes [28]. A grande desvantagem do mancal proposto é o peso e a dimensão do rotor que tem 7 cm de comprimento e pesando 92 g, devido ao baixo diamagnetismo presente no material em temperatura ambiente, que reduz a força de levitação.

Outro trabalho pertinente é apresentado em Filatov e Maslen [29], onde se propõe um mancal axial de ímãs permanentes com mancais radiais eletrodinâmicos (figura 13). Nessa proposta são utilizados dois mancais eletrodinâmicos: um para fornecer rigidez e outro para fornecer amortecimento, e neste trabalho Filatov e

Maslen propõem uma alternativa para reduzir o aquecimento utilizando como condutor, bobinas de fios de cobre, para reduzir a resistência elétrica e as perdas. Além disso, foram acoplados indutores nessas bobinas para reduzir a rotação crítica do mancal eletrodinâmico, apresentando levitação estável a 18 Hz com um rotor, cuja massa é igual a 3,2 kg e as perdas foram da ordem de 3,5 W.

Figura 13: Foto do mancal proposto por Filatov e Maslen.



Fonte: Retirado do artigo de Filatov e Maslen (2001) [29].

Os estudos de mancais híbridos com o uso da levitação eletrodinâmica mostra a possibilidade de levitação estável em 5 graus de liberdade após o rotor ultrapassar a rotação crítica. A rotação crítica representa um patamar em que a força do mancal eletrodinâmico é suficiente para manter a estabilidade do rotor, porém abaixo desse valor o mancal não consegue garantir a estabilidade da levitação, sendo necessária a utilização de mancais mecânicos.

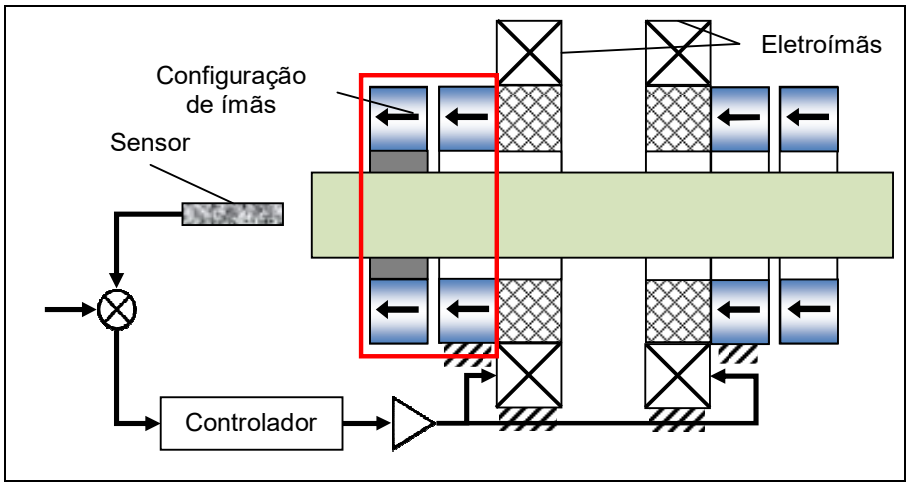
A seguir serão apresentados os mancais híbridos que aplicam a estratégia de levitação eletromagnética.

1.6.3. Mancais híbridos com levitação eletromagnética

Os estudos aqui serão focados num mancal híbrido que compreende uma parte passiva responsável pela levitação radial e outra parte ativa, responsável pela levitação somente na direção axial do rotor [30].

Dentre as pesquisas de mancais de controle somente na direção axial, ou seja, com controle uniaxial, existe a de Silva e Horikawa, segundo a qual, ímãs permanentes em atração são usados para sustentar radialmente o rotor e um mancal ativo eletromagnético é usado para a levitação na direção axial. Como o número de atuadores é reduzido, o controlador é responsável apenas por controlar a direção axial [30]. Através de protótipos, os autores demonstram a simplicidade do mancal com controle uniaxial conforme se observa na figura 14.

Figura 14: Esquema do mancal híbrido proposto por Silva e Horikawa.



Fonte: Adaptado do artigo de Silva e Horikawa (2000) [30].

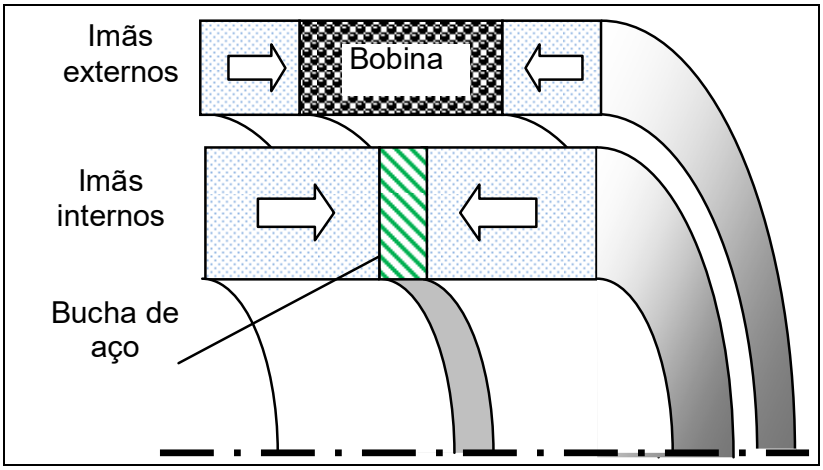
O mancal é constituído de 4 ímãs permanentes anelares, sendo 2 fixos e 2 móveis, e dois atuadores eletromagnéticos. Apesar da simplicidade, uma deficiência

desse mancal é o baixo amortecimento presente na direção radial, o que acaba por impor limites na rotação.

Já em Mukhopadhyay *et al.* [31], se propõe um mancal híbrido de controle uniaxial, que utiliza mancais de ímãs permanentes por repulsão para sustentar radialmente o rotor. Diferentes configurações são apresentadas para o mancal de ímãs permanentes, com uma preocupação especial na rigidez radial.

Outra proposta relevante de mancal híbrido com controle uniaxial é apresentada em Granström [32], onde, em busca de mancais mais compactos, se unifica o mancal eletromagnético axial com o mancal de ímãs permanentes radial por repulsão. Aqui são utilizados 4 ímãs permanentes anelares montados em camadas. Entre as camadas do estator é inserida uma bobina e entre as camadas do rotor, uma bucha de aço, conforme ilustrado na figura 15. Os resultados demonstram que a unificação do atuador com o mancal radial acaba por impor limites à rigidez radial.

Figura 15: Mancal magnético híbrido proposto por Granström.



Fonte: Adaptado da dissertação de Granström (2011) [32].

Os exemplos acima sugerem que a configuração híbrida de controle uniaxial apresenta grandes vantagens com relação aos mancais não híbridos, uma vez que os primeiros permitem uma redução no número de eixos controlados e na mesma medida, uma simplificação do sistema de controle com a redução no número de componentes.

A seguir é apresentado um resumo sobre mancais magnéticos híbridos.

1.7. Visão geral sobre os mancais magnéticos híbridos

A tabela 2 relaciona de forma resumida, as vantagens e desvantagens de cada modalidade de mancal híbrido encontrado em literatura. Aqui se observa que cada tipo de mancal híbrido ainda apresenta limitações e que há margem para se investigar uma nova arquitetura de mancal híbrido que apresente menos limitações e, portanto, apresente desempenhos superiores aos mancais híbridos já conhecidos.

Tabela 2: Características dos mancais magnéticos híbridos.

Combinação	Vantagens	Desvantagens
Mancal de ímãs permanentes + Mancal supercondutor	Redução da quantidade de material supercondutor	Custo elevado devido ao sistema criogênico
Mancal supercondutor + Mancal ativo eletromagnético	Redução da quantidade de material supercondutor e de atuadores eletromagnéticos	Custo elevado devido ao sistema criogênico e/ou complexidade do atuador
Mancal de ímãs permanentes + Mancal eletrodinâmico	Sustentação estável em alguns graus de liberdade abaixo da rotação crítica	Levitação completa condicionada à rotação crítica. Necessidade de mancal mecânico
Mancal de ímãs permanentes + Mancal ativo eletromagnético	Redução da quantidade de atuadores eletromagnéticos e da complexidade do sistema	Inexistência de amortecimento nos graus de liberdade com sustentação passiva

Fonte: Autoria própria.

Dentre as soluções conhecidas em termos de mancais híbridos, destaque-se o uso combinado de mancais de ímãs permanentes com um mancal eletromagnético que, conforme já discutido, permite uma levitação estável em baixas rotações e o uso de um sistema de controle ativo simples. A restrição que se faz com relação a esta solução é com relação à falta de amortecimento nas direções radiais, o que acaba por limitar a sua aplicação em situações em que o rotor gira a altas velocidades.

O mancal híbrido proposto neste trabalho é um mancal inspirado nas propostas de Silva e Horikawa, assim como Mukhopadhyay e Granström, ou seja, um mancal com controle uniaxial. Contudo, é acrescida mais uma estratégia de levitação, a eletrodinâmica, de modo a conferir amortecimento na direção radial. Com isso, espera-se que o mancal seja capaz de levitar o rotor numa ampla faixa de rotação.

1.8. Objetivos

O objetivo deste trabalho é propor um mancal magnético híbrido que conjugue três diferentes estratégias de levitação: a levitação com ímãs permanentes, a levitação ativa eletromagnética e a levitação passiva eletrodinâmica.

Com isso, almeja-se um mancal magnético de elevado desempenho, principalmente no tocante à rigidez radial e que seja compatível com operação a altas velocidades.

Também faz parte do objetivo da tese fornecer algumas diretrizes para aumentar a rigidez radial utilizando mancais radiais de ímãs permanentes.

1.9. Visão geral da tese

A tese primeiramente apresenta princípio do novo mancal híbrido e os conceitos envolvidos no seu projeto. Através de simulações por meio do método dos elementos finitos (FEM) e experimentos, avaliou-se cada um dos mancais que constituem o mancal proposto sempre tendo como premissa o uso conjugado das diferentes estratégias de levitação. Por final foi avaliado o comportamento quando todos os mancais são integrados de modo a compor o mancal proposto. A eficácia da solução é avaliada através da comparação do comportamento do mancal com e sem a presença dos mancais eletrodinâmicos.

No primeiro capítulo é apresentando um breve resumo das pesquisas sobre os mancais magnéticos e, baseados no cenário atual das pesquisas em mancais magnéticos híbridos, constata-se a limitação dos mancais híbridos com controle uniaxial culminando no objetivo dessa tese.

Após descrever o cenário e o objetivo da tese, no capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica dos componentes do mancal proposto. Neste capitulo são tratados os aspectos necessários para o projeto de mancais de ímãs permanentes abordando as forças e a rigidez radial gerada pelas configurações de ímãs permanentes por repulsão e atração, seguido dos aspectos necessários para o mancal ativo eletromagnético. Também serão descritos os aspectos para o projeto de duas configurações de mancais eletrodinâmicas homopolares: uma de fluxo axial e outra de fluxo radial. Este capítulo é concluído com as estratégias para o projeto do mancal proposto.

O capítulo 3 é subdivido em duas partes: a primeira parte, onde se descreve as etapas de desenvolvimento da primeira versão do protótipo, apresentando as dimensões dos mancais de ímãs permanentes, dos atuadores eletromagnéticos e dos mancais eletrodinâmicos homopolares. Nessa etapa, também é avaliado o desempenho de cada estratégia de levitação, através de simulação e de ensaios verificando se as características necessárias para o mancal híbrido proposto foram obtidas. A segunda parte discute os resultados obtidos com o mancal híbrido proposto, comparando o seu desempenho com diferentes configurações, buscando evidenciar o comportamento das configurações eletrodinâmicas. Em vista de oscilações radiais inesperadas que inviabilizam os ensaios, a pesquisa é redirecionada buscando avaliar o comportamento do rotor em baixas rotações e, consequentemente, remove-se uma das configurações de mancal eletrodinâmico.

No capítulo 4 é apresentada a segunda versão do mancal magnético híbrido, com o uso de apenas uma das configurações eletrodinâmica homopolar. Através de experimentos, avalia-se a contribuição da configuração eletrodinâmica homopolar para fornecer amortecimento radial. Discute-se ainda, a origem das oscilações radiais apresentadas no capítulo 3. Posteriormente são feitos novos ensaios para avaliar a possibilidade de amortecimento de distúrbios radiais externos, tanto com o rotor parado quanto com o rotor em movimento.

No capítulo 5 são apresentadas as conclusões da tese, as contribuições do mancal proposto em relação ao mancal híbrido de controle uniaxial e também são apresentadas sugestões para os trabalhos futuros.

2. MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO

No capítulo 1 foi apresentada uma visão geral dos mancais magnéticos com levitação não híbrida e dos mancais magnéticos híbridos, mas para fundamentar a proposta deste trabalho é necessário apresentar uma revisão dos conceitos das estratégias utilizadas no mancal proposto, ou seja, é necessário revisar o conceito da levitação por ímãs permanentes, a levitação ativa eletromagnética e a levitação eletrodinâmica, finalizando com a estratégia básica para o projeto do mancal magnético híbrido proposto.

2.1. Revisão bibliográfica

Inicialmente será abordado o mancal de ímãs permanentes, com um foco especial na configuração que permite a sustentação radial.

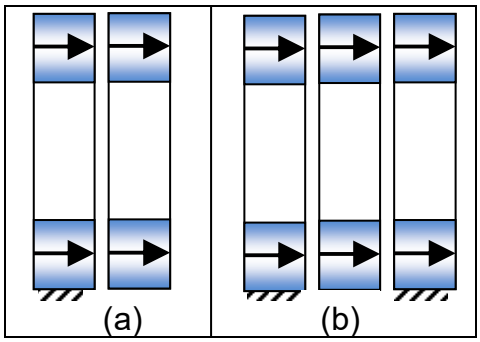
2.1.1. Mancais radiais de ímãs permanentes

Esses mancais apresentam uma solução de arquitetura simples, com baixo custo, que permite gerar forças de levitação de maneira passiva, permitindo estabilizar até 4 graus de liberdade. As forças de restauração geradas se devem à atração ou repulsão entre ímãs permanentes e, devido à sua simplicidade e confiabilidade, diversas configurações foram propostas, tanto por atração quanto por repulsão.

2.1.1.1. Mancais radiais de ímãs permanentes por atração

Dentre as configurações de atração, destacam-se duas configurações propostas e estudadas por Silva. A primeira utiliza dois anéis de ímãs permanentes montados um de frente para o outro em atração e a segunda utiliza 3 ímãs permanentes, de forma que o ímã central esteja acoplado ao rotor, como pode ser visto na figura 16 [33]. A proposta apresentada na figura 16 (a) é baseada na proposta de Yonnet [10], utilizando ímãs de FeBa ou ferrite e obteve-se uma rigidez radial de 9 N/mm. Para a configuração (b) com um entreferro igual a 0,5 mm e a rigidez radial foi de 18 N/mm.

Figura 16: Configurações propostas por Silva.



Fonte: Retirado da tese de Silva (2005) [33].

Em Pavani [34] é apresentado um mancal que é uma derivação daqueles apresentados por Silva e que foram descritos acima. A inovação introduzida foi o uso de mancais mecânicos em lugar de controle ativo para a sustentação do rotor na direção axial.

Outras configurações por atração podem ser encontradas em Yonnet [35], através do uso de ímãs anelares com magnetização axial e radial. Contudo a

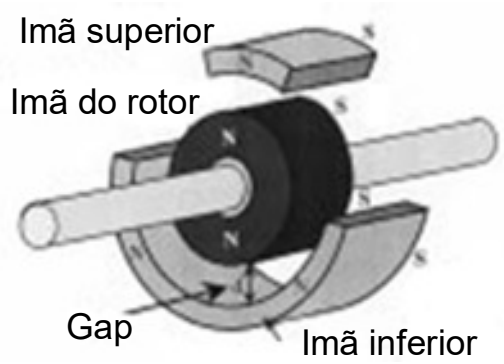
magnetização radial é de difícil execução e por esse motivo não serão abordados em detalhes nesta revisão.

2.1.1.2. Mancais radiais de ímãs permanentes por repulsão

A segunda opção para os mancais de ímãs permanentes é a configuração por repulsão, das quais se podem destacar algumas pesquisas, como a proposta de Granström [32] apresentada no capítulo 1, no qual foi obtida uma rigidez radial de 17 N/mm com um entreferro de 1 mm.

Em Mukhopadhyay *et al.* [36] também se propõe diferentes configurações para os mancais radiais de ímãs permanentes por repulsão, usando três ímãs permanentes, dois em forma de setores de cascas cilíndricas fixadas no estator e um tubo de parede espessa fixada ao rotor (figura 17). Aqui se obtém uma rigidez de 11,5 N/mm com entreferro de 2 mm, utilizando ímãs de NdFeB no estator e Estrôncio – Ferrite no rotor.

Figura 17: Configurações propostas por Mukhopadhyay.



Fonte: Retirado do artigo de Mukhopadhyay (2000) [33].

Outra configuração, proposta em Mukhopadhyay *et al.* [37], utiliza um mancal radial por repulsão com 48 ímãs permanentes de NdFeB com formato de disco (9,5 mm de diâmetro e 2,5 mm de espessura), fixados em dois discos de alumínio, num arranjo circular, de forma a gerar repulsão entre os arranjos. Nessa configuração é atingida uma rigidez radial de 5 N/mm.

Outros estudos propõem a otimização do volume de material magnético nos mancais de ímãs permanentes por repulsão, ou seja, propõem diferentes arranjos de ímãs que resultem em maior rigidez radial, utilizando a mesma quantidade de material magnético. Nessas pesquisas são utilizados ímãs permanentes com magnetização axial e radial [38 e 39].

2.1.1.3. Limitações dos mancais de ímãs permanentes

Apesar de permitir levitação passiva, os mancais de ímãs permanentes não permitem a levitação em 5 graus de liberdade. Isso se deve ao teorema de Earshaw [40], que pode ser expressa pela equação (1)

$$k_x + k_y + k_z \leq 0 \tag{1}$$

Na equação (1), k_x, k_y e k_z representam a rigidez em cada um dos três eixos do mancal. Para que esta relação seja atendida, em pelo menos um eixo, a rigidez deve ser negativa. A rigidez negativa significa instabilidade na direção em questão, e assim, a levitação estável em 5 graus de liberdade se torna impossível. Mas conforme descrito no capítulo 1, esse mancal é amplamente utilizado em mancais

híbridos, reduzindo a quantidade de material supercondutor, ou mesmo a quantidade de atuadores eletromagnéticos [41].

Nos mancais híbridos, uma estratégia de levitação é acrescida de modo a compensar a rigidez negativa gerada pelos mancais de ímãs permanentes e, considerando que esses mancais permitem estabilizar 4 graus de liberdade, pode-se reduzir significativamente a quantidade de atuadores eletromagnéticos e consequentemente a complexidade do sistema de controle.

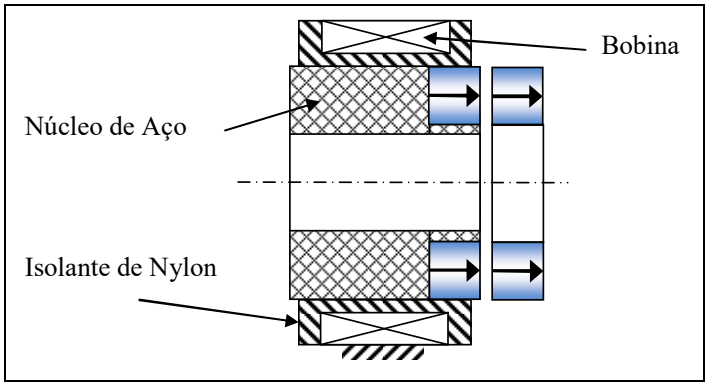
2.1.2. Mancal ativo eletromagnético

A rigidez negativa axial do mancal radial de ímãs permanentes pode ser compensada através de um controle ativo. Essa configuração é denominada mancal com controle uniaxial [30, 31, 32, 33, 36, 37 e 42].

As pesquisas em mancais híbridos com controle uniaxial buscam novas configurações de ímãs permanentes para a levitação radial [31] ou novas combinações de mancal de ímãs permanentes com o atuador eletromagnético, como pode ser visto em Granström [32] e Silva [33].

Em Silva [33], os ímãs que fazem parte do mancal passivo radial também são componentes do atuador eletromagnético (figura 18). O atuador é constituído de uma bobina com um núcleo ferromagnético e um dos ímãs permanentes do mancal radial está acoplado á bobina, de forma que dependendo do sentido da corrente elétrica, que atravessa a bobina, pode-se aumentar ou reduzir a atração entre os ímãs permanentes.

Figura 18: Atuador eletromagnético integrado a um mancal radial de ímãs permanentes.



Fonte: Retirado da tese de Silva (2005) [33].

Essa configuração apresenta a vantagem de permitir que a força axial seja aplicada em dois sentidos, porém a redução da força de atração entre os ímãs permanentes acarreta a redução da rigidez radial gerada pela configuração de ímãs permanentes.

Já a configuração apresentada em Granström [32] (figura 15), utiliza imãs permanentes por camadas [39 e 42] e, entre essas camadas, encontra-se a bobina do atuador eletromagnético. Esta arquitetura singular teve como objetivo a redução no tamanho do mancal, mas acarreta um efeito deletério na rigidez radial e por isso, a pesquisa concentra esforços na proposição de diferentes configurações para minimizar tais efeitos.

Além da preocupação com a integração dos atuadores eletromagnéticos com os mancais radiais, outras pesquisas buscam configurações de atuadores eletromagnéticos que tenham a menor interferência possível na rigidez radial [43, 44 e 45]. Tais pesquisas evitam o uso de um disco ferromagnético como alvo do atuador, propondo uma configuração que combina a bobina com um ímã permanente para compensar a redução de diâmetro do alvo.

Diversos são os mancais híbridos com controle uniaxial apresentados na literatura. Contudo, nenhum trabalho dispensa atenção no fato deste tipo de mancal híbrido não apresentar amortecimento na direção radial. O presente trabalho propõe então, o uso combinado dos mancais eletrodinâmicos para se conferir a capacidade amortecimento ao mancal, abrindo possibilidades para o seu uso em máquinas rotativas de alta velocidade.

2.1.3. Mancais eletrodinâmicos

São duas as possibilidades para conferir amortecimento na direção radial de forma passiva, sem que se comprometa a simplicidade do mancal como um todo: a levitação supercondutora e a levitação eletrodinâmica. Conforme já discutido em capítulo anterior, a levitação supercondutora embora seja simples em seu princípio de funcionamento, acaba por elevar o custo e a complexidade do mancal por requer um sistema criogênico. Em contraste, a levitação eletrodinâmica fornece amortecimento de forma mais simples.

Os mancais eletrodinâmicos são constituídos basicamente de um material condutor não ferromagnético, como alumínio ou cobre, entre outros, e uma fonte de campo magnético, que pode ser um ímã permanente ou um eletroímã [20 e 41]. O uso de um imã permanente é mais interessante, pois o uso de um eletroímã implica em dissipação de energia elétrica por calor ou em necessitaria de um sistema de controle.

Uma vez definida a fonte de campo magnético é necessário reduzir as perdas devido as correntes elétricas induzidas na superfície do condutor. Para tanto,

diversos autores propõem as configurações denominadas de configuração de fluxo nulo (*null flux*) [20].

2.1.3.1. Configuração de fluxo nulo

A configuração de fluxo nulo consiste de dois ímãs permanentes montados de forma que ambos induzam corrente elétrica no material condutor, mas a corrente elétrica induzida por um dos ímãs flui no sentido oposto à corrente induzida pelo outro ímã. Assim, caso o condutor seja suficientemente fino, as correntes induzidas se anulam [20]. Tal situação ocorre quando o condutor se encontra a uma determinada posição relativa dos imãs. Caso o condutor se desloque desta posição, as correntes induzidas por cada um dos ímãs passam a ter diferentes intensidades, resultando numa força de restauração [20].

As limitações desta estratégia estão na exigência de um condutor de espessura muito reduzida e no fato do fluxo nulo ser obtido numa região reduzida.

2.1.3.2. Configuração homopolar

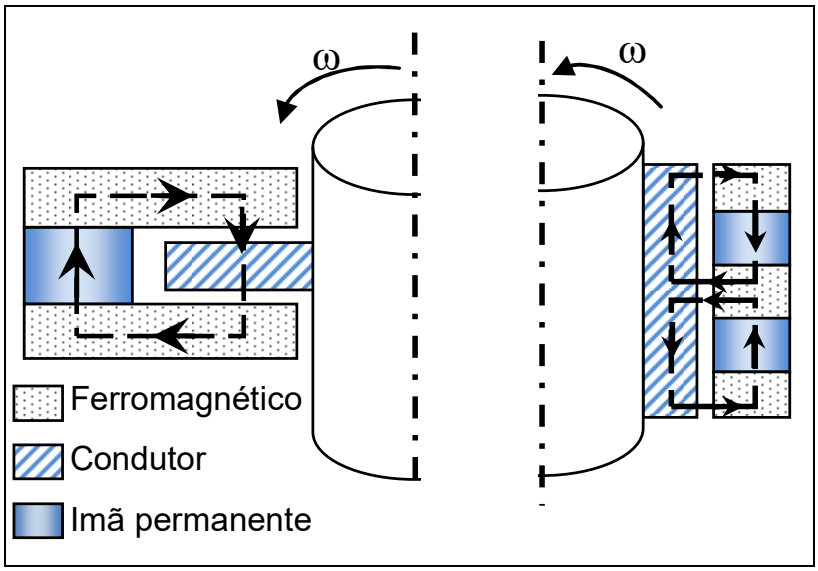
Essa configuração também tem como principal objetivo reduzir as perdas geradas pelo mancal eletrodinâmico, em especial, quando o rotor estiver na posição desejada. Dessa forma, a corrente será induzida apenas quando o rotor estiver numa posição fora daquela desejada e, nessa situação haverá forças restauradoras.

A configuração homopolar gera um campo magnético, que passa através do condutor, com o uso de um único par de polos. Assim, o condutor fica imerso em equipotenciais uniformes e, enquanto o mesmo estiver concêntrico com essas

equipotenciais, não haverá variação do campo magnético e não haverá perdas por corrente induzida [18].

São possíveis duas configurações homopolares: de fluxo axial e de fluxo radial. Na primeira, o campo magnético atravessa axialmente o condutor e na segunda, o campo magnético entra no condutor radialmente como ilustrado na figura 19.

Figura 19: Configurações de mancal eletrodinâmico homopolar.



Fonte: Adaptado da tese de Lembke (2005) [20].

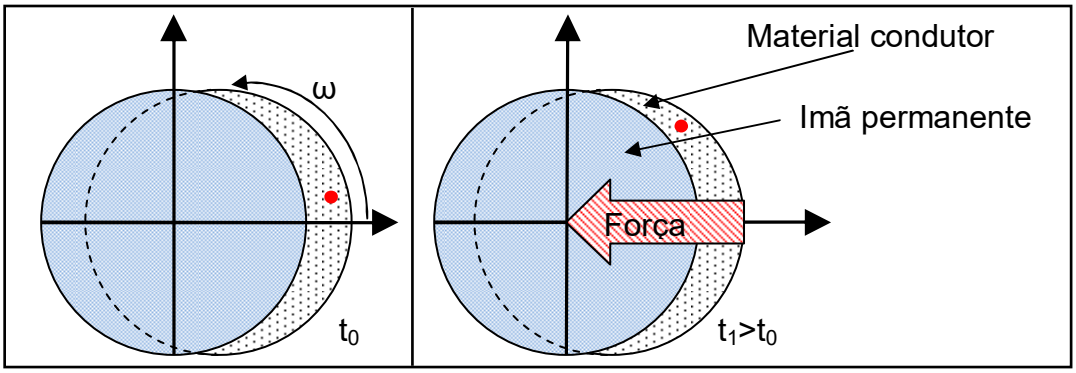
A configuração homopolar possibilita uma arquitetura simples, com um condutor em formato de disco, para a configuração axial ou um tubo cilíndrico, para a configuração radial. Através de materiais ferromagnéticos, direciona-se o campo magnético, fazendo-o atravessar o material condutor [18].

A principal vantagem das configurações homopolares é que, caso o rotor se encontre no centro e considerando que o campo magnético gerado pelos ímãs permanentes seja perfeitamente uniforme, não haverá corrente elétrica induzida,

pois o campo magnético que atravessa o material condutor não sofre nenhuma variação [18, 20, 21 e 41].

Porém, caso o rotor esteja girando em torno de um centro deslocado do centro geométrico, haverá variação do campo magnético que atravessa o material condutor e consequentemente será induzida uma corrente elétrica e uma força de restauração será gerada, como mostrado na figura 20.

Figura 20: Funcionamento do mancal eletrodinâmico homopolar.



Fonte: Autoria própria.

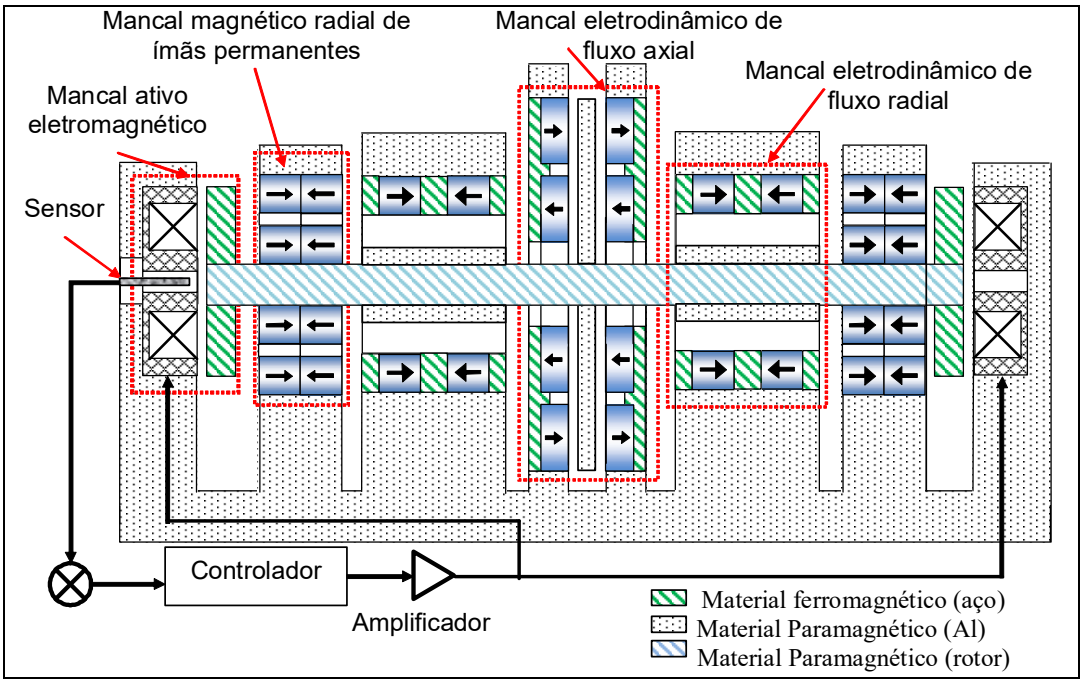
O campo magnético que atravessa a parte destacada do disco condutor sofre variação e, nessa situação, o mancal eletrodinâmico homopolar consegue fornecer rigidez e amortecimento na direção radial [18, 20, 21 e 41]. Diversas pesquisas propõem variadas configurações para o mancal homopolar, alterando a quantidade de ímãs, a sua posição e o formato das partes de material ferromagnético [18 e 41]. Outros ainda propõem substituir o material condutor por bobinas de cobre, como já citado no capítulo 1 [29].

Baseado nos conceitos obtidos através da revisão bibliográfica, esta trabalho propõe uma arquitetura de mancal magnético híbrido que utiliza três conceitos de levitação magnética.

2.2. Mancal híbrido proposto

A figura 21 mostra o mancal proposto que emprega dois mancais radiais de ímãs permanentes nas extremidades do rotor. Estes mancais são responsáveis por estabilizar 4 graus de liberdade do rotor. Próximos aos mancais radiais se encontram os atuadores eletromagnéticos, destinados a estabilizar axialmente o rotor. Na região central estão localizados dois tipos de mancais eletrodinâmicos: de fluxo radial e de fluxo axial. Cada mancal eletrodinâmico deverá atuar em faixas distintas de rotação.

Figura 21: Proposta do mancal magnético híbrido



Fonte: Autoria própria.

A seguir, será descrito o princípio de cada um dos mancais magnéticos que fazem parte do mancal proposto.

2.2.1. Mancais magnéticos radiais

O mancal de ímãs permanentes é responsável por estabilizar o rotor em 4 graus de liberdade e em elevadas rotações é necessário que esse mancal apresente elevada rigidez radial para compensar as forças radiais que aumentam de acordo com a rotação do rotor. Por esse motivo, além de obter elevada rigidez radial, é desejável que esse mancal utilize ímãs com baixo volume, para que a sua massa seja reduzida e distribuída num diâmetro reduzido.

Ao longo da revisão bibliográfica, notou-se que a maioria dos trabalhos utiliza ímãs permanentes de NdFeB, pois esse material apresenta um elevado valor de remanência magnética e força coercitiva intrínseca, resultando em valores de rigidez radial significativamente elevados.

A revisão bibliográfica também indicou a existência de trabalhos em que o mancal radial de imãs permanentes opera, tanto no modo de atração como de repulsão. No item a seguir, se discute as vantagens e desvantagens de cada modo de interação magnética.

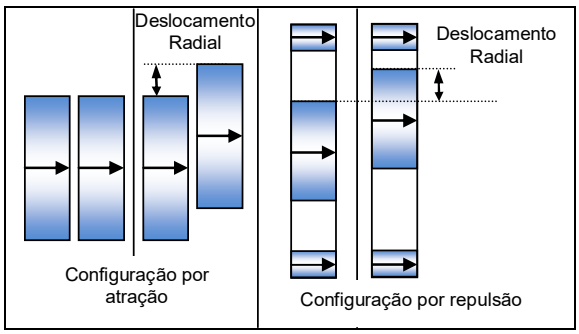
2.2.1.1. Análise das configurações por repulsão e atração

A elevada rigidez radial do mancal proposto pode ser fornecida tanto pela configuração por atração quanto pela configuração por repulsão. Contudo, é necessário, considerar outros aspectos para avaliar qual configuração é mais adequada para aplicações em elevada rotação.

A comparação foi feita utilizando a configuração mais simples de cada tipo. Para a configuração por atração, foi considerada a configuração utilizada por Silva [46], com a diferença de que, ao invés de imãs anelares, foram considerados imãs em forma de discos para a análise. Já para a configuração por repulsão, tem-se um imã anelar e um imã em forma de disco, e são montados de forma que o disco seja montado concentricamente ao anel, como pode ser visto na figura 22.

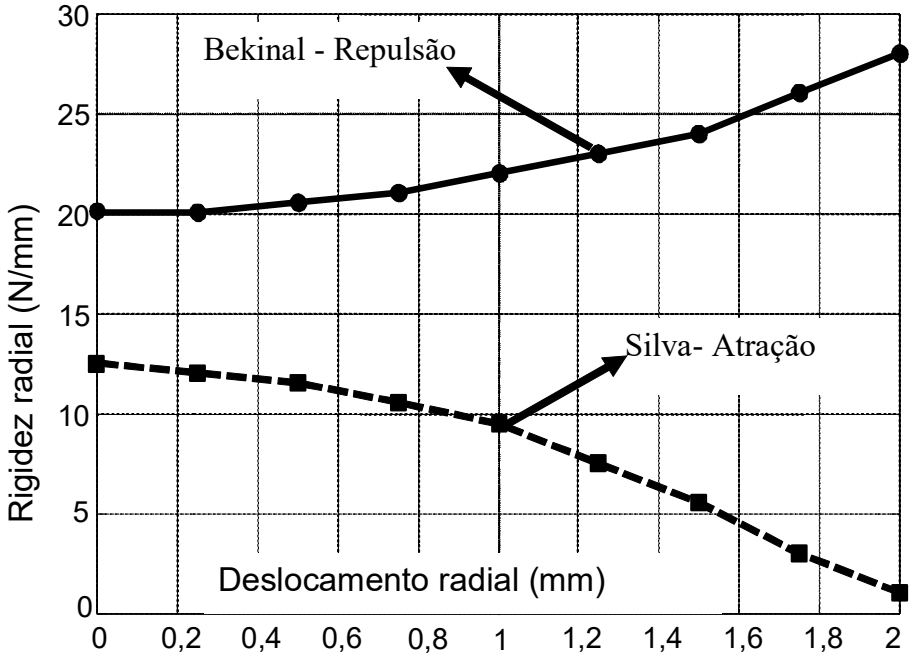
Em rotações elevadas passam a surgir esforços radiais atuando sobre o rotor, devido a desbalanceamentos, de diversas magnitudes. Tais esforços implicam no surgimento de deslocamentos radiais do rotor contendo os ímãs. A figura 23 mostra resultados experimentais de rigidez radial apresentados em Bekinal [42], que trata de um mancal por repulsão e em Silva [46], que trata de um mancal por atração. Observa-se que na configuração por repulsão, a rigidez radial aumenta com o aumento do deslocamento radial. Já na configuração por atração, ocorre o contrário. Se considerarmos uma aplicação numa máquina rotativa, o uso de mancal com imãs em repulsão é mais interessante, pois é possível parar a máquina no limiar de uma colisão do rotor com o mancal. O mesmo não seria possível caso se use o mancal com imãs em atração, pois caso o rotor inicie um deslocamento radial, tal deslocamento aumenta com a rotação e de forma catastrófica.

Figura 22: Configurações por atração e por repulsão utilizadas na comparação.



Fonte: Adaptado de Silva *et al.* (2009) e Bekinal *et al.* (2012).

Figura 23: Comportamento da rigidez radial de ambas as configurações

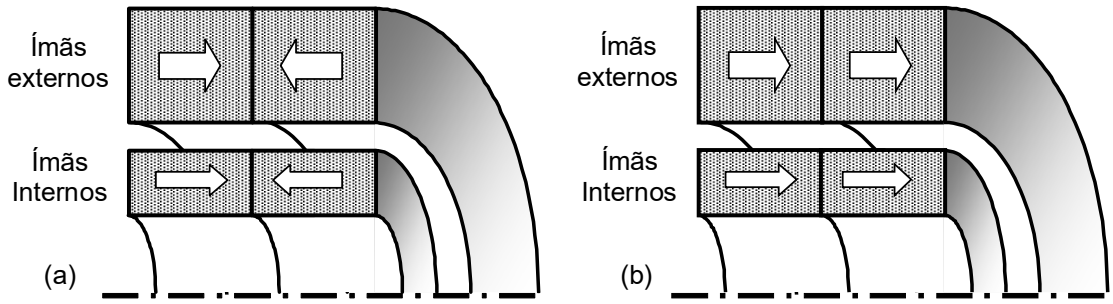


Fonte: Adaptado de Silva *et al.* (2009) [46] e Bekinal et al. (2012) [42].

2.2.1.2. Configuração por camadas de repulsão

Visando otimizar o uso do material magnético, buscou-se aqui configurações por repulsão que resultem em uma rigidez radial mais elevada com o uso de mesma quantidade de material magnético. Moser *et al.* [39] apresenta a solução através da montagem em camadas como pode ser visto na figura 24 (a). Este trabalho compara as duas configurações apresentadas na figura 24, a configuração em camadas (a) e a configuração empilhada (b). Através da comparação, é demonstrado que a configuração em camadas resulta em rigidez mais elevada. Isto é explicado pela intensa concentração de campo que é promovida na configuração em camadas.

Figura 24: Configuração de ímãs por repulsão: (a) em camadas e (b) configuração empilhada.



Fonte: Adaptado do artigo de Moser *et al.* (2006) [36].

2.2.1.3. Determinação das forças e da rigidez na configuração por repulsão.

Após constatar as vantagens da configuração por repulsão e a possibilidade de aumentar a rigidez com a configuração por camadas, é necessário estimar a força e a rigidez gerada, a fim de continuar o desenvolvimento do mancal magnético híbrido proposto.

Observando algumas pesquisas [39 e 42] percebe-se que o cálculo da força magnética pode ser feito através de métodos numéricos, sendo o mais eficiente, o Método dos Elementos Finitos (MEF). Ao longo deste trabalho, os cálculos foram realizados com o uso do software Ansoft Maxwell [47]. Por meio desta ferramenta, simulou-se o comportamento dos mancais de ímãs permanentes.

A ferramenta MEF divide os ímãs permanentes em tetraedros, e para cada elemento são verificadas duas equações de Maxwell: a lei de Ampère e a lei de Gauss para o magnetismo, como apresentadas nas equações (2) e (3) [47].

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} \tag{2}$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \tag{3}$$

Nas equações (2) e (3), $\vec{H}$ é o vetor tridimensional do campo magnético em A/m, $\vec{J}$ é o vetor tridimensional da densidade de corrente elétrica em A/m² e $\vec{B}$ é o vetor tridimensional da densidade de fluxo magnético em Wb/m². Juntamente com as equações de Maxwell é verificada a relação constitutiva do material que é dada pela equação (4) [47].

$$\vec{B} = \mu_0 \cdot \left(\vec{H} + \vec{M}\right) \tag{4}$$

Na equação (4): μ_0 é a permeabilidade magnética no vácuo e $\vec{M}$ é o vetor tridimensional da magnetização do material. Através de um processo de iteração baseado no método Newton-Raphson, determina-se o valor da densidade de fluxo magnético $\vec{B}$ e a intensidade do campo magnético $\vec{H}$, através das equações (5) e (6) [47].

$$\vec{B} = \vec{B}_0 + [\tilde{\mu}] \cdot \left(\vec{H} - \vec{H}_0\right) \tag{5}$$

$$\vec{H} = \vec{H}_P + \nabla \varphi + \vec{H}_C \tag{6}$$

Nas equações (5) e (6), tem-se que $\vec{H}_0$ e $\vec{B}_0$ são os resultados obtidos em passos anteriores da iteração, $\vec{H}_P$ representa uma solução particular adotada nas arestas do elemento garantindo que a lei de Ampère seja verdadeira no contorno do tetraedro, $\vec{H}_C$ representa a intensidade do campo magnético caso haja ímãs

permanentes, φ é um potencial magnético escalar e a matriz $[\tilde{\mu}]$ é dada pela equação (7) [47].

$$[\tilde{\mu}] = [\Delta\tilde{\mu}] + [\mu] \tag{7}$$

Onde a matriz $[\mu]$ é uma matriz diagonal com os valores da permeabilidade relativa em cada um dos eixos, permitindo calcular efeitos anisotrópicos do material.

Após o cálculo da densidade de fluxo magnético e a intensidade do campo magnético, admitindo-se um erro percentual aceitável, constroem-se as suas respectivas matrizes, e podem-se calcular as forças magnéticas através do método do trabalho virtual que relaciona as variáveis $\vec{H}$ e $\vec{B}$ [47].

Dessa forma, pode-se calcular a força magnética num determinado ponto e, simulando o deslocamento radial e axial dos ímãs permanentes internos em relação aos ímãs permanentes externos, pode-se determinar a força magnética em relação aos deslocamentos, determinando assim a rigidez na direção desejada.

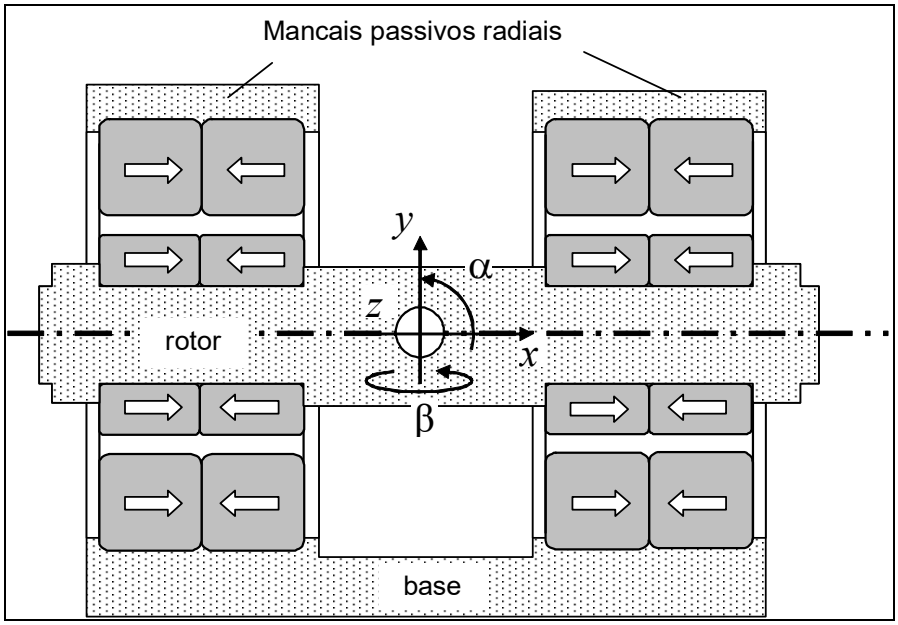
Uma vez determinadas a rigidez radial e axial segue-se para a determinação da disposição dos mancais radiais de ímãs permanentes que asseguram a estabilidade em 4 graus de liberdade.

2.2.1.4. Estabilização em 4 graus de liberdade

Nos mancais híbridos de controle uniaxial, o mancal radial de ímãs permanentes é responsável por estabilizar 4 graus de liberdade, sendo dois deslocamentos radiais (*y* e *z*) e duas inclinações em relação aos eixos radiais do

rotor (α e β), para isso é necessário utilizar dois mancais radiais localizados próximos à extremidade do rotor como está ilustrado na figura 25.

Figura 25: Esquema para estabilizar 4 graus de liberdade.



Fonte: Autoria própria

Na configuração apresentada na figura 25, caso algum esforço tente inclinar o rotor, haverá deslocamentos radiais em cada um dos ímãs fixados ao rotor, e o mancal tentará reduzir esse deslocamento, gerando um momento, que irá restaurar a posição do rotor. Segundo [34], de modo simplificado, pode-se definir a rigidez à inclinação, através do momento fletor (M_R) gerado pelos mancais radiais, que pode ser expresso pela equação (8).

$$M_R = F_R \cdot l \tag{8}$$

Na equação (8), o momento (M_R) é calculado pelo produto da força radial (F_R), gerada pelo mancal de ímã permanente, pela distância entre os mancais radiais (l),

considerando que a força radial em relação ao ângulo de inclinação do rotor em torno do seu ponto médio (ϕ), pode ser dada pela equação (9).

$$F_R = \phi \cdot \frac{l}{2} \cdot k_r \tag{9}$$

Segundo a equação (9), a força radial (F_R) depende da rigidez radial (k_r) do mancal de ímãs permanentes, a metade da distância entre mancais e do ângulo de inclinação do rotor, que poderia ser em α ou em β e, é representado por ϕ. Substituindo a equação (9), na equação (8), tem-se o cálculo da rigidez à inclinação.

$$\frac{M_R}{\phi} = k_\phi = \frac{l^2 \cdot k_r}{2} \tag{10}$$

Na equação (10) tem-se que a rigidez à inclinação (k_ϕ) é calculada pela relação entre o momento fletor e ângulo de inclinação expresso em radianos (ϕ). Esse cálculo considera que o ângulo de inclinação seja pequeno e que não exista rigidez negativa à inclinação. Segundo [42], de fato não há rigidez negativa à inclinação contanto que os ímãs permanentes internos e externos estejam alinhados em relação ao comprimento.

Apesar de garantir a estabilidade em 4 graus de liberdade, essas configurações por repulsão geram uma rigidez negativa que de acordo com a equação (11) [10], a rigidez negativa axial (k_a) é o dobro da rigidez radial (k_r), impossibilitando a levitação estável nos 5 graus de liberdade.

$$k_a = -2 \cdot k_r \tag{11}$$

Essa rigidez axial negativa é compensada através do uso do mancal eletromagnético axial.

2.2.2. Mancal axial eletromagnético

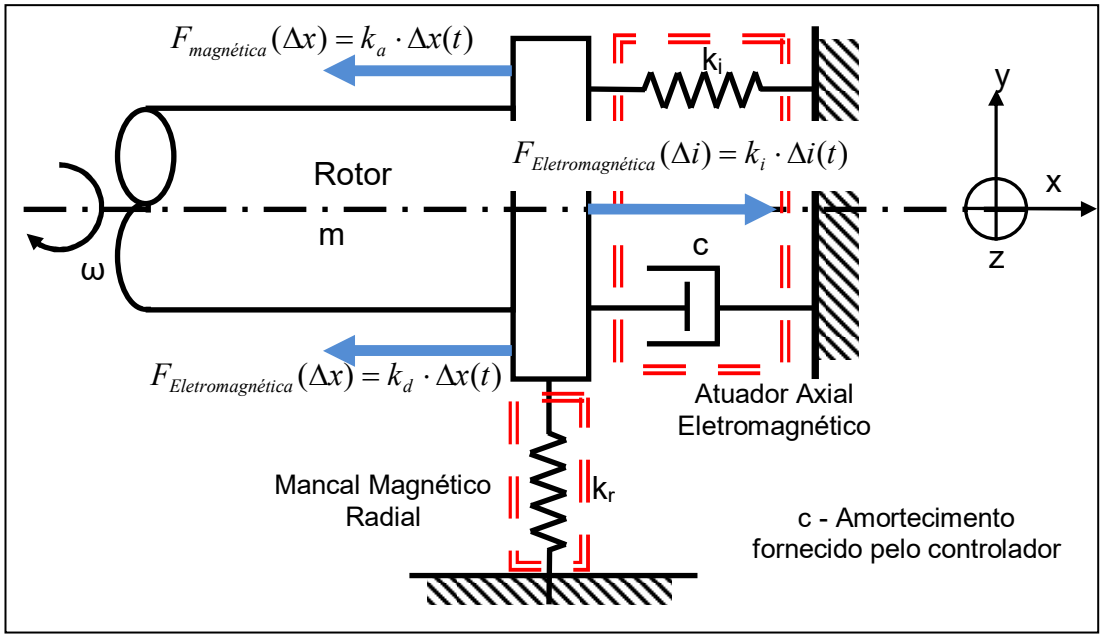
O mancal axial eletromagnético tem como função estabilizar o rotor axialmente, compensando a rigidez negativa axial (k_a) gerada pelos mancais magnéticos radiais de ímãs permanentes. Na mesma medida em que se busca uma rigidez radial elevada, haverá a presença inevitável de uma elevada rigidez negativa na direção axial.

Com o objetivo de manter a simplicidade do mancal proposto, o atuador eletromagnético, que é uma das porções essenciais do mancal eletromagnético, é concebido de modo a ter uma arquitetura simples, sendo constituído de bobinas montadas num núcleo de material ferromagnético. Os atuadores ficam localizados nas extremidades do rotor, distantes o suficiente para não gerar influência sobre os mancais radiais de ímãs permanentes, ou seja, não haverá alteração da rigidez radial obtida pela configuração de camadas.

A força eletromagnética é obtida utilizando o mesmo método apresentado para o mancal de ímãs permanentes, assumindo uma corrente elétrica constante durante a simulação. O atuador pode ser projetado, simulando-se diferentes valores de correntes, considerando um deslocamento relativo entre o atuador e o seu alvo. Assim, é possível calcular alguns parâmetros fundamentais relativos ao atuador eletromagnético como: o fator força/corrente elétrica (k_i) e o fator força/deslocamento (k_d). Esses parâmetros são essenciais no projeto do controlador, sendo possível avaliar a eficiência do atuador para estabilizar o rotor na direção axial.

O projeto do controlador requer a elaboração do modelo dinâmico do mancal [48]. Este modelo foi desenvolvido e apresentado na figura 26.

Figura 26: Diagrama dinâmico da metade do mancal magnético controlado axialmente.



Fonte: Adaptado do artigo de Yamamoto *et al.* (2013) [48].

No modelo dinâmico estão ilustradas as forças axiais sobre o rotor, considerando que os deslocamentos axiais do rotor são suficientemente pequenos e assumindo que todas as condições iniciais são nulas. O modelo dinâmico do sistema, considerando a segunda lei de Newton, definida pela equação (12).

$$\sum F = m \cdot \Delta\ddot{x}(t) \tag{12}$$

Onde *m* é a massa do rotor, Σ*F* representa a somatória das forças do sistema, apresentado no diagrama, e *x*(*t*) é o deslocamento axial do rotor. Assim, calculando a somatória de forças obtém-se a equação (13).

$$m \cdot \Delta\ddot{x}(t) = -2 \cdot \left[k_a \cdot \Delta x(t) - k_d \cdot \Delta x(t) + k_i \cdot \Delta i(t)\right] \tag{13}$$

Onde, k_a, k_d, k_i e $i(t)$ representam respectivamente, a rigidez axial de cada mancal magnético, o fator força/deslocamento, o fator força/corrente e a corrente elétrica que atravessa a bobina. Isolando o termo $\Delta\ddot{x}(t)$ e aplicando a transformada de Laplace, têm-se, as equações (14) e (15) respectivamente:

$$\Delta\ddot{x}(t) = 2 \cdot \left[\frac{-k_a \cdot \Delta x(t) - k_d \cdot \Delta x(t) + k_i \cdot \Delta i(t)}{m}\right] \tag{14}$$

$$s^2 \cdot \Delta X(s) = 2 \cdot \left[\frac{-(k_a + k_d) \cdot \Delta X(s) + k_i \cdot \Delta I(s)}{m}\right] \tag{15}$$

Onde $\Delta X(s)$ e $\Delta I(s)$ representam, respectivamente, a transformada de Laplace do deslocamento axial do rotor desde sua posição nominal e a variação da corrente elétrica que atravessa a bobina do atuador eletromagnético. Logo, a função de transferência do mancal eletromagnético é dada pela equação (16).

$$G(s) = \frac{\Delta X(s)}{\Delta I(s)} = \frac{\frac{k_i}{m}}{\frac{s^2}{2} + \frac{-(k_a + k_d)}{m}} \tag{16}$$

Onde $G(s)$ é a função de transferência do rotor na direção axial.

A equação característica da função de transferência, $G(s)$, é dada pelo denominador da equação (15), e pode ser utilizada para determinar a frequência fundamental do sistema e os polos do sistema, como pode ser visto na equação (17).

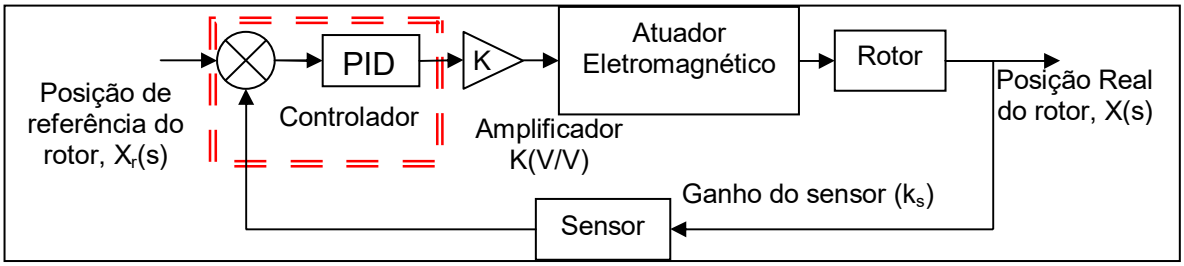
$$s = \pm\sqrt{\frac{(2 \cdot k_a + k_d)}{m}} \tag{17}$$

Analisando a equação (17), tem-se que a frequência fundamental do sistema é dada por $\omega = \sqrt{\frac{(2 \cdot k_a + k_d)}{m}}$ rad/s, e percebe-se que um dos polos se encontra no lado direito do plano complexo, portanto o sistema é instável em malha aberta.

Por essa razão, é necessário um sistema de controle em malha fechada, para estabilizar o sistema e dentre os controladores em malha fechada, não é possível utilizar um controlador tipo PI (proporcional e integrador), porque este controlador reduz o tempo de resposta e o erro em regime permanente, porém não garante a estabilidade da levitação. Já um controlador tipo PD (proporcional e derivativo) pode ser utilizado, pois esse controlador consegue estabilizar o sistema, porém o erro em regime permanente não é nulo. Contudo, com o intuito de eliminar o erro em regime, um controlador PID (proporcional, integrador e derivativo) é o mais adequado.

Outros controladores mais sofisticados não foram utilizados, pois um dos objetivos do mancal proposto é manter a simplicidade dos mancais ativos eletromagnéticos. Dessa forma, foi desenvolvido um controlador tipo PID, que pode ser representado pelo diagrama de blocos apresentado na figura 27.

Figura 27: Diagrama de blocos para mancal com controle uniaxial.



Fonte: Adaptado do artigo de Yamamoto *et al.* (2013) [48].

O diagrama de blocos apresentado na figura 27, ilustra o funcionamento do mancal ativo eletromagnético, no qual o controlador recebe o sinal do sensor e o compara com um sinal de referência. O resultado é processado utilizando um controlador PID, que envia um sinal de controle para um amplificador, responsável por acionar as bobinas dos eletroímãs, através de uma corrente elétrica, atraindo o disco de aço fixado no rotor. Consequentemente gerando a força eletromagnética que estabiliza o rotor na direção axial.

Com essa configuração espera-se que o mancal híbrido tenha um comportamento igual ao de um mancal híbrido de controle uniaxial, ou seja, permite levitar o rotor em rotação baixa ou até mesmo em rotação nula. Porém essa configuração não possui amortecimento na direção radial, e a levitação pode ser comprometida caso existam distúrbios radiais, e para fornecer amortecimento radial propõe-se a aplicação dos mancais eletrodinâmicos homopolares.

2.2.3. Mancais eletrodinâmicos homopolares

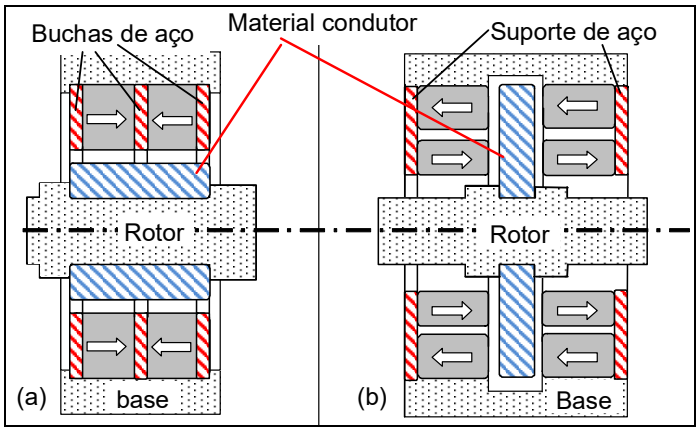
Avaliando as possíveis configurações para mancais eletrodinâmicos, nota-se que a configuração de fluxo axial, apesar de ocupar um espaço maior, permite um caminho para o fluxo magnético mais eficiente, ou seja, com menor deslocamento e menor rotação é possível obter uma força maior, além de permitir um campo magnético mais intenso devido ao tamanho dos ímãs necessários [20, 32 e 41].

Em contrapartida, a configuração de fluxo radial é mais compacta, mas necessita de um deslocamento maior e rotações mais elevadas do que a

configuração axial, além disso, a configuração de fluxo radial gera mais resistência à passagem da corrente elétrica induzida [20, 32 e 41].

Para fornecer amortecimento numa ampla faixa de rotação, o mancal proposto utiliza ambas as configurações apresentadas na figura 28.

Figura 28: Esquema do mancal radial eletrodinâmico homopolar: (a) com fluxo radial e (b) fluxo axial.



Fonte: Autoria própria.

Conforme citado anteriormente, o comportamento do mancal eletrodinâmico depende do deslocamento do rotor e da velocidade angular. Por isso o método de simulação do mancal eletrodinâmico está relacionado com o tempo, diferentemente dos mancais de ímãs permanentes e do atuador eletromagnético. Portanto, é necessário um método de simulação diferente, a magnetodinâmica.

2.2.3.1. Determinação da força gerada pelas configurações eletrodinâmicas homopolares

Devido ao complexo comportamento do mancal eletrodinâmico, as forças envolvidas na configuração eletrodinâmica, serão inicialmente, determinadas pelo

método dos elementos finitos (MEF) empregando, em lugar da solução estática, a solução transiente, que considera o tempo [49].

Na magnetodinâmica, as equações empregadas na solução do problema são diferentes e consideram o fator tempo. Apesar disso, os componentes continuam sendo divididos em tetraedros e para cada elemento são verificadas as seguintes equações (18) e (19) [49].

$$\nabla \times \frac{1}{\sigma} \nabla \times \vec{H} + \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = 0 \tag{18}$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \tag{19}$$

Na equação (18), σ é a condutividade do material e a derivada parcial é o termo que depende do tempo, e para a resolução desse termo pode-se utilizar a equação (20) que apresenta a discretização em relação ao tempo [49].

$$\left\{ \frac{dx}{dt} \right\}^{t+\Delta t} = \frac{\left\{ x^{t+\Delta t} \right\} - \left\{ x \right\}^{t}}{\Delta t} \tag{20}$$

Na equação (20), x representa a variável magnética que será observada, e de forma similar ao cálculo da força nos mancais de ímãs permanentes, a força da configuração eletrodinâmica é calculada através da teoria do trabalho virtual, ou seja, a simulação avalia a variação do campo magnético que atravessa o condutor. Através disso calcula-se a corrente elétrica induzida e o campo magnético gerado e, posteriormente, a força magnética gerada pela interação entre esses campos [49].

O cálculo da força depende diretamente do tempo e, para obter um valor confiável realiza-se vários passos de tempo, pois no 1º passo são calculados os

parâmetros magnéticos, no 2º, a variação do campo que atravessa o condutor, no 3º, a corrente elétrica, e assim sucessivamente, gerando o ciclo de iteração.

As dimensões são baseadas nas pesquisas em mancais eletrodinâmicos que mostram que apenas uma parte da superfície do material condutor é afetada, e pode se estimar a profundidade do efeito pela equação (21).

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot f \cdot \sigma \cdot \mu_0 \cdot \mu_r}} \tag{21}$$

Na equação (21) tem-se δ que é a profundidade superficial em metros, f é a frequência da fonte de variação do campo magnético, σ é a condutividade do condutor, μ_0 é a permeabilidade no vácuo e μ_r é a permeabilidade relativa do condutor. E segundo essa, a concentração das correntes elétricas induzidas é maior na superfície do material condutor e a penetração da indução do campo magnético varia com a frequência, se tornando menor com o aumento da frequência [47].

Por fim, buscando comprovar a eficiência do mancal híbrido proposto foram realizadas simulações e posteriormente ensaios para determinar a rigidez dos mancais de ímãs permanentes, do atuador eletromagnético e do mancal eletrodinâmico.

2.3. Conclusão do Capítulo

Neste capítulo foi apresentada uma revisão bibliográfica dos conceitos pertinentes para o mancal proposto, no qual foi possível observar as características e o funcionamento da levitação passiva feita por imãs permanentes, assim como a levitação eletrodinâmica, além da levitação ativa eletromagnética.

Descreve-se também o conceito do mancal proposto. Foi avaliada a contribuição de cada configuração para o mancal proposto, permitindo fornecer elevada rigidez radial, estabilidade axial e amortecimento radial.

Após essa avaliação foram determinadas as configurações adequadas para o mancal proposto, assim como a configuração por repulsão para o mancal radial de ímãs permanentes e, buscando comprovar esses conceitos, foram feitas análises através de simulações e um protótipo foi fabricado para permitir testes experimentais com o objetivo de avaliar o desempenho do novo mancal proposto, em especial o desempenho das configurações eletrodinâmicas homopolares.

3. PROTÓTIPO I DO MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO

Neste capítulo será descrito o protótipo desenvolvido com o objetivo de avaliar o desempenho do mancal magnético híbrido.

O protótipo foi fabricado seguindo os conceitos apresentados no capítulo 2, e através de simulações e experimentos buscou-se caracterizar cada uma das estratégias de levitação utilizadas no mancal magnético híbrido para evidenciar os parâmetros necessários para obter uma levitação estável em 5 graus de liberdade em elevadas rotações e com amortecimento radial fornecido pela configuração eletrodinâmica.

3.1. Mancal magnético híbrido

O rotor foi projetado com um comprimento de 339 mm e seu peso é igual a 0,6 Kg. O material empregado foi o aço inoxidável austenítico por não ser ferromagnético, evitando interações indesejáveis com os ímãs permanentes dos mancais.

Todos os ímãs permanentes utilizados são de NdFeB. Os suportes para os mancais e a própria base do protótipo são feitos de alumínio, pois o alumínio apresenta elevada usinabilidade e não é ferromagnético, não interagindo com os ímãs permanentes.

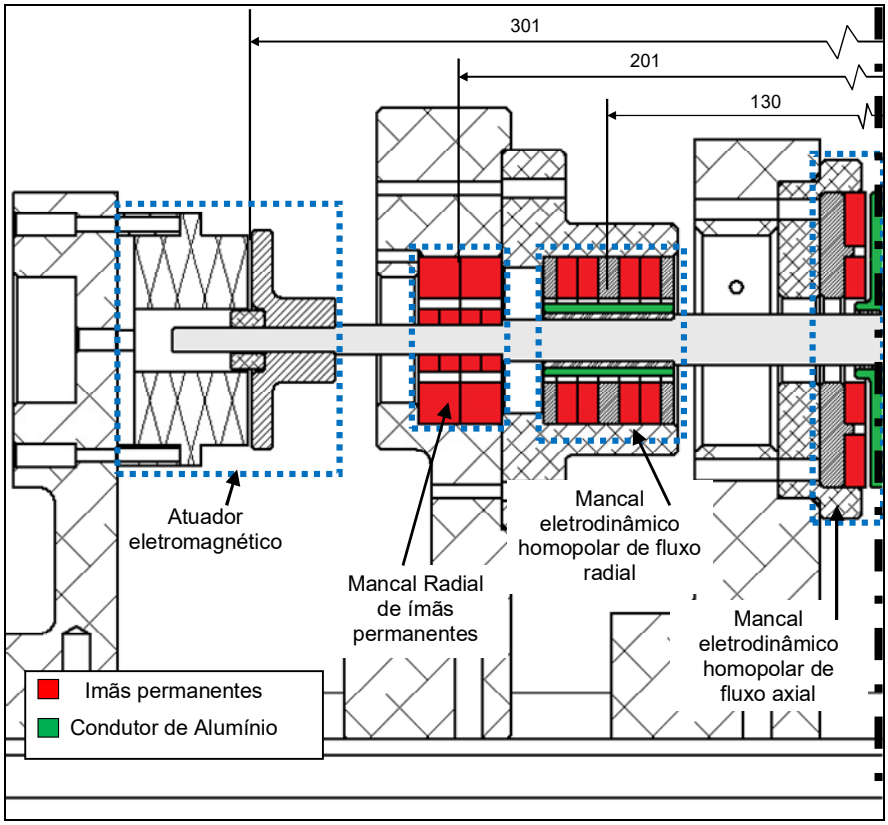
Os condutores utilizados nos mancais eletrodinâmicos são feitos de alumínio devido à sua elevada condutividade elétrica comparado ao aço inoxidável austenítico. Os atuadores eletromagnéticos possuem um núcleo em aço com bobinas de cobre.

Cada uma das diferentes tecnologias de levitação empregadas no mancal magnético híbrido apresenta características próprias tais como a distância entre os mancais radiais de ímãs permanentes para aumentar a rigidez à inclinação, ou o disco condutor utilizado na configuração eletrodinâmica de fluxo axial, que precisa ser colocado no centro axial do rotor, para obter um carregamento igual sobre os mancais radiais de ímãs permanentes.

Dessa forma propõe-se uma disposição em que os atuadores eletromagnéticos estão nas extremidades, seguidos dos mancais radiais de ímãs permanentes e na região central do rotor estão localizadas as duas configurações eletrodinâmicas responsáveis por fornecer amortecimento em diferentes faixas de rotação, como está ilustrado na figura 29. Aqui é possível observar que ao lado do mancal radial de ímãs permanentes, se encontram os mancais eletrodinâmicos homopolares de fluxo radial e no centro do rotor, encontra-se o mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo axial. As distâncias entre mancais foram determinadas de modo a se evitar a influência entre um mancal e outro, o que poderia afetar na análise dos resultados.

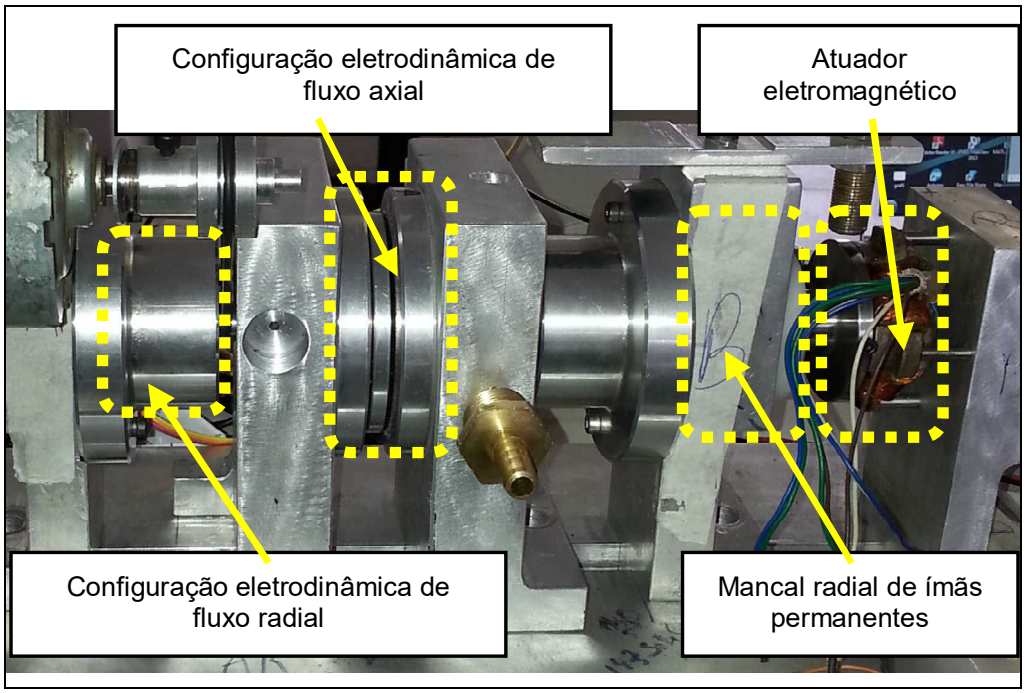
Na figura 29 foram destacados os ímãs permanentes utilizados e os materiais condutores dos mancais eletrodinâmicos. Os suportes são fixados na base através de parafusos, permitindo montagem e desmontagem dos mancais, além de permitir ajustes, garantindo o funcionamento adequado dos mancais radiais de ímãs permanentes e do mancal ativo eletromagnético, como mostrado na figura 30, no qual se observa o mancal magnético híbrido completo.

Figura 29: Desenho em corte do mancal híbrido.



Fonte: Autoria própria.

Figura 30: Mancal magnético híbrido proposto.



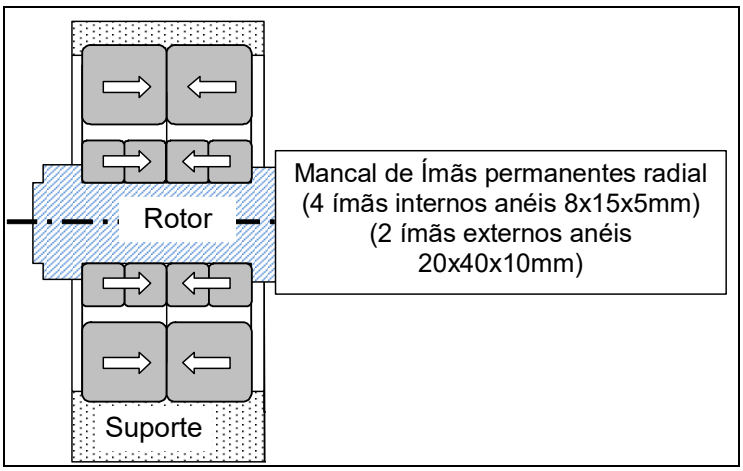
Fonte: Autoria própria

Em seguida, foram feitos experimentos, para avaliar o comportamento do mancal proposto. Inicialmente foi avaliado cada mancal individualmente, para comprovar a contribuição de cada estratégia de levitação no mancal proposto.

3.1.1. Configuração por repulsão de ímãs permanentes

As dimensões dos mancais de imãs permanentes em repulsão foram determinadas de modo a se minimizar o efeito de possíveis desbalanceamentos. Procurou-se assim, assegurar que os ímãs fixados no rotor tenham um diâmetro externo reduzido e pouca massa. Além disso, procurou-se empregar no estator, ímãs com um diâmetro interno elevado, buscando-se assim garantir uma folga elevada, reduzindo a chance de colisões entre os ímãs internos e externos. Vale ressaltar que o comprimento total dos ímãs permanentes fixados ao rotor deve ser igual ao comprimento total dos ímãs do estator. Observando todos esses parâmetros projetou-se a configuração de repulsão como está apresentada na figura 31.

Figura 31: Esquema e dimensões dos ímãs permanentes utilizados no mancal magnético radial



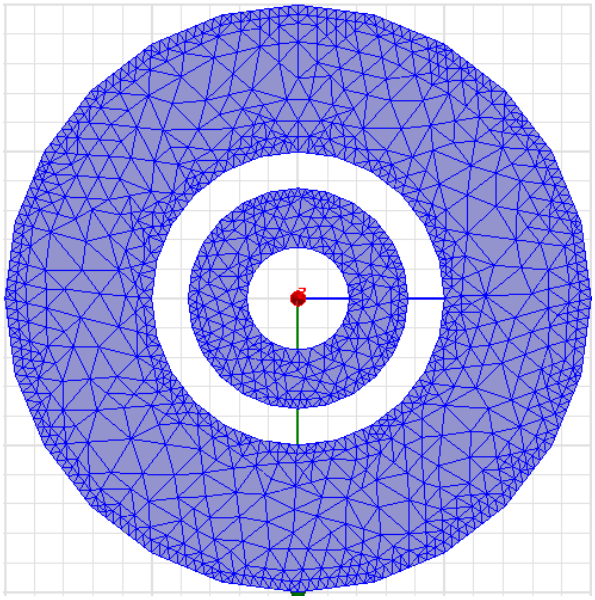
Fonte: Autoria própria.

Na figura 31 estão descritas as dimensões dos ímãs permanentes, sendo que a folga nesta configuração é igual a 2,5 mm. O volume de material magnético fixado no rotor é de aproximadamente 2.764,4 mm³, totalizando uma massa de aproximadamente 21 g distribuídas num raio que varia entre 3,5 mm a 7,5 mm.

Após determinar as dimensões da configuração, foi calculada a rigidez radial através de simulação numérica, utilizando o software Ansoft Maxwell. Os ímãs permanentes de NdFeB possuem parâmetros diferentes da configuração padrão do software e, foi necessário alterar a força coercitiva intrínseca, que ficou igual a −920 kA/m para os ímãs internos e −930 kA/m para os ímãs externos.

Com o objetivo de garantir a precisão nos resultados de simulação, a malha de elementos finitos foi construída com uma densidade de elementos maior na superfície lateral dos ímãs internos e externos como está ilustrada na figura 32.

Figura 32: Malha construída para simular o mancal radial de ímãs permanentes.



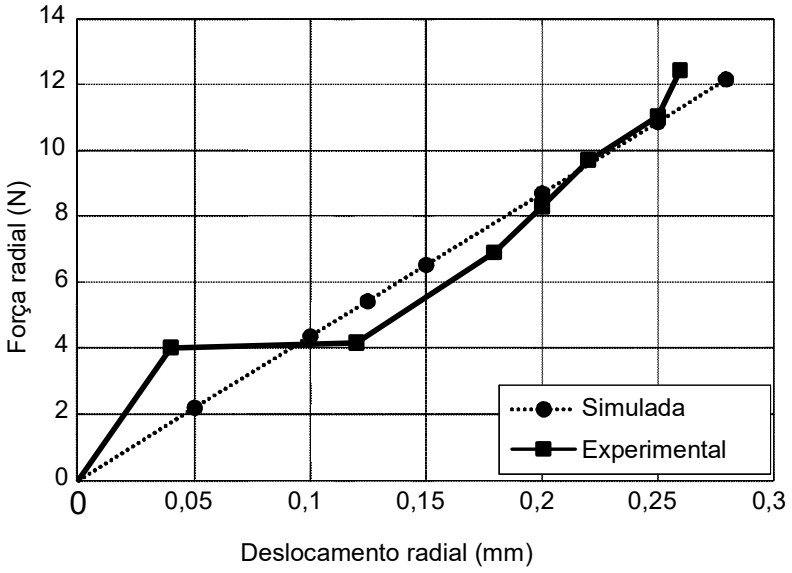
Fonte: Autoria própria.

Essa malha foi desenvolvida através de um algoritmo interno do software que reduz o número de iterações aumentando a quantidade de elementos nas regiões de interesse. Através dessa malha foram calculadas as forças magnéticas e a rigidez radial da configuração de ímãs permanentes.

Para validar os resultados da simulação, foi realizado um ensaio para medir a rigidez radial do protótipo. No ensaio, levitou-se o rotor utilizando a configuração de ímãs permanentes juntamente com os atuadores eletromagnéticos. Nessa situação, inseriram-se massas conhecidas em ambas às extremidades do rotor, e dois sensores de posição mediram o deslocamento do rotor após o carregamento.

A comparação entre os resultados está ilustrada no gráfico da figura 33. O gráfico indica que a rigidez radial é de aproximadamente 44 N/mm. Este valor considera a rigidez conjunta dos dois mancais. Portanto, a rigidez radial de cada mancal é de aproximadamente 22 N/mm, um valor muito próximo ao valor obtido por simulações.

Figura 33: Rigidez radial do mancal radial de ímãs permanentes.

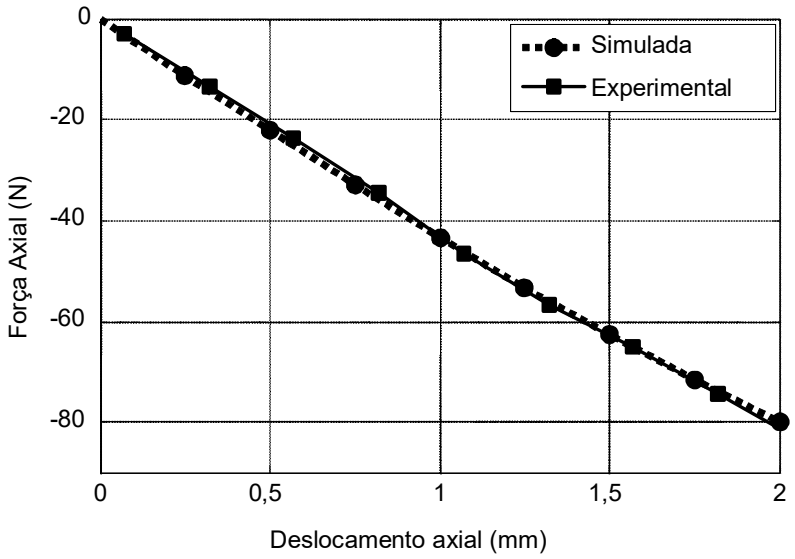


Fonte: Autoria própria.

Através da equação (10), considerando a distância entre mancais apresentada na figura 29, pode-se estimar a rigidez à inclinação como sendo igual a 440 N·m/rad.

Em seguida, foram realizadas simulações e experimentos para determinar a rigidez axial negativa da configuração por repulsão em camadas. Da mesma forma que a rigidez radial, as simulações utilizaram a malha apresentada na figura 32. O resultado da simulação é comparado com os resultados experimentais na figura 34. No gráfico, observa-se que a rigidez negativa axial é de aproximadamente −40 N/mm. Diferentemente do experimento da rigidez radial, esse experimento foi feito com apenas um mancal. Para esse experimento, uma célula de carga foi acoplada ao rotor e um sensor de proximidade mediu o deslocamento axial imposto através de um fuso.

Figura 34: Resultado experimental e simulado da rigidez axial do mancal radial de ímãs permanentes



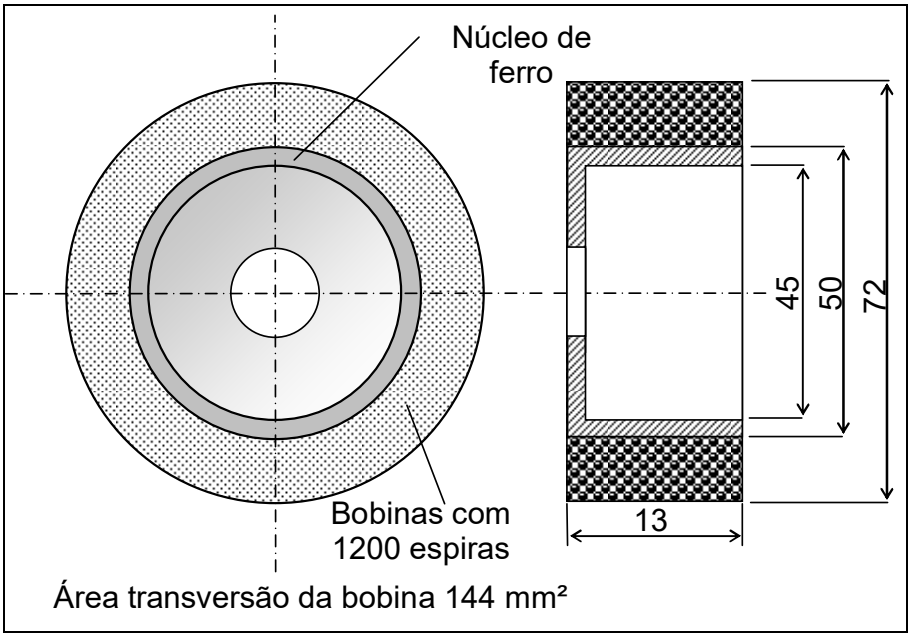
Fonte: Autoria própria

A rigidez negativa deve ser compensada pelo atuador eletromagnético e, portanto, os próximos testes foram feitos para determinar as forças geradas pelo atuador eletromagnético.

3.2. Atuadores eletromagnéticos

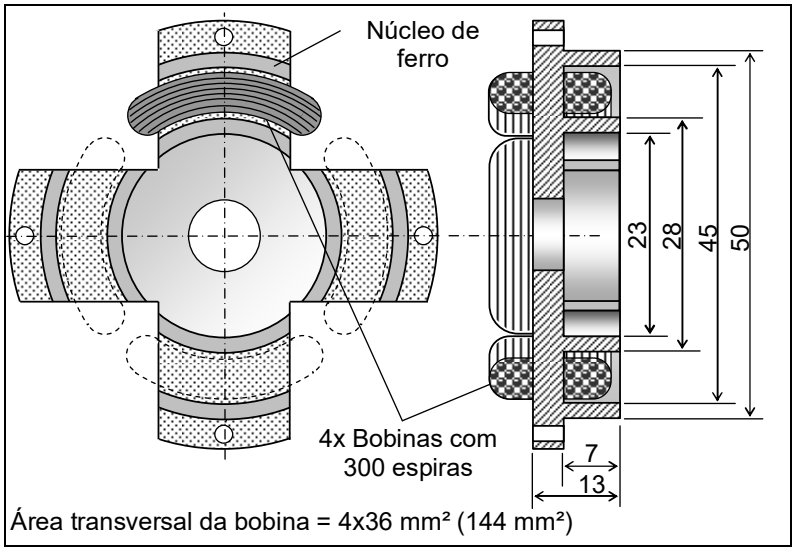
Através de simulações, duas arquiteturas de atuador foram comparadas: a primeira constituída de apenas uma bobina com diâmetro elevado montada em torno de um tubo de aço, como pode ser visto na figura 35 e outra formada por quatro bobinas enroladas num núcleo feito de material ferromagnético, como pode ser visto na figura 36. As dimensões das bobinas foram determinadas de forma que ambas as arquiteturas tenham a mesma área de seção transversal nas bobinas e, através de simulações buscou-se avaliar ambas as arquiteturas.

Figura 35: Esquemas e dimensões do atuador eletromagnético com bobina única



Fonte: Autoria própria.

Figura 36: Esquemas e dimensões do atuador eletromagnético com 4 bobinas



Fonte: Autoria própria.

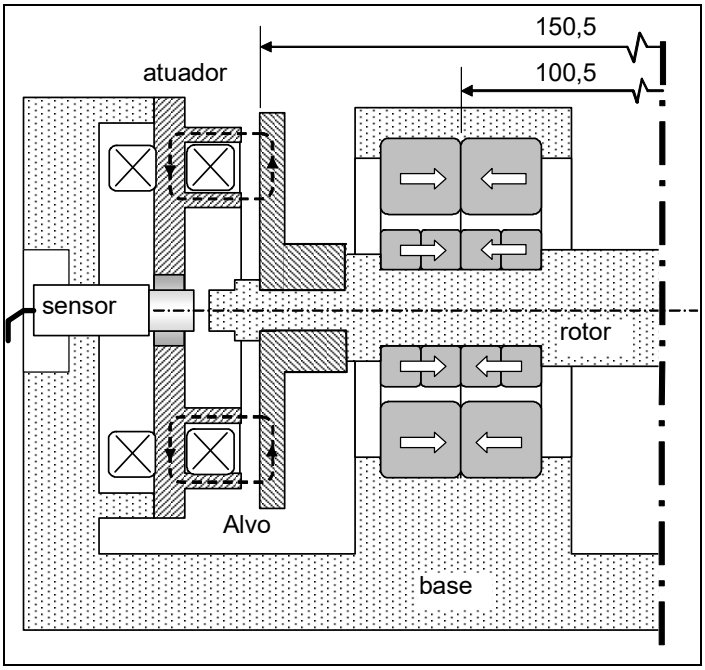
As simulações foram feitas impondo-se nos atuadores uma corrente elétrica necessária para que o atuador compense a rigidez axial negativa. Os resultados mostram que a configuração com apenas uma bobina precisa de uma densidade de corrente igual a 22 A/mm². E a configuração com 4 bobinas fornece a mesma força com uma densidade de corrente menor, igual a 8,3 A/mm². Assim, optou-se pela opção com menor densidade de corrente, pois requer menor potência elétrica para estabilizar o mancal.

O atuador eletromagnético precisa de um alvo, que interage com o campo magnético, transmitindo força para o rotor. Dentre as possibilidades para o alvo, têm-se um ímã permanente ou um alvo feito de aço (ferromagnético). Este último permite melhor controle dimensional na fabricação, reduzindo a possibilidade de desbalanceamento em relação ao ímã permanente.

Desta maneira o alvo feito em aço é posicionado de forma a evitar que o campo magnético do atuador influencie no campo magnético do mancal radial de

ímãs permanentes. O alvo tem um formato de disco e possui o diâmetro de 52 mm, espessura de 5 mm e possui uma flange, como pode ser visto na figura 37.

Figura 37: Esquema do atuador alvo e a configuração de ímãs permanentes

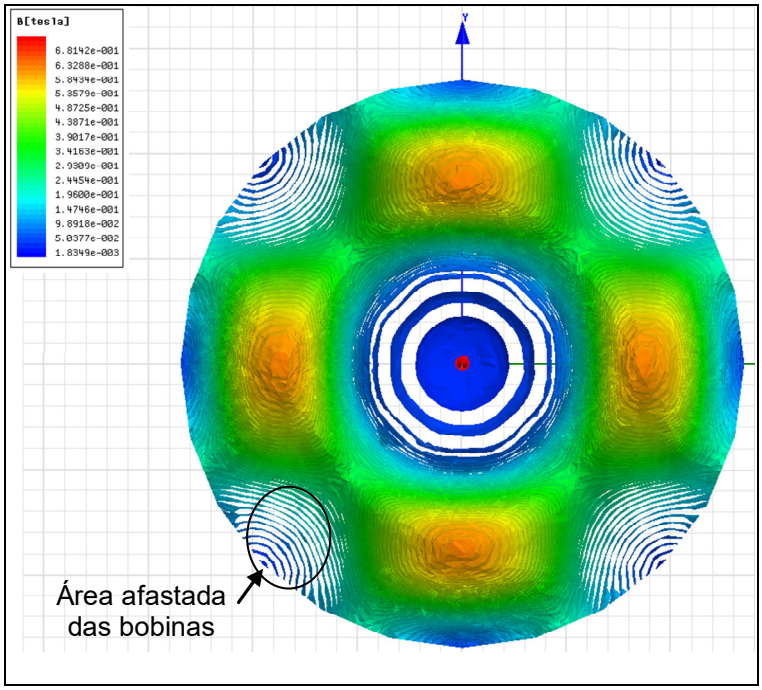


Fonte: Autoria própria.

O atuador aqui empregado, apesar das mencionadas vantagens, expõe o alvo a um campo magnético que não é uniforme ao longo do seu perímetro. A figura 38 mostra a densidade de fluxo magnético no disco de aço, obtido através de simulação considerando o entreferro igual a 0,3 mm e uma corrente elétrica igual a 1 A, atravessando as espiras. Observa-se que no disco de aço se formam áreas com menor densidade de fluxo magnético e, portanto, quando o alvo está em rotação, correntes elétricas são induzidas no disco, gerando um torque que se opõe ao sentido de giro. Contudo, caso o rotor esteja centralizado na direção axial, próximo ao ponto de equilíbrio das forças magnéticas, a corrente elétrica no atuador se

aproxima de zero. Nessa condição espera-se que a interferência do atuador na rotação seja mínima, ao menos para ensaios com o rotor em baixas rotações.

Figura 38: Distribuição da densidade de fluxo magnético no disco de aço (alvo) do atuador: entreferro de 0,3 mm e excitação de 1 A sobre o eletroímã.



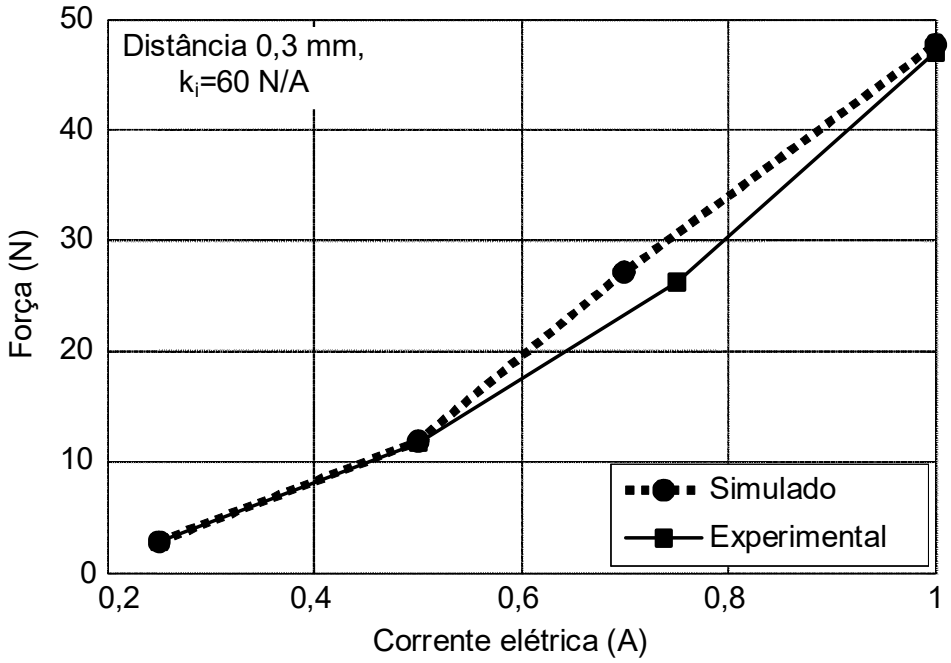
Fonte: Autoria própria.

De forma similar aos mancais de ímãs permanentes, após determinar as dimensões e o material do alvo, foram feitos simulações e experimentos para medir os dois fatores dos atuadores eletromagnéticos: o fator força/corrente elétrica (k_i) e o fator força/deslocamento (k_d).

Primeiramente foi montada a bancada de medição, em que se posicionou o atuador e com uso de um sensor de posição e uma célula de carga mediu-se a força e a distância entre o alvo e o atuador. Já a corrente elétrica que atravessa o atuador foi mensurada utilizando uma fonte de tensão variável que executa a leitura da corrente elétrica.

Para a medição do fator força/corrente elétrica (k_i), o experimento foi feito considerando-se uma distância fixa entre o atuador e o alvo, e mediu-se o comportamento da força em relação à variação da corrente elétrica. O resultado da simulação e do experimento está ilustrado na figura 39, e mostra que o valor do fator k_i é de aproximadamente 60 N/A.

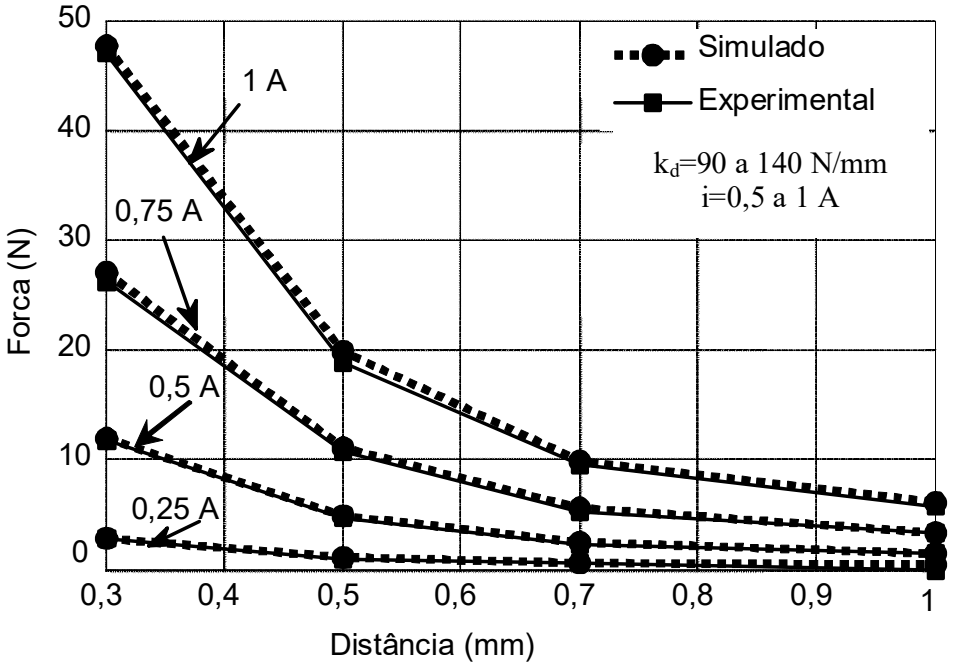
Figura 39: Força eletromagnética versus corrente elétrica determinada para um entreferro de 0,3 mm



Fonte: Autoria própria.

Na sequência, foi medido o fator força/deslocamento (k_d) com o uso da mesma bancada. Mas nesse experimento, a corrente elétrica é mantida fixa e a distância entre o atuador e o alvo sofre variação e novamente acompanha-se o comportamento da força eletromagnética. Esse experimento foi feito considerando diferentes valores de corrente elétrica e o resultado é apresentado na figura 40.

Figura 40: Força eletromagnética versus entreferro para três diferentes correntes.



Fonte: Autoria própria.

Considerando os valores medidos de k_i e k_d, pode-se concluir que, caso a distância entre o atuador e o alvo seja maior do que 0,7 mm, o atuador não terá condições de estabilizar o rotor na posição axial. Por esse motivo, determinou-se que durante a levitação a distância entre o atuador e o alvo seria igual a 0,3 mm.

Para a situação particular, em que o alvo encoste no atuador, o atuador oposto estará a uma distância de 0,6 mm de seu alvo, mas com uma corrente elétrica de 1 A, o atuador consegue puxar o rotor para a posição central. Observe-se que nessa situação, toda força necessária para o deslocamento axial deve ser gerada pelo atuador que se encontra na posição oposta, uma vez que a força gerada pelo atuador tem apenas um sentido.

A seguir serão apresentadas algumas características dos elementos que constituem o sistema de controle.

Primeiramente, o sensor de proximidade utilizado é um sensor indutivo dotado de rosca M6 para fixação. Este é alimentado com uma tensão simétrica de ±12 V, com uma distância sensível de 0 ~ 2 x 10^{-3} m. O seu ganho é de 5 V/mm [50].

A placa de interface com o computador é composto por um conversor A/D de 16 bits, e um conversor D/A de 12 bits. A frequência máxima de aquisição é de 100 kHz. O conversor A/D trabalha com tensões na faixa de ±10 V, com tempo de conversão na ordem de 8 μs e a tensão de saída do conversor D/A se encontra na faixa de ±3 V [51].

Após o processamento executado pelo computador, o resultado é enviado, através do conversor D/A, para o amplificador que alimenta as bobinas. O amplificador é alimentado por uma tensão simétrica igual a ±30 V com um ganho de 10 vezes. Os dados do sistema de controle foram sintetizados na tabela 3.

Tabela 3: Parâmetros dos componentes do sistema de controle

Componente	Parâmetros
Sensor de proximidade indutivo	Tensão de alimentação ±12 V Tensão de saída ±5 V Ganho 0,2 mm/V
Conversor A/D	Resolução de 16 bits Faixa do sinal de entrada ±10 V
Conversor D/A	Resolução de 12 bits Tensão de saída ±3 V
Amplificador	Tensão de alimentação ±30 V Ganho de 10 vezes

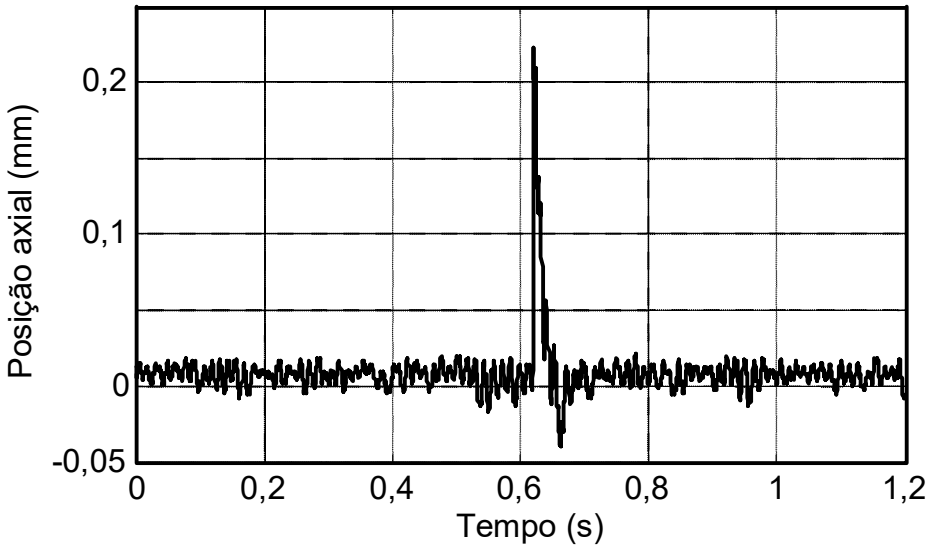
Fonte: Autoria própria.

Após a montagem do sistema de controle, os ganhos do controlador PID foram determinados e ajustados experimentalmente.

Foi feito um ensaio para verificar a eficiência do controlador em reagir a um impulso aplicado na direção axial. A resposta do mancal é apresentada na figura 41.

Devido à aplicação da força, observa-se um transitório com amplitude de 0,2 mm, mas em menos de 0,1 s, o sistema de controle traz o rotor de volta à posição original. Também é possível observar na mesma figura uma oscilação em regime permanente de 0,02 mm. Esta oscilação residual é praticamente da mesma magnitude dos ruídos elétricos presentes no sinal do sensor de posição.

Figura 41: Resposta ao impulso axial



Fonte: Autoria própria.

Após verificar a eficiência da configuração radial de ímãs permanentes juntamente com o atuador e o sistema de controle, seguiu-se para os ensaios dos mancais eletrodinâmicos.

3.3. Configurações eletrodinâmicas homopolares

Com o objetivo de cobrir uma ampla faixa de rotação, duas configurações diferentes de mancais eletrodinâmicos foram utilizadas no mancal proposto: a configuração de fluxo axial e a configuração de fluxo radial.

A configuração eletrodinâmica homopolar é constituída de um disco de alumínio fixo na parte central do rotor. Foi empregado alumínio, devido a sua condutividade de 34,2 x 10^6 S/m² ao passo que a condutividade de outros materiais de fácil acesso, como o aço inox é de 1,39 x 10^6 S/m². Não foi utilizado cobre, porque o disco condutor teria uma massa elevada, distribuída num diâmetro elevado, o que aumentaria a chance de desbalanceamento no rotor.

Com o objetivo de gerar um campo magnético com elevada intensidade foi utilizada uma configuração com dois ímãs permanentes de cada lado do disco condutor. Porém devido ao diâmetro dos ímãs permanentes e do rotor, os ímãs permanentes da configuração de fluxo axial possuem um elevado diâmetro externo, consequentemente aumentando o diâmetro do disco condutor.

A espessura do disco de alumínio foi determinada visando fazer com que essa configuração funcione em rotações menores, sem comprometer a resistência do rotor e sem gerar a necessidade aumentar o seu comprimento. Por fim, um suporte de aço foi utilizado para fechar o campo magnético como está ilustrado na figura 42.

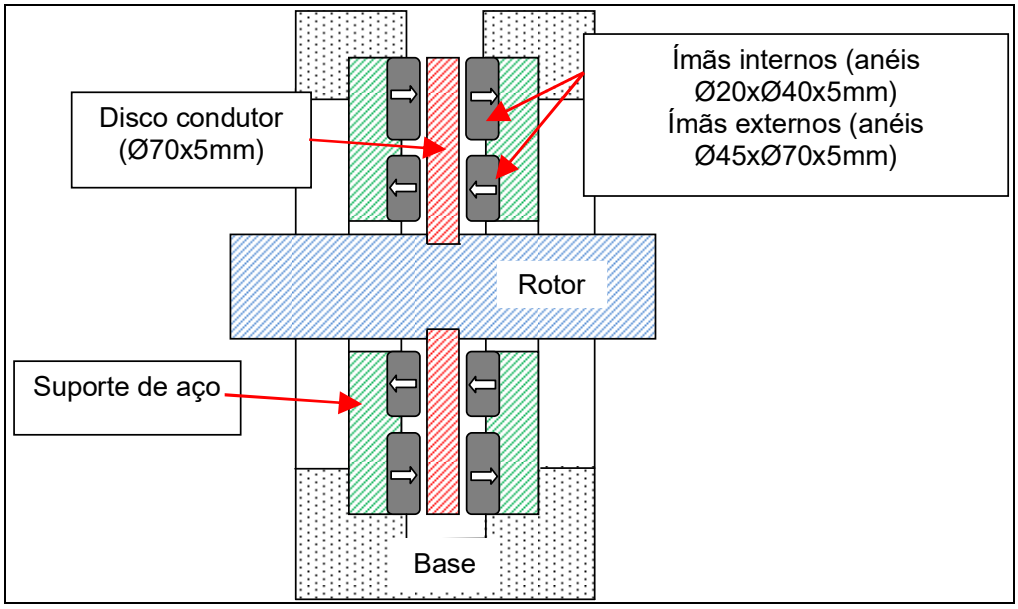
Com as dimensões apresentadas na figura 42, pode-se estimar a rotação crítica para essa configuração eletrodinâmica, através da equação (21), a frequência pode ser expressa pela equação (22), permitindo calcular a frequência crítica segundo as pesquisas apresentadas no capítulo anterior.

$$f = \frac{1}{\pi \cdot \delta^2 \cdot \sigma \cdot \mu_0 \cdot \mu_r} \tag{22}$$

E considerando a espessura do disco de alumínio, a condutividade do material, a permeabilidade no vácuo igual a 4·π x 10^{-7} H/m e a permeabilidade

relativa do alumínio igual a 1,000021, tem-se que a frequência crítica fica igual a 296 Hz ou 17.775 rpm.

Figura 42: Esquema do mancal radial eletrodinâmico homopolar com fluxo axial



Fonte: Autoria própria.

Além do cálculo da frequência crítica é importante que o projeto do protótipo preveja a possibilidade de remover as configurações eletrodinâmicas e para isso utilizou-se bases de alumínio para suportar os ímãs permanentes de NdFeB que são responsáveis por gerar o campo magnético.

Conforme já mencionado, o mancal eletrodinâmico de fluxo axial está localizado no centro do rotor, ao seu lado localiza-se a configuração de fluxo radial seguida do mancal de ímãs permanentes. Dessa forma aumenta-se a distância entre os mancais de ímãs permanentes, consequentemente a rigidez à inclinação.

Portanto, as duas configurações eletrodinâmicas homopolares de fluxo radial ficaram ao lado dos mancais de ímãs permanentes, e por causa da montagem do mancal proposto, foram utilizados ímãs permanentes com os mesmos diâmetros dos

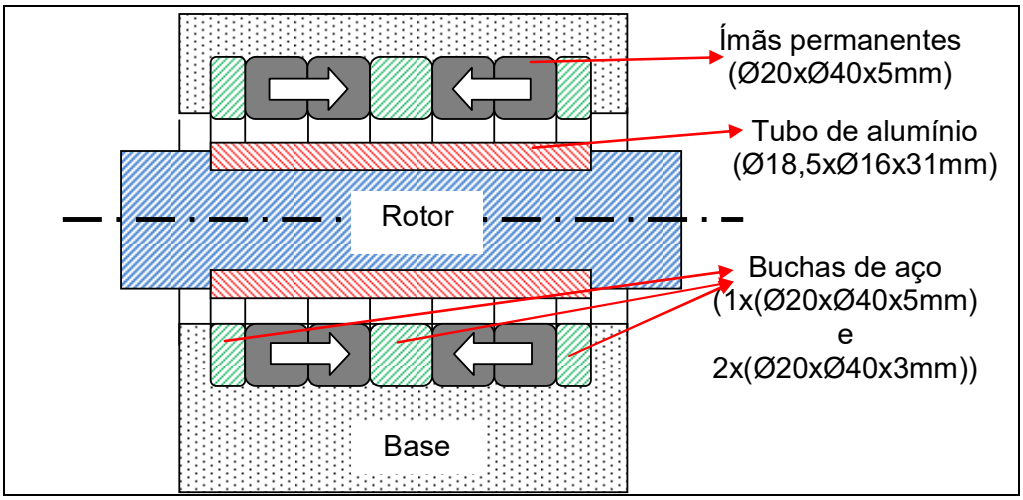
ímãs externos do mancal radial e buchas de aço são utilizadas para fechar o circuito magnético.

Considerando essa questão dimensional e devido à diferença de condutividade utilizou-se um tubo de alumínio como material condutor. O diâmetro externo do tubo foi determinado para evitar colisões entre o tubo e os ímãs permanentes. Devido ao diâmetro do rotor, os tubos condutores ficaram com uma espessura reduzida, fazendo que a velocidade operação para estes mancais seja muito elevada.

Semelhantemente ao diâmetro do disco de alumínio que deve ser igual ao diâmetro dos ímãs permanentes na configuração eletrodinâmica de fluxo axial, o comprimento do tubo condutor deve ser igual ao comprimento total dos ímãs permanentes somados com as buchas de aço, como está ilustrada na figura 43.

Utilizando as dimensões apresentadas na figura 43, e considerando a equação (22) descrita no capítulo anterior, pode-se determinar que a rotação crítica dessa configuração é aproximadamente 111.100 rpm ou 1.851 Hz.

Figura 43: Esquema do mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo radial



Fonte: Autoria própria.

Essa configuração também utiliza ímãs permanentes de NdFeB e buchas de aço fecham o circuito magnético, fazendo com que o campo magnético atravesse radialmente o tubo condutor.

3.3.1. Resultados das simulações da configuração homopolar eletrodinâmica de fluxo axial

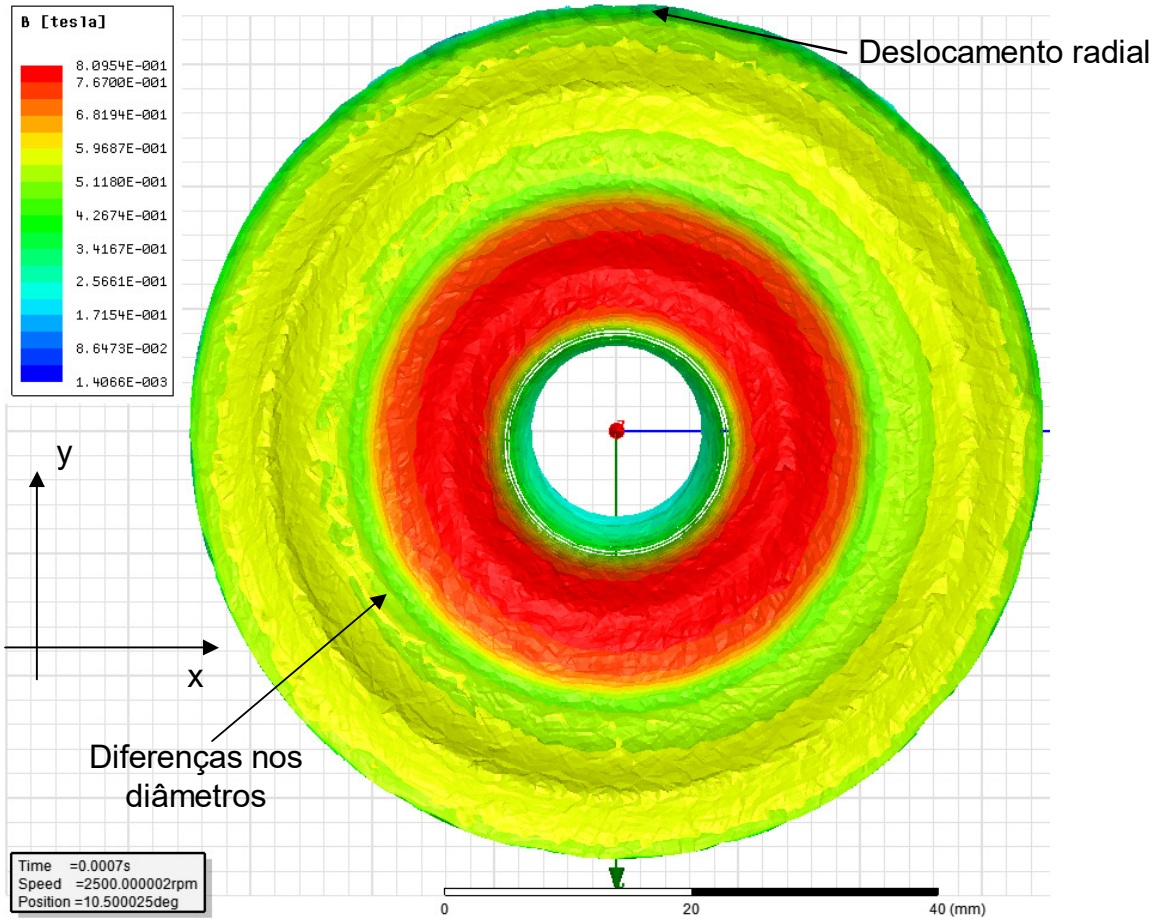
Por meio do método dos elementos finitos, foi feita a avaliação do comportamento no tempo das configurações eletrodinâmicas homopolares. Assim, além da malha é importante dividir o tempo em passos discretos, e o tempo entre cada passo é fundamental na precisão do resultado. Além disso, as primeiras iterações em relação ao tempo não convergem para um resultado, necessitando de uma quantidade mínima de passos para obter a convergência do resultado.

Devido a essa característica, as simulações foram feitas considerando um tempo necessário para que o material condutor efetue uma volta completa. Esse tempo foi então dividido em 360 passos, como objetivo de simular 1º em cada iteração de tempo.

Após determinar as condições de simulação, foi realizada a simulação da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial, e com o resultado da simulação é possível analisar a densidade do fluxo magnético. Essa simulação foi feita considerando o disco condutor deslocado 0,2 mm na vertical e com uma rotação de 41,6 Hz (2.500 rpm) e a densidade de fluxo magnético está apresentada na figura 44. Na qual é possível observar duas características da configuração proposta, a primeira é o fato do suporte de aço utilizado para fechar o circuito magnético ter um rebaixo, que afeta a distribuição da densidade de fluxo magnético,

gerando um circulo com menor densidade. E a segunda característica é o deslocamento imposto, que é 0,2 mm na direção do eixo *y*, e que gera um setor circular com densidade menor na parte superior do disco condutor.

Figura 44: Densidade de fluxo magnético (B) que atravessa o disco condutor na configuração homopolar de fluxo axial.

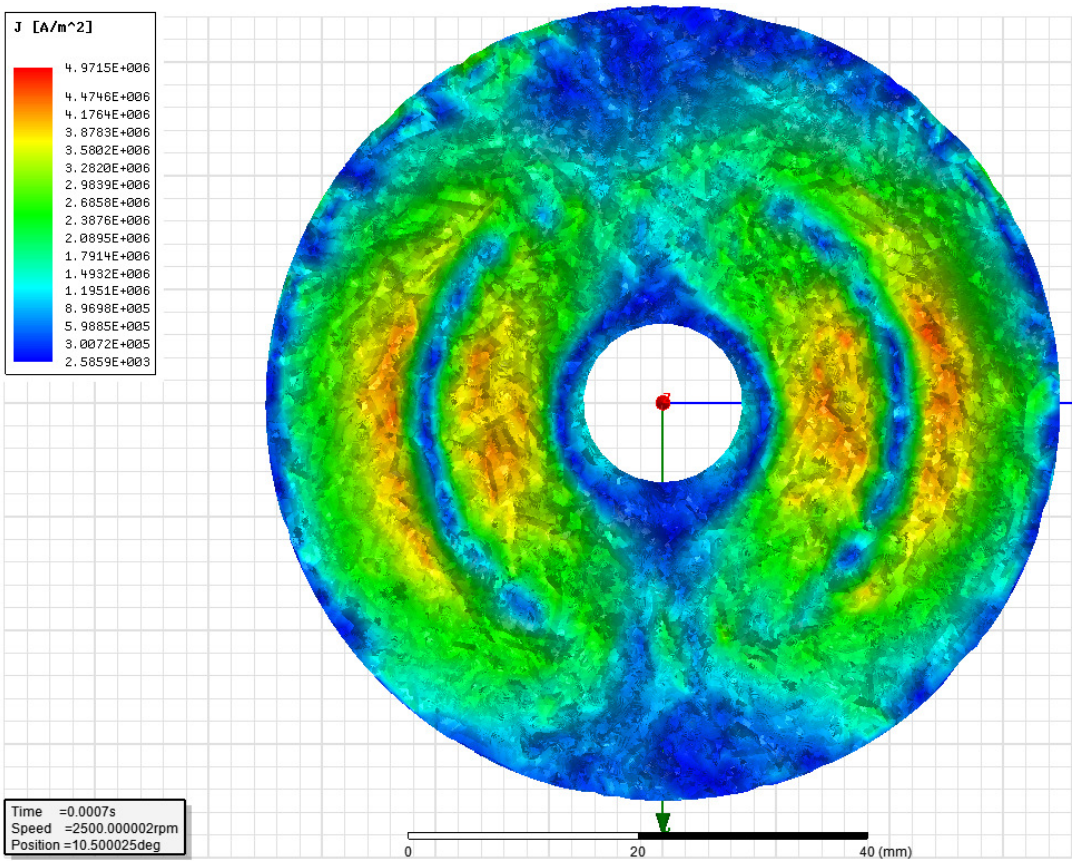


Fonte: Autoria própria.

Devido à rotação do disco condutor ocorrer em torno de um centro fixo deslocado 0,2 mm, a densidade de fluxo magnético não sofre muitas variações com o tempo, mas como a porção de material condutor, que passa pela zona com densidade menor é diferente em relação ao tempo, correntes elétricas são induzidas.

Através da simulação também é possível observar a densidade da corrente elétrica, e neste caso, pode-se observar a variação da densidade da corrente elétrica em diferentes valores de tempo. Primeiramente apresenta-se a densidade do fluxo de corrente, nos primeiros milissegundos de processamento, 0,0007 s, como pode ser visto na figura 45.

Figura 45: Densidade de corrente elétrica a 0,0007 s no mancal eletrodinâmico de fluxo axial.

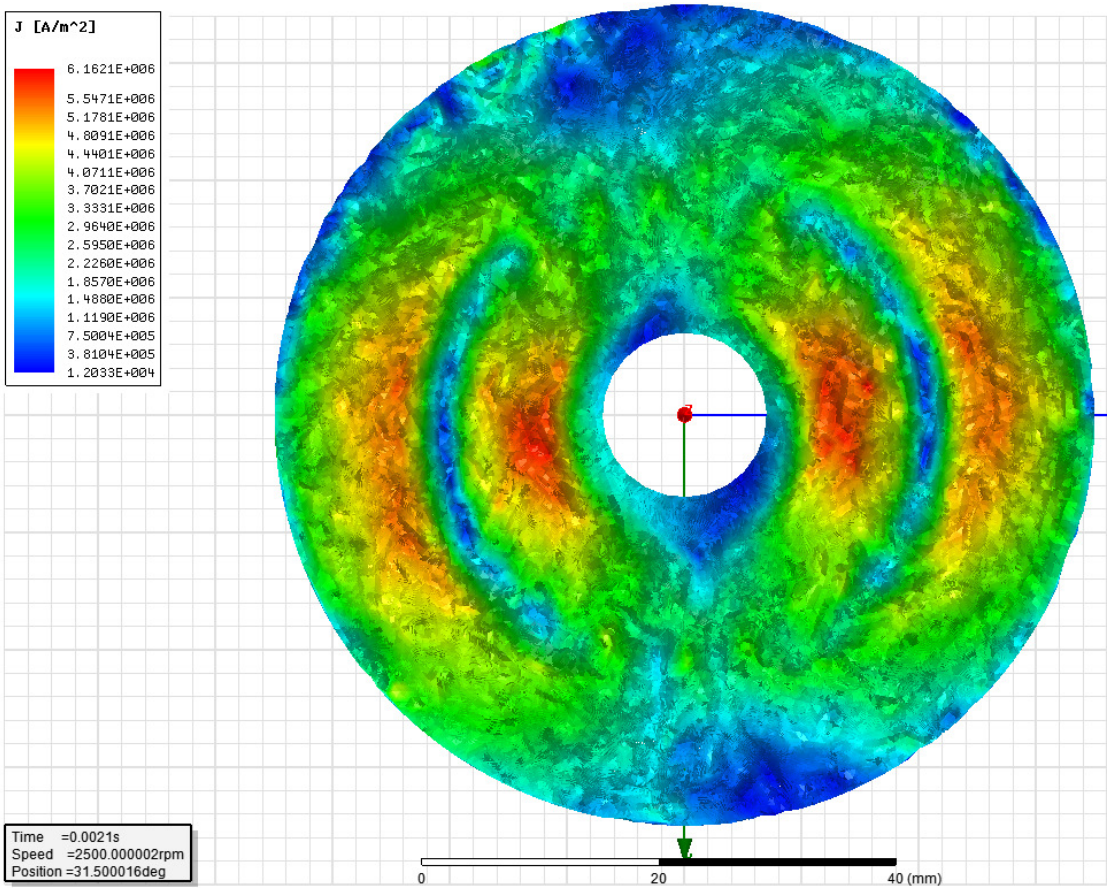


Fonte: Autoria própria.

Na figura 45, está destacada uma região em que se tem a concentração de corrente elétrica. Como esse gráfico é obtido logo no início da simulação e a corrente elétrica é obtida após inúmeras iterações, observou-se o mesmo gráfico em

outros passos de tempo, para verificar se existe variação da densidade de corrente elétrica, o resultado está na figura 46, em que o tempo é igual a 0,0021 s.

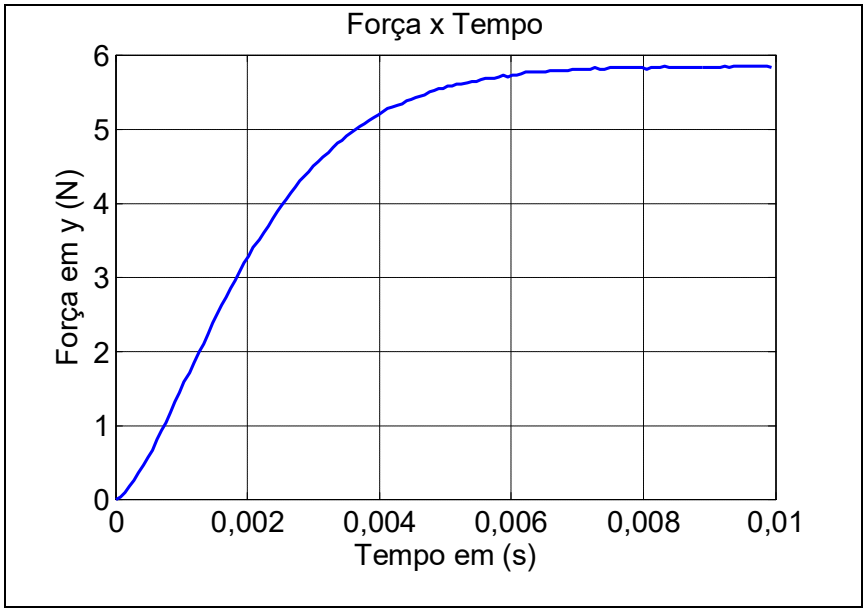
Figura 46: Densidade de corrente elétrica a 0,0021 s no mancal eletrodinâmico de fluxo axial.



Fonte: Autoria própria.

Na figura 46 percebe-se que existe uma região com maior densidade de corrente elétrica. Essa variação na densidade de corrente elétrica se deve ao processo de cálculo, e essa corrente elétrica é responsável por gerar a força de restauração que é apresentada na figura 47.

Figura 47: Resultado da simulação de força da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial



Fonte: Autoria própria.

Os resultados apresentados no gráfico da figura 47 mostram o tempo necessário para a simulação convergir para o resultado, devido ao método computacional da simulação transiente. A força calculada se deve à variação da densidade de corrente elétrica apresentada na figura 45 e figura 46 e o resultado é de aproximadamente 5,8 N, para um deslocamento de 0,2 mm.

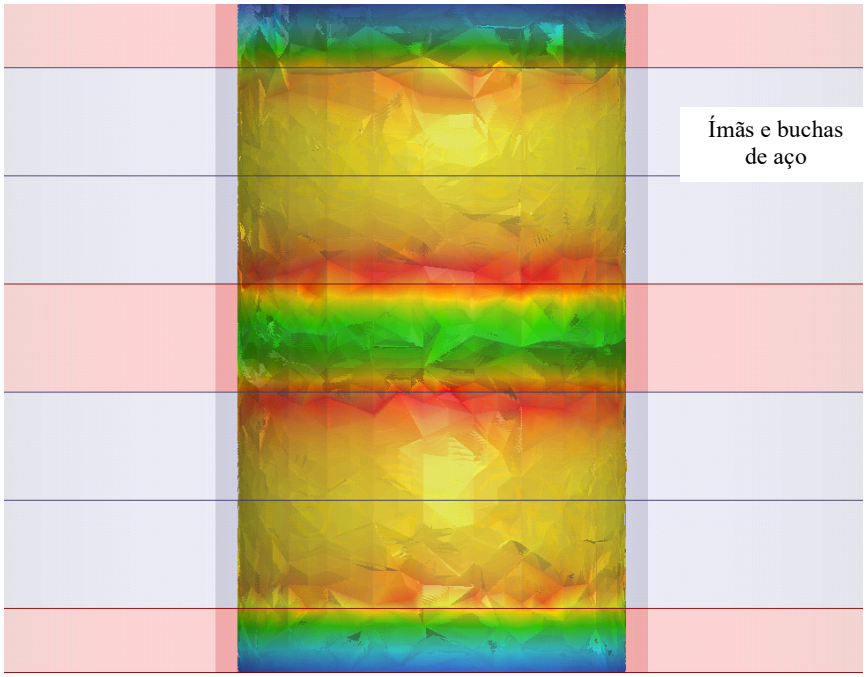
Por fim, a perda devido às correntes elétricas induzidas foi simulada e foi de aproximadamente 5,5 W. O valor se deve ao fato desse mancal estar trabalhando numa rotação abaixo da rotação crítica, que foi estimada em aproximadamente 18.000 rpm.

Após efetuar a análise da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial, prosseguiu-se com a análise da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo radial.

3.3.2. Resultados das simulações da configuração homopolar eletrodinâmica de fluxo radial

Em seguida foi feita uma análise com a configuração de fluxo radial, e inicialmente buscou-se a distribuição da densidade de fluxo magnético (*B*), que está ilustrada na figura 48. Aqui, se ilustra a densidade de fluxo magnético que foi obtida utilizando os seguintes parâmetros: rotação do material condutor de 166,67 Hz (10.000 rpm) e deslocamento radial de −0,2 mm no direção *x*.

Figura 48: Distribuição da densidade de fluxo magnético (B) para a configuração eletrodinâmica de fluxo radial



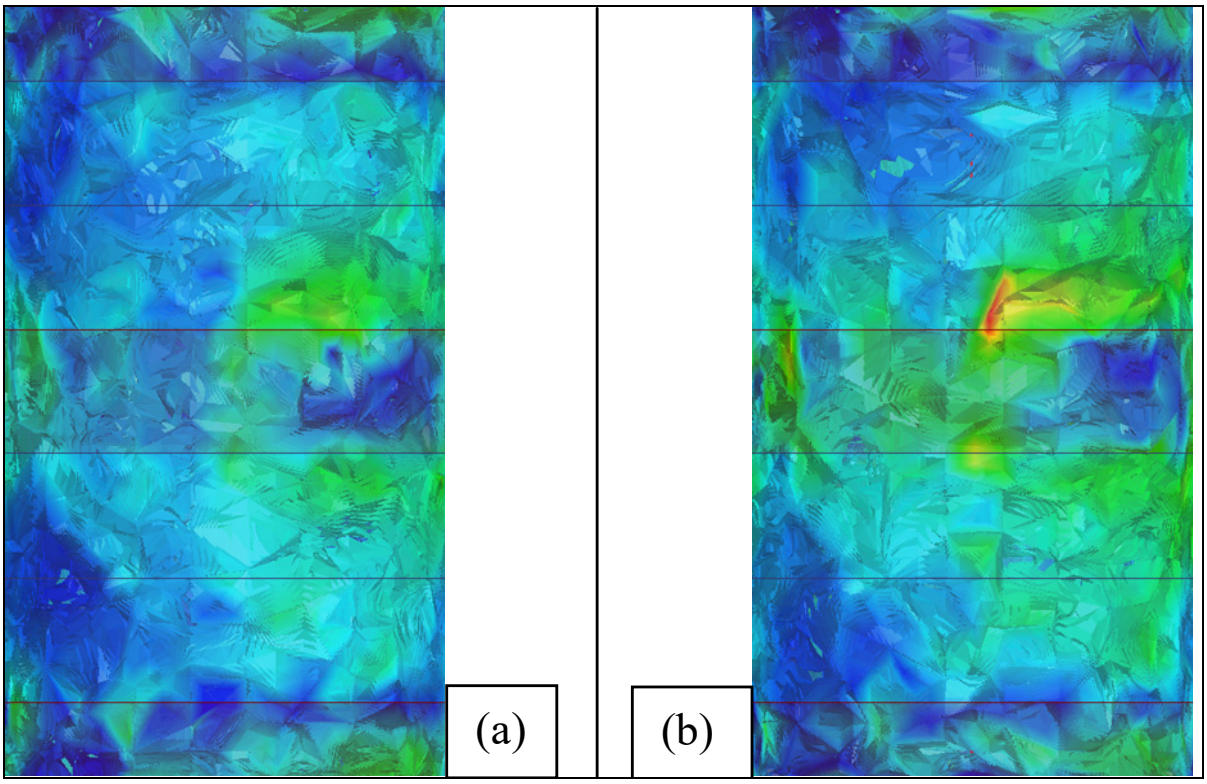
Fonte: Autoria própria.

Nota-se uma redução na densidade do fluxo magnético nas extremidades do condutor, devido às buchas de aço que fecham o circuito magnético. Nota-se outra

redução na parte central do condutor por causa da bucha de aço utilizada para guiar o campo magnético gerado pelos ímãs permanentes.

Posteriormente observou-se a densidade de corrente elétrica em dois instantes diferentes. Primeiramente é apresentada na figura 49 (a), a densidade de corrente elétrica para 0,00016 s, com deslocamento igual a 0,2 mm. Na figura 49 (b) está ilustrada a densidade da corrente elétrica em 0,0047 s com o mesmo deslocamento radial.

Figura 49: Densidade de corrente elétrica para a configuração eletrodinâmica de fluxo radial (a) 0,00016 s e (b) 0,0047 s.



Fonte: Autoria própria.

Comparando entre si a figura 49 (a) e (b), observa-se um leve aumento na densidade de corrente elétrica. Por fim foi feita a simulação de força magnética,

porém essa simulação mostrou uma força próxima de zero, possivelmente devido à baixa rotação assumida na simulação, o que afetou a eficiência dessa configuração.

Os experimentos que buscam avaliar o desempenho das configurações eletrodinâmicas precisam ser feitos em rotação, pois as eficiências das configurações eletrodinâmicas dependem da rotação e do comportamento do rotor. Nessa situação, a pesquisa seguiu com experimentos utilizando o mancal magnético proposto, permitindo avaliar o desempenho das configurações eletrodinâmicas com o rotor levitando e em rotação.

3.4. Resultados experimentais do mancal híbrido

O ensaio tem como objetivo avaliar o desempenho do mancal proposto, em especial o efeito do mancal eletrodinâmico homopolar. Portanto, é necessário comparar o desempenho de cada configuração eletrodinâmica com o mancal de controle uniaxial.

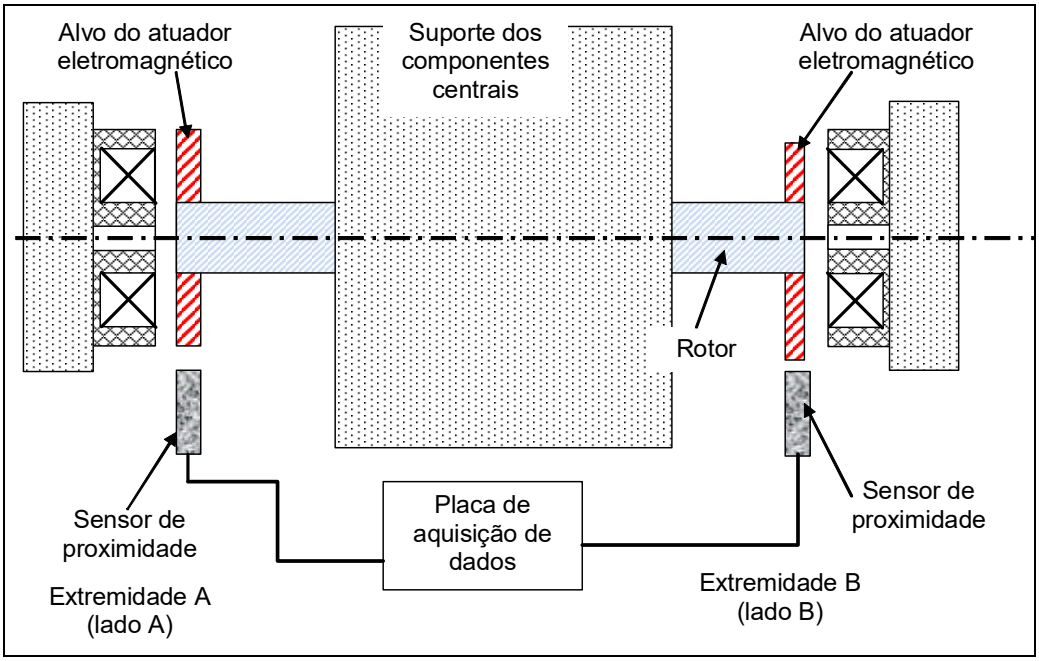
O ensaio foi feito com quatro configurações distintas (ver figura 30):

i. Apenas com o mancal eletromagnético axial e o mancal magnético radial de ímãs permanentes;
ii. Com o mancal eletrodinâmico de fluxo axial;
iii. Outra combinação somente com os mancais eletrodinâmicos de fluxo radial e por fim;
iv. O mancal magnético proposto que utiliza as duas configurações.

Os experimentos foram feitos com o intuito de medir e comparar as oscilações radiais, e para essa finalidade foram utilizados sensores de proximidade indutivos,

posicionados nas extremidades do rotor, medindo o deslocamento radial do disco de aço utilizado como alvo do atuador eletromagnético, como mostra a figura 50.

Figura 50: Esquema da posição do sensor de proximidade indutivo utilizado para medir oscilações radiais



Fonte: Autoria própria.

Esses sensores possuem um ganho de 7.870 V/m, quando o alvo for de aço e, a sua tensão de alimentação igual a −24 V [52]. A leitura dos sensores é captada através de uma placa de aquisição com comunicação USB com computador, com resolução de 14 bits, permitindo uma frequência de leitura de até 48 kHz [53].

O rotor apresenta oscilações radiais de diversas, mas uma primeira possibilidade é existência de imperfeições geométricas nos diversos componentes do mancal que resultariam em desbalanceamento no rotor. Porém tanto o rotor quanto os seus componentes foram fabricados segundo tolerâncias na ordem de centésimos de milímetro. Mesmo os ímãs permanentes possuem precisão

dimensional na ordem de centésimos, tornando remota a possibilidade das vibrações radiais serem oriundas do simples desbalanceamento.

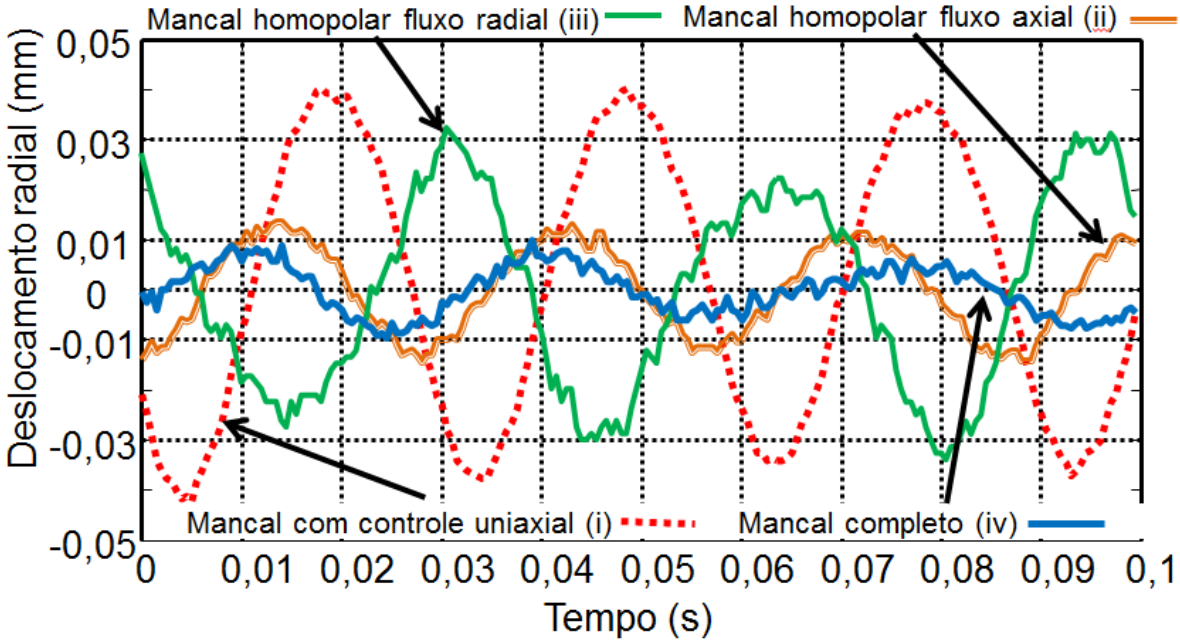
Outra possível origem das oscilações radiais é o campo magnético gerado pelos ímãs permanentes do mancal radial. Caso esse campo magnético apresente não uniformidades, o mancal de ímãs permanentes apresentará uma oscilação em sua rigidez radial de acordo com a posição angular do rotor, gerando oscilações radiais quando o rotor estiver em rotação.

A suspeita da não uniformidade do campo magnético se baseou em montagens sucessivas que apresentaram diferentes amplitudes nas oscilações radiais nas duas extremidades do rotor, mesmo em rotações baixas como 1 Hz ou 2 Hz. Em rotações tão baixas, os efeitos provenientes do desbalanceamento seriam praticamente nulos.

De todo modo, verificou-se que as oscilações aumentam de amplitude com o aumento da velocidade. E de modo a evitar uma colisão do rotor com a parte estacionária, os experimentos com as diversas montagens foram conduzidos a rotações inferiores a 35 Hz. Este procedimento é especialmente importante nos ensaios com a montagem (i) que não incorpora mancais eletrodinâmicos, ou seja, nenhuma capacidade de amortecimento de vibrações radiais.

Em cada montagem (i a iv) foram medidas as oscilações radiais do rotor, quando este foi acionado por um motor DC e um conjunto de polia e correia. Em todos os experimentos, os ganhos do controlador PID não foram alterados, permitindo a comparação dos resultados, que estão ilustrados na figura 51 [54].

Figura 51: Resultado dos experimentos a 33 Hz (2.000 rpm).



Fonte: Adaptado do artigo de Yamamoto, Horikawa e Silva (2014) [54].

Segundo os resultados apresentados na figura 51, nota-se que o experimento que apresentou a maior oscilação radial, aproximadamente 0,08 mm de amplitude pico a pico e foi obtida com a montagem (i), em que nenhum mancal eletrodinâmico foi acoplado. Esta foi à mesma oscilação observada durante o ensaio para a determinação dos ganhos do controlador PID.

O experimento com a montagem (iii), no qual apenas os mancais eletrodinâmicos com fluxo radial foram acoplados, apresentou uma oscilação radial de aproximadamente 0,06 mm amplitude pico a pico, portanto menor que a montagem (i). Porém ainda é um valor maior do que as montagens (ii) e (iv). Isso se deve ao fato que a configuração de fluxo radial ser mais eficiente em rotações mais elevadas, segundo resultado obtido através de simulações, mostra que na rotação aplicada à configuração eletrodinâmica não atua significativamente.

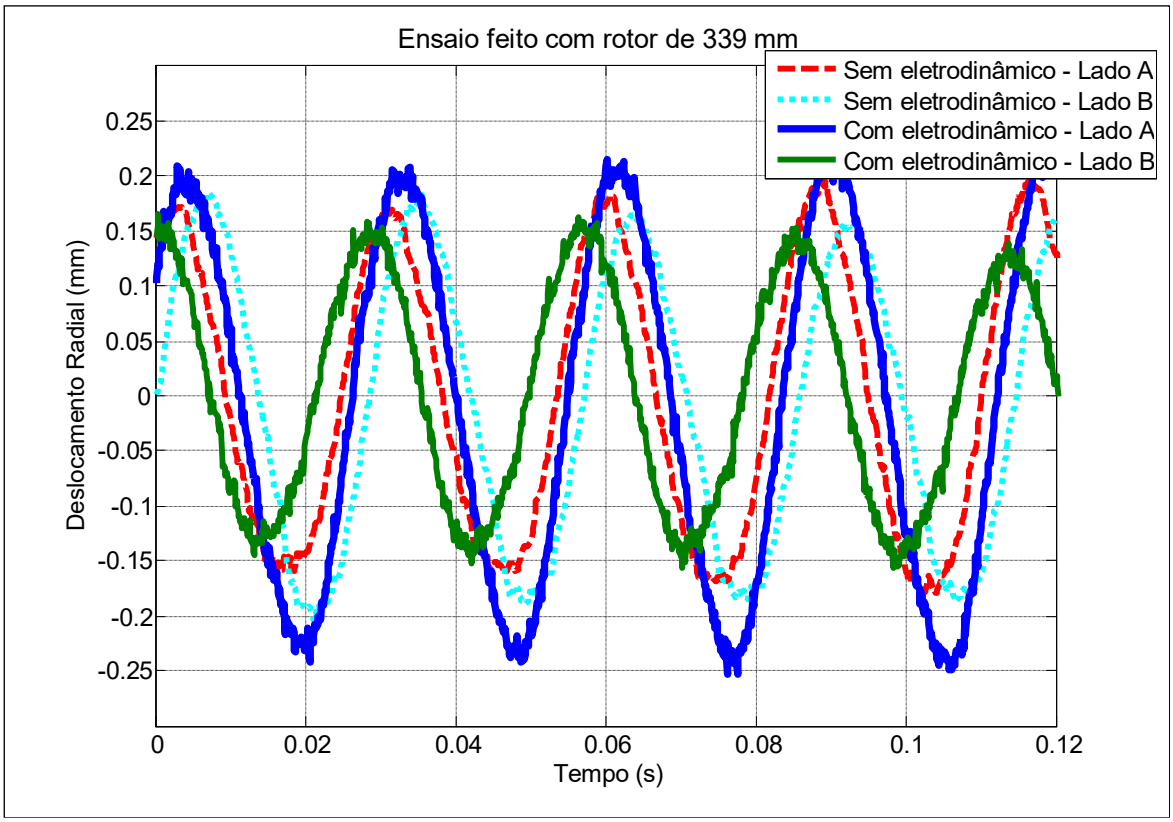
A montagem (ii), que utiliza apenas um mancal eletrodinâmico de fluxo axial, mostrou uma redução maior na oscilação radial em relação às montagens (i) e (iii), por volta de 0,03 mm amplitude pico a pico. E, por fim, a montagem completa (iv) utilizando as duas configurações eletrodinâmicas apresentou a menor oscilação radial dentre todos os experimentos, menor que 0,02 mm amplitude pico a pico, provavelmente porque existe uma combinação das forças geradas pelos mancais eletrodinâmicos de fluxo axial e radial.

Os resultados com a configuração eletrodinâmica de fluxo axial mostram a atenuação das oscilações radiais, porém o rotor apresentava uma carga radial devido à força de tração da correia, e visando observar o comportamento do rotor sem carga, novos ensaios foram realizados utilizando ar comprimido para o acionamento do rotor.

Devido à impossibilidade de estabelecer uma rotação acima de 35 Hz, sem o risco de colisões entre o rotor e as partes estacionárias, a eficiência da configuração eletrodinâmica de fluxo radial ficou comprometida, de forma que os novos ensaios foram feitos comparando-se a configuração eletrodinâmica de fluxo axial com a configuração de controle uniaxial.

Os resultados com ambas as configurações estão apresentadas na figura 52, que apresenta as oscilações radiais das duas extremidades do rotor denominadas lado A e lado B. Os resultados obtidos com ambas as configurações mostram oscilações radiais com uma amplitude maior e, percebe-se que não houve atenuação mesmo com a aplicação do mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo axial. Conclui-se então, que existe a possibilidade de que o movimento do disco condutor esteja reduzindo significativamente a eficiência das configurações eletrodinâmicas de fluxo axial.

Figura 52: Ensaio executado a 35 Hz com acionamento por ar comprimido



Fonte: Autoria própria.

3.5. Análise de desempenho da configuração eletrodinâmica de fluxo axial

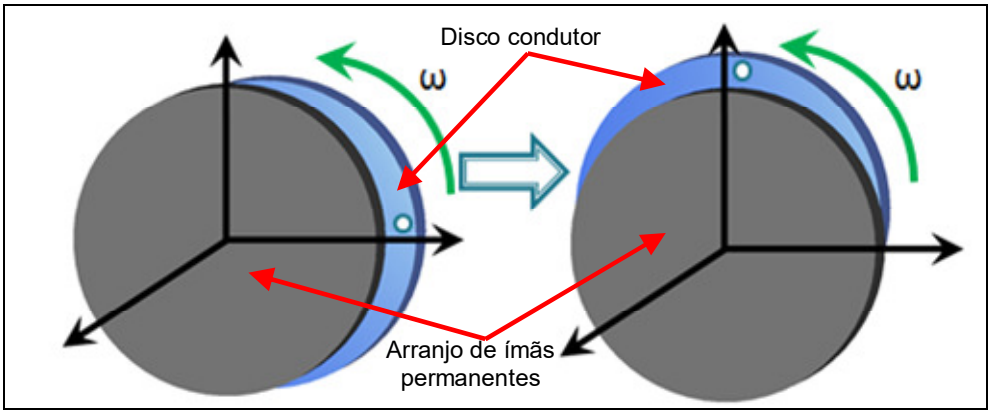
Comparando os resultados apresentados na figura 51 e figura 52 é possível observar que no último ensaio, a configuração eletrodinâmica de fluxo axial, não gerou reduções perceptíveis nas oscilações radiais do rotor.

Analisando a situação, observou-se que existe uma deficiência no mancal eletrodinâmico homopolar, no que diz respeito ao amortecimento de forças radiais sincronizadas com a rotação, como por exemplo, o desbalanceamento ou a não uniformidade do campo magnético do mancal radial, de forma que o movimento do rotor reduz a eficiência da configuração eletrodinâmica.

Considerando o princípio eletrodinâmico apresentado no capítulo 2, supõe-se que para reduzir a eficiência do mancal eletrodinâmico homopolar, o movimento do rotor precisa reduzir as variações no campo magnético que atravessa o disco condutor, consequentemente não gerando forças radiais.

Desta forma é necessário verificar se o movimento do rotor pode impedir a variação do campo magnético que atravessa o condutor e conclui-se que existem duas possibilidades: a primeira é que o rotor gira perfeitamente centrado, logo o disco condutor está sempre concêntrico aos ímãs permanentes e não existe variação do campo magnético que atravessa o disco condutor, porém não haveria oscilações radiais. E na segunda possibilidade, o movimento do rotor é similar a uma trajetória circular, em que o centro do rotor descreve um movimento circular em torno do centro geométrico da parte estacionária, como está apresentado no esquema da figura 53.

Figura 53: Trajetória de um ponto fixo com massa excêntrica



Fonte: Autoria própria.

Conforme ilustrado na figura 53, o movimento do rotor faz com que uma parte do disco condutor não se sobreponha aos ímãs permanentes e durante a rotação,

essa parte do disco contorna os ímãs permanentes, logo não haverá variação na densidade de fluxo magnético, que atravessa o disco condutor. Consequentemente a configuração eletrodinâmica não irá gerar forças radiais. Considerando a situação ilustrada na figura 53, supõe-se que no experimento anterior, ilustrado pela figura 52, uma situação similar ocorreu.

Por outro lado, a discussão acima conduz à conclusão de que nos ensaios apresentados na figura 51, o rotor descreveu um movimento com um centro fixo, apenas deslocado do centro geométrico, como foi discutido no capítulo 2, tornando efetivo o mancal eletrodinâmico homopolar. Possivelmente o movimento do rotor foi influenciado pela força radial imposta sobre o rotor pela correia.

Além destes problemas, constatou-se ao longo de diversas montagens do mancal, que o rotor sofria deformações plásticas. De modo a eliminar a possibilidade destas deformações terem causado os problemas descritos na figura 53 buscou-se uma solução para o problema da flexão e deformação do rotor.

3.6. Flexão do rotor

O rotor sofreu deformações permanentes, possivelmente devido a sua elevada esbeltez, somado aos esforços gerados pela configuração eletrodinâmica de fluxo axial e os esforços devido ao processo de montagem e desmontagem, uma vez que os mancais eletrodinâmicos foram fixados por interferência.

A flexão observada no rotor foi da ordem de décimos de milímetros entre uma extremidade a outra, afetando diretamente os mancais radiais de ímãs permanentes, uma vez que, o deslocamento devido ao peso do rotor, tem a mesma ordem de grandeza. Por exemplo, caso o mancal esteja montado horizontalmente, haverá um

deslocamento radial de aproximadamente 0,26 mm devido ao peso total do rotor, que é igual a 0,58 Kg.

Portanto, para realizar novos ensaios é necessário um rotor com maior resistência à flexão, e para isso uma possibilidade é reduzir o índice de esbeltez do rotor, reduzindo o seu comprimento. Porém, a redução do comprimento, impede à aplicação de ambas as configurações eletrodinâmicas homopolares.

Considerando a necessidade de reduzir o comprimento e a velocidade de trabalho de cada configuração eletrodinâmica, decidiu-se dividir a pesquisa em duas etapas, de acordo com a rotação. Inicialmente foi abordado o comportamento do mancal em baixas rotações, próximas de 35 Hz. Pois, a primeira versão do mancal apresentou colisões a essa rotação.

3.7. Conclusões do capítulo

Nesse capítulo foram apresentados os parâmetros da primeira versão do mancal híbrido proposto e os resultados obtidos através de experimentos e simulações que mostram o desempenho da configuração de ímãs permanentes em fornecer elevada rigidez radial de 22 N/mm, com um entreferro de 2,5 mm, permitindo a aplicação em elevadas rotações.

Uma análise similar foi feita no atuador eletromagnético comprovando que o acoplamento do mancal radial de ímãs permanentes com mancal ativo eletromagnético permite obter levitação estável em 5 graus de liberdade, atingindo assim uma configuração similar ao mancal com controle uniaxial.

Com o intuito de gerar amortecimento radial ao mancal proposto numa ampla faixa de rotação duas configurações eletrodinâmicas homopolares foram acopladas,

e através de experimentos comparou-se o desempenho de cada uma das configurações eletrodinâmicas com a configuração similar ao mancal com controle uniaxial.

Observou-se a presença de oscilações radiais decorrentes da não uniformidade dos campos magnéticos do mancal radial de ímãs permanentes ou devido ao desbalanceamento do rotor. Em rotações próximas de 35 Hz, as oscilações radiais aumentaram a ponto de causar uma colisão do rotor e as partes fixas do mancal, limitando assim a rotação máxima nos experimentos.

Os resultados dos experimentos mostraram uma redução de 75% na amplitude das oscilações radiais utilizando a configuração eletrodinâmica de fluxo axial, e mesmo com a configuração eletrodinâmica de fluxo radial apresentou uma atenuação das oscilações radiais. Porém, nesses experimentos havia esforços radiais sobre o rotor, como a força de tração gerada pela correia utilizada para acionar o rotor.

Buscou-se então, fazer um segundo ensaio, com o rotor acionado com ar comprimido, ou seja, sem a presença de esforços radiais externos sobre o rotor, e o resultado desse experimento não apresentou redução na amplitude das oscilações radiais, inclusive utilizando a configuração eletrodinâmica de fluxo axial.

Diante desse resultado, supõe-se que o movimento do rotor é capaz de reduzir a variação do campo magnético que atravessa o condutor, neutralizando a configuração eletrodinâmica homopolar. Além disso, notou-se uma deformação inesperada do rotor.

Nessa situação foi necessário aumentar a resistência à flexão do rotor. Por isso separou-se a pesquisa em duas partes. Na primeira parte, buscou-se abordar o comportamento do mancal magnético híbrido em baixas rotações, na qual a

configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial se mostra eficaz. E numa segunda etapa serão abordadas rotações maiores, com a aplicação do mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo radial.

A pesquisa seguiu com o desenvolvimento de um novo protótipo do rotor, através do qual é investigado o comportamento do rotor em baixas rotações e baseados nos resultados obtidos, removeu-se o mancal eletrodinâmico de fluxo radial. No próximo capítulo, será apresentado o novo rotor, suas características e os resultados dos ensaios.

4. PROTÓTIPO II DO MANCAL MAGNÉTICO HÍBRIDO

No capítulo anterior foi apresentada a primeira versão do mancal magnético híbrido, e através de experimentos com o mancal magnético híbrido, notou-se a presença de oscilações radiais, possivelmente causadas por não uniformidades no campo magnético gerado pelos ímãs permanentes dos mancais radiais.

Observou-se que devido ao elevado comprimento e o pequeno diâmetro do rotor, o mesmo apresentou uma flexão permanente, devido ao processo de montagem e desmontagem dos componentes e aos esforços do mancal magnético híbrido. Isto introduziu incertezas no comportamento do rotor e, consequentemente, dificultou uma análise criteriosa.

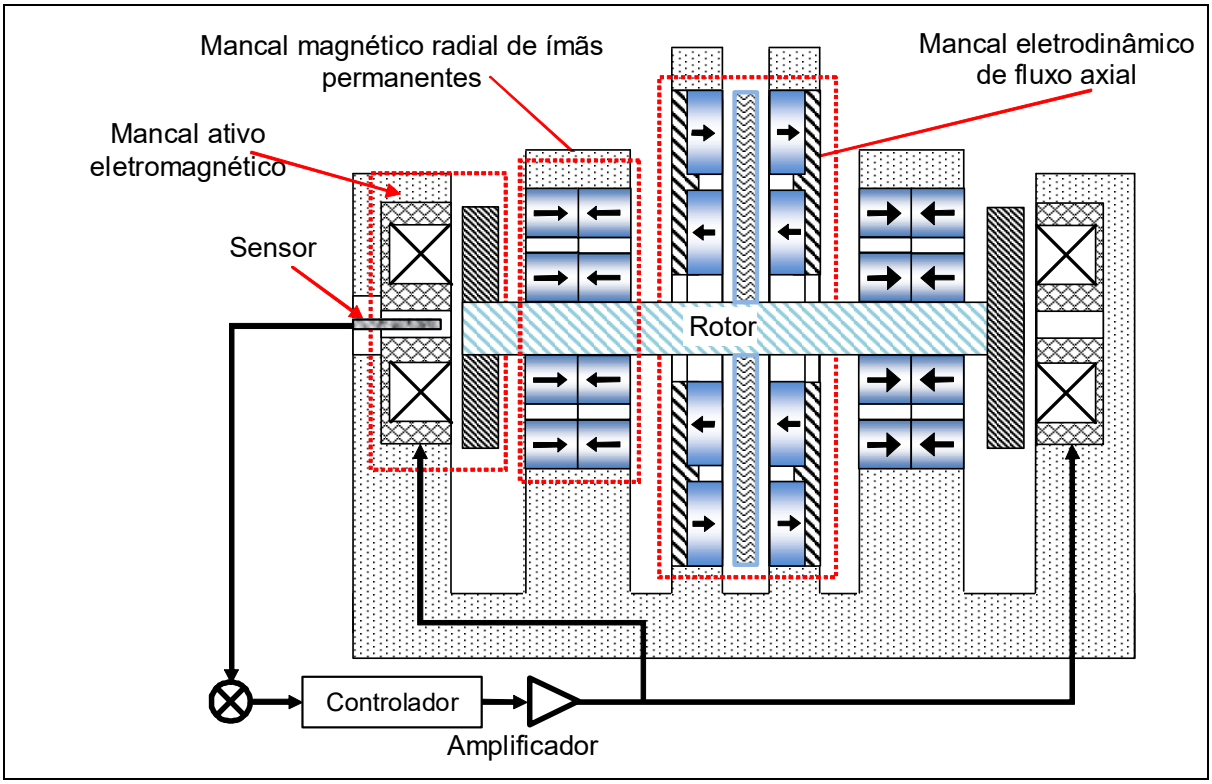
De modo a minimizar a deformação permanente do rotor, projetou-se um novo rotor com menor comprimento e maior resistência à flexão. Em consequência, foi preciso remover um dos mancais eletrodinâmicos, mantendo somente o de fluxo axial. Na mesma medida, as investigações foram feitas somente em rotações baixas de até 35 Hz.

4.1. Rotor da segunda versão do mancal magnético híbrido

A figura 54 ilustra o novo mancal híbrido que contempla somente a configuração eletrodinâmica de fluxo axial. Assim como na versão anterior, o novo rotor também é feito de aço inox austenítico, com um comprimento de 174 mm. O comprimento foi reduzido de 48% em relação à primeira versão, reduzindo o número de suportes, que eram 6 e passaram a ser 4, uma vez que o suporte dos ímãs da

configuração de fluxo axial também é utilizado para fixar os ímãs permanentes do mancal radial de ímãs permanentes, como pode ser visto na figura 55.

Figura 54: Esquema da nova configuração do mancal proposto.

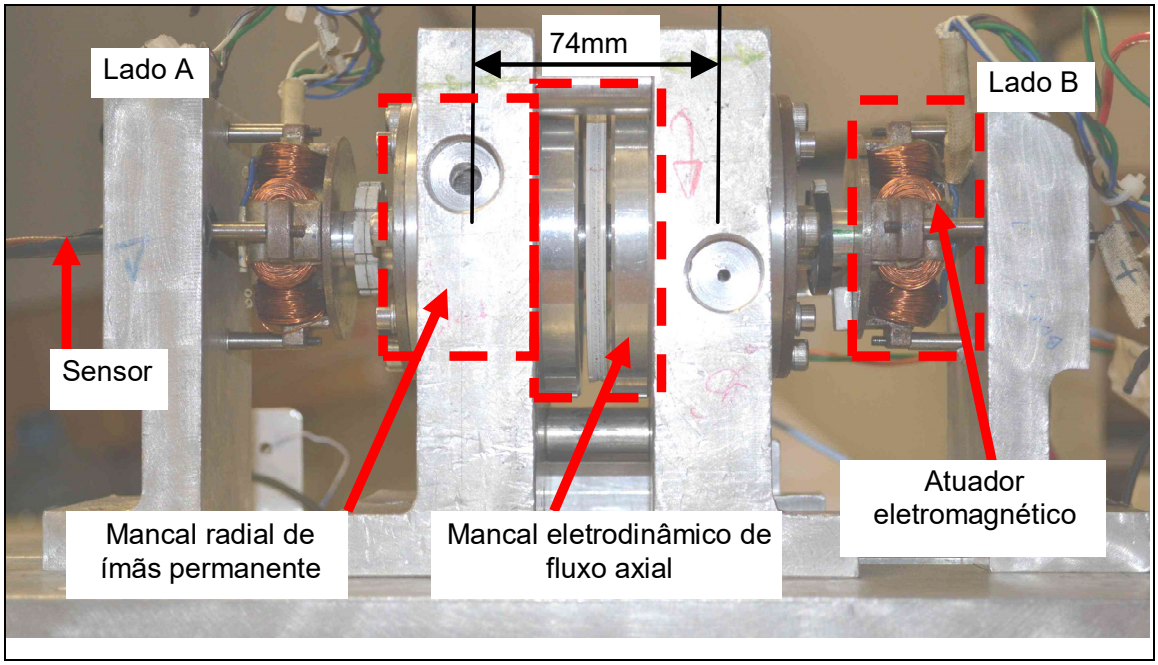


Fonte: Autoria própria

Devido ao reduzido comprimento, estima-se que o eixo sofra menores deformações por flexão. Considerando uma força aplicada sobre o disco condutor, e o rotor apoiado por mancais rígidos nas extremidades, seria necessária uma força de 30 N para causar uma flexão de 0,03 mm no primeiro rotor, ao passo que seriam necessários 115 N para gerar a mesma deformação na segunda versão.

Contudo, a redução no comprimento do rotor resultou na redução da rigidez à inclinação, que passou de 440 N·m/rad para 60,2 N·m/rad. Pois, a distância entre os mancais radiais, que era igual a 201 mm na primeira versão passou a ser de 74 mm na nova versão (figura 55).

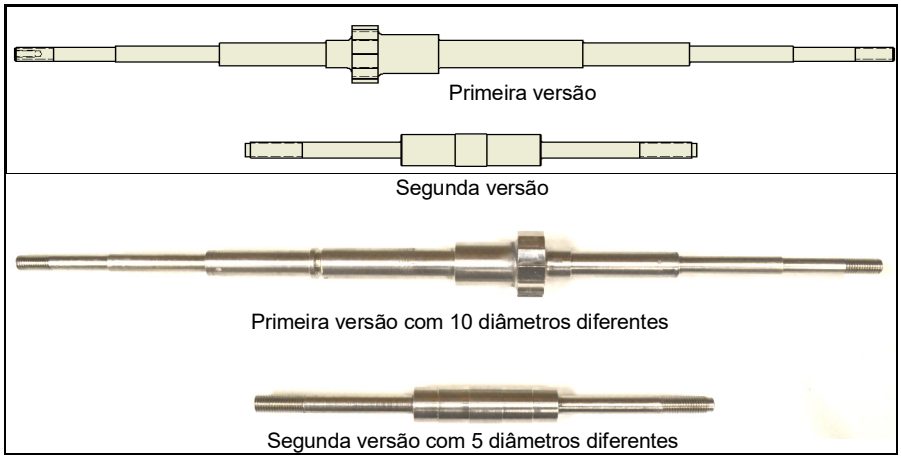
Figura 55: Foto da montagem com novo rotor



Fonte: Autoria própria

Devido à remoção da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo radial, a segunda versão do rotor passou a ter poucas variações de diâmetro como mostra a figura 56, permitindo alto controle dimensional durante a fabricação do rotor.

Figura 56: Desenho do rotor antigo e do novo



Fonte: Autoria própria

Com o novo mancal, foi realizado um primeiro ensaio visando verificar a influência da não uniformidade do campo magnético nas oscilações radiais, presentes na primeira versão.

4.1.1. Ensaio da influência dos ímãs permanentes nas oscilações radiais

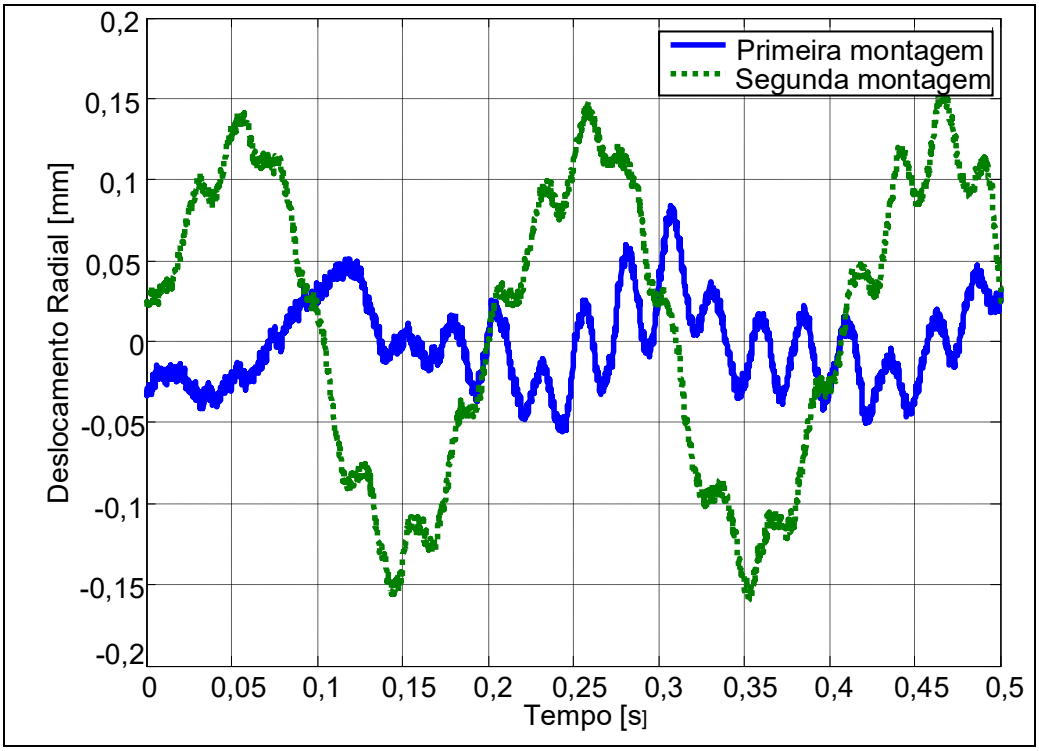
Este ensaio consistiu em medir as oscilações radias do rotor em baixas rotações de modo a evitar a ocorrência de efeitos do desbalanceamento. As oscilações radiais foram medidas para diferentes posições relativas entre os ímãs permanentes do mancal radial. Inicialmente executou-se esse experimento, apenas em uma das extremidades do rotor, o lado esquerdo, denominado de lado A como está indicado na figura 55.

Esse ensaio foi feito marcando-se todos 4 ímãs com uma linha, montou-se o mancal e utilizando ar comprimido o mesmo foi acionado até atingir 5 Hz. Nestas condições, mediram-se as oscilações radiais. Em seguida, retiraram-se os ímãs permanentes do lado A, e montando-os de forma a desalinhar a marca feita. Novamente o rotor foi acelerado até 5 Hz, e as oscilações radiais, medidas.

Os resultados apresentados na figura 57 evidenciam que o alinhamento dos ímãs permanentes influencia significativamente nas oscilações radiais. Apenas alterando a posição relativa dos ímãs, obteve-se oscilações radiais com amplitude pico a pico próxima de 0,1 mm, na primeira montagem em comparação com as oscilações com amplitude pico a pico de aproximadamente 0,3 mm com a segunda

montagem, resultando numa variação de quase 3 vezes na amplitude das oscilações radiais.

Figura 57: Comportamento do rotor novo com rotação de 5 Hz



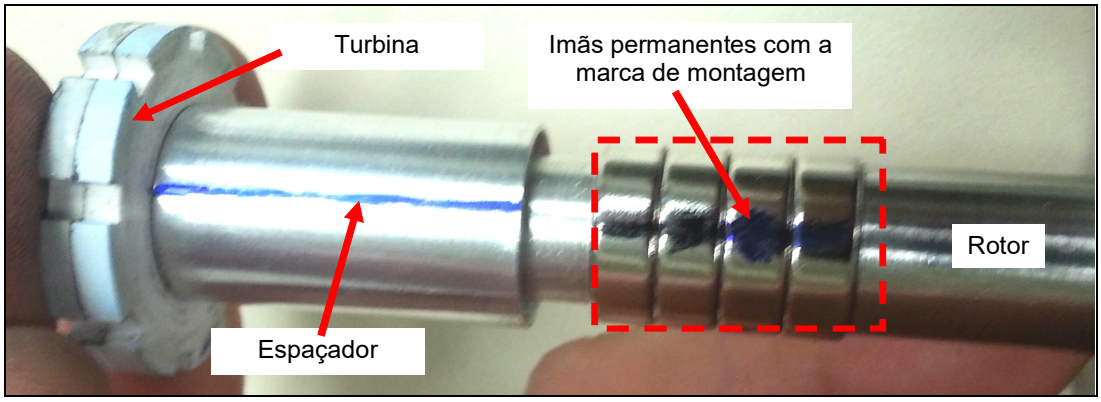
Fonte: Autoria própria

Este ensaio realça a importância de se garantir que os imãs permanentes sejam montados na mesma posição entre as montagens, garantindo a repetibilidade na amplitude das oscilações radiais.

Antes de prosseguir com os experimentos, procurou-se uma orientação entre imãs que resulte numa a amplitude mínima das oscilações radiais. A amplitude encontrada foi de 0,1 mm. Os imãs foram marcados nesta posição e experimentos posteriores buscou-se sempre montar os imãs com as marcações alinhadas, conforme ilustrado na figura 58. Além disso, estabeleceu-se como procedimento de

montagem, a aplicação de um mesmo torque de aperto sobre a porca de fixação dos imãs.

Figura 58: Foto do processo de fixação dos ímãs permanentes ao rotor



Fonte: Autoria própria

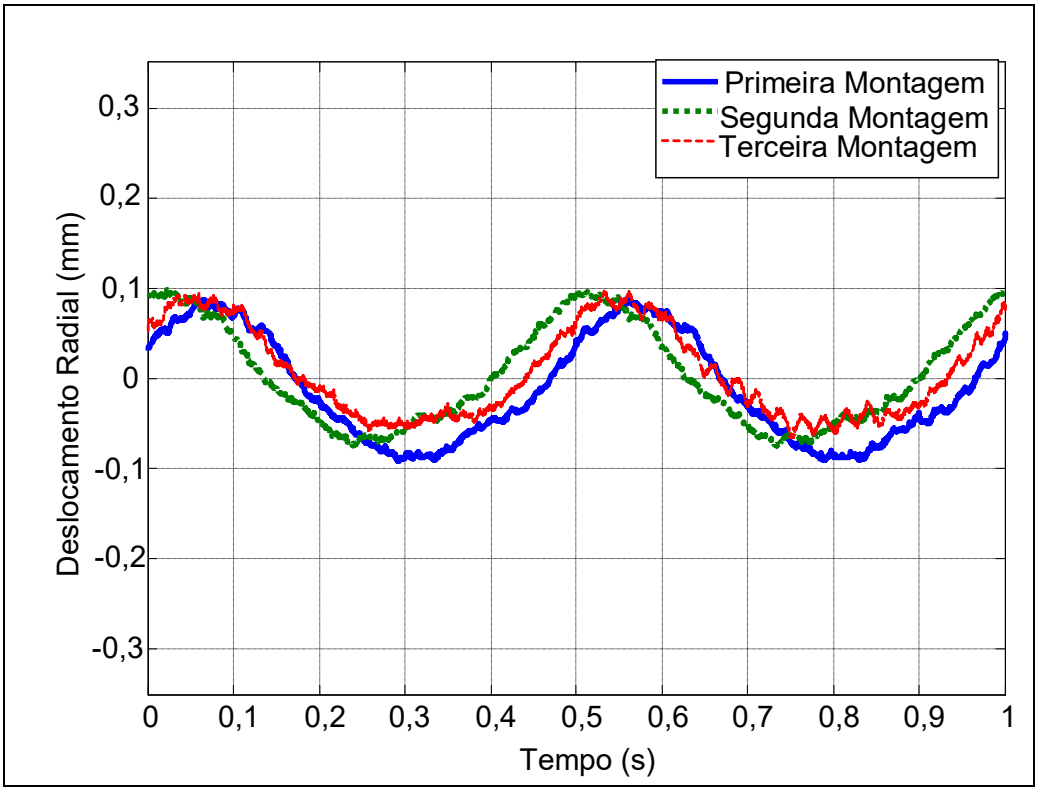
De modo a verificar a eficácia do procedimento descrito de montagem, o ensaio anterior foi refeito várias vezes. Os resultados obtidos estão apresentados na figura 59. Nesse ensaio estão apresentadas apenas as oscilações radiais do lado esquerdo do rotor (lado A) com o rotor acionado com ar comprimido até a rotação de 2 Hz, considerando três montagens distintas, sendo uma delas com o mancal eletrodinâmico e outras duas sem o mancal eletrodinâmico de fluxo axial.

Os resultados apresentados na figura 59, revelam uma elevada repetibilidade na amplitude e forma das oscilações radiais obtidas com a padronização da montagem, permitindo uma comparação criteriosa entre as montagens. Dessa forma, repetiu-se o ensaio para o lado direito do rotor (lado B), consequentemente, os ímãs permanentes de ambos os lados estão marcados e pode-se aplicar a regra de montagem em ambos os lados.

Com o objetivo de evitar efeitos indesejáveis dos esforços de montagem sobre a geometria do rotor, o disco condutor, montado por interferência, e não foi

retirado do rotor entre as montagens. Ao invés disso adicionou-se ou removeu-se apenas os ímãs permanentes, responsáveis por gerar o campo magnético para a configuração eletrodinâmica.

Figura 59: Oscilação radial com as regras de montagem com rotação de 2 Hz



Fonte: Autoria própria

A pesquisa seguiu com os ensaios com o rotor acionado com ar comprimido, que permitam avaliar se a flexão do primeiro rotor teria influenciado no comportamento das oscilações radiais, dessa forma aumentou-se a rotação para verificar se o movimento do rotor afetou o desempenho da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial.

4.1.2. Ensaio de acionamento com ar comprimido

Aqui, o objetivo é verificar o desempenho da configuração eletrodinâmica de fluxo axial em amortecer as oscilações radiais. Para tanto, realizou-se um ensaio comparando-se as oscilações radiais das duas extremidades do rotor, em diferentes rotações, considerando duas montagens: a primeira, com o mancal eletrodinâmico de fluxo axial e a segunda, sem a influência da configuração eletrodinâmica.

Com o intuito de aumentar o deslocamento radial à medida que a rotação aumenta, buscando observar o efeito do desbalanceamento, foram coladas no disco condutor, duas massas. As oscilações radiais foram medidas em diversas rotações, iniciando em 2 Hz, e aumentando sucessivamente a rotação, em todas as medidas o rotor acionado com ar comprimido.

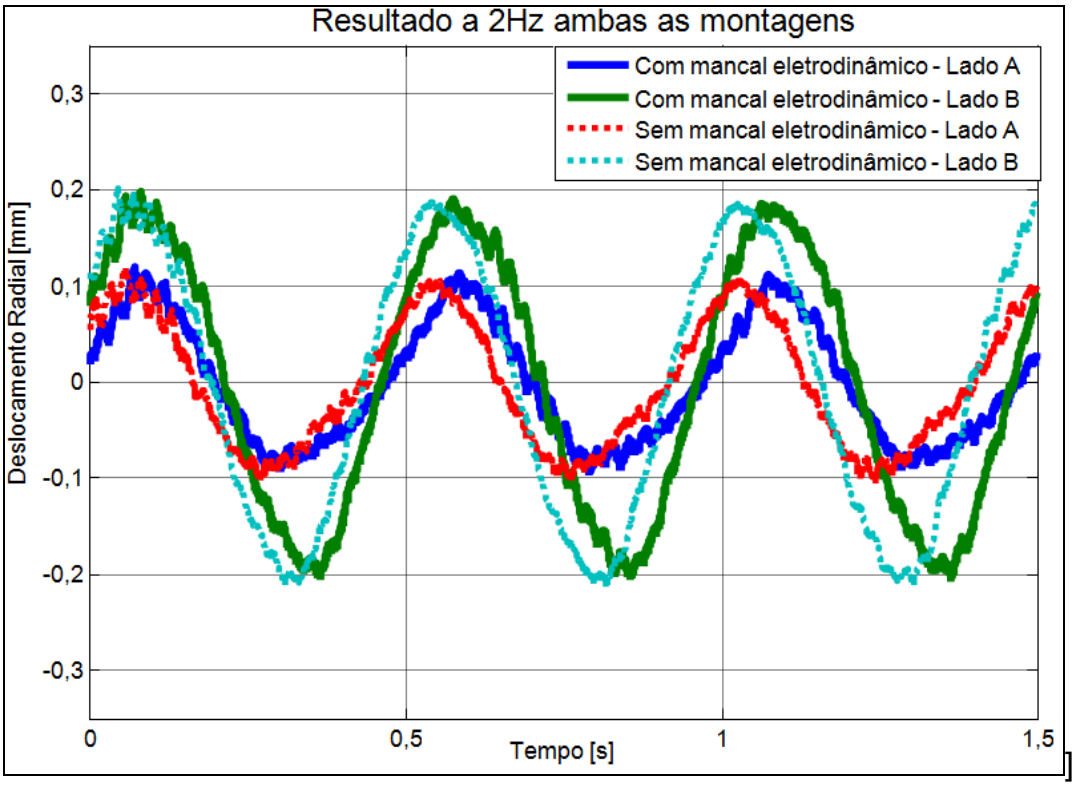
As medições feitas a baixas rotações (2 Hz a 5 Hz) têm como objetivo verificar se a regra de montagem foi feita corretamente, garantindo a repetibilidade das medições. Os resultados apresentados na figura 60, mostram as oscilações radiais a 2 Hz, nas duas extremidades do rotor. Observando as oscilações radiais de cada extremidade, percebe-se que o rotor descreve um movimento cônico, pois apresenta oscilações em fase, porém com amplitudes diferentes.

Após confirmar que a montagem dos ímãs foi feita corretamente, seguiu-se acelerando o rotor, porém novamente devido ao aumento das oscilações radiais, o rotor colidiu a uma rotação próxima de 38 Hz (2.280 rpm). Por esse motivo, o limite da rotação ficou estabelecido em 35 Hz (2.100 rpm) para os ensaios do mancal magnético híbrido.

Supõe-se que em rotações acima de 35 Hz, o rotor se movimente num modo cônico, apresentando precessão em suas extremidades. Nessa situação, o rotor está

inclinado reduzindo a distância entre o alvo e os atuadores eletromagnéticos, causando colisões entre essas duas partes. Porém, espera-se que o mancal eletrodinâmico homopolar de fluxo axial atenue essas oscilações impedindo a ocorrência das colisões.

Figura 60: Oscilações radiais com e sem o mancal eletrodinâmico a 2 Hz



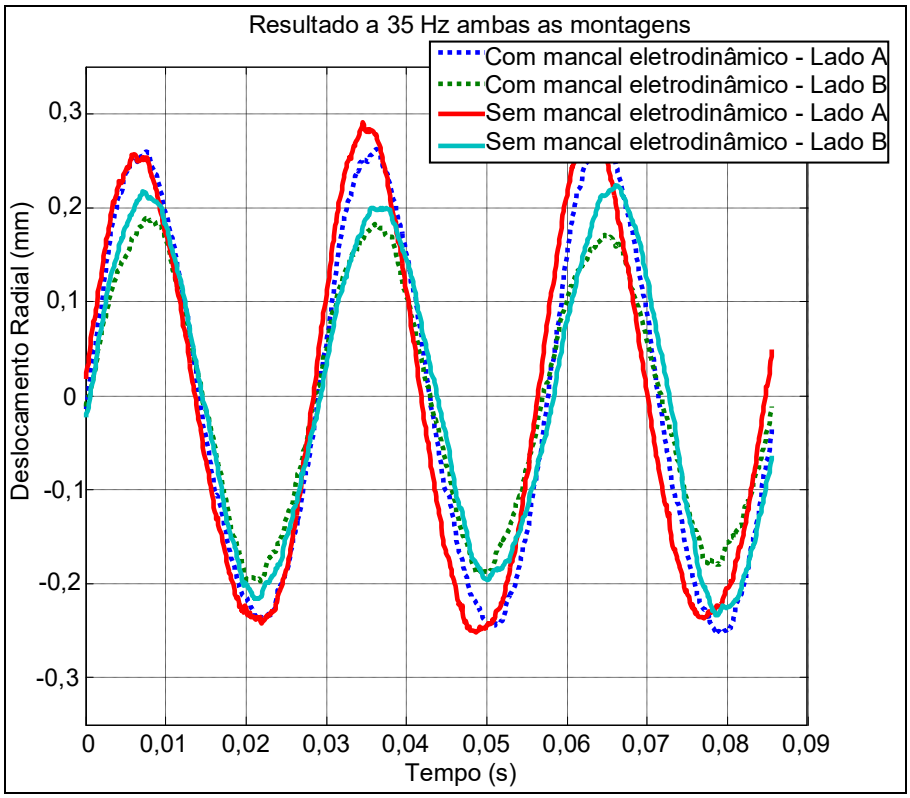
Fonte: Autoria própria

Buscando verificar o desempenho do mancal eletrodinâmico de fluxo axial, acelerou-se o rotor até 35 Hz, e devido às massas coladas ao disco condutor, espera-se que o deslocamento radial seja maior, evidenciando o desempenho da configuração eletrodinâmica, e os resultados estão apresentados na figura 61. Onde se percebe que o rotor continua descrevendo um movimento, similar ao resultado apresentado na figura 60, não há variação perceptível na amplitude das oscilações

radiais, entre a montagem com e sem o mancal eletrodinâmico, fortalecendo a hipótese apresentada no capítulo 3, de que o rotor realiza um movimento para o qual o mancal eletrodinâmico é pouco eficiente.

A configuração eletrodinâmica aqui empregada não é eficiente para amortecer oscilações radiais sincronizados com a rotação, como é o caso das oscilações resultantes de massas desbalanceadas e da não uniformidade do campo magnético.

Figura 61: Oscilações radiais com e sem o mancal eletrodinâmico a 35 Hz



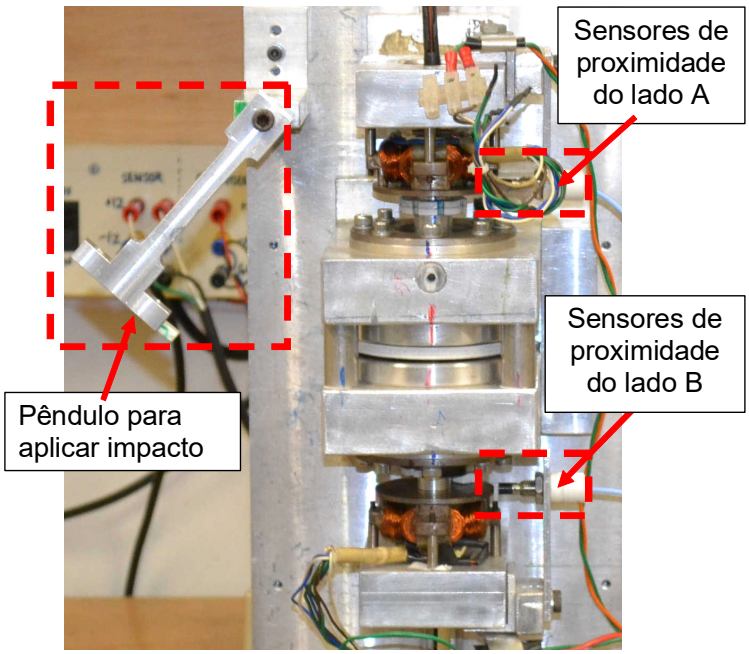
Fonte: Autoria própria

Visando observar se essa configuração permite amortecer esforços assíncronos, tais quais impactos radiais ou variações nas forças radiais geradas pela fonte de torque, uma nova série de ensaios foi conduzida.

4.2. Mancal eletrodinâmico de fluxo axial – Ensaio de impacto

O primeiro ensaio foi feito para observar o desempenho da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial em amortecer impactos radiais externos. Para tanto, o conjunto foi posicionado na vertical e o rotor, mantido parado. Os distúrbios radiais foram gerados através de um dispositivo fixado na base, que de forma similar a um pêndulo, que aplica um impacto radial sobre o disco condutor da configuração eletrodinâmica. O ensaio de impacto é realizado na montagem com e sem o mancal eletrodinâmico e as respostas comparadas. Logo, é necessário padronizar a força aplicada pelo dispositivo, para isso utilizou-se a seguinte rotina de teste: primeiro o pêndulo é elevado a uma determinada altura padronizada e é solto para colidir contra o disco condutor. Após o primeiro impacto, o pêndulo é travado evitando um segundo golpe, como mostra a figura 62.

Figura 62: Foto do experimento para teste de impacto

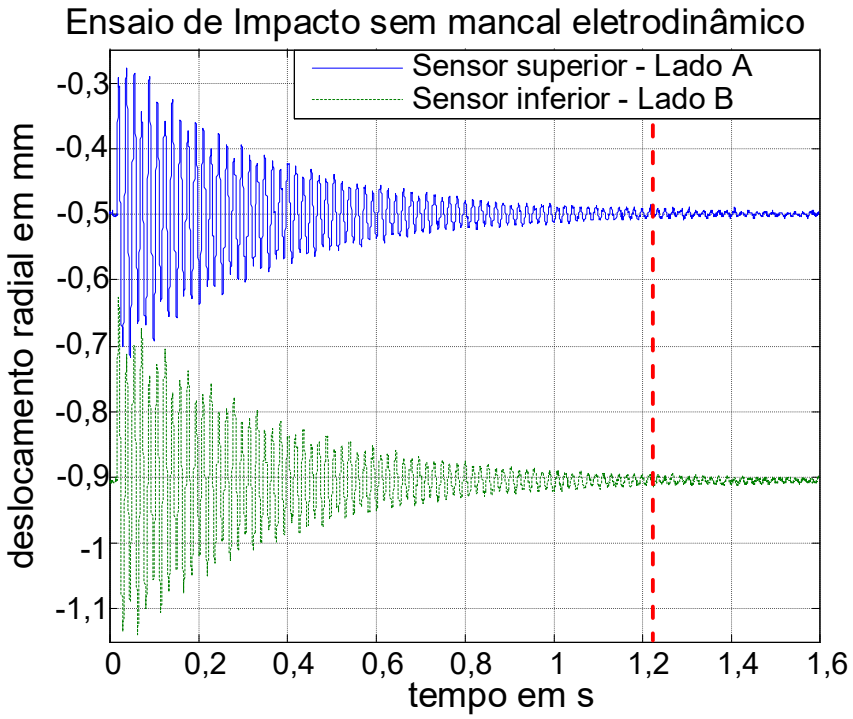


Fonte: Autoria própria

Esse experimento foi feito com duas montagens: a primeira apenas com a configuração de ímãs permanentes com o controle uniaxial e a segunda montagem é exatamente igual à primeira, mas com adição da configuração eletrodinâmica de fluxo axial. A única diferença entre a primeira e a segunda montagem são os ímãs permanentes, responsáveis por gerar o campo magnético do mancal eletrodinâmico, ou seja, o rotor possui os mesmos elementos, e a mesma massa.

Novamente no experimento foi medido o deslocamento radial nas extremidades do rotor, e o resultado obtido sem o mancal eletrodinâmico está apresentado na figura 63, aonde o lado A é a resposta do sensor referente a oscilações na parte superior do rotor e o lado B é a resposta do sensor referente à parte inferior.

Figura 63: Oscilação radial após o impacto radial sem o mancal eletrodinâmico.



Fonte: Autoria própria

Mesmo com o rotor parado, é possível observar uma pequena oscilação radial, na ordem de alguns centésimos de milímetros. Considerando essa tolerância, e utilizando um algoritmo computacional determinou-se que o tempo de atenuação das vibrações foi aproximadamente 1,2 s (linha tracejada na figura 63). A amplitude pico a pico das oscilações radiais foi de aproximadamente 0,4 mm.

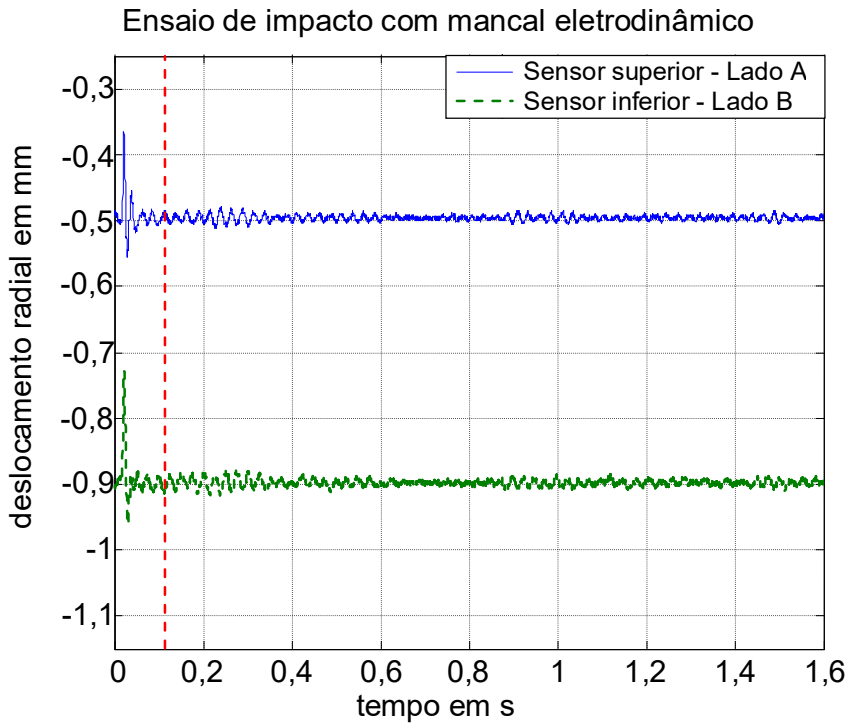
Na sequência, foi executado o ensaio de impacto utilizando a montagem com o mancal eletrodinâmico. O resultado é apresentado na figura 64. Assim como no experimento anterior, determinou-se o tempo de atenuação das oscilações radiais e, através do mesmo algoritmo estimou-se que o tempo de atenuação foi próximo de 0,1 s com uma amplitude pico a pico de aproximadamente 0,2 mm.

A comparação dos resultados apresentados na figura 63 e figura 64 evidência a eficácia do mancal eletrodinâmico de fluxo axial no amortecimento de oscilações radiais causadas por distúrbios assíncronos. Comparado ao caso em que não se usa o mancal eletrodinâmico, o uso do mancal eletrodinâmico reduziu o tempo de atenuação em cerca de 10 vezes.

Outro indício de funcionamento do mancal eletrodinâmico se deve pela amplitude pico a pico das oscilações radiais com o mancal eletrodinâmico, que é de aproximadamente 0,2 mm, cerca de metade do resultado obtido sem o mancal eletrodinâmico, comprovando o amortecimento de impactos radiais.

Os resultados do ensaio de impacto demonstram que caso atue sobre o rotor um distúrbio radial assíncrono, a configuração eletrodinâmica consegue fornecer amortecimento significativo.

Figura 64: Oscilação radial após o impacto radial com o mancal eletrodinâmico.



Fonte: Autoria própria.

No experimento seguinte, testa a capacidade de amortecimento de oscilações radiais causadas por distúrbios assíncronos mesmo com o rotor em movimento.

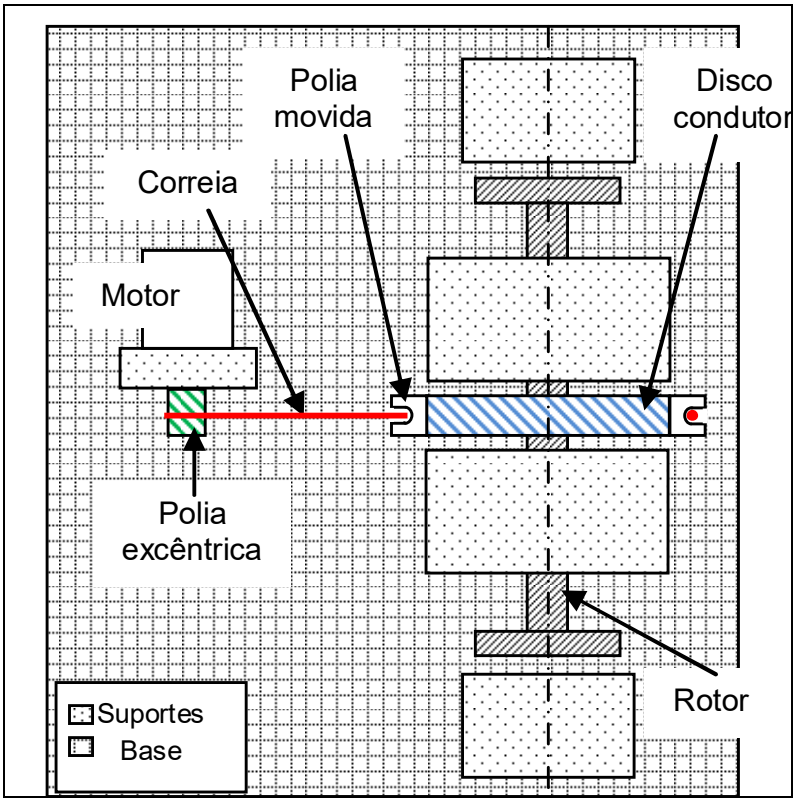
4.3. Mancal eletrodinâmico de fluxo axial – Ensaio com rotação

Assim como na experiência anterior, serão impostos esforços radiais assíncronos ao rotor de modo a induzir oscilações radiais no rotor. Como o ensaio deve ser feito em rotação, empregou-se uma fonte de distúrbios radiais que não interferisse na rotação do rotor.

Dessa forma, o ensaio proposto utiliza correias para acionar o rotor, e para gerar os distúrbios radiais, a polia motora apresenta uma excentricidade em relação ao eixo do motor (Figura 65). Dois valores de excentricidade foram testados.

1. A polia foi montada com excentricidade igual a 0,5 mm
2. A polia foi montada com excentricidade igual a 1 mm.

Figura 65: Esquema do ensaio com a polia excêntrica

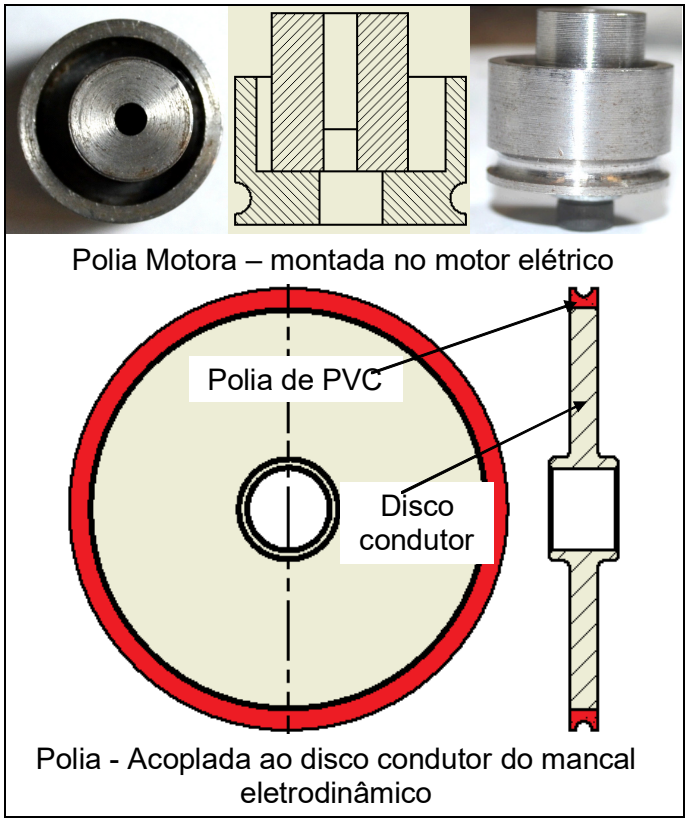


Fonte: Autoria própria

O rotor foi acelerado até rotações próximas a 35 Hz, e foram medidos os deslocamentos radiais das extremidades do rotor. Além disso, foram feitas duas baterias de experimentos, variando-se a excentricidade da polia motora. Têm-se, portanto, duas intensidades diferentes para os distúrbios radiais.

Para que a polia seja montada com excentricidades diferentes, a mesma é constituída por duas peças, como visto na figura 66. A mesma figura ilustra a polia movida, que foi acoplada ao disco condutor da configuração eletrodinâmica de fluxo axial.

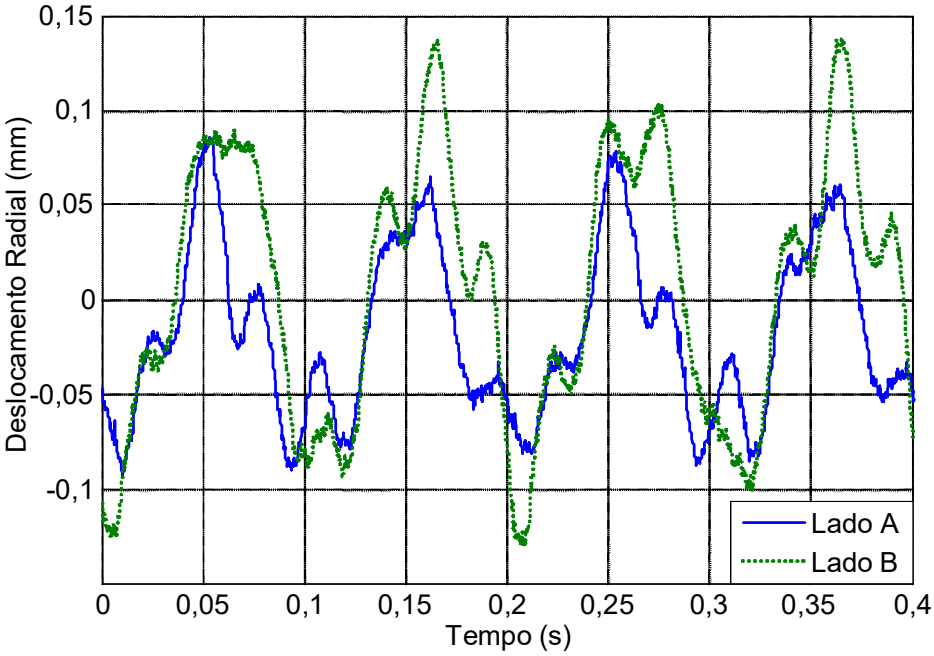
Figura 66: Esquema e foto da polia utilizada para gerar excentricidade



Fonte: Autoria própria

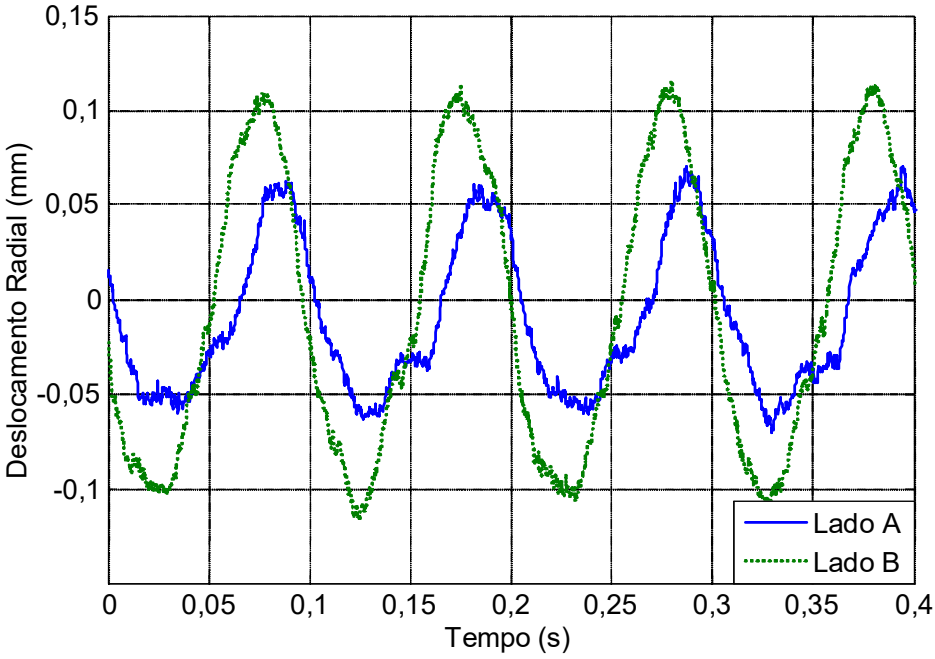
Primeiramente foi feito o ensaio com excentricidade igual a 0,5 mm e os resultados desse experimento sem o uso dos mancais eletrodinâmicos estão apresentados na figura 67. Aqui é possível observar deformações nas oscilações radiais, que são causadas pela sobreposição de duas fontes de oscilações radiais: a primeira fonte é a não uniformidade do campo magnético, que apresenta uma frequência menor e a segunda fonte é a excentricidade na polia motora, que possui uma frequência maior. Já com o uso da configuração eletrodinâmica de fluxo axial, as deformações assumem a forma apresentada na figura 68.

Figura 67: Resultado do experimento de rotação com a polia na excentricidade de 0,5 mm e sem o mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 35 Hz



Fonte: Autoria própria

Figura 68: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 0,5 mm com mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 35 Hz



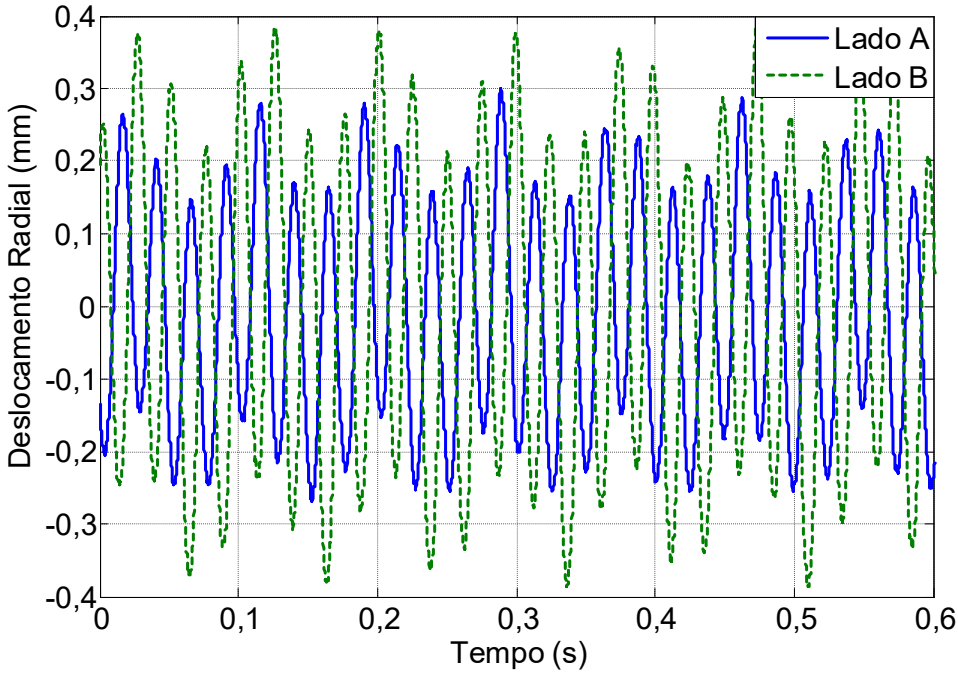
Fonte: Autoria própria

Comparando ambos os resultados apresentados, é possível concluir que, sem a configuração eletrodinâmica, existem duas oscilações radiais sobrepostas. Uma com um período maior, que é sincronizada com a rotação e a outra, com período menor, que é gerada pela excentricidade na polia motora. Com a aplicação da configuração eletrodinâmica de fluxo axial, as oscilações com período menor foram atenuadas praticamente por completo. Mesmo as oscilações com período maior, tiveram uma leve redução da amplitude.

Os mesmos experimentos foram repetidos, agora para uma excentricidade da polia motora de 1 mm, obtendo-se os resultados da figura 69 para o caso em que não se emprega o mancal eletrodinâmico. Na figura observa-se a influência da excentricidade da polia motora sobre o rotor, que apresenta oscilações radiais com grandes deformações, notam-se as oscilações causadas pela não uniformidade do campo magnético, que apresenta uma frequência menor, somado aos efeitos causados pela polia excêntrica.

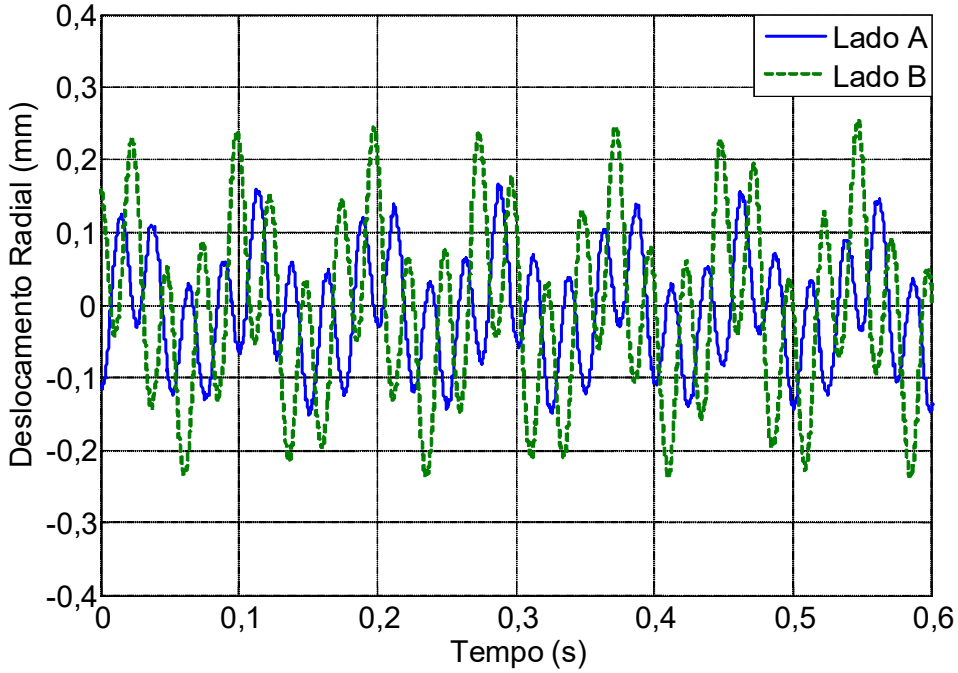
Em seguida, realizou-se o ensaio utilizando a montagem do mancal com a configuração eletrodinâmica de fluxo axial, e os resultados são apresentados na figura 70. Comparando os dois os resultados apresentados é possível observar que o aumento da excentricidade da polia motora, de forma similar ao ensaio anterior, também gerou duas oscilações sobrepostas, porém diferentemente do ensaio anterior, a configuração eletrodinâmica de fluxo axial não conseguiu atenuar completamente as oscilações geradas pela polia excêntrica, de forma que ainda observam-se as duas oscilações.

Figura 69: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 1 mm sem mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 40 Hz



Fonte: Autoria própria

Figura 70: Resultado do experimento de rotação com excentricidade de 1 mm com mancal eletrodinâmico de fluxo axial a 40 Hz



Fonte: Autoria própria

Porém é perceptível uma redução significativa na amplitude das oscilações radiais em ambos os lados do rotor, pois sem a configuração eletrodinâmica de fluxo axial, as oscilações radiais do lado A de aproximadamente 0,6 mm pico a pico e 0,8 mm no lado B e, após aplicar a configuração eletrodinâmica de fluxo axial, no lado A, a oscilação radial é aproximadamente 0,3 mm pico a pico e 0,5 mm no lado B, evidenciando a influência da configuração eletrodinâmica homopolar.

Os resultados obtidos pelos ensaios utilizando polia motora excêntrica evidencia a eficácia do mancal eletrodinâmico de fluxo axial, no que diz respeito ao amortecimento de distúrbios radiais assíncronos.

4.4. Mancal eletrodinâmico – Ensaio deslocamento do motor

Por fim, buscou-se quantificar a força radial gerada por essa configuração. Porém para efetuar essa medição é necessário deslocar o rotor sem afetar a sua rotação, e para isso foi feito um novo ensaio.

Nesse ensaio, o rotor é acionado através pelo motor elétrico com a polia inicialmente centralizada. Durante a rotação, o motor é deslocado e dessa forma, é possível impor um deslocamento radial ao rotor sem reduzir a rotação. A figura 71 mostra o esquema de como a força necessária para deslocar e manter a posição do motor pode ser feito e medido através de um dinamômetro.

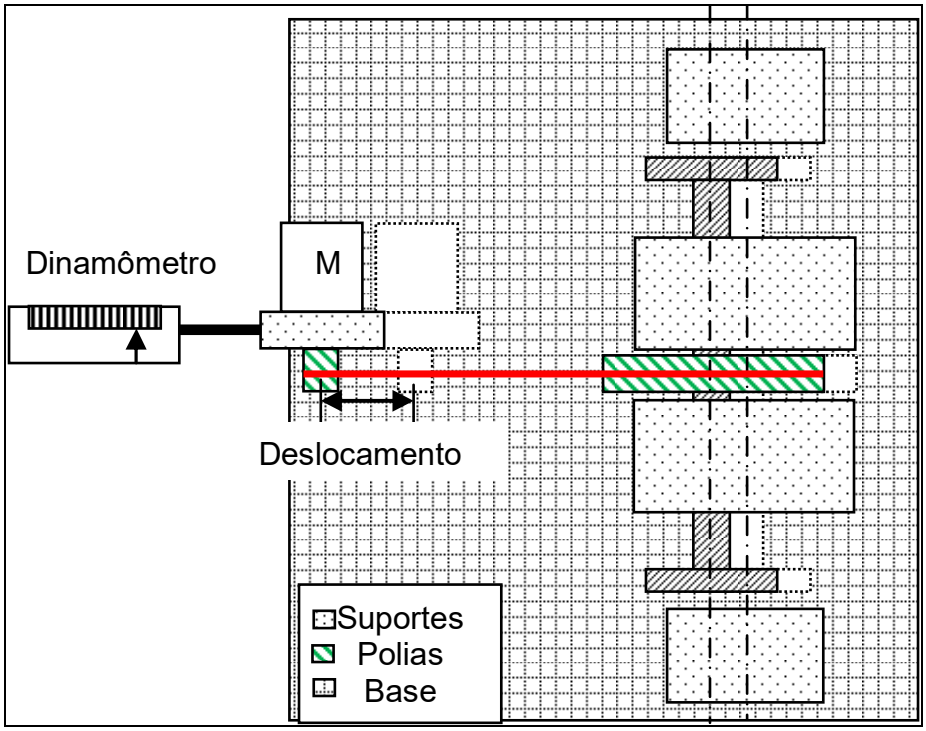
Um dinamômetro de mola foi usado na medida da força necessária para deslocar a posição do motor elétrico conforme ilustrado na foto da figura 72.

Durante esse experimento foram medidos os deslocamentos radiais, a corrente elétrica no motor e a força necessária para movê-lo. Os deslocamentos

radiais foram medidos para observar o deslocamento do rotor, como pode ser visto nos resultados apresentados na figura 73. Nesse ensaio, diferentemente dos outros ensaios, utilizou-se apenas a montagem com o mancal eletrodinâmico de fluxo axial. Observa-se pela figura, que em decorrência do deslocamento do motor elétrico, o rotor desloca aproximadamente 0,3 mm na direção radial.

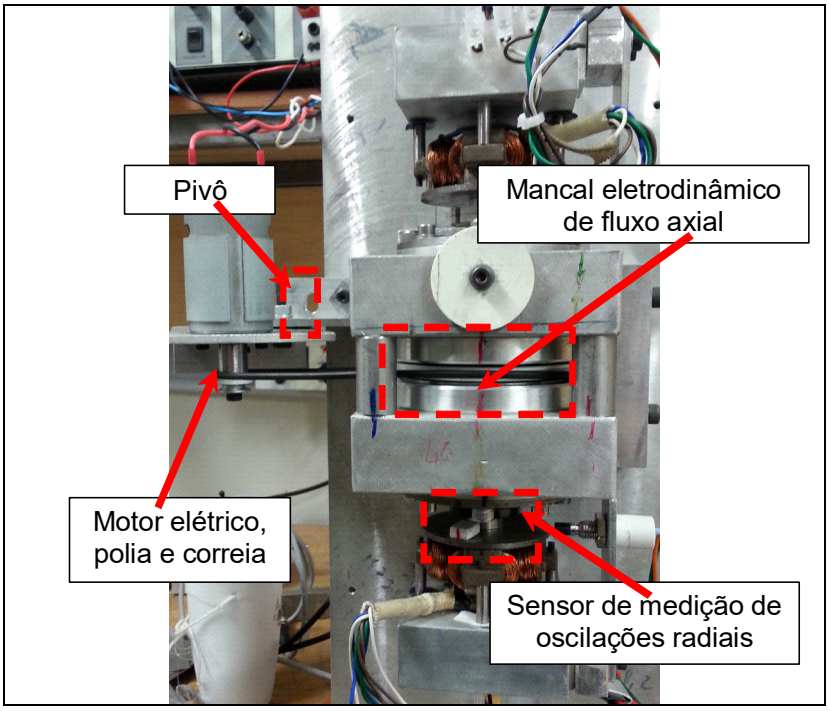
Este procedimento foi repetido para diversas rotações, e as forças radiais geradas em cada caso estão listadas na tabela 4. Observa-se na tabela, que a força para mover o rotor de 0,3 mm na direção radial foi de aproximadamente 20 N. Contudo, destes 20 N, 10 N são devido à rigidez radial dos mancais radiais de imãs permanentes. Portanto os 10 N restantes representam a força gerada pelo mancal eletrodinâmico de fluxo axial.

Figura 71: Esquema do experimento com movimento do motor elétrico.



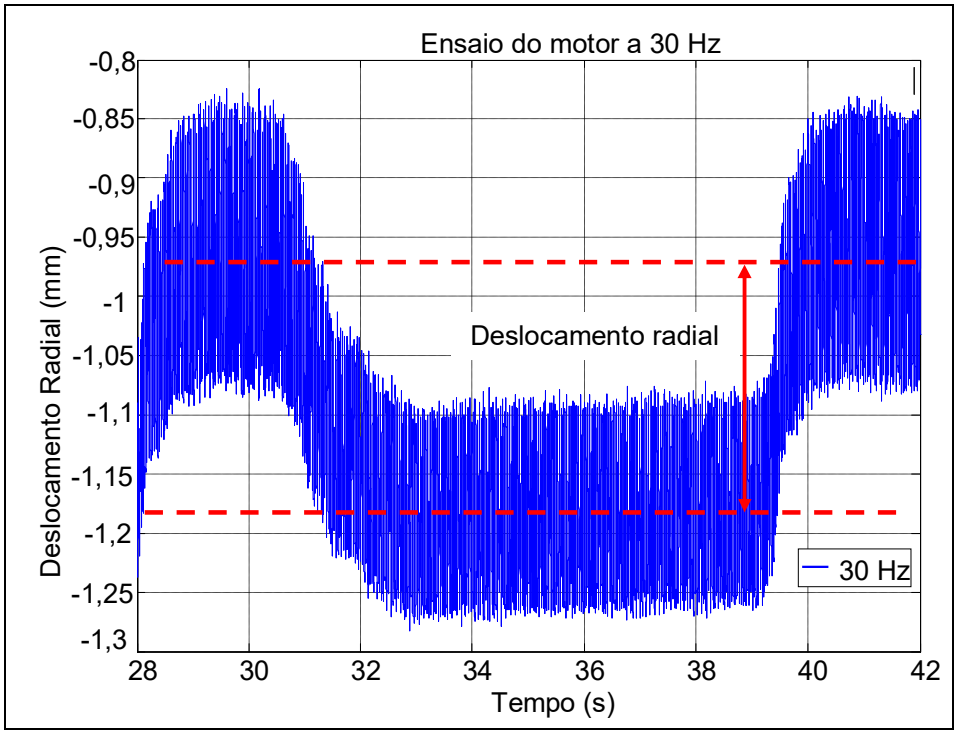
Fonte: Autoria própria

Figura 72: Foto do experimento de deslocamento do motor



Fonte: Autoria própria

Figura 73: Resultado do experimento de movimentação do motor elétrico



Fonte: Autoria própria

Tabela 4: Resultados do ensaio quantitativo.

Rotação (Hz/rpm)	Deslocamento do rotor (mm)	Força (N)
1 Hz (60 rpm)	0,3	18
2 Hz (120 rpm)	0,3	18
5 Hz (300 rpm)	0,3	16
10 Hz (600 rpm)	0,3	18
15 Hz (900 rpm)	0,3	18
20 Hz (1.200 rpm)	0,3	18
25 Hz (1.500 rpm)	0,3	20
30 Hz (1.800 rpm)	0,3	20
35 Hz (2.100 rpm)	0,3	20

Fonte: Autoria própria

Demonstra-se assim a eficácia da configuração eletrodinâmica homopolar de fluxo axial em atenuar as oscilações radiais assíncronas assim como em gerar esforços de restauração que trazem o rotor de volta à posição central de trabalho, conferindo ao mancal uma rigidez radial adicional.

4.5. Conclusão do Capítulo

Nesse capítulo, foram discutidas as características da segunda versão do mancal magnético híbrido, que seguindo as novas direções da pesquisa, apresenta apenas a configuração eletrodinâmica de fluxo axial. Com isso o rotor teve seu comprimento reduzido, aumentando a resistência à flexão e visando analisar o desempenho do mancal proposto em baixas rotações, vários ensaios foram realizados.

O primeiro desses ensaios comprovou a hipótese da influência das não uniformidades no campo gerado pelos imãs permanentes na geração de oscilações radiais. Através de um procedimento padronizado, desenvolveu-se uma forma de assegurar a repetibilidade nas oscilações entre uma montagem e outra. Persistiu-se,

porém um limite de rotação, próxima a 35 Hz, acima da qual, ocorre a colisão do rotor.

Experimentos com o rotor em rotação demonstraram a ineficácia da configuração eletrodinâmica homopolar na atenuação de oscilações radiais causadas por esforços sincronizados com a rotação, como desbalanceamento.

Contudo, em experimentos subsequentes, demonstrou-se a eficiência da configuração eletrodinâmica para amortecer esforços assíncronos. No ensaio de impacto radial, observou-se uma diminuição no tempo de amortecimento de 10 vezes através do mancal eletrodinâmico. Já no ensaio de acionamento por meio de polia excêntrica, mostraram casos em que as oscilações radiais foram atenuadas por completo.

E por fim, ensaios com aplicação de esforços radiais constantes sobre o rotor demonstraram que o mancal eletrodinâmico gera forças de reação que, em adição à rigidez radial dos mancais passivos, mantém o rotor na posição central de trabalho.

5. CONCLUSÃO

Visando propor um novo mancal magnético híbrido, com levitação estável em 5 graus de liberdade com amortecimento radial e axial, esse trabalho realizou inicialmente um levantamento crítico sobre estratégias de levitação magnética existentes, destacando-se a levitação por ímãs permanentes, a levitação supercondutora, a levitação com controle ativo e a levitação eletrodinâmica. Foram ainda realizadas revisões sobre as abordagens híbridas, ou seja, propostas de uso conjugado de duas ou mais estratégias de levitação mencionadas acima.

Dentre as abordagens híbridas, o uso combinado de ímãs permanentes para levitação nas direções radiais do rotor, com o mancal ativo eletromagnético, para estabilização na direção axial, se mostrou a abordagem mais interessante sob o ponto de vista de simplicidade e robustez. Trata-se do mancal magnético com controle uniaxial. Com relação a este mancal, esta tese identifica uma importante limitação, que é a intrínseca ausência de amortecimento na direção radial, impedindo a sua aplicação especialmente em máquinas rotativas de alta velocidade.

Nesse cenário, o presente trabalho propõe um mancal magnético híbrido com uma arquitetura baseada em um mancal de controle uniaxial, mas que conjuga a levitação eletrodinâmica, para fornecer amortecimento radial. Pretende-se assim, propor uma classe de mancais magnéticos com desempenho superior aos conhecidos, preservando a simplicidade e robustez da solução de controle uniaxial.

Em torno desta proposta principal, esta tese ainda apresenta outras contribuições. Propõe-se que o novo mancal híbrido utilize um mancal radial de ímãs permanentes por repulsão. A operação no modo de repulsão, quando comparada ao

modo de atração, apresenta a vantagem de aumentar a rigidez radial conforme o carregamento sobre o rotor aumenta.

Este trabalho propõe ainda o uso de mancais eletrodinâmicos homopolares para conferir capacidade amortecimento de vibrações radias ao mancal de controle uniaxial. Os mancais homopolares exercem força de retenção somente quando o rotor é desviado da posição central de trabalho e a velocidades de rotação relativamente altas do rotor.

Em baixas rotações, somente o mancal de controle uniaxial opera no sentido de reter os movimentos do rotor. Aqui são previstos dois tipos de mancais eletrodinâmicos: o de fluxo axial e o de fluxo radial. O primeiro opera em regiões entre baixa e média velocidade e o segundo, de alta velocidade.

Delineados os conceitos do novo mancal, fez-se em seguida a avaliação de cada uma das partes do mancal magnético híbrido através de simulações numéricas e experimentos. Nesta etapa, buscou-se delinear diretrizes para obtenção de uma elevada rigidez radial, assim como definir um atuador eletromagnético compatível com esta elevada rigidez.

Na sequencia, um protótipo foi desenvolvido para avaliar o desempenho do mancal magnético híbrido proposto. Através de ensaios demonstrou-se que o mancal de controle uniaxial, que é a base do mancal híbrido, é capaz de levitar de forma estável o rotor, sendo verificada uma expressiva rigidez radial de 22 N/mm, mediante um entreferro radial de 2,5 mm. São valores que superam quaisquer outros citados em literatura.

Agora com o rotor girando, foram realizados ainda ensaios referentes aos mancais eletrodinâmicas homopolares. Os primeiros ensaios desta parte, logo mostraram a existência de oscilações cíclicas e crescentes com a velocidade do

rotor. Não somente nestes, mas em todos os ensaios realizados ao longo desta pesquisa, a rotação ficou limitada a 35 Hz, pois acima desta velocidade o rotor acabava por colidir com o mancal. Posteriormente se confirmou que tais oscilações eram decorrentes da não uniformidade na magnetização dos imãs do mancal radial.

Os experimentos relativos aos mancais eletrodinâmicos mostraram uma atenuação considerável nas oscilações radiais, em especial com a configuração de fluxo axial. Contudo, os resultados aqui obtidos não foram conclusivos, pois se identificou um problema de deformação plástica por flexão do eixo usado no rotor.

A solução deste problema exigiu o redimensionamento do rotor com o uso de eixo de menor comprimento. Consequentemente, se fez necessário eliminar uma dentre os dois tipos de mancais eletrodinâmicos. Optou-se por preservar o mancal eletrodinâmico de fluxo axial por este ser, em tese, a mais eficaz a baixas e médias rotações. Com isso, restringiram-se, os estudos nesta tese, a baixas e médias velocidades, deixando os estudos a altas velocidades para uma pesquisa posterior.

Desenvolveu-se então, a segunda versão do mancal magnético híbrido, com um rotor novo, mais compacto e mais resistente à flexão. Os primeiros experimentos com a nova versão evidenciam que as oscilações do rotor, decorrentes da não uniformidade na magnetização dos imãs, eram muito pouco atenuadas pelo mancal eletrodinâmico. Estes resultados, junto a uma análise, demonstraram que este tipo de mancal homopolar não é capaz de atenuar vibrações de natureza síncrona, ou seja, sincronizados com a rotação. São vibrações decorrentes, por exemplo, de desbalanceamento do rotor.

Contudo, outro conjunto de experimentos demonstrou a expressiva eficiência do mancal eletrodinâmico no amortecimento de vibrações assíncronas. Assim, em ensaios de impacto radial demonstraram que e por meio do mancal eletrodinâmico, é

possível reduzir em 10 vezes o tempo de amortecimento de vibrações. A mesma capacidade de amortecimento foi evidenciada também em experimentos de acionamento por meio de motor elétrico, polia excêntrica e correia. Este último experimento demonstrou ainda que, como rotor em movimento, o mancal eletrodinâmico confere uma rigidez radial adicional à rigidez provida pelo mancal radial de imãs permanentes.

Portanto, o trabalho propôs um novo mancal magnético híbrido que tem como base um mancal de controle uniaxial. A este, é combinado um mancal eletrodinâmico de fluxo axial, de modo a conferir amortecimento radial a movimentos radiais assíncronos. O mancal magnético como um todo manteve a sua simplicidade, inclusive no seu sistema de controle. Através de uma configuração por repulsão foi obtida uma elevada rigidez radial e uma folga mecânica elevada em sua parte passiva. Por fim, o mancal eletrodinâmico se mostrou efetivo, mantendo o rotor centralizado e atenuando esforços assíncronos.

5.1. Propostas para trabalhos futuros

O grande problema verificado ao longo de toda esta pesquisa foram as oscilações cíclicas radiais do rotor em decorrência de não uniformidades no campo gerado pelos imãs permanentes do mancal radial. Tais oscilações, crescentes com o aumento da velocidade do rotor, impossibilitaram os estudos a altas velocidades, ao menos superiores a 38 Hz. Fica assim, como um primeiro tema para trabalhos futuros, a investigação do mecanismo que associa as não uniformidades do campo com os erros de movimento radiais do rotor. Em se elucidando tal mecanismo, será possível mitigar estratégias para minimizar tais efeitos indesejáveis. Na medida em

que se solucionar este problema, abre-se caminho para estudo do comportamento do mancal aqui proposto, a rotações acima de 38 Hz.

Vale lembrar que neste trabalho, os experimentos foram realizados a velocidades relativamente baixas do rotor. E por este motivo, o atuador eletromagnético do mancal uniaxial não acarretou qualquer problema significativo relacionado a efeito de frenagem. Contudo, em trabalhos futuros, que envolvam velocidades maiores, será preciso empregar um atuador eletromagnético que não interfira, ou que interfira minimamente na rotação do rotor.

Fica ainda para trabalhos futuros, o estudo de novas configurações de mancal eletrodinâmico compatíveis com esforços síncronos, o que não foi possível com o mancal eletrodinâmico empregado neste trabalho. Acredita-se que, em se desenvolvendo um mancal eletrodinâmico compatível com esforços síncronos, as oscilações decorrentes de desbalanceamento do rotor ou das mencionadas não uniformidades do campo no mancal radial, possam ser amortecidas. E desta forma, rotações mais elevadas poderão ser atingidas.

Neste trabalho, não se investigou em detalhes o comportamento do mancal eletrodinâmico diante de movimentos de inclinação do rotor. Em tese, o mancal adotado apresenta capacidade de atenuar tais movimentos, mas há que se realizar um estudo mais detalhado, tanto por simulações numéricas quanto por meio de experimentos. Uma solução simples contra tais movimentos de inclinação é a instalação do mesmo mancal eletrodinâmico em dois planos diferentes do rotor, mas o ideal, sob o ponto de vista de simplicidade da solução, é buscar otimizar os parâmetros do mancal eletrodinâmico e amortecer inclusive os movimentos de inclinação com o uso somente de um único mancal eletrodinâmico.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1 HELLER, A. “Maglev on the Development Track for Urban Transport,” Lawrence Livermore National Laboratory. Novembro 2003.

2 STEPHAN, R. M.; DAVID, E. G. "Implantação da Tecnologia MagLev-Cobra no Campus da UFRJ", CONINFRA 2009 - 3º Transportation Infrastructure Conference, São Paulo, Julho 2009

3 HORIKAWA, O.; ANDRADE, A.; SILVA, I.; BOCK, E. “Magnetic Suspension of the Rotor of a Ventricular Assist Device of Mixed Flow Type”. Artif Organs 2008; 32:334–7.

4 SILVA, I.; HORIKAWA, O.; CARDOSO J. R.; CAMARGO F. A.; ANDRADE A. J. P.; BOCK E. G. P., “Single Axis Controlled Hybrid Magnetic Bearing for Left Ventricular Assist Device: Hybrid Core and Closed Magnetic Circuit” Artificial Organs, Vol. 35, pp. 448 – 453, maio de 2011

5 CAVALHEIRO A. C. M.; SANTOS FILHO D. J.; ANDRADE A.; CARDOSO J. R.; HORIKAWA O.; BOCK E.; FONSECA J.; “Specification of Supervisory Control Systems for Ventricular Assist Devices” Artificial Organs, Vol. 35, pp. 465 – 470, maio de 2011

6 ANDRADE Jr. R.; SOTELO G. G.; FERREIRA A. C.; ROLIM L. G. B.; NETO J. L.; STEPHAN R. M., “Flywheel Energy Storage System Description and Tests” IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 17, No. 2, Junho de 2007.

7 POST R. F., “A New Look at an Old Idea The Electromechanical Battery” Science & Technology Review, Abril de 1996, disponível em <https://str.llnl.gov/str/pdfs/04_96.2.pdf> acessado em 20 de março de 2016.

8 MOSER, R.; REGAMEY Y. J.; SANDTNER J.; BLEULER H., “Passive Diamagnetic Levitation for Flywheel” 8th International Symposium on Magnetic Bearing, pp. 599-603, Japão, Agosto de 2002

9 SCHWEITZER, G. Introduction and Survey: Classification of Magnetic bearings. In SCHWEITZER G e MASLEN E. H. *Magnetic Bearings: Theory, Design, and application to Rotating Machinery*. Zürich/Florianópolis e Charlottesville: Springer, 2009, p. 10-15

10 YONNET, J. P., “Passive magnetic bearing with permanent magnets” IEEE Transactions on Magnetics, vol. MAG-14, nº5, p. 803-805 Setembro de 1978

11 MOSER, R.; SANDTNER, J.; BLEULER, H. “Optimization of Repulsive Passive Magnetic Bearings” IEEE Transactions on Magnetics, vol. 42, nº 8, p. 2038-2042 Agosto de 2006.

12 FURLANI, E. P. “*Permanent Magnet and Electromechanical Devices”*. EUA: Academic Press 2001 p. 6-7 e p. 78.

13 PELRINE, R. E. “Diamagnetic levitation”, American Scientist, vol. 92, p.428-433, Setembro-Outubro de 2004

14 CHEN, J. Y.; ZHOU, J. B.; MENG, G.; ZHANG, W. M. “Evaluation of Eddy-Current Effects on Diamagnetic Bearings for Microsystems” IEEE Transaction on Industrial Electronics, vol. 56, nº4, p. 964-972, Abril de 2009.

15 MOSER, R.; SANDTNER, J.; BLEULER, H. “Diagmagnetic suspension assisted by active electrostatic actuators” In Proceeding of the Sixth International Symposium on Magnetic Suspension Technology, Outubro de 2001

16 CALLISTER, W. D. Jr. Propriedades Magnéticas: Supercondutividade. In CALLISTER W. D. Jr, Ciência e Engenharia dos materiais, Rio de Janeiro: LTC, 2002 p. 475-477.

17 NICOLSKY, R.; ANDRADE, R. Jr.; RIPPER, A.; DAVID, D. F. B.; SANTISTEBAN, J. A.; STEPHAN, R. M.; GAWALEK, W.; HABISREUTHER, T.; STASSER, T. “Superconducting-electromagnetic hybrid bearing using YBCO bulk blocks for passive axial levitation” Supercond. Sci. Technol. Vol. 13 p. 870-874

18 LOPES, M. A. “Estudo de um Mancal Magnético Eletrodinâmico” Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro Março de 2004.

19 AMANTI, N.; LÉPINE, X.; TONOLI, A. “Modeling of Electrodynamic Bearing” Journal of Vibration and Acoustics, vol. 130 Dezembro de 2008.

20 LEMBKE, T. A. " Design and Analysis of a Novel Low Loss Homopolar Electrodynamic Bearing”. Doctoral Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2005.

21 DETONI, J. G. "Progress on electrodynamic passive magnetic bearings for rotor levitation" Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science. Novembro de 2013.

22 YOO, S.; LEE, W.; BAE, Y.; NOH, M. D. "Stability Analysis of Magnetically-Levitated Large Flywheels in Energy Storage Systems" in Advanced Intelligent Mechatronics, 2009. AIM 2009. IEEE/ASME International Conference janeiro de 2009

23 MARINESCU, M.; MARINESCU, N.; TENBRINK, J.; KRAUTH, H. “Passive axial stabilization of a magnetic radial bearing by superconductor” IEEE Transactions on Magnetics, vol. 25, nº5, p. 3233-3235 setembro de 1989.

24 CHEN, Q. Y.; XIA, Z.; MA, B.; MCMICHAEL, C. K.; LAMB, M.; COOLEY, R. S.; FOWLER, P. C.; CHU, W. K. “Hybrid High Tc Superconducting magnetic bearing for flywheel energy storage systems” Applied superconductivity, vol.2 nº 7/8, p. 457-464, 1994

25 HAN, Y. H., HULL, J. R., HAN S. C., JEONG N. H., SUNG, T. H., KWANGSOO, NO "Design and Characteristics of a Superconductor Bearing" IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 15, Nº 2, Junho de 2005.

26 SANDTNER, J.; BLEULER, H. "Electrodynamic passive magnetic bearing with planar halbach arrays." In proceeding of Ninth International Symposium on Magnetic Bearings, Kentucky, USA, Agosto de 2004

27 POST, R. F.; BENDER, D. A. "Ambient-Temperature Passive Magnetic Bearings for Flywheel Energy Storage Systems" In Seventh International Symposium on Magnetic Bearings, Zurich, Agosto de 2000.

28 MOSER, R.; REGAMEY, Y-J.; SANDTNER, J.; BLEULER, H. "Passive Diamagnetic Levitation For Flywheels" In 8th International Symposium on Magnetic Bearing, Agosto de 2002

29 FILATOV, A. V.; MASLEN, E. H. "Passive Magnetic Bearing for Flywheel Energy Storage Systems" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 37, Nº 6, Novembro de 2001.

30 SILVA, I; HORIKAWA, O. "An Attraction-Type Magnetic Bearing with Control in a Single Direction" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 36, Nº 4, Julho/Agosto de 2000

31 MUKHOPADHYAY, S. C.; GOONERATNE, C. "Studies of various configurations of permanent magnets to develop repulsive type magnetic bearing", Proceeding of AUPEC conference, paper no. 4, Sep. 28- Oct. 1, 2003, Christchurch, New Zealand.

32 GRANSTRÖM, M. "Design and Analysis of a 1-DOF magnetic bearing" Master of Science Thesis Stockholm, Sweden 2011.

33 SILVA, I. "Mancais Magnéticos Híbridos do tipo atração com controle uniaxial" Tese de Doutorado, São Paulo, Brasil, 2005.

34 PAVANI, R., A. “Mancal Magnético passivo radial por atração combinado com mancal de escoras” Dissertação de Mestrado, São Paulo, Brasil, 2015.

35 YONNET, J., P. “Permanent Magnet Bearings and Couplings” IEEE Transactions on Magnetics, Vol MAG-17, Nº 1, Janeiro de 1981.

36 MUKHOPADHYAY, S. C.; OHJI, T.; IWAHARA, M.; YAMADA, S. “Modeling and Control of a New Horizontal-Shaft Hybrid-type Magnetic Bearing” IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol. 47, Nº 1, Fevereiro de 2000.

37 MUKHOPADHYAY, S. C.; DONALDSON, J.; SENGUPTA, G.; YAMADA, S.; CHAKRABORTY, C.; KACPRZAK, D. “Fabrication of a Repulsive-type Magnetic Bearing Using a Novel Arrangement of Permanent Magnets for Vertical-Rotor Suspension” IEEE Transaction on Magnetics, Vol. 39, Nº 5, Setembro de 2003.

38 YONNET, J. P.; LEMARQUAND, G.; HEMMERLIN, S.; RULLIERE, E. O. “Stacked structures of passive magnetic bearings” Journal of Aplied Physics, Vol 70, Novembro 1991, pp. 6633 a 6635.

39 MOSER, R.; SANDTNER, J.; BLEULER, H. “Optimization of Repulsive Passive Magnetic Bearings”, IEEE Transactions on Magnetics, Vol 42, Nº8 Agosto de 2006.

40 EARSHAW, S. “On the Nature of Molecular Forces which Regulate the Constitution of Luminiferous Ether”. Transactions of the Cambridge Philosophical Society, 1839. p. 97-112.

41 FABRIZIO, I. “Electrodynamic Bearing Modeling and Design” Tese de Doutorado, Torino, Itália Março de 2010.

42 BEKINAL, S. I.; ANIL, T. R.; JANA, S. ”Analysis Of Axially Magnetized Permanent Magnet Bearing Characteristics” Progress In Electromagnetics Research B, Vol. 44, 2012.

43 YANG, S. M.; TSAI, Y. H. “Design of a Thrust Actuator for Magnetic Bearings with low radial Attraction Force” IEEE Transaction on Magnetics, Vol. 48, Nº 11 Novembro de 2012.

44 HIJIKATA, K.; KOBAYASHI, S.; TAKEMOTO, M.; TANAKA, Y.; CHIBA, A.; FUKAO, T. “Basic Characteristics of an Active Thrust Magnetic Bearing with a cylindrical rotor core” IEEE Transaction on Magnetics, Vol. 44 Nº 11, Novembro de 2008.

45 HIJIKATA, K.; TAKEMOTO, M.; OGASAWARA, S.; CHIBA, A.; FUKAO, T. “Behavior of a Novel Thrust Magnetic Bearing with a Cylindrical Rotor on High Speed Rotation” IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 45 Nº 10, Outubro de 2009.

46 SILVA, I.; CARDOSO, J. R.; HORIKAWA, O. “Design Considerations for Achieving High Radial Stiffness in an Attraction-Type Magnetic Bearing With Control in a Single Direction” IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 47, Nº. 10. Outubro 2011.

47 MAXWELL 3D – PARAMETRIC SOLUTION OPTIONS, disponível em <http://read.pudn.com/downloads106/ebook/438459/ANSOFT%20Maxwell%E5%AE%98%E6%96%B9%E6%89%8B%E5%86%8C/Maxwell%203D%20%E2%80%94%20Parametric%20Solution%20Options.pdf> acessado em 04 de dezembro de 2016.

48 YAMAMOTO, R. I.; HORIKAWA, O.; SILVA, I. “Magnetic Bearing with Uniaxial Control Using Magnetic Electrodynamic and Electromagnetic Levitation”. In: 22nd International Congress of Mechanical Engineering (COBEM 2013), 2013, Ribeirão Preto. Proceedings of the 22nd International Congress of Mechanical Engineering - COBEM 2013, 2013.

49 LECTURE 5: MAXWELL TRANSIENT SOLVERS disponível em <http://ansoft-maxwell.narod.ru/en/Maxwell_v16_L05_Transient_Solvers.pdf> acessado em 5 de dezembro de 2015.

50 GAP SENSOR AEC-55 Series PU-05 disponível em < http://www.vano.co.kr/12-GapS/AEC55M.pdf> acessado em 15 de novembro de 2015.

51 A-826PG HARDWARE USER'S MANUAL disponível em <http://www.icpdas.com/products/DAQ/pc_based/a-826pg.htm> acessado em 11 de novembro de 2016

52 SPECIFICATIONS AND ORDERING INFORMATION 3300 5mm TRANSDUCER, disponível em <http://site.ge-energy.com/prod_serv/products/oc/ja/downloads/3300_5mm_pts.pdf> acessado em 25 de novembro de 2014.

53 USER GUIDE NI USB-6008/6009 disponível em <http://www.ni.com/pdf/manuals/371303n.pdf> acessado em 11 de novembro de 2015

54 YAMAMOTO, R. I. ; HORIKAWA, O. ; SILVA, I. . Hybrid type magnetic bearing with uniaxial control using electrodynamic bearings to improve radial stability. In: IEEE International Magnetics Conference - INTERMAG 2014, 2014, Dresden. Proceedings of the INTERMAG 2014, 2014. p. 3249-3250.